

Zur Gestaltung adhäsiver Laminatstirnverankerungen und Prozessanalyse zur Fertigung thermoplastischer Faserverbundrohre

Beiträge zur Weiterentwicklung modularer Druckbehälter nach der Darmstädter Bauweise

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Vorgelegte Dissertation von Jens Martin Klein aus Witten

Tag der Einreichung: 26.04.2022, Tag der Prüfung: 06.07.2022

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Mittelstedt
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann
3. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner
Darmstadt



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich Maschinenbau
Konstruktiver Leichtbau und
Bauweisen

Zur Gestaltung adhäsiver Laminatstirnverankerungen und Prozessanalyse zur Fertigung thermoplastischer Faserverbundrohre
Beiträge zur Weiterentwicklung modularer Druckbehälter nach der Darmstädter Bauweise

Vorgelegte Dissertation von Jens Martin Klein

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Mittelstedt
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann
3. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner

Tag der Einreichung: 26.04.2022

Tag der Prüfung: 06.07.2022

Darmstadt

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-265003

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/26500>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Nicht kommerziell – Keine Bearbeitungen 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>

Zur Gestaltung adhäsiver Laminatstirnverankerungen und Prozessanalyse zur Fertigung thermoplastischer Faserverbundrohre

**Beiträge zur Weiterentwicklung modularer Druckbehälter nach der
Darmstädter Bauweise**

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt
zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

Jens Martin Klein, M. Sc.

aus Witten

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Mittelstedt
Zweitgutachter: Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann
Drittgutachter: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner
Tag der Einreichung: 26.04.2022
Tag der Prüfung: 06.07.2022

Darmstadt 2022
D 17



Meiner Familie
und meinen Freunden
gewidmet.



Vorwort

Die Inhalte dieser Dissertation sind während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen* an der *Technischen Universität Darmstadt* erarbeitet worden. Für die Möglichkeit hierzu möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Mittelstedt und Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann herzlich danken.

Bei Ihnen, Herr Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann, möchte ich mich für das Vertrauen und die Anstellung als Mitarbeiter am Fachgebiet bedanken. Ferner danke ich für Ihre fachliche Betreuung, durch die ich mein Wissen im Bereich der Faser-Kunststoff-Verbunde kontinuierlich vertiefen konnte, für Ihre Begeisterung für die Forschungsthemen und für den fortwährenden engen Kontakt.

Ihnen, Herr Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Mittelstedt, gilt mein Dank ebenfalls für das Vertrauen und die Möglichkeit, meine Arbeit fortführen zu können. Insbesondere durch das abschließende Jahr war es möglich, die Themen dieser Arbeit zu vervollständigen. Darüber hinaus danke ich Ihnen für die guten Rahmenbedingungen. Durch den engen Kontakt, die Finanzierung studentischer Hilfskräfte und aller notwendigen Komponenten war die Arbeit in dieser Form möglich. Zuletzt möchte ich mich für die Gelegenheiten bedanken, auf Konferenzen am wissenschaftlichen Diskurs teilzunehmen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner vom *Zentrum für Konstruktionswerkstoffe – Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt und Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde* möchte ich für die unkomplizierten, freundlichen Rücksprachen sowie für das Interesse an der Arbeit und das Korreferat danken.

Besonderer Dank gilt Thomas Kötting und Hasan Dadak im Technikum des Fachgebiets für den freundschaftlichen Umgang und besonders für die kontinuierliche Unterstützung bei der Konstruktion von Werkzeugen, der Herstellung von Probekörpern und dem Finden praktischer Lösungen. Ich konnte dadurch viel Praxiserfahrung sammeln. Dieser Dank gilt ebenfalls Volker Rosmann und Kevin Göttmann für die Unterstützung in der Anfangszeit. Wolfgang Heß möchte ich für die Arbeiten zur elektrischen Infrastruktur danken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Reinhard Jakobi von der *BASF SE* danke ich für die Bereitstellung von Bandhalbzeug zur Versuchsdurchführung im Schleuderverfahren.

Frederik Birk vom *Institut für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen* möchte ich für die Möglichkeit danken, die dortige Infrastruktur zur Herstellung und Analyse von Probekörpern nutzen zu können.

Kerstin Schmitt möchte ich für die herzliche Atmosphäre am Fachgebiet danken - insbesondere während der vergangenen zwei Jahre mit geringem Präsenzbetrieb.

Allen derzeitigen und ehemaligen Kollegen danke ich für die interessanten Diskussionen und die neuen Erkenntnisse durch die verschiedenen fachlichen Hintergründe jedes einzelnen. Insbesondere möchte ich mich für die Durchsicht dieser Arbeit und die hilfreichen Anmerkungen bedanken. Auch über das Fachliche hinaus war es eine schöne gemeinsame Zeit. Ich hoffe, durch die Tätigkeit als Wanderführer einen Beitrag zum guten Arbeitsklima geleistet zu haben. Fehlplanungen bzgl. Wetter, Streckenlänge, Höhenmetern und Kaffeerversorgung wurden mir hoffentlich verziehen.

Meinem Bürokollegen Erik Dahl möchte ich besonders danken - für die Einführung in das gemeinsame Projekt des Druckbehälters und die abschließende erfolgreiche Anwendung der Forschungsergebnisse, außerdem für die Diskussionen zu sinnvollen Fachthemen und sinnlosen Spitzfindigkeiten sowie für die Kompromissbereitschaft bei Raumtemperatur und Helligkeit.

Den Studierenden möchte ich ebenfalls an dieser Stelle danken, die durch ihre Arbeit zu den Forschungsergebnissen beigetragen haben.

Abschließend möchte ich meiner Familie und meinen Freunden für die direkte und die indirekte Unterstützung bei dieser Arbeit sowie den Ausgleich danken. Meinen Eltern gilt besonderer Dank, mir den Weg bis hierhin ermöglicht zu haben. Meiner Frau danke ich für vieles, aktuell besonders für die Unterstützung und die Kompromisse der vergangenen Monate.

Darmstadt, 2022

Jens Klein

Kurzfassung

Diese Arbeit steht im Kontext der Entwicklung von Druckbehältern mit thermoplastischer Matrix nach der sogenannten Darmstädter Bauweise. Konkret thematisiert werden Konstruktionsparameter adhäsiver Laminatstirnverankerungen und Prozessparameter für die Herstellung endlosfaserverstärkter Thermoplast-Rohre aus Bandhalbzeug im Schleuderverfahren.

In eine Bohrung eingeklebte Anker ermöglichen eine punktuelle Krafteinleitung in die Stirnseite von Faser-Kunststoff-Laminaten. Die Untersuchung dieses Krafteinleitungskonzepts ist der Themenschwerpunkt dieser Arbeit. Die grundlegenden Einflüsse auf die Leichtbaueigenschaften werden beschrieben. Das mechanische Verhalten wird numerisch analysiert. Es werden Verfahren für eine zuverlässige Herstellung der Verankerung aufgezeigt. Den Kern der Arbeit stellt die experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Laminataufbaus und der Geometrie auf das Tragverhalten einschließlich dem Vergleich zur T-Bolzenverbindung dar. Die Belastbarkeit der Klebschicht wird für verschiedene Adhäsive und Anker untersucht. Abschließend werden die wesentlichen Ergebnisse zu Konstruktionshinweisen zusammengefasst. Die Verankerung bewirkt eine niedrige Zwischenfaserbruch-Anstrengung im Laminat: Bereits kleine Querschnitte genügen, um Lasten bis zum Erreichen der Mindestbruchkraft hochfester Gewindestangen einzuleiten.

Im Schleuderverfahren wird durch die Fliehkraft und das Aufschmelzen der thermoplastischen Matrix das Bandhalbzeug konsolidiert. Dieses Verfahren wird in einer Prozessanalyse untersucht und die Auswirkung der Drehzahl, der Prozesstemperatur und der Heizdauer auf den Porengehalt von CFK- und GFK-Polyamid 6-Rohren diskutiert. Für beide Werkstoffe werden geringe Porengehalte erreicht. In einer Machbarkeitsstudie zeigt sich ein alternatives Fertigungsverfahren mit anionischer in-situ-Polymerisation von Polyamid 6 ebenfalls für den Schleuderprozess geeignet.



Abstract

In this work, advices are presented for the design of adhesively bonded anchor bolts into the cross section of thick fiber-reinforced laminates and process parameters for rotational casting of cylinders made of fiber-reinforced thermoplastic prepreg are discussed.

The anchors are adhesively bonded into a bore at the cross section of the laminate. Influences on the lightweight characteristics are described. The mechanical behavior is numerically analyzed. Manufacturing processes appropriate for the anchorage are identified. The main results concern the experimental analysis of the load bearing behavior, depending on the geometry and the laminate layup, as well as a comparison to t-bolts. The loading capacity of the adhesive layer is examined for a variety of adhesives and anchors. Finally design advices are concluded. The bonded anchor bolt achieves a low inter-fiber-fracture stress exposure of the laminate: Small cross sections are sufficient to transmit loads of high strength threads.

The centrifugal force and the melting of the thermoplastic matrix consolidate the thermoplastic prepreg during the rotational casting. This manufacturing process is analyzed. The influences of the rotational speed, the temperature and the duration on the porosity of CFRP and GFRP PA 6 laminates are discussed. A low porosity can be achieved for either material. Further, it is shown in a feasibility study, that rotational casting is an appropriate process for the anionic in-situ polymerization of PA 6.



Inhaltsverzeichnis

Vorwort	v
Kurzfassung	vii
Abstract	ix
Symbolverzeichnis	xix
1 Thematische Einordnung	1
2 Einführung zur Laminatstirnverankerung	5
2.1 Potenzial adhäsiver Laminatstirnverankerungen	6
2.2 Verankerungen als Krafteinleitung im Bauingenieurwesen	9
2.2.1 Betonbau	10
2.2.2 Holzbau	11
2.3 Einflussfaktoren adhäsiver Laminatstirnverankerungen	13
2.4 Konstruktive Vorüberlegungen für den Leichtbau	15
2.5 Schlussfolgerungen, Zielsetzung und Methodik	21
3 Numerische Betrachtung des grundlegenden mechanischen Tragverhaltens	25
3.1 Modellierung der Laminatstirnverankerung	26
3.1.1 Grundlegender Modellaufbau	26
3.1.2 Detailbetrachtung des Simulationsmodells	29
3.2 Spannungsanalyse der Klebschicht	32
3.2.1 Charakterisierung des Spannungszustands	33
3.2.2 Einfluss der Werkstoffeigenschaften	37
3.2.3 Einfluss der Geometrie Größen	40
3.2.4 Einfluss des Ankerdurchmessers und der Mehrfachverankerung . .	49
3.2.5 Diskussion und Schlussfolgerungen zur Klebschichtspannung	54
3.3 Analyse der Laminatbeanspruchung	56
3.3.1 Charakterisierung der Laminatanstrengung	56
3.3.2 Einfluss der Adhäsiv-Werkstoffeigenschaften	59
3.3.3 Einfluss der Laminatsteifigkeit und der Geometrie Größen	60
3.3.4 Einfluss des Ankerdurchmessers und der Mehrfachverankerung . .	69
3.3.5 Diskussion und Schlussfolgerungen zur Laminatanstrengung	76

4	Versuchsaufbau und Untersuchung zum Fertigungseinfluss von Klebschicht und Bohrung	79
4.1	Versuchsaufbau, -durchführung und -auswertung	79
4.2	Betrachtung von Fertigungseinflüssen	82
4.2.1	Einfluss des Verklebeprozesses auf die Klebschichtqualität und das Kohäsivversagen	82
4.2.2	Einfluss des Bohrungsprozesses auf die Geometrie, die Oberfläche und das Versagensverhalten der Klebschicht	89
4.2.3	Schlussfolgerungen zur Probekörperherstellung	94
5	Einfluss von Adhäsivtyp, Klebschichtdicke und Ankerart	97
5.1	Versuchsplanung	98
5.2	Versuchsergebnisse	101
5.3	Zusammenfassung, Diskussion und Schlussfolgerungen	105
6	Experimentelle Untersuchung von Tragfähigkeit und Versagensverhalten	107
6.1	Versuchsplanung	107
6.2	Versuchsergebnisse: Versagenmodi und Tragfähigkeit der Verankerung . .	111
6.2.1	Analyse des Schädigungsverhaltens	112
6.2.2	Analyse der Tragfähigkeit von Klebschicht und Laminat	115
6.2.3	Diskussion von Versagensverhalten und Tragfähigkeit	122
6.3	Validierung der numerischen Ergebnisse	123
6.3.1	Belastbarkeit der Klebschicht	123
6.3.2	Anstrengung und Deformation des Laminats	124
6.3.3	Diskussion zum Vergleich von Simulation und Experiment	129
6.4	Referenzversuche mit T-Bolzenverbindungen	130
6.4.1	Versuchsplanung	130
6.4.2	Tragverhalten und Vergleich der Tragfähigkeit	130
6.5	Schlussfolgerungen zur Tragfähigkeit von adhäsiven Laminatstirnverankerungen	133
7	Einfluss der Ankerstrukturierung auf das Tragverhalten	137
7.1	Stand der Technik und der Forschung adhäsiver Verbindungen mit Makrostrukturierung der Oberfläche	138
7.2	Versuchsplanung	139
7.2.1	Voruntersuchung	141
7.2.2	Versuchsplan	145
7.3	Versuchsergebnisse	147
7.3.1	Untersuchung zur Klebschicht	147
7.3.2	Untersuchung zum Laminatversagen	149
7.4	Diskussion und Schlussfolgerungen der Untersuchung	151

8 Zusammenfassende Konstruktionshinweise	153
8.1 Laminat- und Verankerungsparameter: Dimensionierung	154
8.2 Gestaltung von Klebschicht und Anker	158
8.3 Berücksichtigung des Vorspannkraftverlusts	159
8.4 Fertigungsbedingungen	161
9 Herstellung thermoplastischer, endlosfaserverstärkter Rohre im Schleuderverfahren	163
9.1 Einführung	163
9.1.1 Stand der Technik des Schleuderverfahrens	164
9.1.2 Zielsetzung	165
9.2 Durchführung von Fertigungsversuchen	166
9.2.1 Infrastruktur und Prozessablauf des Schleuderverfahrens	166
9.2.2 Analyse der Laminatqualität anhand von Schliffbildern	168
9.2.3 Versuchsplanung	170
9.3 Analyse der Laminatqualität	172
9.3.1 Von Prozessparametern unabhängige Betrachtung	172
9.3.2 Einfluss der Prozessparameter	175
9.3.3 Hinweise zur Herstellung von FKV-Rohren im Schleuderprozess	178
9.3.4 Diskussion der Ergebnisse	179
9.4 Machbarkeitsstudie zur Fertigung faserverstärkter Rohre mittels in-situ-Polymerisation	180
9.4.1 Grundlagen der in-situ-Polymerisation	180
9.4.2 Infrastruktur und Herstellungsprozess	181
9.4.3 Ergebnisse und Diskussion der Fertigungsversuche	182
9.5 Schlussfolgerungen zur Herstellung endlosfaserverstärkter Zylinder mit thermoplastischer Matrix	184
10 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick	185
Literatur	193
A Werkstoffkennwerte	207
A.1 Glasfaserverstärktes Laminat	207
A.2 Adhäsiv Hilti HIT-RE 500 V3	208
B Simulationsergebnisse	209
C Versuchsergebnisse	211
C.1 Versagenslasten	211
C.2 Voraussetzungen der statistischen Auswertung	213
C.2.1 Tests auf Normalverteilung	213
C.2.2 Tests auf Gleichheit der Varianzen	215



C.3	Statistische Auswertung der Versuchspläne	217
C.3.1	Einfluss der Verankerungslänge	217
C.3.2	Wechselwirkung der Breite und Dicke des Laminats	218
C.3.3	Auswirkung der Lamineinspannung	219
C.3.4	Wechselwirkung von Laminataufbau und Breite	220
C.3.5	Auswirkung des Ankerdurchmessers	221
C.4	Untersuchung der Ankerstrukturierung	223
C.4.1	Voruntersuchung	223
C.4.2	Untersuchung zur Klebschicht	225
C.4.3	Untersuchung zum Laminatversagen	226
D	Versuchsergebnisse des Schleuderverfahrens	227

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
A138	Adhäsiv <i>Araldite</i> [®] <i>AV138/HV998 M-1</i>
A2014	Adhäsiv <i>Araldite</i> [®] <i>2014-2</i>
AWV	ausgeglicherer Winkelverbund
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
Delo	Adhäsiv <i>DELO-DUOPOX</i> [®] <i>AD840</i>
Dia.	Diamant
DIC	Digital Image Correlation
DMS	Dehnungsmessstreifen
EK	Ethanolkühlung
elast.	elastisch
engl.	englisch
ESZ	ebener Spannungszustand
EVZ	ebener Verzerrungszustand
Fb	Faserbruch
FE	Finite Elemente
FEA	Finite Elemente Analyse
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF-PA6	glasfaserverstärktes Polyamid 6
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
ggü.	gegenüber
Gl.	Gleichung
Hilti	Adhäsiv <i>Hilti HIT RE 500 V3</i>

HM	Hartmetall
ISO	Internationale Organisation für Normung
KI	Konfidenzintervall
Lam.	Laminat
lin.	linear
LK	Luftkühlung
MAA	mittlere absolute Abweichung der Mittelwerte
MoS ₂	Molybdändisulfid
MQS	mittlere Quadratsumme
MSV	Mehrschichtverbund
OFAT	one factor at a time
p	passiv
PA 6	Polyamid 6
PAZ	Profil-Armierungs-Ziehen
PK	Probekörper
plast.	plastisch
Prüfw.	Prüfwert
PTFE	Polytetrafluorethylen
QI	quasiisotrop
QS	Quadratsumme der Abweichungen
Resid.	Residuen
rot.-sym.	rotationssymmetrisch
S	Sicherheitsfaktor
SD	Standardabweichung
SF	Standardfehler
SLJ	single-lap joint
strukt.	strukturiert
TBJ	tubular butt joint
UD	unidirektional
VHM	Vollhartmetall
Zfb	Zwischenfaserbruch

zyl. zylindrisch

Griechische Formelzeichen		Einheit
α	Faserwinkel zur Längsachse	°
$\bar{\Phi}$	Mittelwert des Porengehalts	%
β	Winkel	°
Δ	Differenz	—
η	dynamische Viskosität	Pa s
Φ	Porengehalt	%
π	Kreiszahl	—
ρ	Dichte	g/cm ³
σ	Normalspannung	N/mm ²
τ	Schubspannung	N/mm ²
τ	Zeit	s
θ	Bruchwinkel	°
ε	Dehnung	%
φ	Faservolumengehalt	%
$\hat{\sigma}$	Maximum der Normalspannung	N/mm ²
$\bar{\sigma}$	Mittelwert der Normalspannung	N/mm ²
$\hat{\tau}$	Maximalwert der Schubspannung	N/mm ²
$\bar{\tau}$	Mittelwert der Schubspannung	N/mm ²

Indizes

0	0°-Faserorientierung
0,75	Steigung in mm
1,25	Steigung in mm
90	90°-Faserorientierung
95%	95%-Konfidenzintervall
A	Laminatfläche
i, j	Laufindizes
k	Steifigkeit

<i>r</i>	radial
A	Anker
abs	absolut
Adh	Adhäsiv
B	Bohrung
eff	effektiv
Fb	Faserbruch
ges	gesamt
i	innen
L	Laminat
lim	Grenzwert
LS	Laminatschicht
M	Mantelfläche
M	Montage
max	maximal
min	minimal
Nenn	Nennwert
opt	optimiert
Poly	Polymerisation
Proz	Prozess
Prüf	Prüfung
S	Schmelzpunkt
s	symmetrischer Laminataufbau
soll	Sollwert
Struk	Struktur
tukey	TUKEY-Test für Post-hoc-Vergleiche
U	Umdrehungen
Zfb	Zwischenfaserbruch

Koordinatensysteme

- 1, 2, 3 Koordinatensystem der unidirektionalen Schicht
- r, ϕ, x zylindrisches Koordinatensystem

x, y, z kartesisches Koordinatensystem

Lateinische Formelzeichen		Einheit
\dot{q}	zugeführte Wärmestromdichte	W/(kg s)
A	Flächeninhalt	mm ²
a	Scherlänge	mm
a	Temperaturleitfähigkeit	m ² /s
b	Breite	mm
df	Freiheitsgrade	–
d	Durchmesser	mm
E	Elastizitätsmodul	N/mm ²
F	Kraft	N
F	Teststatistik des F -Tests	–
h	Höhe	mm
l	Verankerungslänge	mm
m	Masse	g
n	Anzahl	–
n_U	Drehzahl	U/min
P	Steigung	mm
p	Druck	N/mm ²
R_a	arithmetischer Mittelwert der Rauheit	μm
R	Festigkeit	N/mm ²
s	Weg	mm
T	Temperatur	°C
t	Dicke	mm
v	Geschwindigkeit	m/s



1 Thematische Einordnung

Druckbehälter sind ein verbreitetes Strukturbauteil für diverse technische Bereiche. Sie finden unter anderem Anwendung als Speichermedium für Druckluft, Erdgas oder Wasserstoff sowie als Hydraulikzylinder. Aufgrund des vorwiegenden Membranspannungszustands in der Behälterwand können bei der Verwendung von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) die hohen faserparallelen Festigkeiten ideal ausgenutzt werden. Im Vergleich zu Stahl oder Aluminium als Behälterwerkstoff weisen FKV-Behälter neben einer höheren Leichtbaugüte (Speichervolumen pro Masse) aufgrund der hohen spezifischen Werkstofffestigkeit auch den Vorteil der Korrosionsbeständigkeit auf [van15]. Monolithische Behälter aus FKV, hergestellt im Nasswickelverfahren mit Epoxidharz mit thermoplastischer Dichtschicht (sog. Liner) bspw. als Erdgasspeicher vom Typ 4 [Ver14], sind Stand der Technik. Herausforderungen, denen diese Bauweise gegenübersteht, sind:

- die Befestigung aufgrund der monolithischen Bauweise und der zweifachen Krümmung der Dome - bspw. entsprechend der Konzepte aus Patenten in [Sch_11; KM10; Sta15; KMR14; SIS02],
- die Haftung zwischen dem thermoplastischen Liner und der Behälterwand mit duroplastischer Matrix [van15], sowie
- ein stoffliches Recycling.

Am Fachgebiet *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen* (KLuB) der *Technischen Universität (TU) Darmstadt* ist ein modulares Druckbehälterkonzept - die sogenannte Darmstädter Bauweise - entwickelt worden, Bild 1.1. Die Komponenten der modularen Bauweise sind:

- thermoplastische Rohrhalbzeuge für den Zylinder sowie
- separat gefertigte und nachträglich gefügte, konkave Behälterböden.

Der modulare Aufbau ermöglicht in der Fertigung eine einfache Anpassung des Behältervolumens durch die Länge des Rohrhalbzeugs. Durch den Zugang zum Innenraum vor dem Verschließen durch die Böden erschließt die Bauweise zudem weitere Anwendungsgebiete des Behälters: bspw. die Montage eines Kolbens für Hydraulikzylinder oder das Einbringen von Speichermedien. Der konkave Boden bietet eine ebene Anbindungsfläche an den Zylinder-Stirnseiten. Bei entsprechender Größe kann das freie, konkave Volumen des Bodens ebenfalls dem Schutz des Ventils dienen. Durch den thermoplastischen FKV des

Zylinder können gleiche Werkstoffsysteme für dessen Matrix und den dichtenden Liner verwendet werden. Der Liner kann somit direkt in die Behälterwand integriert werden. Darüber hinaus ermöglicht der thermoplastische Matrixwerkstoff Schweißverbindungen zum Behälterboden und ein späteres stoffliches Recycling. Am Fachgebiet *KLuB* wurden das *Profil-Armierungs-Ziehen* (PAZ-Verfahren) [Wen00] und das Schleuderverfahren [Ehl02] zur Herstellung von FKV-Zylindern mit thermoplastischer Matrix ausgearbeitet. Das modulare Behälterkonzept wird in [SW99] beschrieben und in [Wen00] anhand erster Analysen untersucht. Die Ausarbeitung des Konzepts als Druckluftbehälter ist in [Sch04] erfolgt. Eine Übertragung der Bauweise für höhere Betriebsdrücke - als Speichersystem sowie als Hydraulikzylinder - wird in [Löh13] durchgeführt. In [Löh13] wird zudem die Verwendung vorimprägnierter Bandhalbzeuge (sog. Prepreg) als geeignete Weiterentwicklung des Schleuderverfahrens aufgezeigt.

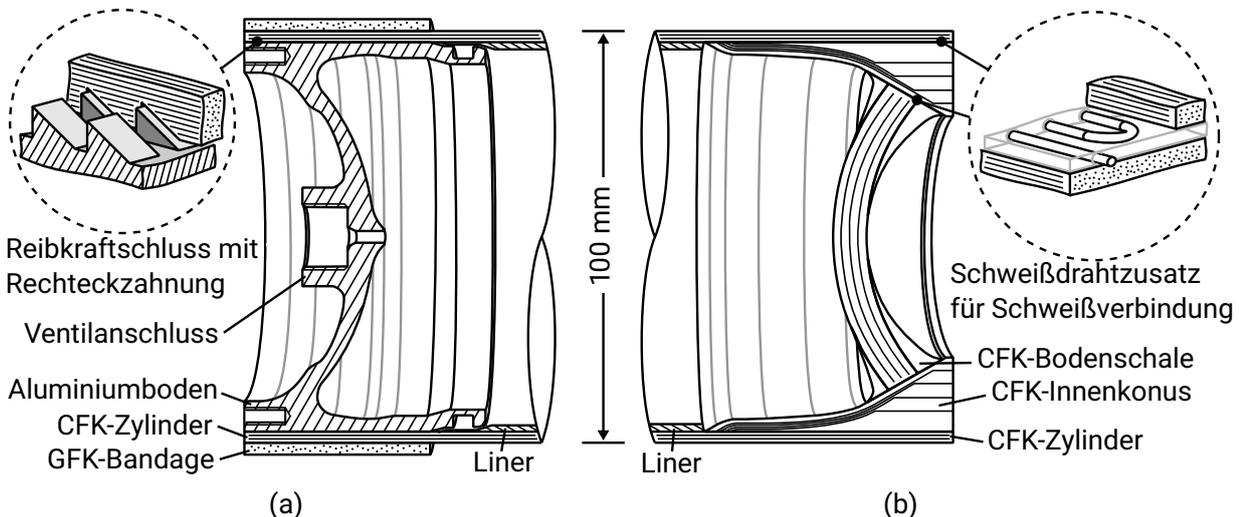


Bild 1.1: Modularer Druckbehälter der Darmstädter Bauweise nach [Dah22]. (a) Variante mit Aluminiumboden und Bandage aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) für den reibkraftschlüssigen Pressverband zur Lastübertragung. Die gerichtete Rechteckzahnung ermöglicht geringe Montage- bei dennoch hohen, entgegengesetzten Betriebskräften. Der Prototyp hat im Belastungsversuch 470 bar Berstdruck bestanden. (b) Variante mit zweiteiligem FKV-Boden bestehend aus der Bodenschale und dem Innenkonus. Die Lastübertragung erfolgt über eine Schweißverbindung durch ein Widerstandsschweißverfahren mit mäanderrörmigem Schweißdrahtzusatz.

Die vorliegende Arbeit ist der Weiterentwicklung der Darmstädter Bauweise modularer Druckbehälter für hohe Betriebsdrücke zuzuordnen. Zwei Bodenkonzepte für Hochdruckbehälter aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) sowie die Untersuchung der zugehörigen Verbindungstechniken - ein Schweißverfahren für einen thermoplastischen FKV-Boden und eine gerichtete Zahnung für den Reibkraftschluss eines Aluminiumbodens

- sind hierzu bereits in [Dah22] analysiert und ausgearbeitet worden, Bild 1.1. Um das Potenzial der Weiterentwicklung vollständig zu entfalten, befasst sich die vorliegende Arbeit mit der Krafteinleitung und der Zylinderherstellung des Hochdruckbehälters. Hierzu wird entsprechend der Rahmenbedingung des thermoplastischen Bodenkonzepts ein Krafteinleitungskonzept in die Stirnseite von Laminaten untersucht. Des Weiteren wird die Herstellung thermoplastischer, endlosfaserverstärkter Zylinder aus vorimprägniertem Bandhalbzeug im Schleuderverfahren detailliert betrachtet.

Motivation

Sowohl Krafteinleitungselemente als auch FKV-Zylinder sind nicht nur im Kontext des Druckbehälters von Interesse sondern darüber hinaus elementare Bestandteile von Strukturbauteilen. Neben dem Beitrag zur Weiterentwicklung der Darmstädter Bauweise ist die übergeordnete Motivation deshalb eine allgemeine Grundlagenuntersuchung beider Themenbereiche. Hierdurch wird die Anwendung der Forschungsergebnisse unabhängig vom Kontext des Druckbehälters ermöglicht.

Zur Krafteinleitung

Krafteinleitungen stellen häufig die größte Herausforderung bei der Konstruktion von Strukturbauteilen aus FKV dar. Dies ist im Wesentlichen in deren nichtisotropen Werkstoffeigenschaften begründet. Ohne ein technisch und wirtschaftlich geeignetes Konzept besteht die Gefahr, die Leichtbaugüte (Bauteileigenschaften pro Masse) der FKV-Struktur wesentlich zu senken.

Die Eignung eines Konzepts hängt von den jeweiligen Randbedingungen (u. a. Last, Geometrie, Fertigungsverfahren, Kosten) ab. Problemspezifische Neuentwicklungen sind jedoch im Vergleich zu standardisierten Lösungen mit hohem Aufwand verbunden. Die Verfügbarkeit einer Vielzahl möglicher Lösungskonzepte zur Krafteinleitung erlaubt eine bestmögliche Wahl für die jeweilige Problemstellung. Es ist daher unbedingt erforderlich, neue Krafteinleitungskonzepte durch Grundlagenforschung auszuarbeiten und Richtlinien zur Auslegung für die Konstruktion bereitzustellen. Hierbei sind insbesondere lösbare Krafteinleitungen und Konzepte in Differentialbauweise von Interesse. Die Lösbarkeit kann Strukturintegration, Montage und Reparatur vereinfachen. Die Differentialbauweise ermöglicht die Anwendung unabhängig von der Bauteilfertigung sowie die Verwendung kostengünstiger Halbzeuge. Beides kann zu einer wirtschaftlichen Umsetzung von Krafteinleitungen insbesondere bei geringen Stückzahlen beitragen und somit die Anwendungsmöglichkeiten von FKV erweitern, wie bspw. im Bereich des Werkzeugmaschinenbaus [Lan18].

Nachträglich in eine Bohrung eingebrachte Verankerungen sind ein Krafteinleitungskonzept, das sowohl lösbare Verbindungen als auch eine Differentialbauweise ermöglicht. In ersten Untersuchungen haben die Verankerungen das Potenzial zur Einleitung hoher,

lokaler Lasten in die Stirnseite von FKV-Laminaten gezeigt [Her15]. Im Rahmen dieser Arbeit werden die relevanten Parameter adhäsiver Verankerungen identifiziert und deren Einfluss auf das Tragverhalten analysiert. Das Ziel ist die Ausarbeitung von Gestaltungsempfehlungen als Beitrag zum Konstruktionskatalog für Krafteinleitungen in FKV.

Zum Fertigungsverfahren

Thermoplaste gewinnen als Matrix für endlosfaserverstärkte Strukturbauteile zunehmend an Bedeutung. Ursachen sind die positiven Eigenschaften in der Verarbeitung im Vergleich zu Reaktionsharzen: die längere Lagerfähigkeit vor der Verarbeitung, geringere Zykluszeiten und die bessere Arbeitshygiene. Zudem werden Schweißverbindungen und stoffliches Recycling ermöglicht. Um das Potenzial der Werkstoffeigenschaften von FKV vollständig ausnutzen zu können, sind Fertigungsverfahren mit hoher Laminatqualität - das heißt u. a. mit einem hohen Faservolumengehalt, geringem Porengehalt und definierter Faserorientierung - und die Herstellung innerhalb enger Toleranzen notwendig.

Das Schleuderverfahren hat sich als geeignet zur Herstellung hochwertiger, endlosfaserverstärkter Zylinder mit thermoplastischer Matrix erwiesen [Ehl02; Löh13]. Es ist das weitere Ziel dieser Arbeit, für das Herstellungsverfahren mit vorimprägniertem Bandhalbzeug aus [Löh13] den Einfluss der Prozessparameter auf die Laminatqualität zu analysieren.

2 Einführung zur Laminatstirnverankerung

Krafteinleitungen in FKV sind form-, reibkraft- und stoffschlüssig in verschiedenen Ausführungen sowie auch in Kombination bekannt [Sch07; Wie07]. Die Wahl eines Konzepts hängt von den Randbedingungen der Problemstellung ab. Die Ausgangssituation dieser Arbeit ist das FKV-Bodenkonzept des modularen Druckbehälters entsprechend [Dah22], Bild 1.1 (b). Die Axialbelastung des Zylinders infolge des Innendrucks wird über den Stoffschluss in den Innenkonus übertragen. Diesbezüglich ist die Behälterstirnseite ein spannungsfreier Rand. Die Umfangsbelastung infolge des Innendrucks wird im Randbereich neben dem Zylinder ebenso vom Innenkonus mit hohem Anteil von Fasern in Umfangsrichtung aufgenommen. Das dementsprechend reduzierte Spannungsniveau in diesem Randbereich, die konstruktiv bedingte, große Wanddicke sowie die plane Stirnfläche von Innenkonus und Zylinder stellen das Potenzial dar, die Stirnfläche des Behälters als Bauraum der Lasteinleitung zu nutzen. Der Zugang zum Innenkonus sowie zum Zylinder erfolgt in diesem Bereich stirnseitig in die Lamine beider Komponenten. Die Lasteinleitung in die Laminatstirnseite ist somit die wesentliche Randbedingung für die Untersuchung eines geeigneten Konzepts zur Lasteinleitung.

Aus der Literatur bekannte Lösungskonzepte für diese Randbedingung der stirnseitigen Lasteinleitung in FKV sind in Bild 2.1 dargestellt. Die Lasteinleitungskonzepte sind nach Art der Lastübertragung in form- und stoffschlüssig sowie im Bezug auf die Fertigung in Differential- und Integralbauweise untergliedert. Von den vorgestellten Konzepten wird die adhäsive Verankerung (Bild 2.1 g) in der vorliegenden Arbeit detailliert betrachtet. Im Folgenden wird dieses Konzept genauer vorgestellt, dessen Potenzial begründet und die Grundlagen anhand des Stands der Technik und Forschung dargelegt. Darauf aufbauend werden eine Übersicht der Einflussgrößen bei adhäsiven Verankerungen in FKV-Lamine gegeben sowie konstruktive Vorüberlegungen im Kontext des Leichtbaus diskutiert. Abschließend werden daraus die Zielsetzung der Arbeit zur Untersuchung der Krafteinleitung abgeleitet und das methodische Vorgehen erläutert.

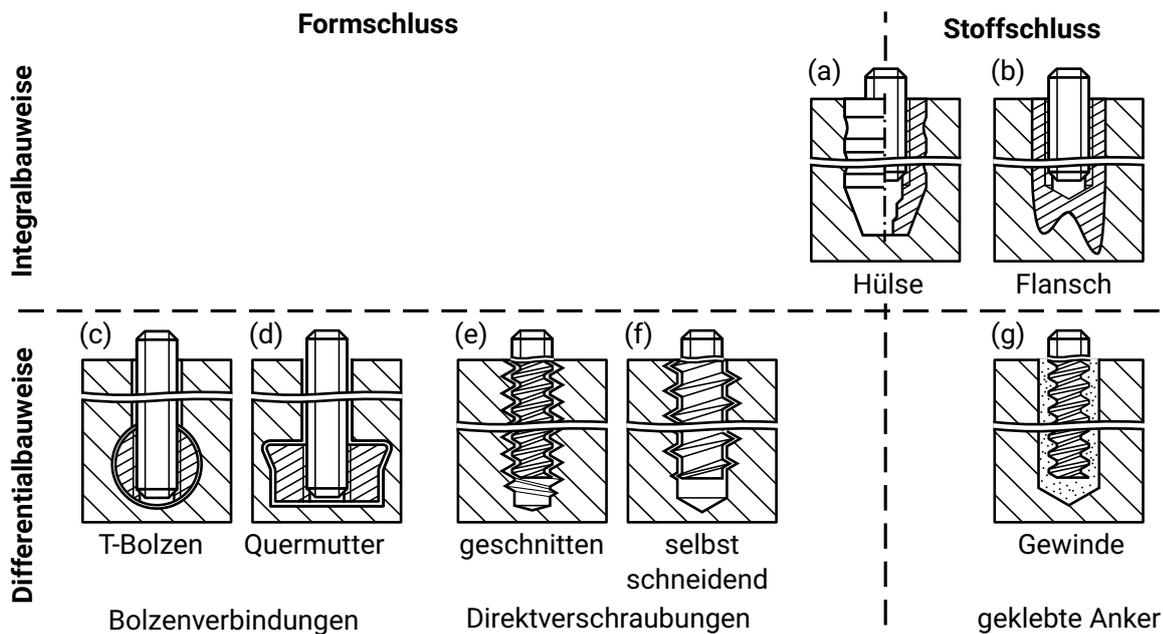


Bild 2.1: Konzepte zur Krafteinleitung in die Stirnseite von FKV-Laminaten zugeordnet nach Wirkprinzip der Kraftübertragung und Bauweise. (a) Die einlamierte Hülse sowie (b) der Flansch sind Beispiele von Rotorblattanschlüssen in Integralbauweise von Windkraftanlagen, nach [Hau14]. Die Hülse trägt mittels Formschluss und zudem Stoffschluss durch Adhäsion zum Laminierharz. (c) T-Bolzen sind adaptierte Bolzenverbindungen. Sie werden ebenfalls für Rotorblattanschlüsse verwendet [Hau14]. (d) Bei Quermuttern wird das Profil der Mutter für den Formschluss und die Aussparung des Gewindebolzens bspw. durch Wasserstrahlschneiden in einem Fertigungsschritt hergestellt [Lan18]. Verschraubte Verbindungen als (e) geschnittenes Regelgewinde oder (f) selbst schneidende Schrauben werden in [Kli15] betrachtet. In [Her15] werden ebenfalls (f) selbst schneidende Anker sowie (g) verklebte Gewindestangen aus dem Betonbau für FKV untersucht; diese werden im Patent [SD16] zur Anbindung eines Flansches an eine FKV-Hohlwelle für die Übertragung von Drehmomenten vorgeschlagen.

2.1 Potenzial adhäsiver Laminatstirnverankerungen

Da die Eignung von Krafteinleitungen problemspezifisch bedingt ist, können Vor- und Nachteile nicht generalisiert werden. Stattdessen wird das Potenzial nachträglicher Verankerungen unter den Aspekten des Einflusses der Bauweise, der Auslegung und des Mechanismus der Kraftübertragung diskutiert. Das grundlegende Konzept nachträglich integrierter Anker in die Stirnseite von FKV-Laminaten ist in Bild 2.2 anhand des Beispiels der adhäsiven Verankerung dargestellt. Der Kontext des Druckbehälters stellt ein mögliches Anwendungsbeispiel dar; es erfolgt jedoch keine detaillierte Diskussion problemspezifischer Anforderungen.

Die Bauweise bestimmt die Fertigung sowie die notwendigen Komponenten einer Kraftein-

leitung und kann dadurch die Wirtschaftlichkeit entscheidend beeinflussen. Für endlosfaser-verstärkte Kunststoff-Verbunde kann eine Differentialbauweise, wie sie verschraubte sowie verklebte Anker (Bild 2.1 e, f, g) ermöglichen, vorteilhaft sein. Im Gegensatz zur Integralbauweise entfällt eine ggf. aufwendige Drapierung der Fasern um die Krafteinleitungselemente. Die Differentialbauweise ermöglicht ebenfalls eine Anwendung für FKV-Halbzeuge und kann somit deren Einsatz in Strukturbauteilen begünstigen. Konzepte mit Ankern, die Formschluss durch einen Hinterschnitt anstelle von Gewinden erzeugen (T-Bolzen und Quermutter, Bild 2.1 c bzw. d), erfordern neben der Stirnseite einen weiteren Zugang über die Dicke des Laminats. Dies erfordert einen zusätzlichen Arbeitsschritt. Darüber hinaus kann es die Anwendungsmöglichkeiten wie im Beispiel des Behälterbodens einschränken.

Standardisierte Komponenten stehen in großer Vielfalt als mögliche Krafteinleitungselemente zur Verfügung. Dies sind neben speziellen Ankern - bspw. aus dem Betonbau (Abschnitt 2.2) - insbesondere Komponenten wie Schrauben und Gewindestangen. Das Gewinde stellt die lösbare Verbindung dar. Im Fall geklebter Anker erzeugt dies zusätzlich zur Adhäsion einen Formschluss durch die Oberflächenstrukturierung. Die Vielfalt der standardisierten Komponenten mit zylindrischer Geometrie erlaubt den Rückschluss, dass Verfahren zur kosteneffizienten Fertigung verfügbar sind. Dies ist bei der möglichen Entwicklungen von Ankern speziell für den Einsatz in FKV relevant. Im Hinblick auf die Bauweise stellen nachträgliche Verankerungen durch die Eignung für Halbzeuge sowie durch vorhandene Standardkomponenten als Anker ein hohes Potenzial zur kosteneffizienten Fertigung von Krafteinleitungen in FKV dar.

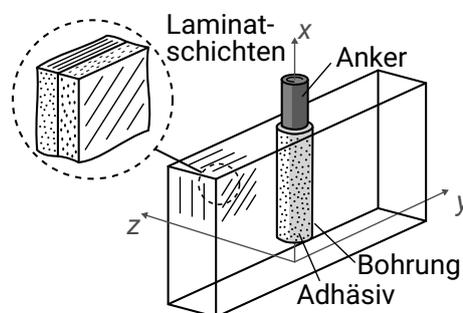


Bild 2.2: Konzept der adhäsiven Laminatstirnverankerung. Die Bohrung wird nachträglich in die Stirnseite des FKV-Laminats eingebracht. Die Lasteinleitung vom Anker in das Laminat erfolgt über ein ebenfalls nachträglich eingebrachtes Adhäsiv.

Einfache oder bekannte Auslegungsverfahren sind anzustreben, um einen leichten Transfer des Konzepts zu ermöglichen. Die Verwendung standardisierter Komponenten als Krafteinleitungselement der Verankerung stellt eine geeignete Grundlage zur mechanischen Gestaltung dar. Neben der Auswahl von Ankergeometrien und -strukturierungen zur möglichen Traglaststeigerung bezieht sich dies auf die Verfügbarkeit verschiedener Festigkeitsklassen. Insbesondere hochfeste Komponenten sind für den Leichtbau relevant. Durch die genormten Festigkeitsklassen ist das Versagensverhalten bekannt, kann gezielt gewählt

werden und es kann auf bekannte Berechnungsverfahren zurückgegriffen werden.

Der Mechanismus der Kraftübertragung vom Anker in das Laminat wirkt sich auf die lokale Beanspruchung des Laminats aus. Neben Stoffschluss und Formschluss über Gewinde oder Hinterschnitte (Bild 2.1) kann die Lastübertragung ebenfalls mittels reibkraftschlüssiger Konzepte (Bild 2.3) erfolgen. Reibkraftschlüssige Anker benötigen zur Kraftübertragung das Aufbringen einer Normalkraft. Im Fall konventioneller rotationssymmetrischer Anker resultiert die Normalkraft bei Verankerungen in die Laminatstirnseite in Druckspannungen auf die Bohrungswand. Diese erzeugen Zugspannungen in Laminatdickenrichtung und stellen ein Risiko zur Delamination dar. Die Anwendung reibkraftschlüssiger Anker in die Laminatstirnseite wird deshalb als kritisch für die Laminatbeanspruchung bewertet. Ankerkonzepte mit Hinterschnitten zur Lastübertragung (T-Bolzen und Quermutter, Bild 2.1 c bzw. d) reduzieren den tragenden Laminatquerschnitt im Vergleich zu Lösungen mit Lastübertragung über die Mantelfläche der stirnseitigen Bohrung wie adhäsive Anker oder Schraubanker. Zudem ist eine weitere metallische Komponente erforderlich. Adhäsive Anker und Schraubanker weisen deshalb das Potenzial auf, die Leichtbaugüte der Krafteinleitung bzw. der Gesamtstruktur zu steigern.

Sowohl adhäsive Verankerungen als auch Schraubanker haben in [Her15] das Potenzial zur lokalen Einleitung hoher Kräfte in die Laminebene aufgezeigt. Beide Varianten konnten bis zum Versagen der Anker belastet werden. Im Bezug auf potenzielle Laminatschädigung unterscheiden sich jedoch beide Konzepte. Das Gewinde der Schraubanker erzeugt eine Vielzahl von Kerben im Laminat, die Ausgangspunkte von Laminatschädigung sein können. Im Fall adhäsiver Anker besteht der Bohrungsgrund als einzige Kerbe des Laminats in Lastrichtung. Risse in der Klebschicht infolge der Strukturierung adhäsiver Anker, die sich in das Laminat fortsetzen könnten, kann durch Klebstofftypen mit plastischem Deformationsvermögen vorgebeugt werden. Zudem ist eine konstruktive Anpassung der Ankeroberfläche bzw. -strukturierung zur Reduktion des Kerbeinflusses möglich. Die Gestaltung des Gewindes von Schraubankern ist ebenfalls möglich; dies erfordert jedoch ein passendes Schneidwerkzeug oder das Sicherstellen der selbstschneidenden Eigenschaft.

Neben dem direkten Einfluss des Mechanismus der Lastübertragung muss ebenfalls der zugehörige Montageprozess berücksichtigt werden. Im Fall von Schraubankern besteht beim Schneiden des Gewindes - entweder durch ein Werkzeug oder durch ein selbst schneidendes Gewinde - das Risiko der Delamination infolge der auftretenden Prozesskräfte im Laminat. Die Herstellung von Klebungen weist das Risiko der Bildung von Fehlstellen auf, die ebenfalls die Tragfähigkeit reduzieren können. Dies können Poren, unvollständige Füllung und reduzierte Adhäsion zu den Oberflächen sein. In beiden Fällen sind geeignete Fertigungsparameter zu ermitteln, um die Tragfähigkeit sicherzustellen.

Neben dem allgemeinen Potenzial von Verankerungen, mechanisch hoch belastbare und durch die Differentialbauweise kosteneffiziente Krafteinleitungen zu ermöglichen, weisen stirnseitige Lösungskonzepte geringere Anforderungen an den Bauraum auf. Adhäsive Verankerungen weisen gegenüber reibkraftschlüssigen Lösungen und Direktverschraubun-

gen ein geringeres Risiko von Laminatschädigung auf. Zudem erfordern Anpassungen der Ankerstrukturierung keine Änderungen weiterer Komponenten. Das Konzept der adhäsiven Verankerung weist deshalb das Potenzial auf, hohe Lasten lokal in die Laminatstirnseite einleiten zu können. Dieser Lösungsansatz wird im Folgenden weiterverfolgt.

2.2 Verankerungen als Krafteinleitung im Bauingenieurwesen

Stoff-, form- und reibkraftschlüssige Verankerungen sind aus dem Bauwesen zur Lasteinleitung u. a. in Beton (Bild 2.3) und Holz bekannt. Die Randbedingungen dieser Anwendungen unterscheiden sich von Laminatstirnverankerungen durch die Werkstoffeigenschaften und die Geometrie. Sowohl Beton als auch Holz weisen i.A. geringere Festigkeiten als FKV auf. Verankerungsgründe aus Beton ohne Bewehrung haben zudem im Unterschied zu FKV isotrope Werkstoffeigenschaften. Aufgrund der geringeren Festigkeiten von Beton und Holz weisen die entsprechenden Strukturbauteile größere Querschnitte im Vergleich zu Laminaten auf. Aufgrund der unterschiedlichen Werkstoff- und Geometriebedingungen ist kein direkter Übertrag des bekannten Stands der Technik zum Verhalten der Krafteinleitung in Laminatstirnseiten möglich. Dennoch werden im Folgenden die Grundlagen von Verankerungen in Beton und Holz vorgestellt. Der Stand der Forschung wird entsprechend der Untersuchung einer adhäsiven Verankerung in FKV auf dieses Themenfeld begrenzt. Des Weiteren werden die Rechercheergebnisse auf den Fall quasi-statischer Zuglasten eingeschränkt. Da die Recherche zu stirnseitigen Verankerung in FKV zwar Lösungskonzepte aufgezeigt hat, jedoch keine grundlegenden Untersuchungen zur adhäsiven Verankerung veröffentlicht sind, soll dadurch ein grundlegender Einblick zum Verhalten gegeben und Schlussfolgerungen für die Anwendung in FKV diskutiert werden.

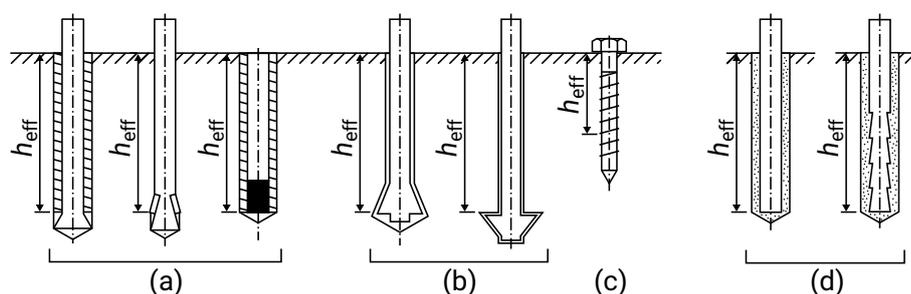


Bild 2.3: Beispiel verschiedener reibkraft-, form- und stoffschlüssiger Verankerungen aus dem Betonbau: (a) Spreizdübel, (b) Hinterschnittdübel, (c) Schraubanker und (d) Verbund- bzw. Injektionsanker, nach [DINf]

2.2.1 Betonbau

Eingeklebte Verankerungen (engl. bonded anchor bolts) sind als Verbundankersysteme mit ungesättigten Polyesterharzen seit 1975 im Bauwesen zugelassen [EMR84]. Es wird zwischen Verbundankern mit Glas- oder Folienkapseln und Injektionsankern unterschieden. Bei Injektionsankern wird das Adhäsiv aus Kartuschen in die Bohrung injiziert. Der Einsatz nachträglich installierter Verankerungen ist durch Normen definiert - bspw. in DIN EN 1992-4 [DINf] für die Europäische Union oder ACI 355.4-19 [Ame20] in den Vereinigten Staaten von Amerika. Die zugelassenen Lasten für ein Verankerungssystem sowie die vorgeschriebenen Einsatzbedingungen - u. a. Verankerungstiefe und Randabstände - sind durch Europäische Technische Produktspezifikationen definiert [DINf]. Das Versagen der Verankerung unter Zugbelastung kann auf fünf verschiedene Arten auftreten, Bild 2.4.

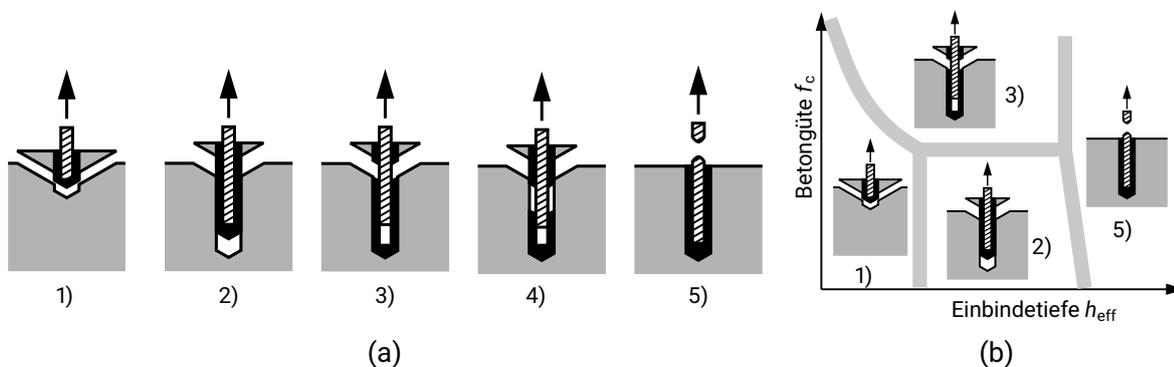


Bild 2.4: (a) Versagensarten adhäsiver Verankerungen im Betonbau: 1) Betonkonusausbruch, 2) Versagen in der Grenzfläche Verbundmasse zu Beton, 3) Versagen in der Grenzfläche Anker zu Masse, 4) Mischbruch 5) Ankerbruch [Kun_98a]. (b) Qualitative Einordnung zum Auftreten der Versagensarten abhängig von Betongüte f_c und Einbindetiefe h_{eff} auf Grundlage einer Datenbank mit Versuchsberichten aus Europa, den USA und Japan [Kun_98b].

Das Auftreten der Versagensarten wird durch die Konfiguration der Verankerung bestimmt. Dies sind die Werkstoffeigenschaften (Festigkeit und Steifigkeit) von Beton, Verbundmasse/Adhäsiv und (Stahl-) Anker, die Geometrie (u. a. Verankerungstiefe, Anker- und Bohrungsdurchmesser, Randabstand) und die Randbedingung des Lastabtrags im Beton. Die Steigerung der Betonfestigkeitsklasse bewirkt die Zunahme der Tragfähigkeit [CM16]. In Bild 2.4 (b) ist der qualitative Einfluss von Betongüte und Verankerungstiefe auf die Versagensart dargestellt. In [Coo93] wird gezeigt, dass Betonkonusausbruch vor allem bei kurzen Verankerungstiefen auftritt, während bei größeren Tiefen ein kombinierter Betonkonus-Verbund-Mischbruch auftritt. Im Fall von Konusausbruch ergibt sich nach numerischen Berechnungen in [App09] eine überproportionale Steigerung der Tragfähigkeit mit zunehmender Verankerungstiefe h_{eff} . Dies wird mit der zunehmenden Kegelmantelfläche der Wirkfläche begründet. Für Gruppen von Verankerungen kann Spalten des Betons in Verbindung mit Mischbruch auftreten [Epa_15]. In [ECA06] wird ein Model für das

Verhalten von Einzel- und Gruppenverankerungen erarbeitet, das Konusausbruch und Ankerauszug infolge von Verbundversagen berücksichtigt. Die Ergebnisse zeigen, dass der Mindestabstand von Gruppenverankerungen zum Erreichen der Einzellast je Anker vergleichbar zum Verhalten eines Einzelankers mit steigender Verbundfestigkeit zunimmt. Aufgrund des unterschiedlichen Werkstoffverhaltens von Beton ggü. FKV sind Details zum Versagen durch Konusausbruch und zugehörige Berechnungsvorschriften für diese Arbeit nicht weiter relevant.

2.2.2 Holzbau

Im Holzbau werden ebenfalls adhäsive Verankerungen (engl. Bezeichnung: glued-in rods) zur Lasteinleitung in Tragwerke verwendet. Untersuchungen hierzu werden wie im Betonbau seit den 1970er Jahren durchgeführt [RE08]. Aufgrund der nicht isotropen Werkstoffeigenschaften des Holzes sowie dem Einsatz von Konstruktionsholz (bspw. Furnierschichtholz oder Brettschichtholz), das aus mehreren verleimten Schichten besteht, liegen potenziell mehr Analogien zum Einsatz in FKV vor. Zudem weisen Tragwerke ebenfalls begrenzte Querschnittsflächen auf, wodurch auch die geometrischen Randbedingungen ähnlich zur stirnseitigen Anwendung in FKV-Laminaten sind.

Verklebte Gewindestangen werden insbesondere zur faserparallelen Lasteinleitung in Holz verwendet und werden für diesen Anwendungsfall ggü. formschlüssigen Lasteinleitungen bevorzugt [BS17]. Die Verankerungen zeigen zudem das Potenzial höherer Beanspruchbarkeit ggü. einfachen Überlappungsklebungen [Gru_19a]. Weitere positive Eigenschaften sind die hohe Belastbarkeit und Steifigkeit, die geringe Masse sowie die Feuerresistenz und Ästhetik durch die innere Lage im Holzträger [BH01b].

Das Auslegungsziel ist die Dimensionierung auf Zug-Versagen des Ankerelements. Durch die geeignete Wahl des Ankerwerkstoffs wird ein duktileres Versagensverhalten für die Lasteinleitung in Holz möglich, das selber spröde Werkstoffeigenschaften aufweist [RE08; SGW07]. Neben dem Ankerversagen kann Versagen von Klebschicht und Holz auftreten, Bild 2.5. Für Verankerungsgruppen - bestehend aus mehreren, nebeneinander angeordneten Ankern - kann auch der Auszug der Gruppe durch Holzversagen auftreten [Hun_16]. Im Allgemeinen können verschiedene Versagensmodi trotz gleicher Parameter auftreten [Gru_19a; CCG09].

Zur Auslegung auf Ankerversagen muss die Belastbarkeit im Zusammenhang mit der Klebschicht und dem Holzträger bekannt sein. Die Belastbarkeit sowie das Versagensverhalten werden von der Konfiguration der Verankerung (Geometrie, Werkstoffeigenschaften und Randbedingungen) beeinflusst. Folgend wird eine Übersicht zu Untersuchungen der wichtigsten Einflussgrößen auf die Traglast und das Versagensverhalten der Verankerung gegeben.

Zum Einfluss des Ankers werden dessen Werkstoffeigenschaften - Festigkeitsklassen von

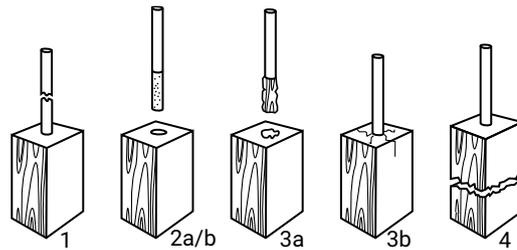


Bild 2.5: Versagensmodi von adhäsiven Einzelverankerungen in Holz: 1) Ankersversagen, 2a/b) Ankerabzug (Adhäsions- und Kohäsionsversagen der Klebschicht oder Holzversagen an der Mantelfläche der Bohrung), 3a) Holzversagen durch Auszug von Holz-Pflocken um den Anker, 3b) Versagen durch Spalten des Holzes, 4) Zugversagen des Holzträgers am Ende der Überlappung. [BS17; CCG09; Hun_16; Muc19]; Darstellung nach [Gru_19a]

Gewindestangen sowie GFK-Anker [Gru_19a; Gru_19b], dessen Oberfläche [Gru_19a] und dessen Ankerdurchmesser [RE08; BH01a; Muc19; CCG09; WSG07] betrachtet. Neben dem Einfluss der Werkstoffeigenschaften auf die Spannungsverteilung [Gru_19b] zeigen Versuchsergebnisse, dass von den berücksichtigten Varianten Gewindestangen auch im Fall von Holzversagen die höchsten Traglasten aufweisen [Gru_19a].

Als Adhäsive werden Epoxid- und Polyurethan-basierte Klebstoffe sowie Phenol-Resorcinol-Formaldehyde eingesetzt [BS17; BH01a]. Epoxidharze haben sich hierbei als besonders geeignet gezeigt [BS17] und stehen im Fokus der Untersuchungen [Gru_19a; Muc19; CCG09; Gru_19b]. Für die Klebstoffe zeigt sich mit zunehmender Verankerungslänge eine Steigerung der Tragfähigkeit. Entsprechend der Kenntnis für konventionelle Überlappungsklebung tritt dabei jedoch ein Sinken der ertragbaren Nennspannung (Ankerlast / Mantelfläche) ein [BS17; BH01b; SGW07; Muc19; CCG09].

Holz weist aufgrund der unidirektionalen Faserorientierung näherungsweise ein transversal isotropes Werkstoffverhalten auf. In der isotropen Ebene senkrecht zur Faserorientierung liegen dabei geringe Festigkeiten [Gru_19a]. Neben den konkreten Festigkeiten [Gru_19a; Gru_19b] wird Holz nach charakteristischen Merkmalen gegliedert betrachtet: die Dichte [Gru_19a; CCG09], Holzklasse [MEO13], Orientierung zur Maserung [SGW07; WSG07] sowie Nadel- und Laubholz [Gru_19a; Hun_16].

Die Klebschichtdicke liegt üblicherweise zwischen 1 und 4 mm [BS17]. Da die Schubfestigkeit von Adhäsiven teilweise über der von Holzwerkstoffen liegt, kann im Fall von Holzversagen unmittelbar angrenzend an die Bohrung (Bild 2.5, 3a)) eine Vergrößerung der Bohrung die Belastbarkeit der Verbindung steigern [BH01b].

Der Abstand zwischen Bohrung bzw. Anker und dem Rand des Holzträgerquerschnitts ist ein entscheidender geometrischer Parameter. Um das Versagen durch Spalten zu vermeiden, sollte der Abstand mindestens dem 2,5- bis 5-fachen des Ankerdurchmessers entsprechen [BS17; BL99].

Die Randbedingungen der Lastweiter- und Lastausleitung aus dem Holzträger - bspw. über Zug am gegenüberliegenden Ende oder über Druck auf derselben Stirnseite - beeinflussen ebenfalls die Tragfähigkeit der Verankerung. In [BH01b] zeigt sich für die letztere

Konfiguration eine Lastreduktion um 30%. Weitere relevante Randbedingungen sind Mehrfachverankerungen. Von Interesse sind hierbei die Mindestabstände zwischen den Ankern, um die höchste Belastbarkeit zu erreichen [BH01b; Muc19].

Zur Beschreibung des Tragverhaltens wurde eine Vielzahl von Ansätzen entwickelt, bspw. in [BJ02]. Seit 2021 existiert die Norm DIN EN 17334 [DINe] zu Prüfmethode, Anforderungen und der Scherfestigkeitsklassifizierung für eingeklebte Stangen in Holzkonstruktionen nach Eurocode 5 [DINg].

2.3 Einflussfaktoren adhäsiver Laminatstirnverankerungen

Die Analyse des Stands der Technik und Forschung zu adhäsiven Verankerungen in Holz und Beton aus dem Bauwesen zeigt, dass das Verhalten der Verankerung - die Tragfähigkeit und das Versagen - von den Geometrie- und Werkstoffparametern abhängt. Das Versagen kann dabei jeweils in verschiedenen Formen auftreten. Dieses Verhalten ist ebenfalls für die Verankerung in FKV-Laminat zu erwarten. Der Anker kann zum einen infolge der Normalkraft im Querschnitt versagen. Zum anderen könnte bei strukturierten Ankern die Strukturierung - bspw. ein Gewinde - abscheren. Die Klebschicht kann sowohl kohäsiv als auch adhäsiv an der Anker- oder der Laminatoberfläche versagen. Das Laminat kann durch Faserbruch und ebenso durch Zwischenfaserbruch versagen. Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über Einflussfaktoren, die nach Betrachtung der Verankerungen im Bauingenieurwesen und entsprechend des Wissensstands zu allgemeinen Überlappungsklebung (bspw. [Hab16]) für die Anwendung in FKV-Laminaten und das Versagen der jeweiligen Komponenten als relevant erachtet werden. Deren Einfluss auf die Belastbarkeit der Verankerung wird qualitativ eingeordnet.

Die Einflussfaktoren der Komponenten können dabei wiederum jeweils durch mehrere Parameter bestimmt werden: Bspw. wird die Oberfläche von Anker und Bohrung sowohl durch deren Rauheit infolge des Fertigungsverfahrens als auch durch die Reinigung zur Vorbehandlung vor dem Verkleben beeinflusst. Ebenso sind die Festigkeit und die Steifigkeit des Laminats von dessen Eigenschaften - der Faser, der Matrix, der Faserorientierung, dem Laminataufbau und dem Faservolumengehalt - abhängig.

Es zeigt sich, dass insbesondere die kohäsive Belastbarkeit von nahezu jedem Einflussfaktor beeinflusst wird und die Abschätzung ebenfalls starke Einflüsse erwarten lässt. Dies ist damit begründet, dass die Klebschicht das verbindende Element zwischen Anker und Laminat ist. Somit wird diese direkt von beiden Komponenten beeinflusst. Darüber hinaus hat die Klebschicht die geringsten Festigkeiten. Ebenso wird das Laminatversagen potenziell von einer Vielzahl von Faktoren bestimmt - insbesondere von den eigenen Laminateneigenschaften. Detailliertere Begründungen zur jeweiligen Einschätzung der berücksichtigten Einflussfaktoren und deren relevante Parameter werden in den entsprechenden Kapiteln zur numerischen und experimentellen Betrachtung der Einflussfaktoren gegeben.

Tabelle 2.1: Auflistung übergeordneter Einflussfaktoren der drei Komponenten der Verankerung (Anker, Klebschicht, Laminat) auf die Belastbarkeit der Verankerung sowie eine qualitative Abschätzung der Auswirkung: (+) starke, (o) mäßige und (-) geringe bis keine zu erwartende Auswirkung auf die Versagensmechanismen bzw. die Belastbarkeit der Komponenten. Hervorgehobene Einflussfaktoren werden im Rahmen der Arbeit berücksichtigt.

Komponente Einflussfaktor	Einfluss auf die Belastbarkeit der Komponenten				Laminat
	Anker	Adhäsion Anker	Klebschicht Kohäsion	Adhäsion Laminat	
Anker					
Festigkeit	+	-	-	-	o
Querschnittsfläche	+	-	+	-	+
Steifigkeit	-	-	+	-	+
Werkstoffverhalten	-	-	+	-	o
Strukturierung	+	+	+	-	+
Oberflächeneigenschaft	-	+	o	-	-
Klebschicht					
Festigkeit	o	-	+	-	-
Steifigkeit	o	-	+	-	+
Werkstoffverhalten	o	-	+	-	+
Dicke	o	-	+	-	+
Überlappungslänge	-	-	o	-	-
Überlappungsränder	-	-	+	-	-
Laminat					
Festigkeit	-	-	o	-	+
Steifigkeit	o	-	+	-	+
Querschnittsfläche	o	-	+	-	+
Bohrungsgeometrie	-	-	+	+	o
Oberflächeneigenschaft d. Bohrung	-	-	o	+	o

2.4 Konstruktive Vorüberlegungen für den Leichtbau

Die Vielzahl der Einflussfaktoren und deren mögliche Wechselwirkungen erschweren ohne eine detaillierte Untersuchung die Bestimmung der Tragfähigkeit. Anhand vereinfachter, konstruktiver Vorüberlegungen soll der potenzielle Einfluss wesentlicher Werkstoff- und Geometrieparameter (Bild 2.6) auf charakteristische Eigenschaften der Verankerung - Leichtbaugüte und notwendiger Bauraum - verdeutlicht werden. Dies dient dazu, im Vorfeld der Detailuntersuchungen die Relevanz von Parametern für den Leichtbau abzuschätzen. Aus der Vielzahl der Einflussfaktoren sollen dadurch ebenfalls besonders relevante Parameter identifiziert werden.

Die Spannungsverteilung und die Belastungsgrenzen der Verankerung werden erst im weiteren Verlauf der Arbeit erarbeitet. Aus diesem Grund werden für die folgende Betrachtung vereinfachende Annahmen zur Beanspruchung einer idealen Verankerung unter Zugbelastung getroffen:

- Spannungen sind homogen über die tragenden Querschnitte verteilt.
- Die Tragfähigkeit der Fügepartner - Anker und Laminat - wird durch deren Zugfestigkeit R_A^+ und R_L^+ bestimmt. Die notwendigen Querschnittsflächen von Anker A_A und Laminat A_L sind infolge der homogenen Spannungsverteilung konstant.
- Die Tragfähigkeit der Klebschicht entspricht der maximal ertragbaren mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$. Die ertragbare Spannung ist unabhängig von der Klebschichtdicke t_{Adh} und der Verankerungslänge l . Es tritt kein adhäsives Versagen auf.

Eine wesentliche konstruktive Entscheidung ist es, auf welche Anzahl von Ankern n_A die Gesamtkraft F_{ges} aufgeteilt wird. Die Analyse des Potenzials der Verankerung (Abschnitt 2.1) und die Recherche zu Verankerungen in Holz (Abschnitt 2.2.2) hat ergeben, dass die Dimensionierung auf Ankerversagen anzustreben ist. Eine vollständige Ausnutzung der Werkstofffestigkeiten (unter Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren) ist zudem für konsequenten Leichtbau erforderlich. In den folgenden Überlegungen werden deshalb Komponenten bis zum Erreichen der Festigkeitsgrenze ($R = F / A$) beansprucht. Die Zahl der Anker n_A wird somit durch die zu übertragende Gesamtkraft F_{ges} , die Festigkeit des Ankers R_A und den Ankerquerschnitt A_A des jeweiligen Durchmessers d_A definiert:

$$n_A = \frac{4 F_{\text{ges}}}{\pi R_A^+ d_A^2} \quad (2.1)$$

Im Rahmen der weiteren Betrachtung wird das Gesamtsystem aller Anker n_A und der zugehörigen Laminatsegmente inkl. Klebschicht betrachtet. Ein Aufrunden der Ankeranzahl n_A zum Vergleich verschiedener Ankerdurchmesser d_A und dessen Auswirkung auf die folgende Betrachtung wird nicht berücksichtigt. Es wird davon ausgegangen, dass die Ankerzahl groß und dieser Einfluss deshalb vernachlässigbar ist. Im Einzelfall bei geringer Last bzw. geringer Ankerzahl ist dies in der Konstruktion zu berücksichtigen. Die

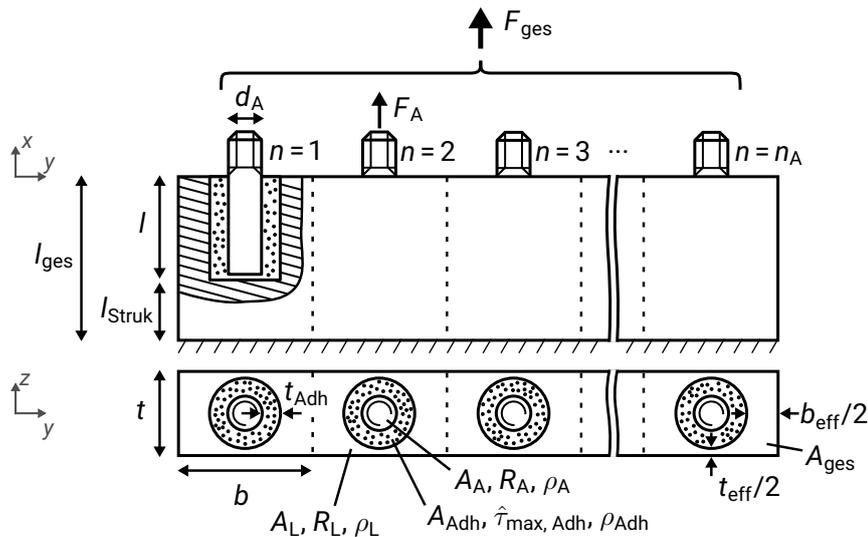


Bild 2.6: Parameter zur Abschätzung konstruktiver Eigenschaften der Verankerung wie der Gesamtmasse m_{ges} und dem Gesamtquerschnitt A_{ges} in Relation zur Gesamtkraft F_{ges} : Anker - Festigkeit R_A , Querschnittsfläche aller Anker A_A , Durchmesser d_A , Gesamtzahl n_A , Dichte ρ_A ; Laminat - Festigkeit R_L , Querschnittsfläche aller Laminatsegmente A_L , Breite b , Dicke t , effektive Breite b_{eff} und Dicke t_{eff} , Dichte ρ_L ; Klebschicht - maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\hat{\tau}_{\text{max, Adh}}$, Schichtdicke t_{Adh} , Querschnittsfläche aller Klebschichten A_{Adh} , Dichte ρ_{Adh} ; Verankerungslänge l , Länge der Struktur l_{Struk} , Gesamtlänge l_{ges} .

Verankerungslänge l ist proportional zur Last F_A des Einzelankers, die über einen Anker übertragen wird. Entsprechend eingangs genannter Annahme wird die Festigkeitsgrenze des Ankers R_A vollständig ausgenutzt. Die Verankerungslänge l verhält sich proportional zum Ankerdurchmesser d_A sowie zum Festigkeitsverhältnis von Anker R_A zur maximal ertragbaren mittleren Schubspannung Klebschicht $\bar{\tau}_{\text{max, Adh}}$:

$$l = \frac{R_A}{4 \bar{\tau}_{\text{max, Adh}}} d_A. \quad (2.2)$$

Die Masse aller Anker ergibt sich aus dem Produkt von Ankerzahl n_A (Gl. 2.1), Verankerungslänge l (Gl. 2.2), dem Umfang der Anker mit Durchmesser d_A und der Dichte des Ankers ρ_A . Analog zur Verankerungslänge l besteht ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Masse aller Anker und dem Ankerdurchmesser d_A . Dies resultiert aus der quadratischen Zunahme der Querschnittsfläche mit dem Ankerdurchmesser d_A , während die Mantelfläche zur Übertragung der Last lediglich proportional zum Durchmesser d_A zunimmt. Relevanter ist jedoch die Masse der gesamten Verankerung inklusive Laminat und Klebschicht. Die Masse der Verankerung m_i , betrachtet für den Bereich bis zum Ende der Verankerungslänge l , ergibt sich aus dem Produkt der Verankerungslänge l mit den jeweiligen Querschnittsflächen und Dichten zu dem folgenden Zusammenhang:

$$m_l = \frac{F_{\text{ges}}}{\bar{\tau}_{\text{max, Adh}}} \left[\frac{1}{4} \left(\rho_A + \rho_L \frac{R_A}{R_L} \right) d_A + \rho_{\text{Adh}} \left(t_{\text{Adh}} + \frac{t_{\text{Adh}}^2}{d_A} \right) \right] \quad (2.3)$$

Bei einer Verankerung mit einem Stahl-Anker, einem GFK-Laminat und einer Epoxidharz-Klebschicht weist der Anker etwa die vierfache Dichte ρ_A gegenüber dem Laminat ρ_L und der Klebschicht auf. Für geringe Schichtdicken t_{Adh} , große Durchmesser d_A und geringe Dichten des Adhäsivs ρ_{Adh} ergibt sich näherungsweise ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Masse der Verankerung und dem Ankerdurchmesser $m_l \sim d_A$. Für übliche Festigkeiten von Anker R_A und Laminat R_L ist die höhere Dichte des Ankers maßgeblich für die Masse der Verankerung m_l .

Von besonderem Interesse ist der Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} , da diese quadratisch in die Masse der Verankerung m_l eingeht. Die resultierende Querschnittsfläche A_{Adh} (Gl., 2.4) wirkt sich direkt auf den letzten Term der Masse m_l aus. Die Klebschichtdicke t_{Adh} hat jedoch im Rahmen der vereinfachten Betrachtung der Vorüberlegungen keine Auswirkung auf die Höhe der relevanten mittleren Schubspannung der Klebschicht $\bar{\tau}_{\text{Adh}}$ oder die Belastbarkeit der Klebschicht. Die relevante mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\text{Adh}}$ berechnet sich am höchsten mittleren Spannungsniveau. Dieses befindet sich an der Innenseite der Klebschicht beim Ankerdurchmesser d_A . Die Schubspannung ergibt sich aus dem Quotienten von Last je Anker und der Anker-Mantelfläche über die Verankerungslänge l . Dies unterscheidet die Querschnittsfläche der Klebschicht von den Querschnittsflächen von Anker und Laminat, da sie in der vereinfachten Betrachtung die übertragbare Last nicht beeinflusst.

Der Einfluss der Klebschichtmasse nimmt mit abnehmendem Ankerdurchmesser d_A bei konstanter Klebschichtdicke t_{Adh} aufgrund des Faktors $1/d_A$ aus Gleichung 2.3 zu. Der Zusammenhang zwischen Ankerdurchmesser d_A und Masse der Verankerung m_l weicht zunehmend vom linearen Verlauf ab, erreicht einen Ankerdurchmesser mit minimaler Gesamtmasse und weist für weiter abnehmende Durchmesser d_A eine überproportionale Zunahme entsprechend $1/d_A$ auf. Die Ursache ist die konstante Klebschichtdicke t_{Adh} unabhängig vom Ankerdurchmesser d_A .

Anhand von Bild 2.7 (a) wird beispielhaft der Einfluss üblicher Klebschichtdicken t_{Adh} (0,05 bis 1 mm) auf die Gesamtmasse für geringe Ankerdurchmesser d_A dargestellt. Die Klebschichtdicken $t_{\text{Adh}} > 0,2$ mm beeinflussen merklich die Masse der Verankerung. Im Fall eines Ankerdurchmessers $d_A = 5$ mm beträgt der Unterschied zwischen $t_{\text{Adh}} = 0,2$ mm und $t_{\text{Adh}} > 1$ mm etwa 10%. Für zunehmende Ankerdurchmesser d_A nimmt der relative Anteil jedoch ab und liegt beim Ankerdurchmesser $d_A = 16$ mm lediglich bei etwa 3%.

Für typische Dimensionen von Schraubverbindungen und Klebverbindungen - hinreichend große Ankerdurchmesser d_A und hinreichend kleine Klebschichtdicken $t_{\text{Adh}} < 1$ mm [Hab16] - sowie übliche Werkstoffe im Leichtbau sind erwartungsgemäß die spezifischen Festigkeiten von Anker und Laminat R_A/ρ_A bzw. R_L/ρ_L für die Masse der Verankerung m_l relevant. Unter vergleichbaren, typischen Voraussetzungen haben die Festigkeiten von Anker R_A und Laminat R_L jedoch eine geringfügige Auswirkung auf den Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} . Der Ankerdurchmesser d_A mit minimaler Masse befindet sich für diese

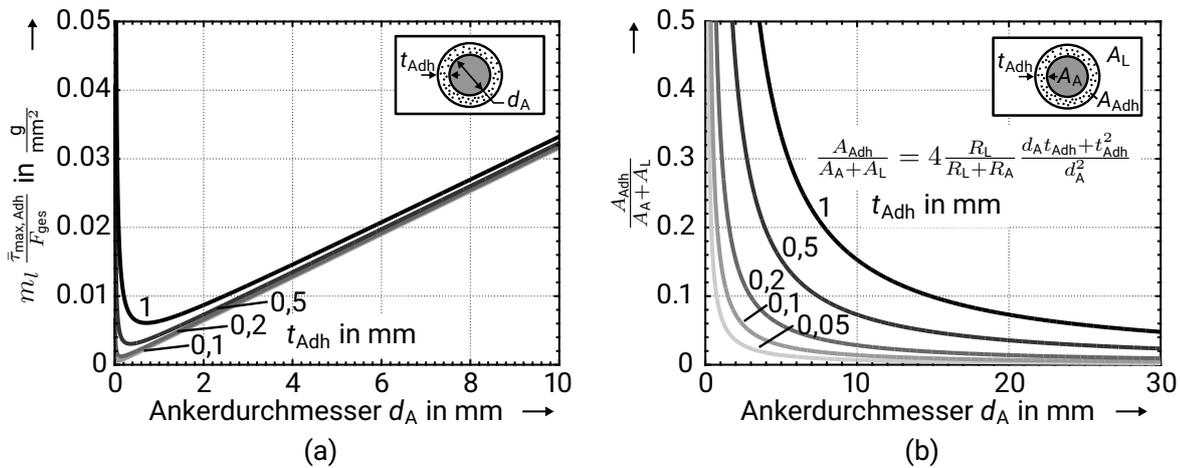


Bild 2.7: (a) Bezogene Masse der Verankerung m_l von Anker, Klebschicht und Laminat für die Verankerungstiefe l mit der Dichten eines Stahlankers $\rho_A \approx 7,8 \text{ N/cm}^3$, eines GFK-Laminats $\rho_L \approx 2 \text{ g/cm}^3$ und Epoxidharz der Klebschicht $\rho_{Adh} \approx 1,6 \text{ g/cm}^3$ (Kapitel 4); (b) Anteil der Klebschichtquerschnittsfläche A_{Adh} im Verhältnis zur Querschnittsfläche von Anker A_A und Laminat A_L .

Voraussetzungen im Bereich kleiner 1 mm und ist somit für technische Anwendungen im Kontext der Arbeit nicht relevant.

Neben der Masse der Verankerung ist ebenfalls der Bauraum der Verbindung für die Konstruktion relevant. Die Ausdehnung in Lastrichtung durch die Verankerungslänge l ist durch Gleichung 2.2 beschrieben. Im Folgenden wird die zugehörige Querschnittsfläche betrachtet. Die notwendigen Querschnitte von Anker A_A und Laminat A_L ergeben sich direkt aus dem Quotienten der Last F_{ges} und der jeweiligen Festigkeit - R_A bzw. R_L . Die Gesamtquerschnittsfläche der Klebschicht A_{Adh} ergibt sich aus der Anzahl der Anker (Gl. 2.1) und der Ringquerschnittsfläche:

$$A_{Adh} = n_A \pi (d_A t_{Adh} + t_{Adh}^2) = 4 \frac{F_{ges}}{R_A} \frac{d_A t_{Adh} + t_{Adh}^2}{d_A^2}. \quad (2.4)$$

Von besonderem Interesse ist erneut der Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} auf den Gesamtquerschnitt aller Verankerungen A_{Adh} . Das Ergebnis ergibt sich direkt aus der berechneten Masse der Verankerung m_l (Gl. 2.3). Dabei entfällt jedoch die Gewichtung durch die Dichten. Zudem muss durch die Verankerungslänge l dividiert werden. Dies bewirkt, dass bei üblichen Dichteverhältnissen der Werkstoffe der Einfluss der Klebschicht auf die Querschnittsfläche im Vergleich zum Einfluss auf die Masse zunimmt. Exemplarisch ist das Verhältnis der Klebschichtquerschnittsfläche A_{Adh} zur Summe der Querschnittsflächen von Anker A_A und Laminat A_L für typische Dimensionen der Verankerung sowie Dichten der Werkstoffe in Bild 2.7 (b) dargestellt. Für eine konstante Klebschichtdicke t_{Adh} unabhängig

vom Ankerdurchmesser d_A nimmt der Anteil der Klebschicht im Verhältnis zur gemeinsamen Fläche von Anker und Laminat mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A mit $1/d_A$ zu. Die Klebschichtdicke hat mit abnehmenden Ankerdurchmessern d_A einen zunehmenden Einfluss auf den Gesamtquerschnitt. Für einen Durchmesser $d_A = 5$ mm beträgt das Verhältnis von Klebschichtquerschnitt zur Summe aus Anker- und Laminatquerschnitt bei $t_{Adh} = 0,5$ mm 22% während es bei $t_{Adh} = 0,2$ mm etwa 8% sind. Mit zunehmenden Festigkeiten von Anker und Laminat sinken deren Querschnittsflächen und der Anteil der Klebschicht A_{Adh} nimmt zu.

Der Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} auf die Querschnittsfläche macht die Betrachtung der Gesamtstruktur über die Verankerungslänge l hinaus notwendig. Für den Leichtbau ist eine Verringerung des Gesamtquerschnitts A_{ges} auf den notwendigen Laminatquerschnitt A_L unmittelbar im Anschluss an die Überlappungslänge l anzustreben. Andernfalls gehen die Querschnittsflächen von Klebschicht A_{Adh} und Anker A_A für die folgende Länge der Struktur l_{Struk} mit der Dichte des Laminats ρ_L zusätzlich zum Laminatquerschnitt A_L in die Gesamtmasse $m_{ges} = m_l + m_{Struk}$ ein:

$$m_{ges} = m_l + (A_A + A_L + A_{Adh}) \rho_L l_{Struk}. \quad (2.5)$$

Die Querschnittsflächen aller Anker A_A gemeinsam und des gesamten Laminats A_L sind unabhängig vom Ankerdurchmesser d_A . Die Querschnittsfläche der Klebschicht A_{Adh} hängt jedoch entsprechend Gleichung 2.4 vom Durchmesser d_A ab. Dies muss beim Vergleich der Gesamtmasse m_{ges} verschiedener Durchmesser d_A berücksichtigt werden, wenn die besagte Verringerung des Querschnitts auf A_L im Anschluss an die Überlappungslänge l nicht erfolgt. Die Gesamtmasse m_{ges} nimmt linear mit der Länge l_{Struk} zu, Gleichung 2.5. Die Steigung - Massenzunahme pro Länge - entspricht dem Gesamtquerschnitt A_{ges} . Dieser nimmt bei konstanter Klebschichtdicke t_{Adh} für alle Ankerdurchmesser d_A streng monoton fallend mit d_A entsprechend der Querschnittsfläche der Klebschicht A_{Adh} (Gl. 2.4) ab. Die Masse der Verankerung m_l ist der Ausgangspunkt für die Gesamtlänge $l_{ges} = l$. Die Masse m_l nimmt entsprechend Gl. 2.3 für technisch relevante Dimensionen näherungsweise linear zu und ist somit streng monoton steigend. Daraus folgt, dass mit zunehmender Strukturlänge l_{Struk} größere Ankerdurchmesser d_A zu geringeren Gesamtmassen m_{ges} führen. Bild 2.8 zeigt für typische Festigkeiten und Dichten der Komponenten beispielhaft den Zusammenhang von Gesamtlänge l_{ges} und dem jeweiligen Ankerdurchmesser d_A für die minimale Gesamtmasse $m_{ges, min}$ als eine Variation der Klebschichtdicke t_{Adh} . Der Unterschied der minimalen Gesamtmasse $m_{ges, min}$ gegenüber der Gesamtmasse m_{ges} für einen abweichenden Durchmesser d_A hängt von den Festigkeiten und Dichten der Komponenten sowie der Strukturlänge ab und kann anhand Gl. 2.5 bestimmt werden. Sind nur diskrete Ankerdurchmesser d_A vorhanden muss aus dem Vergleich der Gesamtmassen m_{ges} des nächst kleineren und des nächst größeren Durchmessers derjenige mit der geringsten Masse bestimmt werden.

Neben der Querschnittsfläche A_{ges} hängt ebenfalls die Gestaltungsmöglichkeit für die Breite b und Dicke t der Laminatsegmente vom Ankerdurchmesser d_A ab. Unter der verein-

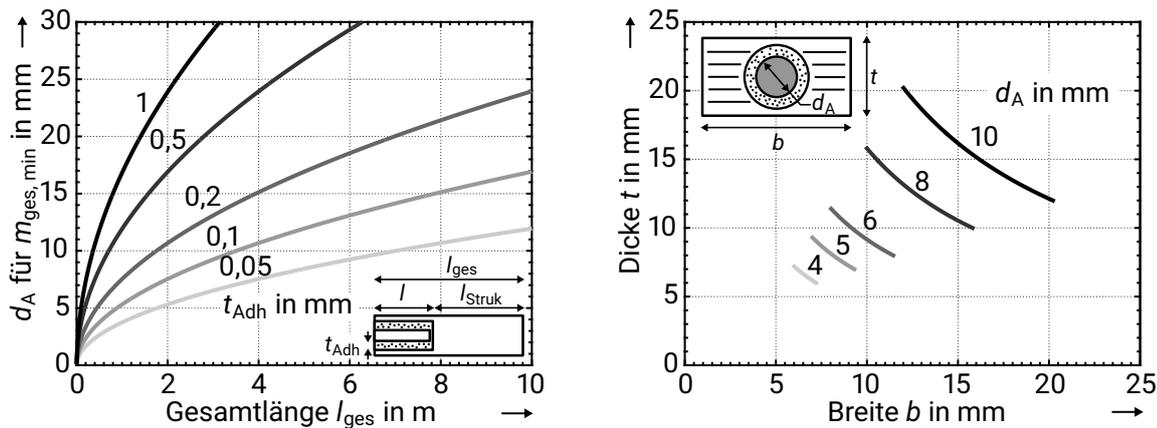


Bild 2.8: (a) Ankerdurchmesser d_A für eine minimale Gesamtmasse $m_{ges, min}$ bei jeweiliger Gesamtlänge l_{ges} eines Bauteils. (b) Mögliche Breite b und Dicke t eines Laminatsegmentes abhängig vom Ankerdurchmesser d_A . Jeweils beispielhafte Darstellungen für eine Festigkeit des Ankerwerkstoffes von $R_A = 1080 \text{ N/mm}^2$, eine Festigkeit des Laminats von $R_L = 575 \text{ N/mm}^2$, eine Klebschichtdicke $t_{Adh} = 0,5 \text{ mm}$ und einer effektiven Mindestbreite sowie -dicke $b_{eff, min} = t_{eff, min} = 1 \text{ mm}$.

fachenden Annahme der Dimensionierung auf Zugversagen des Laminats mit homogener Spannungsverteilung über den Querschnitt sind die Breite b und Dicke t für die notwendige Querschnittsfläche des Laminats A_L variabel definierbar. Aufgrund der hohen faserparallelen Festigkeiten von FKV ist die zur Lastaufnahme notwendige Querschnittsfläche jedoch gering. Bei kleinen Ankerdurchmessern d_A grenzt dies aufgrund einer notwendigen effektiven Mindestbreite $b_{eff, min}$ und -dicke $t_{eff, min}$ aus Fertigungsgründen die Geometrievariation ein, Bild 2.8. Bei festgelegten Laminatbreiten b und -dicken t ergibt sich daraus, dass nicht jeder Ankerdurchmesser d_A für eine vollständige Ausnutzung der Querschnittsfläche A_{ges} geeignet ist.

Für sehr geringe Durchmesser d_A kann die Anforderungen der effektiven Mindestbreite $b_{eff, min}$ und -dicke $t_{eff, min}$ zu einem größeren Querschnitt führen, als die Zugfestigkeit erforderlich macht. Reduzierte Belastbarkeiten des Laminats - bspw. durch Fasertyp, -orientierung oder durch Sicherheitsfaktoren - vergrößern den Gestaltungsbereich der Breite b und Dicke t , da die notwendige Querschnittsfläche des Laminats A_L zunimmt. Der mögliche Einfluss richtungsabhängiger Werkstoffkennwerte wird infolge der vereinfachenden Betrachtung, dass Laminatversagen nur durch die wirkende Zugspannung in Lastrichtung hervorgerufen wird, vernachlässigt. Die Breite b und Dicke t werden deshalb als gleichwertig betrachtet und deren Größe wird nur durch den notwendigen Laminatquerschnitt A_L bestimmt.

Aus den konstruktiven Vorüberlegungen ergeben sich zusammenfassend die folgenden Schlussfolgerungen für technisch relevante Ankerdurchmesser d_A :

- Die Masse der Verankerung m_l nimmt mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A nahe-

rungsweise proportional zu diesem zu.

- Der Ankerdurchmesser d_A mit minimaler Gesamtmasse m_{ges} ist bei Strukturen mit konstantem Querschnitt abhängig von der Gesamtlänge l_{ges} und der Klebschichtdicke t_{Adh} .
- Der Anteil der Querschnittsfläche des Adhäsivs A_{Adh} am Gesamtquerschnitt nimmt mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A exponentiell zu.
- Der Gestaltungspielraum der Breite b und die Dicke t des Querschnitts nimmt mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A zu.

2.5 Schlussfolgerungen, Zielsetzung und Methodik

Anhand existierender Anwendungen wurde gezeigt, dass Lasteinleitungen in die Stirnseite von FKV-Laminaten über den Kontext des FKV-Bodens hinaus technische Relevanz haben. Die adhäsive Laminatstirnverankerung stellt eine Lösungsvariante für lösbare und standardisierbare Krafteinleitungen in Differentialbauweise dar. Adhäsive Verankerungen haben sich im Bauwesen zur lokalen Lasteinleitung hoher Lasten bewährt und erste Studien haben ebenfalls die Eignung für FKV-Laminat aufzeigt. Durch die Differentialbauweise sowie den geringen Fertigungsaufwand einer Bohrung weist die adhäsive Verankerung das Potenzial auf, eine wirtschaftliche Integration von Strukturkomponenten aus FKV zu ermöglichen. Das Konzept reduziert die Zahl von Kerben im Laminat (z. B. ggü. Schraubankern) und steigert die minimale tragende Querschnittsfläche des Laminats (bspw. ggü. T-Bolzen). Rotationssymmetrische Anker sind ermöglichen im Falle der Notwendigkeit gesonderter Ankerkonzepte zur Laststeigerung in FKV-Laminat eine einfache Herstellung. Trotz des großen Potenzials sind umfassende Grundlagenuntersuchungen zum Tragverhalten stirnseitiger, adhäsiver Verankerungen in FKV-Laminaten nicht publiziert. Der Forschungsbedarf besteht somit darin, die Grundlagen der stirnseitigen, adhäsiven Verankerung in FKV-Laminaten zu erarbeiten.

Die folgenden Schlussfolgerungen werden aus Recherche und Vorüberlegungen für die Verankerung gezogen. Das Auslegungsziel der Krafteinleitung sollte in der Regel Ankerversagen sein. Anker sind als Normteile verfügbar. Dies erleichtert in der Konstruktion die Auslegung der Krafteinleitung, da auf bekannte Kriterien zurückgegriffen werden kann. Die geeignete Wahl des Ankers (bspw. durch die Festigkeitsklasse) ermöglicht ein gutmütiges, duktilen Versagen für FKV-Laminat. Durch die größtmögliche Ausnutzung der Ankerfestigkeit wird die Leichtbaugüte der Krafteinleitung maximiert. Damit auf das Versagen des Ankers ausgelegt werden kann, muss neben dessen Belastbarkeit das Verhalten der Gesamtkrafteinleitung bekannt sein, um andere Versagensarten durch die Berücksichtigung von Sicherheiten ausschließen zu können. Entsprechend des Wissens zu Verankerungen in Beton und insbesondere Holz ist zu erwarten, dass abhängig von der Geometrie- und Werkstoffkonfiguration der Krafteinleitung verschiedene Versagensarten auftreten und die

Belastbarkeit begrenzen können.

Es ergibt sich die Forschungsfrage, von welchen Faktoren (Abschnitt 2.3) die Belastbarkeit und das Versagen adhäsiver Laminatstirnverankerungen unter quasi-statischer, einachsiger Zugbelastung maßgeblich abhängt. Die Zielsetzung der Arbeit ist es, den Einfluss der Faktoren zu quantifizieren und zu charakterisieren. Auf dieser Grundlage sollen leichtbau-gerechte Konstruktionsempfehlungen für die Auslegung der Verbindung definiert werden. Dabei muss insbesondere auf den Einfluss des Ankerdurchmessers d_A und der Klebschicht-dicke t_{Adh} auf die Belastbarkeit eingegangen werden. Die konstruktiven Vorüberlegungen (Abschnitt 2.4) zeigen, dass beide maßgeblich die Masse und den Bauraum der Verankerung beeinflussen können. Ebenso ist zu untersuchen, ob sich die richtungsabhängigen Festigkeiten von FKV auf die Anforderungen an eine notwendige effektive Mindestbreite $b_{eff, min}$ bzw. eine effektive Mindestdicke $t_{eff, min}$ zur Gestaltung des Laminatquerschnitts auswirken.

Methodisch wird zunächst eine numerische Parameterstudie der Gesamtverankerung durchgeführt, um den allgemeinen Spannungszustand zu beschreiben. Anhand der Analyse der Spannungsverteilung werden die relevanten Geometrie- und Werkstoffparameter identifiziert und deren Einflussgrenzen bestimmt. Die Grundlage der experimentellen Untersuchung ist die Betrachtung des Herstellungsprozesses für eine hohe und reproduzierbare Klebschichtqualität. Anschließend werden grundlegende Variationen von Anker- und Klebschichteigenschaften untersucht. Dies dient auch der Wahl einer geeigneten Konfiguration für die Folgeuntersuchungen. Die Versuchsplanung der experimentellen Untersuchung zum Einfluss der Geometrie- und Werkstoffparameter auf die Tragfähigkeit sowie das Versagen erfolgt auf Grundlage der zuvor ermittelten Simulationsergebnisse. Abschließend wird der Einfluss der detaillierten Ankergestaltung auf die Tragfähigkeit und das Tragverhalten betrachtet.

Die benannten Forschungsinhalte lassen sich in drei Themengebiete mit den vorange-stellten Zielen und jeweils zu berücksichtigten Einflussfaktoren zusammenfassen:

1. Die Beschreibung der grundlegenden Spannungsverteilung in Klebschicht und Lami-nat
 - Geometrie Größen - die Substratbreite und -dicke sowie die Verankerungstiefe, der Ankerdurchmesser und die Randbedingungen des Laminats
 - Werkstoffeigenschaften - Steifigkeit und Festigkeit des FKV-Substrats sowie Steifigkeit und Werkstoffverhalten des Adhäsives
 - Ermittlung der Einflussgrenzen der jeweiligen Parameter für das Tragverhalten und die Wechselwirkung zwischen Parametern
2. Die Ermittlung der Tragfähigkeit und der Versagensarten

-
- der Einfluss von Fertigungsparametern von Bohrung und Klebschicht
 - der Einfluss grundlegender Anker-Klebschicht-Konfigurationen
 - die Gesamtbelastbarkeit der Verankerung abhängig von Werkstoff- und Geometrieparametern
 - die Belastbarkeit der Klebschicht abhängig von Geometrie- und Werkstoffparametern
 - die Belastbarkeit des FKV-Substrats abhängig von Geometrie und Werkstoff

3. Die Auswirkung der Ankergestaltung

- Identifikation geeigneter Gestaltungsparameter
- Beschreibung der Spannungsverteilung für charakteristische Geometriegrößen
- Bestimmung der Versagenslasten und des Versagensverhaltens

3 Numerische Betrachtung des grundlegenden mechanischen Tragverhaltens

Das mechanische Problem der Verankerung (Bild 3.1) besteht aus zwei zusammenhängenden Teilproblemen: die Überlappungsklebung zwischen dem Anker und dem Laminat und darüber hinaus die lokale Lasteinleitung in die Laminatscheibe. Die Überlappungsklebung wird wesentlich von der Verzerrung des angrenzenden Laminats beeinflusst. Diese hängt wiederum von dessen Steifigkeit und der resultierenden Spannungsverteilung über den Querschnitt ab. Die Last wird durch die Überlappungsklebung über Schub eingeleitet. Direkt angrenzend zur Klebschicht sind die höchsten Spannungen zu erwarten. Diese nehmen mit zunehmendem Abstand ab. Im Gegensatz zur konstruktiven Vorüberlegung wird deshalb eine homogene Spannungsverteilung über den Querschnitt erst mit deutlichem Abstand zum Ende der Fügung in Lastrichtung ($x \gg -l$) erreicht.

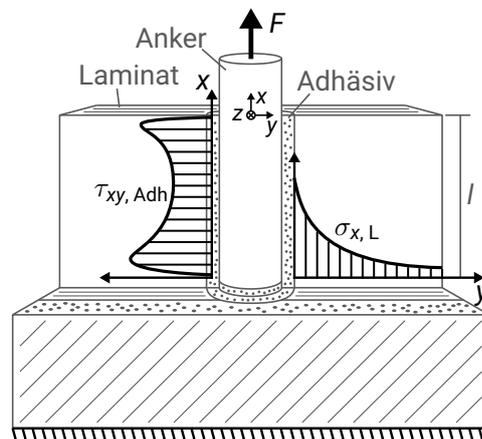


Bild 3.1: Skizzierte Darstellung des mechanischen Problems bestehend aus der Überlappungsklebung mit der lastübertragenden Schubspannung $\tau_{xy, Adh}$ im Adhäsiv und der lokalen Lasteinleitung mit inhomogener Längsspannung $\sigma_{x, L}$ über den Laminatquerschnitt am Überlappungsende.

In Bezug auf die Überlappungsklebung ist der qualitative Einfluss der Eigenschaften von Fügepartnern und Klebschicht durch analytische Lösungsansätze aus der Literatur

bekannt. Dies betrifft insbesondere Beschreibungen für gängige zweidimensionale (2D-) Überlappungsfügungen [Vol38; NL10]. Aus dem Bauingenieurwesen existieren darüber hinaus analytische, rotationssymmetrische Beschreibungen von Verbundankern in Beton [Yan_08; PYT14; UK15].

Im Fall der adhäsiven Laminatstirnverankerung variiert aufgrund der zylindrischen Geometrie von Anker und Klebschicht in einem rechteckigen Laminatsegment mit entsprechender, ebener Laminatorientierung die Laminatsteifigkeit über den Umfang der Überlappungsklebung. Der Spannungszustand des Problems wird folglich nicht von den bekannten analytischen Modellen abgebildet und kann nicht entsprechend vereinfacht beschrieben werden. Lediglich für den Fall eines Laminats mit großem Querschnitt und longitudinaler, unidirektionaler (UD-) Faserorientierung - transversal isotrop bzgl. der Lastrichtung - würde die Laminatstirnverankerung in ein rotationssymmetrisches Problem übergehen.

Für das Verständnis des mechanischen Verhaltens der adhäsiven Laminatstirnverankerung - sowohl des Problems der Überlappungsklebung als auch der lokalen Lasteinleitung - muss deshalb der Spannungszustand in der Klebschicht und im Laminat analysiert werden. Aufgrund der Komplexität der dreidimensionalen Strukturbedingungen werden hierzu im Rahmen dieser Arbeit Finite Elemente (FE-) Simulationen durchgeführt. Die Modellierungsstrategie der Verankerung wird im Folgenden beschrieben. Anschließend erfolgt die Analyse der Spannungen in der Klebschicht und die Analyse der Laminatanstrengung.

3.1 Modellierung der Laminatstirnverankerung

Für die Finite Elemente Analyse (FEA) wird das kommerzielle FE-Programm *Abaqus 2017* verwendet. Die Simulationen werden für die effiziente Durchführung der Parameterstudien mittels parametrisierter Skripte zur Modellerstellung implementiert. Der grundlegende Modellaufbau sowie Details der Modellierung werden im Folgenden vorgestellt.

3.1.1 Grundlegender Modellaufbau

Die Laminatstirnverankerung wird als dreidimensionales (3D-) Problem betrachtet - bestehend aus dem Anker, der Klebschicht, dem Laminatsegment, der Ankerlast sowie der Einspannung des Laminats. Das Ziel der Modellierung ist es, den allgemeinen Spannungszustand von Laminatstirnverankerungen zu repräsentieren. Aus diesem Grund wird der Anker als Zylinder vereinfacht und keine spezifische Strukturierung der Ankeroberfläche, z.B. durch das Gewinde, festgelegt. Dies reduziert ebenfalls den Detaillierungsgrad des Gesamtmodells und dadurch den Rechenaufwand.

Die Orientierung der Mittelachsen von Anker, Bohrung und Substrat sowie die zentral wirkende Ankerlast sind coaxial. Es werden nur symmetrische Randbedingungen des Substrats

berücksichtigt. Die Laminebenen sind parallel zur Lastrichtung und zur Mittenenebene des Substrats. Da im Kontext dieser Arbeit für das Substrat ausschließlich FKV-Lamine behan- delt werden, wird dieses im Folgenden als Laminat bezeichnet. Die Laminataufbauten sind auf symmetrische Lamine beschränkt. Durch diese Eigenschaften hat das Problem zwei senkrechte Symmetrieebenen und kann bzgl. der Breite b und Dicke t auf ein Viertelmodell reduziert werden, Bild 3.2.

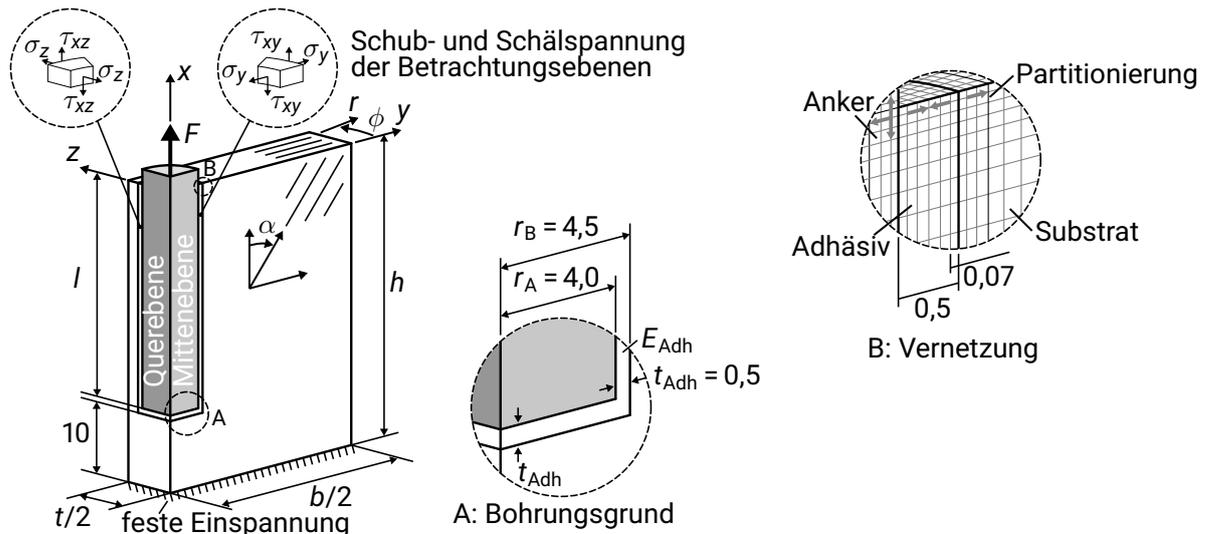


Bild 3.2: Skizzierte Darstellung des Simulationsmodells; Größenangaben in mm. Die relevanten Geometrieparameter für die Parameterstudie sind die Verankerungslänge l , die Breite b und Dicke t des Laminats. Die Klebschichtdicke von $t_{\text{Adh}} = 0,5$ mm wird im Rahmen der Untersuchung nicht variiert. Die Faserorientierung ist entsprechend des Winkels α in Bezug zur Lastrichtung definiert. Durch den Abstand von 10 mm zwischen Bohrungstiefe und Lamineinspannung wird ein lokaler Einfluss der Einspannung auf die Spannungsverteilung im Überlappungsbereich verhindert. Die Vernetzung ist an den Enden der Überlappung ($x = 0$ und $x = l$) minimal und vergrößert sich mit zunehmendem Abstand (graue Pfeile). Maßangaben in mm.

Für die Analyse und Diskussion des Spannungszustands der Verankerung stellt sich die Frage nach einer entdimensionierten Darstellung der Ergebnisse. Eine auf den Ankerdurchmesser d_A bezogene Darstellung wäre von besonderem Interesse, da dieser einen wesentlichen Einfluss auf die Konstruktion und die Leichtbaugüte hat (Kapitel 2.4). Dies würde einen direkten Übertrag der Ergebnisse und somit einen einfachen Vergleich ermöglichen. Dies erfordert jedoch einen analytischen Zusammenhang zwischen den Parametern und der Betrachtungsgröße. Da aus der Literatur keine analytische Lösung bekannt ist und die Kombination aus Geometrie und Werkstofforientierung zu einem komplexen Zusammenhang führt, ist im Rahmen dieser Arbeit eine einfache, bezogene Darstellung der Ergebnisse nicht möglich.

Aufgrund dessen wird die Parameterstudie anhand einer Referenzkonfiguration mit einem

Ankerdurchmesser $d_A = 8$ mm durchgeführt. Diese Größe ist durch die praktische Umsetzung der anschließenden, experimentellen Untersuchung der Laminatstirnverankerungen (Kapitel 4 ff.) begründet:

- Die praktische Anwendung der Verankerung erscheint im Besonderen geeignet für Lamine mit $t > 5$ mm Dicke und entsprechenden Ankerdurchmessern;
- Metrische Gewindestangen mit Festigkeitsklasse 12.9 sind erst ab der Größe M8 als Standardkomponente verfügbar;
- Im Betonbau ist M8 die geringste Ankergröße, sodass Vergleiche möglich sind;
- Mit zunehmendem Ankerdurchmesser steigt der numerische und experimentelle Aufwand.

Der Einfluss des Ankerdurchmessers d_A wird anschließend separat betrachtet. Für die Parameterstudie wird zudem die Klebschichtdicke auf $t_{Adh} = 0,5$ mm festgelegt. Neben der Steifigkeit kann ebenfalls die Festigkeit der Klebschicht von deren Schichtdicke t_{Adh} beeinflusst werden [Hab16]. Dadurch können die ermittelten Einflüsse auf den Spannungsverlauf nicht direkt bewertet werden. Die Dicke von $t_{Adh} = 0,5$ mm liegt etwas über gängigen Schichtdicken von Strukturklebstoffen ([Hab16]) und an der Untergrenze üblicher Schichtdicken verklebter Verankerungen aus dem Beton- und Holzbau (Kapitel 2.2.1 und 2.2.2).

Elementtyp und Vernetzung

Die Diskretisierung erfolgt mit linearen Hexaeder-Elementen (*Abaqus*: C3D8). Diese hatten in Voruntersuchungen zur Konvergenz einen geringeren Rechenaufwand im Vergleich zu weiteren Elementtypen, bspw. mit quadratischem Ansatz, ergeben. Um eine geringe Elementgröße in Bereichen mit hohen Spannungsgradienten und gleichzeitig eine möglichst geringe Gesamtzahl von Elementen sicherzustellen, ist das Modell partitioniert und die lokale Elementgröße kontinuierlich angepasst. An den Überlappungsenden der Klebschicht und den direkt angrenzenden Bereichen in Anker und Laminat ist die geringste Elementgröße von etwa 0,07 mm vorhanden. Mit sechs Elementen über die Klebschichtdicke ($t_{adh} = 0,5$ mm) wird Konvergenz erreicht.

Werkstoffeigenschaften

Die Werkstoffeigenschaften für GFK sind experimentell ermittelt worden (Anhang A.1). Für den Vergleich zu CFK sind die Kennwerte der UD-Schicht gemäß [Ble12]. Es werden geometrisch lineare Deformationen und somit keine Änderungen der Faserorientierung erwartet. Zudem wird die Beanspruchung des Laminats anhand der Bruchanstrengung untersucht. Eine Degradation der Matrix und der Versagensverlauf werden jedoch nicht

betrachtet. Die Laminatsteifigkeiten werden deshalb vereinfachend linear-elastisch modelliert. Die Berechnung der Faserbruch-(Fb) und Zwischenfaserbruch-(Zfb) Anstrengungen wird mithilfe einer Subroutine in Abaqus entsprechend VDI 2014 [VDI06] durchgeführt. Dies ermöglicht auch bei Mehrschichtverbunden (MSV) die Anstrengungsberechnung der jeweiligen Laminatschicht.

Das Werkstoffverhalten des Klebstoffs (Bild 3.3) ist anhand von Zugversuchen ermittelt worden (Kennwerte: Anhang A.2). Sofern nicht explizit plastisches Verhalten des Adhäsivs benannt wird, erfolgt die Simulation linear-elastisch.

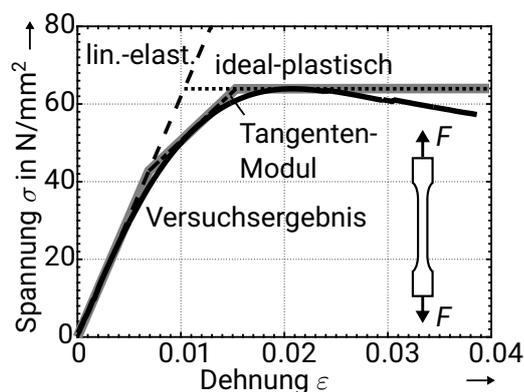


Bild 3.3: Das Werkstoffverhalten des *HIT RE 500 V3* der Firma *Hilti AG* im Zugversuch aus sieben Versuchen gemittelt: E-Modul, ideal-plastisches Verhalten sowie eine Näherung der kontinuierlichen Steifigkeitsänderung mittels eines Tangenten-Moduls zwischen linear-elastischem und ideal-plastischem Verhalten.

3.1.2 Detailbetrachtung des Simulationsmodells

Zur Einordnung der Simulationsergebnisse werden im Folgenden die Details zur Modellierung von Klebschicht und Laminat diskutiert.

Die Lastübertragung der Klebschicht im Bohrungsgrund

Die typischerweise hohen Festigkeiten des Ankers ggü. der maximal ertragbaren mittleren Schubspannung der Klebschicht $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ führen zu großen Verankerungslängen l , Kapitel 2.4. Die Lastübertragung des Ankers erfolgt hierbei überwiegend durch Schub über die Mantelfläche, da deren resultierende Fläche im Verhältnis zur Ankerstirnfläche größer ist. Dennoch kann prinzipiell ein Teil der Lastübertragung über die Stirnseite im Bohrungsgrund stattfinden (Bild 3.4: Modellierung A). Bei großen Bohrungstiefen über die Verankerungslänge l hinaus oder im Fall eines vorzeitigen Adhäsionsversagens an der Stirnfläche infolge der Zugspannung ist dieser stirnseitige Kraftfluss nicht zu erwarten. Dieser Fall ohne stirnseitige Lastübertragung kann durch zwei Varianten dargestellt werden: Die

Klebschicht trägt über die Überlappung hinaus bis in den Bohrungsgrund (Modellierung B) oder die Klebschicht endet mit der Verankerungslänge l (Modellierung C). Dies entspricht Überlappungsenden mit bzw. ohne Klebstoffkehle.

Die drei Modellierungsstrategien beeinflussen die Schubspannungsverteilung insbesondere im Bereich der Spannungsüberhöhung am Überlappungsende im Bohrungsgrund, Bild 3.4 a. Die Spannungsspitze ist bei Modellierung A am geringsten und bei C am höchsten. Die Spannung bei Strategie A ist niedriger, da ein Teil der Last über Zug an der angrenzenden Stirnfläche übertragen wird. Durch das abrupte Ende der Klebschicht im Fall C liegt ein Steifigkeitssprung bzw. eine Kerbe vor, wodurch eine erhöhte Spannungsspitze entsteht. Die verlängerte Klebschicht bei Modellierung B wirkt wie eine Klebstoffkehle und reduziert ggü. C die Spannungsspitze. Die Schälspannung σ_y wird vor allem in der Höhe der lokalen Spannungsspitze unmittelbar im Anschluss an das Überlappungsende ($-x/l > 1$) hinaus beeinflusst, Bild 3.4 b. Diese Spannungsspitze ist wiederum nur geringfügig von den im späteren Verlauf untersuchten Parametern abhängig.

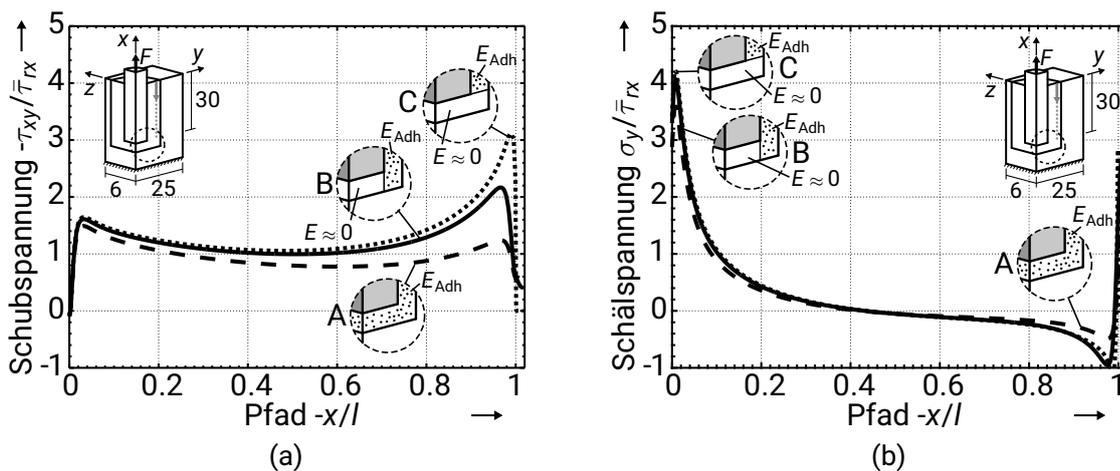


Bild 3.4: Spannungsverläufe entlang der Überlappungslänge l in der Mittenebene infolge verschiedener Modellierungsstrategien A, B und C im Bohrungsgrund: (a) Schubspannungsverlauf τ_{xy} und (b) Schälspannungsverlauf σ_y . Maßangaben in mm.

In der Praxis ist durch den Spitzenwinkel von Spiralbohrern oder durch größere Bohrungstiefen zur Gewährleistung von Mindestverankerungslängen eine lokal vergrößerte Klebschichtdicke an der Stirnseite wahrscheinlich. Aufgrund dieser Verlängerung der Klebschicht ist die Modellierung C mit abruptem Ende der Lastübertragung nicht geeignet, den allgemeinen Spannungszustand zu repräsentieren. Die vergrößerte Klebschichtdicke an der Stirnseite bewirkt dort eine sinkende Struktursteifigkeit. Daraus folgt eine reduzierte Lastübertragung ggü. der Überlappungsfügung an der Mantelflächen. Ebenso ist vorzeitiges Versagen an der Stirnseite durch Adhäsion im Vergleich zur Lastübertragung über die

Mantelfläche wahrscheinlich. Die strukturierte Mantelfläche kann bei Adhäsionsversagen mittels Formschluss zwischen Anker und Klebschicht weiterhin Last übertragen. Aus diesem Grund wird der Modellierungsansatz B als Grundlage für die weiteren Simulationen verwendet: eine Fortführung der Klebschicht über die Verankerungslänge l hinaus, jedoch keine Lastübertragung über die Stirnfläche.

Die Diskretisierung von Laminat einzelschichten

Im Allgemeinen bestehen FKV-Laminat aus mehreren Schichten, die durch die Wahl der Faserorientierungen oder des Werkstoffs verschiedene, richtungsabhängige Steifigkeit aufweisen. Dies kann die Lastübertragung und somit die Spannungsverteilung in der Klebschicht beeinflussen und wird im Zuge der folgenden Untersuchung zur Diskretisierung von Einzelschichten betrachtet. Hierfür wird die Verankerung zu einer prismatischen Geometrie vereinfacht und ein $[0/-45/+45/90]$ quasiisotropes GFK-Laminat mit jeweils einer Schicht diskretisiert, Bild 3.5.

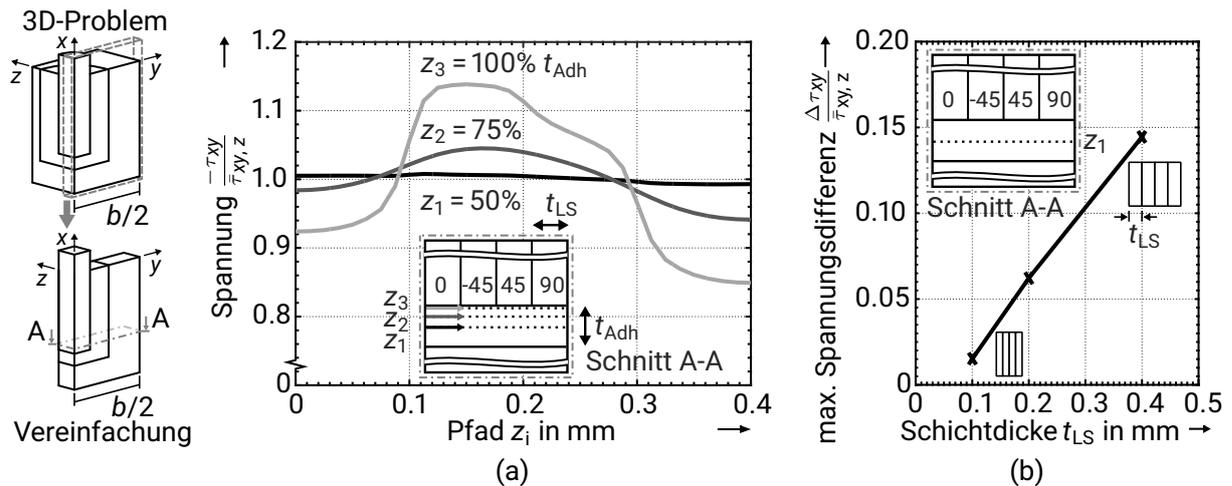


Bild 3.5: Schubspannung τ_{xy} in der Klebschicht im Bereich des Spannungsmaximums im Bohrungsgrund über die Pfade z_i - bezogen auf die gemittelte Schubspannung $\bar{\tau}_{xy,z}$ entlang des Pfades z_i : (a) Spannungsverteilung über den Pfad z_i in Laminatdickenrichtung an der Laminatgrenzschicht (z_3), bei 75% Schichtdicke t_{Adh} (z_2) und in der Klebschichtmitte z_1 . (b) Differenz der Schubspannung $\Delta \tau_{xy}$ in der Klebschichtmitte (z_1) abhängig von der Schichtdicke des Laminats t_{LS} . Modellkonfiguration: $b = 50$ mm, $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194,4$ N/mm².

Der Schubspannungsverlauf in der Klebschicht τ_{xy} zeigt, dass diese von der jeweiligen Faserorientierung beeinflusst wird, Bild 3.5 a. Im Bereich der Schichten der 45° - und der -45° -Faserorientierung ist die Schubspannung τ_{xy} höher als die lokale, mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{xy,z}$ - die Schubspannung τ_{xy} gemittelt über den Pfad z - während die Schubspannung für die 0° - und die 90° -Schicht niedriger sind. Die schubsteiferen $\pm 45^\circ$ -Schichten ziehen

die Spannungen auf sich. Im Grenzbereich an das Laminat (z_3) liegt die Schubspannung der Klebschicht τ_{xy} an der -45° -Schicht bis zu 15% über der lokalen, mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{xy, z}$. Mit zunehmendem Abstand zum Laminat nehmen die Abweichungen deutlich ab. In der Klebschichtmitte (z_1) ist die Schubspannungsverteilung τ_{xy} nahezu konstant ($\Delta\tau_{xy} = \hat{\tau}_{xy, \max} - \hat{\tau}_{xy, \min} \approx 1,5\%$). Für zunehmende Schichtdicken t_{LS} ergibt sich näherungsweise eine lineare Erhöhung der maximalen Differenz der Schubspannung $\Delta\tau_{xy}$ in der Klebschichtmitte (Pfad z_1), Bild 3.5 b.

Die Ergebnisse zeigen bei geringen Schichtdicken des Laminats t_{LS} und für zunehmenden Abstand zur Laminatgrenzfläche lediglich einen geringen lokalen Einfluss auf die Schubspannung τ_{xy} . Zur Betrachtung des allgemeinen Spannungszustands der Verankerung werden deshalb keine Einzelschichten diskretisiert, sondern Mehrschichtverbunde (MSV) des Laminats mit verschmierten Kennwerten simuliert. Dies reduziert die notwendige Elementzahl erheblich und somit den numerischen Aufwand.

MSV mit größeren Schichtdicken und resultierendem Einfluss auf die lokalen Eigenschaften werden im Rahmen einer Parameterstudie sowohl im Hinblick auf die Klebschichtspannung (Abschnitt 3.2.2) als auch auf die Anstrengung des Laminats (Abschnitt 3.3.3) betrachtet.

3.2 Spannungsanalyse der Klebschicht

Die Lastübertragung zwischen Anker und Laminat erfolgt ausschließlich über das Adhäsiv. Das Spannungsniveau der Klebschicht ist deshalb von besonderem Interesse. Die wesentlichen Einflüsse der Geometrie- und Werkstoffparametern von einfachen Überlappungsfügungen sind durch analytische Beschreibungen seit Volkersen [Vol38] bekannt. Neue Lösungsansätze zur Beschreibung des Spannungsverlaufs sind weiterhin Gegenstand der Forschung [NL10]. Die Ergebnisse zeigen insbesondere, dass an den Überlappungsenden Spannungsüberhöhungen der Schubspannung auftreten. Die Höhe der Spannungsüberhöhung hängt von der Steifigkeit der Fügepartner und der Klebschicht ab. Mit zunehmender Dehnsteifigkeit der Fügepartner nimmt die Höhe des Spannungsmaximums ab. Eine Vergrößerung der Klebschichtdicke oder ein Absinken der Steifigkeit des Klebstoffs reduziert ebenfalls die Höhe des Spannungsmaximums.

Trotz des Wissens über die qualitativen Einflüsse von Geometrie und Werkstoff, fehlt für die Konfiguration der adhäsiven Verankerung die Kenntnis der quantitativen Spannungsverteilung und Größe der Einflüsse. Die Analyse des Spannungszustands ist folglich notwendig. Im Folgenden wird zunächst die prinzipielle Spannungsverteilung in der Klebschicht beschrieben. Diese Spannungsverteilung der adhäsiven Verankerung wird anschließend den aus der Literatur bekannten Konfigurationen von Überlappungsklebung gegenübergestellt. Abschließend folgt die zentrale Parameterstudie zum Einfluss von Werkstoff- und

Geometrieparametern auf die Spannungsverteilung in der Klebschicht.

3.2.1 Charakterisierung des Spannungszustands

Anhand der Referenzkonfiguration der Verankerung mit dem Ankerdurchmesser $d_A = 8$ mm, dem Bohrungsdurchmesser $d_B = 9$ mm, der Breite $b = 50$ mm und Dicke $t = 12$ mm, der Verankerungslänge $l = 30$ mm, der Steifigkeit des Klebstoffs $E_{Adh} = 6194,4$ N/mm² und einem [0/90]-Laminat erfolgt eine qualitative Charakterisierung des Spannungszustands.

Spannungsverteilung über die Klebschichtdicke

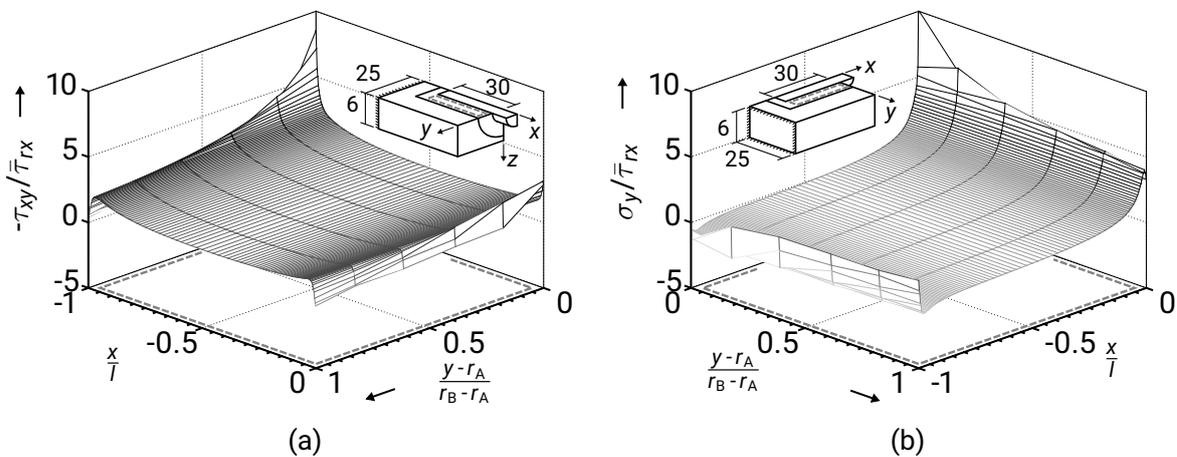


Bild 3.6: Spannungsverteilung der Klebschicht in der Mittenebene des Laminats: (a) Schubspannung τ_{xy} und (b) Schälspannung σ_y . Beide Spannungskomponenten weisen ankerseitig im Gegensatz zur Laminatseite Spannungssingularitäten auf. Maßangaben in mm.

Das mittlere Spannungsniveau nimmt ausgehend vom Anker hin zur Bohrung aufgrund der Vergrößerung der Mantelfläche ab - für die vorliegenden Dimensionen etwa um 11%. Der Verlauf der Schub- sowie der Schälspannung in der Mittenebene (Bild 3.6) über die Klebschichtdicke zeigt, dass dies verglichen mit den durch Singularitäten induzierten Spannungen einen geringen Einfluss hat. Diese Singularitäten treten ankerseitig aufgrund der Steifigkeitssprünge an den Überlappungsenden auf. Laminatseitig entstehen durch den spannungsfreien Rand am Bohrungseingang und die verlängerte Klebschicht im Bohrungsgrund (Modellierung B, Abschnitt 3.1.2) keine singulären Schubspannungen.

Spannungsverteilung in Überlappungsrichtung

Laminatseitig weisen die Spannungskomponenten σ_x , σ_y , σ_z und τ_{xy} im Bereich des Bohrungseingangs $x \approx 0$ eine Spannungsüberhöhung auf, Bild 3.7 (a). Entlang der Überlap-

pungslänge $-x/l$ sinken diese lokalen Überhöhungen der Normalspannungen rasch auf ein Niveau nahe Null ab. Der erneute Anstieg am Überlappungsende ist auf die Modellierung des Bohrungsgrunds $x = -l$ (Abschnitt 3.1.2) zurückzuführen und wird im Weiteren nicht berücksichtigt. Die Schubspannung τ_{xy} weist den charakteristischen Verlauf der zweiten Spannungsüberhöhung am anderen Überlappungsende auf. Die Variation der Breite b zeigt, dass die Maxima der Schub- und der Schälspannung auch für andere Konfigurationen betragsmäßig die beiden höchsten Spannungen aufweisen. Eine Ausnahme stellen geringe Breiten b dar, bei denen die Spannung in Lastrichtung $\hat{\sigma}_x$ die Schälspannung übertrifft.

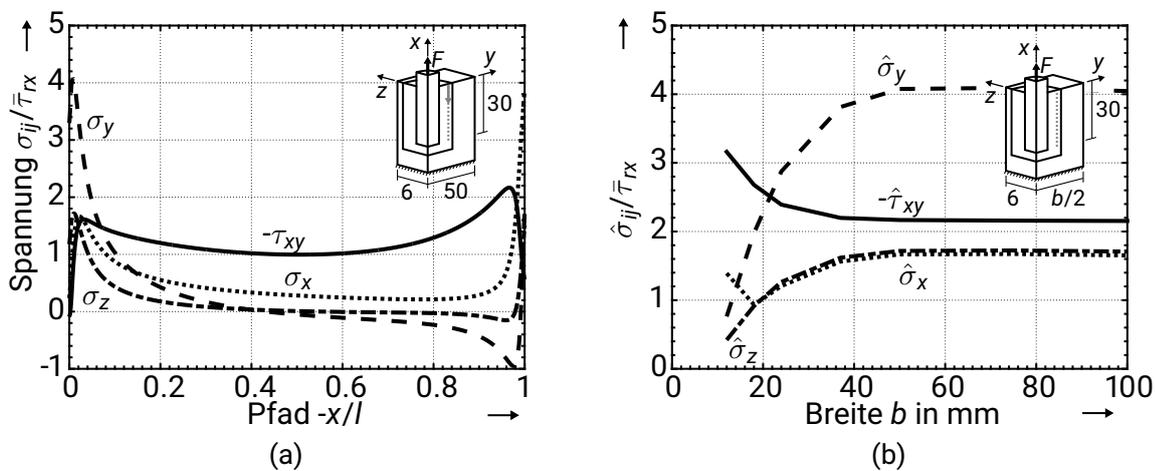


Bild 3.7: Laminatseitige Spannungen σ_{ij} in der Klebschicht entlang der Überlappungslänge l in der Mittenebene bezogen auf das mittlere Schubspannungsniveau $\bar{\tau}_{rx} = F/(\pi d_B l)$: (a) Verlauf der Spannungskomponenten. Die Spannungen τ_{xz} und τ_{yz} sind in dieser Betrachtungsebene näherungsweise Null. (b) Einfluss der Breite b des Laminats auf die Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\sigma}_{ij}$. Modellkonfiguration: $E_{Adh} = 6194,4 \text{ N/mm}^2$, $[0/90]$ -Laminat, $t = 12 \text{ mm}$, $l = 30 \text{ mm}$.

Lastverteilung über den Umfang

Bei der Parallelschaltung verschiedener Steifigkeiten nimmt der Anteil der übertragenen Last mit steigender Steifigkeit zu. Konventionellen Überlappungsfügungen weisen i.d.R. konstante Werkstoff- und Geometrieigenschaften von Fügepartnern und Klebschicht in Transversalrichtung der Fügung auf. Im Fall der Laminatstirnverankerung trifft dies in Umfangsrichtung für den Anker und die Klebschicht zu. Beide sind rotationssymmetrisch. Die Orientierung der nichtisotropen Eigenschaften und die rechteckige Geometrie des Laminats führen jedoch zu Änderung der Steifigkeiten in Umfangsrichtung abhängig vom Schnittwinkel ϕ .

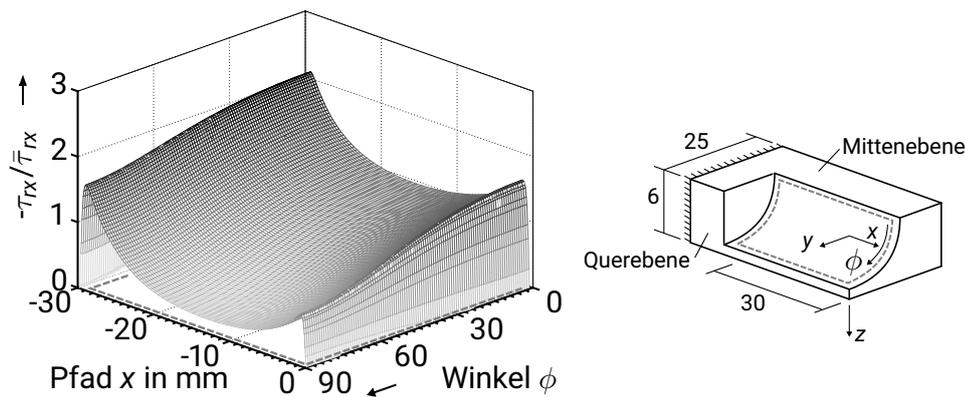


Bild 3.8: Schubspannungsverteilung τ_{rx} auf der laminatseitigen Mantelfläche der Klebschicht. Modellkonfiguration: $E_{Adh} = 6194,4 \text{ N/mm}^2$, $[0/90]$ -Laminat, Geometrieangaben in mm.

Die Spannungsverteilung in der Mantelfläche zeigt in der Mittenebene ($\phi = 0^\circ$) das höchste Spannungsniveau, Bild 3.8. Mit zunehmendem Winkel ϕ in Richtung der Querebene sinkt das Spannungsniveau. Diese Veränderung der Spannung transversal zur Überlappung unterscheidet die Laminatstirnverankerung von konventionellen Fügungen mit prismatischen Querschnitten.

Vergleich zu vereinfachten Problembeschreibungen

In den Symmetrieebenen der Verankerung - der Mittenebene und der Querebene - sind der Querschnitt und die lokale Werkstofforientierung des 3D-Problems vergleichbar zu konventionellen, zweiseitigen Überlappungsklebungen. Im Folgenden werden die Ergebnisse des 3D-Problems in den jeweiligen Schnittebenen mit entsprechend vereinfachten Modellkonfigurationen verglichen: eine zweidimensionale (2D-) sowie eine rotationssymmetrische (rot.-sym.) Konfiguration. Für die Betrachtung der vereinfachten 2D-Konfiguration in der Mittenebene wird ein ebener Spannungszustand (ESZ) und in der Querebene ein ebener Verzerrungszustand (EVZ) angenommen.

Für die Referenzkonfiguration beträgt die maximale Abweichung der Schubspannungsüberhöhung der vereinfachten Konfigurationen in der Mittenebene etwa 50% der Spannung des 3D-Problems, Bild 3.9 a. Dies tritt im Fall der ESZ-Konfiguration am Bohrungseingang und bei Rotationssymmetrie im Bohrungsgrund auf. An den jeweils anderen Enden der Überlappung sind die Abweichungen gering. Für die Betrachtung der Querebene tritt die maximale Abweichung jeweils im Bohrungsgrund auf. In dieser Ebene resultieren die Vereinfachungen in mehr als doppelt so hohe Spannungsmaxima. Im Bereich des Bohrungseingangs ist die Spannung niedriger, sodass insgesamt im Vergleich zur 3D-Problembeschreibung eine ungleichmäßigere Spannungsverteilung über die Überlappungslänge l vorliegt.

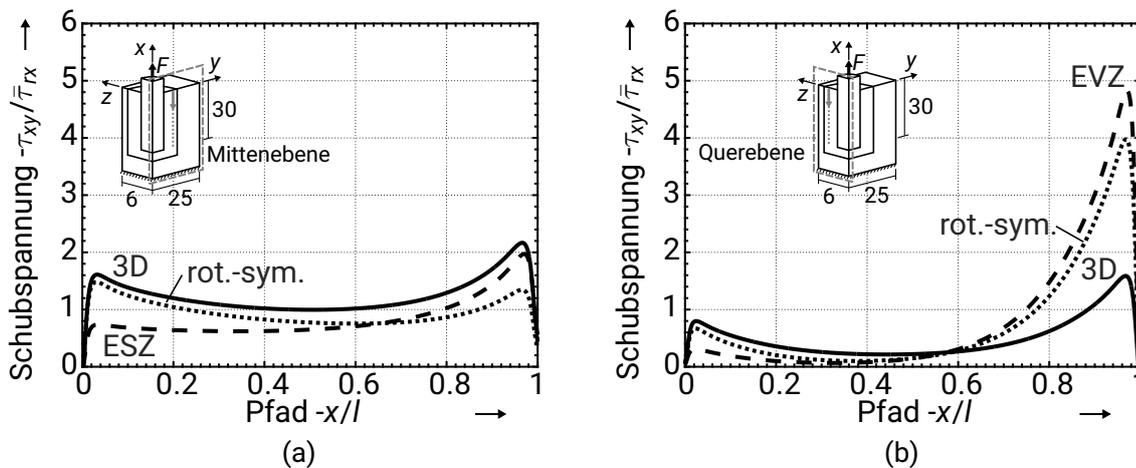


Bild 3.9: Vergleich der Schubspannungsverläufe der 3D-Modellierung der Verankerung mit einer zweidimensionalen und einer rotationssymmetrischen Konfiguration: (a) Betrachtung der Mittenebene mit einem ebenen Spannungszustand (ESZ) der 2D-Konfiguration. (b) Betrachtung der Querebene; die 2D-Konfiguration wird durch den ebenen Verzerungszustand (EVZ) beschrieben. Modellkonfiguration: $b = 50$ mm, $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194,4$ N/mm², [0/90]-Laminat.

Die Höhe der Spannungsdifferenz hängt von der Steifigkeit infolge der Werkstoff- und Geometrieparameter ab, Anhang Bild B.1. Für näherungsweise quadratische Querschnitte $b \approx t$ des [0/90]-Laminats weisen die rotationssymmetrischen Modellierungen geringe Abweichungen auf. Mit zunehmend unterschiedlichem Seitenverhältnis von Breite b und Dicke t sowie steigender absoluter Größe in einer Betrachtungsebene nähern sich die 2D-Modellierungen der entsprechenden Lösung des 3D-Problems an.

Zwischenfazit zum allgemeinen Spannungszustand und Folgerungen für die Auswertung der Parameterstudie

Der Spannungszustand der Klebschicht der Laminatstirnverankerung ist geprägt von den typischen Spannungsüberhöhungen an den Enden der Überlappungsklebung. Charakteristisch für die Verankerung ist die inhomogene Spannungsverteilung in Umfangsrichtung infolge der Struktursteifigkeit der jeweiligen Schnittebene. Dies grenzt den Spannungszustand der Verankerung von vereinfachten zweischnittigen Überlappungsfügungen ab. Vereinfachende Modellierungskonfigurationen liefern dadurch im Allgemeinen keine zutreffende Beschreibung des Spannungszustands. Für die Analyse des Tragverhaltens ist deshalb die Betrachtung des 3D-Problems der adhäsiven Laminatstirnverankerung erforderlich.

Laminatseitig sind aufgrund der Modellierung nur geringe Einflüsse von Spannungssingularitäten vorhanden. Darüber hinaus hat die Analyse der Lamineinzelschichten

gezeigt, dass der Einfluss der Laminatsteifigkeit mit zunehmendem Abstand abnimmt. Für die Analyse des Spannungszustands im Rahmen der Parameterstudie wird deshalb eine laminatseitige Auswertung durchgeführt. Im Fall einer Festigkeitsbewertung wäre das ankerseitige Spannungsniveau zu betrachten.

Die Spannungsüberhöhungen der Schubspannung τ_{rx} und der Schälspannung σ_r sind mit wenigen Ausnahmen die höchsten Beträge in der Klebschicht auf. Diese beiden Spannungskomponenten stehen ebenfalls in der Literatur im Fokus der Analyse von Klebverbindungen [dÖ08]. Zur Beschreibung des Einflusses der Parametervariation auf den Spannungszustand der Klebschicht werden deshalb die Spannungsmaxima der Schub- $\hat{\tau}_{rx}$ und der Schälspannung $\hat{\sigma}_r$ im Detail analysiert. Aufgrund der inhomogenen Spannungsverteilung über den Umfang werden die Maximalspannungen in den beiden Symmetrieebenen (Mitten- $\tau_{rx} = \tau_{xy}$, $\sigma_r = \sigma_y$ und Querebene $\tau_{rx} = \tau_{xz}$, $\sigma_r = \sigma_z$) betrachtet. Die Mittenebene liegt parallel zur Laminatenebene, während die Querebene senkrecht zu dieser orientiert ist. Die beiden Ebenen ergeben somit den maximalen Unterschied der Laminatsteifigkeit und sind deshalb geeignet, den Einfluss auf die Spannungsverteilung über den Umfang zu verdeutlichen. Ergänzend wird das Verhältnis der durchschnittlichen Schubspannung in beiden Ebenen $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$ ermittelt, um den Anteil der übertragenen Last in beiden Schnittebenen zu aufzuzeigen.

3.2.2 Einfluss der Werkstoffeigenschaften

Steifigkeit und Werkstoffverhalten des Adhäsivs

Die Schubspannung τ_{xy} ist mit sinkender Steifigkeit der Klebschicht - entweder durch den E -Modul oder durch plastisches Werkstoffverhalten - über die Verankerungslänge homogener verteilt, Bild 3.10. Zudem bewirkt die sinkende Steifigkeit eine Reduktion der Maxima von Schub- und Schälspannung $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$. Das plastische Werkstoffverhalten wirkt sich hierbei jedoch geringer auf die Höhe des Maximums aus als die reduzierte Steifigkeit.

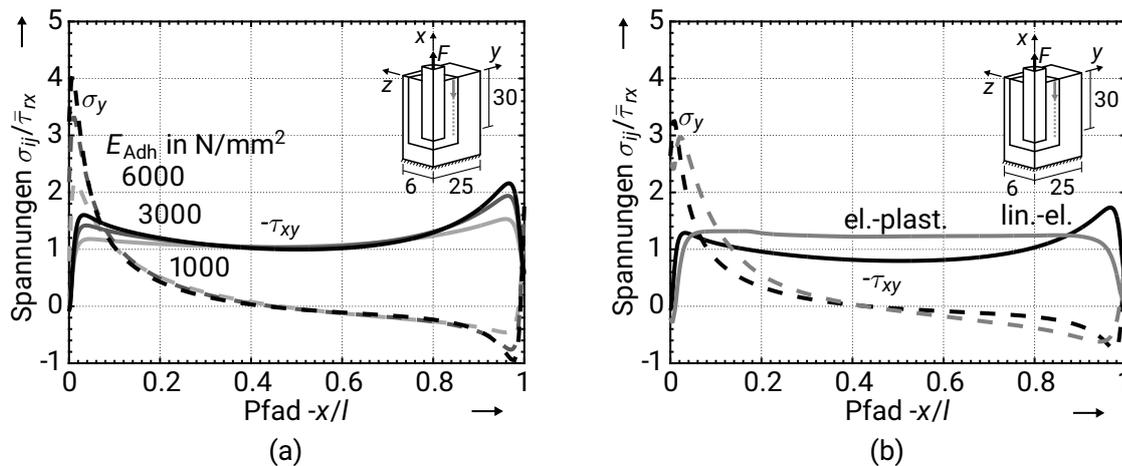


Bild 3.10: Einfluss der (a) linear-elastischen (lin.-elast.) Steifigkeit des Klebstoffs sowie (b) des vereinfachten elastisch-plastischen (el.-plast.) Werkstoffverhaltens (Abschnitt 3.1.1) auf die Spannungsverteilung entlang der Überlappungslänge l . Modellkonfiguration: $b = 50$ mm, $t = 50$ mm, $l = 30$ mm, $[0/90]$ -Laminat.

Aufbau und Werkstoff des Laminats

Der Einfluss der Laminatsteifigkeit wird anhand der Steifigkeiten typischer Laminataufbauten ($[0]$, $[0/90]$, $[0/90/\pm 45]$ und $[\pm 45]$; Tabelle 3.1) für GFK und CFK untersucht.

Die qualitative Spannungsverteilung für die betrachteten Laminatbauten bleibt vergleichbar zur Referenz des $[0/90]$ -Laminats, Bild 3.7. In Bild 3.11 sind die Maximalspannungen $\hat{\tau}_{xy}$, $\hat{\sigma}_y$, $\hat{\sigma}_x$, $\hat{\sigma}_z$ für beide Werkstoffe dargestellt. Der $[0]$ -, der $[0/90]$ - und der quasiisotrope (QI) $[0/90/\pm 45]$ -Laminatbauten weisen ähnliche Maximalspannungen für GFK auf: die maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$ ist etwa doppelt so hoch, wie die mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$; die maximale Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ ist jeweils etwa um den Faktor vier höher; die Spannungsmaxima $\hat{\sigma}_x$ und $\hat{\sigma}_z$ liegen etwa +50% über der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$. Das $[\pm 45]$ -Laminat

Tabelle 3.1: Übersicht der Laminatsteifigkeiten von GFK (Anhang A.1) und CFK ([Ble12]).

Steifigkeit in N/mm^2	GFK				CFK			
	$[0]$	$[0/90]$	$[QI]$	$[\pm 45]$	$[0]$	$[0/90]$	$[QI]$	$[\pm 45]$
E_x	39296	24677	18767	10098	118148	63130	45813	16754
E_y	9552	24677	18767	10098	7400	63130	45813	16754
E_z	9552	10249	10249	10249	7400	8315	8315	8135
G_{xy}	3081	3081	7063	11045	4800	4800	17574	30349
G_{xz}	3081	3260	3260	3260	4800	3457	3457	3457
G_{yz}	3460	3260	3260	3260	2701	3457	3457	3457

weist dem gegenüber mit dem Faktor von etwa 2,5 ein höheres Schubspannungsmaximum auf. Die weiteren Spannungsmaxima sind jedoch im Vergleich dazu weniger ausgeprägt - die Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ ist etwa um den Faktor drei erhöht, die Spannungsmaxima $\hat{\sigma}_x$ und $\hat{\sigma}_z$ jeweils nur etwa +10% ggü. der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$.

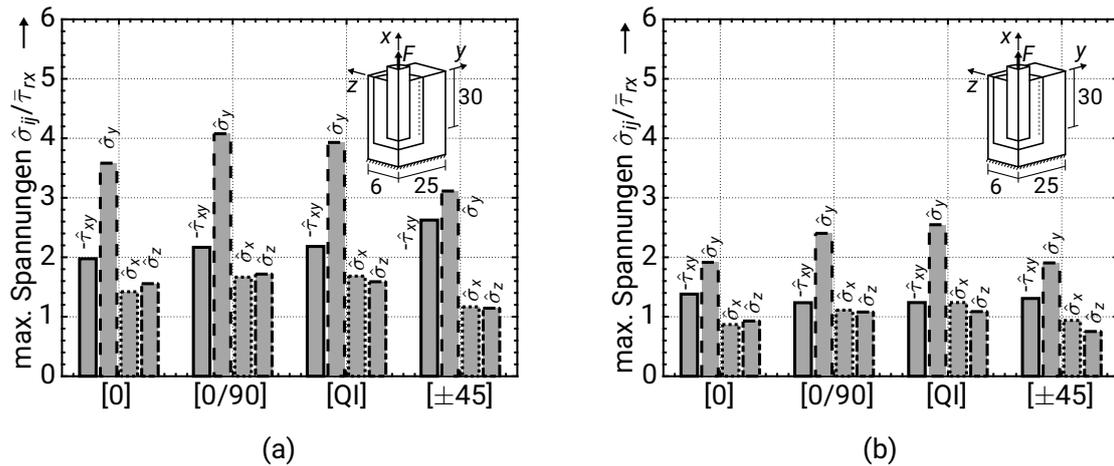


Bild 3.11: Maximalspannungen der vier wesentlichen Spannungskomponenten $\hat{\tau}_{xy}$, $\hat{\sigma}_y$, $\hat{\sigma}_x$, $\hat{\sigma}_z$ für typische Laminataufbauten (a) aus GFK und (b) aus CFK. Modellkonfiguration: $b = 50$ mm, $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm².

Mit zunehmender Steifigkeit in Lastrichtung E_x , $E_{x, [0]} > E_{x, [0/90]} > E_{x, [QI]} > E_{x, [\pm 45]}$ sinkt das Schubspannungsmaximum. Die Höhe der maximalen Schälspannung nimmt für die drei Lamine mit 0°-Faserorientierung mit zunehmender Quersteifigkeit E_y , $E_{y, [0/90]} > E_{y, [QI]} > E_{y, [\pm 45]}$ zu. Das $[\pm 45]$ -Laminat weist das geringste Schälspannungsmaximum auf, obwohl dessen Quersteifigkeit etwas über der Quersteifigkeit des $[0]^\circ$ -Laminats liegt $E_{y, [\pm 45]} > E_{y, [0]}$.

Für die Referenzgeometrie weist das CFK $[0]$ -Laminat das höchste Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{xy} \approx 1,4 \bar{\tau}_{rx}$ der betrachteten Laminataufbauten auf, Bild 3.11. Das $[0/90]$ - und das $[QI]$ -Laminat ergeben die geringsten Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy} \approx 1,2 \bar{\tau}_{rx}$ jedoch die höchsten Schälspannungsmaxima $\hat{\sigma}_y \approx 2,4$ bzw. $2,5 \bar{\tau}_{rx}$. Die Spannungsmaxima $\hat{\sigma}_x$ und $\hat{\sigma}_z$ sind gegenüber den Schub- und den Schälspannungsmaxima geringer ausgeprägt und entsprechen in ihrer Höhe etwa der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$.

Im Fall des CFK-Laminats ergibt sich für die betrachtete Konfiguration kein direkter Zusammenhang zwischen der Längssteifigkeit E_x der Lamine und der Höhe der Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$. Ebenso hängt die maximale Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ nicht direkt von der Quersteifigkeit E_y ab. Im Vergleich zu den GFK-Laminaten ist die Höhe aller Spannungsmaxima der CFK-Lamine niedriger.

3.2.3 Einfluss der Geometriegrößen

Betrachtung der Breite und Dicke des Laminats

Die Breite des Laminats wird von $b = 12$ bis 50 mm (12, 15, 18, 24, 37 und 50 mm) variiert. Für die Referenzdicke von $t = 12$ mm werden zusätzlich $b = 75$ und 100 mm Breite betrachtet. Die Laminatdicke t wird von 12 mm bis 24 mm (12, 15, 18 und 24 mm) variiert. Aufgrund der geringeren, matrixdominierten Steifigkeiten in Dickenrichtung wird in dieser Richtung eine geringere Variation durchgeführt. In der Mittenebene des Laminats nimmt die maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$ mit zunehmender Breite b und zunehmender Dicke t ab, Bild 3.12 (a). Die Maximalspannung nimmt vom geringsten Querschnitt $\hat{\tau}_{xy}(b = t = 12 \text{ mm}) = 3,2 \bar{\tau}_{rx}$ hin zum Querschnitt mit $b = 50$ mm mit $t = 24$ mm auf den geringsten Wert von $\hat{\tau}_{xy} = 1,5 \bar{\tau}_{rx}$ ab. Die maximale Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ nimmt ebenso mit zunehmender Dicke t ab; eine zunehmende Breite b bewirkt jedoch eine Zunahme der Spannung. Die Maxima beider Spannungskomponenten gehen für zunehmende Breiten b asymptotisch gegen jeweilige Grenzwerte $\hat{\tau}_{xy, \text{lim}}$, die bei etwa $b = 50$ mm Breite erreicht werden. Die Höhe des Grenzwerts nimmt mit zunehmender Dicke t ab. Die Betrachtung der Spannungsmaxima in der Querebene (Bild 3.12 (b)) zeigt für geringe Breiten b ein vergleichbares Schubspannungmaximum $\hat{\tau}_{xz}$ für den Querschnitt mit $b = t = 12$ mm. Ausgehend von diesem Querschnitt übertreffen die Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xz}$ für zunehmende Dicken t die Maxima der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy}$. Mit zunehmender Breite b sinkt die Höhe der Maxima $\hat{\tau}_{xz}$ in der Querebene unter das Niveau in der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy}$. Die maximale Schälspannung $\hat{\sigma}_z$ zeigt ein gegensätzliches Verhalten - das Niveau steigt mit zunehmender Dicke erheblich an: von $\hat{\sigma}_z \approx 0,8 \bar{\tau}_{rx}$ für $t = 12$ mm bis etwa $\hat{\sigma}_z \approx 2,5 \bar{\tau}_{rx}$ für $t = 24$ mm.

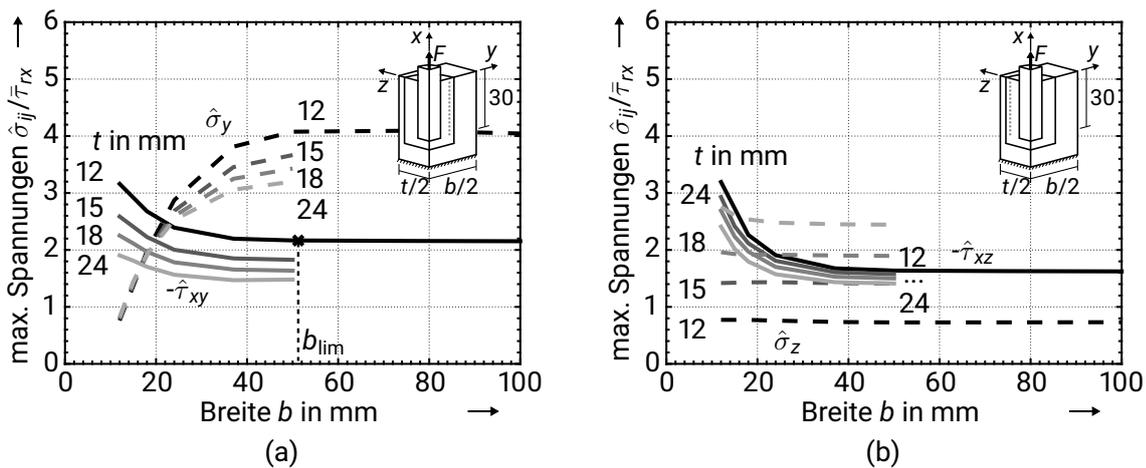


Bild 3.12: Einfluss der Breite b und Dicke t auf die Höhe des Schub- und Schälspannungsmaximums (a) in der Mittenebene und (b) in der Querebene des Laminats. Modellkonfiguration: [0/90]-GFK-Laminat, $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

Dieses Verhalten in der Mittenebene bei zunehmender Breite b - das Absinken der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$ und die Zunahme der maximalen Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ - zeigt sich qualitativ ebenfalls bei den weiteren betrachteten Laminataufbauten, Bild 3.13 a. Für geringe Breiten b ergeben sich deutliche Unterschiede der Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ zwischen den Laminaten. Die Höhe der Maxima nimmt für diese geringen Breiten b mit sinkender Längssteifigkeit E_x zu: von $\hat{\tau}_{xy, [0]} \approx 2,8 \bar{\tau}_{rx}$ auf $\hat{\tau}_{xy, [\pm 45]} \approx 4,2 \bar{\tau}_{rx}$. Die asymptotischen Grenzwerte der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{xy, \lim}$ aller Laminata sind auf einem vergleichbaren Niveau von etwa $\hat{\tau}_{xy} \approx 2 \bar{\tau}_{rx}$.

Bei geringen Breiten b sind die Unterschiede der maximalen Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ zwischen den Laminaten wenig ausgeprägt. Mit zunehmender Breite b nehmen die Unterschiede zunächst zu, bis sich die Spannungsniveaus für große Breiten b erneut annähern. Die Grenzwerte liegen etwa um das Vierfache über der mittleren Schubspannung $\hat{\sigma}_y \approx 4,1 \bar{\tau}_{rx}$. Der Grenzwert des [0]-Laminats liegt bei etwa $\hat{\sigma}_{y, [0]} \approx 3,6 \bar{\tau}_{rx}$. Sowohl die Grenzbreite b_{\lim} , bis zu der ein Einfluss auf die Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ besteht, als auch die Einflussstärke der Breite b hängen vom Laminataufbau ab. Diese Grenzbreite b_{\lim} ist für das Maximum der Schub- und der Schälspannung $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ nicht identisch. Für das Schubspannungsmaximum nimmt die Grenzbreite b_{\lim} mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} zu.

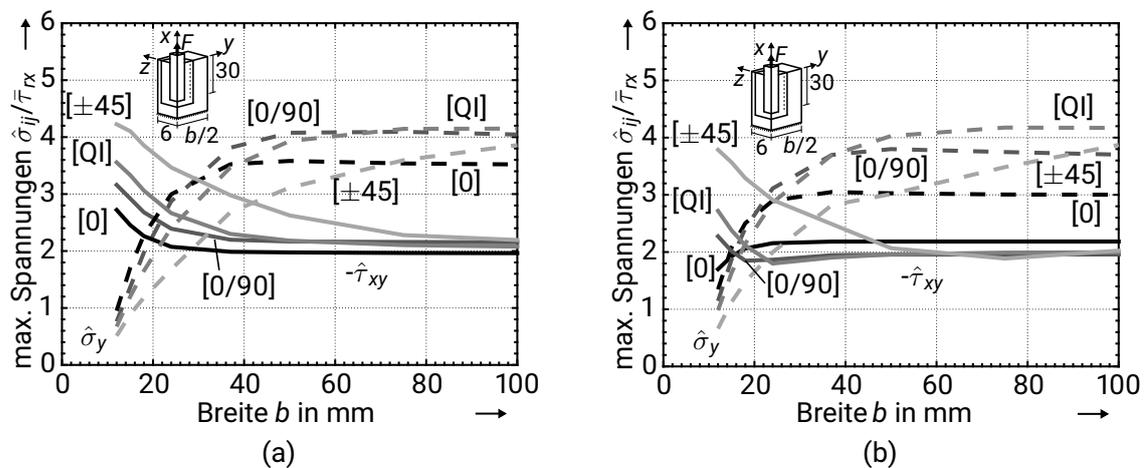


Bild 3.13: Einfluss der Breite und des Laminataufbaus auf die Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ und Schälspannungsmaxima $\hat{\sigma}_y$ für (a) GFK und (b) CFK. Modellkonfiguration: $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

Für CFK nehmen die Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ des [0/90]-, des [QI] und des $[\pm 45]$ -Laminats vergleichbar zu den GFK-Laminaten mit zunehmender Breite b ab, Bild 3.13 b. Im Gegensatz zu den GFK-Laminaten erreichen deren Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ jedoch einen Minimalwert bevor sie asymptotisch gegen den jeweiligen Grenzwert $\hat{\tau}_{xy, \lim}$ ansteigen. Das [0]-Laminat zeigt mit zunehmender Breite b direkt eine asymptotische Zunahme der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$. Für geringe Breiten b weist das $[\pm 45]$ -Laminat die höchste

und das [0]-Laminat die geringste Maximalspannung $\hat{\tau}_{xy}$ auf. Die Differenz zwischen den Laminaten wird mit zunehmender Breite b reduziert. Das [0/90]-, das [QI] und das $[\pm 45]$ -Laminat erreichen ein vergleichbares Niveau der Maximalspannung $\hat{\tau}_{xy}$, das etwas niedriger als die Maximalspannung $\hat{\tau}_{xy}$ des [0]-Laminats ist. Die Schälspannungsmaxima $\hat{\sigma}_y$ nehmen für alle Laminataufbauten mit zunehmender Breite b bis zum Erreichen eines jeweiligen Grenzwerts $\hat{\sigma}_{y, \text{lim}}$ zu. Der Grenzwert der maximalen Schälspannung $\hat{\sigma}_{y, \text{lim}}$ des [0]-Laminats ist im Vergleich zu den anderen Laminaten am niedrigsten. Die Grenzbreite b_{lim} des Schub- und des Schälspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ ist abhängig von der Laminatsteifigkeit. Im Fall der Schubspannung steigt die Grenzbreite b_{lim} mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} .

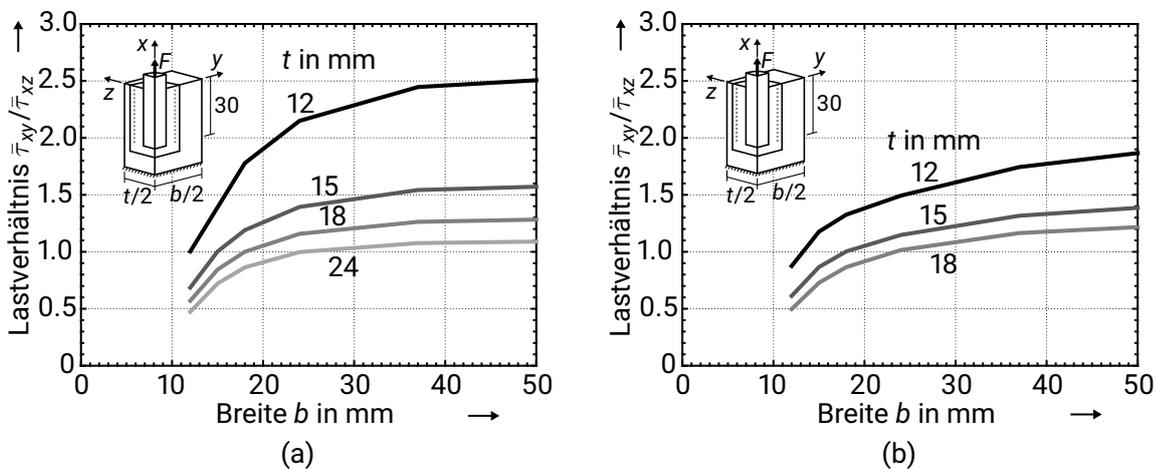


Bild 3.14: Verhältnis der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$ im jeweiligen Schnitt der Mittenebene und der Querebene für (a) ein GFK [0/90]-Laminat und (b) ein GFK $[\pm 45]$ -Laminat. Modellkonfiguration: GFK [0/90]-Laminat, $t = 12$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

Neben den Maximalspannungen $\hat{\tau}_{xy}$ und $\hat{\sigma}_y$ wird ebenfalls die Lastverteilung über den Umfang von der Querschnittsgeometrie durch Breite b und Dicke t beeinflusst, Bild 3.14. Dies wird anhand des Verhältnisses aus jeweils der mittleren Schubspannung im Schnitt in der Mittenebene $\bar{\tau}_{xy}$ und in der Querebene $\bar{\tau}_{xz}$ verdeutlicht. Für $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz} = 1$ ist die Verteilung über den Umfang näherungsweise homogen. Ein Verhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz} > 1$ zeigt an, dass eine höhere durchschnittliche Schubspannung in der Mittenebene und folglich ein höherer Anteil der Last in diesem Schnitt übertragen wird. Der qualitative Verlauf des Lastverhältnisses beider Ebenen ist für das [0/90]- und das $[\pm 45]$ -Laminat vergleichbar. Das Verhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$ nimmt mit zunehmender Breite b asymptotisch gegen einen Grenzwert zu. Dieser wird ab einer Grenzbreite $b_{\text{lim}} \approx 50$ mm erreicht. Mit zunehmender Dicke t sinkt das Verhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$. Bei $b = 50$ mm Breite wird das Lastverhältnis des [0/90]-Laminats durch eine vergrößerte Dicke $t = 12$ auf 15 mm von $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz} = 2,5$ auf etwa 1,6 reduziert. Das [0/90]-Laminat weist für quadratische Querschnitte Schubspannungsverhältnisse $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz} \approx 1$ auf. Im Fall des $[\pm 45]$ -Laminats wird ein ausgeglichenes Lastverhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz} = 1$ für größere Breiten

als Dicken $b > t$ erreicht.

Die Ergebnisse verdeutlichen den Einfluss der Steifigkeit der Schnittebenen auf die lokale Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{rx}$ und $\hat{\sigma}_r$ sowie auf den Anteil der übertragenen Last im jeweiligen Schnitt. Der Vergleich der Laminats und der Werkstoffe zeigt, dass bei geringen Breiten b eine höhere Dehnsteifigkeit $E_x A$ das Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{rx}$ reduziert. Für zunehmende Breiten b wird jedoch ein Grenzwert der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{lim}, \hat{\sigma}_{lim}$ erreicht. Somit nimmt der Beitrag der Dehnsteifigkeit entfernter Bereiche zur Struktursteifigkeit des Laminats ab. Unabhängig von Laminataufbau und -werkstoff werden vergleichbare Grenzwerte des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xy}$ erreicht. Die Grenzbreite b_{lim} , die den Grenzwert der Spannungsmaxima beschreibt, hängt von der Laminatsteifigkeit ab - insbesondere im Fall des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xy}$ von der Schubsteifigkeit G_{xy} . Die isolierte Variation der Schubsteifigkeit G_{xy} (Bild 3.15) zeigt, dass sich mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} das Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{xy}$ bei geringen Breiten b erhöht. Die Steifigkeit in der Mittelebene steigt gegenüber der Querebene an und bindet einen größeren Lastanteil. Durch die geringe Breite b kann die Last jedoch nicht über einen großen Laminatquerschnitt verteilt werden. Somit steigt das Spannungsniveau. Bei größeren Breiten b kann die Last durch eine höhere Schubsteifigkeit G_{xy} weiter über den Querschnitt verteilt werden. Dies bewirkt eine Homogenisierung der Spannungsverteilung und die sinkenden Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} . Mit der Schubsteifigkeit G_{xy} nimmt ebenfalls die Grenzbreite b_{lim} zu, bei der die asymptotischen Grenzwerte der Spannungsmaxima erreicht werden. Folglich besteht für die Höhe der Spannungsmaxima eine Wechselwirkung zwischen der Geometrie und den Laminatsteifigkeiten. Ebenso wirkt sich die Schubsteifigkeit G_{xz} bei zunehmenden Dicken t auf die Höhe des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xz}$ aus. Da diese Steifigkeit jedoch im Wesentlichen durch die Matrix bestimmt wird, ist die Variation des Parameterbereichs geringer und somit weniger relevant.

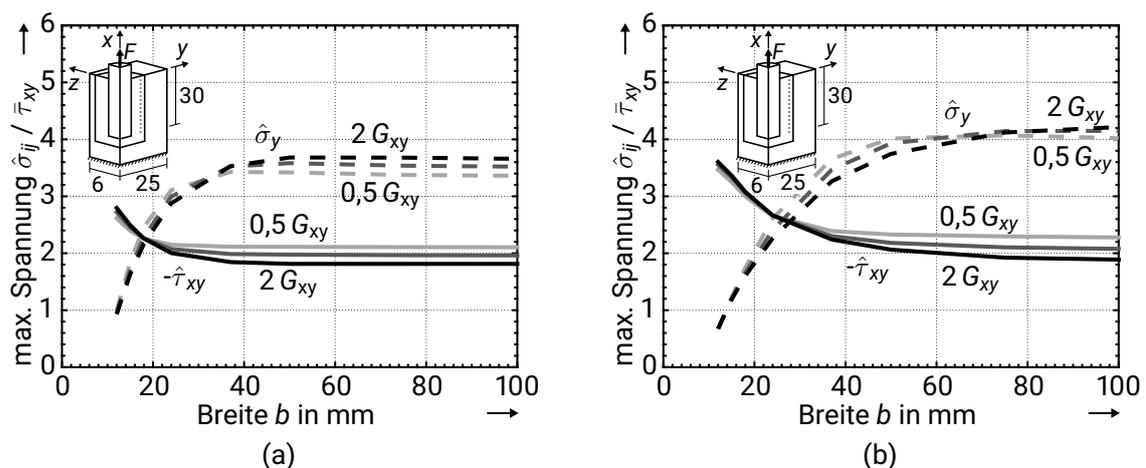


Bild 3.15: Einfluss der variierten Schubsteifigkeit G_{xy} auf die Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ und $\hat{\sigma}_y$: im Fall (a) des [0]- und (b) des [QI]-GFRK-Laminats. Geometrieangaben in mm.

Bei hoher Steifigkeit, wie bspw. bei den CFK Laminaten, kann eine Vergrößerung der Breite b in einer Zunahme des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ resultieren. In diesen Fällen übersteigt die Laminatsteifigkeit die Steifigkeit des Ankers. Dies führt zwar zu einem Absinken des lokalen Spannungsmaximums im Bohrungsgrund, jedoch zu einem Anstieg des lokalen Spannungsmaximums am Bohrungseingang, sodass mit zunehmender Struktursteifigkeit des Laminats das globale Maximum der Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ ansteigt.

Betrachtung der detaillierten Gestaltung des Laminataufbaus

Die zuvor dargestellten Berechnungen basieren auf homogenisierten, verschmierten Laminatkennwerten. Für zunehmende Laminat-Schichtdicken t_{LS} ist dies nicht geeignet, die lokalen Spannungen in der Klebschicht darzustellen, Abschnitt 3.1.2. Im Folgenden wird der Einfluss von MSV mit größeren Schichtdicken t_{LS} auf die Spannung in der Klebschicht detaillierter untersucht. Hierbei werden die Laminat in drei Schichten - entsprechend zwei Schichten im Viertelmodell - mit unterschiedlichen Steifigkeiten infolge der Faserorientierungen unterteilt.

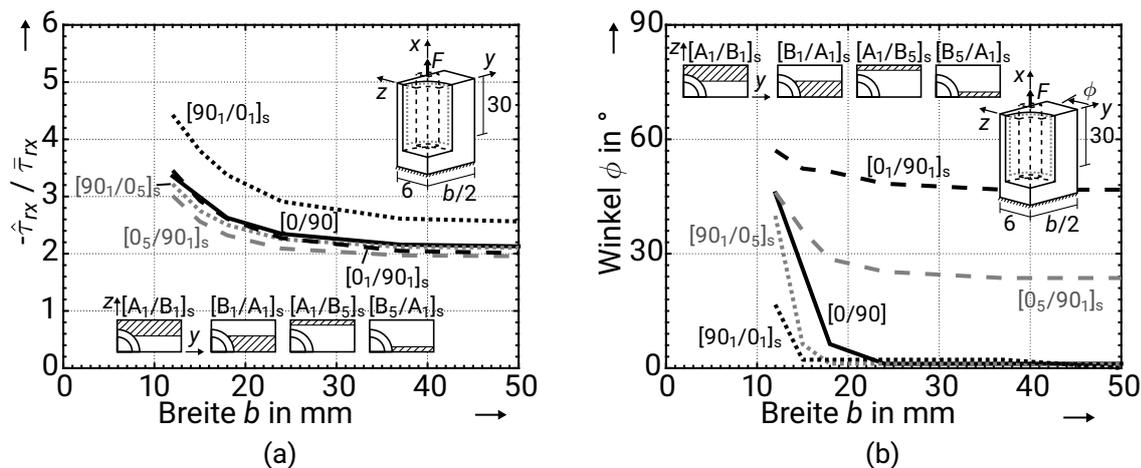


Bild 3.16: (a) Höhe der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ und (b) Position des Maximums mit Bezug zur Laminatmittenebene für verschiedene Laminataufbauten mit 0° - und 90° -Schichten. Das $[0/90]$ -Modell hat verschmierte Kennwerte; Schichtsteifigkeiten Tabelle 3.1. Konfiguration: $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Das $[0/90]$ -Laminat wird in eine 0° -Schicht und eine 90° -Schicht unterteilt. Diese werden mit Verhältnissen von 1:1 und 5:1 (0° zu 90°) betrachtet: $[0_1/90_1]_s$ und $[0_5/90_1]_s$. Für diese Aufteilungen werden jeweils beide möglichen Positionen berücksichtigt - laminatmittig und in der Deckschicht. Als Referenz wird die Berechnung mit verschmierten Laminatkennwerten ($[0/90]$) angegeben. Die maximale Schubspannung wird über die gesamte Mantelfläche ermittelt. Das qualitative Verhalten des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ bei der Variation

der Breite b ist für alle betrachteten Konfigurationen vergleichbar, Bild 3.16. Die höchsten Spannungen treten bei dem geringsten Querschnitt auf und nehmen asymptotisch mit größeren Breiten b ab. Die Kurven verlaufen näherungsweise parallel zueinander. Die maximale Schubspannung des $[90_1/0_1]_s$ -Laminats $\hat{\tau}_{rx} = 4,5 \bar{\tau}_{rx}$ ist im Vergleich zu den weiteren Konfigurationen $\hat{\tau}_{rx} = 3$ bis $3,5 \bar{\tau}_{rx}$ höher. Ebenso liegt der Grenzwert der Maximalspannung für zunehmende Breiten b bei $\hat{\tau}_{rx, \text{lim}} = 2,5 \bar{\tau}_{rx}$ und erreicht nicht das Niveau der weiteren Laminat $\hat{\tau}_{rx, \text{lim}} = 2 \bar{\tau}_{rx}$. Die Spannungsmaxima treten für kleine Laminatbreiten b im Winkel zwischen $\phi = 15^\circ$ und $\phi = 60^\circ$ bezogen auf die Mittenebene auf. Mit zunehmender Breite b nimmt der Winkel asymptotisch ab. Für die Referenz mit verschmierten Kennwerten sowie die beiden Laminataufbauten mit außen liegenden 90° -Schichten ($[90_1/0_5]_s$ - und $[90_1/0_1]_s$) liegt der Grenzwert in der Mittenebene $\phi = 0^\circ$. Für die Laminat mit außen liegenden 0° -Schichten liegt der Grenzwert bei $\phi \approx 25^\circ$ für den $[0_5/90_1]_s$ -Aufbau und bei $\phi \approx 45^\circ$ für den $[0_1/90_1]_s$ -Aufbau.

Für die Variation des quasiisotropen Laminats werden die $+45^\circ$ - und -45° -Schichten sowie die 0° - und die 90° -Schichten jeweils zusammengefasst und mit homogenisierten, verschmierten Kennwerten betrachtet. Dies entspricht Laminataufbauten mit Geweben entsprechender Faserorientierung.

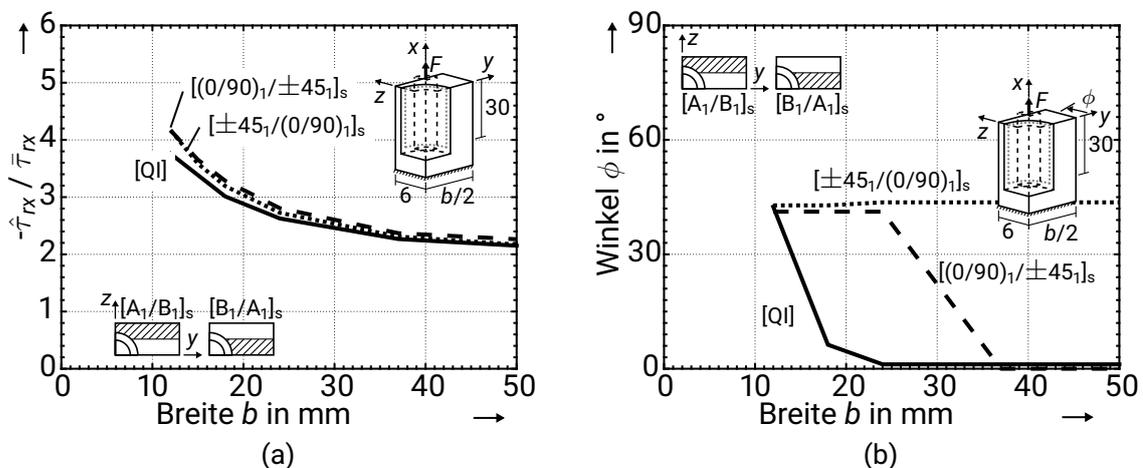


Bild 3.17: (a) Höhe der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ und (b) Position des Maximums mit Bezug zur Mittenebene für verschiedene Laminataufbauten eines quasiisotropen $[0/90/\pm 45]$ -Laminats. Das mit [QI] gekennzeichnete Laminat sowie jeweils die $(0/90)$ - und die (± 45) -Schicht haben homogenisierte, verschmierte Kennwerte; Schichtsteifigkeiten entsprechend Tabelle 3.1. Konfiguration: $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Die Höhe der Spannungsmaxima nimmt für beide Varianten sowie für die Referenz mit verschmierten Kennwerten ([QI]) mit zunehmender Breite b asymptotisch ab, Bild 3.17 (a). Der konkrete Laminataufbau zeigt mit abnehmender Breite b einen geringfügigen Einfluss auf die Höhe der Spannungsmaxima. Bei $b = 12$ mm Breite liegt der Winkel der Maxi-

malspannung für alle drei Varianten bei etwa $\phi = 45^\circ$. Beim Referenzlaminat [QI] nähert sich die Position mit zunehmender Breite b direkt der Mittenebene $\phi = 0$. Für das Laminat mit außen liegender (0/90)-Schicht bleibt der Winkel zunächst bei $\phi = 45^\circ$ und nähert sich für Breiten $b > 25$ mm der Mittenebene. Im Fall des Laminats mit außen liegenden $\pm 45^\circ$ -Schichten wirkt sich die Breite b nicht auf den Winkel aus.

Im Fall des Triax-Laminats aus einer Kombination von Lagen mit $\pm 45^\circ$ - und 0° -Faserorientierung werden die $+45^\circ$ - und die -45° -Lagen ebenfalls zusammengefasst und mit homogenisierten, verschmierten Kennwerten betrachtet. Es werden Schichtanteile von 1:1 und 5:1 von 0° - zu $\pm 45^\circ$ -Lagen betrachtet: $[0_1/\pm 45_1]_s$ und $[0_5/\pm 45_1]_s$. Es wird zudem die Anordnung laminatmittig und in den Deckschichten variiert. Alle Laminataufbauten weisen die asymptotische Abnahme des Spannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ mit zunehmender Breite b auf. Der Grenzwert $\hat{\tau}_{rx, \lim}$ aller Laminats ist auf einem vergleichbaren Niveau; das $[\pm 45]$ -Laminat erreicht diesen erst bei größeren Breiten b (Bild 3.13). Die Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{rx}$ der Referenz des [0]-Laminats stellen die untere Grenze der betrachteten Konfigurationen dar; die Referenz des $[\pm 45]$ -Laminats stellt die obere Grenze dar, Bild 3.18 (a). Für geringe Breiten b unterscheidet sich die Höhe der Maximalspannung $\hat{\tau}_{xy}$ z.T. deutlich zwischen den Konfigurationen. Das $[\pm 45_1/0_1]_s$ weist bei $b = 12$ mm die höchste Maximalspannung $\hat{\tau}_{rx} \approx 4,2 \bar{\tau}_{rx}$ auf, das $[0_5/\pm 45_1]_s$ -Laminat mit $\hat{\tau}_{rx} \approx 3 \bar{\tau}_{rx}$ die geringste.

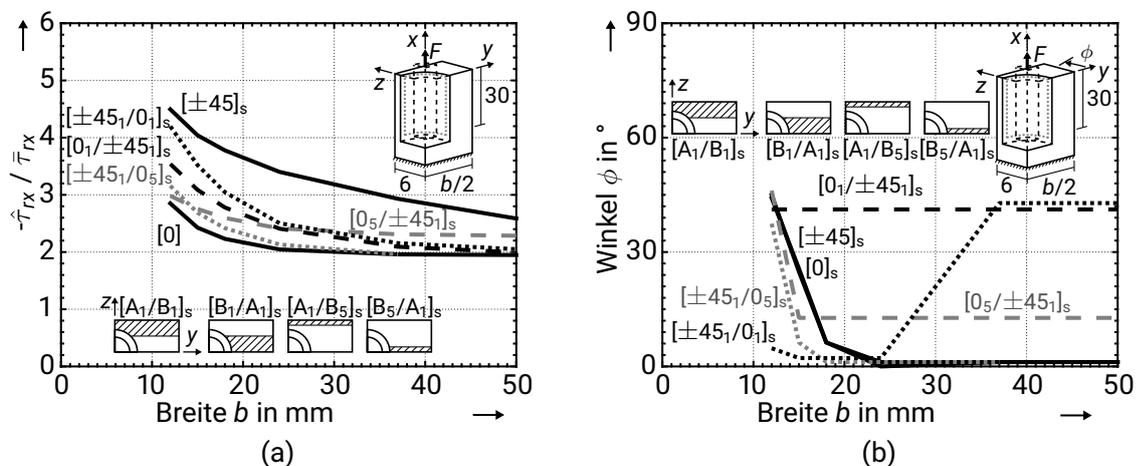


Bild 3.18: (a) Höhe der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ und (b) Position des Maximums mit Bezug zur Laminatmittenebene für verschiedene Laminataufbauten eines MSV mit 0° - und 45° -Schichten. Die $\pm 45^\circ$ -Schicht hat homogenisierte, verschmierte Kennwerte; Schichtsteifigkeiten Tabelle 3.1. Konfiguration: $t = 12$ mm, $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Der Ort des Spannungsmaximums befindet sich bei der geringsten Breite $b = 12$ mm um den Winkel $\phi = 45^\circ$ von Mittenebene entfernt. Das $[\pm 45_3/0_3]_s$ -Laminat stellt mit einem Anfangswinkel $\phi = 0^\circ$ eine Ausnahme dar. Für zunehmende Breiten b verlagert sich das Maximum dieses Aufbaus hin zu $\phi = 45^\circ$. Das Maximum des $[0_3/\pm 45_3]_s$ -Laminats bleibt

unabhängig von der Breite b bei $\phi = 45^\circ$. Für die weiteren Laminataufbauten und die Referenzlaminare verlagert sich das Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{rx}$ zur Mittenebene $\phi = 0^\circ$ - beim $[0_5/\pm 45_1]_s$ -Laminat sinkt der Winkel nicht unter $\phi = 15^\circ$.

Zusammenfassend zeigt sich, dass die Höhe und Position des Schubspannungsmaximums von der Schichtreihenfolge eines Laminats abhängen können. Für gleich große Schichtdicken t_{LS} mit deutlichem Steifigkeitsunterschied bewirkt bei geringen Breiten b die steifere Schicht in den Deckschichten eine Reduktion des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ im Vergleich zur Alternativkonfiguration. Die Ursache ist die größere Querschnittsfläche der äußeren Schicht für die betrachtete Dicke $t = 12$ mm. Mit zunehmender Breite b nimmt der relative Unterschied zwischen den Querschnittsflächen von Innenseite und Außenseite ab. Dies bewirkt die geringeren Unterschiede bei zunehmender Breite b . Bei Schichten mit geringeren Steifigkeitsunterschieden - z. B. im Fall von $(0/90)$ und (± 45) mit verschmierten Kennwerten - ist kein Einfluss der Schichtreihenfolge festzustellen. Ebenso hat die Reihenfolge bei ungleicher Schichtdicke t_{LS} eine geringere Auswirkung auf die maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$. Die Position des Spannungsmaximums folgt dem Schnitt im Winkel ϕ mit der größten Struktursteifigkeit.

Verankerungslänge

Die lastübertragende Mantelfläche der Klebschicht ist proportional zur Verankerungslänge l . Die Länge l wirkt sich somit direkt auf das Niveau der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$ und dadurch auf die übertragbare Last F aus. Wird eine konstante Last $F = \text{konst.}$ unabhängig von der Verankerungslänge l angenommen, sinkt das mittlere Spannungsniveau $\bar{\tau}_{rx}$ mit zunehmender Verankerungslänge l . Die Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ nimmt ebenfalls ab, Bild 3.19 a. Eine Steigerung der Breite b zeigt für alle Verankerungslängen l das bekannte qualitative Verhalten: das Maximum der Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$ nimmt asymptotisch ab während das Maximum der Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ asymptotisch zunimmt. Bei geringen Breiten b ist der Unterschied des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xy}$ verschiedener Verankerungslängen l gering; für zunehmende Breiten b nimmt dieser zu. Mit zunehmender Verankerungslänge l steigt die Grenzbreite b_{lim} an. Im Fall des Schälspannungsmaximums $\hat{\sigma}_y$ nimmt der Einfluss der Breite b für sinkende Verankerungslängen l zu.

Alternativ kann für den Vergleich der Bezug auf eine konstante mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{rx} = \text{konst.}$ für alle Verankerungslängen l erfolgen. Aufgrund der linearen Rechnung handelt es sich hierbei um dieselbe Datengrundlage. Diese Betrachtung verdeutlicht die Spannungsüberhöhung gegenüber der mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{xy}$. Für diesen Fall nehmen die bezogenen Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$, $\hat{\sigma}_y$ mit zunehmender Verankerungslänge l zu. Die Steigerung der Breite b bewirkt das bekannte, asymptotische Verhalten der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$, $\hat{\sigma}_y$. Der zunehmende Einfluss der Breite b bei größer werdender Verankerungslänge l wird ebenfalls verdeutlicht.

Dieser Einfluss der Verankerungslänge l auf den Einfluss der Breite b zeigt sich auch bei der Lastverteilung über den Umfang, Bild 3.19 c. Mit der Vergrößerung der Verankerungslänge l

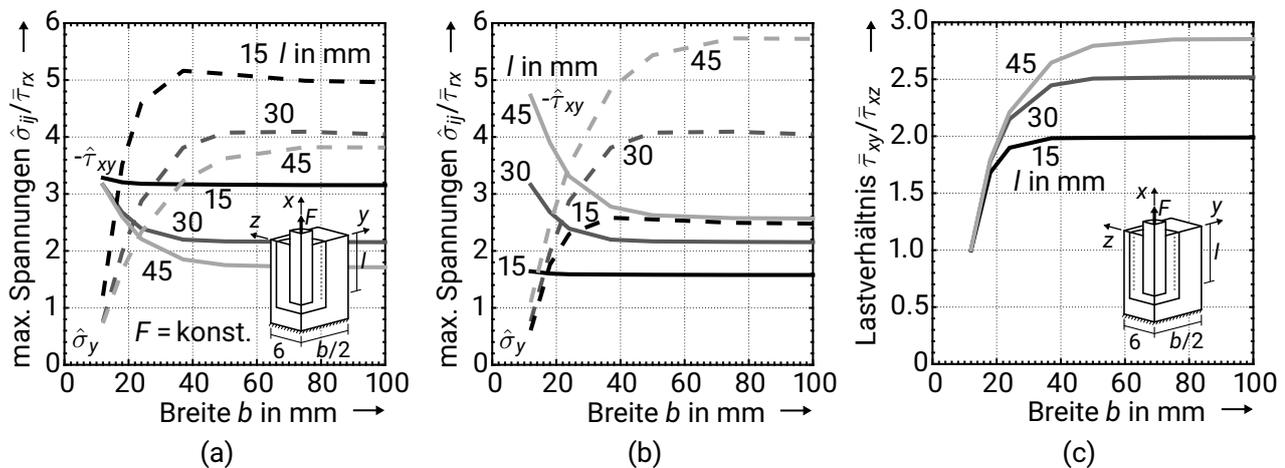


Bild 3.19: Einfluss der Verankerungslänge l auf die Schub- und Schälspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ für eine Variation der Breite b : (a) konstante Last $F = \text{konst.}$, (b) konstante mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{rx} = \text{konst.}$ (c) Einfluss der Verankerungslänge Lastverhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$ von Mittenebene zur Querebene für eine Variation der Breite b . Modellkonfiguration: GFK [0/90]-Laminat, $t = 12$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

nimmt das Lastverhältnis $\bar{\tau}_{xy}/\bar{\tau}_{xz}$ zu - die Last wird somit ungleichmäßiger über den Umfang verteilt.

Die Ergebnisse verdeutlichen insbesondere die Interaktion zwischen Verankerungslänge l und Laminatquerschnitt - in diesem Fall die Breite b . Mit zunehmender Verankerungslänge l nimmt der Einfluss der Breite b auf die Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$, $\hat{\sigma}_y$ zu.

Stirnseitige Lamineinspannung

Neben der Einspannung am Laminatende, ist ebenfalls die Randbedingung einer eingespannten Stirnseite des Laminats möglich. Dies tritt bspw. beim Aufbringen einer Vorspannkraft über einen stirnseitigen Flansch auf.

Die Spannungsverläufe der Spannungskomponenten in der Mittenebene σ_x , σ_y , σ_z und τ_{xy} über die Verankerungslänge l zeigen deutlich ausgeprägte Spannungsmaxima am Bohrungseingang $x = 0$ und ein stark absinkendes Spannungsniveau in Richtung Bohrungsgrund $x = -l$, Bild 3.20 a. Insbesondere die Schubspannung τ_{xy} weist ein ausgeprägtes Maximum am Bohrungseingang $x = 0$ auf. Der qualitative Einfluss des Querschnitts auf die Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ und $\hat{\sigma}_y$ zeigt übereinstimmend zur Einspannung am Laminatende ein asymptotisches Absinken mit zunehmender Breite b und Dicke t . Das Niveau der Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ ist im Vergleich deutlich erhöht, während die Maxima der Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ durch die Querstauchung des Laminats stark reduziert sind, vgl. Bild 3.12.

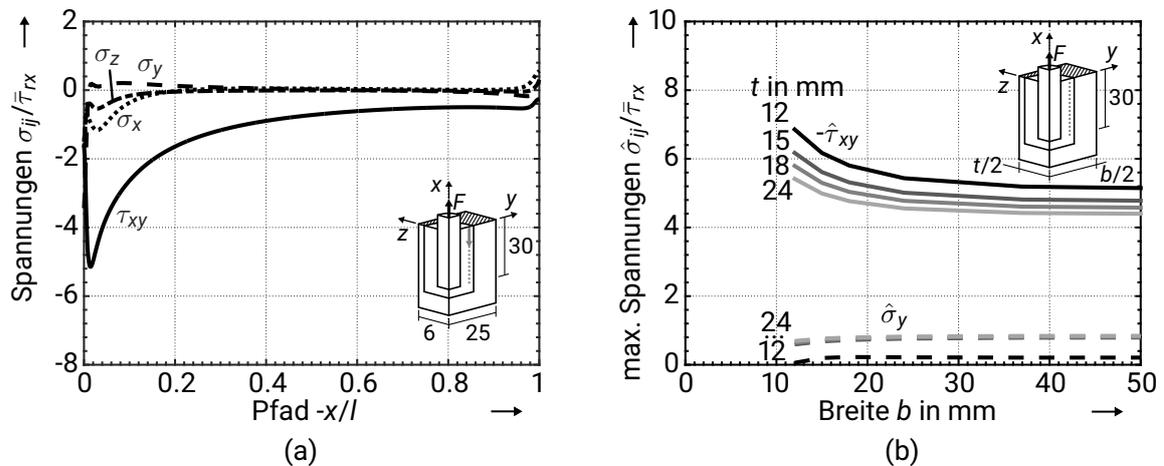


Bild 3.20: Randbedingung einer stirnseitigen Einspannung des Laminats: (a) resultierender Spannungsverlauf der Spannungskomponenten σ_x , σ_y , σ_z und τ_{xy} über die Verankerungslänge l . (b) Einfluss der Breite b und Dicke t auf die maximale Schub- und Schälspannung $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$. Modellkonfiguration: GFK [0/90]-Laminat, $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

3.2.4 Einfluss des Ankerdurchmessers und der Mehrfachverankerung

Analog zur Betrachtung des Einflusses der Verankerungslänge l muss für die Betrachtung verschiedener Ankerdurchmesser d_A die Vergleichbarkeit definiert werden. Dies betrifft bei der Variation des Ankerdurchmessers d_A das Niveau sowohl der Zugspannung $\bar{\sigma}_{x,A}$ im Ankerquerschnitt als auch der Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$ in der Mantelfläche der Klebung. Da die Querschnittsfläche des Ankers sich quadratisch zum Ankerdurchmesser $A_A \sim d_A^2$ verhält, während die Mantelfläche linear vom Ankerdurchmesser $A_{A,M} \sim d_A$ abhängt, muss mit der Veränderung des Ankerdurchmessers d_A ebenfalls eine Anpassung der Verankerungslänge l erfolgen. Dies entspricht den konstruktiven Vorüberlegungen, Kapitel 2.4. Die Last der jeweiligen Ankerdurchmesser mit Nennmaß d_A entspricht DIN EN ISO 898-1 [DIN] für metrische Regelgewinde mit Festigkeitsklasse 12.9. Die resultierenden Verankerungslängen l zum Erreichen der gleichen mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$ sind in Tabelle 3.2 aufgeführt. Die aufgeführten Laminatflächen A_L ergeben sich anhand der Auslegung der mittleren Spannung in Längsrichtung $\bar{\sigma}_{x,L}$ auf die Längsfestigkeit R_x : $A_L = F/R_x$ mit $R_L = \bar{\sigma}_{x,L}$.

Aufgrund der Wechselwirkung der Steifigkeiten des Laminats und der Geometrie (Breite b , Dicke t , Verankerungslänge l) wird für jede Konfiguration aus Ankerdurchmesser d_A und Laminat eine Variation der Querschnittsgeometrie durchgeführt. Als Minimaldimensionen der effektiven Breite und Dicke werden $b_{\text{eff, min}} = t_{\text{eff, min}} = 1$ mm festgelegt, die dadurch die jeweilige Maximaldimension bestimmen. Als effektive Größen werden die Breite b bzw. Dicke t abzüglich des Bohrungsdurchmessers d_B bezeichnet - $b_{\text{eff}} = b - d_B$ bzw. $t_{\text{eff}} = t - d_B$. Die weiteren Konfigurationen sind der quadratische Querschnitt $b = t$ sowie jeweils eine Stützstelle in der Mitte zwischen den Extremwerten und dem quadratischen Querschnitt.

Tabelle 3.2: Mindestbruchkräfte F_{Nenn} der Anker-Nenn Durchmesser d_A nach DIN EN ISO 898-1 [DINI] sowie die resultierenden Verankerungslängen l und Laminatflächen A_L bei konstanten mittleren Spannungsniveaus $\bar{\tau}_{rx}$ und $\bar{\sigma}_{x,L}$. Festigkeit des GFK-Laminats entsprechend Anhang A.1. Das $[\pm 45]$ -Laminat ist aufgrund der Faserorientierung auf Zwischenfaserbruch (Zfb) ausgelegt, die weiteren Laminat auf Faserbruch (Fb).

Nenn Durchmesser d_A in mm	Mindestbruch- kraft in kN	Verankerungs- länge l in mm	Laminatfläche $A_{L,1}$ in mm^2			
			[0]	[0/90]	[QI]	$[\pm 45]$
M4	10,7	23	11	18	24	107
M5	17,3	30	19	30	38	173
M6	24,5	35	27	43	56	245
M8	44,6	47	47	77	100	446
M10	70,8	60	76	123	159	708

Neben der einfachen Laminatfläche $A_{L,1}$ wird ebenfalls der Einfluss einer vergrößerten Laminatfläche $A_{L,2}$ mit doppeltem Querschnitt betrachtet. Ausgewertet werden das Schubspannungsmaximum in der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy}$ und in der Querebene $\hat{\tau}_{xz}$ und aus diesen das Maximum $\hat{\tau} = \max\{\hat{\tau}_{xy}, \hat{\tau}_{xz}\}$ ermittelt.

Mit größer werdendem Ankerdurchmessers d_A nimmt die maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ zu, Bild 3.21. Die Verdopplung der Laminatfläche A_L senkt die maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ für alle Ankerdurchmesser d_A . Der qualitative Einfluss auf das Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}$ ist im Fall des $[0/90]$ -Laminats für alle Ankerdurchmessern d_A und beide Laminatflächen $A_{L,1}$ bzw. $A_{L,2}$ ist identisch:

- Bei den Konfigurationen mit Extremaldimensionen $b_{\text{eff, min}}, t_{\text{eff, max}}$ bzw. $b_{\text{eff, max}}, t_{\text{eff, min}}$ der Querschnittsgeometrie treten die höchsten Spannungsmaxima auf;
- Die Höhe der Maxima der Extremaldimensionen ist für Minimalbreite $b_{\text{eff, min}}$ und -dicke $t_{\text{eff, min}}$ vergleichbar;
- Das Minimum der maximalen Schubspannung $\hat{\tau}_{\text{opt}}$ tritt etwa beim quadratischen Querschnitt $b \approx t$ auf.

Entsprechend des Resultats zum Einfluss der Breite b und Dicke t (Abschnitt 3.2.3) tritt bei minimaler Breite $b_{\text{eff, min}}$ die maximale Schubspannung in der Querebene $\hat{\tau} = \hat{\tau}_{xz}$ auf. Mit zunehmender Breite b und sinkender Dicke t wird die Spannungsverteilung homogener. Die Höhe des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{xz}$ in der Querebene nimmt ab und die des Maximums in der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy}$ nimmt zu. Ab dem Minimum der maximalen Spannung $\hat{\tau}_{rx, \text{min}}$ übertrifft die maximale Schubspannung in der Mittenebene das Maximum in der Querebene $\hat{\tau}_{xy} > \hat{\tau}_{xz}$. Für weiter zunehmende Breiten b nimmt das Schubspannungsmaximum in der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy}$ weiter zu und das Maximum in der Querebene $\hat{\tau}_{xz}$ weiter ab. Die optimale Dimension des Querschnitts $b_{\text{eff, opt}}$ und $t_{\text{eff, opt}}$ für eine minimale Maximalspannung $\hat{\tau}_{\text{opt}}$

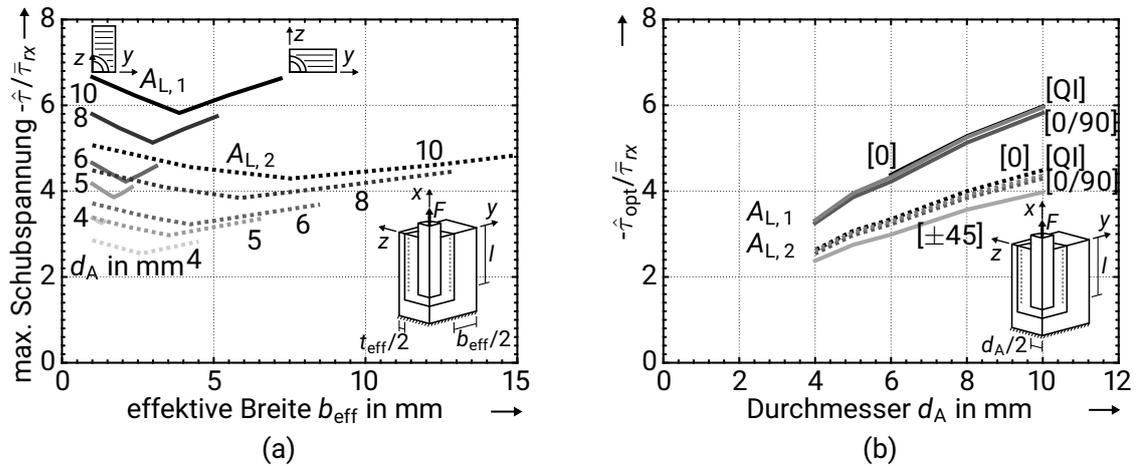


Bild 3.21: (a) Einfluss der Breite b bei konstanter Laminatfläche $A_L = \text{konst.}$ jedes Ankerdurchmessers d_A auf die Höhe der maximalen Schubspannung in der Mitten- und der Querebene der Klebschicht $\hat{\tau} = \max\{\hat{\tau}_{xy}, \hat{\tau}_{xz}\}$ des GFRK [0/90]-Laminats. Die Last und die Laminatfläche A_L sind entsprechend Tabelle 3.2. Darüber hinaus wird die Verdopplung der Laminatfläche $A_{L,2}$ betrachtet. (b) Höhe der minimalen Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{opt}$ der jeweiligen optimierten Querschnittsgeometrie (Bild 3.22) für die einfache und die doppelte Laminatfläche $A_{L,1}$ bzw. $A_{L,2}$. Für das [0]-Laminat kann aufgrund der Mindestdimensionen von Breite b und Dicke t der einfachen Laminatfläche $A_{L,1}$ nicht für Ankerdurchmesser $d_A < 6$ mm berücksichtigt werden. Für das [±45]-Laminat wurde aufgrund der Modellgröße nur die einfache Laminatfläche $A_{L,1}$ betrachtet. Steifigkeit des Klebstoffs: $E_{Adh} = 6194 \text{ N/mm}^2$.

wird anhand des Schnittpunkts der maximalen Schubspannungen $\hat{\tau}_{xy}$ und $\hat{\tau}_{xz}$ bestimmt. Dies erfolgt anhand linearer Interpolation zwischen den Ergebnissen der beiden nächstgelegenen Stützstellen.

Die Höhe der minimierten Schubspannungsüberhöhung $\hat{\tau}_{opt}$ bei jeweils optimierter Laminatgeometrie $b_{eff, opt}$, $t_{eff, opt}$ der betrachteten Lamine ([0/90], [0], [QI] und [±45]) nimmt mit steigendem Ankerdurchmesser d_A zu, Bild 3.21. Die Zunahme des Spannungsmaximums $\hat{\tau}_{opt}$ ist geringfügig degressiv. Unterschiede zwischen den Laminataufbauten sind für beide Laminatflächen $A_{L,1}$, $A_{L,2}$ gering: $\hat{\tau}_{opt, [0]} \approx \hat{\tau}_{opt, [0/90]} \approx \hat{\tau}_{opt, [QI]}$. Das [±45]-Laminat weist im Vergleich etwa 30% reduzierte Maximalspannungen $\hat{\tau}_{opt}$ auf.

Die optimale Querschnittsgeometrie $b_{eff, opt}$ der betrachteten Lamine ([0/90], [0], [QI] und [±45]) zeigt eine näherungsweise proportionale Zunahme mit steigenden Ankerdurchmesser d_A , Bild 3.22 a. Die Breite $b_{eff, opt}$ nimmt mit Vergrößerung der Laminatfläche A_L (Tabelle 3.2) zu. Die resultierende Querschnittsgeometrie ist für alle Lamine näherungsweise quadratisch. Mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A wechselt das Seitenverhältnis von größeren Breiten b hin zu größeren Dicken t für das [0/90]- sowie das [QI]-Laminat. Das [0]-Laminat weist aufgrund der transversalen Isotropie unabhängig vom Ankerdurch-

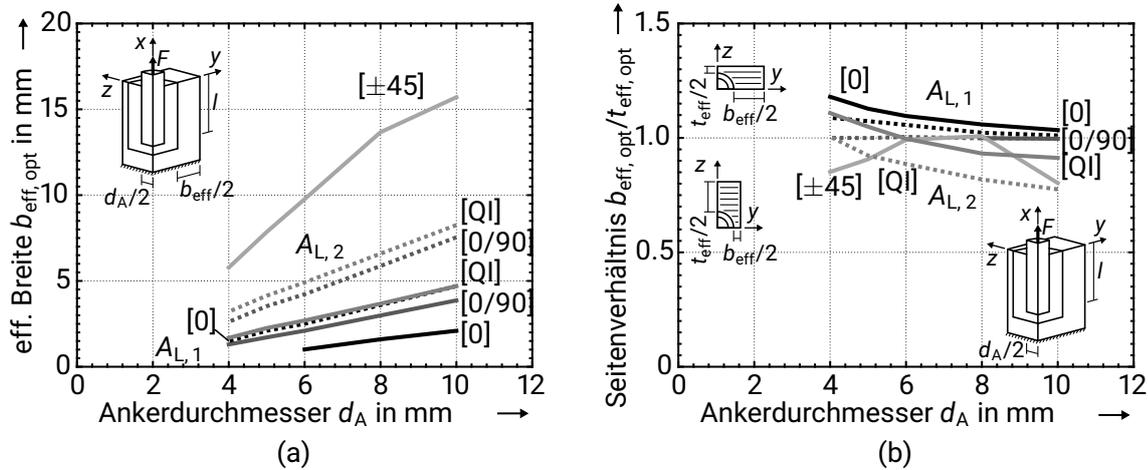


Bild 3.22: (a) Effektive Breiten $b_{\text{eff,opt}}$ für die Querschnittsgeometrie mit minimalem Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{\text{opt}}$ in der Klebschicht für die Laminataufbauten [0], [0/90], [QI] und [±45], abhängig vom Ankerdurchmesser d_A für die jeweiligen einfachen und doppelten Laminatflächen $A_{L,1}$ bzw. $A_{L,2}$. Die zugehörige effektive Dicke $t_{\text{eff,opt}}$ ergibt sich über die Laminatfläche A_L . (b) Resultierende Seitenverhältnisse der optimalen, effektiven Breite zur Dicke $b_{\text{eff,opt}}/t_{\text{eff,opt}}$ für ein minimales Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}_{\text{opt}}$.

messer d_A einen quadratischen Querschnitt auf.

Mehrfachverankerungen

Die vorangehenden Analysen betrachten anhand der freien seitlichen Laminatränder einen einzelnen Anker (Bild 3.2). Im Folgenden wird ergänzend die Auswirkung von Mehrfachverankerungen, deren Anker äquidistant in Breitenrichtung angeordnet sind (Bild 2.6), auf den Spannungszustand in der Klebschicht betrachtet. Die Anker, die an den Enden der Mehrfachverankerung liegen und somit keine symmetrischen Randbedingungen der beiden Seiten zueinander aufweisen, werden nicht berücksichtigt. Im Kontext einer konstruktiven Betrachtung (Kapitel 2.4) ist es zweckmäßig, den Einfluss des Ankerdurchmessers d_A zu berücksichtigen. Es wird deshalb analog zur Betrachtung des Einflusses des Ankerdurchmessers d_A vorgegangen. Die Modellierung der Mehrfachverankerung erfolgt über die Definition der y -Symmetrie am seitlichen Laminatrand $y = b/2$.

Für das [0/90]-Referenzlaminat sind die Schubspannungsmaxima der optimierten Laminatquerschnitte $\hat{\tau}_{\text{opt}}$ der Mehrfachverankerung und des Einzelankers für beide Laminatflächen $A_{L,1}$ und $A_{L,2}$ identisch, Bild 3.23 a. Die zugehörigen Breiten $b_{\text{eff,opt}}$ des Querschnitts minimaler Maximalspannung $\hat{\tau}_{\text{opt}}$ nehmen in beiden Fällen näherungsweise proportional mit der Vergrößerung des Ankerdurchmessers d_A zu, Bild 3.23 b. Im Vergleich zum Einzelanker ist die optimale effektive Breite $b_{\text{eff,opt}}$ einer Mehrfachverankerung für beide Laminatflächen $A_{L,1}, A_{L,2}$ jedoch etwas geringer. Da die Laminatflächen A_L gleich groß sind,

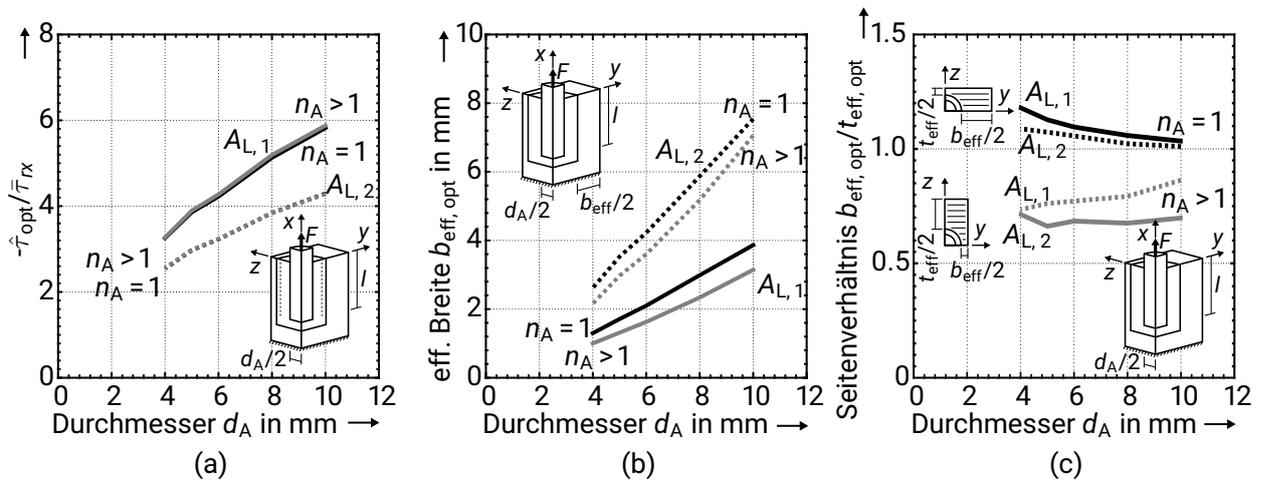


Bild 3.23: Vergleich der Eigenschaften des optimierten Laminatquerschnitts $b_{eff,opt}$, $t_{eff,opt}$ von Einzelankern und Mehrfachverankerungen für die Variation des Ankerdurchmessers d_A : (a) Minimiertere maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{opt}$ und (b) die zugehörigen Breiten $b_{eff,opt}$. (c) Vergleich der optimierten Laminatgeometrie $b_{eff,opt}$, $t_{eff,opt}$ von Einzelanker und Mehrfachverankerung.

resultieren daraus für die Mehrfachverankerung geringere Seitenverhältnisse effektiver Breite $b_{eff,opt}$ zu Dicke $b_{eff,opt}/t_{eff,opt}$, Bild 3.23 c.

Die symmetrische Randbedingung der Mehrfachverankerung bewirkt eine Steigerung der Steifigkeit in Transversalrichtung des Laminats. Dies führt zu den reduzierten effektiven Breiten $b_{eff,opt}$ des optimierten Laminatquerschnitts. Insbesondere bei geringen effektiven Breiten b_{eff} führt dies ebenfalls zu einer Zunahme der maximalen Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ und zu einem erhöhten Niveau der Schälspannung σ_y über die gesamte Verankerungslänge l der Mehrfachverankerung, Bild 3.24. Mit zunehmender Breite b_{eff} nähern sich das Maximum und der Verlauf der Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ beider Konfigurationen an.

In Bild 3.24 ist ein Vergleich der resultierenden Schälspannungen $\hat{\sigma}_y$ von Einzelanker und Mehrfachverankerung, die bei den auf das Schubspannungsmaximum optimierten Laminatquerschnitten $b_{eff,opt}$, $t_{eff,opt}$ auftreten, dargestellt. Die Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ nimmt sowohl für den Einzelanker als auch für die Mehrfachverankerung und für beide Laminatflächen mit steigendem Ankerdurchmesser d_A zu. Der Einfluss der Breiten b_{eff} auf die Schälspannungsmaxima führt dazu, dass mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A der Unterschied zwischen Einzelanker und Mehrfachverankerung zunimmt. Für die größere Breite b infolge der doppelten Laminatfläche $A_{L,2}$ sind für die berücksichtigten Durchmesser d_A die Höhe der Schälspannungsmaxima beider Konfigurationen vergleichbar. Die Höhe der Schälspannungsmaxima $\hat{\sigma}_y$ beträgt für die betrachteten Ankerdurchmesser d_A und Laminatflächen $A_{L,1}$, $A_{L,2}$ im Vergleich zu den Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{opt}$ (Bild 3.23) lediglich etwa 50%.

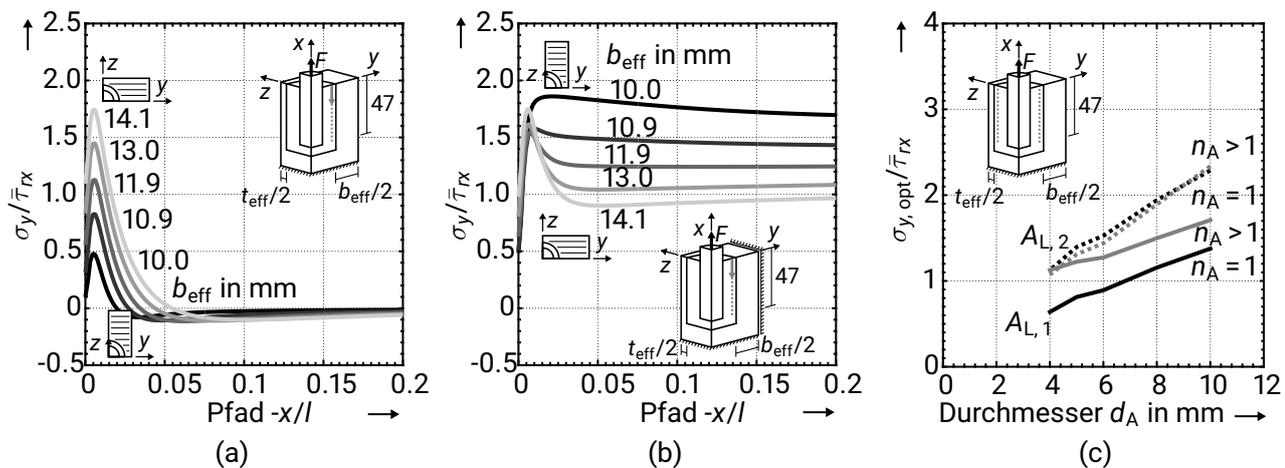


Bild 3.24: Verlauf der Schälspannung σ_y über die Überlappungslänge l im Bereich des Bohrungseingangs für (a) den Einzelanker und (b) die Mehrfachverankerung abhängig von der Querschnittsgeometrie $b_{\text{eff, opt}}$, $t_{\text{eff, opt}}$ für $d_A = 8$ mm Ankerdurchmesser. (c) Vergleich der maximalen Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ bei optimierter Laminatgeometrie $b_{\text{eff, opt}}$, $t_{\text{eff, opt}}$ von Einzelanker und Mehrfachverankerung. Verankerungslänge l in mm.

3.2.5 Diskussion und Schlussfolgerungen zur Klebschichtspannung

Die Ergebnisse der Spannungsanalyse der Klebschicht adhäsiver Verankerungen zu Einflüssen von Werkstoff- und Geometrieparametern entsprechen zum einen den aus der Literatur bekannten Zusammenhängen ([Vol38; NL10]):

- An den Überlappungsenden der Verklebung treten Spannungsüberhöhungen der Schubspannung $\hat{\tau}_{rx}$ auf, wobei am Bohrungseingang zudem eine Spannungsüberhöhung der Schälspannung $\hat{\sigma}_r$ vorhanden ist.
- Mit sinkender Steifigkeit der Klebschicht E_{Adh} nimmt die Höhe der Maximalspannungen $\hat{\tau}_{rx}$, $\hat{\sigma}_{rx}$ ab.
- Die Höhe des Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ hängt sowohl von der absoluten Steifigkeit der Fügepartner als auch von deren relativer Steifigkeit zueinander ab.
- Die Höhe der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{rx}$ und $\hat{\sigma}_r$ nimmt bezogen auf die mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{rx}$ mit zunehmender Verankerungslänge l zu.

Zum anderen verdeutlichen die Ergebnisse, dass der Spannungszustand im Allgemeinen nicht durch 2D oder rotationssymmetrische Vereinfachung beschrieben werden kann. Die Spannungsanalyse muss am 3D Problem erfolgen. Dies ist durch die Randbedingungen von Geometrie und Laminatorientierung in Relation zur Klebschicht begründet. Dadurch unterscheidet sich die Verankerung von konventionellen Konfigurationen bspw. der zweischnittigen Überlappungsklebung. Diese weisen typischerweise eine prismatische Geometrie

bzgl. der Dimension transversal zur Lastrichtung auf. Darüber hinaus ist die Klebschicht parallel zur Laminatenebene orientiert. Der Spannungszustand in der Klebschicht der adhäsiven Verankerung unterscheidet sich zu typischen Konfigurationen von Überlappungsklebung durch die folgenden charakteristischen Effekte:

- Aufgrund der Veränderung des Laminatschnitts in der rx -Ebene über den Winkel ϕ ist die Spannungsverteilung entlang des Umfangs der Klebschicht inhomogen. Sowohl die Höhe der Spannungsspitzen $\hat{\tau}_{rx}$, $\hat{\sigma}_r$ in der jeweiligen Schnittebene als auch das Verhältnis der mittleren Schubspannungen $\bar{\tau}_{xy}$ zu $\bar{\tau}_{xz}$ hängen vom Querschnitt (Breite b und Dicke t) sowie den Laminatsteifigkeiten ab.
- Mit zunehmender Dicke t_{LS} der Laminatschichten nimmt der Einfluss der Laminatsteifigkeiten auf die lokale Spannungsverteilung der Klebschicht zu. Dies kann für Laminataufbauten mit großen Schichtdicken t_{LS} im Vergleich zu Laminat mit sehr feinschichtigem Aufbau die Höhe und den Ort des globalen Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{rx}$ beeinflussen. Mit sinkender effektiver Breite b_{eff} gewinnt die Reihenfolge der Laminatschichten an Relevanz.
- Veränderungen des Laminatquerschnitts haben bei geringen Breiten b und Dicken t einen hohen Einfluss auf die Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{rx}$, $\hat{\sigma}_r$. Mit zunehmender Breite nimmt der Einfluss asymptotisch ab. Die Breite b_{lim} bzw. Dicke t_{lim} zum Erreichen der Grenzwerte $\hat{\tau}_{rx, lim}$, $\hat{\sigma}_{r, lim}$ nimmt sowohl mit steigender Schubsteifigkeit G_{rx} als auch mit tieferen Verankerungslängen l zu.
- Mit zunehmender Breite b und Dicke t sowie steigender transversaler Steifigkeit E_r nimmt die Höhe des Schälspannungsmaximums $\hat{\sigma}_r$ im jeweiligen Schnitt zu. Dies ist besonders in Richtung der Laminatenebene mit der Breite b und der Quersteifigkeit E_y des Laminats von Bedeutung.

Das Zusammenspiel dieser Effekte kommt beim Vergleich unterschiedlicher Ankerdurchmesser d_A zur Gestaltung der Verankerung zum Tragen. Für die betrachteten Kombinationen von Laminataufbauten ([0], [0/90], [QI] und [± 45]), Ankerdurchmesser ($d_A = 4, 5, 6, 8,$ und 10 mm) und Laminatflächen $A_{L, 1}, A_{L, 2}$ wird das Schubspannungsmaximum $\hat{\tau}$ für näherungsweise quadratische Querschnitte $b_{eff, opt} \approx t_{eff, opt}$ minimiert. Die Höhe des minimalen Schubspannungsmaximums $\hat{\tau}_{opt}$ nimmt mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A zwar unterproportional aber deutlich zu. Mehrfachverankerungen weisen dieselben minimalen Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{opt}$ wie Einzelanker auf. Die optimierte Querschnittsgeometrie ist im Vergleich etwas dicker $t_{eff, opt} > b_{eff, opt}$. Bei geringen effektiven Breiten b_{eff} führt die Mehrfachverankerung zu erhöhten Schälspannungen, die für diese geringen Breiten b_{eff} etwa 50% des Schubspannungsmaximums betragen.

3.3 Analyse der Laminatbeanspruchung

Im Gegensatz zur vereinfachenden Annahme der konstruktiven Vorüberlegungen (Kapitel 2.4) besteht keine homogene Spannungsverteilung über den Laminatquerschnitt b und t . Das Bohrungsende stellt zusätzlich eine Kerbe dar, die lokale Spannungsüberhöhungen bewirkt. Zur Auslegung des Laminats der Verankerung ist somit eine genauere Kenntnis der Spannungsverteilung und der Anstrengung des Laminats notwendig.

Der Schwerpunkt der Untersuchungen aus der Literatur zu FKV-Fügepartnern von Überlappungsklebung liegt in der Analyse des Einflusses auf die Spannungen in der Klebschicht entsprechend Abschnitt 3.2. Experimentelle Ergebnisse aus der Literatur verdeutlichen jedoch, dass das Versagen im FKV-Fügepartner auftreten und die Belastbarkeit der Verbindung begrenzen kann [KV05a; Seo_08; PJS13; Li_15; Kup_19]. Ursache hierfür sind vor allem Laminatspannungen in Dickenrichtung [Bd09]. In [KV05b] wird ein quadratisches Interaktionsmodell für die Spannung in Dickenrichtung und die Schubspannung zur Beschreibung des Versagens von pultrudierten GFK-Fügepartnern vorgeschlagen. Der Einfluss verschiedener Laminataufbauten auf die schichtweisen Spannungen einer zweischnittigen Überlappungsklebung wird in [Akp13] betrachtet. Eine allgemeine Beschreibung zum Einfluss der Lamineigenschaften (Faserorientierung, Schichtreihenfolge, Dicke) auf die Anstrengung des Laminats ist nach den Rechercheergebnissen derzeit nicht bekannt. Insbesondere sind keine Untersuchungen orthogonaler Orientierung der Laminebene zur Klebschicht - vergleichbar zum Zustand in der Mittenebene der Verankerung - gefunden worden.

Das Fehlen allgemeiner Beschreibungen zur Beanspruchung von FKV-Fügepartnern von Überlappungsklebung sowie die konkrete Konfiguration der adhäsiven Verankerung machen eine detaillierte Analyse der Beanspruchungen im Laminat erforderlich. Im Folgenden wird die Laminatbeanspruchung zunächst qualitativ beschrieben und die Grundlagen zur Auswertung der folgenden Parameterstudie dargelegt. Die anschließende Analyse der Parameter erfolgt analog zur Reihenfolge der Betrachtung der Klebschicht.

3.3.1 Charakterisierung der Laminatanstrengung

Die Spannungsverteilung im Laminat entlang der Bohrungswand ist vergleichbar zur angrenzenden Spannungsverteilung in der Klebschicht, Bild 3.7 a. Allerdings weist die Längsspannung σ_x ein deutlich stärker ausgeprägtes Maximum auf. Die Spannungen werden bezogen auf die mittlere Spannung im Laminatquerschnitt A_L dargestellt:

$$\bar{\sigma}_x = \frac{F}{bt - \pi r_B^2}. \quad (3.1)$$

Über den Querschnitt liegt eine inhomogene Spannungsverteilung mit dem höchsten Spannungsniveau im Bereich der Bohrung vor, Bild 3.25 b. Auch die daraus resultierende Laminatanstrengung wird im Bereich der Bohrung maximal, Bild 3.25 c.

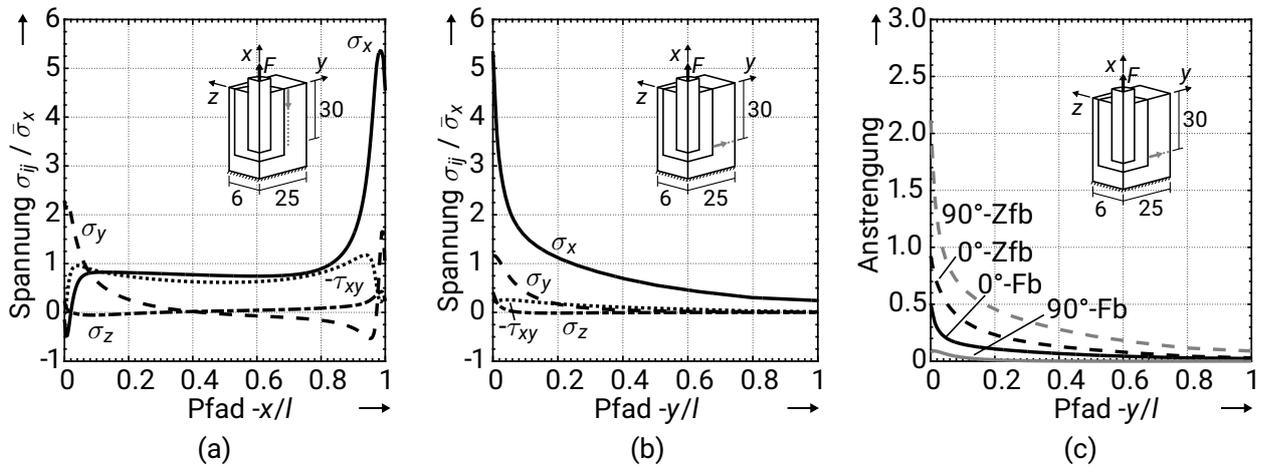


Bild 3.25: Spannungsverteilung im GFK [0/90]-Laminat (a) entlang der Bohrung sowie in Breitenrichtung (b) die Spannungsverteilung und (c) die Fb- und Zfb-Anstrengung für $F = 30$ kN jeweils in der Mittenebene. Geometrieangaben in mm.

Im Folgenden steht die Auswertung der Laminatanstrengung im Fokus, da dies den komplexen Spannungszustand auf jeweils ein Versagenskriterium für Fasern und Matrix zusammenführt. Der Verlauf einzelner Spannungskomponenten wird nur bzgl. Details genauer analysiert. Die Berechnung der Faserbruch- (Fb) und Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung erfolgt nach den Bruchkriterien von Puck (Abschnitt 3.1.2). Für homogenisierte Steifigkeiten von verschmierten Laminataufbauten erfolgt die Berechnung nach VDI2014 Blatt 3 [VDI06].

Da die höchsten Laminatanstrengungen der Verankerung in unmittelbarer Nähe der Bohrung auftreten, erfolgt die Auswertung der Fb- und Zfb-Anstrengung in der Bohrungsmantelfläche, Bild 3.26. Die Fb-Anstrengung der 0°-Schichten in der Bohrungsmantelfläche ist am Bohrungseingang $x = 0$ am geringsten und nimmt erst unmittelbar vor dem Überlappungsende $x \approx l$ stark zu, Bild 3.26 a. Die höchste Fb-Anstrengung liegt geringfügig über 0,5. In Umfangsrichtung ist die Anstrengung näherungsweise konstant. Die Zfb-Anstrengung der 90°-Schichten des verschmierten, homogenisierten [0/90]-Laminats weist an beiden Überlappungsenden $x \approx 0$ und $x \approx l$ Überhöhungen auf, Bild 3.26 b. Für die betrachtete Konfiguration der Verankerung ist die Überhöhung am Bohrungsende $x \approx l$ größer als am Bohrungseingang $x \approx 0$. Mit zunehmendem Winkel ϕ von der Mittenebene in Richtung Querebene nimmt das Niveau der Zfb-Anstrengung deutlich ab. Die höchste Zfb-Anstrengung tritt somit am Bohrungsgrund $x \approx l$ in der Mittenebene $\phi = 0$ auf.

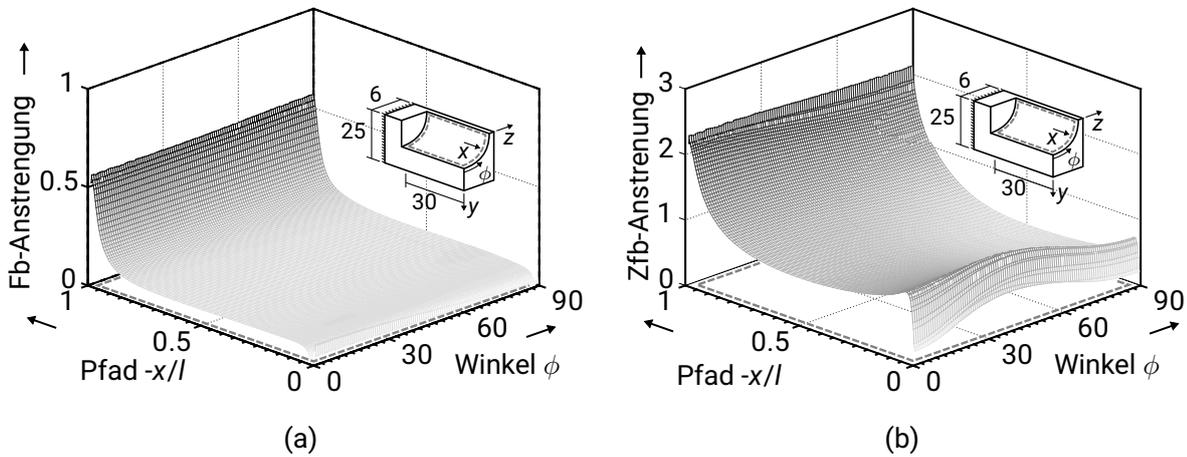


Bild 3.26: (a) Faserbruch- (Fb) und (b) Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung in der Bohrungsman-
 telfläche (Skizze) für die Referenzkonfiguration der Verankerung. Belastung $F = 30 \text{ kN}$,
 GFK [0/90]-Laminat, Breite $b = 50 \text{ mm}$, Dicke $t = 12 \text{ mm}$, Verankerungslänge $l = 30 \text{ mm}$,
 $E_{\text{Adh}} = 6194 \text{ N/mm}^2$.

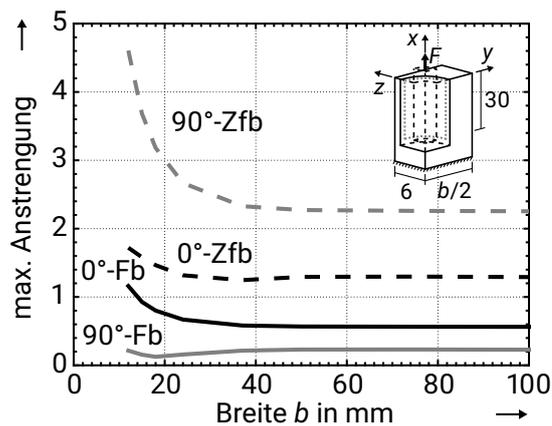


Bild 3.27: Maximale Faserbruch-(Fb) und Zwischenfaserbruch-(Zfb) Anstrengung jeweils der 0°-
 und der 90°-Schichten des GFK [0/90]-Laminats für die Variation der Breite b . Belastung $F = 30 \text{ kN}$,
 Dicke $t = 12 \text{ mm}$, Verankerungslänge $l = 30 \text{ mm}$, $E_{\text{Adh}} = 6194 \text{ N/mm}^2$.

Die maximalen Fb- und Zfb-Anstrengungen in der Mantelfläche werden für alle Faserorientierungen eines Laminats ermittelt. In Bild 3.27 sind diese sowohl für die 0°-Schicht als auch für die 90°-Schicht eines GFK [0/90]-Laminats für die Variation der Breite b aufgetragen. Für dieses Beispiel liegt die Fb-Anstrengung der 0°-Schicht für alle Breiten b über der Fb-Anstrengung der 90°-Schicht. Im Fall von Zfb liegt die Anstrengung der 90°-Schichten über der Anstrengung der 0°-Schichten. Für die Analyse der Parameterstudie wird nur die maximale Fb- und Zfb-Anstrengung aus allen Laminatschichten betrachtet. Wechsel der höchsten Anstrengung zwischen den Laminatschichten werden für eine übersichtliche Darstellung nicht explizit aufgeführt.

3.3.2 Einfluss der Adhäsiv-Werkstoffeigenschaften

Die Werkstoffeigenschaften des Adhäsivs beeinflussen die Spannungsverteilung in der Klebschicht (Abschnitt 3.2.2) und somit ebenfalls den Lastübertrag zwischen den Fügepartnern - Anker und Laminat. Die Fb-Anstrengung wird von der Steifigkeit des Adhäsivs nur geringfügig beeinflusst: Mit sinkender Steifigkeit steigt die Fb-Anstrengung kontinuierlicher hin zum Maximum im Bohrungsgrund $x = -l$ an, Bild 3.28 a. Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten bewirkt dies noch ausgeprägter und führt zusätzlich zu einer Reduktion der maximalen Fb-Anstrengung.

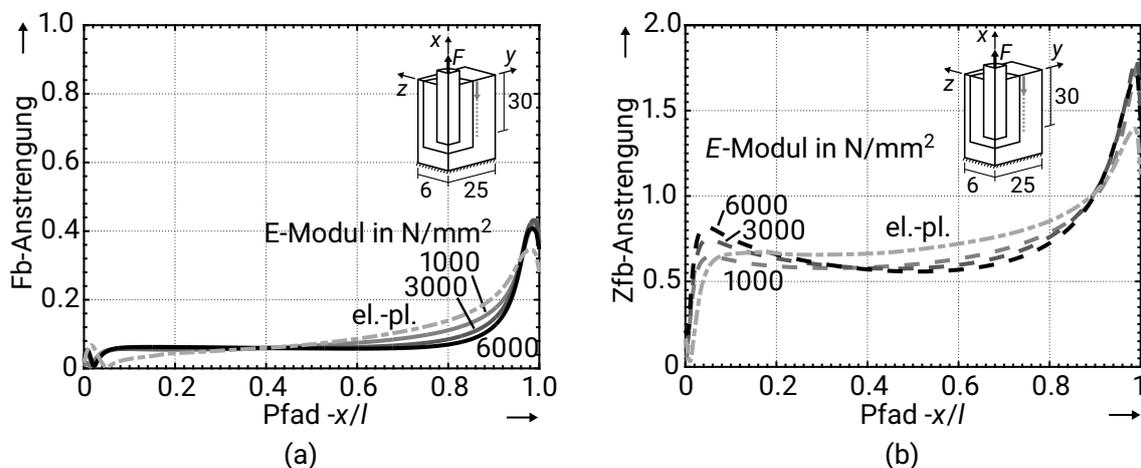


Bild 3.28: Einfluss der Steifigkeit und des Werkstoffverhaltens auf den Verlauf (a) der Fb- und (b) der Zfb-Anstrengung. Belastung $F = 24$ kN, GFK [0/90]-Laminat, Breite $b = 50$ mm, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm.

Die abnehmende Adhäsiv-Steifigkeit wirkt sich nur geringfügig auf das Maximum der Zfb-Anstrengung im Bohrungsgrund $x = -l$ aus. Am Bohrungseingang $x = 0$ wird die Anstrengung durch die sinkende Steifigkeit reduziert. Ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten des Adhäsivs bewirkt die Homogenisierung der Anstrengung über die Verankerungslänge l und führt folglich zu einem Absinken der maximalen Zfb-Anstrengung. Der Verlauf und

das Verhalten der Zfb-Anstrengung sind vergleichbar zu dem der Schubspannung τ_{TX} in der Klebschicht (Abschnitt 3.2.2).

3.3.3 Einfluss der Laminatsteifigkeit und der Geometriegrößen

Die Gestaltung eines Laminats richtet sich zunächst nach den Anforderungen der Primärfunktion des Bauteils. Krafteinleitungen stellen die Anbindung an angrenzende Strukturen sicher und erfüllen im Allgemeinen eine Sekundärfunktion. Krafteinleitungskonzepte, die universell für verschiedene Faserorientierungen und Laminataufbauten eingesetzt werden können und nur geringe oder keine lokale Anpassung des Laminats erfordern, sind deshalb vorteilhaft. Vor diesem Hintergrund erfolgt im Rahmen der FEA keine Auslegung des Laminats. Die folgende Parameterstudie betrachtet weiterhin typische, generische Laminataufbauten, um deren Beanspruchung zu analysieren. Das Ziel sind allgemeine Schlussfolgerungen zum Tragverhalten, die in der Konstruktion auf konkrete Anwendungsfälle übertragen werden können.

Laminatquerschnitt: Breite & Dicke

Der Einfluss des Laminatquerschnitts durch die Breite b und die Dicke t auf die Laminatanstrengung wird sowohl für GFK als auch für CFK anhand des [0/90]-Laminats betrachtet, Bild 3.29. Die Zfb-Anstrengung beider Laminats übertrifft für alle Breiten b und Dicken t deutlich die Bruchanstrengung.

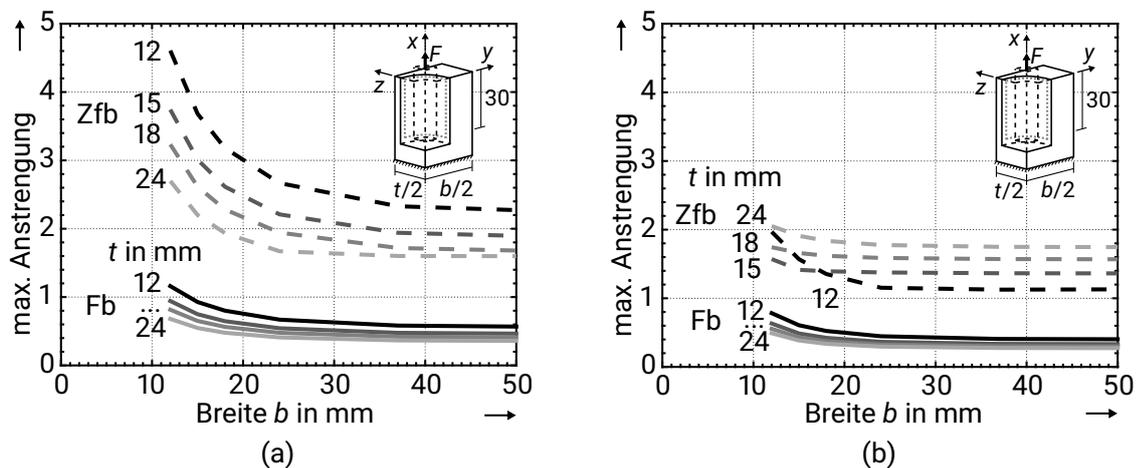


Bild 3.29: Einfluss der Breite b und Dicke t auf die Faserbruch- (Fb) und Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung für [0/90]-Laminats (a) aus GFK und (b) aus CFK. Belastung $F = 30$ kN, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm².

Für den geringsten Querschnitt ($b = 12$ mm, $t = 12$ mm) liegt die Zfb-Anstrengung des GFK-Laminats etwa um den Faktor 4,5 über der Bruchanstrengung. Mit zunehmender

Dicke t sinkt die Anstrengung. Für steigende Breiten b nimmt die Zfb-Anstrengung asymptotisch ab. Der Grenzwert wird mit zunehmender Dicke t früher erreicht: Für $t = 12$ mm beträgt $b_{\text{lim}} \approx 50$ mm mit einer Zfb-Anstrengung von 2,2; für $t = 24$ mm beträgt der Grenzwert $b_{\text{lim}} \approx 25$ mm mit der Anstrengung von etwa 1,6. Die Zfb-Anstrengung des CFK-Laminats liegt zwischen den Faktoren 1,1 und 2,1 über der Bruchanstrengung. Mit zunehmender Breite b nimmt die Zfb-Anstrengung ebenfalls asymptotisch ab. Eine Zunahme der Dicke t führt jedoch zu einer Steigerung der Zfb-Anstrengung. Das dünnste Laminat mit $t = 12$ mm Dicke stellt eine Ausnahme dar: bei geringer Breite bis $b < 18$ mm liegt die Zfb-Anstrengung über der Anstrengung dickerer Laminats. Die Zfb-Anstrengung bei dieser geringsten Dicke $t = 12$ mm ist am stärksten von der Breite b beeinflusst.

Das unterschiedliche Verhalten des CFK-Laminats lässt sich durch den Einfluss der Schubspannung τ_{rx} und der Spannung radial zur Bohrung σ_r auf die Zfb-Anstrengung erklären. Deren Maximalspannungen im Laminat verhalten sich qualitativ analog zu den entsprechenden Spannungsmaxima in der Klebschicht, Kapitel 3.2. Mit zunehmendem Laminatquerschnitt nimmt die Dehnsteifigkeit zu und kann im Fall des CFK-Laminats die des Ankers übertreffen. Dabei bildet sich mit zunehmender Differenz zwischen der Dehnsteifigkeit des Ankers und des Laminats die Schubspannungsüberhöhung an einem Überlappungsende stärker aus, während sie am anderen Ende abnimmt. Zudem folgt aus der Vergrößerung des Querschnitts eine Zunahme der radialen Spannung σ_r entsprechend der Schälspannung in der Klebschicht. Im Fall zunehmender Breite b kommt dieser Einfluss nicht zum Tragen. Die 90° -Faserorientierung des $[0/90]$ -Laminats bewirkt, dass das Absinken des Spannungsniveaus durch den vergrößerten Querschnitt überwiegt und die Zfb-Anstrengung abnimmt. Für zunehmende Dicken t verlagert sich der Ort höchster Zfb-Anstrengung in diese Ebene. Da aufgrund der Laminatorientierung keine entsprechenden Fasern in dieser Ebene orientiert sind, führt die zunehmende Spannungsumlagerung zu einem Anstieg der Zfb-Anstrengung mit zunehmender Dicke t .

Die Fb-Anstrengung beider Werkstoffe (GFK und CFK) ist deutlich geringer als die Zfb-Anstrengung. Im Fall des GFK-Laminats wird beim geringsten Querschnitt (Breite $b = 12$ mm, Dicke $t = 12$ mm) die Bruchanstrengung überschritten. Für zunehmende Breiten b nimmt die Anstrengung asymptotisch ab. Mit zunehmender Dicke t sinkt die Fb-Anstrengung und der Grenzwert - zwischen 0,6 und 0,4 der Bruchanstrengung - wird bei geringeren Breiten b_{lim} erreicht. Das CFK-Laminat weist qualitativ dasselbe Verhalten auf. Die höchste Fb-Anstrengung liegt etwa bei 0,8 für den geringsten Querschnitt ($b = t = 12$ mm).

Faserorientierung und Laminatwerkstoff

Der Einfluss des Laminataufbaus wird zunächst anhand des $[0]$ -, des $[0/90]$ -, des $[QI]$ - und des $[\pm 45]$ -Laminats mit verschmierten Steifigkeiten sowohl für GFK als auch für CFK analysiert, Bild 3.30. Für die GFK-Laminats nimmt die Zfb-Anstrengung bei geringen Breiten b mit zunehmender Längssteifigkeit E_x zu: von etwa Faktor 1,4 bzgl. der Bruch-

anstrengung für das [0]-Laminat bis etwa Faktor 5 für das [0/90]-, das [QI]- und das $[\pm 45]$ -Laminat. Das [0]-Laminat weist mit zunehmender Breite b zunächst eine Abnahme der Zfb-Anstrengung auf, bevor diese mit weiterer Zunahme asymptotisch zunimmt. Die drei weiteren Laminare führen mit steigender Breite b zu sinkenden Zfb-Anstrengungen. Bei einer Breite $b \approx 40$ mm sind die Unterschiede zwischen den Zfb-Anstrengungen der verschiedenen Laminare minimal. Für Breiten $b > 40$ mm weist das $[\pm 45]$ -Laminat die geringste und das [0/90]-Laminat die höchste Zfb-Anstrengung auf.

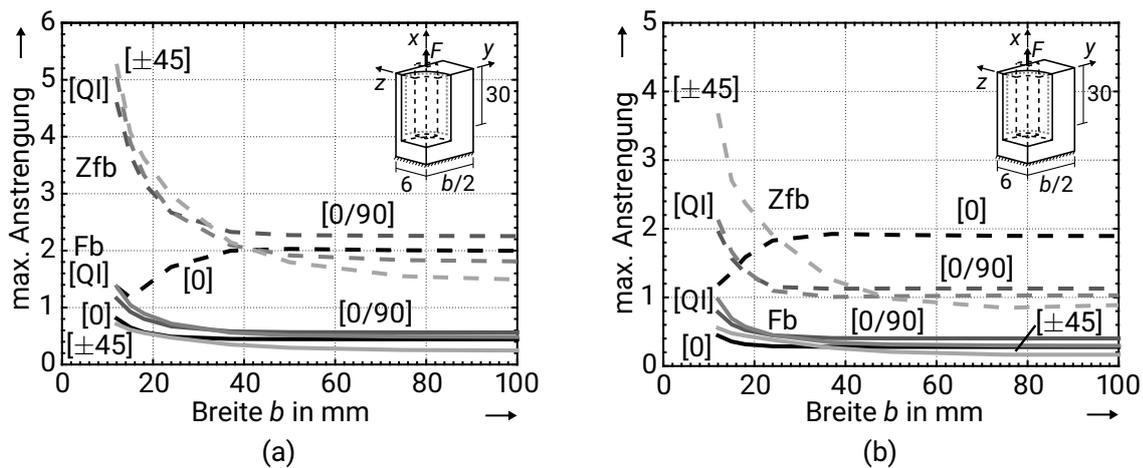


Bild 3.30: Die Faserbruch- (Fb) und Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung typischer Laminataufbauten für (a) GFK und (b) CFK. Belastung $F = 30$ kN, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

Die Laminataufbauten mit CFK zeigen ein ähnliches Verhalten der Zfb-Anstrengung. Bei sehr geringen Breiten b nimmt die Zfb-Anstrengung mit zunehmender Längssteifigkeit $E_{x,[0]} > E_{x,[0/90]} > E_{x,[QI]} > E_{x,[\pm 45]}$ zu: etwa vom Faktor 1,2 bezogen auf die Bruchanstrengung für das [0]-Laminat bis zum Faktor 3,7 für das $[\pm 45]$ -Laminat. Mit zunehmender Breite b nimmt die Zfb-Anstrengung des [0]-Laminats asymptotisch zu. Für $b > 24$ mm Breite hat das [0]-Laminat die höchste Zfb-Anstrengung. Die Zfb-Anstrengung der weiteren Laminare sinkt mit zunehmender Breite b , am stärksten für das $[\pm 45]$ -Laminat. Für Breiten $b > 50$ mm hat das $[\pm 45]$ -Laminat die geringste Zfb-Anstrengung. Ab dieser Breite nimmt die Zfb-Anstrengung mit ansteigender Schubsteifigkeit G_{xy} ab.

Die Fb-Anstrengung der GFK-Laminare nimmt mit zunehmender Breite b ab und nähert sich asymptotisch Grenzwerten zwischen 0,4 und 0,6 der Bruchanstrengung für das [0]-, das [0/90]- und das [QI]-Laminat. Die Fb-Anstrengung nimmt mit sinkender Längsfestigkeit $R_{x,[0]} > R_{x,[0/90]} > R_{x,[QI]}$ zu. Das $[\pm 45]$ -Laminat weist für die betrachtete Variation der Breite b trotz der geringsten Festigkeit $R_{x,[\pm 45]}$ die geringsten Fb-Anstrengungen auf. Für große Breiten b wird der Grenzwert von etwa 0,25 erreicht. Im Fall des CFK-Werkstoffs ist die Fb-Anstrengung aller Laminare für alle betrachteten Breiten b unterhalb der Bruchanstrengung.

Mit zunehmender Breite b nimmt die Fb-Anstrengung aller Laminataufbauten asymptotisch gegen den für das Laminate charakteristischen Grenzwert ab. Die Fb-Anstrengung nimmt mit sinkender Längsfestigkeit $R_{x, [0]} > R_{x, [0/90]} > R_{x, [QI]}$ zu. Auch bei CFK weicht die Fb-Anstrengung des $[\pm 45]$ -Laminats davon ab. Für Breiten $b > 35$ mm weist es trotz der geringsten Festigkeit $R_{x, [\pm 45]}$ die geringste Fb-Anstrengung auf. Detaillierte Darstellungen zum Verlauf der Fb-Anstrengung von GFK und CFK für die Variation der Breite b sind in Anhang B, Bild B.2 beigefügt.

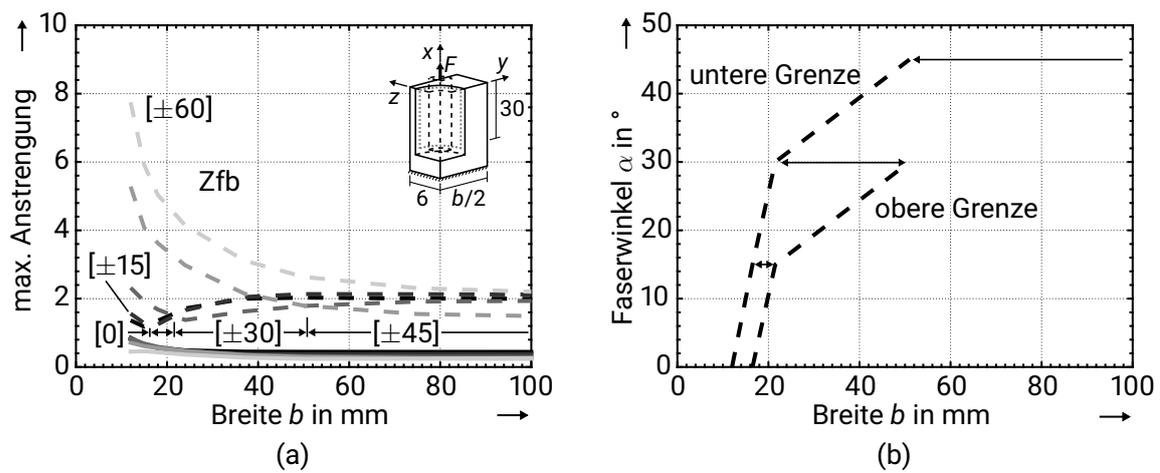


Bild 3.31: (a) Einfluss des Faserwinkels von AWW auf die Faserbruch- (Fb) und die Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung. (b) Näherung des Zusammenhangs zwischen der Breite b und dem Faserwinkel α des AWWs mit minimaler Zfb-Anstrengung anhand der jeweils minimalen (untere Grenze) und maximalen Breite b (obere Grenze) mit minimaler Zfb-Anstrengung. Eine genauere Eingrenzung des Zusammenhangs kann anhand weiterer Datenpunkte von Breite b und Faserorientierung α erfolgen. Belastung $F = 30$ kN, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Der Vergleich der GFK-Laminat $[0]$ -, $[0/90]$ -, $[QI]$ und $[\pm 45]$ deutet darauf hin, dass bei geringen Breiten b die Zfb-Anstrengung mit zunehmender Längssteifigkeit E_x sinkt. Der Einfluss der Breite b nimmt für die betrachteten Laminat mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} zu. Mit zunehmender Schubsteifigkeit G_{xy} wird die Grenzbreite b_{lim} zum Erreichen der minimalen Zfb-Anstrengung gesteigert. Dieser Zusammenhang wird anhand der Variation des Faserwinkels α ausgeglichener Winkelverbunde (AWV) mit GFK detaillierter betrachtet. Für geringe Breiten bis $b \approx 15$ mm besteht eine Zunahme der Zfb-Anstrengung mit zunehmendem Faserwinkel α des AWWs und somit abnehmender Längssteifigkeit E_x , Bild 3.31 a. Mit zunehmendem Faserwinkel bis $\alpha = \pm 45^\circ$ und resultierender Zunahme der Schubsteifigkeit G_{xy} der AWW nimmt die Grenzbreite b_{lim} zu. Ebenso steigt mit zunehmender Breite b der Faserwinkel α des AWWs mit geringster Zfb-Anstrengung. Für Faserwinkel $\alpha > 45^\circ$ nehmen die Schubsteifigkeit G_{xy} und die Längssteifigkeit E_x jedoch ab.

Das $[\pm 45]$ -Laminat weist deshalb ab der Breite $b > 50$ mm die geringste und das $[\pm 60]$ -Laminat weist für alle Breiten b die höchste Zfb-Anstrengung auf. Die Anstrengungen der weiteren Laminare liegen bei großen Breiten $b > 50$ mm etwa 20% über der Anstrengung des $[\pm 45]$ -Laminats. Anhand der Ergebnisse kann eine Näherung für den Zusammenhang zwischen Breite b und Faserwinkel α des AWVs mit minimaler Zfb-Anstrengung angegeben werden, Bild 3.31 b.

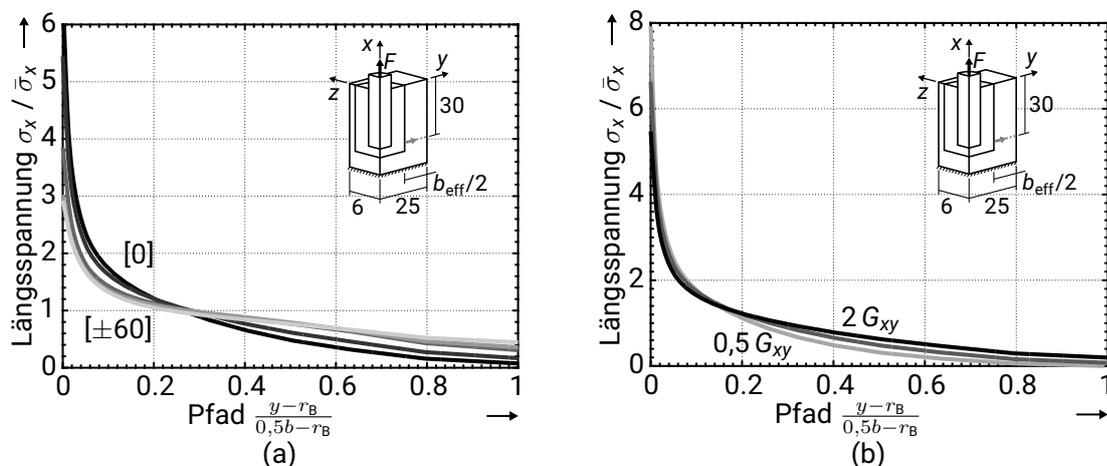


Bild 3.32: Einfluss (a) des Faserwinkels ($\alpha = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$) ausgeglichener Winkelverbunde und (b) der Schubsteifigkeit eines $[0]$ -Laminats auf die Längsspannung σ_x über die Breite b . Belastung $F = 30$ kN, Breite $b = 50$ mm, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Die Fb-Anstrengung wird deutlich geringer vom Faserwinkel α beeinflusst. Die höchste Anstrengung weist das $[0]$ -Laminat auf. Dies hat zwei Ursachen. Zum einen ist die Beanspruchung des Laminats im Wesentlichen in Längsrichtung. Die 0° -Faserorientierung ist somit lastgerecht. Mit zunehmendem Faserwinkel α sind die Fasern weniger in Belastungsrichtung ausgerichtet und erfahren dadurch eine geringere Beanspruchung, da ein Teil der Last von der Matrix übernommen wird. Zum anderen hat das $[0]$ -Laminat eine geringe Schubsteifigkeit G_{xy} . Die Last kann somit nur geringfügig über die Breite b verteilt werden. Ein zunehmender Faserwinkel bis $\alpha \leq 45^\circ$ führt zu einer Steigerung der Schubsteifigkeit G_{xy} . Dies ermöglicht eine Verteilung der Last über die Breite b und führt zu einem Sinken der Maximalspannung an der Bohrungswand, wie ebenfalls eine Variation der Schubsteifigkeit G_{xy} des $[0]$ -Laminats zeigt, Bild 3.32. Dies ist ebenfalls eine Ursache für die sinkende Zfb-Anstrengung mit zunehmendem Faserwinkel α .

Detaillierter Laminataufbau

Die vorangegangenen Untersuchungen betrachten den Laminataufbau von MSV mit verschmierten, homogenisierten Steifigkeiten. Im Folgenden werden analog zu Abschnitt 3.2.3 zur Betrachtung der Klebschichtspannungen die Anstrengung von GFK-Laminataufbauten mit separaten Schichten unterschiedlicher Faserorientierung analysiert.

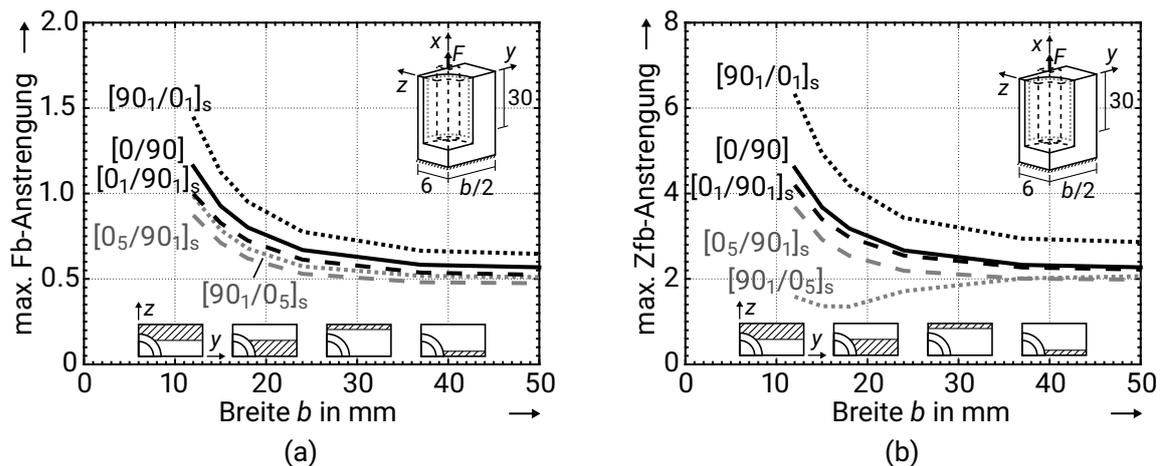


Bild 3.33: Einfluss des detaillierten Laminataufbaus mit 0°- und 90°-Schichten auf die maximalen (a) Fb-Anstrengungen und (b) Zfb-Anstrengungen. Die Anstrengungen des [0/90]-Laminats mit verschmierten Steifigkeiten sind als Referenz angegeben. Belastung $F = 30$ kN, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm², GFK-Laminat.

Das [0/90]-Laminat wird als symmetrischer Laminataufbau mit gleichen Anteilen 0°- zu 90°-Schicht ($[0_1/90_1]_s$) untersucht. Darüber hinaus wird ein Verhältnis 5 zu 1 von 0°- zu 90°-Schicht ($[0_5/90_1]_s$) betrachtet. Für jedes Schichtverhältnis werden die Anordnung von Innen- und Außenschichten variiert. Das qualitative Verhalten der Varianten (Bild 3.33 a) ist vergleichbar zur Referenz mit verschmierten Kennwerten ($[0/90]$): mit zunehmender Breite b nimmt die Fb-Anstrengung ab. Die Variante mit gleichen Teilen 90°- und 0°-Schichten und außen liegender 90°-Schicht ($[90_1/0_1]_s$) weist über die gesamte Variation der Breite b die höchste Fb-Anstrengung auf. Die Fb-Anstrengungen der weiteren drei Varianten $[0_1/90_1]_s$, $[90_1/0_5]_s$ und $[0_5/90_1]_s$ liegen unterhalb der Anstrengung der [0/90]-Referenz. Trotz eines geringen Unterschieds der Fb-Anstrengung der drei Laminataufbauten, zeigt sich eine Zunahme der Anstrengung mit sinkendem Anteil der 0°-Schichten. Der Anteil der 0°-Schicht des $[0_5/90_1]_s$ -Laminataufbaus ist ggü. dem des $[90_1/0_5]_s$ -Laminats aufgrund der Bohrung höher.

Die Zfb-Anstrengung weist ein ähnliches qualitatives Verhalten auf: mit zunehmender Breite b nehmen mit Ausnahme des $[90_1/0_5]_s$ -Laminats die Anstrengungen aller Laminataufbauten ab. Das $[90_1/0_5]_s$ -Laminat weist vergleichbar zum [0]-Laminat (Bild 3.30) zunächst eine Reduktion der Zfb-Anstrengung auf, bevor diese asymptotisch zunimmt.

Mit zunehmendem Querschnitt der 0° -Schichten nimmt die Zfb-Anstrengung ab. Für Breiten $b > 30$ mm sind die Zfb-Anstrengungen aller Laminataufbauten vergleichbar, lediglich die Anstrengung des $[(0/90)_1/\pm 45_1]_s$ -Laminats ist etwa 50% höher.

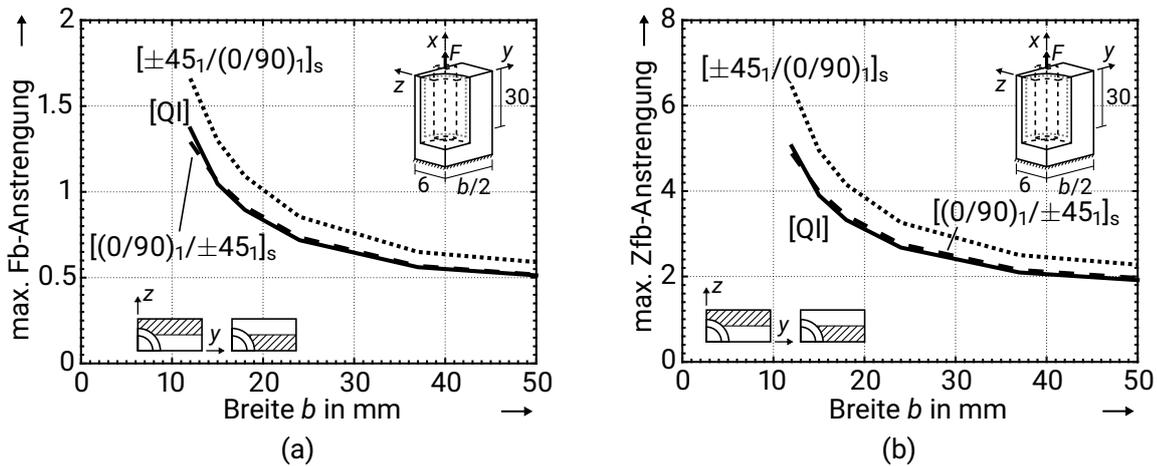


Bild 3.34: Einfluss des detaillierten Laminataufbaus eines quasiisotropen Laminats mit einer Schicht $(0/90)$ und einer (± 45) -Faserorientierung auf die maximalen (a) Fb-Anstrengungen und (b) Zfb-Anstrengungen. Die Anstrengungen des quasiisotropen Laminats ([QI]) mit verschmierten Steifigkeiten sind als Referenz angegeben. Belastung $F = 30$ kN, Dicke $t = 12$ mm, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{Adh} = 6194$ N/mm².

Das quasiisotrope Laminat wird in zwei Schichten mit gleichen Anteilen aufgeteilt - eine Schicht $[0/90]$ und die zweite $[\pm 45]$. Die beiden möglichen Anordnungen der Schichtreihenfolge werden betrachtet ($[(0/90)_1/\pm 45_1]_s$, $[\pm 45_1/(0/90)_1]_s$). Die Fb- und die Zfb-Anstrengung zeigen für zunehmende Breiten b qualitativ denselben Verlauf, Bild 3.34. Die maximalen Fb- und Zfb-Anstrengungen des $[(0/90)_1/\pm 45_1]_s$ -Laminataufbaus sind dabei nahezu identisch zu den Anstrengungen des [QI]-Referenzlaminats. Der alternative Laminataufbau $[\pm 45_1/(0/90)_1]_s$ mit außen liegender ± 45 -Schicht hat etwa 20% höhere Fb- und Zfb-Anstrengungen.

Im Fall der Kombination aus Laminatschichten mit 0° und $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung werden sowohl ein gleiches Schichtverhältnis $[0_1/\pm 45_1]_s$ als auch ein Verhältnis 5 zu 1 von 0° -ggü. $\pm 45^\circ$ -Orientierung $[0_5/\pm 45_1]_s$ betrachtet. Die Anordnung von innerer und äußerer Schicht wird jeweils variiert. Die Fb-Anstrengung (Bild 3.35 a) aller Laminatschichten sinkt mit zunehmender Breite b . Für Laminataufbauten mit 0° -Lagen steigt die Fb-Anstrengung mit abnehmendem Querschnitt der 0° -Lagen an, sowohl infolge des Schichtverhältnisses als auch der Schichtreihenfolge. Für zunehmende Breiten b nehmen die Unterschiede der Fb-Anstrengung ab und erreichen ein vergleichbares Niveau. Das $[\pm 45]$ -Laminat weist die geringste Fb-Anstrengung auf, da die Fasern nicht in Belastungsrichtung orientiert sind.

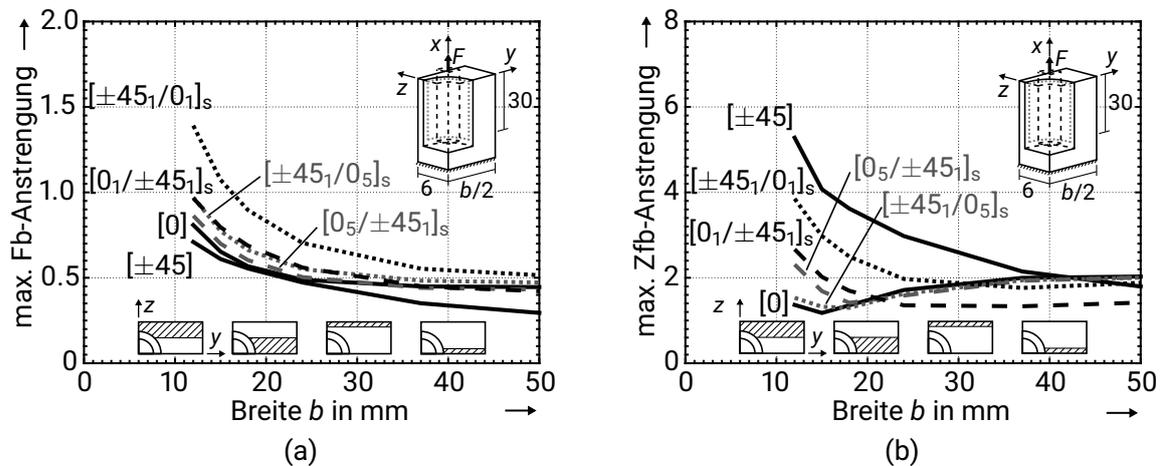


Bild 3.35: Einfluss des detaillierten Laminataufbaus eines Laminats mit 0°- und ±45°-Faserorientierung auf die maximalen (a) Fb-Anstrengungen und (b) Zfb-Anstrengungen. Die Anstrengungen des [0]- und des [±45]-Laminats mit verschmierten Steifigkeiten sind als Referenz angegeben. Belastung $F = 30 \text{ kN}$, Dicke $t = 12 \text{ mm}$, Verankerungslänge $l = 30 \text{ mm}$, $E_{\text{Adh}} = 6194 \text{ N/mm}^2$, GFK-Laminat.

Die Zfb-Anstrengung (Bild 3.35 b) nimmt für die Varianten des Laminataufbaus bei geringen Breiten b näherungsweise mit zunehmender Querschnittsfläche der 0°-Lagen ab. Abweichend davon weist der $[\pm 45_1/0_5]_s$ -Laminataufbau eine geringere Zfb-Anstrengung auf als die alternative Anordnung $[0_5/\pm 45_1]_s$. Beide Laminataufbauten verhalten sich vergleichbar zum [0]-Laminat und weisen mit größerer Breite b eine asymptotische Zunahme der Zfb-Anstrengung auf. Die Zfb-Anstrengungen des [±45]-Laminats sowie des $[\pm 45_1/0_1]_s$ - und des $[0_1/\pm 45_1]_s$ -Laminataufbaus sinken asymptotisch mit zunehmender Breite b . Für Breiten $b > 25 \text{ mm}$ weist der $[0_1/\pm 45_1]_s$ -Laminataufbau die geringste Zfb-Anstrengung auf.

Zusammenfassend zeigt sich, dass bei geringen Breiten b sowohl die Fb- als auch die Zfb-Anstrengung mit zunehmendem Querschnitt der [0]-Schicht sinkt. Die Unterschiede der Fb- und Zfb-Anstrengungen der unterschiedlichen Laminataufbauten mit gleichen Schichtanteilen werden mit zunehmender Breite b reduziert.

Verankerungslänge

Bei konstanter Kraft F nehmen sowohl die Fb- als auch die Zfb-Anstrengung mit steigender Verankerungslänge l ab, Bild 3.36 a. Für alle Verankerungslängen l zeigt sich zudem ein asymptotisches Absinken der Anstrengungen mit zunehmender Breite b . Der Grenzwert wird mit zunehmender Länge l erst bei größeren Breiten b_{lim} erreicht. Mit zunehmender Verankerungslänge l nimmt somit der Einfluss der Breite b bis zum Erreichen des Grenzwerts

zu. Für geringe Breiten b hat die Verankerungslänge l bei konstanter Last $F = \text{konst.}$ nahezu keinen Einfluss auf die Fb- und die Zfb-Anstrengung.

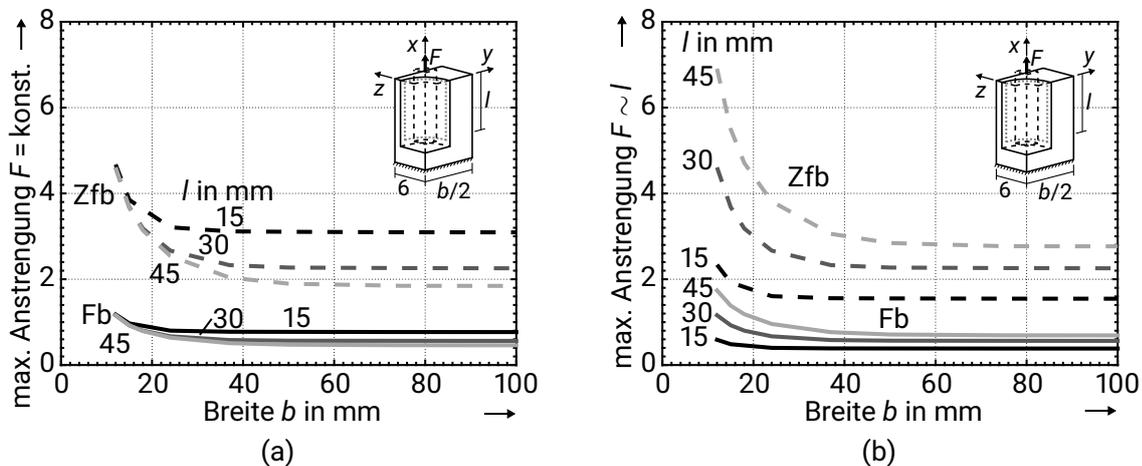


Bild 3.36: Einfluss der Verankerungslänge l auf die Faserbruch-(Fb) und die Zwischenfaserbruch-(Zfb) Anstrengung für (a) die Betrachtung mit konstanter Last $F = 30$ kN und (b) die Steigerung der Last proportional zur Verankerungslänge mit 1 kN/mm. Referenzkonfiguration: GFK [0/90]-Laminat, Dicke $t = 12$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

Die alternative Betrachtungsweise einer Steigerung der Last proportional zur Verankerungslänge $F \sim l$ verdeutlicht, dass für geringe Breiten b die Fb- und die Zfb-Anstrengung proportional zur Last F zunimmt, Bild 3.36 b. Mit zunehmender Breite b steigen die Fb- und Zfb-Anstrengungen unterproportional.

Stirnseitige Lamineinspannung

Ergänzend zur Einspannung des Laminats am gegenüberliegenden Ende zur eingebrachten Last wird die Auswirkung einer Lamineinspannung an der Stirnseite der Verankerung betrachtet, vgl. Abschnitt 3.2.3 zum Einfluss auf die Adhäsivspannung. Die Fb- und die Zfb-Anstrengung nehmen für zunehmende Breiten b und Dicken t asymptotisch ab. Das Niveau der Fb-Anstrengung liegt unterhalb der Bruchanstrengung und ist vergleichbar zur Fb-Anstrengung für die Einspannung am Laminatende (Bild 3.29 a). Die Laminatdicke t hat im Vergleich zur Einspannung am Laminatende einen geringeren Einfluss auf die Fb-Anstrengung.

Die Zfb-Anstrengung liegt deutlich über der Bruchanstrengung. Für den geringsten Querschnitt (Breite $b = 12$ mm, Dicke $t = 12$ mm) liegt die Anstrengung um den Faktor 5,5 über der Bruchanstrengung; beim größten Querschnitt (Breite $b = 50$ mm, Dicke $t = 24$ mm) liegt die Anstrengung nahezu um den Faktor 3,2 über der Bruchanstrengung. Die Zfb-Anstrengung des geringsten Querschnitts ist vergleichbar zur Anstrengung bei Einspan-

nung am Laminatende (Bild 3.29 a: Faktor 4,6). Mit zunehmender Dicke t wird die Zfb-Anstrengung jedoch im Fall der Einspannung an der Laminatstirnseite geringer reduziert.

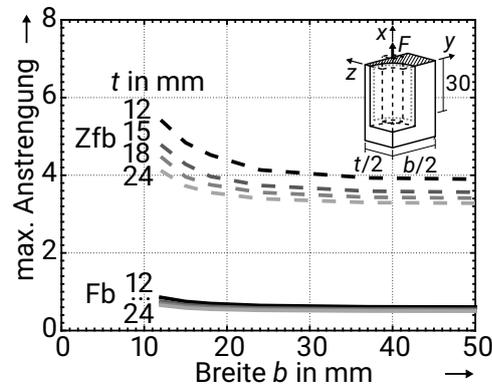


Bild 3.37: Faserbruch- (Fb) und Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung für die Randbedingung einer stirnseitigen Einspannung des Laminats. Referenzkonfiguration: GFK [0/90]-Laminat, Verankerungslänge $l = 30$ mm, $E_{\text{Adh}} = 6194$ N/mm².

3.3.4 Einfluss des Ankerdurchmessers und der Mehrfachverankerung

Der Einfluss des Ankerdurchmessers d_A auf die Laminatanstrengung wird analog zum Vorgehen der Analyse zur Klebschichtspannung (Abschnitt 3.2.4) durchgeführt. Die Belastung entspricht der Mindestbruchkraft F_{Nenn} des jeweiligen Nenndurchmessers d_A , Tabelle 3.2. Die ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{rx, \text{max}}$ der Klebschicht ist konstant. Beides legt die notwendige Verankerungslänge l fest. Die Laminatfläche A_L wird mittels der mittleren Längsspannung $\bar{\sigma}_x$ auf Versagen in Längsrichtung entsprechend der Festigkeit R_x ausgelegt. Darüber hinaus wird die doppelte Laminatfläche $A_{L, 2} = 2 A_{L, 1}$ berücksichtigt und die Geometrieparameter des Querschnitts b und t werden jeweils variiert.

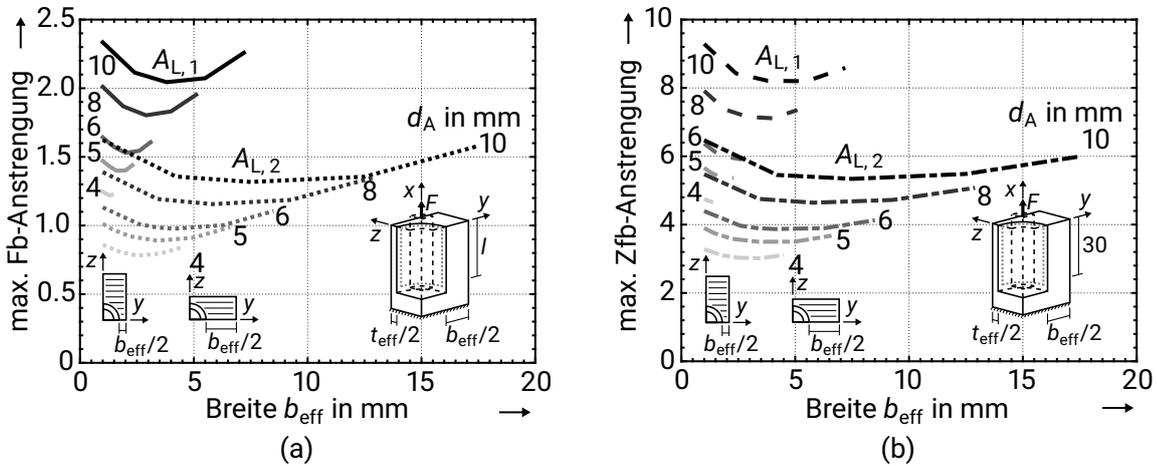


Bild 3.38: (a) Faserbruch- (Fb) Anstrengung und (b) Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung des GFK [0/90]-Laminats bei einfacher und doppelter Laminatfläche $A_{L,1}$ und $A_{L,2}$ abhängig von der Querschnittsaufteilung b, t . Die Minimal- und Maximaldimensionen der effektiven Breite $b_{eff, min}$ und Dicke $t_{eff, min}$ sind identisch. Beide Anstrengungen nehmen mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A zu und mit Vergrößerung der Querschnittsfläche ab. Die minimalen Anstrengungen treten etwa bei gleichem Verhältnis von Breite zu Dicke auf $b_{eff, opt} \approx t_{eff, opt}$.

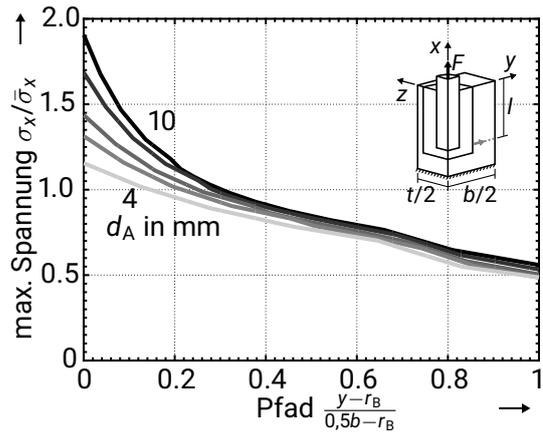


Bild 3.39: Längsspannung σ_x über die effektive Breite b_{eff} für die Variation der Ankerdurchmesser ($d_A = 4, 5, 6, 8, 10$ mm) bei quadratischem Querschnitt und der einfachen Laminatfläche $A_{L,1}$ des GFK [0/90]-Laminats.

Die Ergebnisse des GFK [0/90]-Laminats zeigen eine zunehmende Fb- und Zfb-Anstrengung mit steigendem Ankerdurchmesser d_A , Bild 3.38. Für die einfache Laminatfläche $A_{L,1}$ liegen alle Fb-Anstrengungen oberhalb der Bruchanstrengung; bei doppelter Laminatfläche $A_{L,2}$ ist ab dem Durchmesser $d_A = 8$ mm die Bruchanstrengung überschritten. Mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A steigt die Höhe des Spannungsmaximums am Bohrungsrand und die Spannung ist ungleichmäßiger über die Breite b verteilt, Bild 3.39. Die Zfb-Anstrengung ist für alle Durchmesser d_A und beide Laminatflächen $A_{L,1}$ und $A_{L,2}$ überschritten. Die Variation der Querschnittsgeometrie b, t ergibt sowohl für die Fb- als auch für die Zfb-Anstrengung eine Zunahme in Richtung der Extremalgeometrien $b_{\text{eff, min}}$ mit $t_{\text{eff, max}}$ bzw. $b_{\text{eff, max}}$ mit $t_{\text{eff, min}}$.

Der Vergleich der Laminare [0], [0/90], [QI] und $[\pm 45]$ anhand der Anstrengung der Querschnitte $b_{\text{eff, opt}}$ mit minimalem Fb-Anstrengungsmaximum zeigt jeweils eine unterproportionale Zunahme mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A , Bild 3.40 a. Die Laminare mit 0° -Faserorientierung ([0], [0/90], [QI]) haben eine vergleichbare Anstrengung, während das $[\pm 45]$ -Laminat entsprechend den vorherigen Ergebnissen eine deutlich geringere Fb-Anstrengung aufweist. Der doppelte Querschnitt reduziert die Spannung um etwa 35%. Die effektive Breite bei minimaler Fb-Anstrengung $b_{\text{eff, opt Fb}}$ nimmt proportional zum Ankerdurchmesser d_A und mit abnehmender Festigkeit in Längsrichtung der Laminare $R_{x, [0]} > R_{x, [0/90]} > R_{x, [QI]} > R_{x, [\pm 45]}$ zu, Bild 3.40 b. Die minimalen Fb-Anstrengungen treten bei gleicher Größe von Breite und Dicke $b_{\text{eff, opt Fb}} \approx t_{\text{eff, opt Fb}}$ auf, Bild 3.41 a. Das [QI]-Laminat weicht für die einfache Querschnittsfläche davon ab: $b_{\text{eff, min Fb}} \approx 2 t_{\text{eff, opt Fb}}$.

Im Fall des $[\pm 45]$ -Laminats nimmt die Breite $b_{\text{eff, opt Fb}}$ zunächst ebenfalls etwa proportional mit dem Ankerdurchmesser d_A zu. Vom Durchmesser $d_A = 8$ mm hin zu 10 mm nimmt die Breite $b_{\text{eff, opt Fb}}$ jedoch drastisch zu. Dies wirkt sich ebenso auf das Verhältnis der effektiven Breite $b_{\text{eff, opt Fb}}$ und Dicke $t_{\text{eff, opt Fb}}$ aus.

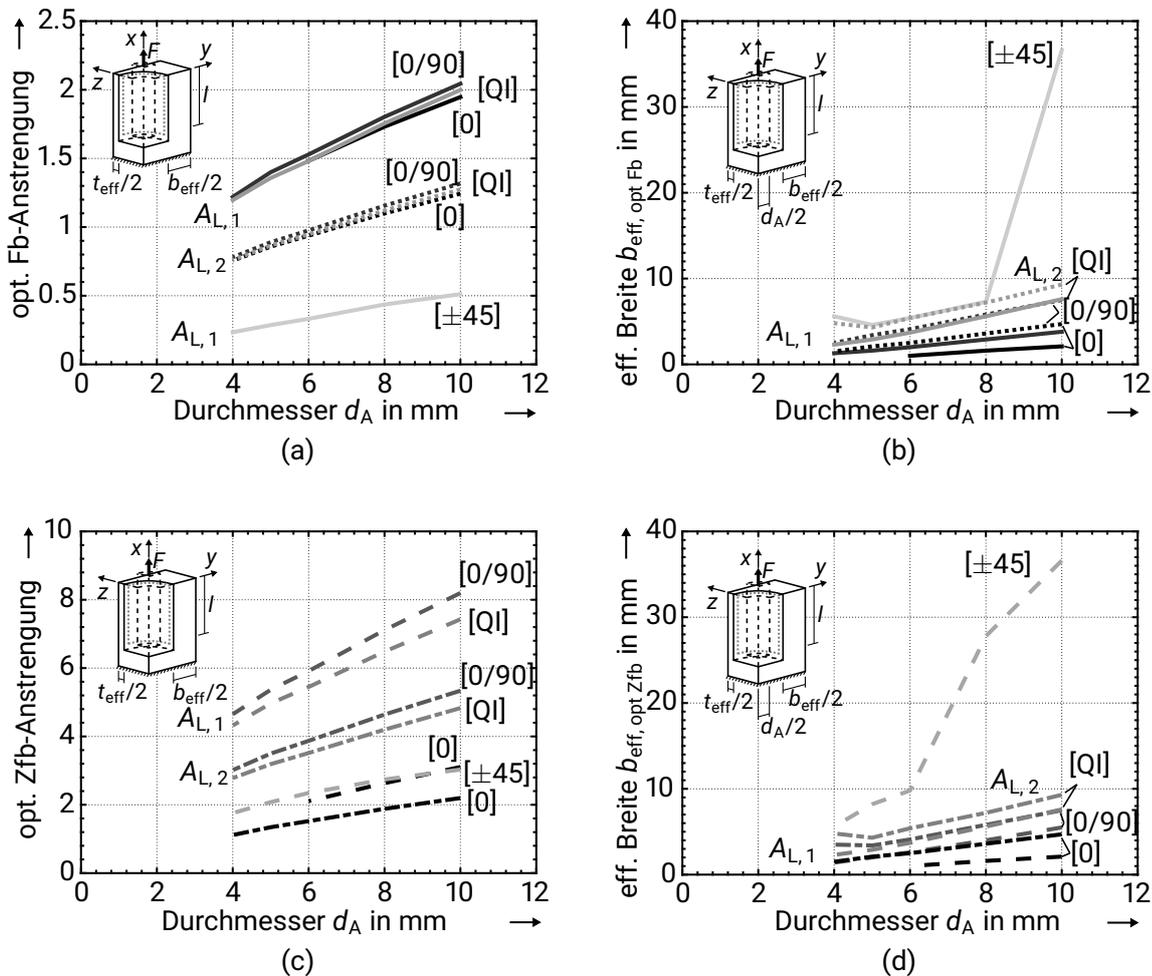


Bild 3.40: Vergleich verschiedener GFRK-Laminat: (a) Minimale Faserbruch-(Fb) Anstrengung der Laminataufbauten bei einfacher und doppelter Laminatfläche $A_{L,1}$ bzw. $A_{L,2}$ für die Variation des Ankerdurchmessers d_A . (b) Zugehörige effektive Breiten $b_{\text{eff, opt Fb}}$ bei minimaler Fb-Anstrengung. (c) Minimale Zwischenfaserbruch-(Zfb) Anstrengung der Laminataufbauten bei einfacher und doppelter Laminatfläche $A_{L,1}$ bzw. $A_{L,2}$ für die Variation des Ankerdurchmessers d_A . (d) Zugehörige effektive Breiten $b_{\text{eff, opt Zfb}}$ bei minimaler Fb-Anstrengung.

Auch die Zfb-Anstrengung nimmt für alle Laminare und beide Laminatflächen $A_{L,1}$ und $A_{L,2}$ mit steigendem Ankerdurchmesser d_A zu, Bild 3.40 c. Die Höhe der Zfb-Anstrengung unterscheidet sich jedoch deutlicher zwischen den Laminaten. Die Zfb-Anstrengung des [0]-, des [0/90]- und des [QI]-Laminats nimmt näherungsweise proportional zum Ankerdurchmesser d_A mit geringer Degression zu. Das [0/90]- und das [QI]-Laminat weisen vergleichbar hohe Zfb-Anstrengungen auf, während das [0]-Laminat bis zu 30% geringere Zfb-Anstrengungen hat. Für die doppelte Laminatfläche $A_{L,2}$ nimmt die Anstrengung, ebenso wie die Differenz zwischen den Laminaten ab. Das $[\pm 45]$ -Laminat hat die geringste Zfb-Anstrengung der betrachteten Laminare bei einfacher Laminatfläche $A_{L,1}$. Die Zunahme der Zfb-Anstrengung dieses Laminats ist zudem für steigende Ankerdurchmesser d_A degressiver. Die effektiven Breiten bei minimaler Zfb-Anstrengung $b_{\text{eff, opt Zfb}}$ nehmen jeweils näherungsweise proportional zum Ankerdurchmesser d_A und mit abnehmender Steifigkeit der Laminare in Längsrichtung $E_{x, [0]} > E_{x, [0/90]} > E_{x, [QI]} > E_{x, [\pm 45]}$ zu, Bild 3.40 d. Die Breite $b_{\text{eff, opt Zfb}}$ des $[\pm 45]$ -Laminats weicht hiervon ab und weist im Vergleich eine sehr starke und nicht proportionale Vergrößerung mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A auf. Die resultierenden Verhältnisse von effektiver Breite zu Dicke $b_{\text{eff, opt Zfb}} / t_{\text{eff, opt Zfb}}$ zeigen, dass für das [0/90]-, das [QI]- und das $[\pm 45]$ -Laminat größere Breiten als Dicken $b_{\text{eff, opt Zfb}} > t_{\text{eff, opt Zfb}}$ zur Minimierung der Zfb-Anstrengung notwendig sind, Bild 3.41 b. Das Seitenverhältnis $b_{\text{eff, opt Zfb}} / t_{\text{eff, opt Zfb}}$ steigt mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A . Für das [0]-Laminat bei einfacher Laminatfläche $A_{L,1}$ sowie die doppelten Laminatflächen $A_{L,2}$ des [0]-, des [0/90]- und des [QI]-Laminats sind Breite und Dicke gleich groß: $b_{\text{eff, opt Zfb}} = t_{\text{eff, opt Zfb}}$.

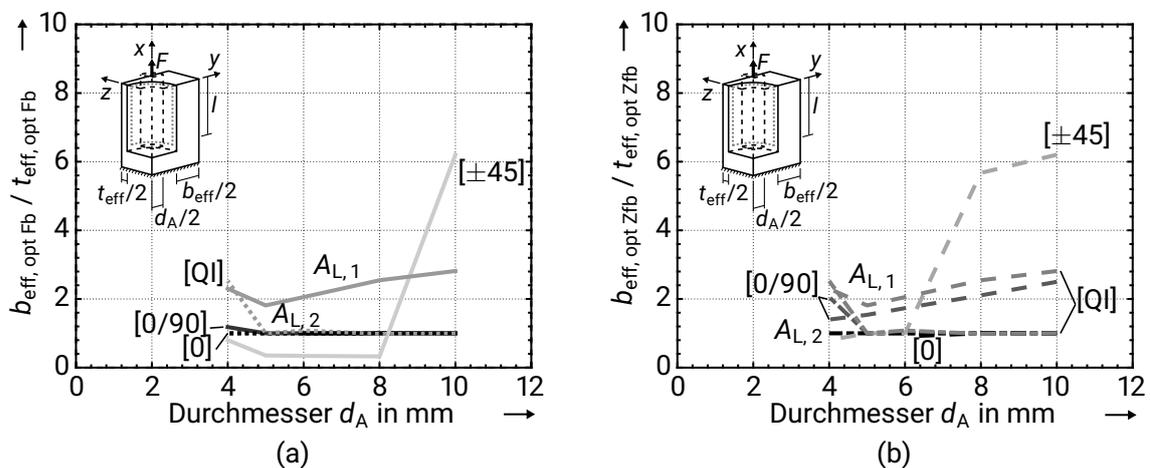


Bild 3.41: Verhältnis der effektiven Breite und Dicke $b_{\text{eff, opt}}/t_{\text{eff, opt}}$ (a) bei minimaler Faserbruch- (Fb) und (b) bei minimaler Zwischenfaserbruch- (Fb) Anstrengung der GFRK-Laminare.

Bei der Analyse beider Anstrengungen sowie der Querschnittsgeometrie zeigt das $[\pm 45]$ -Laminat ein abweichendes Verhalten von dem [0]-, dem [0/90]- und dem [QI]-Laminat. In der Bewertung dieser Ergebnisse müssen die folgenden drei Faktoren berücksichtigt

werden:

- Die wesentliche Belastung ist nicht in Faserrichtung, woraus insgesamt eine geringe Fb-Anstrengung des $[\pm 45]$ -Laminats folgt. Dadurch ist für das Versagen des Laminats die Zfb-Anstrengung relevant. Führt die zunehmende Fb-Anstrengung zu einer Abnahme der Zfb-Anstrengung, resultiert daraus eine Steigerung der Belastbarkeit. Dies muss für die Auslegung eines Bauteils berücksichtigt werden.
- Die hohe Schubsteifigkeit G_{xy} führt zu einer Verteilung der Last in Breitenrichtung. Dies wird verstärkt, da der Unterschied der Schubsteifigkeit G_{xy} in Laminebene zur interlaminaren Schubsteifigkeit G_{xz} deutlich größer ist als bei den weiteren Laminaten. Dies erhöht zusätzlich die Lastübertragung in Breitenrichtung. Mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A nimmt der Laminatquerschnitt zu, wodurch diese Einflüsse stärker zum Tragen kommen.
- Aufgrund der großen Laminatquerschnitts sind die Abstände zwischen den Stützstellen größer als bei den anderen Laminaten. Die ermittelte Geometrie des Querschnitts $b_{\text{eff, opt Zfb}}, t_{\text{eff, opt Zfb}}$ kann somit stärker von den tatsächlichen Größen mit minimaler Anstrengung abweichen. Auch dieser Einfluss nimmt im Rahmen der durchgeführten Parameterstudie mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A zu.

Größere Seitenverhältnisse $b_{\text{eff, opt Zfb}} / t_{\text{eff, opt Zfb}}$ des $[\pm 45]$ -Laminats sind folglich zu erwarten. Für eine exakte Bestimmung ist eine feinere Abstufung der Stützstellen von Breite b und Dicke t notwendig.

Mehrfachverankerungen

Analog zur Betrachtung der Klebschicht wird im Folgenden die Mehrfachverankerung anhand des $[0/90]$ -Laminats betrachtet und dem Einzelanker gegenübergestellt. Die Mehrfachverankerung wird über die y -Symmetrie am Rand des Laminats in Breitenrichtung $y = b/2$ umgesetzt.

Der Vergleich beider Konfigurationen zeigt qualitativ denselben Zuwachs der Anstrengungen mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A , Bild 3.42 a und Bild 3.43 a. Die Fb-Anstrengung der Mehrfachverankerung ist etwas niedriger gegenüber dem Einzelanker; bei doppelter Laminatfläche $A_{L, 2}$ ist dieser Unterschied nicht mehr vorhanden. Die zugehörigen effektiven Breiten $b_{\text{eff, opt Fb}}$ der Mehrfachverankerung sind bei der Betrachtung beider Anstrengungen geringer, gleichen sich jedoch für größere Ankerdurchmesser d_A bei doppelter Laminatfläche $A_{L, 2}$ an, Bild 3.42 b und Bild 3.43 b. Da die Querschnittsfläche beider Konfigurationen identisch ist, resultieren daraus geringere Seitenverhältnisse $b_{\text{eff, opt Fb}} / t_{\text{eff, opt Fb}}$, Bild 3.42 c und Bild 3.43 c - im Fall der Zfb-Anstrengung jedoch nur für die einfache Laminatfläche $A_{L, 1}$.

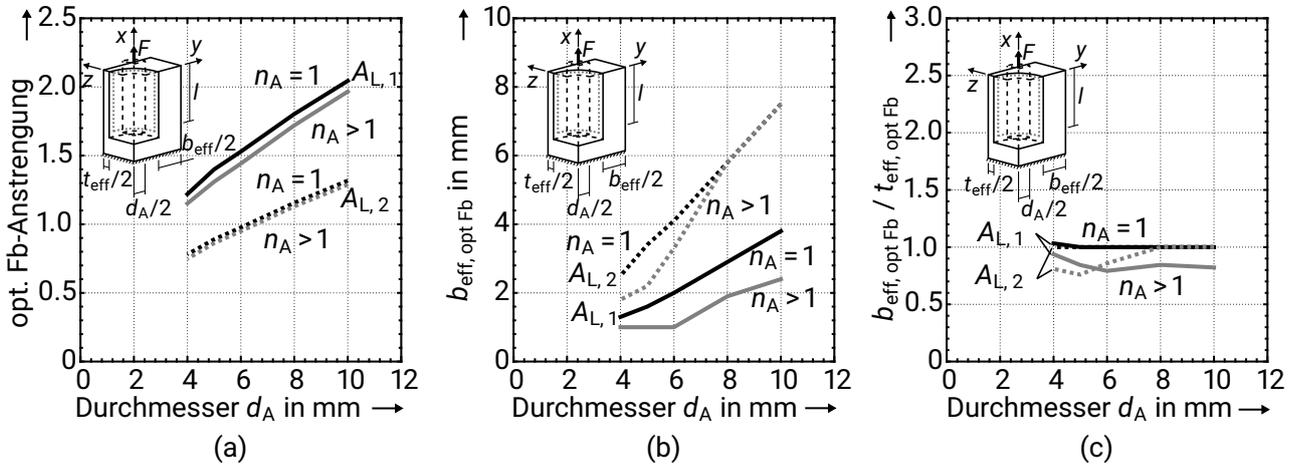


Bild 3.42: (a) Vergleich der Fb-Anstrengung von Einzelanker und Mehrfachverankerung sowie (b) der zugehörigen effektiven Breite $b_{\text{eff, opt Fb}}$ und (c) des Seitenverhältnisses $b_{\text{eff, opt Fb}}/t_{\text{eff, opt Fb}}$ der GFK-Laminat.

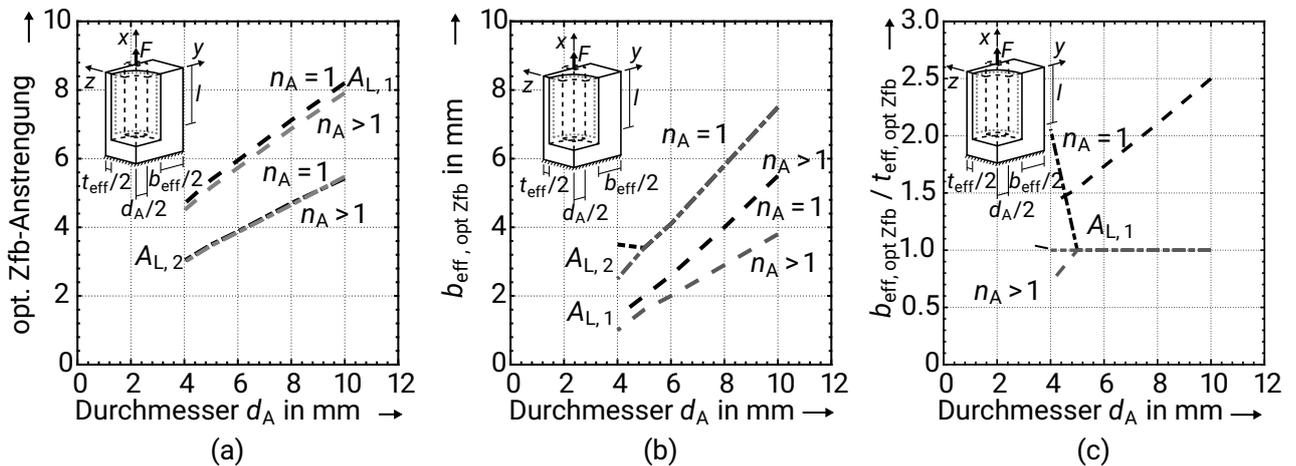


Bild 3.43: (a) Vergleich der Zfb-Anstrengung von Einzelanker und Mehrfachverankerung sowie (b) der zugehörigen effektiven Breite $b_{\text{eff, opt Zfb}}$ und (c) des Seitenverhältnisses $b_{\text{eff, opt Zfb}}/t_{\text{eff, opt Zfb}}$ der GFK-Laminat.

Die Mehrfachverankerung bewirkt eine Steifigkeitssteigerung des Laminatsegments und führt dadurch zu einer Verteilung der Last über den Laminatquerschnitt, Bild 3.44. Dies bewirkt die Reduktion der Laminatanstrengungen.

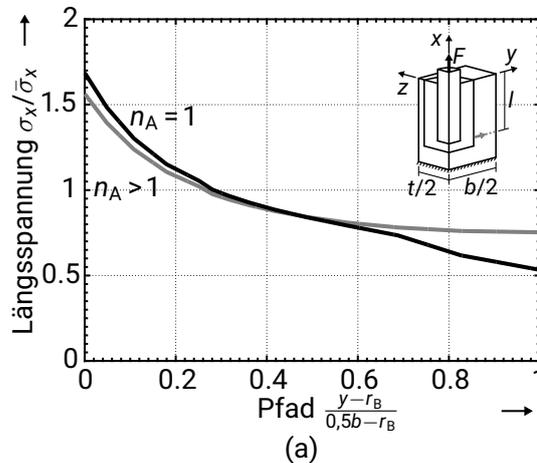


Bild 3.44: Längsspannung σ_x für den Fall eines Einzelankers im Vergleich zur Mehrfachverankerung über die effektive Breite des GFK [0/90]-Laminats.

3.3.5 Diskussion und Schlussfolgerungen zur Laminatanstrengung

Das höchste Beanspruchungsniveau des Laminats tritt entlang der Mantelfläche der Bohrung auf. Die Fb-Anstrengung weist dort im Bohrungsgrund ein deutlich ausgeprägtes Maximum auf. Die Verteilung über den Umfang ist nahezu konstant. Im Gegensatz dazu ist die Zfb-Anstrengung gleichmäßiger über die Mantelfläche verteilt. Die Zfb-Anstrengung weist Maxima an den Überlappungsenden auf und variiert über den Umfang. Der qualitative Verlauf der Zfb-Anstrengung ähnelt der Schubspannung τ_{rx} in der Klebschicht. Eine Reduktion der Klebschichtsteifigkeit E_{Adh} oder plastisches Verhalten des Adhäsivs bewirkt eine Reduktion der Maxima und eine Homogenisierung der Zfb-Anstrengung. Die Einspannung des Laminats an der Stirnseite führt zu einer deutlichen Erhöhung der Zfb-Anstrengung. Diese Parallelen zum Verhalten der Schubspannung τ_{rx} in der Klebschicht führen zu der Schlussfolgerung, dass die Zfb-Anstrengung wesentlich durch die Schubspannungsverteilung τ_{rx} im Laminat beeinflusst wird. Die Fb-Anstrengung wird im Gegensatz dazu nur in geringem Maß von der Eigenschaft des Adhäsivs beeinflusst. Für die betrachteten Konfigurationen von Geometrie und Laminataufbau liegen die maximalen Zfb-Anstrengungen deutlich über den Fb-Anstrengungen. Die Geometrie des Laminats und dessen Aufbau wirken sich entsprechend der im Folgenden beschriebenen, charakteristischen Einflüsse auf die Höhe beider Anstrengungen aus:

- Eine Zunahme des Querschnitts entweder durch die Breite b oder durch die Dicke t senkt die Fb- und die Zfb-Anstrengung bis zum Erreichen einer Grenzdimension b_{lim} .

Eine weitere Vergrößerung hat keinen Einfluss auf die maximalen Anstrengungen.

- Der Laminataufbau hat bei geringen Breiten b einen wesentlichen Einfluss auf die Fb- und die Zfb-Anstrengung des Laminats. Bei geringen Breiten b ist die Längsfestigkeit R_x für die Fb-Anstrengung und die Längssteifigkeit E_x für die Zfb-Anstrengung relevant. Mit zunehmender Breite bewirkt eine Zunahme der Schubsteifigkeit G_{xy} eine Reduktion der Zfb-Anstrengung.
- Für konstante Lasten hat die Verankerungslänge l bei geringen Breiten b einen geringfügigen Einfluss auf die Fb- und die Zfb-Anstrengungen. Mit zunehmender Verankerungslänge l nimmt bei größeren Breiten b der Einfluss der Breite zu: Die Grenzdimension b_{lim} bis zu der die Anstrengung beeinflusst wird, nimmt mit zunehmender Länge l zu.
- Sowohl die Fb- als auch die Zfb-Anstrengung nehmen mit zunehmendem Ankerdurchmesser d_A zu. Die Querschnittsgeometrie bei minimaler Anstrengung $b_{\text{eff, opt}}, t_{\text{eff, opt}}$ hängt vom Laminataufbau ab und kann sich zwischen der Anforderung für eine minimale Fb- und der einer minimalen Zfb-Anstrengung unterscheiden. Für die einfache Laminatfläche $A_{L, 1}$ ist die Fb-Anstrengung aller Ankerdurchmesser ab $d_A \geq 4$ mm größer als die Bruchanstrengung. Bei einer Verdopplung des Querschnitts $A_{L, 2}$ liegt die Anstrengung für Durchmesser $d_A \leq 6$ mm unterhalb der Bruchanstrengung. Die Zfb-Anstrengung ist für alle betrachteten Konfigurationen höher als die Bruchanstrengung.
- Die Mehrfachverankerung reduziert bei geringen effektiven Breiten b_{eff} geringfügig die minimierte Fb- und Zfb-Anstrengung gegenüber dem Einzelanker und führt zu einer gleichmäßigeren Lastverteilung in Breitenrichtung. Die Querschnittsgeometrien bei minimaler Anstrengung weisen bei geringen Querschnittsflächen größere Breiten als Dicken $b_{\text{eff, opt}} > t_{\text{eff, opt}}$ auf; für große Querschnittsflächen werden die Geometrien quadratisch $b_{\text{eff, opt}} = t_{\text{eff, opt}}$.

Eine Vielzahl der Geometrieparameter hat auf die Fb- und die Zfb-Anstrengung qualitativ einen vergleichbaren Einfluss. Die Ursache für den Einfluss des jeweiligen Geometrieparameters unterscheidet sich jedoch für die meisten Konfigurationen abhängig von der Betrachtung der Fb- oder der Zfb-Anstrengung. Für die Fb-Anstrengung ist im Wesentlichen die Festigkeit des Laminats in Längsrichtung R_x relevant. Im Gegensatz dazu ist für die Zfb-Anstrengung nicht die Festigkeit sondern die Steifigkeit in Längsrichtung E_x entscheidend. Der Grund hierfür ist der wesentliche Einfluss der Schubspannungsverteilung τ_{rx} auf die Zfb-Anstrengung. Darüber hinaus wirkt sich die Schubsteifigkeit G_{xy} auf beide Anstrengungen aus. Mit zunehmender Breite b ermöglicht diese, die Last zu verteilen. Es muss deshalb mit zunehmender Breite b zwischen Schubsteifigkeit G_{xy} und Eigenschaften in Längsrichtung R_x bzw. E_x abgewogen werden. Diese Schlussfolgerungen beziehen sich auf die konstruktive Gestaltung innerhalb eines Werkstoffsystems durch die Faserorientierung und den Lagenaufbau.

4 Versuchsaufbau und Untersuchung zum Fertigungseinfluss von Klebschicht und Bohrung

Im Folgenden werden die Grundlagen der experimentellen Untersuchungen beschrieben. Dies betrifft zum einen den Versuchsaufbau, die Durchführung und die Auswertung. Zum anderen wird auf die Herstellung der Probekörper eingegangen. Der Einfluss von Fertigungsparametern auf die Eigenschaften von Klebschicht und Bohrung wird quantifiziert und die Auswirkung auf das Versagen und die Tragfähigkeit der Verankerung ermittelt. Das Ziel ist eine geeignete, reproduzierbare Fertigung der Probekörper für die experimentelle Untersuchung der Verankerung.

4.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -auswertung

Aufbau

Der prinzipielle Aufbau der Verankerungs-Probekörper ist entsprechend Bild 2.2. Die verwendeten Substrate der Verankerung sind GFK-Laminat. Der jeweilige Lagenaufbau wurde aus unidirektionalem Prepeg (Tabelle A.1) im Heiß-Pressverfahren hergestellt. Die Dicke einer Einzellege des Laminats beträgt etwa $t_{LS} \approx 0,26$ mm bei einem Faservolumengehalt von $\varphi = 46\%$. Um Einflüsse der Lastübertragung im Bohrungsgrund zu reduzieren (Kapitel 3.1.2), werden die Bohrungen 5 mm tiefer als die Verankerungslänge l hergestellt. Nach dem Verklebeprozess erfolgt eine einwöchige Lagerung der Probekörper, um eine vollständige Aushärtung des Klebstoffs sicherzustellen. Als Anker werden Gewindestangen und Schrauben aus Stahl der Festigkeitsklasse 12.9 nach DIN EN ISO 898-1 [DIN] verwendet. Vor dem Verkleben werden die Bohrung und der Anker nacheinander mit Aceton, Isopropanol und Ethanol gereinigt. Die Reinigung nur mit Aceton hatte bei ersten Versuchen zu vermehrtem Adhäsionsversagen an der Bohrungsoberfläche geführt. Eine weiterführende Betrachtung der Reinigung erfolgte nicht. Die Herstellung von Klebschicht und Bohrung ist untersucht worden und wird im Folgeabschnitt 4.2 diskutiert.

Durchführung

Die Versuchsdurchführung erfolgt weggesteuert unter quasistatischer Zugbelastung der Probekörper mit der Prüfgeschwindigkeit $v_{\text{Prüf}} = 1 \text{ mm/min}$ an einer Universalprüfmaschine (Z100, ZwickRoell GmbH & Co. KG). Die Geschwindigkeit entspricht sowohl DIN EN ISO 527-2 [DINj] zur Prüfung von Klebstoffen als auch DIN EN ISO 527-5 [DINK] zur Prüfung unidirektional verstärkter Kunststoffe in Faserrichtung und liegt ebenfalls in einem vergleichbaren Geschwindigkeitsbereich der Prüfgeschwindigkeit senkrecht zur Faserrichtung $v_{\text{Prüf}} = 2 \text{ mm/min}$ aus selbiger Norm.

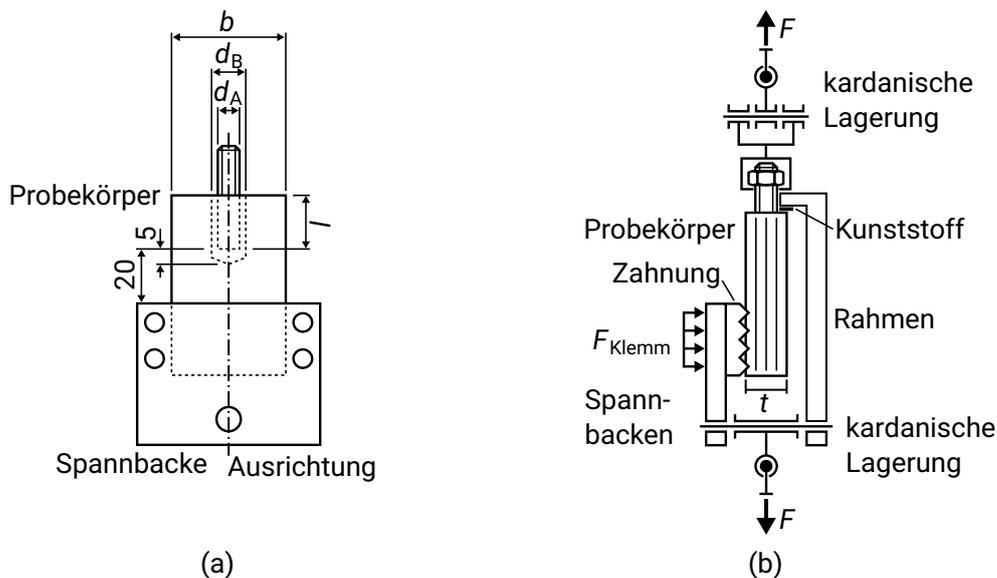


Bild 4.1: (a) Probekörper und Spannbacken ausgerichtet zueinander. Die Ausrichtung erfolgt mittels einer Führung für die Spannbacke und einem Anschlag für die Gewindestange. Zu den jeweiligen Breiten b des Laminats werden passende Spannbacken verwendet. (b) Skizzierte Darstellung des Versuchsaufbaus in der Prüfmaschine mit kardanischer Lagerung - linke Hälfte mit Spannbacken zur Einspannung am Laminatende, rechte Hälfte mit Rahmen zur stirnseitigen Einspannung des Laminats. Geometrieangaben in mm.

Die Lamine werden am Ende ohne Verankerung mit gezahnten Spannbacken und mit mittels Schrauben aufgebrachtem Querdruck eingespannt. Die Dimensionierung der notwendigen Klemmkraft F_{Klemm} erfolgte anhand der Untersuchung aus [Elt15] zu pyramidenförmigen Verzahnungen als reibkraftschlüssige Krafteinleitung in FKV. Der Abstand der Einspannung bis zum Ende der Überlappungslänge l im Bohrungsgrund beträgt 20 mm. Beim Einspannen der Probekörper erfolgt eine Ausrichtung zwischen Längsachse des Ankers und dem Anschluss der Spannbacken, um Zwangskräfte zu reduzieren. Zusätzlich werden die Probekörper kardanisch gelagert in der Prüfmaschine eingespannt. Im Fall der Lasteinleitung über die Stirnseite (Kapitel 6) wird anstelle der Spannbacken ein Rahmen mit der kardanischen Lagerung verbunden, über den die Last weitergeleitet wird. Um Unebenheiten auszugleichen, wird eine dünne Platte aus Kunststoff zwischen der Stirnseite

des Laminats und dem Stahlrahmen eingebracht.

Auswertung

Die Auswertung erfolgt anhand der Kraft-Weg-Verläufe der Zugversuche, Bild 4.2 a. Die wesentliche Vergleichsgröße ist die ertragene Maximalkraft F_{\max} der Verankerungen. Darüber hinaus wird aus dem Kraft-Weg-Verlauf die Steifigkeit anhand des Rückwärts-Differenzenquotienten erster Ordnung mit einer Schrittweite von 40 Messpunkten ermittelt. Bei dieser Schrittweite wird der mittlere Steifigkeitsverlauf zutreffend abgebildet. Die Bestimmung der Steifigkeit aus den Kraft-Weg-Diagrammen beinhaltet das Gesamtsystem des Prüfaufbaus - Prüfmaschine, Kardanik, Reibkraftschluss zwischen Spannbacken und Laminat, das freie Laminat, die Verklebung und den Anker. Insbesondere die Steifigkeit der reibkraftschlüssigen Lasteinleitung in die Probekörper kann nicht genau ermittelt werden. Ein Rückschluss auf die tatsächliche Steifigkeit der Verankerung ist dadurch nicht gegeben. Auch ein Vergleich der Steifigkeit von Probekörpern unterschiedlicher, eingespannter Länge und Breite ist nicht möglich, da dies die Steifigkeit des Reibkraftschlusses beeinflusst. Analysiert werden deshalb nur der qualitative Steifigkeitsverlauf und die Kraft bei maximaler Steifigkeit.

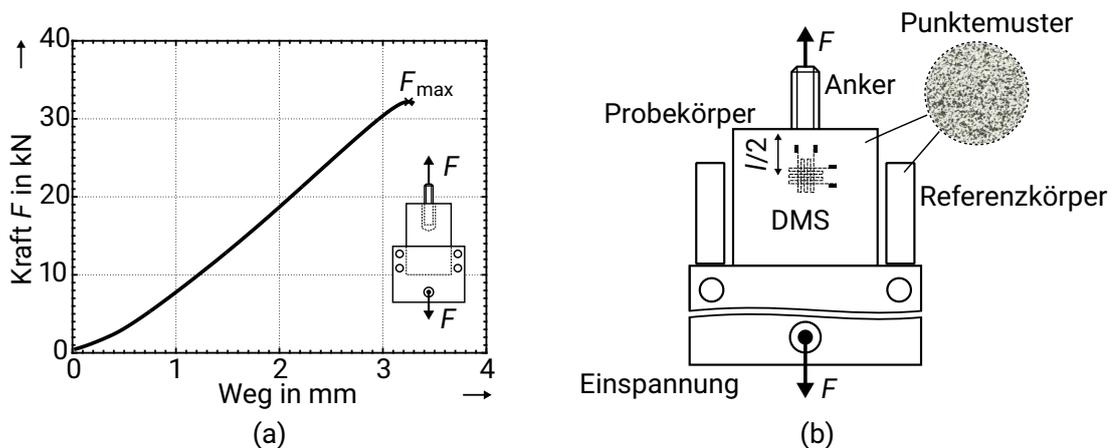


Bild 4.2: (a) Kraft-Weg-Verlauf der Verankerung. (b) Skizzierter Aufbau zur optischen Deformationsbestimmung des Laminats mittels Digital Image Correlation (DIC) mit unbelasteten Referenzkörpern und DMS auf der Rückseite.

Die Deformation von Probekörpern wird anhand digitaler Bildkorrelation - Digital Image Correlation (DIC) - ermittelt. Hierzu wird auf die GFK-Probekörper eine weiße Grundierung und anschließend ein schwarzes, zufälliges Punktemuster aufgebracht, Bild 4.2 b. Die Auswertung des Musters wird anhand der Software *GOM Correlate* durchgeführt. Der Versuchsaufbau besteht aus einer einzelnen Kamera. Dadurch ist die Auswertung auf 2D-Verschiebungen in der Objektebene limitiert. Verschiebungen senkrecht zur Objektebene ergeben Störeinflüsse. Dies ist insbesondere durch die kardanische Lagerung der Probekör-

per problematisch, da diese zu Verschiebungen aus der Objektebene führen kann. Anhand von Referenzkörpern können die aus diesen Verschiebungen resultierenden Dehnungen ermittelt und zur Korrektur des Messergebnisses verwendet werden. Die Referenzkörper mit Punktemuster werden in der Objektebene an der Einspannung fixiert. Sie sind von der Prüfkraft F unbelastet. Die Referenzkörper erfahren somit die Verschiebung des Prüfaufbaus, jedoch keine Dehnung infolge der Prüfkraft F . Dehnungen, die in der Software für diese Referenzkörper ermittelt werden, rühren somit ausschließlich von den Verschiebungen des Prüfaufbaus aus der initialen Objektebene heraus. Diese gemessenen Dehnungen infolge der Verschiebungen überlagern ebenfalls den gemessenen Dehnungen des Probekörpers. Die Korrektur der Messergebnisse der Probekörper erfolgt durch die Subtraktion der gemessenen Dehnungen der Referenzkörper. Diese Korrektur ist für globale Verschiebungen des Aufbaus möglich; lokale Deformationen der Probekörper aus deren Ebene heraus können dadurch jedoch nicht erfasst werden. Zur Validierung der DIC-Messergebnisse wird die Dehnung ebenfalls mittels DMS bei halber Verankerungslänge l erfasst, Bild 4.2 b.

4.2 Betrachtung von Fertigungseinflüssen

Insbesondere im Leichtbau ist es erforderlich, Fertigungsunsicherheiten zu minimieren, um die Festigkeiten der Komponenten ausreizen zu können. Die Klebverbindung steht dabei in besonderem Fokus, da diese die Last zwischen den Fügepartnern überträgt. Das Fertigungsverfahren der Klebschicht muss deshalb Störeinflüsse in der Klebschicht - z. B. Lunker - und an den Oberflächen der Fügepartner minimieren, um eine Verbindung der Fügepartner über die vollständige Überlappungslänge sicherzustellen. Im Folgenden werden Prozessparameter zur Herstellung der Klebung und der Bohrung im Laminat im Hinblick auf charakteristische Eigenschaften verglichen und abschließend deren Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verankerung ermittelt.

4.2.1 Einfluss des Verklebeprozesses auf die Klebschichtqualität und das Kohäsivversagen

Das Kohäsivversagen der Klebschicht kann durch Ungenauigkeiten in der Fertigung beeinflusst werden. Dies ist zum einen das Auftreten von Defekten in Form von Lunkern, Fehlstellen und unvollständiger Benetzung - folgend zusammenfassend als Porosität bezeichnet. Zum anderen kann die Klebschichtdicke und die Form der Klebschichtkehle an den Überlappungsenden - in diesem Fall am Bohrungseingang - ebenfalls die Tragfähigkeit beeinflussen.

Die Montage von Verbundankern erfolgt nach Herstellerangaben manuell entsprechend Bild 4.3 b. Im Rahmen der Untersuchung wird anhand der Porosität, der Ankerpositionierung und der Reproduzierbarkeit der Klebschichtkehle die Klebschichtqualität quantifiziert und die manuelle Montage der Anker alternativen Herstellungsprozessen gegenüber gestellt.

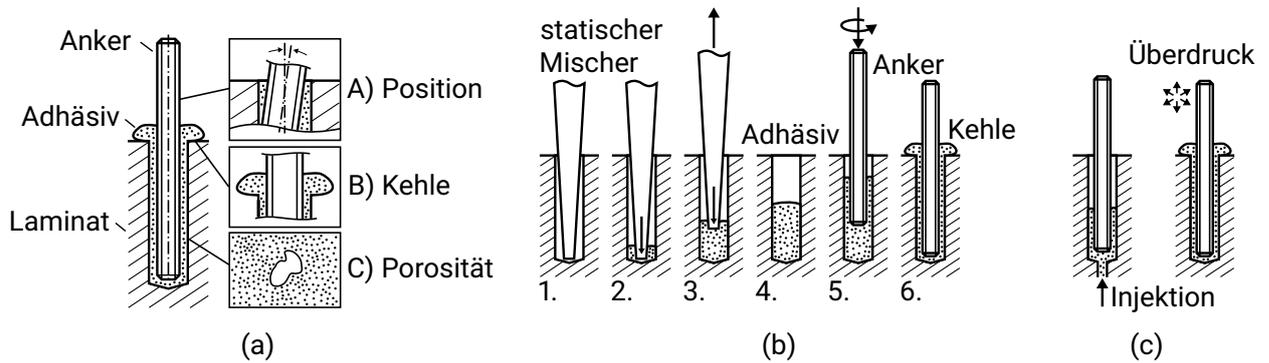


Bild 4.3: (a) Mögliche Fertigungsungenauigkeiten der Klebschicht. (b) Manueller Referenz-Fertigungsprozess: (1.-3.) Befüllen des Mörtels bzw. Adhäsivs vom Bohrungsgrund mit kontinuierlichem Ausziehen der Spitze des statischen Mixers, (5.) anschließend langsames, rotierendes Einführen des Ankers. (c) Varianten zur Herstellung der Klebschicht durch Injektion des Adhäsivs oder unter Überdruck während der Aushärtung.

Porosität

Der Einfluss von Defekten und der resultierenden unterbrochenen Lastübertragung entlang der Überlappung ist in der Literatur sowohl durch analytische Beschreibungen des Spannungszustands ([OR96]) als auch numerisch ([Gru_14]) untersucht. An den Rändern des Defekts treten Konzentrationen der Schub- und der Schälspannung auf, die mit abnehmender Größe und zunehmendem Abstand zu den Überlappungsenden an Bohrungseingang und Verankerungsende sinken. Experimentelle Untersuchungen erfolgen im Wesentlichen anhand künstlich erzeugter Defekte mithilfe von PTFE-Einlegern. Im Fall spröder Klebstoffe hat ein Defekt mit genügend Randabstand keinen Einfluss auf die Belastbarkeit einer Überlappungsklebung. Die Spannungsüberhöhung am Rand ist versagenskritisch [WRS72]. Bei duktilen Klebstoffen ist die Spannungsverteilung homogener. Die unterbrochene Lastübertragung führt zu einem Anstieg des Spannungsniveaus und somit zu einer sinkenden Belastbarkeit mit zunehmender Defektgröße [SRW71]. Untersuchungen von Klebschichten mit fertigungsbedingter Porosität zeigen ebenfalls abnehmende Belastbarkeit [PCK10; Tam_16].

In einer Bohrung ($d_B = 9 \text{ mm}$) verklebte Gewindestangen (M8) werden als Probekörper verwendet, um die Porosität in der Klebschicht der Verankerung zu bestimmen. Für die Bohrung werden Stahlformen mit geriebener und eingetrennter Oberfläche verwendet, die das Entformen nach dem Aushärten ermöglichten. Die Porosität wird anhand der Dichte mittels des ARCHIMEDISCHEN Prinzips nach DIN EN ISO 1183-1 [DINh] bestimmt. Zwei Klebstoffe werden zur Bestimmung des Einflusses der Herstellung betrachtet: *Hilti HIT-RE 500 V3* (Hilti) ein Injektionsmörtel aus dem Bauwesen und *Araldite® 2014-2* (A2014) ein Klebstoffsystem zum Fügen von FKV. Die berücksichtigten Prozessparameter sind der

Befüllvorgang, der Umgebungsdruck während des Aushärtens und die Viskosität. Beim manuellen Einführen des Ankers in das Adhäsiv (Bild 4.3 b) besteht das Risiko, dass dadurch Poren eingebracht werden. Als Variante des Befüllens wird eine Injektion durch eine zusätzliche Angussbohrung im Bohrungsgrund untersucht, Bild 4.3 c. Eine alternative Vakuuminjektion hatte sich aufgrund der hohen Viskosität der Klebstoffe als ungeeignet erwiesen. Anhand des Überdrucks von 5 bar nach dem Befüllen des Adhäsivs (Bild 4.3 c) wird geprüft, ob vergleichbar zum Pressen von FKV Poren reduziert bzw. komprimiert werden. Vorversuche hatten darüber hinaus gezeigt, dass bei geringerer Viskosität des Klebstoffs die Porenbildung reduziert wird. Die Verwendung von Entlüftern und Verdünnungsmitteln hatte jedoch eine unvollständige Aushärtung bewirkt und wurde nicht weiter verfolgt. Eine Erhöhung der Temperatur ($T = 65\text{ °C}$ und 85 °C) zur Senkung der Viskosität kann nur für *Araldite*[®] 2014-2 berücksichtigt werden, da die Aushärtung des *Hilti HIT-RE 500 V3* infolge der höheren Temperatur zu schnell erfolgt.

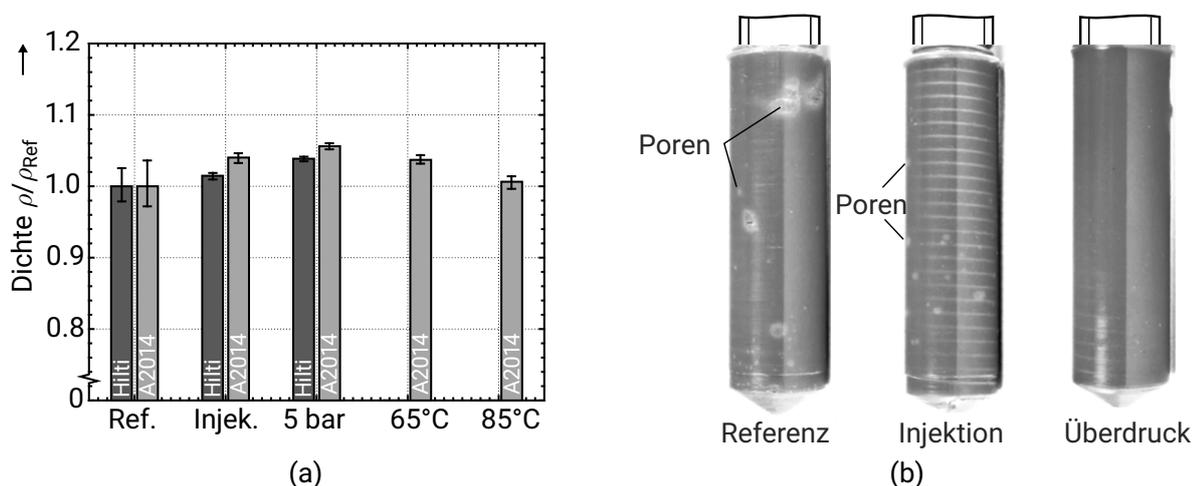


Bild 4.4: (a) Mittelwerte der ermittelten Klebschichtdichten von *Hilti HIT-RE 500 V3* (Hilti) und *Araldite*[®] 2014-2 (A2014) für verschiedene Fertigungsprozesse bezogen auf den jeweiligen Mittelwert der Referenzherstellung für je fünf Probekörper. Die Fehlerbalken geben die Minimal- und die Maximalwerte an. (b) Optische Erscheinung der Hilti-Klebschicht der drei Prozessvarianten.

Anhand der gemessenen Dichten zeigt sich für beide Adhäsive und alle Prozessvarianten, dass die Streuung gegenüber dem manuellen Befüllen der Referenz gesunken ist, Bild 4.4 a. Der Mittelwert der Dichte des Injektionsverfahrens ist bei beiden Klebstoffen geringfügig erhöht, liegt jedoch im Bereich der Streuung des manuellen Verfahrens. Eine Aushärtung unter Überdruckbedingungen führt zu einer gesteigerten Dichte. Diese Ergebnisse decken sich mit dem qualitativen Erscheinungsbild der Probekörper (Bild 4.4 b), die deutlich verringerte Poren aufweisen. Für den *Araldite*[®] 2014-2 steigert eine Montagetemperatur von 65 °C ebenfalls die Dichte; die höhere Temperatur von 85 °C zeigt diesen Effekt nicht.

Die Streuung aller Prozessvarianten ist ggü. dem Referenzverfahren reduziert.

Positionierung des Ankers

Die manuelle Montage der Anker kann sowohl zu einem Lageversatz durch Parallelverschiebung als auch zu einer Winkelabweichung zwischen der Ankerachse und der Bohrungsschneide und somit zu ungleichmäßigen Klebschichtdicken führen. Numerische und analytische Untersuchungen zeigen, dass die Höhe der Spannungen in der Klebschicht von der Klebschichtdicke t_{Adh} abhängt [OE78; GvB01]. Ebenso wird in Standardwerken zu Klebverbindungen auf die Abhängigkeit der Belastbarkeit von der Klebschichtdicke hingewiesen [Hab16]. Abschließende Einigkeit der Fachwelt zum Einfluss der Klebschichtdicke und dessen Ursachen herrscht zum Zeitpunkt der Recherche jedoch nicht. In [GTV16] zeigt sich für Verankerungen in Holz mit gezielten Fehlstellungen und Verankerungslängen $l \geq 5 d_A$ kein Einfluss auf die Tragfähigkeit. Für die Verankerung in FKV-Laminaten und kürzere Verankerungslängen l sind keine entsprechenden Untersuchungen vorhanden. Im Rahmen der folgenden Untersuchung wird anstelle der Betrachtung gezielter Fehlstellungen die Positionierungsgenauigkeit von zwei unterschiedlichen Verfahren verglichen und anschließend deren Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verankerung bestimmt.

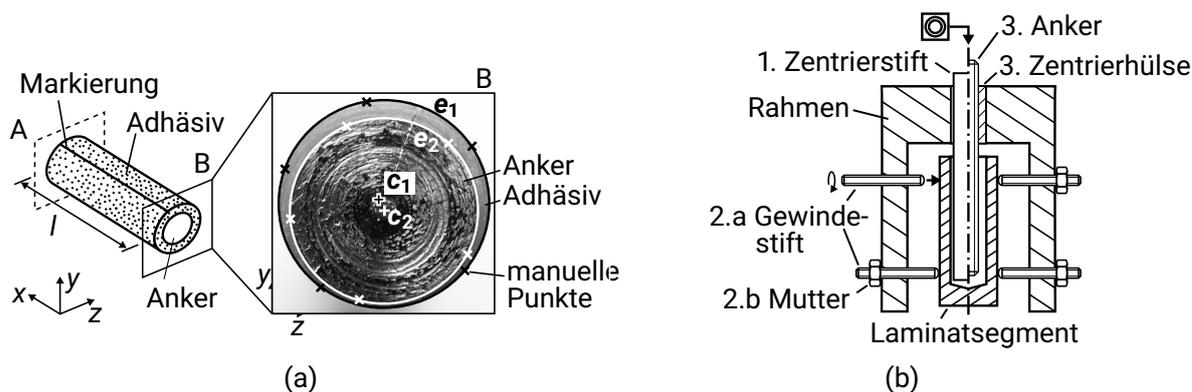


Bild 4.5: (a) Bestimmung der Mittelpunkte von Bohrung und Anker an entformten, plan gedrehten Probekörpern. Die manuell positionierten Punkte auf der jeweiligen Kontur werden zur Berechnung der zugehörigen Ellipsen verwendet. (b) Vorrichtung zur Zentrierung der Bohrung in den Laminatsegmenten: 1. Zentrierung der Bohrung zum Rahmen mittels eines Zentrierstifts, 2.a Zustellen der Gewindestifte und 2.b Fixierung der Position mittels Muttern, 3. Entfernen des Zentrierstifts und Positionierung des Ankers mittels Zentrierhülse.

Zur Bestimmung der Ankerposition in der Bohrung werden zylindrische Anker verwendet, die ebenfalls in Stahlformen verklebt und anschließend entformt werden. Die entformten Probekörper werden an beiden Seiten plan abgedreht und die Planflächen zur Bildanalyse verwendet, Bild 4.5 a. Die Orientierung beider Seiten zueinander erfolgt anhand einer Markierung auf der Mantelfläche der Klebschicht. Auf dem Umfang der Klebschicht und des Ankers werden manuell fünf Punkte positioniert. Zu den Koordinaten dieser Punkte

werden mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate passende Ellipsen ermittelt. Dieses Vorgehen hatte sich in Voruntersuchungen als zielführend herausgestellt: Eine größere Anzahl von Punkten auf dem Umfang oder die Verwendung von Algorithmen zur automatischen Kreiserkennung ergaben keine genauere Ermittlung der Konturen. Anhand der Koordinaten beider Mittelpunkte einer Seite zueinander und der Länge des Probekörpers kann der Richtungsvektor der Ankerachse bestimmt werden. Der minimale Abstand und der Winkel zwischen Anker- und Bohrungsachse wird mittels Vektorrechnung berechnet.

Tabelle 4.1: Abweichung der Ankerposition durch Winkelversatz und Lageversatz sowie die resultierende minimale Klebschichtdicke bezogen auf die Solldicke von 0,5 mm für die manuelle und die zentrierte Ankerpositionierung.

Abweichung	Einheit	manuell			zentriert		
		MW	max	min	MW	max	min
Winkelabw. Anker zu Bohrung	°	0,39	0,61	0,28	0,08	0,27	0,01
Lageversatz Anker zu Bohrung	mm	0,20	0,25	0,11	0,04	0,12	0,02
rel. min. Dicke $t_{\text{Adh, min}} / t_{\text{Adh, soll}}$	%	56,2	67,8	39,4	84,7	90,2	71,1

MW: Mittelwert

Die manuelle Positionierung wird mit einer Zentriervorrichtung verglichen, Bild 4.5 b. In der Vorrichtung wird die Bohrung des Probekörpers über einen Zentrierstift zur Vorrichtung ausgerichtet und in dieser Position mittels Stellschrauben fixiert. Eine Zentrierhülse richtet anschließend den Anker in der Vorrichtung aus. Der Vergleich des Winkel- und Lageversatzes sowie der minimalen Klebschichtdicke $t_{\text{Adh, min}}$ zeigt, dass die Abweichung der Positionierung vom Ideal mit der Zentriervorrichtung reduziert wird, Tabelle 4.1.

Klebschichtkehle

Die Spannungskonzentrationen an den Enden von Überlappungsklebungen sind bei spröden Klebstoffen die Versagensursache [WRS72]. Numerische Untersuchungen zeigen, dass die Spannungsüberhöhung durch Klebstoffkehlen gesenkt werden und die Belastbarkeit der Verbindung im Experiment gesteigert werden kann [HAK09].

Im Rahmen dieser Betrachtung steht nicht die Reduktion der Spannungsüberhöhung im Vordergrund, sondern der Einfluss einer frei entstandenen Klebstoffkehle im Vergleich zu einer reproduzierbar geformten Kehle. Die geformte Klebstoffkehle wird mittels einer stirnseitig aufgetragenen Stahlhülse mit einer 45°-Fase und Höhe von 0,5 mm hergestellt. Die 45°-Fase ist ein üblicher Winkel geformter Kehlen und ermöglicht eine einfache Fertigung. Die zugehörige Geometrie der Kehle (Winkel β und Höhe h) wird mikroskopisch mittels Profilometrie vermessen und das Profil mittels linearer Regression aus den Messdaten

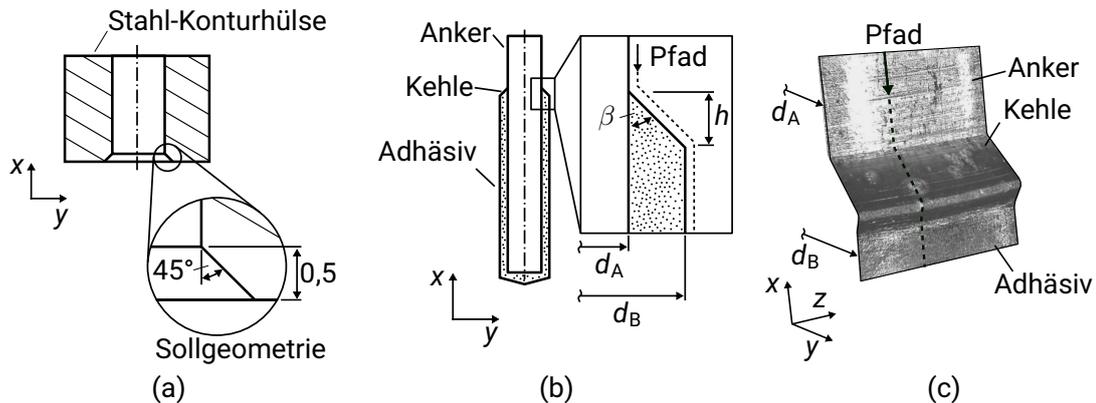


Bild 4.6: (a) Konturhülse mit Sollmaßen (Höhe in mm), (b) Probekörper mit geformter Kehle und Pfad des Profils und (c) Mikroskopaufnahme zur Bestimmung der Profilgeometrie.

bestimmt. Die geformte Kehle weist lediglich sehr geringe Abweichungen zur Sollgeometrie auf, Tabelle 4.2. Die freie Klebstoffkehle wird nicht vermessen.

Tabelle 4.2: Abweichung der Geometrie der geformten Kehle von der Sollgeometrie

	Abweichung	Einheit	Mittelwert	max	min
Höhe	$ 0,5 \text{ mm} - h $	mm	0,0158	+ 0,0162	- 0,0118
Winkel	$ 45^\circ - \beta $	°	0,726	+ 0,764	- 0,516

Einfluss auf die Tragfähigkeit

Abschließend wird der Einfluss der Klebschichtqualität - Porosität, Positionierung und Kehle - auf die Tragfähigkeit der Verankerung anhand von Zugversuchen (Abschnitt 4.1) untersucht. Die Probekörper bestehen aus GFK [0/90]-Laminaten mit $b = 75 \text{ mm}$ Breite, $t = 12 \text{ mm}$ Dicke, die Verankerungslänge der M8 Gewindestangen beträgt $l = 30 \text{ mm}$ und der Bohrungsdurchmesser $d_B = 9 \text{ mm}$.

Die Untersuchung erfolgt anhand eines *one factor at a time* (OFAT-) Versuchsplans. Die Referenz ist der Verklebeprozess mit reduzierter Porosität - Injektion und Aushärtung bei 5 bar Überdruck - und zentriertem Anker, aber mit frei ausgebildeter Klebstoffkehle mit dem Adhäsiv *Hilti HIT-RE 500 V3*. Ausgehend davon werden die Parameter variiert: 1. manuell positioniert, 2. manuell befüllt und 3. ergänzend die Klebschichtkehle geformt. Je Konfiguration wurden fünf Probekörper getestet.

Die Probekörper sind kohäsiv in der Klebschicht entlang des Gewinde-Außendurchmessers versagt. Ein Probekörper mit adhäsivem Versagen an der Bohrungswand wurde von der Auswertung ausgeschlossen, da das Ziel der Untersuchung der Einfluss auf das Kohäsivversagen war. Ebenso wurden drei Probekörper aufgrund fehlerhafter Herstellung nicht berücksichtigt. Die Ergebnisse zeigen, dass die ermittelten Mittelwerte bei manueller Positionierung und bei geformter Klebschichtkehle vergleichbar zur Referenzkonfiguration sind, Bild 4.7. Das einfache Befüllen der Bohrung führt zu einer geringfügigen Reduktion von etwa 5% des ermittelten Mittelwerts. Probekörper mit geformter Klebschichtkehle erzielten im Mittel die gleiche Maximalkraft F_{\max} . Die Streuung der Ergebnisse ist jedoch deutlich reduziert.

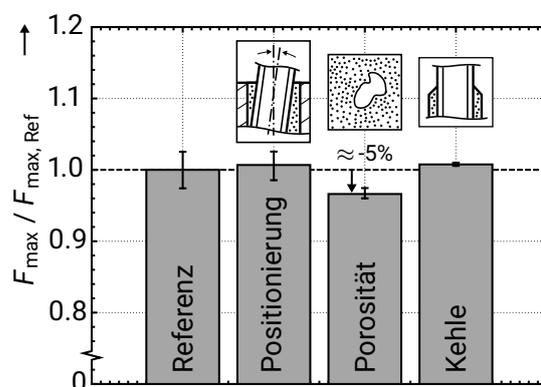


Bild 4.7: Maximalkräfte F_{\max} der betrachteten Konfigurationen mit dem Adhäsiv *Hilti HIT-RE 500 V3*: 1. die Referenz mit Anguss und Überdruck sowie zentriertem Anker, 2. ohne Zentrierung, 3. ohne Anguss und ohne Überdruck während der Aushärtung und 4. mit zusätzlich geformter Kehle. Ergebnisse bezogen auf den Mittelwert der Referenz; die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

4.2.2 Einfluss des Bohrungsprozesses auf die Geometrie, die Oberfläche und das Versagensverhalten der Klebschicht

Die Bohrung kann durch ihre Geometrie und Oberfläche einen wesentlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verankerung haben. Bei geringen Klebschichtdicken kann die Maßtoleranz des Bohrungsdurchmessers die Belastbarkeit der Klebung beeinflussen (Abschnitt 4.2.1). In [Pou_16] wird gezeigt, dass der Bohrungsdurchmesser in CFK sich mit zunehmender Zahl der Bohrungen um etwa 0,1 mm über 90 Bohrungen verkleinert. Eine konische, zum Eingang geöffnete Bohrungsform kann zu zusätzlichen Schälspannungen in der Klebschicht und somit zu einem frühzeitigen Versagen führen. Die Bohrungsoberfläche wirkt sich auf die Adhäsion zum Laminat aus.

Tabelle 4.3: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses auf die Bohrungsgeometrie und -oberfläche. Beide Bohrer (9 mm Durchmesser) sind Hartmetall- (HM-) bestückt, unterscheiden sich jedoch durch Spitzenwinkel und Länge nach entsprechenden Normen [DINb; DINd]. Der Vielzahnfräser ist aus Vollhartmetall (VHM) mit Diamant-Beschichtung (Dia.) mit 6 mm Durchmesser. Jede Konfiguration wird mit einem separaten, ungenutzten Werkzeug erstellt.

Werkzeug	Prozessgeschwindigkeit		Kühlung
	Drehzahl n_U in U/min	Vorschub v_{Proz} in m/min	
Bohrer (B115) HM, 115°, DIN 8037	5000	0,6	Luft (LK) Ethanol (EK)
Fräser VHM, Vielzahn, Dia.	10000	0,6	Luft (LK) Ethanol (EK)
Bohrer (B90) HM, 90°, DIN 338	5000	0,6	Luft (LK)
Bohrer (B115) HM, 115°, DIN 8037	800	manuell	Luft, passiv (LK, p)

Im Folgenden wird untersucht, ob das Werkzeug, die Prozessgeschwindigkeit oder die Kühlung (Tabelle 4.3) den Bohrungsdurchmesser oder die Oberflächenbeschaffenheit der Bohrung beeinflussen und ob sich insbesondere die Oberfläche auf die Adhäsion auswirkt. Ein Bohrer mit 115° Spitzenwinkel und ein Vielzahnfräser werden jeweils mit Luft und mit Ethanolkühlung bei hohen Drehzahlen und Vorschüben entsprechend den Herstellerangaben der Werkzeuge auf einer CNC-Portalfräse zur Bohrungsherstellung verwendet. Ergänzend werden ein luftgekühlter Bohrer mit 90°-Spitzenwinkel ebenfalls auf der CNC-Portalfräse und der Bohrertyp mit 115° Spitzenwinkel bei geringerer Drehzahl und manuellem Vorschub betrachtet. Es werden drei Probekörper jeder Konfiguration hergestellt. Die Untersuchung erfolgt an GFK [0/90]-Laminaten. Die Bohrung ist entsprechend der Verankerung stirnseitig. Der Solldurchmesser beträgt 9 mm, die Bohrungstiefe 35 mm. Keines

der Verfahren führte zu sichtbarer Schädigung des Laminats, wie bspw. Delamination.

Bestimmung des Bohrungsdurchmessers

Der Bohrungsdurchmesser d_B wird mit einer Koordinatenmessmaschine (*Leitz PMM 864*) bestimmt. Die Messung eines Durchmessers d_B erfolgt anhand von elf Messpunkten entlang des Umfangs. Je Bohrung wird der Bohrungsdurchmesser d_B auf fünf Tiefen mit 5 mm Abstand in der Bohrung ermittelt. Ergänzend zu den drei Probekörpern jeder Konfiguration, die abschließend auf die Tragfähigkeit untersucht wurden, sind zehn Bohrungen mit einem Bohrer nach DIN 338 und einem Vielzahnfräser jeweils luftgekühlt betrachtet worden.

In der Versuchsreihe mit drei Wiederholungen weisen die Mittelwerte der Durchmesser aus den fünf Messwerten in Bohrungstiefe $\bar{d}_{B,l}$ ein geringfügiges Untermaß von weniger als 0,02 mm auf, Bild 4.8 a. Die Unterschiede mit zunehmender Bohrungsanzahl n sind gering. Eine Ausnahme stellt der luftgekühlte Fräser dar. Die erste Bohrung hat ein deutliches Übermaß von etwa 0,07 mm. Es zeigt sich zudem eine deutliche Verkleinerung des Bohrungsdurchmessers über die drei Wiederholungen. Für die Versuchsreihe mit zehn Wiederholungen (Bild 4.8 b) ergeben sich keine Unterschiede zwischen der Fertigung mit dem Bohrer und dem Fräser - beides luftgekühlt. Allerdings weisen die mittleren Durchmesser ein Übermaß von etwa 0,03 mm auf. Für die zunehmende Bohrungsanzahl n ist keine eindeutige Tendenz einer Veränderung des mittleren Bohrungsdurchmessers $\bar{d}_{B,l}$ festzustellen.

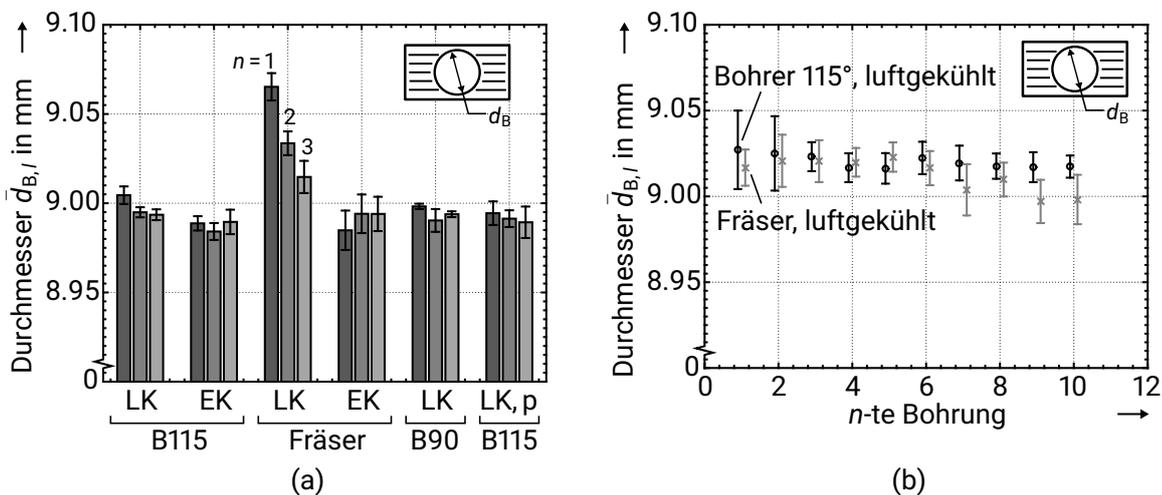


Bild 4.8: Mittelwert und Standardabweichung der Bohrungsdurchmesser $\bar{d}_{B,l}$ aus den fünf Messungen in Bohrungstiefe für die Bohrungsanzahl n : (a) Versuchsreihe aller Prozessparameter mit $n = 3$ Wiederholungen und (b) Versuchsreihe des luftgekühlten Bohrers und Fräasers mit $n = 10$ Wiederholungen (versetzte Datenpunkte zur übersichtlichen Darstellung).

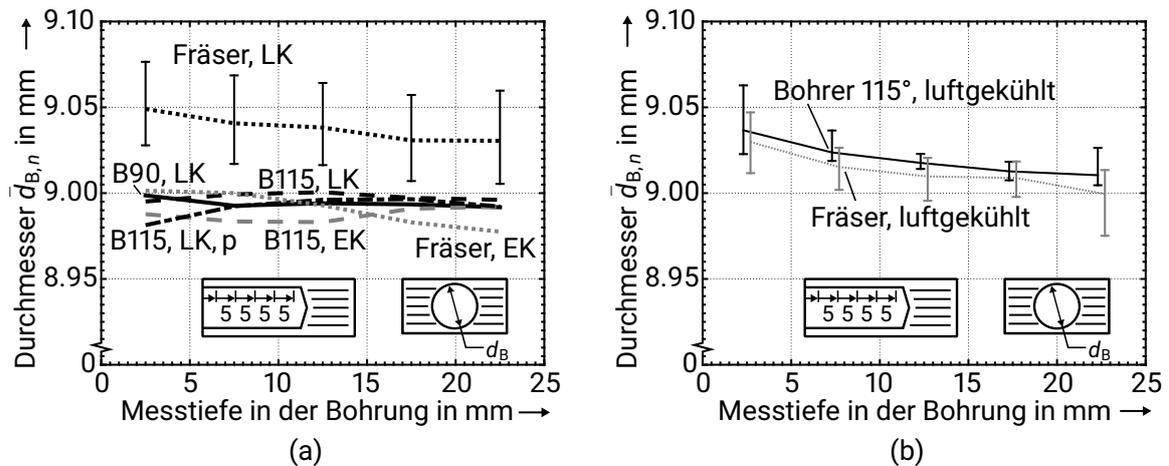


Bild 4.9: Bohrungsdurchmesser $\bar{d}_{B,n}$ entlang der Bohrungstiefe gemittelt über die Bohrungsanzahl n der Versuchsreihen (a) mit $n = 3$ und (b) mit $n = 10$. In (a) entspricht für den luftgekühlten Fräser die Obergrenze der Fehlerbalken den Durchmessern der ersten Bohrung und die Untergrenze den Durchmessern der dritten Bohrung. Die Streuung der weiteren Parameter ist kleiner $\pm 0,01$ mm und ist für eine übersichtlichere Darstellung nicht angegeben.

Die Messergebnisse des mittleren Durchmessers $\bar{d}_{B,n}$ entlang der Bohrungstiefe - gemittelt über die Bohrungsanzahl n - zeigt für die Versuchsreihe mit drei Wiederholungen keinen eindeutigen Unterschied zwischen den Prozessparametern, Bild 4.9 a. Die mittleren Bohrungsdurchmesser $\bar{d}_{B,n}$ weisen ein geringfügiges Untermaß auf; eine Tendenz zu geringeren Durchmessern im Bohrungsgrund ist beim Fräser mit beiden Kühlmedien zu erkennen. Der Bohrungsdurchmesser des luftgekühlten Durchmessers $\bar{d}_{B,n}$ weist auch über die Bohrungsanzahl gemittelt ein Übermaß auf. In der Versuchsreihe mit $n = 10$ Wiederholungen (Bild 4.9 b) zeigen sowohl der Bohrer als auch der Fräser vergleichbare Bohrungsdurchmesser $\bar{d}_{B,n}$ mit einem Übermaß am Bohrungseingang und einer Verkleinerung hin zum Bohrungsgrund.

Untersuchung der Bohrungsoberfläche

Die Rauheit der Oberfläche wird mittels Tastschnittverfahren mit einem Perthometer (*Mahr M 400*) bestimmt. Es wird eine Meßstrecke von 12,5 mm nach DIN EN ISO 4288 [DINi] für arithmetische Mittelwerte der Rauheit zwischen $2 \mu\text{m} < Ra \leq 10 \mu\text{m}$ verwendet. Die Messung erfolgt in Längsrichtung der Bohrung auf den beiden gegenüberliegenden Seiten parallel zur Laminebene. Auf jeder Seite werden drei Messungen durchgeführt: Mittig zur Bohrungsachse und jeweils um 0,25 mm zu beiden Seiten versetzt. Zuvor wurden die Bohrungen mit Aceton und Isopropanol von Bohrstaub befreit.

Die Ergebnisse sind nach Faserorientierung der Messung getrennt ausgewertet. Aufgrund der geringen Schichtdicke war eine Positionierung der Bohrung zur garantierten Messung

der Rauheit beider Schichten, 0° und 90°-Faserorientierung, nicht möglich.

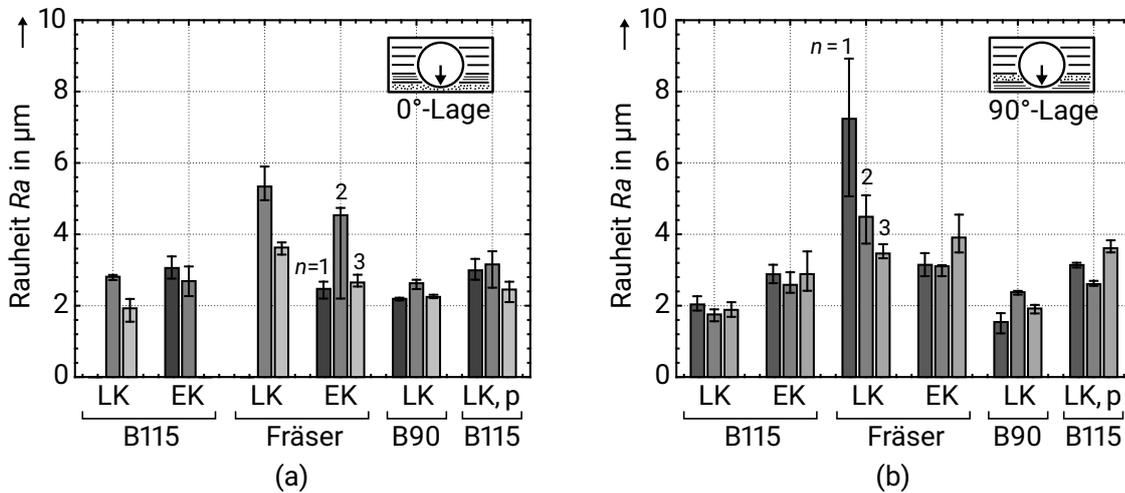
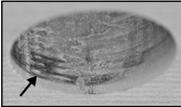
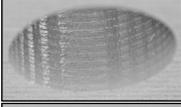
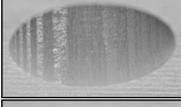
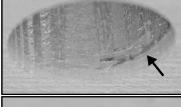
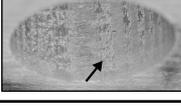


Bild 4.10: Arithmetische Mittelwerte der Rauheit R_a der variierten Prozessparameter, getrennt nach Bohrungsanzahl n (a) für 0°-Schichten und (b) für 90°-Schichten. Die Balken sind die Mittelwerte aus drei Messungen; die Fehlerbalken geben Minimal- und Maximalwerte an.

Die Rauheit der 0°-Lagen liegt zwischen $R_a \approx 2$ und $6 \mu\text{m}$. Maximalwerte des Rauheitsmaß R_a werden mit dem Fräser (beide Kühlungen) erzielt. Die Rauheiten der weiteren Prozessparameter sind auf vergleichbaren Niveaus. Für die 90°-Lagen liegt die Rauheit R_a zwischen etwa $R_a \approx 1,5$ und $9 \mu\text{m}$. Der luftgekühlte Fräser erzielt bei der ersten Bohrung den Maximalwert der gemessenen Rauheit von $R_a = 8,9 \mu\text{m}$. Die Rauheit nimmt mit der zweiten und dritten Bohrung des luftgekühlten Fräsers auf einen Mittelwert der Rauheit von $R_a = 3,5 \mu\text{m}$ ab. Für die weiteren Prozessparameter liegen im Vergleich zu den 0°-Schichten deutlichere Unterschiede zwischen den Mittelwerten der Rauheit R_a vor.

Neben der Rauheit wird die Bohrungs Oberfläche qualitativ anhand von Mikroskopaufnahmen in Bezug auf Anhaftungen und Verfärbungen bewertet, Tabelle 4.4. Abhängig von den Prozessparametern treten unterschiedliche Erscheinungsbilder der Oberfläche auf. Insbesondere der Bohrer mit 115° Spitzenwinkel weist sowohl bei Luft- als auch bei Ethanol kühlung großflächige und deutlich verfärbte Anhaftungen über den gesamten Umfang auf. Die gefrästen Oberflächen der Bohrung sind mit beiden Kühlmitteln ohne Anhaftung und ohne Verfärbung. Der Bohrer mit 90° Spitzenwinkel weist am Bohrungseingang keine oder in geringem Maße Anhaftungen und Verfärbungen auf. Der Bohrer mit 115° Spitzenwinkel und geringerer Prozessgeschwindigkeit weist z. T. starke Anhaftungen auf; diese sind jedoch nicht verfärbt.

Tabelle 4.4: Erscheinungsbild der Bohrungen anhand exemplarischer Makroaufnahmen jeder Konfiguration und Einordnung der Oberflächen bzgl. Anhaftungen (Pfeile) und Verfärbungen für die untersuchten Prozessparameter. Die Verfärbung deutet auf hohe Prozess Temperaturen hin. Alle Bohrungen wurden zuvor mit Aceton und Ethanol gereinigt.

Werkzeug und Prozessgeschwindigkeit	Kühlung	Makro- aufnahme	Anhaftung			Verfärbung		
			1	2	3	1	2	3
Bohrer HM, 115°, DIN 8037 $n_U = 5000$ 1/min, $v_{Proz} = 0,6$ m/min	Luft		++	++	++	Ja	Ja	Ja
	Ethanol		++	++	++	Ja	Ja	Ja
Fräser VHM, Vielzahn, Dia. $n_U = 10000$ 1/min, $v_{Proz} = 0,6$ m/min	Luft		-	-	-	-	-	-
	Ethanol		-	-	-	-	-	-
Bohrer HM, 90°, DIN 338 $n_U = 5000$ 1/min, $v_{Proz} = 0,6$ m/min	Luft		+	-	+	Ja	-	Ja
Bohrer HM, 115°, DIN 8037 $n_U = 800$ 1/min, $v_{Proz} =$ manuell	Luft, passiv		++	+	+	Nein	Nein	Nein

Anhaftung: „-“ = keine, „+“ = wenig, „++“ = viel

Einfluss auf die Versagensart und die Tragfähigkeit

Um den Einfluss der Bohrungsprozessparameter auf die Tragfähigkeit der Verankerung zu ermitteln, werden Auszugversuche entsprechend Abschnitt 4.1 mit den zuvor auf Geometrie, Rauheit und Erscheinungsbild untersuchten Probekörpern durchgeführt. Die Probekörper sind $b = 50$ mm breit, der Anker ist eine M8-Gewindestange mit $l = 30$ mm Verankerungslänge. Das Adhäsiv ist *Hilti HIT RE 500 V3*.

Das Versagen des Bohrers mit 115° Spitzenwinkel tritt sowohl mit Luft- als auch mit Ethanolkühlung adhäsiv an der Bohrungsoberfläche auf, Bild 4.11. Bei Luftkühlung ist im unteren Bereich der Verankerung ebenfalls kohäsives Versagen vorhanden. Im Fall von Ethanolkühlung tritt adhäsives Versagen über die vollständige Verankerungslänge l auf. Alle weiteren Prozessparameter führen zu Kohäsivversagen entlang des Gewinde-Außendurchmessers. Das adhäsive Versagen geht einher mit reduzierten Maximalkräften F_{max} von etwa 10% gegenüber den übrigen Prozessparametern mit kohäsivem Versagen.

Anhand der Geometrie (Bild 4.9 und 4.8) und der Rauheit (Bild 4.10) konnten keine

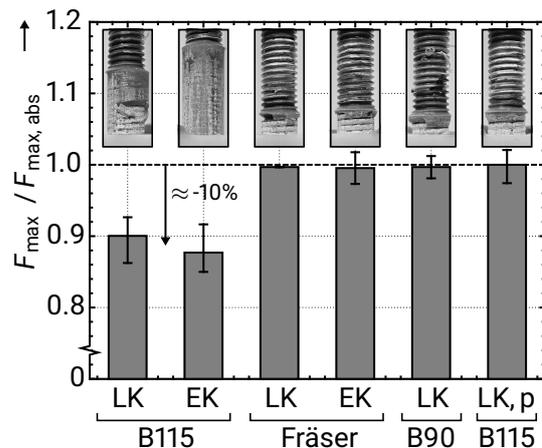


Bild 4.11: Mittelwert der Maximalkräfte sowie Fehlerbalken mit Minimal- und Maximalwerten der Auszugversuche bei verschiedenen Fertigungsparametern der Bohrung, bezogen auf den höchsten Mittelwert $F_{\max, \text{abs}}$ der Konfigurationen. Die zugehörigen Versagensbilder der Klebschicht sind jeweils dargestellt. Adhäsiv: *Hilti HIT-RE 500 V3*.

eindeutigen Unterschiede zwischen den Prozessparametern mit adhäsivem und kohäsivem Versagen identifiziert werden. Die Bohrungsoberflächen der Prozessparameter, die zu adhäsivem Versagen zum Laminat führten, wiesen großflächige, verfärbte Anhaftungen auf, Tabelle 4.4. Dieses Erscheinungsbild wird deshalb als ursächlich für das adhäsive Versagen angesehen. Die Adhäsion zur Laminatoberfläche wird von den Anhaftungen verhindert.

4.2.3 Schlussfolgerungen zur Probekörperherstellung

Anhand der Untersuchungen zum Verklebeprozess und zur Bohrungsherstellung konnten geeignete Parameter zur Fertigung von Probekörpern identifiziert werden. Dies beinhaltet sowohl die Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen als auch das Vermeiden von Adhäsionsversagen zur Laminatoberfläche.

Der Einfluss der Klebschichtqualität auf die Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung ist gering, trotz erkennbaren Unterschieden in der Porosität, der Positionierung und der Kehle. Die Ursache für den geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit liegt im plastischen Werkstoffverhalten des verwendeten Adhäsivs, Tabelle 3.3. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wird bei der Probekörperherstellung dennoch ein Verklebeprozess mit injiziertem Klebstoff, aufgebrachtem Überdruck während der Aushärtung, zentrierten Ankern und einer geformten Klebstoffkehle verwendet. Dies zielt auf eine reduzierte Streuung der Ergebnisse ab. Darüber hinaus werden in Kapitel 5 Adhäsive mit sprödem Werkstoffverhalten untersucht, die stärker von Imperfektionen beeinflusst werden.

Das Bohrverfahren kann zu vorzeitigem adhäsivem Versagen und dadurch reduzierter

Tragfähigkeit der Verankerung führen. Die Ursache hierfür sind großflächige Anhaftungen, die infolge hoher Prozessgeschwindigkeiten verfärbt sind. Deren Auftreten ist folglich unbedingt zu vermeiden. Ein Zusammenhang zwischen Oberflächenrauheit oder Bohrungsgeometrie und dem adhäsiven Versagen konnte nicht festgestellt werden.

Die gefrästen Bohrungen weisen als einziges Verfahren Bohrungsflächen ohne Anhaftungen auf. Darüber hinaus ließen sich mit dem Fräser die höchsten Rauheiten erreichen. Allerdings deuten die Ergebnisse an, dass die Geometrie und die Rauheit von der Bohrungsanzahl abhängen können. Die Standzeit des Fräasers könnte deshalb kürzer sein; die Kosten sind jedoch im Vergleich zu Bohrern mehr als doppelt so hoch. Problematisch ist die Werkzeuglänge von 35 mm, die die Verankerungslänge l begrenzt. Für die Probekörperherstellung der folgenden Untersuchungen wird deshalb der Bohrer mit 90° Spitzenwinkel nach DIN 338 verwendet, Werkzeuglänge 81 mm. Die entsprechenden Bohrungen weisen geringfügig bis keine Anhaftungen auf und die Adhäsion zur Bohrungsfläche trägt bis zum kohäsiven Versagen der Verankerung.

Die Ergebnisse zum Einfluss der Prozessparameter von Klebschicht- und Bohrungsherstellung sind durch vergrößerten Versuchsumfang statistisch abzusichern bzw. zu vertiefen. Anhand der Ergebnisse können relevante Parameter zur weiteren Betrachtung identifiziert werden. Insbesondere die geringe Streuung der Klebschicht bei geformter Kehle ist näher zu untersuchen. Bei der Bohrungsfertigung ist eine detaillierte Untersuchung der Prozessgeschwindigkeit von Interesse. Der Bohrer mit 115° Spitzenwinkel führt in Verbindung mit der Geschwindigkeit zu unterschiedlichen Ergebnissen im Erscheinungsbild der Oberfläche und damit verbunden dem Versagen. Anhand weiterführender Untersuchungen ist zu klären, ob generell der stumpfere Spitzenwinkel des Bohrers oder die Kombination mit den verwendeten Prozessparameter Ursache für diese Anhaftungen sind. Für die Ermittlung der Standzeiten von Werkzeugen in einer industriellen Anwendung ist eine detailliertere Betrachtung der Rauheit von Interesse. Darüber hinaus kann die Rauheit abhängig von der Werkstoffkombination von Adhäsiv und Laminat an Relevanz gewinnen. Ein umfassender Versuchsplan sollte eine Variation der Prozessparameter berücksichtigen und die Faserorientierung differenziert betrachten.

5 Einfluss von Adhäsivtyp, Klebschichtdicke und Ankerart

Die Klebverbindung von Verankerungen in Beton und Holz erfolgt mit spezialisierten Adhäsiven bzw. Injektionsmörteln. Dabei werden Klebschichtdicken $t_{\text{Adh}} \geq 0,5$ mm bis hin zu mehreren Millimetern Dicke verwendet. Die Anker - bspw. Gewindestangen oder Bewehrungsstahl - weisen makroskopisch strukturierte Oberflächen auf, die neben dem Stoffschluss ebenfalls einen Formschluss zur Klebschicht erzeugen. Strukturklebungen im Leichtbau unterscheiden sich typischerweise zu dieser Umsetzung der Verankerung: die Klebstoffsysteme sind auf FKV abgestimmt; die Klebschichtdicken t_{Adh} betragen wenige Zehntelmillimeter; die Oberflächen sind chemisch oder mechanisch vorbehandelt, aber ohne makroskopische Strukturierung.

Für die Anwendung in FKV ist somit zu klären, wie die Klebverbindung der Verankerung grundlegend zu gestalten ist: Welcher Adhäsivtyp, welche Klebschichtdicke und welche Oberfläche der Anker (strukturiert oder aufgeraut) ist für höchstmögliche Tragfähigkeiten zu verwenden. Das Ziel ist es, zu untersuchen, ob sich diese Eigenschaften auf die Tragfähigkeit der Verankerung auswirken. Insbesondere soll analysiert werden, ob sich die Tragfähigkeit zwischen Klebstofftypen - im Speziellen zwischen konventionellen Strukturklebstoffen und Klebstoffen für Verankerungen - im Hinblick auf die folgenden Charakteristiken unterscheidet:

- die Anforderungen an die Klebschichtdicke t_{Adh} und
- den Einfluss der Strukturierung.

In [da_06] werden drei verschiedene Epoxidklebstoffe - spröde, duktil und eine Zwischenstufe - in einschnittigen Überlappungsklebung, engl. single-lap joint (SLJ), im Zugscherversuch für variierte Klebschichtdicken (0,2 mm, 0,5 mm und 1 mm) untersucht. Die Ergebnisse ergeben für alle Adhäsivtypen sinkende Versagenslasten mit zunehmender Klebschichtdicke. In [CSD11] wird der Einfluss der Klebschichtdicke an stirnseitig geklebten Hohlzylindern, engl. tubular butt joint (TBJ), vergleichend zu SLJ für zwei spröde Adhäsive - ein Epoxid- und ein Methacrylester-System - betrachtet. Die Ergebnisse zeigen sowohl Unterschiede zwischen den Adhäsiven als auch zwischen den Konfigurationen der Lastübertragung: das Methacrylester-Adhäsiv weist für den TBJ und den SLJ sinkende Belastbarkeiten mit zunehmender Klebschichtdicke auf; das Epoxid-Adhäsiv weist beim

SLJ eine sinkende ertragbare maximale Spannung auf, beim TBJ ist diese jedoch von der Klebschichtdicke unabhängig.

Der Formschluss zwischen Adhäsiv und mikroskopischer Oberflächenrauheit ist als Mechanismus der Kraftübertragung bei großer Rauheit der Fügepartner bekannt [Hab16]. Makroskopische Strukturierungen der Oberflächen von Klebverbindungen sind jedoch selten Forschungsgegenstand in der Literatur. Die Untersuchung von [da_10] anhand dreieckiger Nuten zeigt, dass diese im Fall ohne chemische Vorbehandlung eine Laststeigerung gegenüber nichtstrukturierten Probekörpern bewirken können. Sind beide Oberflächen vorbehandelt liegen die Versagenslasten auf einem vergleichbaren Niveau.

5.1 Versuchsplanung

Die Untersuchung konzentriert sich auf den Vergleich von Adhäsiven mit verschiedenen Werkstoffeigenschaften - von duktil bis spröde. Im Holzbau haben sich von den verschiedenen Adhäsivsystemen insbesondere Epoxidharze für die Verbindung von Verankerungen bewährt, Kapitel 2.2.2. Da das verwendete Laminat eine Epoxidmatrix aufweist, ist darüber hinaus von einer Kompatibilität zwischen Fügepartner und Adhäsiv auszugehen. Die Untersuchung wird deshalb auf die Betrachtung von Adhäsiven auf Epoxidbasis eingegrenzt.

Adhäsivtypen

Berücksichtigt wird der Injektionsmörtel *Hilti HIT RE 500 V3* (Hilti) für Verbundanker im Bauwesen, Tabelle 5.1. Da es sich um ein speziell für Verankerungen angepasstes Adhäsiv-System handelt, wird entsprechend der dabei üblichen Struktursituation von einer hohen Beanspruchbarkeit für strukturierte Anker und größere Klebschichtdicken t_{Adh} sowie große Verankerungslängen l ausgegangen. Dieses System hat im Rahmen der Untersuchung von Fertigungseinflüssen (Kapitel 4.2) bereits eine hohe Belastbarkeit und eine hohe Adhäsionsfestigkeit zur Bohroberfläche erwiesen. Der *Hilti HIT RE 500 V3* ist somit eine geeignete Referenz für ein Adhäsiv aus dem Bereich der Injektionsanker. Im Vergleich zu den weiteren Adhäsiven hat das Hilti-System sowohl eine deutlich höhere Steifigkeit als auch Festigkeit und weist eine mittlere Bruchdehnung auf.

Zum Vergleich werden drei Epoxidharzklebstoffe betrachtet, die für konventionelle Klebverbindungen von FKV und Stahl verwendet werden. Der *Araldite® AV138/HV998 M-1* (A138) ist ein sprödes Adhäsiv, mit hoher Steifigkeit und geringer Bruchdehnung, Tabelle 5.1. Das Adhäsiv wird in der Literatur (bspw. [da_06], [da_10]) als Beispiel mit spröden Werkstoffeigenschaften verwendet. Es ist somit als Referenz für ein sprödes Adhäsiv geeignet und kann der Einordnung der Ergebnisse im Vergleich zu konventionellen Strukturklebungen dienen. Ergänzend dazu wird *Araldite® 2014-2* (A2014) - ebenfalls ein sprödes Adhäsiv - verwendet, das sich am *FG KLuB* für Klebverbindungen mit FKV bewährt hat. Das Adhäsiv *Araldite® 2014-2* hat eine höhere Bruchdehnung und eine geringere Steifigkeit als der *Araldite® AV138/HV998 M-1*. Als Adhäsiv mit duktilem Werkstoffverhalten

wird der *DELO-DUOPOX*[®] *AD840* (Delo) betrachtet. Der Delo weist die geringste Steifigkeit und die höchste Bruchdehnung der betrachteten Adhäsiv-Systeme auf.

Tabelle 5.1: Werkstoffkennwerte der berücksichtigten Adhäsive.

Adhäsive (Abkürzung)	Zugfestigkeit in N/mm ²	Bruchdehnung in %	E-Modul in N/mm ²	Zugscherfestigkeit in N/mm ²
<i>Hilti HIT RE 500 V3</i> ¹ (Hilti)	64	2,73	6194	-
<i>Araldite</i> [®] <i>AV138/HV998 M-1</i> ² (A138)	43	1,2	4700	15 ³
<i>Araldite</i> [®] <i>2014-2</i> ² (A2014)	30	0,9	3100	21 ³
<i>DELO-DUOPOX</i> [®] <i>AD840</i> ² (Delo)	30	6	1700	22 ³

¹: aus Zugversuchen, Anhang A.2

²: aus Datenblatt des Herstellers - A138 [www22d], A2014 [www22e], Delo [www22a]

³: mit Stahl-Fügepartner

Klebschichtdicken

Als Klebschichtdicke wird im Rahmen dieser Arbeit die Hälfte der Differenz zwischen Ankeraußendurchmesser und Bohrungsdurchmesser $t_{\text{Adh}} = 0,5 (d_{\text{B}} - d_{\text{A}})$ bezeichnet; auch im Fall strukturierter Anker, die lokal größere Klebschichtdicken aufweisen. Neben dem in der Literatur untersuchten Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} auf die Belastbarkeit ebener Oberflächen der Fügepartner, soll überprüft werden, ob im Fall strukturierter Anker gegenteilig eine zunehmende Klebschichtdicke t_{Adh} eine Laststeigerung bewirken kann. Die Steigerung der Klebschichtdicke t_{Adh} könnte eine Umlagerung der lokalen Spannungsüberhöhungen infolge der Kerben der Strukturierung ermöglichen und so die Belastbarkeit steigern.

Klebschichtdicken von Verankerungen im Bauwesen betragen $t_{\text{Adh}} > 0,5$ mm. Bei typischen Strukturklebstoffen ist hingegen die höchste Belastbarkeit bei geringen Klebschichtdicken t_{Adh} zu erwarten. Die weitere Steigerung der Klebschichtdicke t_{Adh} kann eine Minderung der Belastbarkeit bewirken. Im Kontext des Leichtbaus muss darüber hinaus berücksichtigt werden, dass die Vergrößerung der Klebschichtdicke t_{Adh} zu steigendem Bauraumbedarf und höheren Massen führt (Kapitel 2.4). Für die Untersuchung wird deshalb die Klebschichtdicke von $t_{\text{Adh}} \approx 0,55$ mm als Maximalwert berücksichtigt. Dies ergibt sich aus dem Bohrungsmaß von $d_{\text{B}} = 9$ mm und dem Ist-Durchmesser der verwendeten Gewindestangen und Schrauben von etwa $d_{\text{A}} \approx 7,9$ mm. Im Folgenden wird dies abgekürzt als 0,5 mm Schichtdicke bezeichnet. Als weitere Klebschichtdicke werden $t_{\text{Adh}} \approx 0,1$ mm betrachtet - Bohrungsdurchmesser $d_{\text{B}} = 8,1$ mm. Dies entspricht der Herstellerempfehlung und typischen Werten von Strukturklebungen.

Ankerart

Zwei grundlegende Arten von Ankern für adhäsive Verankerungen lassen sich unterscheiden: Anker mit makroskopischer Strukturierung entsprechend den Ankern im Bauwesen, die neben der Adhäsion ebenfalls Formschluss ermöglichen und Anker mit unstrukturierten Oberflächen, die entsprechend der Oberflächen in konventionellen Klebverbindungen für eine bestmögliche Adhäsion chemisch oder mechanisch vorbehandelt werden, um die Oberflächen aufzurauen. Als strukturierter Anker werden im Rahmen der Untersuchung Gewindestangen mit metrischem Regelgewinde [DINa] verwendet. Diese haben sich bei Verankerungen in Holz bewährt (Kapitel 2.2.2). Als Standardkomponente haben Gewinde darüber hinaus eine hohe Relevanz für eine einfache Übertragung in Praxisanwendungen.

Für unstrukturierte Anker werden Zylinderschrauben verwendet. Das Gewinde dient dem Anschluss an die Prüfmaschine (Bild 4.1). Der zylindrische Schaft wird mit dem Laminat verklebt; hierzu wird der Schraubenkopf abgetrennt. Die Zylinderschrauben ermöglichen darüber hinaus die Verwendung der gleichen Werkstoffklasse wie die Gewindestangen. Eine chemische Vorbehandlung zur Steigerung der Adhäsion birgt bei hochfesten Stählen wie den verwendeten Schrauben mit Festigkeitsklasse 12.9 das Risiko der Wasserstoffversprödung [Li_20] und wird daher nicht berücksichtigt. Die Ankeroberfläche wird deshalb neben der Reinigung (Kapitel 4.1) mechanisch vorbehandelt. Mögliche Verfahren der mechanischen Vorbehandlung sind Schleifen und Strahlen. Die Oberflächenrauheit hängt von den jeweiligen Prozessparametern ab. Für die Körnung von Aluminiumoxid-Strahlgut auf Stahl-Fügepartnern zeigt sich in [Fer_13] eine Steigerung der Rauheit ($Ra = 2,5, 3$ bis $3,5 \mu\text{m}$) mit zunehmender Korngröße ($0,125, 0,25$ bis $0,5 \text{ mm}$). Die mechanische Vorbehandlung hat im Vergleich zu gereinigten Referenzprobekörpern Kohäsions- anstelle von Adhäsionsversagen bewirkt. Eine Korrelation zwischen Kohäsionsfestigkeit und Rauheit besteht jedoch nicht. Zu selbigem Ergebnis gelangt ebenfalls [HB99].

Für die mechanische Behandlung im Rahmen der Untersuchung wird Stahlkies (kantiger Stahlguss) einer Härte $> 61 \text{ HRC}$ und einer Körnung von $0,1 - 0,3 \text{ mm}$ verwendet. Stahlkies hat sich in der Literatur geeignet gezeigt, Stahlsubstrate aufzurauen ([Var_06]) und Adhäsion mit hoher kohäsiver Belastbarkeit zu gewähren ([BN01]). Vor und nach dem Strahlen werden die Anker entsprechend dem beschriebenen Vorgehen in Kapitel 4.1 gereinigt. Der Strahldruck beträgt 5 bar und der Abstand zum Objekt etwa 50 mm . Für eine vollständige und gleichmäßige Bearbeitung werden die Anker in 60° -Schritten mit jeweils zehn Wiederholungen von je 1 s Dauer gestrahlt. Die mittlere Rauheit beträgt $Ra = 2,18 \pm 0,23 \mu\text{m}$ (Mittelwert \pm Standardabweichung aus 12 Messungen). Die erzielte Rauheit ist damit vergleichbar zu Rauheitswerten aus der Literatur.

Versuchsplan und Probekörperherstellung

Der Adhäsivtyp, die Klebschichtdicke t_{Adh} und die Ankerart werden anhand eines vollfaktoriellen Versuchsplans untersucht, Tabelle 5.2. Die Lamine der Probekörper haben einen [0/90]-Lagenaufbau mit alternierender Faserorientierung. Der Werkstoff und die

Herstellung erfolgen entsprechend den Angaben in Kapitel 4.1. Die Breite und Dicke betragen $b = t = 18$ mm und die Verankerungslänge $l = 15$ mm. Numerische Voruntersuchungen haben gezeigt, dass der Einfluss der unterschiedlichen effektiven Breite b_{eff} und Dicke t_{eff} infolge der Variation der Klebschichtdicke t_{Adh} bei diesen Querschnittsdimensionen gering ist.

Tabelle 5.2: Faktoren und Faktorstufen des vollfaktoriellen Versuchsplans zum Einfluss von Adhäsivtyp, Klebschichtdicke und Ankerart und deren Wechselwirkungen.

Faktoren	Faktorstufen		
Adhäsivtyp	Hilti	A138	A2014 Delo
Klebschichtdicke	0,1 mm	0,5 mm	
Ankerart	strukt., Gewinde	zylindr., angeraut	

Bei der Herstellung der Klebschicht hat sich gezeigt, dass für die Injektion bei $t_{\text{Adh}} = 0,1$ mm Klebschichtdicke aufgrund der hohen Viskosität erhöhte Drücke notwendig sind. Andererseits hat die etwas geringere Viskosität des *DELO-DUOPOX*[®] *AD840* zu Undichtigkeit beim Aufbringen des Überdrucks (5 bar) während der Aushärtung geführt. Die Probekörper mit dem *DELO-DUOPOX*[®] *AD840* wurden deshalb teilweise ohne Überdruck ausgehärtet. Es wurden durch die unterschiedliche Herstellung keine Unterschiede zwischen den Probekörpern mit *DELO-DUOPOX*[®] *AD840* in der Belastbarkeit festgestellt.

5.2 Versuchsergebnisse

Das Versagen der Verankerungen tritt adhäsiv am Anker, adhäsiv am Laminat, kohäsiv und in Form von Zwischenfaserbrüchen bzw. Delamination im Laminat auf, Bild 5.1 a. Der Vergleich der Versagensarten zeigt, dass bei Verankerungen aller Adhäsive mit strukturierten Ankern kohäsives Versagen in Verbindung mit häufigem Adhäsionsversagen am Laminat auftrat. Verankerungen aller Adhäsive mit zylindrischem, gestrahltem Anker versagten hingegen überwiegend adhäsiv am Anker. Ein Einfluss der Schichtdicke auf die Versagensart ist nicht festzustellen.

Im Fall des *DELO-DUOPOX*[®] *AD840* trat das Versagen eines Probekörpers bei sehr geringer Last F_{max} auf, Bild 5.1 b. Da keine Ursache, bspw. Fertigungsfehler, identifiziert werden konnte und der Stichprobeumfang gering ist, wurde dieser Datenpunkt beibehalten. Es wird davon ausgegangen, dass sich diese Maximallast F_{max} im Rahmen eines erweiterten Versuchsumfanges als Ausreißer herausstellen würde, da die beiden weiteren Ergebnisse dieser Konfiguration einen geringen Unterschied aufweisen und bei lediglich bei einer weiteren Untersuchung (Kapitel 7.3.2) der gesamten Arbeit eine vergleichbar hohe Abwei-

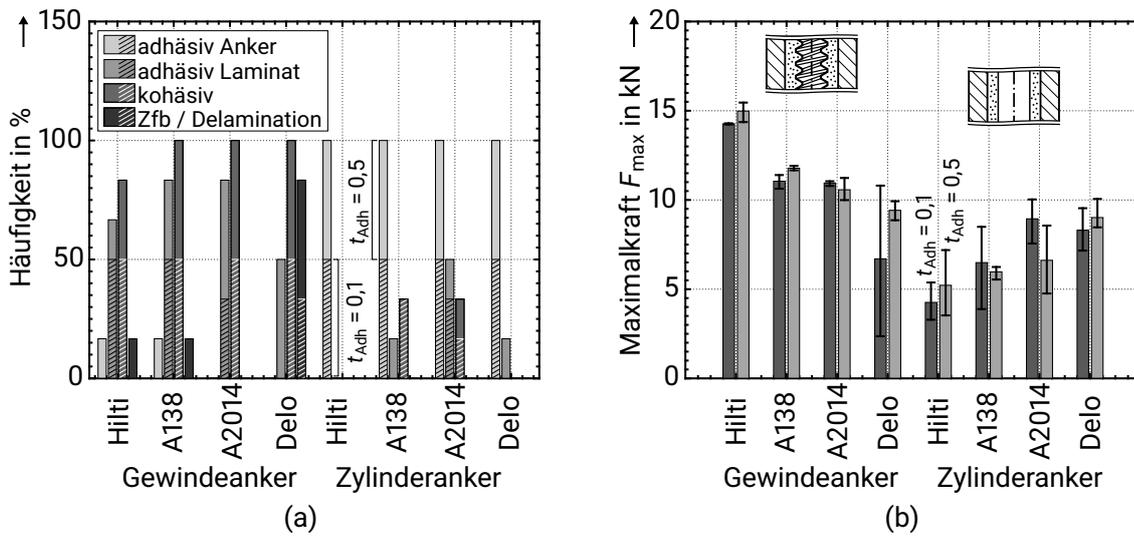


Bild 5.1: Ergebnisse der Auszugversuche: (a) Schädigungsarten entsprechend Kapitel 6.2.1 nach Adhäsiv sowie Anker differenziert und für beide Klebschichtdicken (Schraffur) zusammengefasst; (b) Maximalkräfte F_{\max} (Mittelwert und Extremwerte) abhängig von Klebstofftyp, Klebschichtdicke t_{Adh} und Ankerart. Klebschichtdicke t_{Adh} in mm.

chung aufgetreten ist.

Tabelle 5.3: Berechnete p -Werte der SHAPIRO-WILK-Tests zur Normalverteilung der ermittelten Maximalkräfte F_{\max} .

Adhäsiv	Gewindeanker		Zylinderanker	
	t_{Adh} in mm			
	0,1	0,5	0,1	0,5
Hilti	0,104	0,579	0,772	0,744
A138	0,678	0,875	0,578	0,314
A2014	0,260	0,780	0,608	0,926
Delo	0,907	0,865	0,866	0,058

Eine Auswertung der Versuchsergebnisse zur ertragenen Maximalkraft F_{\max} anhand statistischer Methoden ermöglicht aufgrund des geringen Stichprobenumfangs $n = 3$ keine statistisch abgesicherten Aussagen. Hierfür ist eine Vergrößerung des Versuchsumfangs mit mehr Datenpunkten erforderlich. Dennoch dient eine statistische Auswertung der objektiven Einordnung der Ergebnisse. Dies kann die Interpretation der Daten als Grundlage von Folgeuntersuchungen erleichtern. Als statistische Methode wird die mehrfaktorielle Varianzanalyse mit den Faktoren und Faktorstufen des Versuchsplans aus Tabelle 5.2 durchgeführt. In der Varianzanalyse wird die Varianz innerhalb jedes Faktors mit der Varianz zwischen

den verschiedenen Faktoren verglichen, um Unterschiede zwischen den Mittelwerten der abhängigen Variable zu den Faktoren zu ermitteln. Die abhängige Variable ist im vorliegenden Fall die Maximalkraft F_{\max} . Die grundlegende Annahme lautet, dass keine Unterschiede bestehen: die Nullhypothese. Zu den Faktoren und deren Interaktionen werden jeweils die Teststatistik F mittels der Quadratsummen der Abweichungen (QS), der Freiheitsgrade (df) und der mittleren Quadratsumme (MQS) berechnet. Der berechnete F -Wert wird mit einem kritischen F -Wert verglichen. Die Wahrscheinlichkeit dieses oder eines höheren Wertes wird für den Fall berechnet, dass die Nullhypothese gilt. Diese bedingte Wahrscheinlichkeit ist der p -Wert. Je geringer der p -Wert ist, desto weniger wahrscheinlich ist das Ergebnis bei geltender Nullhypothese. Ist der ermittelte p -Wert geringer als ein zuvor festgelegtes Signifikanzniveau, wird der Unterschied zwischen den Mittelwerten der jeweiligen Faktoren signifikant bezeichnet. Die Betrachtung der Unterschiede zwischen den Faktorstufen erfolgt anhand von Post-hoc-Tests. Bei dem zugrunde liegenden t -Test wird analog zur Varianzanalyse eine Teststatistik berechnet, diese mit einem kritischen Wert verglichen und anschließend der zugehörige p -Wert berechnet. Weiterführende Informationen zu den statistischen Methoden sind in der Fachliteratur wie bspw. [EGS15] beschrieben.

Im Rahmen dieser Arbeit wird aufgrund des geringen Stichprobenumfangs ein strenges Signifikanzniveau von 0,001 gewählt. Die statistische Auswertung der Ergebnisse erfolgt mithilfe des Programms *JASP* [JAS20]. Untersucht wird der Einfluss der Faktoren und Faktorstufen auf die ertragbare Maximalkraft F_{\max} als abhängige Variable.

Tabelle 5.4: Ergebnis der mehrfaktoriellen Varianzanalyse der Faktoren Adhäsiv, Anker und Klebschichtdicke t_{Adh} .

Fälle	SQ 10^7	df	MQA 10^7	F	p
Adhäsiv	1,17	3	0,39	1,703	0,186
Dicke t_{Adh}	0,13	1	0,13	0,554	0,462
Anker	22,85	1	22,85	99,599	<0,001
Adhäsiv * Dicke t_{Adh}	1,51	3	0,50	2,199	0,107
Adhäsiv * Anker	17,32	3	5,77	25,169	<0,001
Dicke t_{Adh} * Anker	0,46	1	0,46	2,004	0,167
Adhäsiv * Dicke t_{Adh} * Anker	0,25	3	0,08	0,360	0,782
Residuen	7,34	32	0,23		

Die Voraussetzung einer Normalverteilung der Stichproben jeder Konfiguration zur Durchführung der Varianzanalyse wird anhand des SHAPIRO-WILK-Tests - geeignet für geringe Stichprobenumfänge [Kle16] - überprüft. Die Nullhypothese lautet, dass die Stichproben normalverteilt sind. Der geringste p -Werte liegt bei $p = 0,058$, Tabelle 5.3. Es besteht somit im Rahmen des gewählten Signifikanzniveaus von 0,001 keine signifikante Abweichung von der Normalverteilung. Für die Varianzanalyse ist darüber hinaus die Gleichheit der Varianzen gefordert. Diese wird anhand des LEVENE-Tests überprüft, der auch im Fall einer Verletzung der Normalverteilung robust ist [EGS15]. Der p -Wert beträgt $p = 0,008$. Es

liegt somit keine signifikante Abweichung von der Homogenität der Varianzen vor. Der zugrundeliegende F -Test der Varianzanalyse ist überdies bei gleicher Stichprobengröße der Faktorstufen nur gering von einer Verletzung der Varianzhomogenität beeinflusst [Mon13].

Die Auswertung der Faktoren mittels der Varianzanalyse ergibt für den Faktor Anker und für die Wechselwirkung Adhäsiv - Anker p -Werte $p < 0,001$ und somit signifikante Unterschiede der Mittelwerte der Maximalkräfte F_{\max} , Tabelle 5.4. Da der Faktor Anker lediglich aus den zwei Stufen Gewinde- und Zylinderanker besteht, ist keine weitere Untersuchung diesbezüglich erforderlich. Im Hinblick auf die Wechselwirkung Adhäsiv - Anker werden für die genauere Betrachtung die zugehörigen Post-hoc-Vergleiche durchgeführt. Der zugrundeliegende t -Test ist ebenfalls gegenüber einer Verletzung der Varianzhomogenität robust [EGS15]. Die Ergebnisse werden differenziert ausgewertet: zum einen nach dem Einfluss des Ankers jedes Adhäsivs (Tabelle 5.5) und zum anderen bzgl. des Vergleichs der Adhäsive eines Ankertyps (Tabelle 5.6).

Tabelle 5.5: Auswertung der Post-hoc-Vergleiche anhand der berechneten p -Werte für die Wechselwirkung von Adhäsiv und Anker nach Einfluss des Ankers für jedes Adhäsiv; Daten gemittelt bzgl. der Klebschichtdicken t_{Adh} .

Vergleich der Anker	Adhäsive			
	Hilti	A138	A2014	Delo
Strukt vs. Zyl	< 0,001	< 0,001	0,034	0,997

Tabelle 5.6: Auswertung der Post-hoc-Vergleiche anhand der berechneten p -Werte nach Einfluss des Adhäsivs für die jeweilige Ankerart; Daten gemittelt bzgl. der Klebschichtdicken t_{Adh} .

Adhäsive	Gewindeanker				Zylinderanker			
	Hilti	A138	A2014	Delo	Hilti	A138	A2014	Delo
Hilti	-	0,017	0,002	< 0,001	-	0,685	0,28	0,002
A138	0,017	-	0,995	0,011	0,685	-	0,64	0,136
A2014	0,002	0,995	-	0,071	0,28	0,64	-	0,971
Delo	< 0,001	0,011	0,071	-	0,002	0,136	0,971	-

Die Ankerart ergibt für den *Hilti HIT RE 500 V3* und den *Araldite® 2014-2* einen signifikanten Einfluss auf die Maximalkraft F_{\max} . Für beide Adhäsive ist die ertragbare Maximalkraft F_{\max} mit Gewindeanker im Vergleich zum Zylinderanker höher. Der Vergleich der Adhäsive innerhalb der Ankerarten ergibt lediglich im Fall des Gewindeankers einen signifikanten Unterschied zwischen dem *Hilti HIT RE 500 V3* und dem *DELO-DUOPOX® AD840*.

5.3 Zusammenfassung, Diskussion und Schlussfolgerungen

Die Ergebnisse zeigen auf, dass die Art des Ankers einen Einfluss auf die Versagensart und die Maximalkraft F_{\max} hat: Gewindeanker führen zu kohäsivem Versagen entlang des Außendurchmessers d_A des Gewindes. Die statistische Auswertung ergibt darüber hinaus im Fall des *Hilti HIT RE 500 V3* und des *Araldite® AV138/HV998 M-1* jeweils einen signifikanten Unterschied der Tragfähigkeit F_{\max} zwischen den Ankerarten, Bild 5.2. Innerhalb der Ankerarten konnte lediglich im Fall des Gewindeankers ein signifikanter Unterschied zwischen den Adhäsiven *Hilti HIT RE 500 V3* und *DELO-DUOPOX® AD840* bestimmt werden. Diese Schlussfolgerungen müssen durch einen größeren Versuchsumfang abgesichert werden. In diesem Rahmen ist ebenfalls zu prüfen, ob durch einen größeren Stichprobenumfang ein signifikanter Unterschied des *Hilti HIT RE 500 V3* gegenüber beiden *Araldite®* Adhäsiven besteht, da die Differenz der Mittelwerte etwa 30% beträgt.

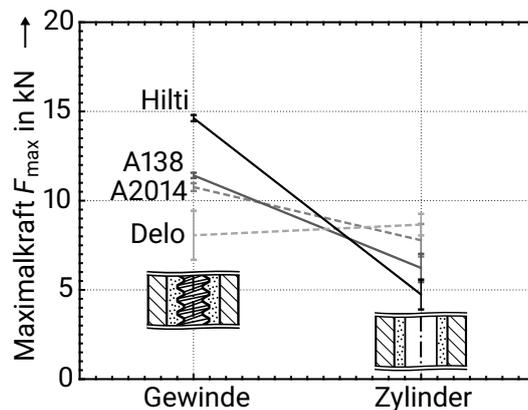


Bild 5.2: Tragfähigkeit F_{\max} der Adhäsive für den Gewinde- und den Zylinderanker, jeweils gemittelt für die Klebschichtdicken $t_{\text{Adh}} = 0,1$ und $0,5$ mm - Mittelwerte und Standardfehler. Durchgezogene Linien für signifikante Unterschiede nach Tabelle 5.5.

Für die Tragfähigkeit der Adhäsive wurde kein Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} identifiziert. Auch dieses Ergebnis muss anhand eines größeren Stichprobenumfangs abgesichert werden. Im Fall der Gewindeanker mit kohäsivem Versagen ist deshalb die vorläufige Schlussfolgerung, dass weder bei spröden noch bei duktilen Adhäsiven ein ausgeprägter Effekt der Klebschichtdicke t_{Adh} zu erwarten ist. Die mögliche Spannungsumlagerung bei größeren Klebschichtdicken t_{Adh} bewirkt somit keine Steigerung der Belastbarkeit der Klebschicht. Die Klebschichtdicke t_{Adh} kann in diesem Fall anhand anderer Anforderungen als der Belastbarkeit der Verbindung gewählt werden - bspw. bzgl. des Bauraums (Kapitel 2.4) oder der Fertigung, da die geringen Klebschichtdicken t_{Adh} bei den verwendeten Adhäsiven mit hoher Viskosität einen höheren Aufwand darstellen.

Die Zylinderanker sind im Wesentlichen durch Adhäsionsversagen am Anker versagt. In Bezug auf die kohäsive Tragfähigkeit der Klebstoffe sind somit keine Schlussfolgerungen

zum Einfluss von Klebschichtdicke t_{Adh} oder dem Einfluss der Oberflächenstrukturierung möglich. Weiterführende Untersuchungen müssen zunächst die Adhäsion zum Anker steigern, bspw. durch Vorbehandlung mittels energetischer Strahlung [Wu_16].

Das adhäsive Versagen kann eine wesentliche Ursache für die geringere Tragfähigkeit F_{max} der Zylinderanker sein. Da dies jedoch trotz eines geeigneten Verfahrens zur Vorbehandlung der Zylinderanker auftrat, zeigt dieses Resultat das Potenzial der Gewindeanker. Aufgrund des Formschlusses kann die Kraft F bis zum kohäsiven Versagen gesteigert werden. Darüber hinaus ist der Herstellungsaufwand ohne zusätzliche Vorbehandlung der Oberfläche geringer. Aufgrund des kohäsiven Versagens und der höheren Tragfähigkeit F_{max} werden die Gewindeanker deshalb als besonders geeignet für die Verankerung eingeordnet. Hierbei hat das Hilti-Adhäsiv die höchsten Maximalkräfte F_{max} erreicht.

6 Experimentelle Untersuchung von Tragfähigkeit und Versagensverhalten

Die numerischen Untersuchungen (Kapitel 3) verdeutlichen, dass sich die Geometrie- und Werkstoffparameter sowie die Einspannung des Laminats auf die Spannung in der Klebschicht und die Laminatanstrengung auswirken. Zur Bestimmung der Tragfähigkeit und des Versagensverhaltens der Verankerung in Abhängigkeit dieser Parameter wird eine experimentelle Parameterstudie durchgeführt. Als Referenz werden ergänzend Belastungsversuche von T-Bolzen (Bild 2.1) durchgeführt und mit der adhäsiven Verankerung verglichen.

6.1 Versuchsplanung

Der Versuchsaufbau, die Durchführung und Auswertung sowie die Probekörperherstellung erfolgen entsprechend den Ausführungen in Kapitel 4. Die Untersuchung der Geometrie und Werkstoffparameter erfolgt anhand des GFK-Laminats (GUBD 3106) und dem *Hilti HIT RE 500 V3* als Adhäsiv in Verbindung mit Gewindeankern, Anhang A. GFK-Laminats ermöglichen aufgrund ihrer Transparenz die optische Schadensdetektion. Als Referenzlaminat wird ein [0/90]-Laminataufbau entsprechend Kapitel 4.1 verwendet. Das Hilti-Adhäsiv weist mit den ermittelten Parametern der Bohrungsherstellung Adhäsion zur Laminatoberfläche bis zum Erreichen der Kohäsivfestigkeit auf. Darüber hinaus hat dieses System mit Gewindeankern die höchste Tragfähigkeit der untersuchten Adhäsive (Kapitel 5) erreicht und ist speziell für die Verwendung in Verankerungen abgestimmt. Der *Hilti HIT RE 500 V3* in Verbindung mit Gewindestangen als Anker ist somit eine geeignete Grundlage für die weiteren experimentellen Untersuchungen. Es werden M8-Anker als Referenzgröße verwendet.

Das Ziel der Untersuchung ist es, den Einfluss der wesentlichen Geometrie- und Laminatparameter und insbesondere die Grenzen des Einflusses der Parameter auf die Tragfähigkeit der Verankerung zu ermitteln. Mit Gewindestangen als genormte Komponente, ist die Belastbarkeit des Ankers bekannt. Ankerversagen ist folglich im Kontext dieser Untersuchung nicht von Interesse. Die Belastbarkeit der Klebschicht und des Laminats werden analysiert, um anschließend eine Grundlage zur Dimensionierung der Klebschicht- und Laminatparameter für die Gewährleistung von Ankerversagen bereitzustellen. Die berücksichtigten Parameter bzw. Faktoren sind der Laminataufbau $[\alpha]$, die Breite b und die Dicke t des

Laminats, die Verankerungslänge l und der Ankerdurchmesser d_A . Die Herausforderung der Versuchsplanung besteht in der Faktoranzahl, dem zu erwartenden, nichtlinearen Einfluss entsprechend der Simulationsergebnisse und den Wechselwirkungen der Parameter (Kapitel 3). Darüber hinaus ist eine differenzierte Betrachtung im Hinblick auf die Beanspruchbarkeit der Klebschicht und des Laminats erforderlich, wodurch bei der Planung der Parameterkonfigurationen das jeweilige Versagen berücksichtigt werden muss. Ein vollfaktorierter Versuchsplan führt dadurch zu einem sehr hohen Aufwand. Die Versuchsplanung zielt daher darauf ab, die Einflüsse und Wechselwirkungen der wesentlichen Parameter anhand von fünf separaten Versuchsplänen für Konfigurationen mit besonderer Relevanz aufzuzeigen. Durch die geeignete Wahl der Parameterkonfigurationen werden darüber hinaus gegenseitig ergänzende Betrachtungen ermöglicht.

Geeignete Konfigurationen der Faktorstufen zur experimentellen Untersuchung wurden anhand der Simulationsergebnisse zur Analyse der Klebschichtspannung und der Laminatanstrengung identifiziert, Kapitel 3. Die numerischen Ergebnisse mit linear-elastischem Werkstoffverhalten des Adhäsivs weisen gegenüber nichtlinearem plastischem Werkstoffverhalten größere Differenzen zwischen Parameterkonfigurationen auf. Für die Wahl der Parameterkonfigurationen ist das qualitative Verhalten relevant, da auf Grundlage der Simulation keine Auslegung auf Versagen erfolgt ist. Die numerischen Ergebnisse zum Einfluss der Parameter bei linear-elastischen Materialverhalten des Adhäsivs sind somit für die Versuchsplanung geeignet.

Im Folgenden wird detailliert auf die fünf Versuchspläne eingegangen, Tabelle 6.1. Jede Parameterkonfiguration wird mindestens anhand von fünf Probekörpern untersucht.

Verankerungslänge

Die Verankerungslänge l ist ein entscheidender Parameter für die Dimensionierung der Verankerung, da diese sich auf die Mantelfläche und dadurch auf das Spannungsniveau in der Klebschicht auswirkt. Von besonderem Interesse ist dabei, wie sich die Verankerungslänge l auf die Traglaststeigerung auswirkt. Sowohl Untersuchungen an Überlappungsklebungen als auch an Verankerungen zeigen abhängig vom Adhäsiv eine sinkende mittlere Festigkeit der Verbindung für zunehmende Verankerungslängen l . Die berücksichtigten Verankerungslängen l sind 15, 30 und 45 mm. Die Wahl der Maximallänge $l = 45$ mm basiert auf den vorherigen Versuchsergebnissen und der Annahme einer Bruchlaststeigerung proportional zur Verankerungslänge l . Die prognostizierte Last bei $l = 45$ mm Verankerungslänge liegt etwas unterhalb der Mindestbruchkraft des Ankers $F_{\text{Nenn}} = 44,6$ kN. Bei der Betrachtung der Verankerungslänge l steht die Belastbarkeit der Klebschicht im Fokus. Es werden deshalb $b = 50$ mm breite Probekörper verwendet, um die Laminatanstrengung entsprechend Kapitel 3.3.3 zu minimieren.

Laminatquerschnitt und Einspannung

Die numerischen Ergebnisse zeigen einen deutlichen Einfluss des Laminatquerschnitts auf die Maxima der Schub- und der Schälspannung in der Klebschicht (Kapitel 3.2.3). Es ist folglich zu klären, ob sich diese ebenfalls im Experiment auf die Belastbarkeit der Klebschicht auswirken. Das Schub- und das Schälspannungsmaximum erreichen bei $b = 50$ mm ihren asymptotischen Grenzwert. Die maximalen Unterschiede der Spannungen sind für die geringste Breite $b = 12$ mm zu erwarten. Ergänzend wird die Breite $b = 18$ mm betrachtet. Die zugehörigen Spannungen der Simulationen liegen etwa beim Mittel der beiden Extremaldimensionen. Für die Variation der Dicke werden $t = 24$ mm betrachtet. Als Verankerungslänge werden $l = 30$ mm verwendet, um die Laminatbeanspruchung zu senken und Klebschichtversagen vor Laminatversagen herbeizuführen.

Die Einspannung an der Stirnseite des Laminats zeigt in den Simulationsergebnissen deutlich gesteigerte Maximalspannungen in der Klebschicht. Der experimentelle Einfluss wird für die Breiten $b = 12$, 18 und 50 mm ermittelt.

Faserorientierung des Laminataufbaus

Die Faserorientierung wirkt sich sowohl auf die Spannungsmaxima in der Klebschicht als auch auf die Laminatanstrengung aus. Im Fokus der Versuchsplanung steht zunächst der Einfluss auf die Belastbarkeit des Laminats. Aufgrund der geringen F_b -Anstrengung ist die deutlich höhere Z_{fb} -Anstrengung von besonderem Interesse. Von den betrachteten Faserorientierungen aus der Simulation weisen das $[0]$ - und das $[\pm 45]$ -Laminat bei geringen Breiten b die größte Differenz der Z_{fb} -Anstrengungen auf, Kapitel 3.3.3. Beide Faserorientierungen stellen zudem bzgl. der Auswirkung von Zwischenfaserbrüchen interessante Laminataufbauten dar: Im $[0]$ -Laminat bleibt die Tragfähigkeit bei Zwischenfaserbrüchen in Lastrichtung bestehen; Beim $[\pm 45]$ -Laminat sind keine Fasern direkt in Lastrichtung vorhanden, sodass Zwischenfaserbrüche in Lastrichtung provoziert werden, die die Tragfähigkeit limitieren können. Mit zunehmender Breite b ist aufgrund der maximalen Differenz des Schubmoduls G_{xy} außerdem eine deutlich unterschiedliche Lastverteilung über den Querschnitt zu erwarten. Diese beiden Lamine werden dem $[0/90]$ -Referenzlaminat gegenübergestellt. Betrachtet werden die minimale Breite von $b = 12$ mm, $b = 18$ mm und die maximale Breite von $b = 50$ mm.

Ankerdurchmesser

Der Ankerdurchmesser d_A ist ein entscheidender Konstruktionsparameter bei der Auslegung der Verankerung, Kapitel 2.4. Darüber hinaus zeigen die numerischen Untersuchungen bei vergleichbarer nomineller Auslastung von Anker, Klebschicht und Laminat einen wesentlichen Einfluss des Ankerdurchmessers d_A auf die Maximalspannungen und das Maximum der Laminatanstrengung, Kapitel 3.2.4 und 3.3.4. Es ist deshalb zu klären, wie der Laminatquerschnitt abhängig vom Ankerdurchmesser d_A zu gestalten ist und ob sich der

Ankerdurchmesser d_A auf die Ausnutzung der Klebschicht- und Laminatbelastbarkeit auswirkt.

Die Untersuchung erfolgt anhand des [0/90]-Referenz-Laminataufbaus. Als Ankerdurchmesser d_A wird die M8-Referenzgröße mit M6- und M5-Ankern verglichen. Für die Vergleichbarkeit der Ergebnisse werden entsprechend der numerischen Untersuchung die Geometrieconfigurationen so gewählt, dass die nominellen Auslastungen von Anker, Klebschicht und Laminat gleich sind. Ausgangspunkt ist jeweils die einfache Laminatfläche $A_{L,1}$, die sich aus dem Quotienten von Anker-Mindestbruchkraft F_{Nenn} und der Längsfestigkeit $R_{x,L}$ des Laminats ergibt: $A_{L,1} = F_{\text{Nenn}}/R_{x,L}$. Die Variation der Laminatfläche erfolgt über die Breite b ; die Dicke t ist für jeden Ankerdurchmesser d_A konstant. Dieses Vorgehen wird gewählt, da senkrecht zur Breitenrichtung die geringe Querfestigkeit des Laminats R_2 vorliegt. Somit ist die Dimensionierung der effektiven Breite b_{eff} , die Breite des Laminats abzüglich des Bohrungsdurchmessers $b_{\text{eff}} = b - d_B$, im Fall von Laminatversagen von besonderem Interesse. Dies reduziert ebenfalls den Fertigungsaufwand, da lediglich das Zusägen entsprechender Breiten b aus einer Platte und keine Herstellung weiterer Dicken t erforderlich ist. Aus diesem Grund ist dieses Vorgehen für die praktische Anwendung ebenfalls besonders relevant. Neben der einfachen Laminatfläche $A_{L,1}$ werden die anderthalbfache, die doppelte und die dreifache Laminatfläche ($A_{L,1,5}$, $A_{L,2}$ und $A_{L,3}$) betrachtet.

Die Dicke $t_{A,1}$ der jeweiligen Ankerdurchmesser d_A richtet sich nach der Dicke des optimierten Querschnitts aus der numerischen Untersuchung, Kapitel 3. Durch die diskrete Dicke des GFK-Prepregs ergibt sich eine geringfügige Differenz zu den berechneten Dicken t aus den Simulationsergebnissen.

Die Verankerungslängen l sind so ausgelegt, dass die Anker mit etwa 80% der jeweiligen Mindestbruchkraft F_{Nenn} beansprucht werden. Es wird dabei angenommen, dass die ertragbare maximale mittlere Schubspannung der Klebschicht $\bar{\tau}_{\text{max, Adh.}}$ für alle Ankerdurchmesser d_A und Verankerungslängen l konstant ist. Die Klebschichtdicke beträgt unabhängig vom Ankerdurchmesser $t_{\text{Adh}} = 0,5$ mm.

Das Ziel ist es, den Einfluss des Ankerdurchmessers d_A sowohl auf die Belastbarkeit der Klebschicht als auch des Laminats zu betrachten.

Tabelle 6.1: Separate Versuchspläne zur Untersuchung des Einflusses von wesentlichen Geometrieparametern (in mm) und dem Laminataufbau auf das Tragverhalten der Klebschicht und des Laminats der adhäsiven Verankerung. Die Variationsparameter der Versuchspläne sind jeweils kursiv.

Tragfähigkeit	Faktor	Laminat	Parameter-Konfiguration / Faktorstufen			
			Durchm. d_A	Breite b	Dicke t	V.-länge l
Klebschicht	l	[0/90]	8	50	12	12; 30; 45
	$b; t$	[0/90]	8	12; 18; 50	12; 24	30
	Einsp.; b	[0/90]	8	12; 18; 50	12	30
Laminat	$b; [\alpha]$	[0/90]; [±45]; [0]	8	18; 24; 50	12	40
Klebschicht & Laminat	$d_A; A_L$	[0/90]	8; 6; 5	$b_{A,i}, i = 1; 1,5; 2; 3$ 12; 15; 18; 24* 8; 10; 12,5; 16,6 7,5; 9; 11; 14,8	$t_{A,1}$ 12 10 8	40 30 25,5

*: Abweichung um 0,2 mm von der rechnerischen Breite aufgrund der Einspannung

6.2 Versuchsergebnisse: Versagenmodi und Tragfähigkeit der Verankerung

Die Ergebnisse der Auszugversuche werden hinsichtlich des Versagensverhaltens und der Tragfähigkeit abhängig von den Geometrieparametern und dem Laminataufbau untersucht. Die mittlere Abweichung der gemessenen Breite und Dicke beträgt $\Delta b = b_{\text{ist}} - b_{\text{soll}} = -0,06 \pm 0,13$ mm bzw. $\Delta t = t_{\text{ist}} - t_{\text{soll}} = 0,48 \pm 0,24$ mm bei minimaler Größe $b = 7,5$ mm und $t = 8$ mm. Aufgrund dieser geringen Abweichung im Vergleich zu den Soll-Differenzen der Geometrie-Faktorstufen (Tabelle 6.1), erfolgt die Auswertung der Versuchsergebnisse zusammenfassend nach Soll-Maßen. Die Lamine haben einen Faservolumengehalt von etwa $\varphi \approx 42\%$.

Alle Probekörper weisen eine vollständige Klebschicht ohne größere Poren auf, sodass entsprechend der Untersuchung zur Fertigung der Klebschicht (Kapitel 4.2.1) von einem geringen Einfluss der Klebschichtqualität auf die Versuchsergebnisse ausgegangen werden kann. Eine Zunahme von adhäsivem Versagen mit zunehmender Bohrungsanzahl n eines Werkzeugs trat nicht auf. Es ist deshalb bei Adhäsionsversagen nicht von Abweichungen der Fertigung oder der Vorbehandlung als Ursache auszugehen. Somit kann das Auftreten von Schädigungen auf einen systematischen Zusammenhang zu den Parameterkonfiguration hin analysiert werden.

Zunächst wird das Schädigungsverhalten abhängig von den Parameterkonfigurationen

beschrieben und nach Versagensursachen und Schädigungsmustern kategorisiert. Anhand dessen erfolgen anschließend die Beschreibung und Analyse zum Einfluss der Parameter auf die Tragfähigkeit der Verankerung, differenziert nach Klebschicht- und Laminatversagen. Die beschriebenen Ergebnisse zum Versagensverhalten und zur Tragfähigkeit werden anschließend zusammenfassend diskutiert. Im Folgeabschnitt 6.3 zur Validierung der numerischen Ergebnisse werden die Ursachen des Verhaltens tiefer analysiert. Hinweise zur konstruktiven Gestaltung der Verankerung werden abschließend in Kapitel 8 zusammengefasst.

6.2.1 Analyse des Schädigungsverhaltens

Die Probekörper der Verankerung weisen fünf prinzipielle Schädigungsarten (Bild 6.1) auf:

- kohäsive Schädigung in der Klebschicht entlang des Gewindeaußendurchmessers, sowohl vollständig als auch in geringem Maß;
- adhäsive Schädigung am Anker, sowohl stark als auch geringfügig ausgeprägt;
- adhäsive Schädigung am Laminat, sowohl stark als auch geringfügig ausgeprägt;
- Schädigung am Laminat durch Zwischenfaserbruch (Zfb), Delaminationen oder Ausbruch von Segmenten in Breitenrichtung;
- Ankerbruch.

Faserbruch tritt vereinzelt in Fällen von Zwischfaserbrüchen mit ausgebrochenen Laminatsegmenten auf. Ankerversagen trat in wenigen Ausnahmefällen und bereits deutlich vor Erreichen der Mindestbruchkraft F_{Nenn} auf. Dies wird nicht näher untersucht, da es sich um Einzelfälle handelte und das Versagen des Ankers nicht Thema der Arbeit ist.

Anhand der Muster von kombiniertem Auftreten der obigen Schädigungsarten abhängig von den Probekörperkonfigurationen (Tabelle 6.2) lassen sich drei Versagensmodi identifizieren:

- A. Kohäsives Versagen mit geringfügiger adhäsiver Schädigung am Laminat oder Anker und mit häufig auftretenden Zwischenfaserbrüchen oder Delaminationen, bspw. Bild 6.1 a, c.
- B. Versagen durch Zwischenfaserbrüche mit großflächiger adhäsiver Schädigung am Laminat und am Anker - sowohl geringfügig als auch stark, bspw. Bild 6.1 d, e, g, h, i, j. In wenigen Fällen besteht nahe des Bohrungsgrunds kohäsives Versagen.
- C. Laminatversagen durch Delamination und Ausbruch von Laminatsegmenten mit großflächiger adhäsiver Schädigung am Anker, Bild 6.1 b, f.

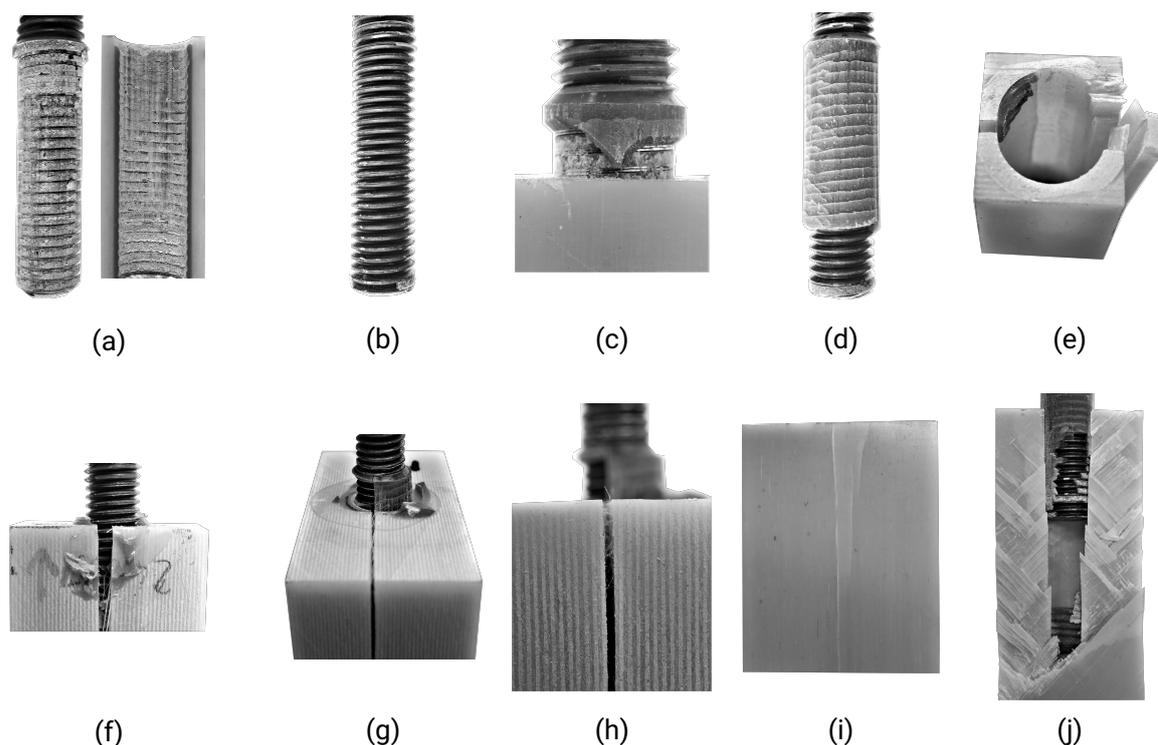


Bild 6.1: Schädigungsarten der Klebschicht und des Laminats der Verankerung: (a) kohäsive Schädigung der Klebschicht entlang des Ankerdurchmessers d_A (Laminat aufgesägt), (b, d) starke, bzw. geringfügige adhäsive Schädigung am Anker, (c) geringfügige und (e, f) starke adhäsive Schädigung am Laminat, (f, g, h) Zwischenfaserbruch, bzw. Delamination in der xy -Ebene, (i) Zwischenfaserbruch des [0]-Laminats, (e, j) Ausbruch von Laminatsegmenten beim [0/90]- bzw. [±45]-Laminat. Der Ankerdurchmesser beträgt jeweils $d_A = 8$ mm.

Die Versagensmodi unterscheiden sich neben den auftretenden Schädigungen ebenfalls durch die Kraft-Weg-Verläufe bei Versagen, Bild 6.2. Probekörper mit vollständig kohäsiver Schädigung weisen nach Erreichen der Maximalkraft F_{\max} einen geringfügigen Lastabfall auf, bevor schlagartiges Versagen auftritt. Dies tritt auch in Fällen von zusätzlichem Laminatversagen durch Zwischenfaserbruch bzw. Delamination auf. Dieser Kraft-Weg-Verlauf unterscheidet sich von den Versagensmodi mit Laminatversagen und starker adhäsiver Schädigung. In diesen Fällen besteht keine stetige Lastabnahme, sondern das Versagen tritt unmittelbar schlagartig auf. Dieser Unterschied spricht in Fällen von aufgetretener vollständiger kohäsiver Schädigung dafür, dass die Kohäsion die Versagensursache ist und die Laminatschädigung als dessen Folge auftritt.

Laminatversagen zeigt sich hauptsächlich durch Zwischenfaserbrüche oder Delaminationen in der Laminatenebene. Der Laminataufbau wirkt sich wesentlich auf das Versagensverhalten aus. Bei [0/90]-Laminaten treten Zwischenfaserbrüche und Delaminationenversagen immer in Breitenrichtung in der xy -Ebene auf. Bei sehr geringen Breiten b kommen ebenfalls

Tabelle 6.2: Häufigkeit des Auftretens von Schädigungsarten nach Probekörperkonfiguration in Prozent. Probekörper können mehrere Schädigungsarten gleichzeitig aufweisen. Anhand der Muster von gemeinsamem Auftreten der Schädigungen werden Versagensmodi identifiziert und den Konfigurationen zugeordnet. Die Probekörper mit Versagensmodus B* weisen durch den $[\pm 45]$ -Laminataufbau starke Laminatschädigung auf.

Laminataufbau	[0/90]						[±45]			[0]			
	b in mm	50	18	12	50	18	12	50	24	18	50	18	
t in mm			12			24				12			
l in mm	30	15	45			30				40			
Schädigung n:	10	5	5	5	11	5	5	6	5	5	5	5	5
kohäsiv													
vollständig	100	100	100	80		100			100				
gering										60	40		
adhäsiv													
Laminat, stark	10				100		100			100	100	100	100
Laminat, gering	100	100	60	80		100			20				
Anker, stark			20	20	82		100	100			20		100
Anker, gering	10		20		18	100				20	20	100	
Laminat													
Zfb, Delamination	50		80	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
Ausbruch					36			83		40	40		
Versagensmodus	A	A	A	A	B	A	B	C	A	B*	B*	B	B

n: Anzahl der Probekörper

Ausbrüche in Breitenrichtung hinzu. Es zeigt sich hierbei, dass bei geringer Breite $b = 12$ mm aber großer Dicke $t = 24$ mm Adhäsionsversagen am Anker anstatt am Laminat auftritt. Aufgrund dieses Unterschieds wird dieses Versagen trotz großer Ähnlichkeit als Versagensmodus C differenziert. $[\pm 45]$ -Laminat weisen ein sehr ähnliches Versagen zum $[0/90]$ -Laminat mit $t = 12$ mm Dicke auf. Allerdings wechseln die Risse stärker zwischen den Schichten, Bild 6.1 j. Darüber hinaus brechen größere Laminatsegmente als beim $[0/90]$ -Laminat aus. Da keine Fasern in Lastrichtung vorliegen, können diese Segmente z. T. vollständig vom restlichen Laminat ausbrechen. Aus diesem Grund wird dies als Versagensmodus B* vom Modus B der $[0/90]$ -Laminat unterschieden. Die $[0]$ -Laminat versagen durch Zwischenfaserbruch senkrecht zur Laminatenebene in Dickenrichtung (die xz -Ebene), Bild 6.1 i. Da die 0° -Faserorientierung des Laminats transversal isotrop bzgl. der Lastrichtung ist, liegt in jeder Schnittebene um diese Achse dieselbe Festigkeit vor. Dadurch erfolgt das Versagen in Dickenrichtung mit dem geringsten, effektiven Querschnitt.

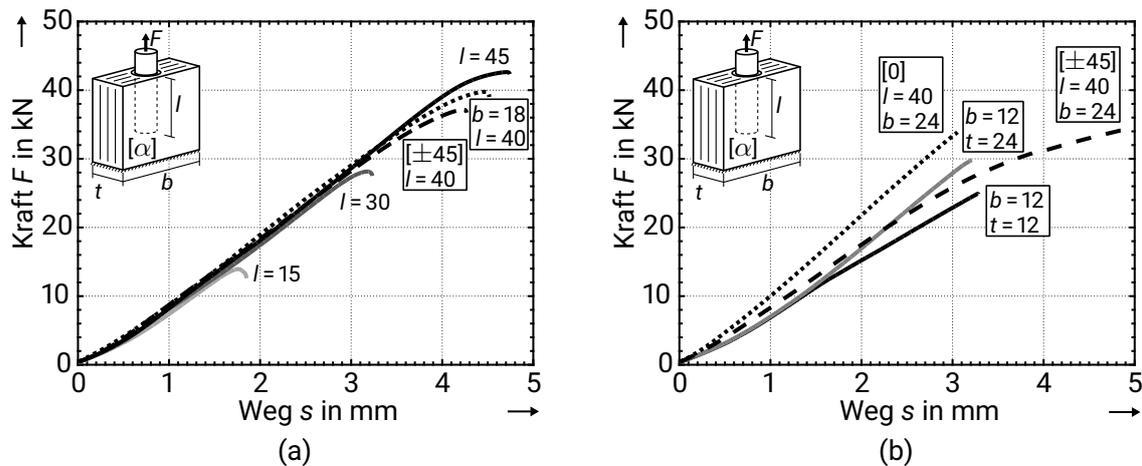


Bild 6.2: Repräsentative Kraft-Weg-Verläufe für Probekörperkonfigurationen (a) mit kohäsivem Versagen und (b) mit Laminatversagen. Referenzkonfiguration: $[0/90]$ -Laminat, $l = 30$ mm, $b = 50$ mm, $t = 12$ mm. Abweichende Parameter sind entsprechend den Angaben. Geometrieangaben in mm.

6.2.2 Analyse der Tragfähigkeit von Klebschicht und Laminat

Die Ergebnisse der separaten Versuchspläne zu den wesentlichen Einflussparametern (Tabelle 6.1) werden im Folgenden durch passende Konfigurationen der weiteren Versuchspläne ergänzt. Dadurch lassen sich mögliche Wechselwirkungen aufzeigen. Zur Bewertung der Versuchsergebnisse werden Varianzanalysen durchgeführt. Erläuterungen hierzu sind in Kapitel 5.2 ausgeführt. Der Vergleich der Parameterkonfigurationen erfolgt auf Grundlage der Maximalkraft F_{\max} als abhängige Variable. Für die Vergleichbarkeit einiger Parameter wird Maximalkraft F_{\max} als bezogene Größe betrachtet - bspw. bezogen auf die Mantelfläche der Bruchfläche bei kohäsivem Versagen. Für das Verständnis der Tragfähigkeit der Verankerung ist die differenzierte Analyse des Einflusses der Parameter auf die Beanspruchbarkeit der Klebschicht (Versagensmodus A) und des Laminats (Versagensmodi B, B* und C zusammengefasst) von besonderem Interesse. Aufgrund des Wechsels von Klebschicht- und Laminatversagen innerhalb der Versuchspläne, kann die Auswertung deshalb in Teilen nicht anhand einer einzelnen mehrfaktoriellen Varianzanalyse zu jedem Versuchsplan durchgeführt werden. Die Auswertung erfolgt in diesen Fällen stattdessen anhand separater Varianzanalysen oder Zweistichproben- t -Tests der entsprechenden Konfigurationen der jeweiligen Versagensursache. Die angewendeten Tests werden im jeweiligen Abschnitt benannt. Detaillierte Ergebnisse der statistischen Auswertung sind Anhang C zu entnehmen.

Als Signifikanzniveau für die Analyse wird 0,001 festgelegt, um dem Umstand der geringen Stichprobengrößen und der Alphafehler-Kumulierung bei mehrfachem Vergleich von Parameterkonfiguration gerecht zu werden. Die Adjustierung der kritischen Werte bei Post-hoc-Vergleichen erfolgt nach dem TUKEY-Test.

Die Voraussetzung einer Normalverteilung der Versuchsergebnisse wird anhand des SHAPIRO-WILK-Tests überprüft. Diese ist für jede Konfiguration erfüllt, Anhang Tabelle C.3. Die Ergebnisse zur Untersuchung auf Varianzhomogenität für die durchgeführten Paarungen der Konfigurationen sind im Anhang Tabelle C.5 zu entnehmen. Im Fall geringer p -Werte werden die Daten ergänzend mit Berücksichtigung der WELCH-Homogenitätskorrektur ausgewertet.

Einfluss der Verankerungslänge

Bei den Konfigurationen des Versuchsplans mit $b = 50$ mm Breite für Verankerungslängen $l = 15, 30$ und 45 mm tritt der kohäsive Versagensmodus A auf. Mit zunehmender Verankerungslänge l steigt die Maximalkraft F_{\max} , Bild 6.3 a. Um den Einfluss der Verankerungslänge l auf die Belastbarkeit der Klebschicht zu vergleichen, wird die maximal ertragbare mittlere Schubspannung des Adhäsivs $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}} = F_{\max} / (\pi d_A l)$ verglichen. Das Ergebnis der einfaktoriellen Varianzanalyse zum Einfluss der Verankerungslänge l ist nicht signifikant, Anhang C.3.1. Es ist somit von einer maximal ertragbaren mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}} = \text{konst}$ unabhängig von der Verankerungslänge l auszugehen. Folglich nimmt die Maximalkraft für die Konfigurationen proportional zur Verankerungslänge $F_{\max} \sim l$ zu.

Mit zunehmender Verankerungslänge l treten mit steigender Häufigkeit Zwischenfaserbrüche bzw. Delamination auf, Tabelle 6.2. Da mit zunehmender Verankerungslänge l keine überproportionale Belastbarkeit der Klebschicht zu erwarten ist, wird aufgrund der proportionalen Traglaststeigerung bereits die maximale Tragfähigkeit der Verankerung erreicht. Es besteht somit kein frühzeitiges Versagen und die auftretenden Zwischenfaserbrüche stellen nicht die Versagensursache dar. Dieses Ergebnis stützt den Schluss auf Grundlage der Kraft-Weg-Verläufe (Bild 6.2), dass das Laminatversagen eine Folge des kohäsiven Versagens der Klebschicht ist.

Die ergänzenden Ergebnisse zeigen ebenfalls bei geringeren Breiten b eine proportionale Laststeigerung, sowohl bei Kohäsivversagen ($b = 18$ und 24 mm) als auch für Laminatversagen nach Versagensmodus B bei $b = 15$ mm. Bei $b = 12$ mm Breite mit Versagensmodus B tritt eine verminderte Laststeigerung mit zunehmender Verankerungslänge l auf, Bild 6.3 a. Der entsprechende Zweistichprobe- t -Test ergibt einen signifikanten Unterschied für die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$, Anhang Bild C.1 c.

Die Belastbarkeit der Klebschicht wird somit nicht von der Verankerungslänge l beeinflusst und die Tragfähigkeit F_{\max} nimmt proportional zur Verankerungslänge zu. Bei Laminatversagen wird die Tragfähigkeit F_{\max} ebenfalls mit zunehmender Verankerungslänge l gesteigert; dies ist für geringe Breiten b jedoch unterproportional.

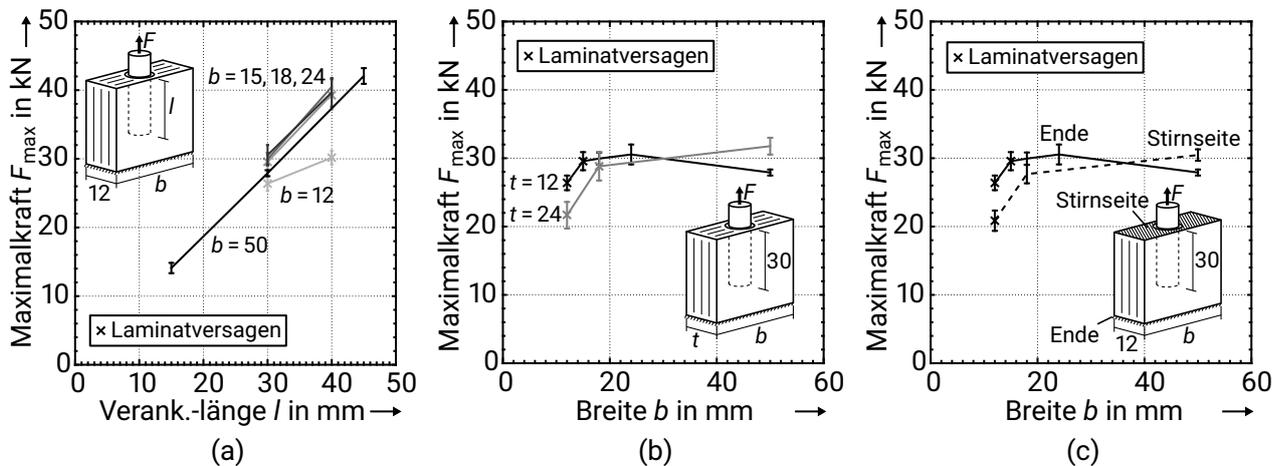


Bild 6.3: Belastbarkeit der Verankerung (Mittelwert und 95%-Konfidenzintervall) abhängig von (a) der Verankerungslänge l , (b) der Dicke t des Laminats und (c) der Seite der Einspannung des Laminats - am entgegengesetzten Ende oder stirnseitig bei der Verankerung - jeweils für verschiedene Breiten b des $[0/90]$ -Laminats. Geometrieangaben in mm.

Wechselwirkung der Breite und Dicke des Laminats

Für geringe Breiten b tritt Laminatschädigung als Versagensursache auf. Ab dem Erreichen einer Mindestbreite erfolgt kohäsives Versagen der Klebschicht als Ursache. Für das $t = 12$ mm dicke Laminat wird kohäsives Versagen ab $b = 18$ mm Breite erreicht. Im Fall des $t = 24$ mm dicken Laminats tritt bei selbiger Breite $b = 18$ mm noch Zwischenfaserbruch als Versagen auf.

Die Maximalkräfte F_{\max} nehmen bei geringen Breiten b für beide Dicken des Laminats t ab, Bild 6.3 b. Aufgrund des aufgetretenen Klebschicht- und Laminatversagens erfolgt die Auswertung anhand einer einfaktoriellen Varianzanalyse bzgl. des adhäsiven Versagens, Anhang C.3.2. Diese ergibt einen p -Wert $< 0,001$ und somit einen signifikanten Unterschied der Maximalkräfte F_{\max} abhängig von der Breite b . Die Post-hoc-Vergleiche ergeben jeweils einen p -Wert $< 0,001$ für die Breiten $b = 18$ und 24 mm gegenüber der Breite $b = 50$ mm. Es besteht somit ein signifikanter Unterschied zwischen den Mittelwerten der Konfigurationen. Der Einfluss der Dicke t hinsichtlich der Klebschicht- und der Laminat-Tragfähigkeit wird anhand separater Zweistichproben- t -Tests ausgewertet, Anhang C.3.2. Für beide Fälle ergibt sich ein signifikanter Einfluss (p -Werte $< 0,001$): Bei Kohäsivversagen steigt die Belastbarkeit mit der Dicke t , im Fall von Laminatversagen nimmt die Last mit zunehmender Dicke t ab. Für beide Dicken $t = 12$ und 24 mm sinkt die Belastbarkeit des Laminats mit abnehmender Breite b .

Die Breite b und die Dicke t wirken sich somit sowohl bei Klebschicht- als auch bei Laminatversagen auf die Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung aus. Zudem besteht eine

Wechselwirkung beider Größen bzgl. der notwendigen Mindestbreite b für Klebschichtversagen.

Auswirkung der Lamineinspannung

Im Fall einer Einspannung des Laminats an der Stirnseite der Verankerung anstelle des gegenüberliegenden Laminatendes tritt bei geringer Breite $b = 12$ mm Laminatversagen mit adhäsivem Versagen am Anker und am Laminat sowie teilweise ebenfalls Laminatausbruch auf. Bei $b = 18$ und 50 mm tritt kohäsives Versagen auf.

Die Maximalkräfte F_{\max} weisen für beide Lamineinspannungen qualitativ ein ähnliches Verhalten mit einer Reduktion der Tragfähigkeit hin zu geringen Breiten b auf, Bild 6.3 c. Zur Auswertung des Einflusses auf das kohäsive Versagen wird eine mehrfaktorielle Varianzanalyse (Faktoren: Seite der Lamineinspannung; Faktorstufen: $b = 18$ und 50 mm Breite) durchgeführt, Anhang C.3.3. Für die Wechselwirkung von Krafteinleitungsseite und Breite b ergibt sich ein signifikanter Unterschied mit einem p -Wert $p < 0,001$. Die Post-hoc-Vergleiche ergeben einen signifikanten Einfluss der Lasteinleitung bei $b = 50$ mm Breite. Im Fall der geringsten Breite $b = 12$ mm mit Laminatversagen liegen die Maximalkräfte F_{\max} mit stirnseitiger Einspannung auf einem geringeren Niveau als die Einspannung am Laminatende. Für den zugehörigen Zweistichproben- t -Test ergibt sich ein signifikanter Unterschied für die Maximalkräfte F_{\max} zwischen den Seiten der Einspannung des Laminats, Anhang C.3.3.

Die Lamineinspannung wirkt sich somit sowohl auf die Belastbarkeit der Klebschicht als auch des Laminats aus. Bei der Belastbarkeit der Klebschicht zeigt sich eine Wechselwirkung der Einspannung mit der Breite b .

Wechselwirkung von Laminataufbau und Breite

Das $[0/90]$ -Laminat mit $l = 40$ mm Verankerungslänge weist für Breiten $b \geq 18$ mm Kohäsivversagen auf und für Breiten $b \leq 15$ mm Laminatversagen. Das $[\pm 45]$ -Laminat versagt bei $b = 18$ und 24 mm durch Laminatschädigung. Mit $b = 50$ mm Breite wird Kohäsivversagen erreicht. Das $[0]$ -Laminat weist für $b = 18$ und 50 mm Breite Laminatversagen in Form von Zwischenfaserbrüchen auf. Diese treten in Dickenrichtung mit dem geringeren effektiven Querschnitt gegenüber der Breitenrichtung $t_{\text{eff}} < b_{\text{eff}}$ auf, Bild 6.1.

Neben dem verschiedenen Versagen der Verankerung zeigen sich ebenfalls deutliche Unterschiede in der Belastbarkeit, abhängig von der Breite b und dem Laminataufbau, Bild 6.4 a. Da das Versagen des $[0]$ -Laminats aufgrund von Zwischenfaserbrüchen im geringsten Querschnitt und bei deutlich reduzierten Maximalkräften F_{\max} auftritt, ist eine weitere Variation der Breite b von geringer Relevanz für die praktische Anwendung. Von Interesse ist stattdessen, ob das Laminatversagen konstruktiv verhindert und so die Belastbarkeit gesteigert werden kann. Zu diesem Zweck wurden ergänzende Versuche mit $[90_1/0_{22}]_s$ - und $[+45_1/-45_1/0_{21}]_s$ -Laminataufbauten bei $b = 18$ mm Breite durchgeführt. Die Faserorientierung der äußeren Schichten zielt auf eine Festigkeitssteigerung des Laminats gegen die versagensursächlichen Zwischenfaserbrüche ab. Mithilfe der Versuche soll

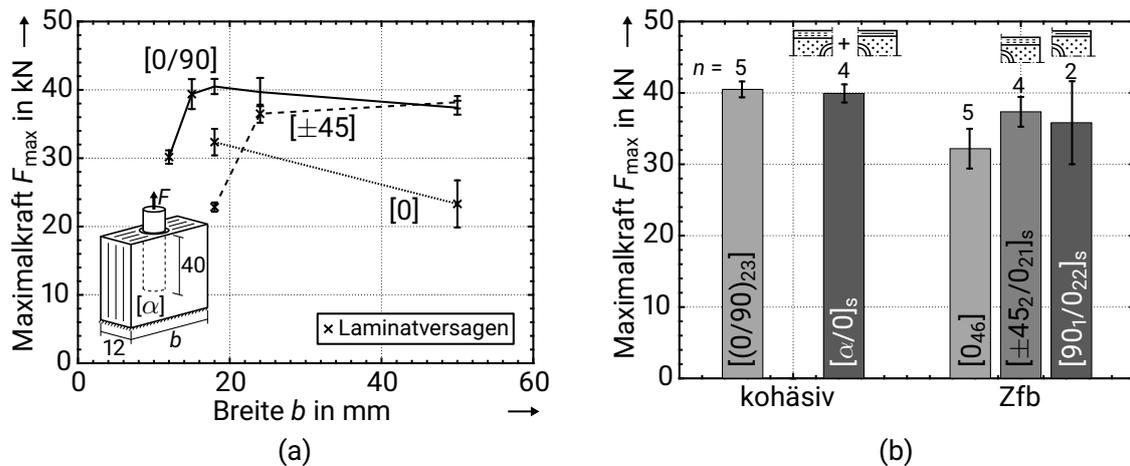


Bild 6.4: Belastbarkeit F_{\max} der Verankerung (Mittelwerte und 95%-Konfidenzintervalle) (a) für die Laminatbauten $[0/90]$, $[\pm 45]$ und $[0]$ abhängig von der Breite b . (b) Vergleich der Maximalkräfte F_{\max} des $[90_1/0_{22}]_s$ - und des $[+45_1/-45_1/0_{21}]_s$ mit dem $[0/90]$ - und dem $[0]$ -Laminatbau, differenziert nach Kohäsiv- und Laminatversagen durch Zwischenfaserbruch (Zfb) mit jeweils der Probekörperanzahl n . Bei Kohäsivversagen sind die Ergebnisse beider Laminatbauten unter $[\alpha/0]_s$ zusammengefasst. Geometrieangaben in mm.

zum einen geklärt werden, ob dadurch Laminatversagen verhindert werden kann. Zum anderen kann bei Kohäsivversagen der Einfluss der Laminatsteifigkeit auf die Belastbarkeit der Klebschicht ergänzend betrachtet werden.

Das Versagen beider Laminatbauten weist vergleichbar zum $[0]$ -Laminat Zwischenfaserbrüche in der 0° -Lage im geringsten effektiven Querschnitt t_{eff} auf. Diese Zwischenfaserbrüche setzen sich z. T. in die äußeren $\pm 45^\circ$ -Schichten fort. Das Ausmaß der Zwischenfaserbrüche ist jedoch gegenüber dem $[0]$ -Laminat deutlich reduziert und die äußeren Schichten bleiben intakt. Das Versagen der $[90_1/0_{22}]_s$ -Probekörper ist in drei Fällen kohäsiv. In zwei Fällen tritt jedoch adhäsives Versagen am Laminat auf. Im Fall des $[+45_1/-45_1/0_{21}]_s$ -Laminats tritt in einem Fall kohäsives Versagen auf; in vier Fällen ist das Versagen jedoch adhäsiv am Laminat.

Aufgrund der großen Dicke der 0° -Schicht gegenüber den äußeren Schichten mit 90° - bzw. $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung, ist die Längssteifigkeit beider Laminatbauten vergleichbar. Für die Betrachtung des Einflusses der Laminatsteifigkeit auf die Belastbarkeit der Klebschicht können die Maximalkräfte F_{\max} beider Konfigurationen mit kohäsivem Versagen deshalb zusammengefasst werden, Bild 6.4 b.

Der Einfluss der Laminatsteifigkeit auf die Belastbarkeit der Klebschicht wird anhand von zwei separaten Zweistichproben- t -Tests durchgeführt: bei $b = 50$ mm Breite mit den Laminaten $[0/90]$ und $[\pm 45]$ (Bild 6.4 a) sowie bei $b = 18$ mm für das $[0/90]$ -Laminat im Vergleich zu den Probekörpern der Laminatbauten $[90_1/0_{22}]_s$ bzw. $[+45_1/-45_1/0_{21}]_s$

mit kohäsivem Versagen (Bild 6.4 b). Für beide Vergleiche ergeben sich p -Werte $p > 0,001$ für die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$, Anhang C.3.4. Es liegt somit kein statistisch signifikanter Unterschied vor: Die Laminatsteifigkeit hat keinen Einfluss auf die Belastbarkeit der Klebschicht.

Im Fall von Laminatversagen (Bild 6.4 a) zeigt sich jeweils für das [0]- und das $[\pm 45]$ -Laminat anhand separater Zweistichproben- t -Tests ein signifikanter Einfluss (p -Werte $p < 0,001$) der Breite b auf die Maximalkräfte, Anhang C.3.4. Für die Breite von $b = 18$ mm zeigen die Post-hoc-Vergleiche der einfaktoriellen Varianzanalyse bzgl. des Laminataufbaus ($[0]$, $[\pm 45_2/0_{21}]_s$ und $[\pm 45]$) einen signifikanten Einfluss der Maximalkräfte F_{\max} - p -Werte aller Vergleiche $p < 0,001$, Anhang C.3.4.

Die Belastbarkeit der Klebschicht wird nicht von der Laminatsteifigkeit beeinflusst. Beim Laminatversagen besteht eine Wechselwirkung zwischen der Breite und dem Laminataufbau auf die Tragfähigkeit der Verankerung und die notwendige Mindestbreite für den Wechsel zum Klebschichtversagen.

Auswirkung des Ankerdurchmessers

Das Versagen zeigt für alle Ankerdurchmesser d_A dasselbe Verhalten. Die beiden jeweils größten Breiten $b_{A, 2}, b_{A, 3}$ bzw. Laminatquerschnitte $A_{L, 2}, A_{L, 3}$ weisen kohäsives Versagen auf, während bei den beiden geringeren Breiten $b_{A, 1}, b_{A, 1,5}$ Laminatversagen auftritt. Kohäsives Versagen bei $d_A = 8$ mm Ankern tritt erst ab größeren effektiven Breiten $b_{\text{eff}} = b - d_B$ auf.

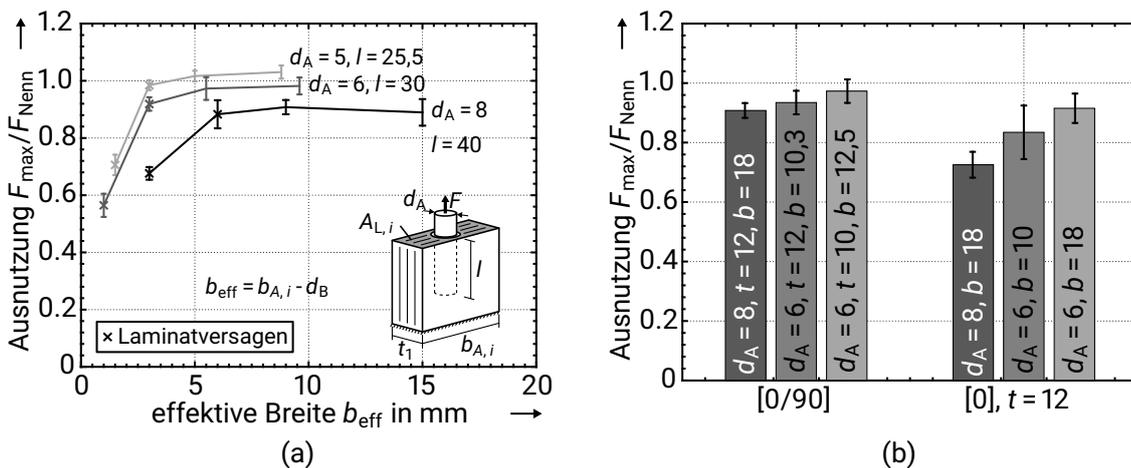


Bild 6.5: (a) Maximalkräfte F_{\max} bezogen auf die Mindestbruchkräfte F_{Nenn} , abhängig vom Ankerdurchmesser d_A und der effektiven Breite b_{eff} der variierten Laminatflächen $A_{L, j}$. Die Verankerungslängen l sind entsprechend Tabelle 6.1. (b) Vergleich der Ankerausnutzung von $d_A = 6$ und 8 mm für [0/90]- und [0] Laminat mit $t = 12$ mm Dicke. Maßangaben in mm.

Die Tragfähigkeit der Verankerung bezogen auf die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit F_{\max}/F_{Nenn} weist qualitativ das gleiche Verhalten für die drei Ankerdurchmesser d_A auf, Bild 6.5. Die Ankerausnutzung F_{\max}/F_{Nenn} ist jeweils auf einem vergleichbaren Niveau für kohäsives Versagen und ebenfalls im Fall von Laminatversagen bei der Laminatfläche $A_{L, 1,5}$. Für die einfache Laminatfläche $A_{L, 1}$ fällt die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit deutlich ab. Die Ergebnisse werden in Hinblick auf Kohäsivversagen anhand einer mehrfaktoriellen Varianzanalyse (Anhang C.3.5) ausgewertet. Die Faktoren mit den jeweiligen Faktorstufen sind: der Ankerdurchmesser $d_A = 5, 6$ und 8 mm und die Laminatfläche $A_{L, i}$ mit $i = 2$ und 3 . Der Ankerdurchmesser d_A hat einen signifikanten Einfluss (p -Wert $p < 0,001$) auf die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit bei Kohäsivversagen. Die Post-hoc-Vergleiche verdeutlichen, dass sich die Ankerausnutzung jeder der drei Durchmesser d_A unterscheidet. Mit abnehmendem Ankerdurchmesser d_A steigert sich die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit - etwa um 10% zwischen $d_A = 8$ und 5 mm. Die Tragfähigkeit bei Laminatversagen wird ebenfalls anhand einer mehrfaktoriellen Varianzanalyse untersucht. In diesem Fall weisen sowohl die Faktoren Durchmesser d_A und Laminatfläche A_L als auch die Wechselwirkung beider Faktoren einen signifikanten Einfluss auf, Anhang C.3.5. Anhand des Post-hoc-Vergleichs der Wechselwirkung von Ankerdurchmesser d_A und Laminatfläche A_L zeigt sich außerdem, dass bei gleicher effektiver Breite $b_{\text{eff}} = 3$ mm ($d_A = 5$ mm bei $A_{L, 1,5}$, $d_A = 6$ mm bei $A_{L, 1,5}$ und $d_A = 8$ mm bei $A_{L, 1}$) der Ankerdurchmesser einen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit hat und mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit zunimmt.

Ergänzend wurde der Einfluss des Ankerdurchmessers d_A bei konstanter Dicke t des Laminats untersucht, Bild 6.5 b. Ein M6-Anker in [0/90]-Laminat bei $t = 12$ mm Dicke mit $b = 10,3$ mm Breite kann dem M8-Anker mit $b = 18$ mm Breite des Laminats gegenübergestellt werden. Beide weisen das gleiche Verhältnis der nominellen Anstrengung der Laminatfläche A_L bezogen auf die Mindestbruchkraft des Ankers F_{Nenn} auf. Das Ergebnis kann ebenfalls mit dem M6-Anker bei $t = 10$ mm Dicke und $b = 12,5$ mm Breite verglichen werden. Die Tragfähigkeit des M6-Ankers bei größerer Dicke als Breite im [0/90]-Laminat weist im Gegensatz zu beiden Referenzen Laminatversagen auf; die Last ist geringfügig gegenüber der M6-Referenz mit größerer Breite b reduziert. Die zugehörige einfache Varianzanalyse ergibt keinen signifikanten Einfluss der Konfigurationen, Anhang C.3.5.

Darüber hinaus wird der Einfluss des Ankerdurchmessers d_A bei gleicher Dicke $t = 12$ mm des Laminats für das [0]-Laminat betrachtet. Der M8-Anker mit $b = 12$ mm Breite wird einem M6-Anker mit $b = 10$ mm Breite und gleicher bezogener Laminatfläche A_L sowie einem weiteren M6-Anker mit $b = 18$ mm und somit gleichem Gesamt-Laminatquerschnitt gegenübergestellt. Im [0]-Laminat tritt immer Laminatversagen auf. Die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit der M6-Anker ist höher als die des M8-Ankers. Der Post-hoc-Vergleich der einfaktoriellen Varianzanalyse ergibt jedoch nur bei gleichem Gesamt-Laminatquerschnitt einen signifikanten Einfluss auf die Ausnutzung der Ankertragfähigkeit. Die Maximalkraft des M8-Ankers beträgt jedoch $F_{\max} = 32,4$ kN und liegt somit im Vergleich zum M6-Anker mit $F_{\max} = 22,4$ kN wesentlich höher.

Der Ankerdurchmesser d_A hat einen Einfluss auf die Belastbarkeit der Klebschicht und des Laminats. In Bezug auf die Ankerausnutzung F_{\max}/F_{Nenn} nimmt die Belastbarkeit mit sinkendem Ankerdurchmesser zu.

6.2.3 Diskussion von Versagensverhalten und Tragfähigkeit

Kohäsive Schädigung tritt bei hinreichend großen Laminatquerschnitten auf und geht vielfach mit Delamination bzw. Zwischenfaserbruch in der Laminebene einher. Aufgrund des identischen Verlaufs der Kraft-Weg-Kurven ohne und mit Laminatschädigung sowie der Laststeigerung proportional zur Verankerungslänge $F_{\max} \sim l$, ist von der kohäsiven Schädigung als Versagensursache auszugehen. Demnach ist die Laminatschädigung eine Folge. Die Ursache können bspw. Partikel zwischen den Bruchflächen oder Unebenheiten der Bruchflächen sein, die sich als Innendruck p_i auf das Laminat auswirken. Das kohäsive Versagen ohne und mit Laminatschädigung kann folglich entsprechend Tabelle 6.2 zum Versagensmodus A zusammengefasst werden.

Die statistische Auswertung ergibt, dass die maximal ertragbare mittlere Schubspannung der Klebschicht $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ nicht von der Verankerungslänge l abhängt. Dies bedeutet eine proportionale Laststeigerung mit zunehmender Verankerungslänge $F_{\max} \sim l$. Dieses Ergebnis entspricht einem duktilen Werkstoffverhalten und stimmt mit der Erwartung basierend auf dem ermittelten Spannungs-Dehnung-Verlauf des Adhäsivs *Hilti HIT RE 500 V3* (Kapitel 3.1.1) überein. Die Analyse der Ergebnisse hat trotz des duktilen Verhaltens ergeben, dass die Breite b und die Dicke t des Laminats die Tragfähigkeit der Klebschicht beeinflussen können. Gleiches trifft auf die Lamineinspannung zu. Für die Laminatsteifigkeit hat sich hingegen kein Einfluss auf die Belastbarkeit ergeben. Darüber hinaus steigt die Belastbarkeit der Klebschicht mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A . Dies stimmt mit dem Verhalten der numerisch berechneten Spannungmaxima in der Klebschicht überein, Kapitel 3.2.4. Die in der Simulation nicht berücksichtigte Ankerstrukturierung könnte jedoch ebenfalls die Belastbarkeit beeinflussen, da mit sinkendem Durchmesser d_A auch die Steigung und die Gewindehöhe abnehmen.

Laminatversagen tritt immer in Verbindung mit adhäsivem Versagen am Laminat oder am Anker auf. Für diese Schädigungen besteht ein systematischer Zusammenhang zu den Parameterkonfigurationen. Darüber hinaus tritt diese Schädigung bei geringeren Lasten als kohäsives Versagen auf. Es ist deshalb davon auszugehen, dass die Adhäsionsfestigkeit zum Laminat zunächst nicht überschritten wurde. Die Laminatschädigung ist demnach die Versagensursache und das Adhäsionsversagen hiervon induziert.

Im Fall von Laminatversagen haben die Versuchsergebnisse eine deutliche Wechselwirkung von Laminataufbau und Breite b aufgezeigt. Die Maximalkräfte F_{\max} des [0/90]-Laminats nehmen bei Laminatversagen mit abnehmender effektiver Breite b_{eff} für alle Ankerdurchmesser d_A stark ab. Die Ankerauslastung nimmt bei gleicher effektiver Breite b_{eff} für sinkende Ankerdurchmesser d_A zu, die ertragbare Maximalkraft F_{\max} nimmt jedoch ab (M5: 17 kN, M6: 22,5 kN und M8: 30,2 kN jeweils für $b_{\text{eff}} = 3$ mm). Bezogen auf die

Verankerungslänge l sind die ertragbaren Maximalkraft F_{\max} auf einem ähnlichen Niveau (M5: 668 N/mm, M6: 754 N/mm und M8: 750 N/mm jeweils für $b_{\text{eff}} = 3$ mm). Die Variation des Laminatquerschnitts zeigt, dass sich mit zunehmender Dicke t die notwendige effektive Breite b_{eff} zum Erreichen von Kohäsivversagen erhöht und die Tragfähigkeit der Verankerung bzw. des Laminats sinkt. Im Fall des [0]-Laminats ist aufgrund der transversalen Isotropie dieser Effekt ebenfalls bei zunehmender Breite b gegenüber der geringeren Dicke t zu beobachten. Das $[\pm 45]$ -Laminat weist bei Laminatversagen für geringe Breiten b eine deutliche Reduktion der Tragfähigkeit gegenüber dem [0/90]-Laminat und ebenso dem [0]-Laminat auf. Im Vergleich zum [0/90]-Laminat sind jedoch größere Breiten b erforderlich, um Laminatversagen zu verhindern.

6.3 Validierung der numerischen Ergebnisse

Anhand der Versuchsergebnisse wird das Simulationsmodell validiert. Dabei wird zunächst die Belastbarkeit der Klebschicht betrachtet; anschließend werden die Anstrengung und die Deformation des Laminats analysiert. Das Ziel der Validierung ist es, Potenziale und Grenzen der Modellierung aufzuzeigen.

6.3.1 Belastbarkeit der Klebschicht

Von besonderem Interesse ist der Einfluss der Verankerungslänge l und des Laminatquerschnitts b, t auf die Belastbarkeit der Klebschicht. Um die Simulationsergebnisse zur Belastbarkeit der Klebschicht zu validieren, können von den experimentellen Ergebnissen nur Probekörper mit kohäsivem Versagen (Versagensmodus A) herangezogen werden. Im Fall der Verankerungslänge l sind alle drei Konfigurationen ($l = 15, 30, 45$ mm) geeignet. Bei der Variation des Querschnitts lediglich vier ($b = 18, 24$ und 50 mm mit $t = 12$ mm sowie $b = 50$ mm bei $t = 24$ mm). Für den Vergleich muss die numerische Simulation wiederum das nichtlineare Werkstoffverhalten des Adhäsivs (Kapitel 3.2.4) berücksichtigen.

Die Variation der Verankerungslänge l sowie der Breite b und Dicke t zeigt unter Berücksichtigung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens des *Hilti HIT RE 500 V3* Adhäsivs in der Simulation näherungsweise konstante Werte der Schubspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ für die Geometrievariationen. Das Schälspannungsmaximum $\hat{\sigma}_y$ nimmt mit zunehmender Verankerungslänge l und Breite b zu und mit zunehmender Dicke t ab. Experimentell hat sich gezeigt, dass die Maximalkraft F_{\max} proportional mit zunehmender Verankerungslänge l gesteigert wird, Abschnitt 6.2.2. Dies entspricht dem konstanten Niveau der berechneten Schubspannungsmaxima. Die Variation der Breite b und Dicke t des Laminats hat im Experiment jedoch einen Einfluss auf die Maximalkräfte F_{\max} gezeigt.

Eine mögliche Ursache für dieses Verhalten wäre die reduzierte Schälspannung bei verringerter Breite b und vergrößerter Dicke t entsprechend den nichtlinearen Simulationsergebnissen. Die Auswirkung der Verankerungslänge l ist jedoch vergleichbar zum Einfluss des variierten Laminatquerschnitts auf die Schälspannungsmaxima $\hat{\sigma}_y$. Diese beiden

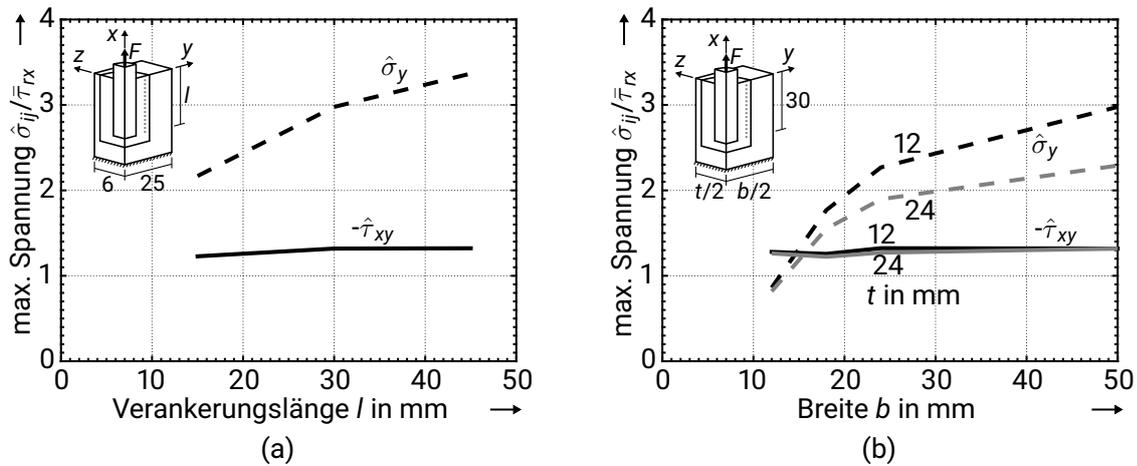


Bild 6.6: Einfluss der Geometrieparameter auf die Schub- und Schälspannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ bzw. $\hat{\sigma}_y$ unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffkennwerte des Adhäsivs *Hilti HIT RE 500 V3*: (a) die Verankerungslänge l und (b) die Breite b und Dicke t . Geometrieangaben in mm.

Ergebnisse stehen somit im Widerspruch zueinander.

6.3.2 Anstrengung und Deformation des Laminats

Die berechnete Laminatanstrengung in der Simulation berücksichtigt keine Degradation des FKV durch fortschreitende Zwischenfaserbrüche. Das genaue Versagensverhalten kann daher nicht berechnet werden. Aus diesem Grund erfolgt die Validierung der Simulationsergebnisse anhand des Vergleichs bei Erreichen der Zwischenfaserbruch-Anstrengung. Mit dem Erreichen der Bruchanstrengung erfolgt die Degradation des Laminats, die in einer Steifigkeitsabnahme resultiert. Aus dem Kraft-Weg-Verlauf wird anhand der Steifigkeit der Verankerung die Bruchanstrengung ermittelt, Kapitel 4.1. Die Last vor beginnender Steifigkeitsabnahme $F_{k, \max}$ ist somit die Last bei erreichter Zwischenfaserbruchanstrengung, Bild 6.7 a. Die ermittelten Kräfte liegen etwa bei 50% der mittleren Belastbarkeit des Adhäsivs, Bild 6.7 b. Im Bereich der Spannungsüberhöhungen an den Überlappungsenden ist zu erwarten, dass die Steifigkeit des Adhäsivs bereits vom linear-elastischen Verhalten abweicht, Bild 3.3. Dieses Spannungsniveau liegt jedoch nur bei einem geringen Anteil der Gesamtfläche vor. Im mittleren Bereich der Überlappung mit größerem Flächenanteil liegt ein deutlich geringeres Spannungsniveau vor. Aus diesem Grund wird davon ausgegangen, dass die lokal erhöhte Nachgiebigkeit des Adhäsivs nur geringfügig zur Steifigkeitsabnahme des Probekörpers nach dem Erreichen der maximalen Steifigkeit k_{\max} beiträgt.

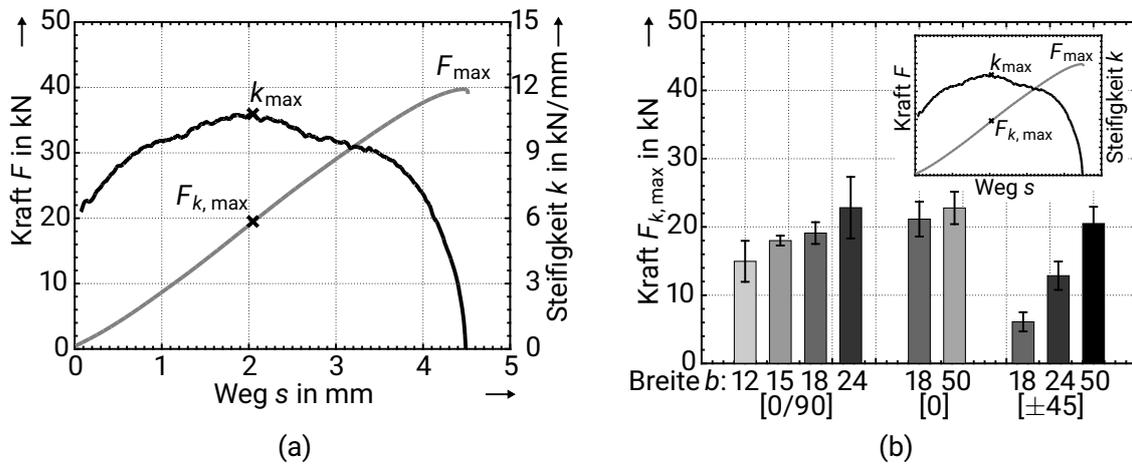


Bild 6.7: (a) Experimentell ermittelter Kraft-Weg-Verlauf und daraus berechneter Steifigkeitsverlauf zur Bestimmung der maximalen Steifigkeit k_{\max} und der zugehörigen Kraft $F_{k, \max}$. (b) Kraft bei maximaler Steifigkeit $F_{k, \max}$ verschiedener Laminataufbauten und Breiten b (in mm).

Laminatanstreuung

Der Laminataufbau zeigt in den Simulationen einen deutlichen Einfluss auf die Laminatanstreuung, Kapitel 3.3.3. Für die Validierung der numerischen Ergebnisse werden Simulationen mit den experimentell ermittelten Kräften bei maximaler Steifigkeit $F_{k, \max}$ (Bild 6.7 b) unter Berücksichtigung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens des Adhäsivs durchgeführt und die maximale Zfb-Anstrengung nach Puck (Kapitel 3.1.1) ermittelt. Im Fall des [0/90]-Laminats liegt die berechnete Anstrengung aller betrachteten Breiten b etwa um den Faktor 2 über der experimentell ermittelten Bruchanstrengung aus dem Steifigkeitsverlauf, Bild 6.8 a. Die Anstrengungen des [0]- und des [±45]-Laminats weichen deutlich geringer bis maximal 40% von der Bruchanstrengung ab.

Die detaillierte Betrachtung der Simulationsergebnisse zeigt jedoch Abweichungen des Bereichs maximaler Anstrengung und des zugehörigen Bruchwinkels (Bild 6.8 b) im Vergleich zum Versagensort und den Bruchebenen aus dem Experiment.

Das Versagensbild der Probekörper mit Laminatversagen entspricht der Vorstellung eines Versagens auf Innendruck: Die Laminatschädigung weist Zwischenfaserbrüchebenen normal zur Dickenrichtung z im Fall des [0/90]- und des [±45]-Laminats bzw. normal zur Breitenrichtung im Fall des [0]-Laminats auf. Es ist denkbar, dass die Gewindeflanken als Keil wirken und dadurch eine zusätzliche Beanspruchung im Laminat bewirken. Beim Flankenwinkel von 60° des Regelgewindes entsprechend DIN 13-1 für metrische ISO-Gewinde [DINa] resultiert aus der Ankerlast F eine Radialkraft $F_r = 0,58 F$ ohne bzw. $F_r = 0,43 F$ mit wirkender Haftkraft durch Adhäsion. Zur Einordnung der Auswirkung wird ein vereinfachtes Modell ohne Anker (Bild 3.2) mit konstantem Innendruck p_i auf die Klebschicht betrachtet. Die berechnete, resultierende Spannung σ_z über die effektive Breite b_{eff}

von [0/90]-Laminaten nimmt bei hinreichender Breite b asymptotisch zum Laminatrand ab, Bild 6.9 a. Im Fall des $b = 12$ mm breiten Laminats steigt die Spannung jedoch zum Laminatrand an. Die Ursache ist die variierende Wanddicke und die variierende Laminatsteifigkeit über den Umfang in Bezug auf die jeweilige Schnittebene. Daraus resultiert ein Aufbiegen des Bereichs geringerer Steifigkeit.

Aus den experimentell ermittelten Maximalkräften F_{\max} (Bild 6.5) ergeben sich im Fall ohne Haftkraft ($F_r = 0,58 F$) Laminatspannungen in Dickenrichtung σ_z , die auf dem Niveau der Querkzugfestigkeit R_2 (Anhang A.1) des Laminats liegen, Bild 6.9 b.

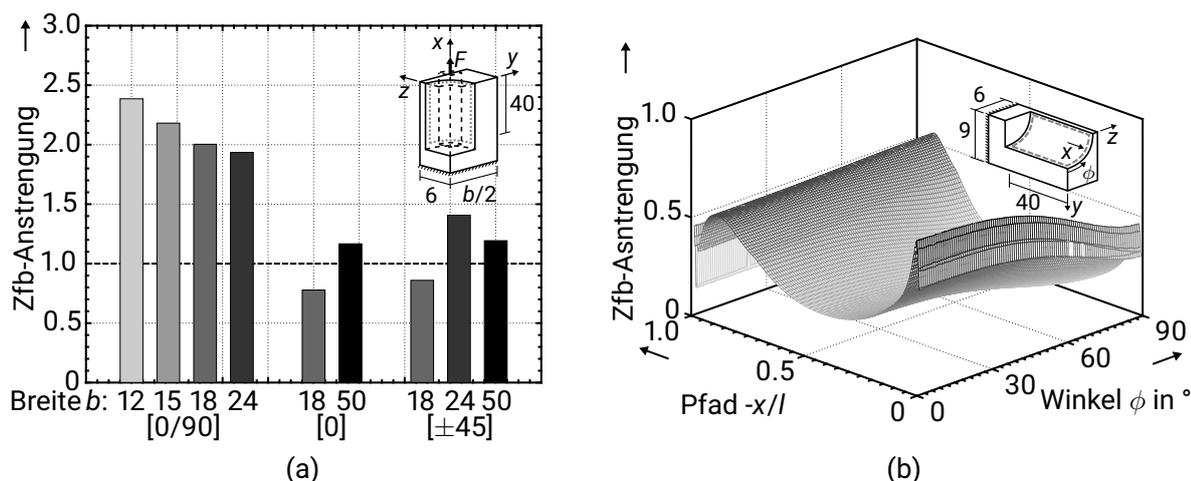


Bild 6.8: (a) Anhand von Simulationen mit der Kraft bei maximaler Steifigkeit der Verankerung $F_{k, \max}$ (Bild 6.7 b) errechnete Zfb-Anstrengungen nach Puck. (b) Die maximale Zfb-Anstrengung des [0]-Laminats mit $b = 18$ mm Breite befindet sich in Breitenrichtung; der Versagensort im Experiment trat in Dickenrichtung auf. Der berechnete Bruchwinkel beträgt näherungsweise $\theta \approx 90^\circ$ im Gegensatz zum Winkel von $\theta \approx 0^\circ$ aus den Experimenten. Geometrieangaben in mm.

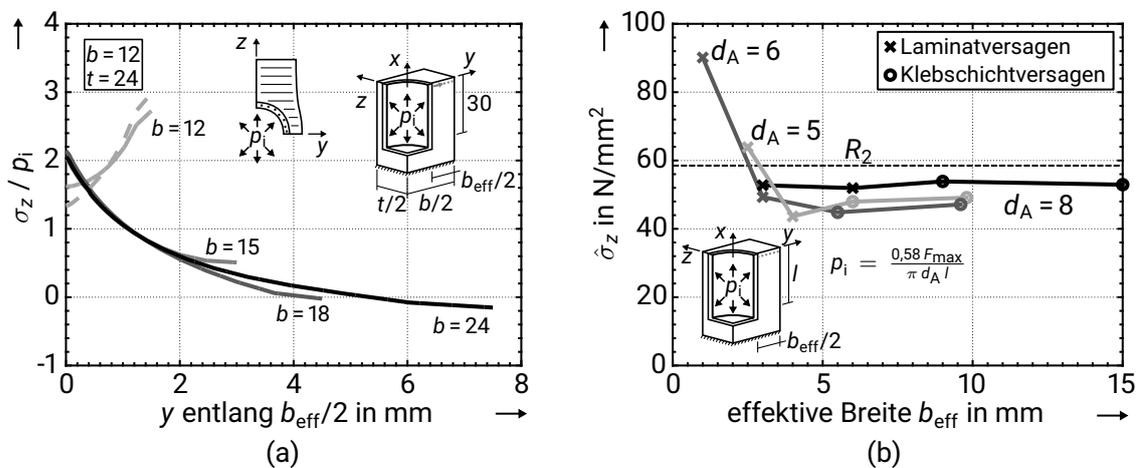


Bild 6.9: (a) Verlauf der Spannung σ_z in Laminatdickenrichtung über den Querschnitt in Breitenrichtung y bei Innendruck p_i auf die Klebschicht. (b) Maximale Spannung $\hat{\sigma}_z$ in Laminatdicke resultierend aus den Versagenslasten der experimentellen Konfigurationen zur Variation des Ankerdurchmessers d_A beim Flankenwinkel von 60° und ohne wirkende Haftkraft $F_r = 0,58 F$. Maßangaben in mm.

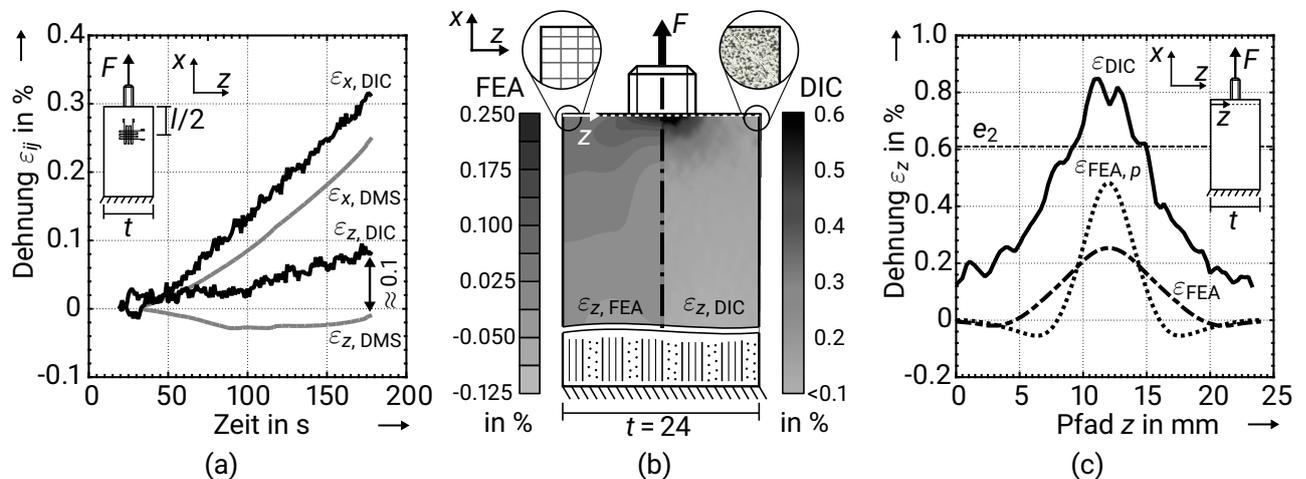


Bild 6.10: (a) Dehnungen im Zugversuch auf den seitlichen Oberflächen über die Dicke t des Laminats. Der Vergleich der DIC-Messung zur Dehnung des DMS ergibt eine Abweichung von etwa 0,1% zum Versagenszeitpunkt. Die dargestellte DIC-Dehnung ist ein Mittelwert von 5 Messpunkten im Bereich des DMS. (b) Dehnung ϵ_z über die gesamte seitliche Fläche und (c) über entlang des Pfades z an der Kante am Bohrungseingang über die Laminatdicke, ermittelt durch die DIC im Vergleich zur FEA: ϵ_{FEA} bei Ankerlast F und $\epsilon_{FEA, p}$ bei Innendruck p_i ; DIC-Dehnung ohne Korrektur der DMS-Abweichung. Maßangaben in mm.

Laminatdehnung

Anhand der Laminatdehnung (Versuchsaufbau entsprechend Kapitel 4.1) wird das Versagensverhalten detaillierter analysiert und die Lastverteilung unterschiedlicher Laminataufbauten über den Querschnitt verglichen.

Das Versagensverhalten wird anhand der Konfiguration mit $b = 12 \text{ mm}$ und $t = 24 \text{ mm}$ untersucht. Die mittels DIC ermittelte Dehnung in Laminatdickenrichtung ε_z weist eine ausgeprägte Konzentration am Bohrungseingang auf, Bild 6.10 b. Diese liegt unter Berücksichtigung der Differenz zwischen DMS und DIC Messung im Bereich der Bruchdehnung e_2 des Laminats, Anhang A.1. Die Dehnung in der FEA unter Ankerlast F zeigt qualitativ einen vergleichbaren Verlauf zur Dehnung im Experiment, weist jedoch ein geringeres Niveau auf, Bild 6.10 b, c. Im Fall eines aufgebrachtten Innendruckes p_i auf die Klebschicht resultierend aus der Versagenslast F_{\max} liegt die Dehnung auf dem Niveau der Bruchdehnung e_2 , Bild 6.10 c. Dieser Dehnungsverlauf ist jedoch näherungsweise konstant über die Verankerungslänge l und stimmt somit nicht mit dem lokalen Bereich hoher Dehnung ε_z am Bohrungseingang aus dem Experiment überein.

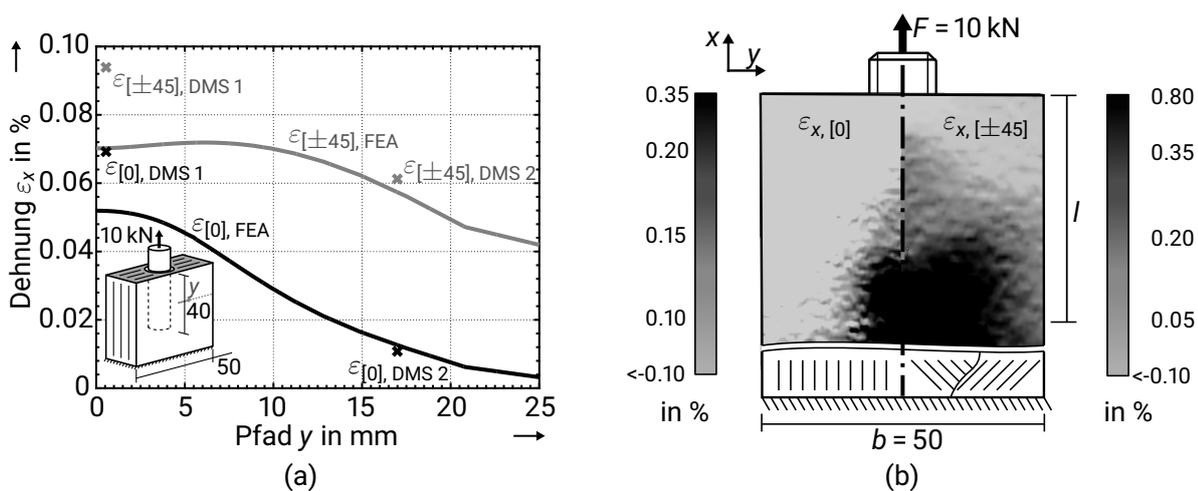


Bild 6.11: (a) Der Vergleich der numerisch berechneten Längsdehnung über die Breite b des Laminats mit der experimentellen DMS-Messung in der Mitte und am Rand des Probekörpers. (b) Gegenüberstellung der experimentell mittels DIC-Messung ermittelten Längsdehnung ε_x des [0]- und des [±45]-Laminats. Maßangaben in mm.

In Bezug auf das mechanische Problem der Lasteinleitung und der Spannungsverteilung über den Laminatquerschnitt zeigt sich anhand der Dehnung in Längsrichtung ε_x deutlich, dass die Faserorientierung des [±45]-Laminats eine gleichmäßigere Verteilung der Last über die Breite b des Laminats bewirkt, Bild 6.11. Qualitativ zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der Simulation und der gemessenen Dehnung, auch wenn in die Simulation die Dehnung ε_x in der Mitte des Laminats unterschätzt wird. Die mittels DIC auf der gesamten Laminatoberfläche gemessene Dehnung ε_x verdeutlicht ebenfalls die

unterschiedliche Dehnungsverteilung der beiden Lamine über die Breite b .

6.3.3 Diskussion zum Vergleich von Simulation und Experiment

In Bezug auf die Belastbarkeit der Klebschicht stimmt die konstante maximale Schubspannung $\hat{\tau}_{xy}$ aus den Simulationsergebnissen bei der Variation der Querschnittsgeometrie b , t und der Verankerungslänge l mit dem beobachteten duktilen Verhalten des Adhäsivs in den Experimenten zum Einfluss der Verankerungslänge l überein. Die Auswirkung des Laminatquerschnitts b , t kann jedoch nicht anhand der Spannungsmaxima $\hat{\tau}_{xy}$ und $\hat{\sigma}_y$ begründet werden. Somit bleibt der Einfluss der Schälspannung $\hat{\sigma}_y$ ungeklärt.

Die Degradation des Laminats infolge steigender Anstrengung wird in der Modellierung nicht berücksichtigt. Dies könnte einen Einfluss auf die Spannungsverteilung in der Klebschicht und deren Belastbarkeit haben.

Bezüglich des Laminatversagens ergibt der Vergleich der Kraft bei maximaler Steifigkeit $F_{k, \max}$ als Indikator für das Auftreten von Zwischenfaserbrüchen zu den zugehörigen, berechneten Anstrengungen für das [0]- und das $[\pm 45]$ -Laminat vergleichbare Niveaus. Im Fall des [0/90]-Laminats zeigt sich jedoch eine deutliche Abweichung, die mit sinkender Breite b zunimmt. Darüber hinaus stimmen Versagensort und der Ort maximaler Anstrengung aus der Simulation nicht überein. Eine mögliche Ursache hierfür können Spannungsumlagerung nach dem Auftreten erster Zwischenfaserbrüche sein, die in der Simulation nicht berücksichtigt werden und im Experiment zu einer Verlagerung des Versagensortes führen.

Die Auswirkung eines simulierten Innendrucks p_i auf die Klebschicht - begründet durch das Versagensbild gespalteter Lamine durch Zwischenfaserbruch - ergibt eine Spannung in Dickenrichtung σ_z auf dem Niveau der Querkzugfestigkeit des Laminats R_2 . Es zeigt sich jedoch keine Übereinstimmung zwischen der Spannungshöhe und dem Auftreten von Laminatversagen. Qualitativ kann dies jedoch die reduzierte Tragfähigkeit des [0/90]-Laminats bei größerer Dicke t als Breite b durch das Aufbiegen des Laminats im Bereich geringer Steifigkeit und Festigkeit erklären.

Die numerisch ermittelte Dehnung in Dickenrichtung ε_z infolge der Ankerlast F beschreibt qualitativ passend die experimentelle Messung einer lokalen hohen Konzentration der Dehnung am Bohrungseingang. Das Niveau der maximalen, numerischen Dehnung beträgt jedoch lediglich 30% der Messung. Die Höhe der Dehnung für den Lastfall des Innendrucks p_i weist eine geringere Differenz zur experimentellen Messung auf. Allerdings tritt diese hohe Dehnung ε_z im Gegensatz zum Experiment über die gesamte Verankerungslänge l auf. Die Verteilung der Längsdehnung ε_x über die Breite b des Laminats wird qualitativ und quantitativ passend von der Simulation abgebildet.

Zusammenfassend ergibt die Validierung des Simulationsmodells, dass das Verhalten in Teilen qualitativ passend beschrieben wird. Es wurde aufgezeigt, dass ein induzierter Innendruck p_i durch die Ankerstrukturierung infolge der Ankerlast F die Tragfähigkeit der

Verankerung beeinflussen kann. Für die Quantifizierung des Versagens von Klebschicht und Laminat sind jedoch detailliertere Modelle - bspw. mit Berücksichtigung der Ankerstrukturierung - und umfassendere Methoden - z. B. Bruchmechanik - notwendig.

6.4 Referenzversuche mit T-Bolzenverbindungen

Die Belastbarkeit der adhäsiven Laminatstirnverankerung wird anhand durchgeführter Referenzversuche mit vergleichbaren T-Bolzenverbindungen eingeordnet.

6.4.1 Versuchsplanung

Das Ziel ist eine Gegenüberstellung des Einflusses des Laminataufbaus ($[0/90]$, $[\pm 45]$, $[0]$) auf die Tragfähigkeit der Krafteinleitungen bei gleichen Gesamt-Laminatquerschnitten für variierte Breiten b . Die Breiten $b = 18$ und 50 mm sowie die Wahl der weiteren konstanten Geometriegrößen basiert auf den Literaturwerten wissenschaftlicher Untersuchungen von T-Bolzenverbindungen, Tabelle 6.3. Die Verankerungslänge beträgt $l = 40$ mm. Ergänzend werden das $[\pm 45]$ -Laminat bei $b = 24$ mm Breite und das unidirektionale Laminat mit Quer-Verstärkung in der äußeren Laminatschicht $[90_1/0_{22}]_s$ bzw. $[+45_1/-45_1/0_{21}]_s$ bei $b = 18$ mm Breite betrachtet.

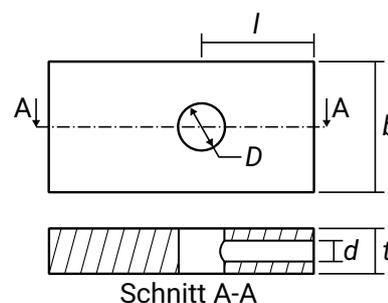
6.4.2 Tragverhalten und Vergleich der Tragfähigkeit

Die Probekörper mit T-Bolzen versagen durch Flankenzugbruch, Spaltbruch oder Lochleibung abhängig vom Laminataufbau und der Breite b . Vom Versagensmodus hängt auch der Kraft-Weg-Verlauf insbesondere nach dem Versagensbeginn ab, Bild 6.12. Während bei Flankenzugbruch plötzliches, katastrophales Versagen auftritt, kann bei Spaltbruch nach dem ersten Kraftabfall die Last erneut gesteigert werden. Lochleibung zeichnet sich durch

Tabelle 6.3: Geometriegrößen der T-Bolzenverbindung. Die Größenbereiche basieren auf wissenschaftlichen Untersuchungen [Mar_11; AD12; AZD15] und sind auf den Ankerdurchmesser $d_A = 8$ mm übertragen.

Parameter	Literaturwerte	Versuchskonfigurationen
d		8
D	11 - 16	12
b	18 - 46	18, (24), 50
t	12 - 18	12
l	23 - 48	40

Angaben in mm.



eine kontinuierliche Lastabnahme nach Erreichen der Maximalkraft F_{\max} aus und weist dadurch ein gutmütiges Versagen auf.

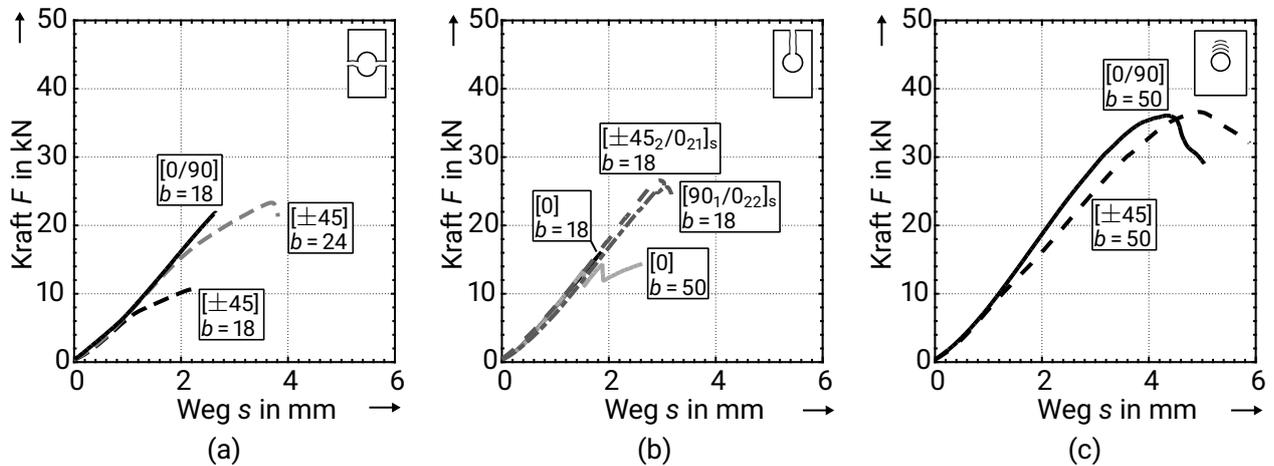


Bild 6.12: Repräsentative Kraft-Weg-Verläufe jeder Konfiguration der durchgeführten Versuche zur T-Bolzenverbindung unterteilt nach Versagensart: (a) Flankenzugbruch, (b) Spaltbruch und (c) Lochleibung. Im Fall von Lochleibung stellt das Ende des dargestellten Kraft-Weg-Verlaufs kein Totalversagen dar. Versuchskonfiguration: GFK-Laminat, Verankerungslänge $l = 40$ mm, Dicke $t = 12$ mm, Breitenangaben in mm.

Die ertragbaren Maximalkräfte F_{\max} hängen stark von der Versagensart und dementsprechend vom Laminataufbau und der Breite b ab. Im Fall von Lochleibung der $b = 50$ mm breiten $[0/90]$ - und $[\pm 45]$ -Laminataufbauten liegt die Maximalkraft F_{\max} etwas unter 40 kN - etwa 85% Ausnutzung der Mindestbruchkraft des Ankers. Dies ist vergleichbar zu den Maximalkräften F_{\max} der adhäsiven Verankerung.

Bei geringen Breiten - $b = 18$ mm und für das $[\pm 45]$ -Laminat ebenfalls bei $b = 24$ mm - tritt Flankenzugbruch auf. Die ertragbaren Maximalkräfte F_{\max} sind deutlich, bis zu $\approx 75\%$, reduziert. Da die Bruchfläche von der Dicke t und der minimalen effektiven Breite b_{eff} abhängt, steigt die ertragbare Kraft mit zunehmender Breite b . Im Vergleich zur adhäsiven Verankerung sind die Maximalkräfte bis zu $F_{\max} \approx 50\%$ geringer.

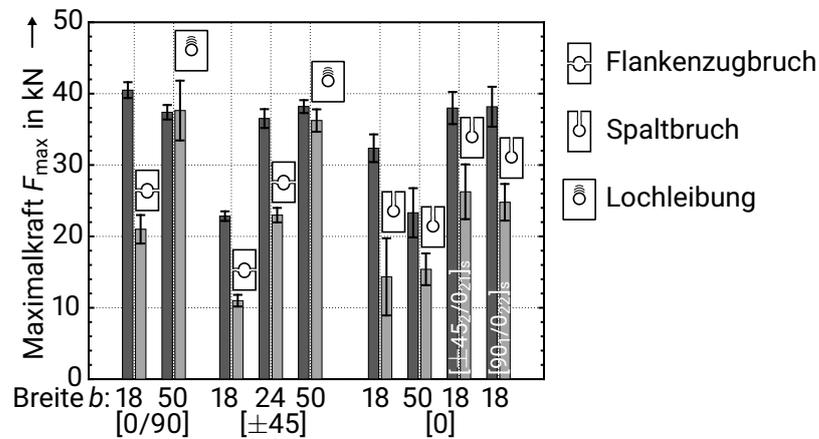


Bild 6.13: Maximalkraft F_{max} (Mittelwerte mit 95%-Konfidenzintervall) von adhäsiver Verankerung (dunkelgrau) und T-Bolzenverbindung (hellgrau) für verschiedene Laminataufbauten und Breiten b in mm bei der Verankerungslänge $l = 40$ mm und der Dicke des Laminats $t = 12$ mm. Die jeweiligen Versagensarten der T-Bolzenverbindung (Flankenzugbruch, Spaltbruch und Lochleibung) sind durch die Piktogramme entsprechend Bild 6.12 angezeigt. Breitenangaben in mm.

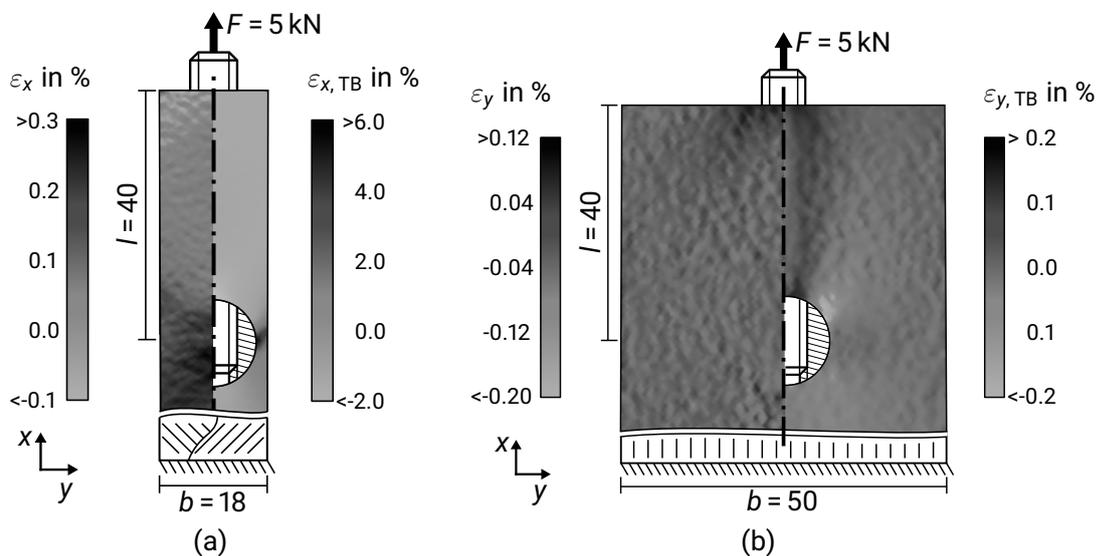


Bild 6.14: Vergleich der Dehnung in Versagensrichtung zwischen adhäsiver Verankerung und T-Bolzenverbindung anhand von DIC-Messungen: (a) ϵ_x für das $[\pm 45]$ -Laminat und (b) ϵ_y für das $[0]$ -Laminat. Maßangaben in mm.

Das [0]-Laminat versagt durch Spaltbruch. Das Lastniveau ist vergleichbar zu den Flankenzugbrüchen bei $b = 18$ mm Breite. Da die Bruchfläche unabhängig von der Breite b ist, sind die Maximalkräfte F_{\max} beider Breiten b auf dem gleichen Niveau. Im Vergleich zur adhäsiven Verankerung ist das Kraftniveau abhängig von der Breite b um 50% bzw. 30% reduziert. Die Steigerung der Querfestigkeit des Laminats R_y durch äußere 90° oder $\pm 45^\circ$ -Lagen bewirkt eine deutliche Zunahme der Maximalkräfte F_{\max} um etwa 75%. Die erzielten Kräfte F_{\max} sind jedoch etwa 30% geringer als die der adhäsiven Verankerung. Der Vergleich der Deformation verdeutlicht die höhere Beanspruchung des $[\pm 45]$ - und des [0]-Laminats der T-Bolzen anhand der Dehnung in Versagensrichtung ε_x bzw. ε_y gegenüber der adhäsiven Verankerung, Bild 6.14. Dies resultiert bei geringen Breiten b zum Teil aus dem stark reduzierten, minimalen effektiven Laminatquerschnitt durch den Querbolzen. Es zeigt sich jedoch auch im Fall des [0]-Laminats trotz geringfügig größerer Querschnittsfläche der Bruchebene eine höhere Dehnung ε in Versagensrichtung des Laminats mit T-Bolzenverbindung gegenüber der adhäsiven Verankerung.

6.5 Schlussfolgerungen zur Tragfähigkeit von adhäsiven Laminatstirnverankerungen

Die Auszugversuche zeigen, dass die Geometrie- und Werkstoffparameter das Versagen und die Belastbarkeit der adhäsiven Laminatstirnverankerung beeinflussen. Es wurden drei Versagensmodi identifiziert, deren Auftreten vom Laminatquerschnitt und dem Laminataufbau abhängt. Bei geringen Laminatquerschnitten b, t tritt Laminatversagen auf. Die Mindestdimensionen b, t zum Erreichen von Kohäsivversagen hängen vom Laminataufbau ab. Ein Einfluss der Verankerungslänge l auf die Mindestdimensionen wurde nicht festgestellt. Für unterschiedliche Ankerdurchmesser d_A ergibt sich ein qualitativ vergleichbares Verhalten bzgl. der Laminatfläche. Von besonderer Bedeutung des Versagensverhaltens ist, dass kohäsives Versagen der Klebschicht Laminatschädigung durch Zwischenfaserbrüche induzieren kann.

Die maximale Belastbarkeit der Klebschicht verhält sich unabhängig bzgl. des Einflusses der Verankerungslänge l und des Laminataufbaus: $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}} = \text{konst.}$ Zu klären bleibt jedoch, bis zu welcher Verankerungslänge l die Tragfähigkeit proportional gesteigert werden kann. Für die Breite b , die Dicke t und die Seite der Lamineinspannung ergibt sich jedoch ein Einfluss auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$. Dabei treten außerdem Wechselwirkungen der Dicke t und der Einspannung jeweils mit der Breite b auf. Von Interesse ist insbesondere, dass die Belastbarkeit bei großer Breite b geringfügig sinkt.

Im Gegensatz dazu hängt die Belastbarkeit des Laminats deutlich stärker von der Geometrie und dem Laminataufbau ab. Besonders relevant ist, dass neben der Verkleinerung des Laminatquerschnitts auch eine Steigerung der Breite b oder der Dicke t , zu einer deutlichen Reduktion der Tragfähigkeit F_{\max} führen kann. Dies ist der Fall, wenn im Laminatschnitt mit geringerer Festigkeit und Steifigkeit tangential zur Umfangsrichtung dadurch eben-

falls die geringere effektive Querschnittsgröße - Breite b_{eff} oder Dicke t_{eff} - entsteht. Die ergänzende numerische Betrachtung zum Einfluss von Innendruck p_i auf das Laminat - induziert durch die Flankenwinkel des Gewindes - zeigt eine mögliche Erklärung dieses Verhaltens auf: Die unterschiedliche Steifigkeit über den Umfang bewirkt in diesen Fällen eine überlagerte Biegung, die zu einer zunehmenden Zugspannung hin zum Laminatrand führt. Dieser Effekt kann ebenfalls einen Wechsel von Klebschicht- zu Laminatversagen und damit einhergehend das Absinken der Tragfähigkeit F_{max} bewirken. Zu klären ist, ob dies ebenfalls die sinkende Belastbarkeit der Klebschicht hin zu größeren Breiten b und die Steigerung der Belastbarkeit für eine zunehmende Dicke t bei großer Breite b begründet.

Die Validierung der numerischen Ergebnisse zeigt eine passende qualitative Beschreibung des experimentellen Tragverhaltens der Verankerung durch das Simulationsmodell. Die Belastbarkeit und das exakte Versagensverhalten des Laminats werden jedoch nicht abgebildet. Die ergänzenden Untersuchungen zum Einfluss eines Innendrucks p_i auf das Laminat legen nahe, dass die Auswirkung der Ankerstrukturierung näher zu untersuchen ist und hierdurch mögliche induzierte Radialspannungen ggf. berücksichtigt werden müssen. Dies kann eine wesentliche Ursache für die Unterschiede zwischen Modellierung und Experiment sein.

Der Vergleich zur T-Bolzenverbindung verdeutlicht das Potenzial der adhäsiven Verankerung, hohe Lasten in das Laminat einzubringen. Für Konfigurationen in denen Lochleibung des T-Bolzens auftritt, ist die Belastbarkeit bei identischem Laminataufbau und -querschnitt auf einem vergleichbaren Niveau. In Fällen von Flankenbruch und Spaltbruch erreicht die adhäsive Verankerung zwischen 50% und 125% höhere Maximalkräfte F_{max} . Die geringeren Dehnungen in Versagensrichtung der Lamine zeigen die niedrigere Laminatbeanspruchung der adhäsiven Verankerung. Hierdurch kann bereits eine geringfügige Verstärkung in Versagensrichtung eine Laststeigerung und das Verhindern von Laminatversagen bewirken. Für die betrachteten Konfigurationen ergibt sich aus den Ergebnissen inklusive der Fälle mit Flankenbruch eine höhere Leichtbaugüte (Kraft pro Masse) der adhäsiven Laminatstirnverankerung. Neben der gleich hohen oder höheren Tragfähigkeit der Verankerung entfällt die zusätzliche Masse des T-Bolzens.

Bei der Bewertung beider Verbindungen muss über die maximale Tragfähigkeit F_{max} hinaus das Versagensverhalten und das Potenzial zu Laststeigerung berücksichtigt werden. Die T-Bolzenverbindung weist bei Lochleibung ein gutmütiges Versagen mit Resttragfähigkeit auf, dass von keiner Konfiguration der adhäsiven Verbindung erreicht wird. Die Steigerung der Tragfähigkeit hängt vom Versagensmodus der Verbindungen und den zugehörigen Bruchflächen ab. Für Laminataufbauten und -querschnitte, die zu Kohäsivversagen der Klebschicht führen, kann die Belastbarkeit der adhäsiven Verankerung proportional zur Verankerungslänge l bis zum Erreichen der Mindestbruchkraft F_{Nenn} gesteigert werden. Eine Querschnittsvergrößerung ergibt bei kohäsivem Versagen jedoch lediglich geringe Laststeigerungen. Im Fall der T-Bolzenverbindung wäre die Steigerung der Verankerungslänge l nicht oder nur geringfügig zur Laststeigerung zielführend - abhängig vom Versagen. Stattdessen ist davon auszugehen, dass bei Lochleibung und Flankenbruch die Veran-

kerungslänge l sogar verkürzt werden könnte, ohne die Tragfähigkeit zu reduzieren. Im Gegensatz zur adhäsiven Verankerung wäre die Vergrößerung der Dicke t eine sehr wirksame Maßnahme zur Laststeigerung, da neben dem Laminatquerschnitt ebenfalls direkt die Fläche des Formschlusses erhöht würde. Ein abschließender Vergleich der Leichtbaugüte beider Verbindungen muss immer für das konkrete Bauteil bei jeweils optimierten Bedingungen von Geometriegrößen und Laminataufbau durchgeführt werden. Insbesondere bei geringen Gesamtquerschnitten weist die adhäsive Laminatstirnverankerung im Vergleich zur T-Bolzenverbindung jedoch das Potenzial auf, höhere Lasten lokal einzuleiten.

7 Einfluss der Ankerstrukturierung auf das Tragverhalten

Die Untersuchung zum Einfluss der Ankerart hat aufgezeigt, dass sich die Wahl des Ankers auf die Tragfähigkeit der Verbindung auswirken kann, Kapitel 5. Durchschnittlich ergaben sich bei den untersuchten Adhäsiven in Verbindung mit makroskopisch strukturierten Ankeroberflächen durch ein Gewinde gesteigerte Maximalkräfte F_{\max} gegenüber zylindrischen Ankern mit aufgerauter Oberfläche. Im Fall des *Hilti HIT RE 500 V3* ist die Laststeigerung durch den Gewindeanker besonders ausgeprägt.

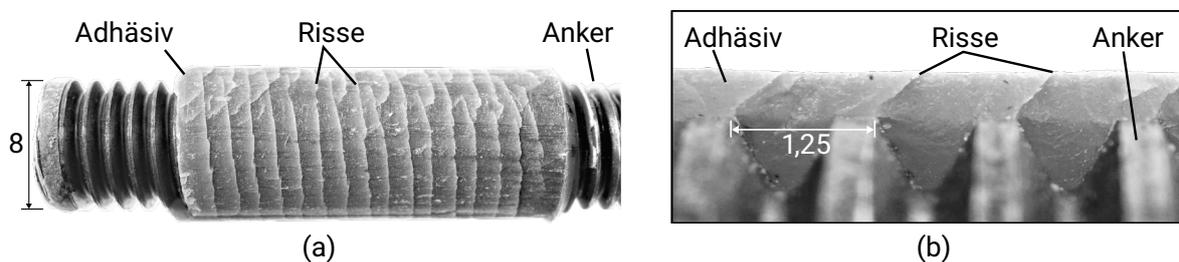


Bild 7.1: Schädigung in der Klebschicht durch Risse entlang der Gewindespitzen: (a) auf der äußeren Mantelfläche und (b) über die Dicke der Klebschicht im Querschnitt. Maßangaben in mm.

An Verankerungen mit adhäsivem Versagen am Laminat (Bild 7.1) ist zu erkennen, dass kohäsive Schädigung radial durch die Klebschicht entlang der Gewindespitzen auftritt. Dies deutet darauf hin, dass Schädigungen von den Kerben infolge des Gewindes ausgehen können. Der Querschnitt der Klebschicht in Bild 6.1 a zeigt jedoch, dass dies nicht auftreten muss. Es stellt sich die Frage, ob die Gestaltung der makroskopischen Strukturierung die Tragfähigkeit beeinflusst. Darüber hinaus ist zu klären, wie sich die Tragmechanismen auf die Tragfähigkeit auswirken - zum einen die Adhäsion zum Anker und zum anderen der Formschluss durch die Strukturierung. Es ist das Ziel, diesen Einfluss des Tragmechanismus zwischen Anker und Klebschicht zu analysieren sowie die Tragfähigkeit und somit die Leichtbaugüte zu steigern.

7.1 Stand der Technik und der Forschung adhäsiver Verbindungen mit Makrostrukturierung der Oberfläche

Untersuchungen im Holzbau ergaben, dass Gewindestangen im Vergleich zu Bewehrungsstahl höhere Tragfähigkeiten aufweisen [SGW07]. Der Formschluss der Gewindestangen gegenüber unstrukturierten Oberflächen wird bevorzugt [BS17]. Der Einfluss auf die Tragfähigkeit der Klebschicht wird jedoch nicht detailliert untersucht.

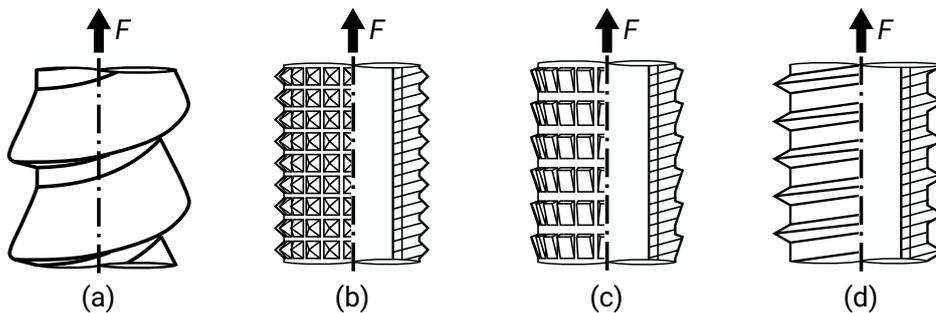


Bild 7.2: Strukturierungen zur Lastübertragung. Verbundverankerungen im Bauwesen: (a) konisches Gewinde für gerissenen Beton [Eli_95; www22c] und (b) gerändelte Hülse für den Einsatz in Mauerwerk [www22b]. Inserts im Spritzguss mit Innengewinde: (b) Rändel, (c) gerichtete Zahnung und (d) Gewinde mit größerer Steigung [KVT19]. Reibkraftschlüsse mit FKV: (b) Pyramiden und (c) gerichtete Zahnungen [Elt15; Dah22].

Im Betonbau werden neben Gewindestangen und Bewehrungsstäben weitere Strukturierungen verwendet. Die Anwendung richtet sich dabei nach dem Verankerungsgrund. Für gerissenen Beton werden Anker mit konischem Gewinde (Bild 7.2 a) in Lastrichtung verwendet [Eli_95; www22c]. Der Konus bewirkt einen Innendruck auf den Injektionsmörtel und den Verankerungsgrund. Zur Lasteinleitung in Mauerwerke werden Hülsen mit gerändelter Oberflächenstrukturierung (Bild 7.2 b) verwendet [www22b].

Bei konventionellen Klebverbindungen (SLJ) ergab die Untersuchung in [da_10] zum Einfluss der Oberflächenstrukturierung mittels dreieckiger Nuten senkrecht zur Belastungsrichtung für 0,1 und 0,3 mm Tiefe zueinander vergleichbare Versagenslasten. Darüber hinaus wurde die Anordnungen der Nuten - in Lastrichtung, senkrecht zu dieser sowie um 45° gedreht und gekreuzt - für ein sprödes und ein duktilen Adhäsiv bei 0,1 mm Tiefe untersucht. Ohne chemische Vorbehandlung der Oberflächen führten die Nuten im Fall des spröden Adhäsivs zu einer Laststeigerung im Vergleich zu nichtstrukturierten Probekörpern. Mit chemischer Vorbehandlung waren die Mittelwerte der Versagenslasten des jeweiligen Adhäsivs für alle Strukturierungen jedoch auf einem vergleichbaren Niveau. Die verschiedenen Orientierungen erzielten vergleichbare Lastniveaus; einzige Ausnahme ist die Orientierung der Nuten in Lastrichtung, die keine Laststeigerung gegenüber der nichtstrukturierten Referenz bewirkte.

Makroskopische Strukturierungen werden ebenfalls für die direkte Krafteinleitungen in

FKV verwendet. Im Kunststoff-Spritzguss werden Metall-Inserts als Krafteinleitungspunkte eingesetzt [KVT19]. Hierbei kommen verschiedene, makroskopische Oberflächenstrukturierungen zum Erzeugen eines Formschlusses zum Einsatz, Bild 7.2 b - d. Bei hybriden Bauweisen werden darüber hinaus Makrostrukturierungen von metallischen Komponenten zur Verbindung mit endlosfaserverstärkten Kunststoffen angewendet. Die bruchmechanische Untersuchung zum Verhalten der Bimaterial-Verbindung von Metall zu Matrix und zum Einfluss der Gestaltung des Flankenwinkels einer Dreiecks-Strukturierung zeigt auf, dass bei geringem Winkel die kohäsive Schädigung in Belastungsrichtung verläuft. Bei spitzen Winkeln verläuft die Schädigung senkrecht dazu in den FKV [HK17; Bar_18]. Pyramiden- ([Elt15]) und gerichtete Zahnungen ([Dah22]) ohne Klebverbindung haben sich ebenfalls für Reibkraftschlüsse mit FKV bewährt, Bild 7.2 b, c.

7.2 Versuchsplanung

Die Recherche zu makroskopischen Oberflächenstrukturierungen bei Klebverbindung in Forschung und in technischen Anwendungen ergibt, dass die Gestaltung der Strukturierung die Tragfähigkeit der Klebschicht und der Fügepartner beeinflussen kann.

Bei Verankerungen im Betonbau existieren unterschiedliche, makroskopische Strukturierungen von Ankeroberflächen. Die Strukturierungen sind hierbei auf den Verankerungsgrund ausgelegt, bspw. für gerissenen Beton. Wissenschaftliche Arbeiten in diesem Kontext zum Einfluss der Strukturierung auf die Tragfähigkeit der Klebschicht wurden im Rahmen der Recherche nicht gefunden. Ebenso konnten keine Untersuchungen zur Gestaltung von Spritzguss-Inserts gefunden werden.

Die wissenschaftliche Untersuchung zu SLJ mit strukturierter Oberfläche hat weder eine Auswirkung der Strukturtiefe noch einen Einfluss der Orientierung auf die Tragfähigkeit aufgezeigt, sofern diese nicht in Lastrichtung verläuft. Ein Einfluss der Geometrie der Strukturierung wurde jedoch nicht untersucht. Die Analyse des Flankenwinkels der Dreiecks-Strukturierung einer Hybridbauweise hat jedoch aufgezeigt, dass die Gestaltung der Geometrie das Versagen beeinflussen kann.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass der Literatur keine detaillierten Erkenntnisse zu Gestaltungsempfehlungen entnommen werden können. Für den Fall der adhäsiven Laminatstirnverankerung sind deshalb Untersuchungen notwendig, um den Einfluss der Ankerstrukturierung auf die Tragfähigkeit der Klebschicht und des Laminats zu bestimmen. Dabei ist die geometrische Gestaltung der Elemente, wodurch der makroskopische Formschluss der Strukturierung erzeugt wird, von besonderem Interesse. Die folgenden Eigenschaften (Bild 7.3) können sich dabei auf das Tragverhalten der Klebschicht auswirken:

- **Die Adhäsiveigenschaften** - Der Einfluss von Kerben durch die Strukturierung und die Verteilung der Spannung über die Scherfläche bzw. -länge a hängt von den Werkstoffeigenschaften des Adhäsivs ab.

- **Die Adhäsion** - Die Strukturierung stellt eine Vergrößerung der Oberfläche für Adhäsion zur Verfügung. Ohne Adhäsion liegt ein Formschluss vor; Flächen parallel zur Lastrichtung tragen in diesem Fall nicht zur Lastübertragung bei.
- **Die Scherfläche bzw. -länge a** - Beim Abscheren der Klebschicht am Außendurchmesser d_A der Strukturierung ist im Fall ohne Adhäsion nur die Fläche zwischen den Strukturelementen entscheidend. Bei Gewinden und rotationssymmetrischen Strukturierungen entspricht dies der Scherlänge a .
- **Der Abstand und die Anzahl der Elemente** - Dies entspricht bei Gewinden der Steigung P . Für Strukturierungen über die gesamte lastübertragende Fläche handelt es sich um abhängige Parameter. Mit steigender Anzahl reduziert sich die pro Element übertragene Last. Mit zunehmendem Abstand zwischen den Elementen ist von einer inhomogeneren Lastverteilung auszugehen.
- **Die Höhe der Elemente h** - Mit steigender Höhe nimmt die Fläche zu, über die die Last eingeleitet werden kann. Darüber hinaus nimmt die Nachgiebigkeit des Elements zu. Dies kann auch zu einer homogeneren Lastverteilung über die Verankerungslänge l führen.
- **Der Winkel zur Lastrichtung β** - Die Höhe der radialen Kraftkomponente infolge der Ankerlast F hängt vom Winkel ab.
- **Die Kerbwirkung** - Bei scharfen Kanten ist der Winkel in Lastrichtung entscheidend für die Kerbwirkung. Darüber hinaus wird dies durch lokale Fasen oder Rundungen an den Kanten am Außendurchmesser d_A beeinflusst.
- **Die Breite eines Elementes b** - Diese wirkt sich auf die Nachgiebigkeit der Elemente aus und beeinflusst dadurch die Lastverteilung über die Höhe der Elemente und ebenso über die Verankerungslänge l .

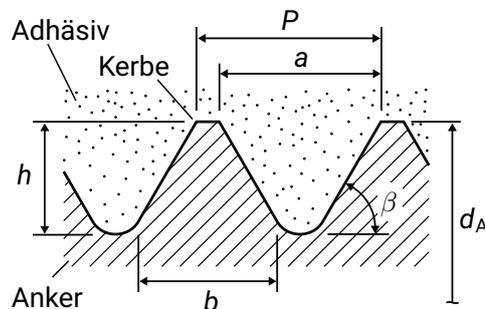


Bild 7.3: Geometrische Parameter der Strukturierung mit Auswirkung auf das Tragverhalten der Klebschicht entsprechend den Vorüberlegungen.

Tabelle 7.1: Faktoren und Faktorstufen der Untersuchung zum Einfluss des Adhäsivs, der Strukturierung und des Formschlusses ggü. der Adhäsion. Die Auswertung erfolgt differenziert in zwei Versuchsplänen: (a) Adhäsiv und Strukturierung, (b) Strukturierung und Oberfläche.

Faktoren		Faktorstufen	
Adhäsiv	Hilti	A138	
Strukturierung	Regelgewinde	rund	rechteckig
Oberfläche	gestrahlt	eingetrennt	

Das Ziel der Untersuchung ist die Analyse des Tragmechanismus, um die wesentlichen Einflussparameter zu identifizieren und deren Potenzial zur Steigerung der Traglast zu ermitteln. Die detaillierte Variation einzelner Parameter steht nicht im Fokus.

7.2.1 Voruntersuchung

In einer Voruntersuchung (Tabelle 7.1) wird zunächst folgenden, grundlegenden Fragestellungen nachgegangen:

- wirkt sich die Gestaltung der Strukturierung auf die Belastbarkeit der Klebschicht aus;
- beeinflusst das Werkstoffverhalten des Adhäsivs die Wirkung der Strukturierung;
- welchen Einfluss hat die Adhäsion gegenüber dem Formschluss auf die Tragfähigkeit.

Die Versuchsergebnisse dienen als Grundlage zum Aufstellen der weiterführenden Versuchspläne. Zur Betrachtung des Einflusses des Werkstoffverhaltens werden der *Hilti HIT RE 500 V3* (Hilti) als duktiler Adhäsiv und der *Araldite® AV138/HV998 M-1* (A138) als sprödes Adhäsiv (Tabelle 5.1) untersucht. Neben dem metrischen Regelgewinde wird eine Strukturierung in Anlehnung an ein Rundgewinde Rd8 nach DIN 405-1 [DINc] betrachtet, Bild 7.4 a. Dieses hat gegenüber dem metrischen Regelgewinde etwa die doppelte Steigung. Dadurch wird auch geprüft, ob die Anzahl der Strukturelemente pro Länge relevant ist. Darüber hinaus wird eine äquivalente Rechteckstrukturierung (Bild 7.4 b) verwendet. Dies dient der Untersuchung des Einflusses der Kerbwirkung. Zur Analyse des Tragmechanismus werden aufgeraute Ankerstrukturierungen (Kapitel 5) mit Ankern verglichen, deren Oberfläche als Extremfall geringer Adhäsion mit Trennmittel präpariert wird.

Der Einfluss der Strukturierungen wird für beide Adhäsive betrachtet. Die Untersuchung zu den Tragmechanismen Adhäsion und Formschluss aller Strukturierungen wird jedoch nur für das Hilti-Adhäsiv durchgeführt. Die Auswertung der Versuche erfolgt aus diesem Grund anhand separater, mehrfaktorieller Varianzanalysen: (a) zum Einfluss des Werkstoffverhaltens der Adhäsive und (b) zum Einfluss der Adhäsion jeweils für die Variation der Ankerstrukturierung. Erläuterungen der angewendeten, statistischen Methoden sind in

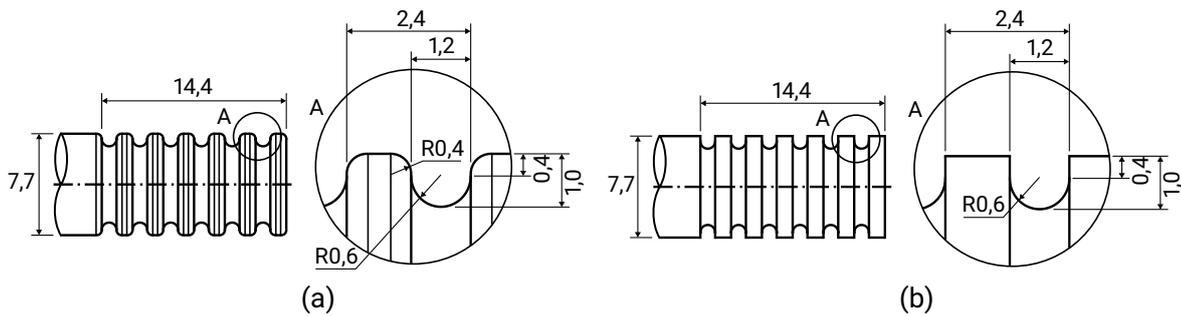


Bild 7.4: Rund- und Rechteckstrukturierung zur Betrachtung des Einflusses der Ankerstrukturierung auf die Tragfähigkeit. Maßangaben in mm.

Kapitel 5.2 beschrieben. Die Voraussetzung der Normalverteilung ist für alle Konfigurationen gegeben - der minimale p -Wert des Shapiro-Wilk-Tests beträgt $p = 0,107$ (Anhang, Tabelle C.14). Ebenso besteht in beiden Fällen keine signifikante Abweichung von der Varianzhomogenität - Levene-Test mit p -Wert $p = 0,206$ und $p = 0,013$ (Anhang, Tabelle C.15). Da der Stichprobenumfang $n = 3$ je Konfiguration gering ist, dient die Auswertung der objektiven Einordnung der Ergebnisse und keiner abschließenden statistischen Absicherung. Für statistisch abgesicherte Ergebnisse ist der Versuchsumfang zu erhöhen. Aufgrund des geringen Stichprobenumfangs wird das Signifikanzniveau auf 0,001 festgelegt.

Es werden GFK-Probekörper mit [0/90]-Laminat, einem Laminatquerschnitt von $b = t = 18$ mm und eine Verankerungslänge von $l = 15$ mm verwendet. Die Klebschichtdicke t_{Adh} beträgt 0,5 mm für das Regelgewinde. Die Anker mit Rund- und Rechteckstrukturierung werden aus Zylinderschaftschrauben hergestellt. Aufgrund der Fertigungstoleranzen der Schrauben, ergibt sich für die Anker mit eigens hergestellter Strukturierung ein geringerer Außendurchmesser $d_A = 7,7$ mm und somit eine geringfügig größere Klebschichtdicke $t_{\text{Adh}} = 0,65$ mm. In der entsprechenden Untersuchung (Kapitel 5) hatte sich kein Einfluss der Klebschichtdicke t_{Adh} ergeben. Es wird deshalb davon ausgegangen, dass sich der geringfügige Unterschied der Klebschichtdicke t_{Adh} nicht auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse auswirkt. Die Herstellung der Bohrung, der Verklebung und die Versuchsdurchführung erfolgen entsprechend der Schilderung in Kapitel 4.

Einfluss der Strukturierung auf das Versagensverhalten

Das Versagensverhalten wird für die Strukturierungen jeweils zusammengefasst für beide Adhäsive und beide Oberflächenbehandlungen betrachtet, Bild 7.5 a. Es zeigt sich, dass bei Probekörpern aller Strukturierungen jede Schädigungsart (Kapitel 6.2.1) aufgetreten ist. In der Häufigkeit des Auftretens bestehen jedoch Unterschiede. Während bei Gewinde- und Rundstrukturierung verstärkt Delamination bzw. Zwischenfaserbruch als Versagensursache auftreten, entsteht bei der rechteckigen Strukturierung lediglich in einem Fall eine Laminatschädigung. In diesem Fall tritt die Laminatschädigung im Zusammenhang mit

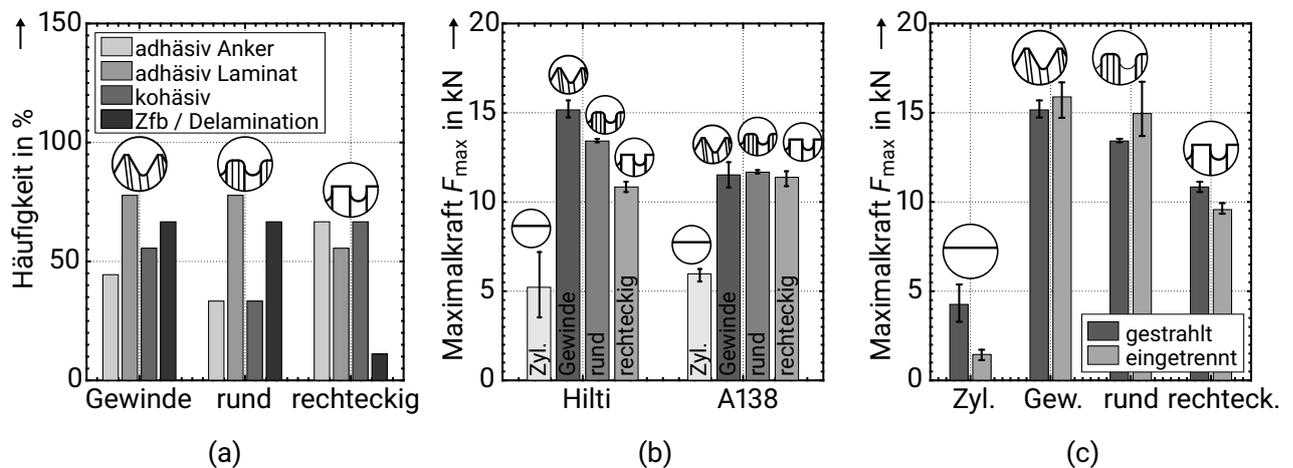


Bild 7.5: Ergebnisse der Voruntersuchung mit zwei Adhäsiven - *Hilti HIT RE 500 V3* (Hilti) und *Araldite® AV138/HV998 M-1* (A138) - und zwei Oberflächenbehandlungen - gestraht und eingetreten. (a) Häufigkeit des Auftretens der Schädigungen für jede Ankerstrukturierung jeweils summiert für die Adhäsive und die Oberflächenbehandlungen. (b) Einfluss der Strukturierung abhängig vom Adhäsiv bei gereinigter Ankeroberfläche und (c) Einfluss der Adhäsion bei strukturierten Ankern auf die Tragfähigkeit F_{max} , jeweils inkl. des Zylinderankers als Referenz eines Ankers ohne Strukturierung.

kohäsiver Schädigung auf. Es ist entsprechend Kapitel 6.2.1 deshalb davon auszugehen, dass die Laminatschädigung ein Resultat des kohäsiven Versagens ist.

Wechselwirkung von Adhäsiv und Strukturierung

Die Auswertung der Varianzanalyse zur Maximalkraft F_{max} (Bild 7.5 b) ergibt sowohl für die Faktoren Adhäsiv und Strukturierung als auch für deren Wechselwirkung p -Werte $p < 0,001$ und somit signifikante Unterschiede, Tabelle C.16. Von besonderem Interesse ist die Wechselwirkung von Adhäsiv und Ankerstrukturierung. Dies wird anhand von Post-hoc-Vergleichen differenziert nach dem Adhäsiv für die drei Strukturierungen ausgewertet, Tabelle 7.2.

Der differenzierte Vergleich zeigt, dass die Strukturierung die Tragfähigkeit F_{max} der Verankerung mit dem duktilen Adhäsiv *Hilti HIT RE 500 V3* beeinflusst. Im Fall der Rechteckstrukturierung ergibt sich sowohl zum Regelgewinde als auch zur Rundstrukturierung ein p -Wert $p < 0,001$. Für den Vergleich von Gewinde und Rundstrukturierung liegt der p -Wert $p = 0,003$ über dem Signifikanzniveau von 0,001. Die Vergleiche der Strukturierung mit dem spröden Adhäsiv *Araldite® AV138/HV998 M-1* hingegen ergeben keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit F_{max} der Verankerung.

Tabelle 7.2: Post-hoc-Vergleiche der mehrfaktoriellen Varianzanalyse zur Wechselwirkung von Adhäsiv und Strukturierung. Aufgeführt sind die p -Werte der Paarvergleiche differenziert nach Adhäsiv.

		Hilti		A138		
Strukturierung	Gewinde	rund	rechteckig	Gewinde	rund	rechteckig
Gewinde		0,003	< 0,001		0,997	0,998
rund	0,003		< 0,001	0,997		0,950
rechteckig	< 0,001	< 0,001		0,998	0,950	

Tabelle 7.3: Resultierende p -Werte der Post-hoc-Vergleiche der mehrfaktoriellen Varianzanalyse zum Einfluss der Adhäsion zum Anker auf die Tragfähigkeit der Verankerung.

Vergleich	Gewinde	rund	rechteckig	zylindrisch
gestrahlt - eingetrennt	0,947	0,334	0,554	0,011

Tragmechanismus der Kraftübertragung

Im Fall der Untersuchung des Tragmechanismus - Adhäsion und Formschluss (Bild 7.5 c) - ergibt die Varianzanalyse entsprechend der vorherigen Analyse einen Einfluss der Strukturierung (p -Wert $p < 0,001$) und ebenso für die Wechselwirkung von Oberfläche und Strukturierung (p -Wert $p = 0,001$). Die Oberfläche weist jedoch mit einem p -Wert $p = 0,189$ kein signifikantes Ergebnis auf, Tabelle C.17. Anhand der Post-hoc-Vergleiche zur Wechselwirkung bestätigt sich, dass für keine der Strukturierungen ein signifikanter Unterschied zwischen den Oberflächeneigenschaften (aufgeraut bzw. eingetrennt) besteht, Tabelle 7.3. Im Fall der Referenz des Zylinderankers ist jedoch davon auszugehen, dass mit einem größeren Stichprobenumfang ein signifikanter Unterschied festgestellt werden könnte.

Zwischenfazit

Die Voruntersuchung zeigt, dass die Strukturierung bei Verwendung des *Hilti HIT RE 500 V3* einen Einfluss auf die Tragfähigkeit F_{\max} hat. Dieses Adhäsiv ist somit für die weitere Betrachtung zum Einfluss der Strukturierung geeignet. Gleichzeitig besteht für dieses Adhäsiv das Potenzial, die Tragfähigkeit zu steigern, aber ebenso die Notwendigkeit einer genaueren Kenntnis des Einflusses der Strukturierung, um eine Reduktion der Belastbarkeit zu vermeiden.

Der Vergleich zum Einfluss der Adhäsion zeigt, dass diese keinen wesentlichen Anteil zur Tragfähigkeit beiträgt. Im Fall des Formschlusses ist die Scherfläche der Klebschicht relevant für die Belastbarkeit. Die unterschiedliche Scherfläche kann eine Ursache für die geringeren Maximalkräfte F_{\max} der Rund- und der Rechteckstruktur sein. Diese weisen eine größere, äußere Mantelfläche auf, die die Scherfläche des Adhäsivs reduziert und

somit dort in einer höheren mittleren Schubspannung resultiert. Die geringe Belastbarkeit der Rechteck- gegenüber der Rundstrukturierung könnte ebenfalls eine Folge dessen sein, da die Rundung die Scherfläche vergrößert. Der Unterschied könnte jedoch auch aus der unterschiedlichen Kerbwirkung beider Strukturierungen herrühren.

Es hat sich außerdem gezeigt, dass der Gewindeanker und die Rundstrukturierung im Gegensatz zur Rechteckstrukturierung eine Laminatschädigung bewirken. Die Geometrie beider Strukturierungen weist mit dem Flankenwinkel und der runden Fase Bereiche auf, die eine Übersetzung der Axiallast F in eine Radialkraft F_r bewirken, Kapitel 6.3.2. Der resultierende Innendruck p_i kann zum Laminatversagen beitragen. Andererseits kann diese Drucküberlagerung die Schubbeanspruchbarkeit des Adhäsivs steigern und zur höheren Tragfähigkeit des Gewindes und der Rundstrukturierung gegenüber der Rechteckstrukturierung beitragen.

7.2.2 Versuchsplan

Auf Grundlage der Schlussfolgerungen der Voruntersuchung wird ein weiterführender Versuchsplan zum Einfluss der Strukturierung für die Tragfähigkeit der Verankerung mit Verwendung des *Hilti HIT RE 500 V3* aufgestellt. Da kein erkennbarer Einfluss der Adhäsion auf die maximale Tragfähigkeit F_{\max} festgestellt werden konnte, stehen bei der weiteren Untersuchung Strukturierungen mit möglichst großer Scherfläche der Klebschicht im Fokus.

Die Gestaltung der Strukturierung wird dabei auch von der Fertigung bestimmt. Durch die Verwendung hochfester Anker ist die Verfügbarkeit standardisierter Elemente begrenzt. Dies trifft insbesondere für die Vielzahl genormter Gewinde zu, die in dieser Festigkeitsklasse nur als Sonderanfertigungen mit entsprechend hohen Kosten verfügbar sind. Eine spanende Bearbeitung ist deshalb bei den geringen Stückzahlen und der Variationsmöglichkeiten geeigneter zur Herstellung strukturierter Anker. Die hohe Festigkeit des Werkstoffs, ist jedoch auch in diesem Fall eine Herausforderung für die Fertigung - insbesondere durch die geringe Größe der Strukturierung und die notwendigen kleinen Werkzeuge. Der geringe Ankerdurchmesser $d_A = 8$ mm begrenzt zudem die Bearbeitungslänge und somit die mögliche Verankerungslänge l . Aus den Ergebnissen der Voruntersuchung und den Anforderungen der Fertigung haben sich die folgenden Strukturierungen (Bild 7.6 a - g) für die weitere Untersuchung ergeben:

- **Ein Feingewinde** - Die größere Anzahl von Strukturierungselementen reduziert die übertragene Last pro Element und verkürzt außerdem die Länge der Scherfläche des Adhäsivs je Strukturierungselement. Dies kann zu einer Homogenisierung der Spannung über die Länge der Scherfläche führen. Das Feingewinde mit Steigung $P = 0,75$ mm ist darüber hinaus vergleichbar zu den Dimensionen des M5-Regelgewindes. Es kann somit untersucht werden, ob dies die Ursache für die zunehmende kohäsive Belastbarkeit der Verankerung mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A ist, Kapitel 6.2.2. Darüber hinaus weisen Feingewinde höhere Mindestbruchkräfte gegenüber Regelgewinden auf, sodass dies für den Leichtbau relevant sein kann.

- **Ein 90°- und ein 50°-Winkel in Belastungsrichtung** - Der Winkel wirkt sich zum einen auf die Kerbwirkung und zum anderen auf die Drucküberlagerung der Klebschicht aus. Die Strukturierungen werden nicht als Gewinde umgesetzt, sondern sind fertigungsbedingt rotationssymmetrisch. Der Abstand der Strukturelemente und die Strukturtiefe sind entsprechend des M8 Regelgewindes.
- **Eine Rundung beim 90°-Winkel in Belastungsrichtung** - Diese Geometrie soll einen Rückschluss über den Einfluss der Kerbwirkung ermöglichen durch den direkten Vergleich zur Strukturierung mit 90° und scharfer Kante.
- **Ein konischer Anker** - Hierbei handelt es sich nicht um eine Strukturierung im Sinne des Formschlusses. Die konische Geometrie dient der weiteren Untersuchung des Einflusses eines überlagerten Querdrucks in der Klebschicht. Durch den geringen Winkel wird eine Querdrucküberlagerung bewirkt, ohne einen nennenswerten Formschluss zu erzeugen. Die Oberfläche wird entsprechend den Angaben in Kapitel 5.1 gestrahlt.

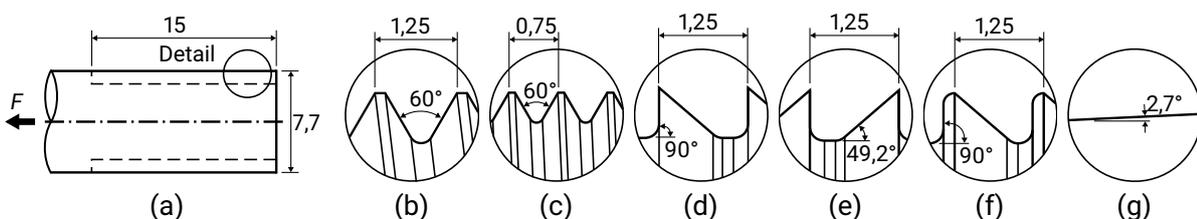


Bild 7.6: (a) Ankergeometrie zur Variation der Strukturierung: (b) Regelgewinde mit $P = 1,25$ mm Steigung, (c) Feingewinde mit $P = 0,75$ mm Steigung, (d) 90°-Winkel mit scharfer Kante, (e) 49,2°-Winkel (kurz: 50°) mit scharfer Kante, (f) 90°-Winkel mit Rundung. (g) Eine konische Ankergeometrie - der Winkel resultiert aus der Verankerungslänge l und dem Kerndurchmesser des Regelgewindes. Maßangaben in mm.

Um Fertigungseinflüsse bei der Einordnung der Ergebnisse im Vergleich zur Referenz des Regelgewindes auszuschließen, wird dieses ebenfalls spanend hergestellt. Mit den aufgeführten Strukturierungen soll der Einfluss auf die Belastbarkeit der Klebschicht untersucht werden. Es werden deshalb Probekörper mit [0/90]-Laminataufbau $b = 18$ mm Breite und $t = 12$ mm Dicke verwendet. Die Versuchsergebnisse zum Einfluss des Laminatquerschnitts haben ergeben, dass bei dieser Breite b kohäsives Versagen die Versagensursache ist und nicht Laminatversagen, Kapitel 6.2.2. Die Recherche- und Versuchsergebnisse der Voruntersuchung zeigen darüber hinaus, dass die Strukturierung die Tragfähigkeit des Verankerungsgrundes beeinflussen kann. Zu diesem Zweck erfolgt ebenfalls eine Untersuchung an Probekörpern mit $b = 12$ mm Breite. Bei dieser Breite b ist Laminatversagen die Versagensursache. Es werden folgende Strukturierungen betrachtet:

- **Ein 90°- und ein 50°-Winkel in Belastungsrichtung** - Der Winkel ist entscheidend für das Aufbringen eines Innendrucks auf das Laminat. Dies kann die Delamination bzw. die Zwischenfaserbrüche bewirken.

- **Die Lastübertragung am Bohrungseingang** - Es handelt sich hierbei um keine formschlüssige Strukturierung. Die Messung der Laminatdehnung in den Auszugversuchen hat aufgezeigt, dass am Bohrungseingang lokal sehr hohe Querdehnungen ε_y bzw. ε_z und somit Spannungen auftreten, Kapitel 6.3.2. Eine reduzierte oder verhinderte Lastübertragung in diesem Bereich könnte die dortigen Spannungen reduzieren und die Tragfähigkeit der Verankerung steigern. Die reduzierte Lastübertragung wird durch eine Nut bis auf den Kerndurchmesser des Ankers vor Beginn der Verankerungslänge l umgesetzt, Bild 7.7 a. Ohne den Formschluss durch das Gewinde soll dort die Lastübertragung reduziert werden. Zum anderen wird eine Hülse beim Verklebeprozess eingebracht, die in diesem Bereich das Eindringen des Adhäsivs verhindert und einen lastfreien Bereich am Bohrungseingang bewirkt, Bild 7.7 b. Der Versatz vom Bohrungseingang bis zum Beginn der verklebten Strukturierung und die Verankerungslänge l sind für beide Varianten identisch.

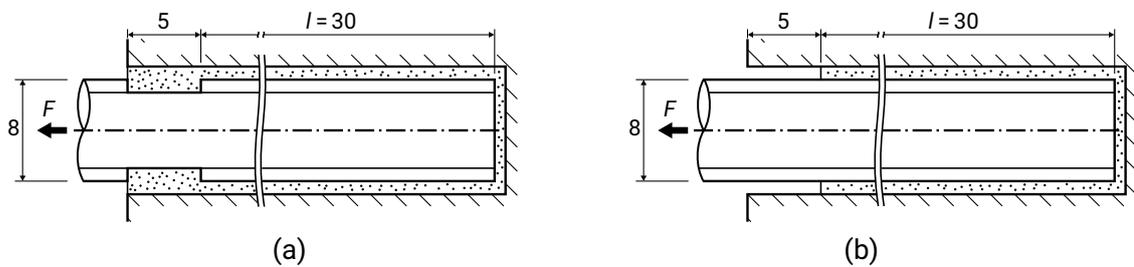


Bild 7.7: Varianten zur Gestaltung der Klebschicht mit a) lastreduziertem und b) lastfreiem Bohrungseingang gegenüber einer Verankerungslänge l beginnend ab dem Bohrungseingang. Maßangaben in mm.

Die Verankerungslängen betragen $l = 15$ mm mit Ausnahme der Probekörper zur Untersuchung des lastreduzierten Bohrungseingangs. Für letztere wird die Verankerungslänge $l = 30$ mm verwendet. Dies ermöglicht den Vergleich zu den Ergebnissen der Probekörper mit gleichem Laminatquerschnitt aber der Lastübertragung ab dem Bohrungseingang, Kapitel 6. Die Herstellung und die Versuchsdurchführung erfolgen entsprechend Kapitel 4. Es werden drei Probekörper je Konfiguration untersucht.

7.3 Versuchsergebnisse

Die Versuchsergebnisse werden differenziert zum Einfluss auf die Klebschicht und zum Einfluss auf das Laminat vorgestellt.

7.3.1 Untersuchung zur Klebschicht

Die Probekörper mit dem Fokus auf die Belastbarkeit der Klebschicht weisen neben kohäsivem Versagen auch Laminatversagen mit Adhäsionsverlust auf, Bild 7.8 a. Das Feingewinde

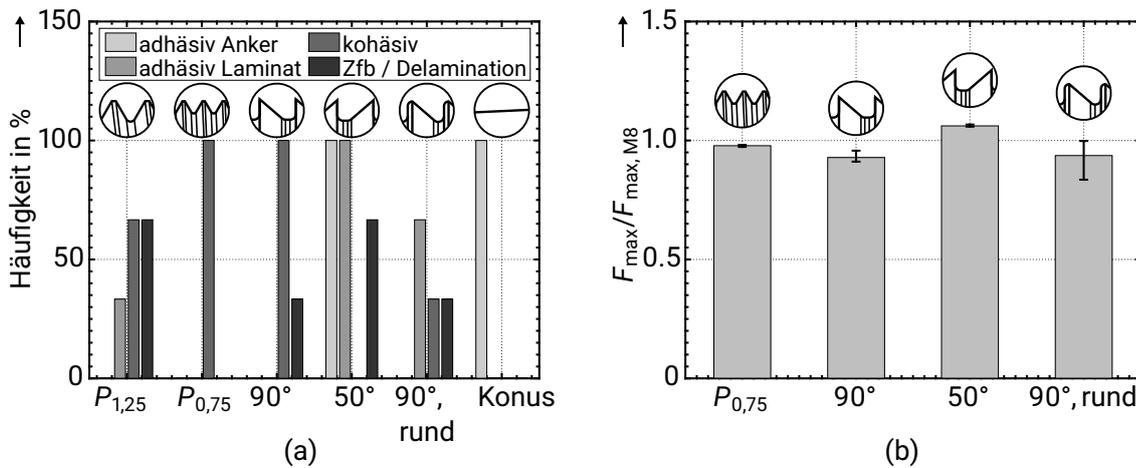


Bild 7.8: (a) Häufigkeit der Versagensarten der verschiedenen Ankerstrukturierungen zum Einfluss auf die Klebschicht bei $b = 18$ mm breiten Probekörpern. Das Probekörperversagen kann sich aus einer Kombination mehrerer Versagensarten zusammensetzen. (b) Vergleich der Tragfähigkeiten der Strukturierungen bezogen auf den Referenzwert des M8-Regelgewindes.

bewirkt als einzige Strukturierung in allen Fällen kohäsives Versagen. Im Gegensatz dazu führt die Strukturierung mit 50° -Winkel bei jedem Probekörper zu Laminatversagen. Das Regelgewinde und der 90° -Winkel mit Rundung rufen jeweils beide Versagensarten hervor.

Tabelle 7.4: Einfaktorielle Varianzanalyse bzgl. des Einflusses der Strukturierung auf die maximale Tragfähigkeit F_{\max} mit berücksichtigter WELCH-Korrektur wegen der Verletzung der Varianzhomogenität.

Homogenitäts- korrektur	Fälle	QS 10^7	df	MQS 10^6	F	p
WELCH	Strukturierung	1,0	4,000	2,5	92,037	< 0,001
	Residuen	0,5	4,672	1,1		

Da nicht alle Probekörper kohäsiv versagt sind, kann kein Vergleich der Belastbarkeit der Klebschicht anhand der maximal ertragbaren mittleren Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, Adh}$ erfolgen. Es wird stattdessen die Tragfähigkeit der Verankerung F_{\max} verglichen, Bild 7.8 b. Die Auswertung erfolgt anhand einer einfaktoriellen Varianzanalyse mit den verschiedenen Strukturierungen. Die Voraussetzung der Normalverteilung ist für alle Konfigurationen gegeben, Tabelle C.18 a. Da die Varianzhomogenität (Tabelle C.18 b) nicht erfüllt ist, erfolgt die Varianzanalyse mit der WELCH-Korrektur. Diese ergibt einen p -Wert $p < 0,001$, Tabelle 7.4. Die Post-hoc-Vergleiche ergeben für den Games-Howell Test, geeignet bei Verletzung der Varianzhomogenität [www22f], einen p -Wert $p < 0,001$ zwischen dem Feingewinde und der Strukturierung mit 50° -Winkel, Tabelle C.19. Es ergibt sich jedoch für keine Strukturierung

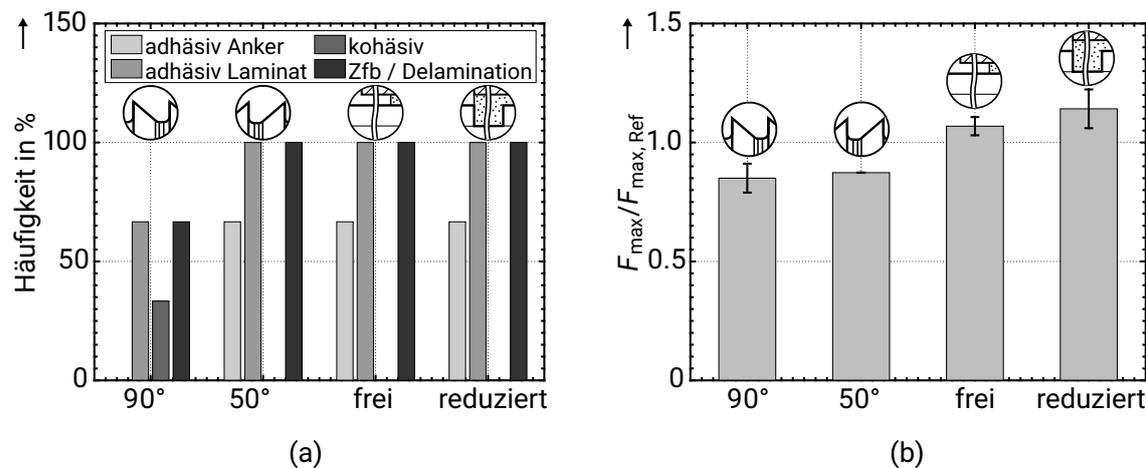


Bild 7.9: (a) Häufigkeiten der Versagensarten und (b) Maximalkräfte F_{\max} der Probekörper zur Untersuchung des Laminatversagens mit $b = 12$ mm Breite bezogen auf die jeweilige Referenz: die Strukturierung mit 90° - und mit 50° -Winkel jeweils auf die Ergebnisse mit $b = 18$ mm breiten Probekörpern (Bild 7.8 b); die lastfreie und die lastreduzierte Variante auf die Konfiguration mit Klebschicht und Gewinde vollständig bis zum Bohrungseingang mit der Verankerungslänge $l = 30$ mm aus Kapitel 6.

ein signifikanter Einfluss im Vergleich zum Regeltwinde.

Der konische Anker wird separat betrachtet und mit dem Zylinderanker anhand eines Zweistichproben- t -Tests verglichen. Die Voraussetzung der Normalverteilung (Anhang, Tabelle C.20) und der Gleichheit der Varianzen sind erfüllt. Aufgrund des geringen p -Werts des Levene-Tests (Anhang, Tabelle C.20) wird zudem der WELCH-Test durchgeführt. Beide Tests ergeben trotz der Steigerung des Mittelwerts der Maximalkraft F_{\max} des konischen Ankers um 30% gegenüber dem Zylinderanker kein signifikantes Ergebnis, Tabelle C.20.

7.3.2 Untersuchung zum Laminatversagen

Die Tragfähigkeit ist bei allen Konfigurationen durch Laminatversagen begrenzt, Bild 7.9 a. Die einzige Ausnahme stellt ein Probekörper der Strukturierung mit 90° -Winkel dar, der kohäsives Versagen der Klebschicht aufweist.

Für die Auswertung der Ergebnisse werden die beiden Konfigurationen zum Einfluss der Strukturierung und die beiden Konfigurationen zum Einfluss der Lastübertragung am Bohrungseingang separat betrachtet. Im Fall der Strukturierung stellt sich zum einen die Frage, ob sich die Tragfähigkeit F_{\max} beider Strukturierungen zueinander unterscheidet und zum anderen, ob sich die relative Tragfähigkeit bezogen auf die Ergebnisse bei $b = 18$ mm unterscheidet. Im Fall der Konfiguration mit 50° -Winkel der Strukturierung weist ein Probekörper gegenüber den beiden weiteren Probekörpern eine etwa 60% niedrigere Maximalkraft F_{\max} auf. Im Rahmen der gesamten Versuchsdurchführung der Arbeit ist lediglich ein weite-

rer Probekörper mit derartig hoher Abweichung gegenüber dem Mittelwert der weiteren Probekörper aufgetreten (Kapitel 5). Es ist davon auszugehen, dass dieses Ergebnis bei einem größeren Versuchsumfang als Ausreißer identifiziert werden kann. Eine statistische Auswertung ist hier jedoch nicht zielführend, da dieser Wert bei Berücksichtigung des Ergebnisses verzerren würde - ohne diesen Wert sind jedoch lediglich zwei Datenpunkte vorhanden. Bezogen auf die Mittelwerte der jeweiligen Referenz mit $b = 18$ mm Breite ist kein Unterschied zwischen beiden Strukturierungen zu erkennen, Bild 7.9 b. Da die Maximalkraft F_{\max} der Referenz der Strukturierung mit 50°-Winkel höher ist, ergibt sich auch bei geringerer Breite b eine höhere Tragfähigkeit trotz radialer Kraftkomponente. Die Betrachtung der Laminatdehnung und in Dickenrichtung ε_z mittels DIC verdeutlicht, dass bei gleicher Kraft $F = 12,5$ kN die Dehnungen ein vergleichbares Niveau haben - Bild 7.10. Die Laminatdehnung im Fall der Strukturierung mit 90°-Winkel ist geringfügig höher. Dies stimmt mit der geringeren Versagenslast F_{\max} durch Laminatversagen überein.

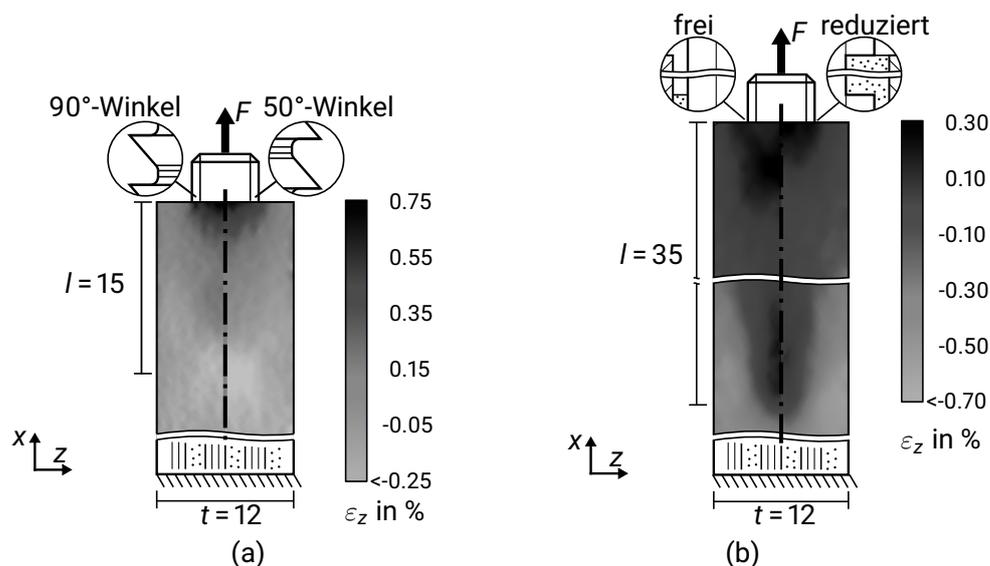


Bild 7.10: Messung der Dehnung in Dickenrichtung ε_z mittels DIC entsprechend Kapitel 4.1: (a) Vergleich von 90° und 50°-Winkel der Strukturierung und (b) Vergleich der Gestaltungsvarianten zur reduzierten Lastübertragung am Bohrungseingang. Maßangaben in mm.

Die Konfigurationen zum Einfluss der Lastübertragung am Bohrungseingang werden der Verankerung mit regulärer Gewindestange und Klebschicht bis zum Bohrungseingang und gleicher Verankerungslänge $l = 30$ mm als Referenz gegenübergestellt. Die Auswertung erfolgt mit einer einfaktoriellen Varianzanalyse mit einem Signifikanzniveau von 0,001, Tabelle 7.5. Die Voraussetzungen der Normalverteilung und der Varianzhomogenität sind gegeben, Tabellen C.21 a, b. Der Vergleich ergibt für die gesteigerten Mittelwerte der beiden Gestaltungsvarianten am Bohrungseingang keinen signifikanten Unterschied zwischen den Konfigurationen. Die Dehnung in Dickenrichtung ε_z weist für beide Gestaltungsvarianten

ein vergleichbares Niveau auf. Es zeigt sich, dass im Fall des Bohrungseingangs ohne Verklebung der Ort maximaler Dehnung vom Rand versetzt auftritt.

Tabelle 7.5: Einfaktorielle Varianzanalyse zum Vergleich der Maximalkräfte F_{\max} bei verschiedener Gestaltung der Lastübertragung am Bohrungseingang.

Fälle	QS 10^7	df	MQS 10^7	F	p
Bohrungseingang	3,4	2,000	1,7	6,656	0,010
Residuen	3,3	13,000	0,3		

7.4 Diskussion und Schlussfolgerungen der Untersuchung

Im Fall des *Hilti HIT RE 500 V3* wird die Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung von der Strukturierung beeinflusst und der Formschluss ist der entscheidende Tragmechanismus. Der Einfluss der Strukturierung hängt jedoch vom Adhäsiv ab. Das spröde Adhäsiv *Araldite® AV138/HV998 M-1* erreicht unabhängig von der Strukturierung die gleiche Tragfähigkeit F_{\max} . Die Spannungsüberhöhung an den Überlappungsenden könnte in diesem Fall das Versagen bestimmen und somit dazu führen, dass die Strukturierung keine Auswirkung hat.

Da der Formschluss im Fall des *Hilti HIT RE 500 V3* entscheidend ist, ist die Scherlänge des Adhäsivs zu maximieren. Bei vergleichbaren Scherlängen haben sich für die Variation der Anzahl und Höhe der Strukturierungselemente, des Winkels zur Lastrichtung und der Gestaltung der Kerbe keine signifikanten Einflüsse auf die Tragfähigkeit im Vergleich zum Regelgewinde ergeben. Es deuten sich jedoch Unterschiede zwischen den Mittelwerten an. In der Tendenz erreichten Strukturierungen mit radialer Kraftkomponente und somit Querdrucküberlagerung in der Klebschicht höhere Maximalkräfte F_{\max} , ebenso der konische Anker im Vergleich zum Zylinderanker. Diese Tendenzen müssten anhand eines größeren Versuchsumfangs überprüft werden. Ein deutlicher Einfluss und ein großes Potenzial zur Laststeigerung durch gezielte Strukturierungen gegenüber dem Regelgewinde sind jedoch nicht zu erwarten. Dies ist insbesondere deshalb relevant, da das Regelgewinde als preiswerte Standardkomponente bereits hohe Tragfähigkeit F_{\max} erreicht und somit auf kostenintensive Sonderanfertigungen verzichtet werden kann.

Das Feingewinde hat keine Laststeigerung gegenüber dem Regelgewinde aufgezeigt. Im Kontext des Resultats steigender Tragfähigkeiten der Verankerung mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A bei kohäsivem Versagen (Kapitel 6.2.2) können die Unterschiede der Strukturierung (Gewindesteigung und -tiefe) abhängig vom Ankerdurchmesser d_A somit nicht als Ursache identifiziert werden.

Bezüglich des Einflusses der Ankerstrukturierung auf das Laminatversagen zeigt sich kein eindeutiges Ergebnis. Einerseits tendieren Strukturierungen mit 90° -Winkel zur Lastrichtung häufiger zu kohäsivem Versagen als Strukturierungen, die eine radiale Kraftkomponente bewirken. Andererseits ist die erreichte Last F_{\max} im Verhältnis zur jeweiligen Referenzkonfiguration ohne Laminatversagen als Versagensursache vergleichbar zur Strukturierung mit radialer Kraftkomponente. Die absolute Tragfähigkeit F_{\max} mit 90° -Winkel ist gegenüber dem 50° -Winkel sogar geringer. Es kann somit kein direkter Zusammenhang zwischen dem Winkel der Strukturierung und dem resultierenden Innendruck p_i und dem Laminatversagen aufgezeigt werden.

Das Versagen des Feingewindes war in allen Fällen kohäsiv. Dieses Ergebnis sollte anhand eines größeren Versuchsumfangs abgesichert werden. Es wäre ebenfalls zu überprüfen, ob mit dem Feingewinde kohäsives Versagen auch bei geringeren effektiven Breiten b_{eff} im Vergleich zum Regelgewinde auftritt und ein Laminatversagen verhindert wird.

Für die Gestaltungsvarianten der Verklebung am Bohrungseingang konnte kein signifikanter Unterschied nachgewiesen werden. Beide Varianten weisen jedoch im Mittel höhere Tragfähigkeiten auf. Dies muss mit einem vergrößerten Versuchsumfang weiter untersucht werden. Dabei wäre ebenfalls ein Vergleich zu einer Verankerungslänge $l = 35$ mm bis zum Bohrungsbeginn relevant, um zu identifizieren, welche Gestaltung bei 35 mm Ankerlänge die höchste Belastbarkeit F_{\max} erreicht. Über die potenziell gesteigerte Tragfähigkeit hinaus konnte jedoch durch keine der beiden Varianten das Laminatversagen bei $b = 12$ mm breiten Probekörpern verhindert werden. Zu prüfen wäre, ob dies bei breiteren Probekörpern das induzierte Laminatversagen verhindern kann.

8 Zusammenfassende Konstruktionshinweise

Adhäsive Laminatstirnverankerungen ermöglichen durch die adhäsive Verbindung von Ankern in stirnseitige Bohrungen von Laminaten hohe Lasten punktuell in FKV einzuleiten. Im Vergleich zu T-Bolzenverbindungen ist der notwendige Querschnitt zur Lasteinleitung geringer: Die adhäsive Verankerung nutzt lediglich eine stirnseitige Bohrung, während für den T-Bolzen eine größere Querbohrung zusätzlich erforderlich ist. Darüber hinaus entsteht bei der adhäsiven Lastübertragung eine geringere Zwischenfaserbruch- (Zfb) Anstrengung des Laminats. Versagen durch Zwischenfaserbrüche kann dadurch mittels geringfügiger Anpassung des Querschnitts oder des Laminataufbaus verhindert werden. Die adhäsive Laminatstirnverankerung ist deshalb im Vergleich zur T-Bolzenverbindung besonders zur Lasteinleitung in FKV mit geringen Querschnitten geeignet und bietet das Potenzial die Leichtbaugüte zu steigern. Abhängig vom Laminataufbau und -querschnitt können im Vergleich zu T-Bolzen bei gleichen Bedingungen substanziell höhere Tragfähigkeiten F_{\max} erzielt werden (Bild 6.4.2, S. 130 ff.).

Eine Einschränkung der adhäsiven Kräfteinleitung besteht im Versagensverhalten. Sowohl die Klebschicht als auch das Laminat versagen schlagartig ohne Resttragfähigkeit. Ein vergleichbares Versagen zur Lochleibung bei Bolzenverbindungen wird nicht erreicht. Für ein duktileres Versagensverhalten können entsprechende Ankerwerkstoffe verwendet werden. Durch die geringere Festigkeit dieser Werkstoffe wird jedoch die Leichtbaugüte reduziert und der Bauraumbedarf größer (Kapitel 2.4, S. 15 ff.).

Im Folgenden werden Konstruktionshinweise zur Dimensionierung adhäsiver Laminatstirnverankerungen unter quasistatischer Zuglast gegeben. Die Hinweise erfolgen auf Grundlage der in Kapitel 2 bis 7 diskutierten Forschungsergebnisse. Diese werden zu qualitativen, möglichst allgemein zutreffenden Aussagen zusammengefasst. Es ist zu beachten, dass die konkrete Tragfähigkeit von den Werkstoffeigenschaften des verwendeten Adhäsivs, FKV und Ankers abhängt. Für Werkstoffkennwerte vergleichbar zu den in dieser Arbeit verwendeten Komponenten können die Forschungsergebnisse zur Abschätzung einer Vorauslegung dienen.

8.1 Laminat- und Verankerungsparameter: Dimensionierung

In diesem Abschnitt werden zunächst die grundlegenden Überlegungen zur Dimensionierung der adhäsiven Verankerung dargelegt. Das Auslegungsziel des Ankerversagens wird begründet. Anschließend werden die Einflüsse von Geometrie- und Werkstoffeigenschaften des Laminats auf die Tragfähigkeit und das Versagen diskutiert. Abschließend erfolgt ein zusammenfassender Vorschlag zum Vorgehen bei der Dimensionierung.

Das Ziel der Auslegung sollte im Allgemeinen das Ankerversagen sein. Dies ist aus folgenden Gründen anzustreben:

- Genormte Komponenten wie bspw. Gewindestangen können als Anker verwendet werden, deren Belastbarkeit und Auslegung auch für Betriebslasten bekannt sind.
- Durch den Ankerwerkstoff kann ein duktileres Versagensverhalten der Krafteinleitung bewirkt werden.
- Das FKV-Bauteil bleibt beim Versagen der Anker intakt. Eine progressive Schädigung des Laminats wird so verhindert. Die Last des versagten Ankers kann dadurch auf die weiteren Anker verteilt werden.

Bei Mehrfachverankerungen ist für die Dimensionierung des Laminatquerschnitts und der Verankerungslänge die Wahl des Ankerdurchmessers entscheidend. Die geeignete Wahl des Ankerdurchmessers hängt von mehreren Faktoren ab: Für technisch relevante Dimensionen von Ankerdurchmesser d_A und Klebschichtdicke t_{Adh} nimmt die Leichtbaugüte aber auch der Bauraumbedarf der Krafteinleitung mit sinkendem Ankerdurchmesser d_A zu. Dies ist zum einen geometrisch bedingt (Kapitel 2.4, S. 15 ff.). Zum anderen zeigen die Versuchsergebnisse gesteigerte Tragfähigkeiten von Laminat und Klebschicht für sinkende Ankerdurchmesser (Bild 6.5, S. 120).

Die Ergebnisse der Finite Elemente Analyse zeigen anhand sinkender Spannungen in der Klebschicht und einer sinkenden Laminatanstrengung für abnehmende Ankerdurchmesser d_A , dass dieses Verhalten zu erwarten ist (Kapitel 3.2.4, S. 49 und Kapitel 3.3.4, S. 69). Es zeigt sich darüber hinaus im Allgemeinen ein qualitativ ähnliches Verhalten bzgl. der Einflüsse von Geometrie- und Werkstoffparametern auf die Klebschichtspannung und die Laminatanstrengung, Kapitel 3. In beiden Fällen existiert ein Grenzwert für die Breite b , nach dessen Überschreiten keine Auswirkung auf die Spannungsmaxima in der Klebschicht und die maximale Anstrengung des Laminats besteht. Dieser Grenzwert hängt von der Laminatsteifigkeit, der Dicke des Laminats t , der Verankerungslänge l und dem Ankerdurchmesser d_A ab.

Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass abhängig vom Laminataufbau und dem Laminatquerschnitt - festgelegt durch die Breite b und die Dicke t - unterschiedliche Versagensmodi auftreten: zum einen kohäsives Klebschichtversagen und zum anderen verschiedene Modi

von Laminatversagen durch Zwischenfaserbruch (Zfb) (Kapitel 6.2.1, S. 112). In Bild 8.1 wird ein Überblick über den qualitativen Einfluss der wesentlichen Gestaltungsparameter auf das Klebschicht- und das Laminatversagen und die damit verbundene Tragfähigkeit der Verankerung gegeben. Die Details zum Versagensverhalten, den Tragfähigkeiten und insbesondere zu den Wechselwirkungen abhängig von den Gestaltungsparametern sind Kapitel 6, S. 107 ff. zu entnehmen.

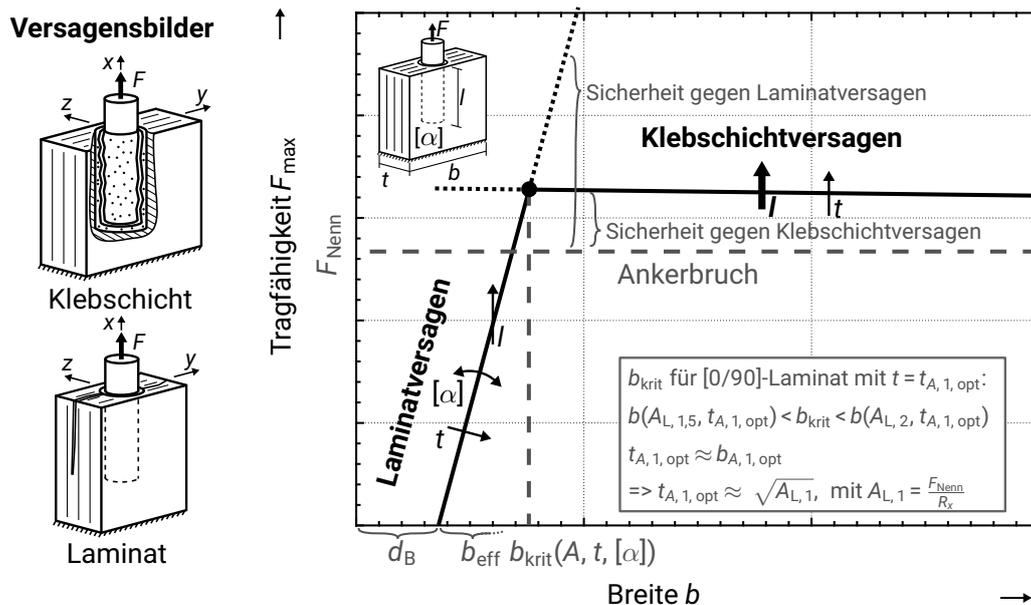


Bild 8.1: Qualitativer Verlauf von Klebschicht- und Laminatversagen abhängig von den Geometrieparametern sowie eine Abschätzung der kritischen Breite b_{krit} für den Wechsel der Versagensart. Der detailliertere Einfluss der Wechselwirkungen zwischen der Breite b und den weiteren Parametern auf die Tragfähigkeit und den Versagensmodus ist Kapitel 6.2.2 (S. 115 ff.) zu entnehmen.

Das Laminatversagen durch Zwischenfaserbruch erfolgt durch Aufplatzen tangential zur Umfangsrichtung der Bohrung. Das Versagensbild des Laminats wird von dessen Querschnitt und Aufbau beeinflusst. Der Versagensort hängt von der effektiven Breite b_{eff} und Dicke t_{eff} sowie der jeweils zugehörigen Festigkeit des Laminats tangential in Breiten- bzw. in Dickenrichtung ab. Die Belastbarkeit des Laminats wird stark von der effektiven Breite b_{eff} und dem Laminataufbau beeinflusst. Das Laminatversagen tritt bei geringen effektiven Querschnitten $b_{\text{eff}}, t_{\text{eff}}$ auf. Die Mindestdimension b_{krit} bzw. t_{krit} zum Erreichen von Klebschichtversagen hängt vom Laminataufbau ab. Ein [0]-Laminat stellt hierbei aufgrund der transversalen Isotropie eine Ausnahme dar: Breite b und Dicke t haben die gleiche Relevanz. Bei Laminataufbauten mit hinreichender Querkzugfestigkeit R_y der Deckschichten ist die Breite b ausschlaggebend. Untersucht wurden die Faserorientierungen $\alpha = 90^\circ$ und 45° ; ein Mindestwinkel α bzw. eine zugehörige Mindestdicke der Deckschichten wurde nicht bestimmt. Die Vergrößerung des effektiven Querschnitts, der die höhere Laminatfestigkeit

tangential zum Umfang der Bohrung aufweist, kann die Vergrößerung der notwendigen Minstdimension des anderen Querschnitts erfordern: Im Fall eines [0/90]-Laminats sollte dementsprechend die Breite größer sein als die Dicke $b > t$.

Im Gegensatz zum Laminatversagen wird die Belastbarkeit der Klebschicht $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ nur geringfügig von den Gestaltungsparametern beeinflusst. Die Verankerungslänge l hat für das verwendete Adhäsiv - Hilti HIT RE 500 V3 mit ausgeprägtem plastischem Verhalten - keinen Einfluss auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ bis zur größten betrachteten Verankerungslänge $l = 45 \text{ mm}$ ergeben. Die Tragfähigkeit verhält sich somit proportional zur Verankerungslänge l und wird im Wesentlichen über diese festgelegt. Darüber hinaus hat die Laminatsteifigkeit ebenso keinen Einfluss auf die Belastbarkeit der Klebschicht $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ gezeigt. Hingegen beeinflussen die Breite b und Dicke t sowie die Lamineinspannung geringfügig die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$. Relevant ist hierbei, dass im Gegensatz zur Erwartung auf Grundlage der Simulationsergebnisse eine geringfügige Minderung der Belastbarkeit bei großer Breite b und geringerer Dicke t des Laminats aufgetreten ist.

Neben den zu Beginn genannten Folgen einer Schädigung des Laminats ist das Laminatversagen aufgrund des starken Einflusses des Laminatquerschnitts auf die Tragfähigkeit der Verankerung zu vermeiden. Die Verankerung ist so zu gestalten, dass ohne Bruch des Ankers bzw. als nächste Versagensart nach Ankerbruch Klebschichtversagen anstelle von Laminatversagen auftritt. Dadurch können auch die Fertigungstoleranzen für die Breite b und die Dicke t des Laminats größer gewählt werden, da eine geringe Auswirkung auf die Tragfähigkeit der Klebschicht besteht. Darüber hinaus ist die Streuung der Ergebnisse bei Klebschichtversagen geringer als bei Laminatversagen. Eine der Ursache hierfür kann der geringere Einfluss der Gestaltungsparameter sein. Auch für kohäsives Versagen der Klebschicht ist zu beachten, dass dieses Laminatversagen induzieren kann.

Im Folgenden wird ein Vorgehen zur Vorauslegung der adhäsiven Laminatstirnverankerung mit der Dimensionierung auf Ankerversagen und zum Vermeiden von Laminatversagen vorgeschlagen. Es wird davon ausgegangen, dass durch den Laminataufbau eine größere Querfestigkeit $R_{y, L}$ in den Deckschichten als die interlaminare Festigkeit $R_{z, L}$ besteht. Das folgende Vorgehen wird in der qualitativen Darstellung zu den Versagensgrenzen in Bild 8.1 veranschaulicht:

Schritte	Erläuterung des Vorgehens	Auslegung
1.	Die Bestimmung des Ankerdurchmessers entsprechend der aufzubringenden Last über den Anker F_A unter Berücksichtigung der Sicherheit gegen Ankerbruch S_A .	$F_{\text{Nenn}}(d_A) = F_A S_A$
2.	Berechnung der notwendigen Laminat-Mindestfläche $A_{L, 1}$ zur Übertragung der Mindestbruchkraft F_{Nenn} .	$A_{L, 1} = F_{\text{Nenn}} / R_{x, L}$
3.	Zum Vermeiden von Laminatversagen ist die Laminatfläche A_L abhängig vom Laminataufbau zu vergrößern. Der Querschnitt ist aufgrund der unterschiedlichen tangentialen Festigkeit in Bezug zur Bohrung so aufzuteilen, dass die Breite b des Laminatsegments größer ist, als dessen Dicke t . Die Breite b sollte ein Übermaß gegenüber der kritischen Breite b_{krit} aufweisen, um Fertigungstoleranzen zu kompensieren und einen Wechsel der Versagensart zu Laminatversagen zu vermeiden. Die Wahl des Übermaßes sollte sich an der Fertigungstoleranz und nicht an dem abgeschätzten Kraftniveau für Laminatversagen orientieren.	$A_L > A_{L, 1}$ $b > t$ $b > b_{\text{krit}}$
4.	Die notwendige Verankerungslänge l zur Übertragung der Last wird anhand der Belastbarkeit der Klebschicht $\bar{\tau}_{\text{max, Adh}}$ für die Kombination aus verwendeten Adhäsiv und Anker für den jeweiligen Ankerdurchmesser bestimmt. Dabei ist die Sicherheit des Klebschichtversagens S_{Adh} gegenüber der Mindestbruchlast des Ankers F_{Nenn} zu berücksichtigen, um Ankerversagen zu gewährleisten.	$l = \frac{F_{\text{Nenn}} S_{\text{Adh}}}{\pi d_A \bar{\tau}_{\text{max, Adh}}}$

Im Fall eines GFK mit [0/90]-Faserorientierung kann als Orientierung für die Vorauslegung die doppelte Laminatfläche $A_{L,2} = 2A_{L,1}$ zur Vermeidung von Laminatversagen angenommen werden. Die Dicke des Laminats t kann entsprechend der einfachen Laminatfläche $A_{L,1}$ mit quadratischer Querschnittsgeometrie gewählt werden. Diese Dicke entspricht näherungsweise der Dicke bei optimaler Querschnittsverteilung des einfachen Querschnitts $t_{A,1,opt}$ (Kapitel 3.2.4, S. 49 ff. und Kapitel 3.3.4, S. 69 ff.). Die daraus resultierende Breite hat sich in Versuchsergebnissen als größer der kritischen Breite $b(A_{L,2}, t_{A,1,opt}) > b_{krit}$ gezeigt (Kapitel 6.2.2, S. 115 ff.).

Bei praktischen Anwendungen kann die Laminatgeometrie durch Anforderungen an das Gesamtbauteil festgelegt sein. Dies grenzt die geeigneten Ankerdurchmesser d_A ein und kann Mehrfachverankerungen zur Einleitung der Last erfordern. Konstruktiv lässt sich dies ebenfalls nutzen, um ein plötzliches Versagen der Gesamtstruktur zu verhindern und im Fall des Versagens eines Ankers die Last umzuverteilen.

In dieser Arbeit wurden keine Versuchsergebnisse für Mehrfachverankerungen ermittelt. Die numerischen Untersuchungen legen jedoch nahe, dass die Unterschiede gering sind (Kapitel 3.2.4, S. 49 ff. und Kapitel 3.3.4, S. 69 ff.). Für eine Vorauslegung kann somit entsprechend des beschriebenen Vorgehens für Einzelanker vorgegangen werden. Die Gesamtlast wird auf die Anzahl der Anker verteilt; die Auslegungslast jedes Ankers bleibt dessen Mindestbruchkraft F_{Nenn} . Bei der Wahl des Durchmessers sind die Anforderungen des Bauteils an die Laminatgeometrie und die Anforderung der Verankerung zur Breite $b > b_{krit}$ und $b > t$ jedes Segments eines Ankers gemeinsam zu berücksichtigen. Die Breite b und Dicke t der Segmente entspricht hierbei dem Abstände zum Rand oder zum benachbarten Anker. Da bei festgelegter Laminatgeometrie die effektive Breiten b_{eff} und Dicke t_{eff} jedes Anker von dessen Durchmesser d_A abhängen, ist dieser ein wesentlicher Gestaltungsparameter von Mehrfachverankerungen.

8.2 Gestaltung von Klebschicht und Anker

Die Belastbarkeit des Adhäsivs und somit die Wahl eines geeigneten Adhäsiv-Systems ist ebenso entscheidend für die Tragfähigkeit der Verankerung, wie die Ankerart. Aus beiden Faktoren ergibt sich die Tragfähigkeit der Klebschicht $\bar{\tau}_{max, Adh}$ (Kapitel 5.2, S. 101 ff.). Makroskopisch strukturierte Anker, bspw. durch Gewinde, haben im Rahmen der Untersuchung im Vergleich zu aufgerauten Oberflächen von zylindrischen Ankern höhere Belastbarkeiten ergeben. Für einen entsprechenden Gewinde-Anker hat ein Adhäsiv auf Epoxidbasis für Injektionsanker im Bauwesen (*Hilti HIT RE 500 V3*) gegenüber üblichen Epoxid-Strukturklebstoffen für FKV etwa 30% höhere Maximalkräfte F_{max} erreicht. Für Anker ohne Oberflächenstrukturierung ist die Tragfähigkeit des Adhäsivs im Vergleich zu den Strukturklebstoffen hingegen geringer.

Für dieses Adhäsiv (*Hilti HIT RE 500 V3*) ist der Formschluss durch die makroskopische Ankerstrukturierung ausschlaggebend für die Tragfähigkeit (Kapitel 7, S. 137 ff.). Die Ad-

häsion zur Oberfläche wirkt sich nicht auf die erreichbaren Maximalkräfte F_{\max} aus. Aus diesem Grund ist die Scherfläche der Klebschicht in der Mantelfläche des Ankerdurchmessers d_A zu maximieren. Unter Berücksichtigung dieser Anforderung wird die Belastbarkeit der Klebschicht lediglich geringfügig von der Gestaltung der Ankerstrukturierung beeinflusst. In der Tendenz wirkt sich eine Drucküberlagerung in der Klebschicht steigernd auf die Belastbarkeit aus. Ein eindeutiger Einfluss auf die Belastbarkeit des Laminats, abhängig von der Ankergestaltung und insbesondere ein vorzeitiges Versagen des Laminats infolge der Querdrucküberlagerung in der Klebschicht, konnte nicht ermittelt werden. Eine Querdrucküberlagerung erzielte auch bei geringen Laminatquerschnitten mit Laminatversagen höhere Maximalkräfte F_{\max} .

Ein Feingewinde (Steigung $P = 0,75$ mm bei M8-Ankern) erreichte zwar keine Steigerung der Belastbarkeit der Klebschicht, jedoch wurde dadurch keine Laminatschädigung bei kohäsivem Versagen induziert. Diese Ergebnisse sind weiter abzusichern. Ein kohäsives Versagen ohne induziertes Laminatversagen ist jedoch als Auslegungsziel für ein intaktes Laminat auch im Fall von Klebschichtversagen anzustreben. Es bietet außerdem das Potenzial, die kritische Breite b_{krit} zu reduzieren und geringere Laminatquerschnitte zu verwenden. Darüber hinaus ist die Belastbarkeit von Feingewinden (M8, $P = 0,75$ mm: $F_{\text{Nenn}} = 47,8$ kN) gegenüber Regalgewinden (M8, $P = 1,25$ mm: $F_{\text{Nenn}} = 44,6$ kN) höher. Ein Feingewinde kann somit die Leichtbaugüte der Verankerung steigern.

Die Klebschichtdicken $t_{\text{Adh}} = 0,1$ und $0,5$ mm haben für die untersuchten Klebstoffe weder bei strukturierten noch bei Ankern ohne Strukturierung einen Einfluss auf die Belastbarkeit der Klebschicht ergeben (Bild 5.1, S. 102 ff.). Geringere Klebschichtdicken t_{Adh} können somit genutzt werden, um die Leichtbaugüte zu steigern und den Bauraumbedarf der Krafteinleitung zu reduzieren (Kapitel 2.4, S. 15 ff.). Die Fertigung der Klebschicht kann hierbei aufgrund der üblicherweise hohen Viskosität der Adhäsive limitierend für die minimale Klebschichtdicke t_{Adh} sein.

8.3 Berücksichtigung des Vorspannkraftverlusts

Im Rahmen dieser Arbeit wurden quasistatische, kurzzeitige Lasten untersucht. Für die Auslegung von Langzeitbelastung und Betriebslasten bzw. Ermüdung sind entsprechend weiterführende Versuche durchzuführen. In diesem Kontext ist insbesondere der Einfluss des Adhäsivs und der Ankerstrukturierung genau zu analysieren. Die Adhäsive können sich hierbei bzgl. ihres Kriech- oder Relaxieverhaltens unterscheiden. Der Einfluss der Strukturierung auf die Rissbildung im Klebstoff könnte ebenfalls im Vergleich zu den quasistatischen Versuchsergebnissen stärker zum Tragen kommen.

Zur Einordnung des Zeitverhaltens der adhäsiven Laminatstirnverankerung wird exemplarisch der Verlauf der Vorspannkraft betrachtet und mit der T-Bolzenverbindung verglichen. Die Untersuchung erfolgte am [0/90]-Laminat mit $b = 18$ mm Breite, $t = 12$ mm Dicke und $l = 40$ mm. Diese Probekörperkonfiguration weist kohäsives Versagen auf (Kapitel 6.2.2,

S. 117). An den Stirnseiten der Verankerungen wird jeweils ein Kraftmessring montiert und über Muttern die Vorspannkraft aufgebracht, Skizze in Bild 8.2 a. Die Montagevorspannkraft F_M beträgt für M8-Schrauben mit Festigkeitsklasse 12.9 bei der Reibungsklasse A oder B $\mu_G = 0,04$ bis $0,16$ (Werkstoff: vergütungsschwarz; Schmierstoff: z.B. MoS_2) nach [VDI15] etwa $F_M \approx 30,2$ bis $33,6$ kN. Für den Versuch wird MoS_2 auf die Gewindestangen aufgetragen. Da die Tragfähigkeit der adhäsiven Verankerung bei $l = 40$ mm Verankerungslänge etwa 90% der Mindestbruchkraft F_{Nenn} beträgt, wird die Vorspannkraft im Versuch auf $F_{M,0} = 30,2$ kN reduziert. Zur Einordnung der Ergebnisse wird ferner eine Referenz-Gewindestange mit gleicher Vorspannkraft belastet. Der T-Bolzen wird aufgrund seiner geringeren Tragfähigkeit mit $F_{M,0} \approx 14$ kN Vorspannkraft belastet: $F_{\text{max, TB}}/F_{\text{Nenn}} \approx 0,42$.

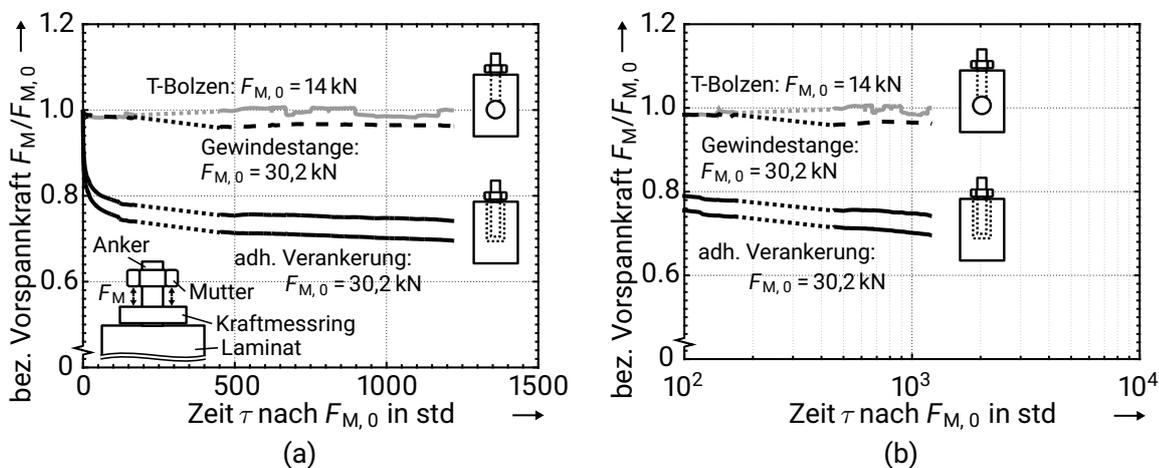


Bild 8.2: Verlauf der Vorspannkraft F_M über die Zeit nach Aufbringen von $F_{M,0}$ für zwei adhäsive Laminatstirnverankerungen sowie einen T-Bolzen zum Vergleich und eine Gewindestange als Referenz. Im Bereich gestrichelter Kurvenabschnitte erfolgte keine Aufzeichnung der Messdaten. Die Vorspannung wird durch einen Kraftfluss über die Stirnfläche aufgebracht.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Vorspannung der Referenz-Gewindestange und des T-Bolzens lediglich ein geringfügiges Setzen direkt nach dem Aufbringen der Vorspannkraft aufweist, Bild 8.2. Über den weiteren Zeitverlauf besteht kein nennenswerter Kraftverlust. Die sprunghaften Änderungen und die ansteigende Tendenz der Vorspannkraft der T-Bolzenverbindung können aus Temperaturschwankungen resultieren. Die adhäsive Stirnverankerung zeigt einen Abfall der Vorspannkraft $\Delta F_M > 20\%$ innerhalb der ersten $\tau = 100$ h. Über die folgenden $\tau = 1000$ h sinkt die Vorspannungskraft auf etwa 70% des Anfangswert $F_{M,0}$ ab. Aus der logarithmischen Darstellung ist zu erkennen, dass bis zu diesem Zeitpunkt kein konstantes Niveau der verbleibenden Vorspannkraft F_M erreicht wird, Bild 8.2 b.

Die Probekörper wurden anschließend nach etwa $\tau = 1850$ h unter Vorspannung in einem Auszugversuch entsprechend Kapitel 4.1 quasistatisch belastet. Unmittelbar vor dem Auszugversuch wird die Vorspannung entfernt. Die Maximalkräfte der adhäsiven Verankerung

betragen $F_{\max} = 32,6$ und $40,3$ kN. Die Tragfähigkeit von $F_{\max} = 40,3$ kN entspricht der Maximalkraft F_{\max} von Probekörpern ohne vorherige Vorspannung (Bild 6.13, S. 132). Eine Ursache für die reduzierte Tragfähigkeit des weiteren Probekörpers wurde nicht identifiziert. Es ist anzumerken, dass beide Probekörper bereits eine sichtbare, kohäsive Schädigung am Bohrungseingang aufwiesen. Die Ursache hierfür, das genaue Ausmaß der Schädigung und deren Langzeitauswirkung sind in weiterführenden Versuchen zu analysieren. Die Tragfähigkeit des T-Bolzens betrug $F_{\max} = 22,0$ kN. Dies entspricht den Versuchsergebnissen ohne Vorspannung (Bild 6.13, S. 132). Es ist jedoch zu beachten, dass die Vorspannkraft lediglich etwa 42% der Mindestbruchkraft F_{Nenn} betrug, während die adhäsive Verankerung mit 90% vorgespannt wurde.

Bei der Auslegung einer Krafteinleitung mit Vorspannung über die Klebverbindung ist der Vorspannkraftverlust um etwa $\Delta F_M > 30\%$ aufgrund der Relaxation des Adhäsivs zu berücksichtigen. Zur Beurteilung der Tragfähigkeit nach längerer Belastung sind weitere Versuche notwendig. Durch konstruktive Gestaltung kann eine Vorspannung mit alleinigem Kraftfluss über den Anker ermöglicht werden. Dazu ist im nicht verklebten Bereich des Ankers ein Absatz anzubringen, gegen den das Gegenstück verspannt werden kann. Im einfachsten Fall könnte hierfür eine Mutter verwendet werden. Die Klebschicht bleibt dadurch ohne Beanspruchung durch die Vorspannung F_M .

8.4 Fertigungsbedingungen

Die Bohrungsoberfläche muss die Adhäsion zum Laminat gewährleisten. Großflächige, verfärbte Anhaftungen sind durch die Wahl des Werkzeugs und der entsprechenden Fertigungsparameter zu vermeiden. Diese Anhaftungen führen zu frühzeitigem, adhäsivem Versagen (Bild 4.11, S. 94). Bohrer mit Hartmetall (HM) bestückten Schneiden mit einem geringen Spitzenwinkel (90°) haben sich ebenso wie Vielzahnfräser geeignet gezeigt, um Oberflächen mit geringen Anhaftungen von Bohrstaub herzustellen. Die Adhäsion konnte so bis zum Kohäsivversagen der Klebschicht gewährleistet werden. Der Vielzahnfräser erzielte Oberflächen ohne jegliche Anhaftungen und wies in der Tendenz höhere Rauheiten auf (Kapitel 4.2.2, S. 89). Die Rauheitsmessung deutet durch die Reduktion der Rauheit über die Bohrungsanzahl jedoch einen schnelleren Verschleiß gegenüber den Bohrern an. Bei der Fertigung hat sich eine Luftkühlung bewährt; auch ein Ethanol-Sprühnebel als Kühlmittel bewirkte in Verbindung mit dem Vielzahnfräser kein vorzeitiges Adhäsionsversagen. Für die Reinigung der Bohrung sollte nicht Aceton als einziges Lösungsmittel verwendet werden. Dies hatte zu häufigem adhäsivem Versagen geführt. Im Rahmen der Arbeit hat sich für die Reinigung das Ausbürsten mit Aceton, Propan-2-ol (Isopropanol) und Ethanol (99%) in dieser Reihenfolge bewährt.

Die Positionierung des Ankers und die Klebstoffkehle haben für das verwendete Adhäsiv mit duktilen Werkstoffeigenschaften (*Hilti HIT RE 500 V3*) keine Auswirkung auf die Tragfähigkeit der Verankerung ergeben. Eine erhöhte Porosität in der Klebschicht infolge des

Befüllvorgangs führte zu einer Reduktion der Tragfähigkeit (Bild 4.7, S.88). Der Montageprozess der Verankerung bei Leichtbauanwendungen sollte diese drei Einflussfaktoren auf die Qualität der Klebschicht berücksichtigen, um die potenzielle Tragfähigkeit der Verankerung durch maximale Belastbarkeit der Klebschicht und geringe Streuung auszureizen.

Für die praktische Anwendung der adhäsiven Stirnverankerung ist der Montageprozess anzupassen. Die Positionierung des Ankers über eine separate Zentriervorrichtung ist durch das Ausrichten der Zentrierung zu jeder Bohrung aufwändig. Stattdessen wäre eine Zentrierung durch Hilfselemente am Anker denkbar. Integrierte Absätze oder montierte Hülsen am Anker an beiden Enden der Überlappungslänge l könnten zur Positionierung verwendet werden. Anstelle des zweiten Hilfselements im Bohrungsgrund wäre auch eine einseitige Ausrichtung möglich. Bei der Herstellung der Bohrung kann ergänzend eine ebene Nut an der Stirnseite hergestellt werden. Dies ermöglicht die Ausrichtung der Ankerachse mithilfe eines Absatzes direkt am Anker oder an einem montierten Hilfselement.

Der Befüllvorgang durch eine Angussbohrung und das Aufbringen von Überdruck während der Aushärtung erzeugen ebenfalls einen Mehraufwand und stellen eine Herausforderung für die praktische Umsetzung dar. Es ist davon auszugehen, dass Angussbohrungen von Bauteilen im Unterschied zu den Probekörpern dieser Arbeit senkrecht zur Bohrungsschicht durch die Deckschicht verlaufen müssen. Der Grund hierfür ist die im Allgemeinen eingeschränkte Zugänglichkeit und die durch die Werkzeuge limitierte Bohrungstiefe für die Angussbohrung. Dies bewirkt sowohl eine Spannungsüberhöhung in der Deckschicht als auch die Reduktion des tragenden Laminatquerschnitts. Es ist zu prüfen, welche Mindestgröße der Bohrung notwendig ist, um den Klebstoff zu befüllen und welche Auswirkung dies auf die Belastbarkeit des Laminats hat. Die Viskosität des Adhäsivs ist für den Befüllvorgang entscheidend. Eine niedrige Viskosität des Adhäsivs erleichtert das Befüllen und führt zu einer geringen Porenbildung. Es ist zu prüfen, welche Adhäsivsysteme geeignet sind, eine hohe Tragfähigkeit der Verankerung sicherzustellen und gleichzeitig eine niedrige Viskosität für geringe Porosität aufweisen. Kann durch eine reduzierte Viskosität die Injektion des Adhäsivs und das Aufbringen von Überdruck während der Aushärtung für eine Klebschicht mit geringer Porosität entfallen, wird der Fertigungsaufwand deutlich reduziert.

9 Herstellung thermoplastischer, endlosfaserverstärkter Rohre im Schleuderverfahren

Die allgemeine Motivation zur Verwendung von FKV mit thermoplastischen Matrices und die Anforderungen an die Bauteilqualität für den Leichtbau sind in der Einführung dieser Arbeit (Kapitel 1) dargelegt. Für die Erweiterung der Anwendungsmöglichkeiten thermoplastischer, endlosfaserverstärkter FKV müssen Fertigungsverfahren mit entsprechender Laminatqualität bereitgestellt werden. Der Herstellung von Halbzeugen mit üblichen Geometrien kommt hierbei besondere Bedeutung zu, um kostengünstige FKV-Bauteile zu ermöglichen. Dabei stellen die Geometrien der Halbzeuge - bspw. Platten, Stäbe und Rohre - unterschiedliche Anforderungen an die Fertigungsverfahren. Im Folgenden wird ein Verfahren zur Herstellung endlosfaserverstärkter Rohre mit thermoplastischer Matrix untersucht.

9.1 Einführung

Das Wickelverfahren ist von der Herstellung duroplastischer Rohre als hoch automatisiertes und somit kosteneffizientes Verfahren bekannt. Mit thermoplastischer Matrix kann das Wickelverfahren ebenfalls durch die Direktimprägnierung unmittelbar vor dem Ablegen der Fasern oder unter Verwendung von vorimprägniertem Bandhalbzeug (Prepreg) angewendet werden. Zum Aufheizen des Bandhalbzeugs und des Ablagegrunds werden Infrarotstrahlung, Heißluft oder Laser eingesetzt. Insbesondere die Erhitzung durch Laser steht hierbei im Fokus aktueller Forschung [SC15; RBA18]. Das Verfahren zeichnet sich durch die unmittelbare Konsolidierung von Ablagegrund und neuer Lage des Bandhalbzeugs aus. Dadurch kann es über die Herstellung gewickelter Bauteile hinaus auch für weitere Geometrien angewendet werden, bspw. Platten. Abhängig vom Kunststoff besteht bei Verarbeitung unter Umgebungsbedingungen jedoch ein Risiko zur Oxidation der Matrix. Neben der Herstellung im Wickelverfahren ist auch eine kontinuierliche Herstellung von Rohren bspw. durch das Profil-Armierungs-Ziehen (PAZ) möglich [SS12].

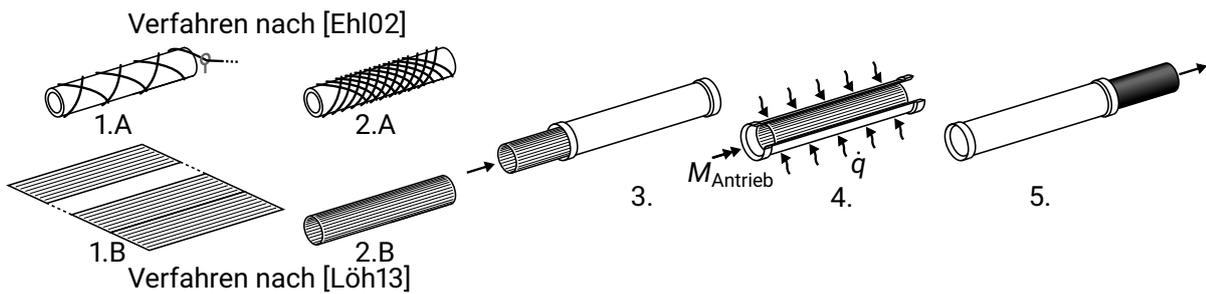


Bild 9.1: Varianten des Gesamtprozesses zur Herstellung von Rohren im Schleuderverfahren: (1.A) Trockenwicklung auf Thermoplastrohr, (2.A) Vorformling, (1.B) Zuschneiden und Verschweißen des Bandhalbzeugs, (2.B) Aufwickeln zum Vorformling, (3.) Beschicken der Kokille, (4.) Schleudervorgang unter Rotation und Wärmeeintrag, (5.) Entformen nach Erstarren der Schmelze.

9.1.1 Stand der Technik des Schleuderverfahrens

Das Schleuderverfahren bzw. der Schleuderguss faserverstärkter Kunststoffe wird vor allem zur Herstellung von Rohrleitungen verwendet. Verarbeitet werden Reaktionsharze und Glasfaserverstärkungen sowohl mit Kurzfasern als auch mit Wirrfasern. Eine gelagerte und beheizbare rotationssymmetrische Kokille wird durch einen Motor auf Drehzahlen von 700 bis 3000 U/min gebracht. Durch die resultierende Fliehkraft werden Kunststoff und Fasern kompaktiert. Es kann Zuschlag zur weiteren Verdichtung beigelegt werden. Produktmerkmale der Rohre sind geringe Poren, glatte Innen- und Außenflächen und enge Toleranzen der Wanddicke. [Wit10]

Dieses Verfahren wurde in [Ehl02] für die Herstellung endlosfaserverstärkter Rohre mit thermoplastischer Matrix weiterentwickelt. Auf ein unverstärktes, thermoplastisches Rohr als Wickelkern wird die geforderte Faserorientierung im Wickelverfahren mit Trockenfasern aufgebracht. Der Kern mit Fasern wird in die Kokille eingebracht und der Schleuderprozess durchgeführt. Bei der Verarbeitung oxidierender Kunststoffe wie bspw. Polyamid 6 (PA 6) kann die Oxidation durch Schließen und Evakuieren der Kokille verhindert werden. Die im Schleuderverfahren hergestellten FKV-Rohre weisen insbesondere auf der Innenseite geringe Rauheiten ($Rz = 1,12 \mu\text{m}$ gegenüber $Rz = 18,93 \mu\text{m}$ im Wickelverfahren) auf, da die Oberfläche sich durch die Oberflächenspannung der Schmelze bildet. [Ehl02]

Der Prozess aus [Ehl02] erfordert jedoch eine lange Aufheizdauer: Im üblichen Fall einer äußeren Beheizung der Kokille wirken die Fasern auf dem Kernrohr als Isolation. Dies wird bei der Verarbeitung unter Vakuum zusätzlich verstärkt. Thermoplastschmelzen weisen außerdem eine hohe Viskosität (bspw. PA 6 mit $\eta \approx 230 \text{ Pa s}$ bei 260°C und Scherraten $< 100 \text{ 1/s}$ [www22g]) auf, wodurch die Dauer zur Tränkung der Fasern steigt. In [Löh13] wird als Verfahrensvariante die Herstellung eines Vorformlings aus vorimprägniertem UD-Bandhalbzeug (Prepreg) vorgestellt. Das Bandhalbzeug wird mit geforderter Faserori-

entierung zu Bahnen verschweißt und zu einem Vorformling aufgewickelt. Hierbei sind im Gegensatz zum Wickeln von Trockenfasern auch 0° und 90°-Faserorientierungen möglich. Der Vorformling wird im Schleuderverfahren kompaktiert und die Lagen des UD-Bands miteinander verschmolzen. Ein Tränkungsprozess entfällt und der direkte Kontakt der Matrix zur Kokille steigert die Wärmeleitung. Durch die Verarbeitung von Bandhalbzeug anstelle einzelner Rovings besteht darüber hinaus das Potenzial, die Herstellungsdauer des Vorformlings zu reduzieren.

Das vollständige Aufschmelzen des Kunststoffes im Schleuderverfahren kann sich positiv auf die Laminatqualität auswirken:

- Durch den Dichteunterschied zwischen Fasern und Polymer ist es denkbar, den lokalen Faservolumengehalt von Rohren aus Bandhalbzeug zu steigern. Daraus würde ein hoher Faservolumengehalt am Außenradius und eine unverstärkte Kunststoffschicht am Innenradius resultieren. Dies ist insbesondere im Kontext von Druckbehältern vorteilhaft. Zusätzlicher Kunststoff für den Liner könnte so reduziert und somit das Speichervolumen gesteigert werden. Dieses Potenzial ist ein Alleinstellungsmerkmal gegenüber der Verarbeitung von Bandhalbzeug im Wickelverfahren.
- Es kann eine vollständige Bindung zwischen den Schichten gewährleistet werden. Dies reduziert das Risiko von Delamination. Ebenso werden Eigenspannungen infolge lokalen Aufschmelzens vermieden, bspw. durch Laser [Ded_17].

Nachteilig von Bandhalbzeug als Ausgangsprodukt der Herstellung sind die höheren Werkstoffkosten gegenüber Trockenfasern und unverstärktem Kunststoff. Im Fall von PA 6 als Matrix ist ebenfalls eine alternative Herstellung durch in-situ-Polymerisation aus Caprolactam möglich. Neben der möglichen Kostensenkung durch die Verwendung der Ausgangskomponenten weist das Caprolactam auch eine geringere Viskosität der Schmelze auf. Dies ermöglicht das Aufschmelzen separat zum Schleuderprozess und kürzere Tränkungs-dauern gegenüber dem Verfahren in [Ehl02]. Darüber hinaus erfolgt die Polymerisation ($T_{\text{Poly}} \approx 140^\circ\text{C}$) deutlich unterhalb der Schmelztemperatur ($T_S \approx 220^\circ\text{C}$), wodurch ein geringerer Wärmeeintrag erforderlich ist. Durch die niedrigere Temperatur sind außerdem geringere thermische Eigenspannungen zu erwarten.

9.1.2 Zielsetzung

Das Schleuderverfahren mit vorimprägniertem Bandhalbzeug hat sich in [Löh13] zur Herstellung von endlosfaserverstärkten Zylindern geeignet gezeigt. Eine detaillierte Analyse des Fertigungsprozesses ist jedoch nicht durchgeführt worden. Hierzu besteht folglich Forschungsbedarf. Zu diesem Thema der Arbeit ist es das Ziel, den Einfluss der wesentlichen Prozessparameter - Drehzahl, Temperatur, Zeit - auf die Laminatqualität zu ermitteln. Untersucht wird dies sowohl für ein CFK- als auch für ein GFK-Bandhalbzeug.

Darüber hinaus wird eine Machbarkeitsstudie zur Herstellung von endlosfaserverstärkten Zylindern mit in-situ-Polymerisation von PA 6 durchgeführt. Es wird das Potenzial dieses alternativen Prozesses für die Weiterentwicklung des Verfahrens überprüft.

9.2 Durchführung von Fertigungsversuchen

9.2.1 Infrastruktur und Prozessablauf des Schleuderverfahrens

Die Kokille ist aus Stahl; deren Enden weisen konische Fasen sowohl zur Zentrierung bei der Montage als auch zur Einspannung im Schleudervorgang über Zentrierkegel der gelagerten Wellen auf, Bild 9.2. Das abtriebseitige Lager ist auf einer Linearführung montiert. Dieses wird über ein Gewinde vorgespannt, um eine reibkraftschlüssige Übertragung des Antriebsmoments zu ermöglichen. Ein integriertes Federpaket dient dazu, Zwangskräfte infolge der thermischen Längsdehnung der Kokille im Prozess zu reduzieren. Die Abdichtung der Kokille wird durch jeweils einen Dichtring in der Nut der Zentrierkegel gewährleistet. Zum Aufbringen eines Vakuums ist die abtriebseitige Welle hohl ausgeführt. Über eine Schnellkupplung wird eine Vakuumpumpe angeschlossen; ein Kugelhahn gewährleistet die Dichtheit im Prozess. Die Drehzahl des Motors wird über einen Frequenzumrichter gesteuert. Als Sicherheitsvorrichtung während des Schleuderbetriebs dienen Klemmvorrichtungen auf den Linearführungen des vorgespannten Lagers sowie Fanglager um die Kokille. Das Beheizen erfolgt mittels Linieninduktoren an zwei gegenüberliegenden Seiten der Kokille. Die Temperatur wird mittels Infrarotthermometer in der Mitte des Vorformlings gemessen. Der Vorformling wird während des Herstellungsprozesses durch Einsätze an beiden Seiten begrenzt. Die Einsätze sind durch Stifte mit vorgespannten Federn in der Kokille fixiert. Durch die Vorspannung der Federn wird die Fixierung trotz Wärmedehnung im Heizprozess gewährleistet.

Prozessablauf

Das Bandhalbzeug wird in geforderter Faserorientierung zugeschnitten und zu Bändern verschweißt. Vor dem Schleuderprozess wird dieses mindestens 18 Stunden bei 80 °C

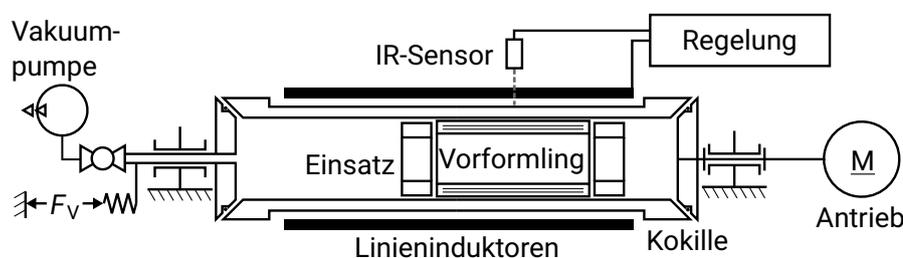


Bild 9.2: Aufbau der Schleuderanlage mit Vorformling in der Kokille. Vor dem Schleuderprozess wird der Kugelhahn verschlossen und die Verbindung zur Vakuumpumpe getrennt.

getrocknet. Das Bandhalbzeug wird ohne Fixierung der Bandenden zu einem Vorformling aufgewickelt und in der Kokille positioniert. Da keine Fixierung besteht, legt sich das Band durch dessen Steifigkeit an die Kokille an. Das Anlegen an die Kokille wird im Rahmen der Prozessuntersuchung durch Aufdrehen des Bandes von Hand unterstützt, bis der Vorformling fest in der Kokille sitzt. Die Einsätze werden direkt angrenzend an die Enden des Vorformlings montiert.

Die beschickte Kokille wird zwischen den Lagern montiert und anschließend bis auf 0,5 mbar evakuiert. Für den Schleuderprozess wird die Kokille zunächst auf die Prozessdrehzahl beschleunigt. Sobald diese Drehzahl erreicht ist, wird der Heizvorgang begonnen. Dieser Vorgang des Aufheizens der Kokille wird durch die Induktionsheizung geregelt und bleibt für die Untersuchung unverändert.

Aufheizvorgang der Kokille und des Werkstücks

Der Temperaturverlauf während der Fertigung erfolgt in drei Phasen: dem Aufheizen, dem Halten der Prozesstemperatur T_{Proz} und dem Abkühlen. Von besonderem Interesse ist die Prozesstemperatur T_{Proz} des Vorformlings bzw. Werkstücks und deren Dauer während der Fertigung. Die Messung der Werkstücktemperatur $T_{\text{Werkstück}}$ im Schleuderverfahren stellt aufgrund der Zugänglichkeit zur geschlossenen, schnell rotierenden Kokille und den hohen Temperaturen $T = 220^\circ\text{C}$ bis 300°C eine große Herausforderung dar. Die Regelung der Prozesstemperatur T_{Proz} erfolgt deshalb anhand der Oberflächentemperatur der Kokille $T_{\text{a, Kokille}}$.

Der äußere Temperaturverlauf der Kokille $T_{\text{a, Kokille}}$ im Bereich des FKV-Werkstücks während der Prozessdauer zeigt ein rasches Erreichen der Prozesstemperatur T_{Proz} im Messbereich der Regeltemperatur in der Werkstückmitte, Bild 9.3. In den Randbereichen des Werkstücks zeigt sich bedingt durch die Einsätze eine Verzögerung des Temperaturverlaufs. Nach etwa 11 Minuten stellt sich auch in den Randbereichen eine konstante, jedoch gegenüber der Soll-Temperatur in der Mitte des Vorformlings etwa 5°C niedrigere Temperatur ein. Im Anschluss an die Heizdauer τ_{Heiz} erfolgt der Abkühlvorgang unter fortgesetzter Rotation bis zum Erreichen einer Kokillentemperatur von etwa $T_{\text{a, Kokille}} = 50^\circ\text{C}$ nach 15 min.

Der zeitliche Verlauf der Werkstücktemperatur $T_{\text{Werkstück}}$ im Aufheizvorgang wird anhand der Fourieschen Wärmeleitungsgleichung in radialer Richtung abgeschätzt, Gl. 9.1. Die Berechnung erfolgt mittels der Finite-Differenzen-Methode. Die gemessene Temperatur $T_{\text{a, Kokille}}$ (Bild 9.3 a, b) in der Mitte der Werkstücklänge ist die Randbedingung an der Kokilloberfläche. An der Innenseite des Werkstücks $r_{\text{i, Werkstück}}$ tritt aufgrund des Vakuums keine Wärmeleitung auf. Die temperaturabhängigen Temperaturleitfähigkeiten a von Stahl und GF-PA 6 werden entsprechend der Ergebnisse in [Ehl02] angenommen. Der Temperaturgradient in Längsrichtung wird im Rahmen der Näherungsbetrachtung vernachlässigt. Die Näherungslösung ergibt für ein Werkstück mit 2,4 mm Wanddicke das Erreichen der Solltemperatur an der Innenseite des Werkstücks $T_{\text{i, Werkstück}}$ mit etwa einer Minute Verzögerung gegenüber der Kokillen-Außentemperatur $T_{\text{a, Kokille}}$, Bild 9.3 c.

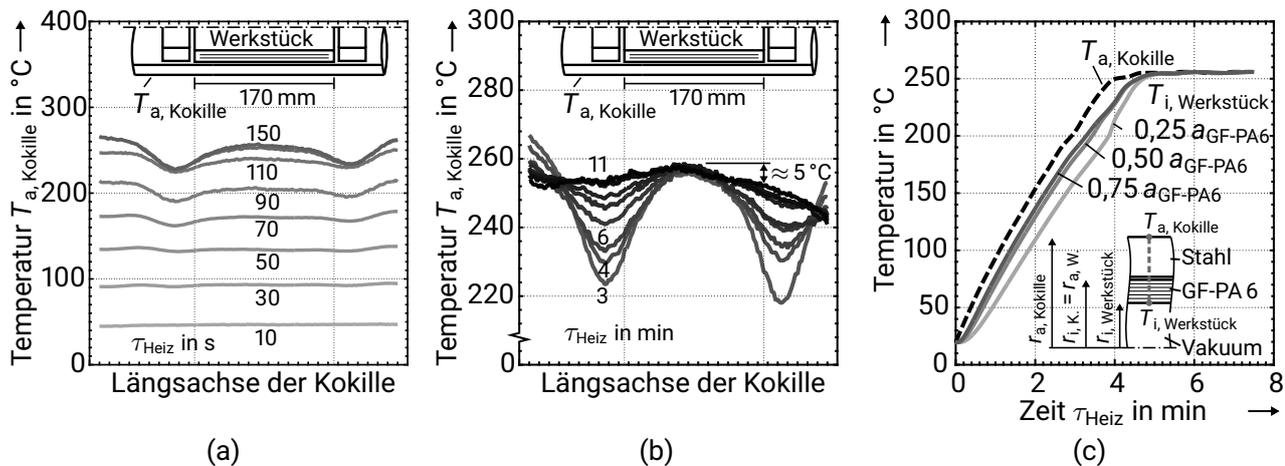


Bild 9.3: Gemessene Außentemperatur der Kokille $T_{a, \text{Kokille}}$ über deren Länge im Bereich des Werkstücks während des Aufheizvorgangs (a) innerhalb der ersten 150 s bis (b) zum Erreichen der stationären Verteilung nach 11 min. (c) Berechnete Temperatur an der Innenseite des Werkstücks $T_{i, \text{Werkstück}}$ anhand der Gleichung 9.1. Durch den Aufbau des Vorformlings besteht stellenweiser Kontakt zwischen den Einzellagen. Zum Einfluss der resultierenden verminderten Temperaturleitfähigkeit von GF-PA6 $a_{\text{GF-PA6}}$ unterhalb der Schmelztemperatur $T_S = 220 \text{ }^\circ\text{C}$ wird eine Variation (0,25, 0,5 und 0,75 $a_{\text{GF-PA6}}$) durchgeführt.

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (9.1)$$

Die Messung der Kokillentemperatur $T_{a, \text{Kokille}}$ und die Berechnung der Temperatur an der Innenseite des FKV $T_{i, \text{Werkstück}}$ zeigen auf, dass lokale und zeitliche Temperaturunterschiede bestehen. Für die Verarbeitung ist die Dauer der Temperatur oberhalb der Schmelztemperatur T_S besonders relevant, da erst ab dieser Temperatur eine Verbindung der Lagen erfolgen kann. Bei Prozesstemperaturen $T_{\text{Proz}} > 260 \text{ }^\circ\text{C}$ wird diese an den Rändern des Werkstücks mit einer geringen Verzögerung von etwa 20 s gegenüber der Werkstückmitte erreicht. Die stationäre Temperatur wird an den Enden des Werkstücks durch die dortigen Einsätze deutlich verzögert ($\approx 10 \text{ min}$) erreicht und liegt mit einer maximalen Abweichung von $\Delta T \approx 5 \text{ }^\circ\text{C}$ etwas unterhalb der Soll-Prozesstemperatur T_{Proz} . Da der Aufheizvorgang nicht variiert wird und die lokalen, zeitlichen Temperaturunterschiede nicht differenziert betrachtet werden können, erfolgt die Charakterisierung der Prozesstemperatur T_{Proz} anhand der Solltemperatur.

9.2.2 Analyse der Laminatqualität anhand von Schliffbildern

Der Einfluss der Prozessparameter auf die Laminatqualität wird auf der Grundlage des Porengehalts Φ und der Schichtdicke bewertet. Die 90° -Lagen sind hierbei von besonderem

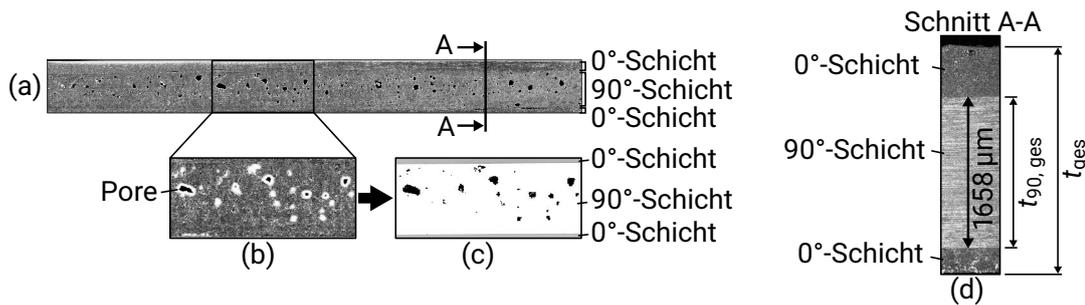


Bild 9.4: (a) Makroaufnahme des Schliffs eines Rohrsegments zur Bestimmung des Porengehalts Φ . (b) Markierte Poren zur Auswahl des Schwellenwertes. (c) Binäres Bild entsprechend des Schwellenwertes zur Bestimmung des Porengehalts Φ . Die 0°-Schichten werden nicht berücksichtigt. (d) Mikroskopaufnahme zur Messung der Dicke der 90°-Schicht $t_{ges, 90}$.

Interesse, da die Umwicklung im Gegensatz zu den axialen 0°-Lagen die Bewegung der Fasern behindert. Beide Lamineigenschaften werden anhand von Schliffbildern ermittelt. Dazu werden den Rohren Ringsegmente mit 25 bis 30 mm Breite mit einem Abstand von etwa 40 mm zum Rand entnommen. Die Ringsegmente werden halbiert, sodass zwei Schnittflächen in Umfangsrichtung entstehen. Die Schnittflächen werden mit Schleifpapier (bis P800) nass geschliffen. Feinere Körnungen führten zu Störeinflüssen durch die Reflexion der Oberfläche und durch das Kenntlichwerden von matrixreichen Bereichen, die dadurch fälschlich als Poren identifiziert werden können. Beim Schleifen muss die Verunreinigung von Poren durch Schleifpartikel vermieden werden. Hierzu werden die Flächen in Richtung der Dicke (2,4 mm) geschliffen, um die Schleifpartikel direkt abzuführen. Zusätzlich werden die Schliffflächen regelmäßig mit Druckluft gereinigt.

Es werden Schliffbilder von beiden Enden der halbierten Segmente erstellt, Bild 9.4. Die Schliffbilder werden mit einer konventionellen Kamera mit Makroobjektiv aufgenommen. Dies ermöglicht die Betrachtung des größtmöglichen Querschnitts der Probensegmente in einer Aufnahme. Der ermittelte Porengehalt aus den Makroaufnahmen stimmt mit dem Ergebnis mehrerer zusammengefüger Mikroskopaufnahmen überein. Durch die Porenbestimmung aus Makroaufnahmen wird der Aufbereitungsaufwand jedoch deutlich reduziert. Aus der Makroaufnahme des Schliffs wird zur Bestimmung des Porengehalts Φ der relevante Bereich des Laminats ausgewählt. Anhand eines Schwellwertes wird das Bild in ein binäres Schwarzweißbild umgewandelt und durch den Vergleich der Anzahl von weißen und schwarzen Pixeln der Porengehalt Φ ermittelt. Der Schwellenwert wird individuell für jedes Schliffbild gewählt, um den Einfluss unterschiedlicher Lichtverhältnisse zu berücksichtigen. Der Zusammenhang zwischen Schwellenwert und resultierendem Porengehalt ist näherungsweise linear. Es besteht somit keine sprunghafte Veränderung des ermittelten Porengehalts und deshalb eine geringe Fehleranfälligkeit der manuellen Wahl des Schwellenwertes. Dadurch ist jedoch keine automatisierte Ermittlung des jeweiligen Schwellenwertes möglich, da der lineare Zusammenhang keinen Anhaltspunkt für die automatisierte Wahl liefert.

Die Schichtdicke wird anhand von Mikroskopaufnahmen bei 50facher Vergrößerung vermessen. Die Messung erfolgt an fünf Stellen verteilt über den Umfang eines halben Ringsegments.

9.2.3 Versuchsplanung

In [Ehl02] wird aufgezeigt, dass mit zunehmender Drehzahl n_U und Temperatur T die Tränkungsdauer sinkt. Bei der Verarbeitung von vorimprägniertem Bandhalbzeug wirkt sich die Fliehkraft infolge der Drehzahl n_U zunächst auf die Kompaktierung des UD-Bandhalbzeugs gegen die Kokillenwand aus. Sobald das Polymer geschmolzen ist, kann der Dichteunterschied zwischen Fasern und Matrix eine Bewegung der Fasern zur Kokillenwand bewirken. Die Bewegung der Fasern hängt u. A. von der Viskosität der Polymerschmelze ab, die mit steigender Temperatur T sinkt [www22g]. Die Faserbewegung hängt von der Fliehkraft auf Fasern und Matrix und damit verbunden von der Dichte und dem Dichteunterschied der Werkstoffe ab. Darüber hinaus wird die Faserbewegung von der Viskosität, dem Faservolumengehalt, dem Durchmesser der Fasern, der Faserorientierung und der Anzahl zusammenhängender Lagen beeinflusst. Sowohl die Fliehkraft als auch die Viskosität sind im Schleuderprozess nicht konstant: Die Fliehkraft nimmt mit dem Radius über die Wanddicke des Vorformlings zu und wechselt von der Wirkung auf das Bandhalbzeug im festen Zustand als Verbund von Faser und Matrix hin zur getrennten Wirkung auf die Fasern in der Matrix-Schmelze; Die Viskosität variiert mit der Temperatur und mit der lokalen Schergeschwindigkeit. Da dies mit dem vorhandenen Versuchsaufbau nicht differenziert betrachtet werden kann, werden zur Beschreibung der Prozessparameter die Steuergrößen Temperatur T_{Proz} und Drehzahl n_U verwendet. Da der Kokillendurchmesser von 100 mm nicht variiert wird, ist die Angabe der Drehzahl n_U eindeutig. Als Zeitparameter wird die Heizdauer τ_{Heiz} von Beginn des Aufheizens bis zum Beginn des Abkühlens betrachtet, da diese Zeitpunkte mit der Induktionsheizung gesteuert werden.

Temperatur

Die mögliche Verarbeitungstemperatur liegt zwischen der Schmelztemperatur $T_S \approx 220^\circ\text{C}$ und der thermischen Zersetzungstemperatur ($> 320^\circ\text{C}$). Für die Verarbeitung des PA 6 im Spritzguss werden vom Hersteller $T = 260^\circ\text{C}$ empfohlen [www22g]. Dies stellt die Ausgangsgröße der Prozesstemperatur $T_{\text{Proz, min}}$ dar. Da die lokale Temperatur der Matrix im Prozess nicht bekannt ist, werden als höchste Prozesstemperatur $T_{\text{Proz, max}} = 300^\circ\text{C}$ betrachtet, um eine Zersetzung zu vermeiden.

Drehzahl

Die minimal notwendige Drehzahl n_U muss die Schwerkraft überwinden. Aus dem Stand der Technik ist zu entnehmen, dass Drehzahlen von Schleuderprozessen diese deutlich übersteigen. Als Orientierung dienen die Drehzahlen aus [Ehl02] zwischen 4000 und

6000 U/min. Die maximale Drehzahl in dieser Untersuchung wird für den sicheren Betrieb der Versuchsanlage auf 4050 U/min begrenzt. Als minimale Drehzahl werden 2760 U/min betrachtet. Dies hat sich aus der Maximaldrehzahl einer Vergleichsanlage ergeben.

Heizdauer

Die Heizdauer τ_{Heiz} - von Beginn des Aufheizens bis zum Beginn des Abkühlens - muss mindestens das Aufschmelzen aller Lagen gewährleisten. Der stationäre Temperaturverlauf über die Breite des Vorformlings wird nach 11 min an den Randbereichen erreicht. Die Verzögerung zur Innenseite des Vorformlings beträgt etwa 1 min. Es besteht somit die Minimaldauer von $\tau_{\text{Heiz, max}} = 12$ min. Als Obergrenze besteht keine technische Beschränkung, sondern die wirtschaftliche Forderung kurzer Zykluszeiten, sodass die Maximaldauer auf $\tau_{\text{Heiz, max}} = 30$ min begrenzt wird.

Werkstoff und Laminataufbau

Die Untersuchung der Prozessparameter erfolgt für ein CFK-Bandhalbzeug (*Ultratape B3WC12 UD02*, $\varphi \approx 49\%$) und ein GFK-Bandhalbzeug (*Ultratape B3WG12 UD01*, $\varphi \approx 40\%$) der Firma *BASF SE*. Es wird ein $[0_2/90_{10}/0_3]$ -Laminataufbau für das CFK-Laminat verwendet. Das Verhältnis der Lagen von 2 zu 1 zwischen Umfangs- und Längsrichtung entspricht dem Spannungsverhältnis in Druckbehältern nach der Kesselformel. Die Lagenanzahl des CFK-Bandhalbzeugs orientiert sich an den Anforderungen zum Berstdruck eines CNG-Druckbehälters (Kapitel 1, [Dah22]) bei dem verwendeten Außendurchmesser des Rohrs von 100 mm. Die resultierende Dicke der Rohrwand beträgt etwa $t_{\text{ges, CFK}} = 2,4$ mm. Für den Vergleich der Prozessparameter bei der Verarbeitung von GFK-Bandhalbzeug wird eine vergleichbare Wanddicke verwendet. Durch die größere Dicke des GFK-Bandhalbzeugs wird die Lagenzahl reduziert. Der resultierende $[0_1/90_6/0_2]$ -Laminataufbau weist das gleiche 2:1 Verhältnis von Längs- zu Umfangslagen auf. Die Gesamtdicke des GFK-Rohrs beträgt $t_{\text{ges, GFK}} = 2,7$ mm.

Alle Probekörper werden mit der Breite des UD-Bands (≈ 170 mm) hergestellt. Die 0° -Lagen werden dementsprechend auf diese Breite zugeschnitten und miteinander verschweißt.

Versuchsplan

Die Herstellung von Rohren mit CFK-Bandhalbzeug steht im Fokus der Prozessanalyse. Aufgrund des Aufwands bei der manuellen Vorbereitung der Vorformlinge und des Materialbedarfs werden die Parameterkonfigurationen im Wesentlichen anhand von Einzelversuchen untersucht. Lediglich einzelne Versuchsergebnisse wurden durch Wiederholungen unterstützt. Ohne Versuchswiederholung und ohne eine entsprechend hohe Zahl von Faktoren im Fall von Einzelversuchen [Kle16] kann keine statistische Auswertung erfolgen. Aus diesem Grund wird von einem vollfaktoriellen Versuchsplan abgesehen. Stattdessen werden die Parameter Drehzahl, Temperatur und Heizdauer detaillierter anhand mehrerer Datenpunkte

in *one factor at a time* (OFAT) Versuchsplänen betrachtet. Anhand der größeren Zahl von Daten zur Variation des jeweiligen Parameters, soll dessen Einfluss charakterisiert werden: bspw. ob das Verhalten monoton ist oder ob Grenzwerte erreicht werden.

Zunächst wurde mit einem OFAT-Versuchsplan, ausgehend von geringer Drehzahl n_U und Temperatur T_{Proz} , aber maximaler Heizdauer τ_{Heiz} sowie ergänzend der Parameterkonfiguration mit maximaler Drehzahl n_U , Temperatur T_{Proz} und Heizdauer τ_{Heiz} , ein Eindruck über den Einflussbereich im Prozessfenster gewonnen. Der höchste Prozessaufwand ($n_U = 4050 \text{ U/min}$, $T_{\text{Proz}} = 300 \text{ °C}$, $\tau_{\text{Heiz}} = 30 \text{ min}$) ergab dabei die höchste Laminatqualität. Ausgehend von dieser maximalen Parameterkonfiguration wurde deshalb anschließend die zweite, detailliertere OFAT-Variation durchgeführt (Ergebnisse in Bild D.1). Hierbei trat ein Anstieg des Porengehalts bei $n_U = 3300 \text{ U/min}$ gegenüber höheren und geringeren Drehzahlen n_U auf, der sich auch in einer Versuchswiederholung ergab. Eine Ursache konnte nicht ermittelt werden. Weiterführende Untersuchungen müssen klären, ob dieser Unterschied statistisch signifikant ist.

Für die Betrachtung des Gesamtprozessfensters wurden beide OFAT-Versuchspläne durch ergänzende Versuche zusammengeführt. Bei geringer Differenz der Parameter zur Zielkonfiguration wurden Datenpunkte durch Interpolation aus den Ergebnissen des detaillierten OFAT-Versuchsplans ermittelt, um den Versuchsumfang zu reduzieren. Aufgrund des erhöhten Porengehalts bei $n_U = 3300 \text{ U/min}$ wurde als ergänzende Parameterstufe zwischen den Extremwerten eine Drehzahl von $n_U = 3120 \text{ U/min}$ gewählt, um mögliche Störeinflüsse spezifisch für diese Drehzahl zu vermeiden.

Zur Betrachtung des Einflusses von GFK-Bandhalbzeug im Vergleich zu CFK wird der Versuchsumfang auf jeweils die Extremwerte der Parameter reduziert. Neben der Anpassung der Schichtanzahl für eine vergleichbare Wanddicke von GFK- und CFK-Rohren erfolgt auch die Anpassung der Drehzahl n_U aufgrund des Dichteunterschieds der Halbzeuge ($\rho_{\text{CFK}} = 1,46 \text{ g/cm}^3$, $\rho_{\text{GFK}} = 1,72 \text{ g/cm}^3$) und der unterschiedlichen Gesamtdicke ($t_{\text{ges, CFK}} = 2,4 \text{ mm}$, $t_{\text{ges, GFK}} = 2,7 \text{ mm}$) durch Forderung gleicher Fliehkräfte:

$$n_{U, \text{ GFK}} = \sqrt{\frac{\rho_{\text{CFK}} t_{\text{ges, CFK}} (r_{i, \text{ Kokille}} - 0,5 t_{\text{ges, CFK}})}{\rho_{\text{GFK}} t_{\text{ges, GFK}} (r_{i, \text{ Kokille}} - 0,5 t_{\text{ges, GFK}})}} n_{U, \text{ CFK}}^2 \quad (9.2)$$

9.3 Analyse der Laminatqualität

9.3.1 Von Prozessparametern unabhängige Betrachtung

Im Folgenden wird die Laminatqualität zunächst unabhängig von den Prozessparametern betrachtet. Ziel dieser Betrachtung ist es, zum einen den Zusammenhang zwischen den Qualitätsmerkmalen Porengehalt Φ und Schichdicke t zu untersuchen. Zum anderen dient diese Betrachtung der Einordnung der Ergebnisse in der folgenden Analyse der Prozessparameter.

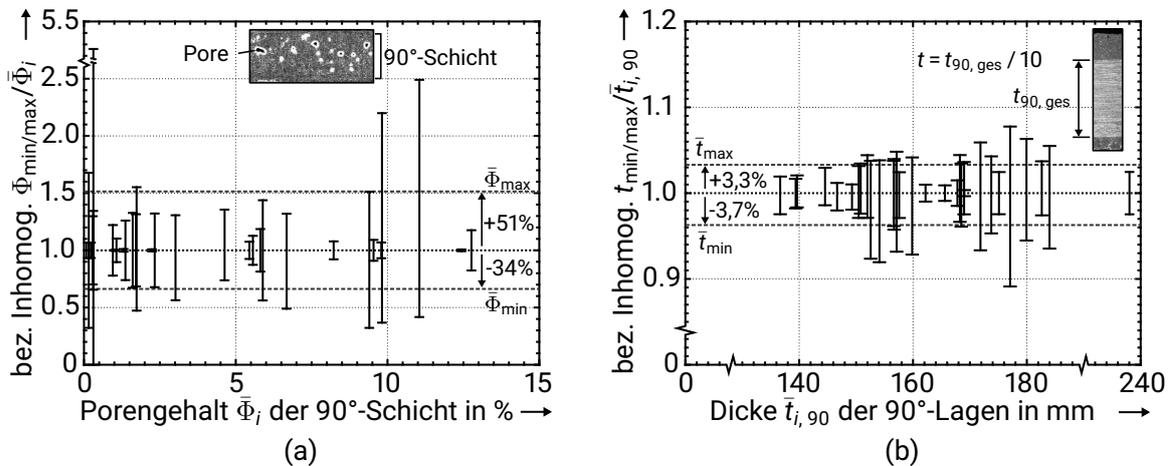


Bild 9.5: Auf den Mittelwert der jeweiligen CFK-Rohre i bezogene Inhomogenität, dargestellt durch die der Extremwerte (a) des Porengehalts Φ in der 90°-Schicht und (b) der Dicke t_{90} der 90°-Lagen, mit ergänzender Angabe der gemittelten Extremwerte $\bar{\Phi}_{\min}$, $\bar{\Phi}_{\max}$ bzw. \bar{t}_{\min} , \bar{t}_{\max} .

Für die Parameterkonfigurationen liegen mehrfache Messungen des Porengehalts und der Schichtdicke jedes Rohrs vor. Es wurden jedoch keine Versuchswiederholungen der Konfigurationen durchgeführt. Die Streuung der Messergebnisse repräsentiert somit nicht die Streuung der Laminatqualität, abhängig von den Prozessparametern, sondern lediglich innerhalb eines Probekörpers. Die Messdaten geben somit einen Eindruck von der Inhomogenität der Laminat-eigenschaft innerhalb eines Probekörpers. Zur Vergleichbarkeit der Inhomogenität der unterschiedlichen Versuchsergebnisse werden die Messergebnisse des Porengehalts Φ jeder Konfiguration i auf deren Mittelwert $\bar{\Phi}_i$ bezogen, Bild 9.5 a. Zwischen den verschiedenen Probekörpern bestehen deutliche Unterschiede für die Differenz der Extremwerte der Messungen Φ_{\min} bzw. Φ_{\max} als Maß der Inhomogenität. Der Vergleich der Probekörper lässt keinen eindeutigen Zusammenhang zwischen den bezogenen Extremwerten $\Phi_{\min}/\bar{\Phi}_i$ bzw. $\Phi_{\max}/\bar{\Phi}_i$ und dem Mittelwert des Porengehalts $\bar{\Phi}_i$ erkennen. Gleiches trifft auf die Dicke der 90°-Lagen t_{90} zu, Bild 9.5 b.

Auch die gemessene Inhomogenität stellt ein Einzelergebnis dar. Dieses unterliegt ebenfalls unbestimmten Zufallsgrößen und ist ebenso wie der Mittelwert in weiterführenden Untersuchungen statistisch abzusichern. Die Inhomogenität der einzelnen Probekörper ist deshalb nicht geeignet, die Ergebnisse einzuordnen. Da die bezogene Inhomogenität keine eindeutige Tendenz abhängig vom Mittelwert aufweist, werden zur Einordnung der Ergebnisse die Mittelwerte der bezogenen Extremwerte der Inhomogenität $\Phi_{\min}/\bar{\Phi}_i$ und $\Phi_{\max}/\bar{\Phi}_i$ aus den Ergebnissen aller Probekörper ermittelt: $\bar{\Phi}_{\min}$ und $\bar{\Phi}_{\max}$. Der Mittelwert des bezogenen Minimalwerts der Inhomogenität beträgt für den Porengehalt $\bar{\Phi}_{\min} = -34\%$ (95%-Konfidenzintervall: -43 bis -26%), bezogen auf den jeweiligen absoluten Mittelwert. Für den Maximalwert beträgt dies $\bar{\Phi}_{\max} = +51\%$ (95%-Konfidenzintervall: 23 bis

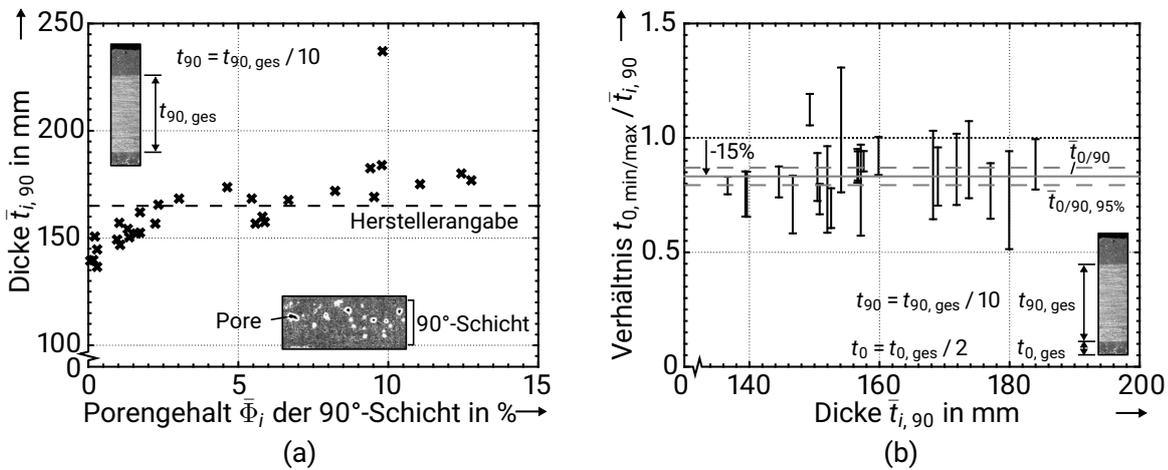


Bild 9.6: (a) Zusammenhang von Porengehalt $\bar{\Phi}_i$ in der 90°-Schicht und der gemittelten Lagendicke $\bar{t}_{i,90}$ der 90°-Lagen. Für eine Einordnung der Mittelwerte kann die Inhomogenität entsprechend Bild 9.5 herangezogen werden. (b) Vergleich der Dicke der äußeren 0°-Lagen t_0 im Verhältnis zur gemittelten Dicke der 90°-Lagen \bar{t}_{90} mit dargestellten Extremwerten der Inhomogenität der 0°-Lagen. Angegeben sind ferner das mittlere Dickenverhältnis $\bar{t}_{0/90}$ und das zugehörige Konfidenzintervall $\bar{t}_{0/90, 95\%}$.

80%). Dies stellt eine Näherung für die gemittelte Inhomogenität aller Probekörper gemeinsam dar. Diese gemittelten Extremwerte können im Folgenden zur Einordnung der Mittelwerte verwendet werden. Bei der Bewertung der Ergebnisse ist die Einschränkung zu berücksichtigen, dass diese Inhomogenität jedoch nicht die Streuung des Prozesses darstellt.

Die gemeinsame Betrachtung von Porengehalt $\bar{\Phi}$ und Schichtdicke \bar{t}_{90} zeigt für geringe Porengehalte in der Tendenz einen positiver Zusammenhang zwischen den Mittelwerten: mit sinkendem Porengehalt $\bar{\Phi}$ nimmt ebenfalls die Lagendicke \bar{t}_{90} ab, Bild 9.6 a. Für die Datenpunkte mit hohen Porengehalten ist aufgrund der Annahme der zunehmenden absoluten Inhomogenität kein Zusammenhang beider Größen festzustellen. Bei geringem Porengehalt $\bar{\Phi}$ werden in der Tendenz Dicken der 90°-Lagen t_{90} unterhalb der Herstellerangabe des Halbzeugs erreicht. Der Vergleich der Dicke von 0°- zu 90°-Lagen zeigt, dass die axialen 0°-Lagen im Mittel etwa 15% geringere Schichtdicken als die 90°-Umfangslagen aufweisen, Bild 9.6 b.

Bei GFK-Rohren besteht eine höhere bezogene Inhomogenität der Probekörper im Vergleich zu den Ergebnissen mit CFK-Bandhalbzeug, Bild 9.7. Für geringere Porengehalte $\bar{\Phi}$ zeigt sich eine Zunahme der bezogenen Inhomogenität. Aufgrund der geringen Anzahl untersuchter Parameterkonfigurationen kann dies jedoch nicht eindeutig als Tendenz identifiziert werden. Für die weitere Darstellung der Ergebnisse werden entsprechend der Betrachtung der CFK-Probekörper die Mittelwerte der Extremwerte der Inhomogenität

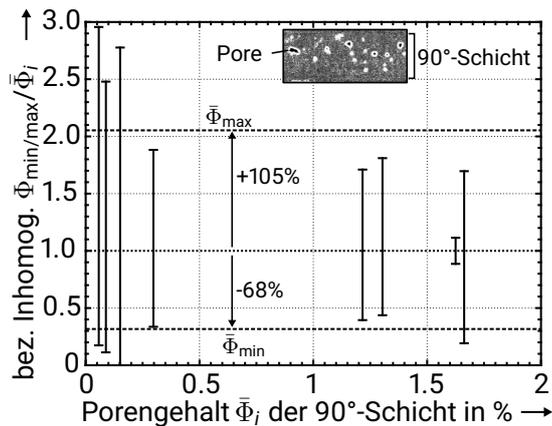


Bild 9.7: Auf den Mittelwert der jeweiligen Rohre i bezogene Inhomogenität, dargestellt durch die der Extremwerte des Porengehalts Φ in der 90° -Schicht für GFK-Bandhalbzeug mit den gemittelten Extremwerten $\bar{\Phi}_{\min}$, $\bar{\Phi}_{\max}$.

$\bar{\Phi}_{\min}$ und $\bar{\Phi}_{\max}$ zur Einordnung der Ergebnisse verwendet.

9.3.2 Einfluss der Prozessparameter

Die Betrachtung der Laminatqualität unabhängig von den Prozessparametern zeigt auf, dass sehr hohe Porengehalte im Laminat auftreten können. Diese Poren stellen Fehlstellen im Laminat dar und können sich auf die Lamineigenschaften auswirken, bspw. zur Reduktion der Querkzugfestigkeit führen. Im Gegensatz dazu hat die Schichtdicke t bei Membranspannungen, wie bspw. in einem Druckbehälter, keinen Einfluss, da die Menge des Gesamtmaterials und insbesondere der Fasern unverändert bleibt. Die Qualität von Laminaten aus dem Schleuderverfahren wird deshalb anhand des Porengehalts Φ diskutiert. Der mittlere Porengehalt $\bar{\Phi}$ der Konfigurationen wird ermittelt und zur Einordnung der Ergebnisse die gemittelten Extremwerte $\bar{\Phi}_{\min}$ und $\bar{\Phi}_{\max}$ der Inhomogenität verwendet, Bild 9.5 a.

Bei CFK Rohren nimmt der mittlere Porengehalt bei jeder Temperatur $T_{\text{Proz}} = 260, 280$ und 300°C mit zunehmender Drehzahl n_U ab, Bild 9.8. Die einzige Ausnahme stellt der Datenpunkt bei $T = 260^\circ\text{C}$, $\tau = 15$ min und $n_U = 3120$ U/min dar. Aufgrund der Annahme einer großen Inhomogenität ist jedoch davon auszugehen, dass dieser Wert vergleichbar zum Porengehalt der Konfiguration mit geringerer Drehzahl ($n_U = 2760$ U/min) einzuordnen ist. Mit zunehmender Heizdauer τ_{Heiz} nimmt der mittlere Porengehalt in der Tendenz ebenfalls ab. Bei maximaler Drehzahl n_U und Temperatur T_{Proz} (Bild 9.8 c und Bild D.1 c) sind die Porengehalte sehr gering und die Heizdauer τ_{Heiz} hat nur eine geringe Auswirkung. Bei geringen Drehzahlen n_U ist für den Einfluss der Heizdauer aufgrund der Inhomogenität der Probekörper jedoch nur bei $T = 300^\circ\text{C}$ ein Unterschied zu erwarten. Die Variation der Temperatur zwischen $T = 260$ und 300°C beeinflusst den Porengehalt; die Differenzen zur

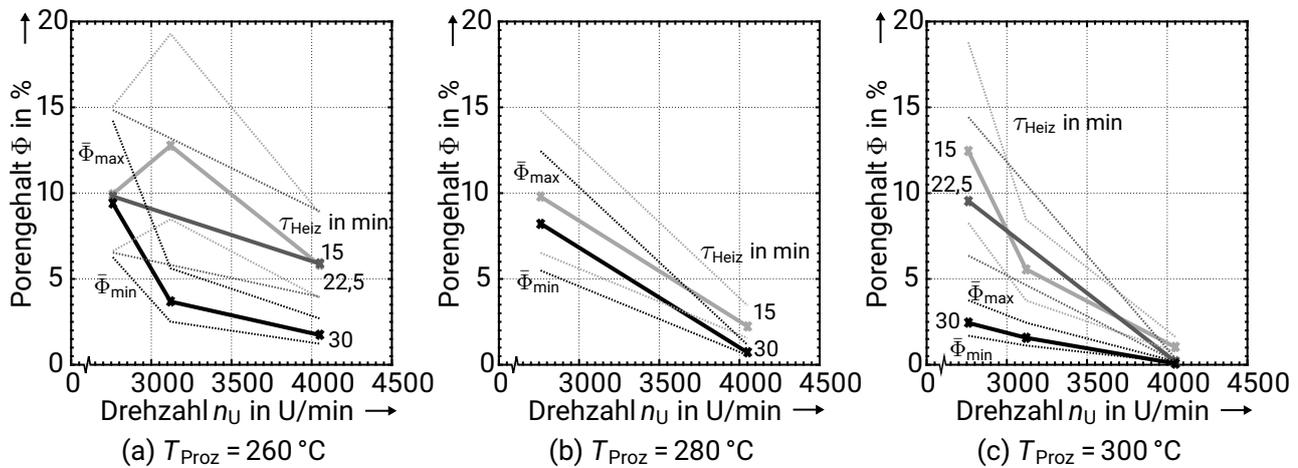


Bild 9.8: Porengehalt Φ in CFK-Rohren abhängig von den Parametern Prozesstemperatur T_{Proz} , Drehzahl n_U und Heizdauer τ_{Heiz} . Dargestellt sind der Mittelwert $\bar{\Phi}$ und die gemittelten Extremwerte der Inhomogenität $\bar{\Phi}_{\text{min}}$, $\bar{\Phi}_{\text{max}}$, Bild 9.5 a.

Zwischenstufe bei $T = 280\text{ °C}$ sind gering. Die Laminatqualität der CFK-Rohre abhängig von den Prozessparametern ist in Bild 9.9 anhand von Schlibfbildern veranschaulicht.

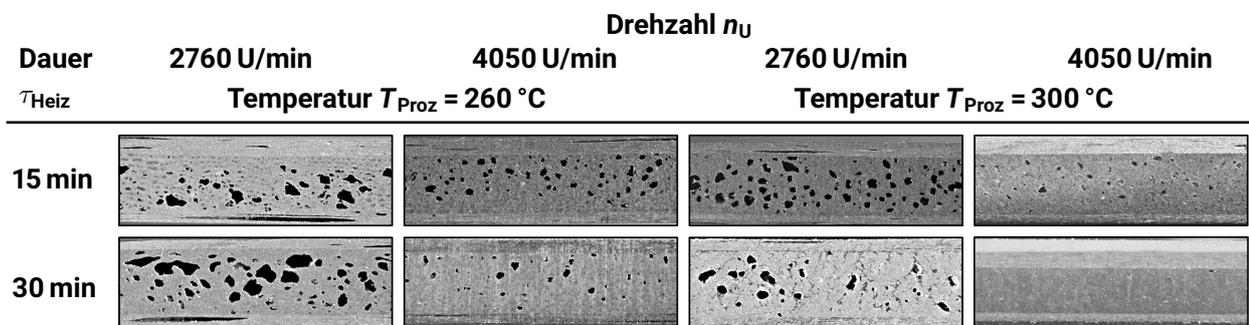


Bild 9.9: Veranschaulichung des Porengehalts Φ der CFK-Rohre anhand von Schlibfbildern für die Konfigurationen mit extremalen Kombinationen der Prozessparameter. Die unterschiedlichen Grauwerte resultieren aus den Lichtverhältnissen. Bei maximaler Parameterkonfiguration (Drehzahl $n_U = 4050\text{ U/min}$, Temperatur $T_{\text{Proz}} = 300\text{ °C}$, Dauer $\tau_{\text{Heiz}} = 30\text{ min}$) bildet sich an der Rohr-Innenseite eine unverstärkte PA 6-Schicht - die helle Schicht am oberen Rand.

Für Rohre aus GFK-Bandhalbzeug treten im Vergleich zu CFK-Rohren etwa 8% geringere Porengehalte bei niedrigeren Prozessparametern auf, Bild 9.10. Der Porengehalt wird mit zunehmender Drehzahl n_U deutlich reduziert. Für die Temperatur T_{Proz} und die Heizdauer τ_{Heiz} sind die Unterschiede der Parameterkonfigurationen sehr gering und aufgrund der Inhomogenität der Probekörper kann kein Einfluss bestimmt werden. Zur Veranschauli-

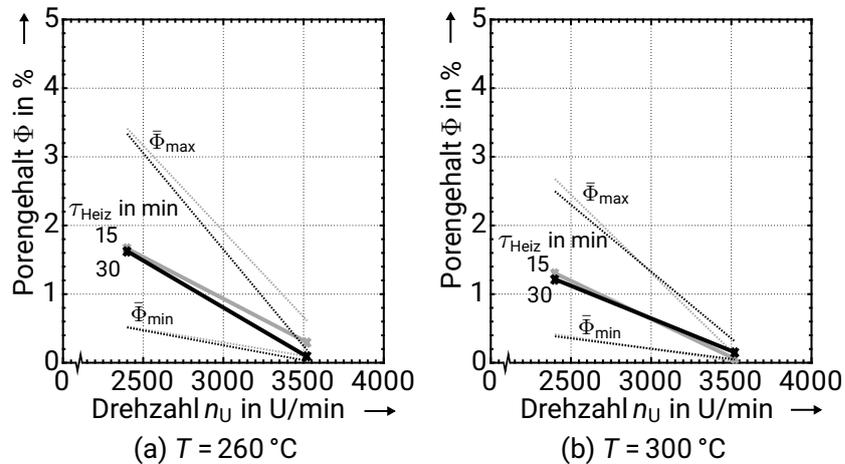


Bild 9.10: Porengehalt in GFK-Rohren abhängig von den Prozessparametern. Dargestellt sind der Mittelwert $\bar{\Phi}$ und die gemittelten Extremwerte der Inhomogenität $\bar{\Phi}_{\min}$, $\bar{\Phi}_{\max}$, Bild 9.7.

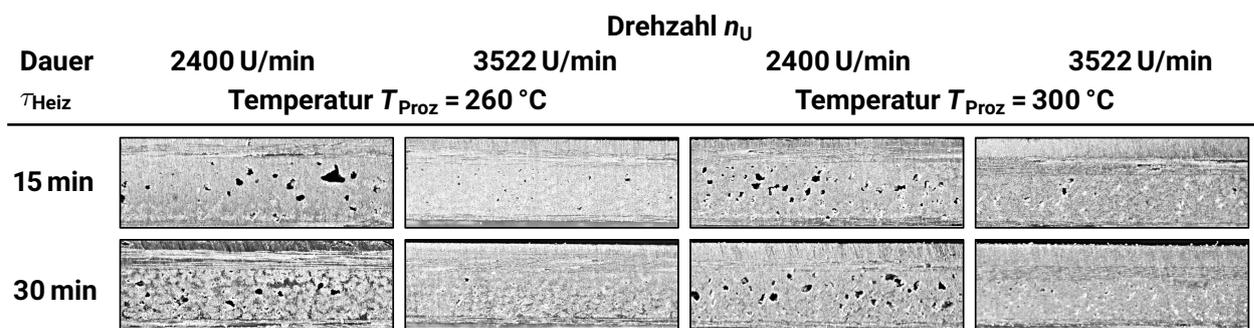


Bild 9.11: Schlibfbilder der GFK-Rohre für die Konfigurationen mit extremalen Kombinationen der Prozessparameter. Die unterschiedlichen Grauwerte resultieren aus den Lichtverhältnissen. An der Innenseite der Rohre - am oberen Bildrand - bildet sich bei allen Parameterkonfigurationen eine unverstärkte Kunststoffschicht.

chung der Laminatqualität der GFK-Rohre abhängig von den Prozessparametern sind in Bild 9.11 Schlibfbilder dargestellt.

Anhand der gemittelten Einflüsse jedes Prozessparameters - der Mittelwert aller Konfigurationen zu einer Faktorstufe - werden die unterschiedlichen Auswirkungen auf den Porengehalt verdeutlicht, Bild 9.12. Zur übersichtlichen Darstellung ist hierbei die gemittelte Inhomogenität zur Einordnung der Ergebnisse (Bild 9.5 und 9.7) nicht eingetragen. Die Drehzahl n_U weist sowohl bei der Herstellung mit CFK- als auch mit GFK-Bandhalbzeug im Mittel den stärksten Einfluss auf den Porengehalt auf. Der Porengehalt von CFK-Rohren wird darüber hinaus ebenfalls von der Temperatur T_{proz} und der Heizdauer τ_{Heiz} auf einem vergleichbaren Niveau beeinflusst. Bei GFK sind keine Auswirkungen der Prozesstemperatur T_{proz} und der Heizdauer τ_{Heiz} auf den Porengehalt festzustellen.

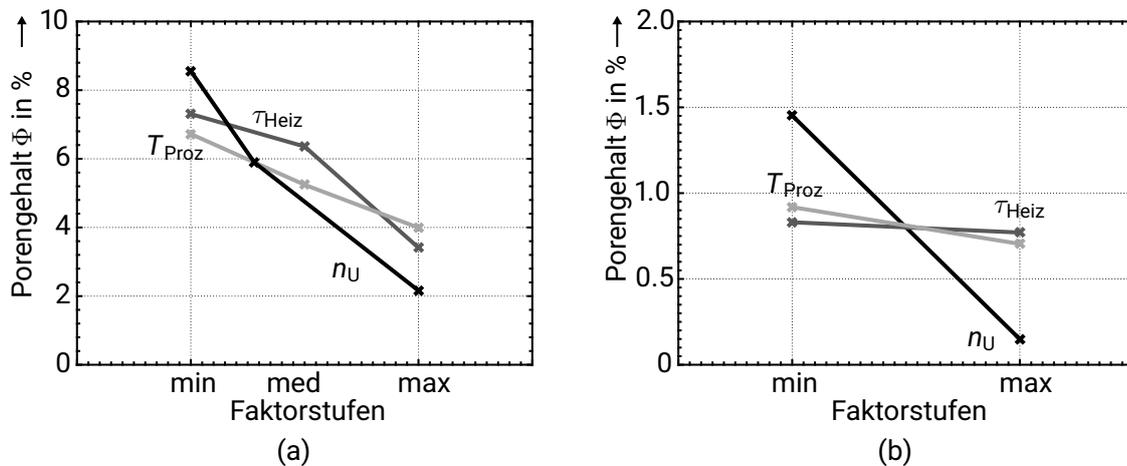


Bild 9.12: Gemittelter Einfluss der Prozessparameter aus den Mittelwerten jeder Faktorstufe auf den Porengehalt Φ (a) von CFK-Rohren und (b) von GFK-Rohren.

9.3.3 Hinweise zur Herstellung von FKV-Rohren im Schleuderprozess

Neben den drei wesentlichen Prozessparametern Drehzahl n_U , Prozesstemperatur T_{Proz} und Heizdauer τ_{Heiz} wurde der Einfluss weiterer Faktoren betrachtet. Da diese Untersuchungen ebenfalls anhand von Einzelversuchen durchgeführt wurden, dienen die Beobachtungen einer qualitativen Orientierung für Folgeuntersuchungen und werden nicht quantifiziert.

- Die Faserorientierung beeinflusst, ob bei mehr als zwei zusammenhängenden Lagen eine Umwicklung der Faser um den Umfang besteht. Der Vergleich der Schichtdicke von 0° - und 90° -Lagen zeigt, dass dies einen Einfluss hat (Bild 9.6). Ebenso ist der Porengehalt der 0° -Schicht eines $[90_2/0_{10}/90_3]$ -Laminataufbaus und der Porengehalt bei $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung gegenüber dem $[0_2/90_{10}/0_3]$ -Laminat deutlich reduziert.
- Die Anzahl der zusammenhängenden Lagen hat bei mehr als zwei Lagen mit 90° -Orientierung keinen Einfluss auf den Porengehalt ergeben.
- Der Lagenaufbau des $[0/90]$ -Laminats hat keinen eindeutigen Einfluss ergeben. Bei den Prozessparametern auf mittlerem Niveau ($T_{Proz} = 260^\circ\text{C}$, $\tau_{Heiz} = 30\text{ min}$ und $n_U = 2760\text{ U/min}$) hat ein alternierender Schichtaufbau mit zusammenhängenden 90° -Lagen einen geringeren Porengehalt ergeben als der $[0_2/90_{10}/0_3]$ -Schichtaufbau mit 0° -Lagen an Innen- und Außenseite. Bei maximalem Niveau der Prozessparameter war der Porengehalt des alternierenden Aufbaus jedoch höher.
- Die Feuchte des Vorformlings (getrocknet und ungetrocknet) hat sowohl bei geringem als auch bei maximalem Niveau der Prozessparameter keinen Einfluss auf den Porengehalt ergeben.

-
- Die Drehrichtung in Bezug auf die Orientierung der Wicklung des Bandhalbzeugs hat keinen Einfluss gezeigt.
 - Das manuelle, feste Anlegen des Vorformlings an der Kokillenwand hat den Porengehalt gegenüber einem lockeren Einlegen reduziert. Eine Untersuchung von Vorformlingen mit Vorkompaktierung des Bandhalbzeugs durch Anpresswalzen auf einem Kern hat jedoch für Variationen des so hergestellten Vorformlings (z.B. der Anpressdruck und der Außendurchmesser) bei den jeweils maximalen Prozessparameterstufen innerhalb des betrachteten Parameterraums keinen Einfluss auf die Laminatqualität ergeben. Bei dieser Parameterkonfiguration war ebenfalls kein Unterschied zu manuell eingelegten Vorformlingen festzustellen.
 - Ohne die axiale Begrenzung des Vorformlings während des Schleuderprozesses durch die vorgespannten Einsätze, fließen die Polymerschmelze und die Fasern an den Rändern in axiale Richtung und bewirken eine lokale Abnahme der Wanddicke.
 - Die unterschiedliche thermische Dehnung wirkt sich auf das Entformen der Rohre aus. GFK-Rohre lassen sich leichter aus der Kokille entnehmen als CFK-Rohre. Das Entformen von CFK-Rohren wird durch die Verwendung von Invarstahl als Kokillenwerkstoff vereinfacht. Eine Auswirkung auf die Laminatqualität durch den Kokillenwerkstoff konnte nicht festgestellt werden.

9.3.4 Diskussion der Ergebnisse

Die absoluten Größen der Versuchsergebnisse zur Laminatqualität aus der Prozessanalyse sind aufgrund der Datengrundlage von Einzelversuchen nicht abgesichert. Ebenso stellt die verwendete Inhomogenität der Rohre nicht die Streuung des Prozesses dar. Die ermittelten Tendenzen der Einflüsse der Prozessparameter und die Unterschiede zwischen den Mittelwerten der Parameterkonfigurationen können dadurch jedoch vorläufig eingeordnet werden. In weiterführenden Untersuchungen müssen die Tendenzen abgesichert werden.

Das monotone Verhalten bzgl. der Variation der Parameter und die resultierende Steigerung der Laminatqualität mit zunehmendem Fertigungsaufwand ist plausibel. Die Drehzahl n_U hat sowohl bei CFK- als auch bei GFK-Rohren den stärksten Einfluss auf den Porengehalt Φ gezeigt. Der Einfluss der Prozesstemperatur T_{Proz} und der Heizdauer τ_{Heiz} ist im Fall von CFK geringer als die Drehzahl n_U . Die Steigerung beider Prozessparameter bewirkt jedoch eine erkennbare Verringerung des Porengehalts Φ . Im Gegensatz dazu ist bei GFK kein Einfluss der Prozesstemperatur T_{Proz} oder der Heizdauer τ_{Heiz} auf den Porengehalt identifizierbar. GFK-Rohre weisen bei geringem Niveau der Prozessparameter jedoch bereits einen deutlich geringeren Porengehalt auf. Eine mögliche Ursache für die unterschiedliche Wirkung der Prozessparameter bei CFK- und GFK-Bandhalbzeug kann der geringere Faservolumengehalt φ , der größere Durchmesser der Fasern oder der Dichteunterschied zwischen Fasern und Matrix sein. Der Dichteunterschied zwischen Fasern und Matrix bei GFK und CFK bleibt unterschiedlich und kann nicht durch die angepasste Drehzahl kompensiert

werden. Diese Faktoren können die Bewegung der Fasern in der Polymerschmelze beeinflussen. Um dies zu untersuchen sind weiterführende Untersuchungen mit einer Variation des Faservolumengehalts bei gleichem Faserwerkstoff und eine Variation der Dichte des Polymers notwendig.

Anhand der Prozessanalyse kann der qualitative Einfluss der Parameter auf die Laminatqualität beschrieben und eine Orientierung zur Erwartung des Porengehalts abhängig von den Prozessparametern gegeben werden. Die Ursache für den hohen Porengehalt in 90°-Lagen konnte jedoch nicht ermittelt werden. Möglich wäre, dass diese durch den Abstand zwischen den aufgewickelten Lagen des Bandhalbzeugs im Vorformling durch die Oberflächenrauheit entstehen. Frühzeitig abgebrochene Schleudervorgänge haben gezeigt, dass ohne Vakuum große Ausbeulungen im Vorformling entstehen, während dies unter Vakuum nicht der Fall war. Die Ausbeulungen deuten darauf hin, dass zwischen den Lagen Luft eingeschlossen ist, die sich im Heizprozess ausdehnt. Die Poren bei evakuierten Kokillen könnten eine Folge von geringfügig verbleibender Luft zwischen straff angelegtem Bandhalbzeug sein. Durch die hohe Viskosität der Polymerschmelze und die Fasern in der Schmelze wird das Entweichen der Luft einschüsse im Schleuderprozess behindert und benötigt entsprechend der Versuchsergebnisse hohe Drehzahlen, geringe Viskosität durch hohe Temperatur und hinreichend Zeit, um entweichen zu können.

9.4 Machbarkeitsstudie zur Fertigung faserverstärkter Rohre mittels in-situ-Polymerisation

Durch die in-situ-Polymerisation von PA 6 kann die Herstellung faserverstärkter Thermoplaste unterhalb der Schmelztemperatur $T_S \approx 220^\circ\text{C}$ bei Polymerisationstemperaturen T_{poly} zwischen 140 und 170 °C erfolgen [L B19]. Die geringe Viskosität der Monomer-Schmelze ($\eta < 7 \text{ mPA s}$) ermöglicht eine schnelle Injektion in Endlos-Trockenfasern. Aufgrund dieser Eigenschaften bietet dieses Verfahren das Potenzial einer wirtschaftlichen Fertigung von endlosfaserverstärkten Thermoplasten und ist ebenfalls Gegenstand industrieller Entwicklungen [Bit_14; Eng18].

9.4.1 Grundlagen der in-situ-Polymerisation

Bei PA 6 bildet das Monomer ϵ -Caprolactam die Ausgangskomponente der Polymerisation. Dieses wird in einer anionisch ringöffnenden Polymerisation durch die Zugabe von Anionen zu PA 6 polymerisiert. Für die wirtschaftliche Nutzung des Verfahrens werden in einer Vorstufe Lactamanionen (Initiator) und Acryllactame (Aktivator) hergestellt und diese dem ϵ -Caprolactam für die Polymerisation zugegeben [van07].

Der Reaktionsablauf der Polymerisation wird durch die Mengenverhältnisse von Initiator und Aktivator gegenüber dem Monomer beeinflusst und wirkt sich auch auf den Um-

setzungsgrad des Monomers aus [van_06a]. Die Temperatur wirkt sich sowohl auf die Polymerisation als auch auf die anschließende Kristallisation aus und beeinflusst die mechanischen Eigenschaften des hergestellten PA 6 [van_06b]. Mit steigender Temperatur nimmt die Reaktionsrate zu. Da die Reaktion zu PA 6 exotherm stattfindet, verstärkt sich der Prozess selbstständig.

Die Polymerisation kann leicht durch die Reaktion mit Kationen unterbrochen werden. Störeinflüsse können insbesondere Feuchtigkeit, Sauerstoff sowie die Werkstoffe der verwendeten Werkzeuge und Betriebskomponenten sein [van07].

9.4.2 Infrastruktur und Herstellungsprozess

Das verwendete Caprolactam sowie der Aktivator (*Brüggolen C25*) und der Initiator (*Brüggolen C10*) stammen von der Firma *L. Brüggemann GmbH & Co. KG*. Um Störeinflüsse zu vermeiden, wurden für die Betriebskomponenten zur Bereitstellung der Schmelze die Werkstoffe Edelstahl, PTFE und Glas verwendet. Die Zuführung wurde vor der Nutzung mit Stickstoff durchströmt, um die Feuchte im System zu reduzieren. Für die Verarbeitung wurde ein Teil des Caprolactams mit dem Initiator (1,5 Gew.-%) und ein weiterer Teil mit dem Aktivator (1,5 Gew.-%) jeweils in einem separaten Gefäß unter Stickstoff-Schutzgasatmosphäre aufgeschmolzen und auf 140 °C erhitzt.

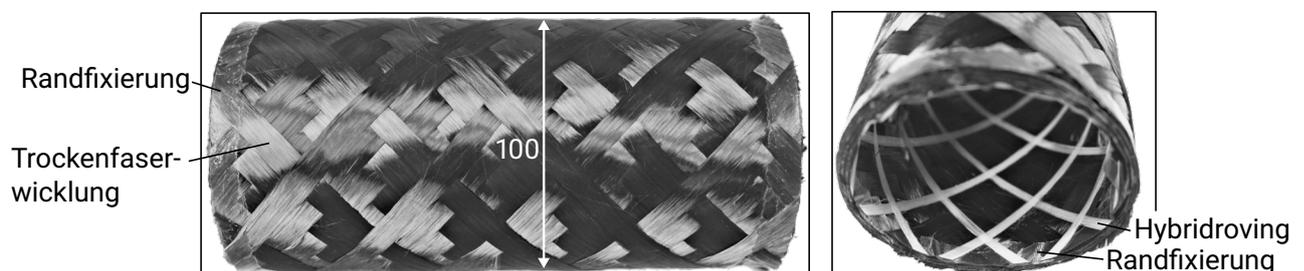


Bild 9.13: Trockenfaser-Vorformling mit Randfixierung durch geschmolzene PA 6 Folie und die innere Stützung durch eine Korbwicklung mit geschmolzenem Hybridrovung. Durchmesser in mm.

Die Faserverstärkung wurde im Wickelverfahren hergestellt, Bild 9.13. Es werden CFK-Fasern (*SIGRAFIL C T50-4.0/240-T150* von *SGL Carbon SE*) mit abgestimmter Schlichte für die in-situ-Polymerisation von PA 6 verwendet. Die Formstabilität und Handhabung des Trockenfaser-Vorformlings wird durch eine innere Korbwicklung aus geschmolzenem PET- (*Vetrotex Twintex R PET*) oder PA 6- (*BASF Ultramid BFS/G30-500 12k*) Hybridrovung gewährleistet. Die seitlichen Enden werden durch aufgeschmolzene PA 6-Folien fixiert.

Unmittelbar vor der Verarbeitung wird der Vorformling für 60 min unter Vakuum in der Kokille getrocknet. Der Prozessraum in der Kokille ist durch dichtende Einsätze begrenzt. Die Kokille wird auf die Prozesstemperatur von $T_{\text{Proz}} = 160 \text{ °C}$ aufgeheizt. Anschließend wird die Schmelze mit Monomer und Aktivator bzw. Initiator mittels Überdruck aus den

Gefäßen mittels eines statischen Mischers vermischt und in den Prozessraum eingeführt. Ein Heizelement (140 °C) an der Zuführung verhindert das Abkühlen der Schmelze. Vor dem Beginn des Schleuderprozesses wird die Schutzatmosphäre hergestellt. Die Kokille wird auf die Prozessdrehzahl von $n_U = 2000$ U/min beschleunigt und die Prozesstemperatur T_{Proz} für 30 min gehalten, bevor die Heizung ausgeschaltet wird und der Abkühlprozess beginnt.

9.4.3 Ergebnisse und Diskussion der Fertigungsversuche

Die Herstellung von unverstärkten Rohren verdeutlicht, dass das Schleuderverfahren und die erweiterte Infrastruktur für die in-situ-Polymerisation von PA 6 geeignet sind: Die Ausgangskomponenten polymerisieren und bilden ein gleichmäßiges Rohr, Bild 9.14 a. Bei Rohren mit Faserverstärkung konnte im Schleuderprozess nahezu eine vollständige Tränkung der Fasern erreicht werden, Bild 9.14 b. Schliffbilder zeigen sowohl für die Herstellung unter Vakuum als auch unter Stickstoff-Schutzgas ein porenfreies Laminat, Bild 9.15 a, b. Stellenweise bestehen jedoch Bereiche mit eingeschlossenem Monomer, Bild 9.15 c.

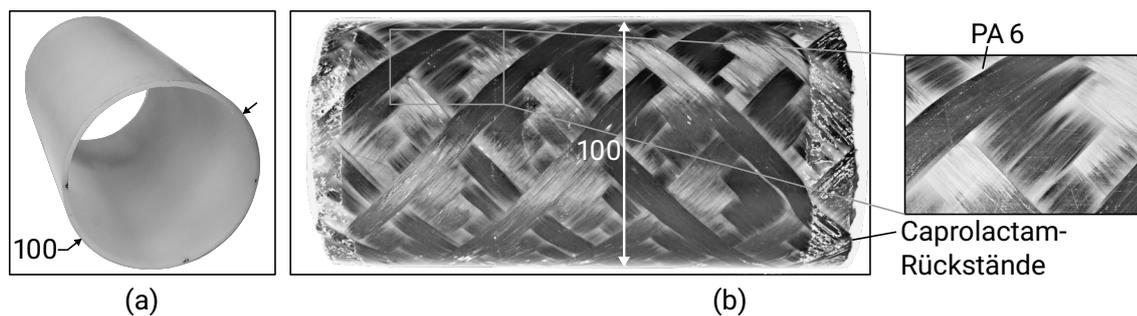


Bild 9.14: Rohre mit in-situ polymerisiertem PA 6: (a) unverstärkt und (b) mit CFK Endlosfaserverstärkung. An den Enden des FKV-Rohrs befinden sich Monomer-Rückstände aufgrund der Störung der Polymerisation durch die Randfixierung. Maßangaben in mm.

Eine Herausforderung für die Polymerisation stellt die notwendige Stützstruktur dar. Die verwendeten Werkstoffe, führten zu einer Störung der Polymerisation. An den Randbereichen mit PA 6-Folien trat dies in Form von kristallinen Monomer-Rückständen in Erscheinung, Bild 9.14 b. Entlang der Korbwicklung entstanden Blasen, die unter Vakuum besonders stark ausgeprägt waren, Bild 9.16. Das Auftreten von Blasen war bei Verwendung eines PA 6-Hybridrovings gegenüber eines PET-Hybridrovings geringer ausgeprägt. Unter Stickstoff-Atmosphäre traten die Poren weniger zum Vorschein. Die genauere Betrachtung zeigt, dass unter Vakuum kristalline Ablagerungen von Caprolactam im Bereich der Poren auftreten, Bild 9.17.

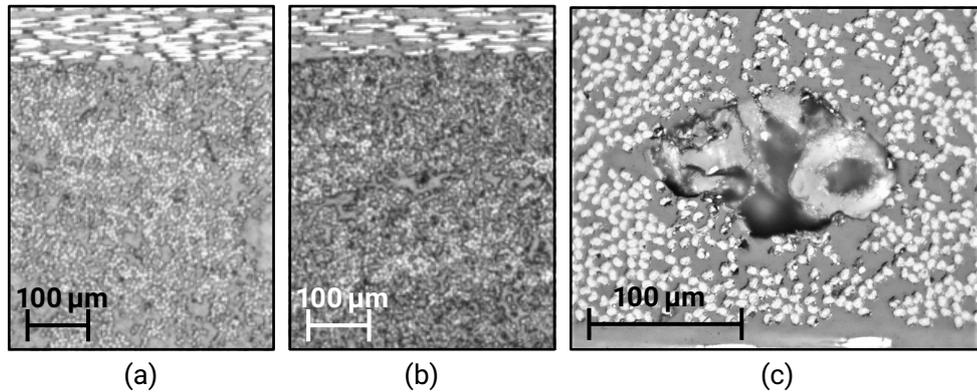


Bild 9.15: Die Schlifffbilder zeigen bei der Verarbeitung unter (a) Vakuum und (b) Stickstoff geringe Poren im Laminat auf. (c) Im Laminat eingeschlossenes Restmonomer.

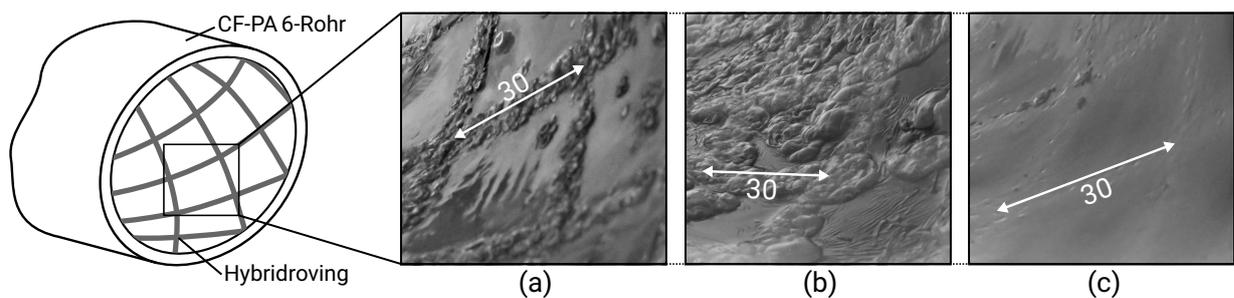


Bild 9.16: Innenoberfläche der faserverstärkten Rohre: (a) mit PA 6-Stützwicklung und (b) PET-Stützwicklung jeweils unter Vakuum; (c) PET-Stützwicklung unter Stickstoff. Maßangaben in mm.

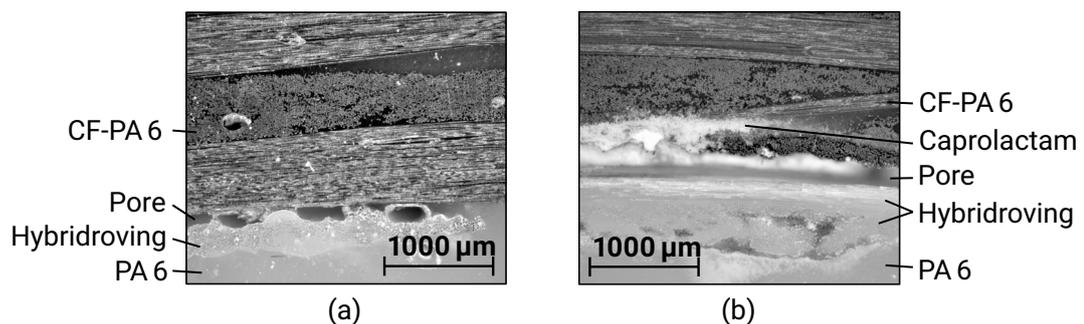


Bild 9.17: Die Schlifffbilder zeigen die Poren zwischen Stützwicklung und CFK-Faserverstärkung bei Verarbeitung (a) unter Stickstoff und (b) unter Vakuum. Im Fall des Vakuums bewirkt die Pore eine vollständige Trennung zwischen Stützwicklung und Laminat. Darüber hinaus sind Rückstände von Caprolactam zu erkennen.

9.5 Schlussfolgerungen zur Herstellung endlosfaserverstärkter Zylinder mit thermoplastischer Matrix

Die Untersuchung der Prozessparameter zur Herstellung thermoplastischer FKV-Rohre aus Bandhalbzeugen zeigt, dass mit dem Schleuderverfahren Lamine mit sehr geringen Porengehalten von etwa 0,2 % hergestellt werden können. Hohe Drehzahlen n_U zeigten den stärksten Einfluss auf den Porengehalt Φ . Im Fall von CFK tragen die Prozesstemperatur T_{Proz} und die Heizdauer τ_{Heiz} ebenfalls zur Reduktion des Porengehalts Φ bei. Neben dem sinkenden, absoluten Porengehalt zeigt sich, dass mit der Steigerung der Prozessparameter die Inhomogenität innerhalb eines Rohres ebenfalls sinkt. Bei maximaler Parameterkonfiguration ($T_{\text{Proz}} = 300 \text{ °C}$, $\tau_{\text{Heiz}} = 30 \text{ min}$ und $n_{U, \text{CFK}} = 4050 \text{ U/min}$ bzw. $n_{U, \text{GFK}} = 3522 \text{ U/min}$) können die Lagen so weit kompaktiert werden, dass die Dicke der Lagen gegenüber dem Halbzeug reduziert wird. Das Resultat ist ein gesteigerter Faservolumengehalt im faserverstärkten Bereich des Rohrs und das Bilden einer unverstärkten Kunststoffschicht an der Innenseite des Rohrs. Bei Anwendungen von Rohren, wie bspw. Druckbehältern, lässt sich dadurch der zusätzlich einzubringende, unverstärkte Kunststoff reduzieren, der zur Abdichtung notwendig ist. Dies erhöht das Speichervolumen und reduziert die Masse: die Leichtbaugüte steigt.

Bei einer wirtschaftlichen Betrachtung ist von einer hohen Relevanz der Heizdauer τ_{Heiz} auszugehen. Der Einfluss durch die Differenz der Prozesstemperaturen T_{Proz} im Rahmen des Prozessfenster von $T = 260$ bis 300 °C ist demgegenüber wahrscheinlich gering einzuordnen, sodass hohe Prozesstemperaturen T_{Proz} verwendet werden sollten. Die Senkung des Energiebedarfs für das Heizen sollte stattdessen durch die Weiterentwicklung der Anlage bspw. in Form einer Wärmeisolation oder einer maschinellen Entnahme des Werkstücks bei höherer Werkstücktemperatur erfolgen. Wirtschaftlich ist deshalb von besonderem Interesse, dass mit steigender Drehzahl n_U die Heizdauer τ_{Heiz} für einen vergleichbaren Porengehalt Φ reduziert werden kann.

Die Untersuchung zur Herstellung faserverstärkter Rohre mittels in-situ-Polymerisation zeigt, dass das Schleuderverfahren für diesen alternativen Prozess geeignet ist: Es erfolgt eine vollständige Tränkung der Trockenfaser-Vorformlinge und eine geringe Porenbildung im Laminat. Die Trockenfasern können durch Hilfsmittel fixiert werden, sodass eine Handhabung und Formstabilität bei der Verarbeitung gewährleistet wird. Die wesentliche Herausforderung besteht darin, geeignete Werkstoffe der Hilfsmittel zu ermitteln, die zu keinem Störeinfluss auf die Polymerisation führen. Mit einer entsprechenden Anpassung des Vorformlings können in einer weiterführenden Prozessanalyse die Einflüsse der Temperatur sowie des Aktivator- und Initiator-Anteils auf die Eigenschaften des Polymers (z.B. Kristallinität) und der Laminatqualität (bspw. Rückstände von Restmonomer und Porengehalt) ermittelt werden. Darüber hinaus sollte die Querkzugfestigkeit des FKV zur Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften ermittelt werden.

10 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

Diese Arbeit befasst sich mit zwei grundlegenden Fragestellungen zur Konstruktion mit FKV: zum einen mit der lokalen Krafteinleitung in FKV-Bauteile und zum anderen mit einem Fertigungsverfahren zur Herstellung hochbelastbarer FKV-Strukturbauteile.

Gestaltung adhäsiver Laminatstirnverankerung

Die adhäsive Verankerung ist eine Krafteinleitung in die Stirnseite von Laminaten in Differentialbauweise. Ein Anker - bspw. eine Gewindestange - wird in eine stirnseitige Bohrung des FKV verklebt. Das Konzept erlaubt die Verwendung von Halbzeugen und erfordert als Nachbearbeitung lediglich diese stirnseitige, nachträgliche Bohrung. Die adhäsive Verankerung wird im Bauwesen zur Lasteinleitung in Beton und Holz verwendet. Für FKV stellt die Stirnverankerung eine Ergänzung zum vorhandenen Konstruktionskatalog dar. Durch die einfache Umsetzung kann die Verankerung das Anwendungsfeld von FKV erweitern. Das Ziel der Arbeit war es, die maßgeblichen Faktoren der Verankerung unter quasistatischer Zuglast zu analysieren und zu Konstruktionshinweisen aufzubereiten. Hierzu wurden die konstruktiven Eigenschaften durch eine vereinfachte Betrachtung analytisch abgeschätzt und der Spannungszustand numerisch analysiert. Anhand von Experimenten wurde der Fertigungsprozess betrachtet, der Einfluss der Konstruktionsparameter auf die Tragfähigkeit bestimmt und die Gestaltung der Klebschicht sowie des Ankers untersucht. Die wesentlichen Forschungsergebnisse sind zu Konstruktionshinweisen zusammengefasst und durch exemplarische Ergebnisse zum Verlauf der Vorspannkraft ergänzt worden.

Das Potenzial der adhäsiven Stirnverankerung gegenüber bestehenden Konzepten wurde herausgestellt und die grundlegenden Einflussfaktoren identifiziert. Durch die konstruktiven Vorüberlegungen wurde aufgezeigt, dass sich der Ankerdurchmesser und die Klebschichtdicke maßgeblich auf den Bauraum und die Leichtbaugüte der Krafteinleitung auswirken. Im Rahmen technischer üblicher Durchmesser steigt die Leichtbaugüte mit sinkendem Durchmesser, der Bauraumbedarf nimmt jedoch zu.

Mechanisch betrachtet besteht die Verankerung aus zwei zusammenhängenden Teilpro-

blemen: die Überlappungsklebung und die lokale Krafteinleitung im Laminat. Die Breite des Laminats ist durch die Orientierung in Laminebene für beide Teilprobleme besonders relevant. Anhand der numerischen Betrachtung wurde der Einfluss der richtungsabhängigen Geometrie- und Werkstoffeigenschaften diskutiert. Die Analyse zeigte, dass sowohl für die Klebschichtspannung als auch für die Laminatanstrengung jeweils eine Grenze der Breite vorhanden ist, bis zu der ein Einfluss auf die Spannung bzw. die Anstrengung besteht. Die konkrete Dimension der Grenze hängt von den weiteren Geometriegrößen - Dicke, Verankerungslänge, Ankerdurchmesser - und von den Werkstoffkennwerten ab, insbesondere von der Schubsteifigkeit des Laminats in Laminebene.

Für die Durchführung von Experimenten und die praktische Anwendung wurde die Herstellung der Klebschicht und der Bohrung betrachtet. Es konnten Verfahren zur reproduzierbaren Fertigung der Klebschicht mit geringen Poren, der genauen Ausrichtung des Ankers und dem Formen einer Klebstoffkehle aufgezeigt werden. Die Geometrie und die Oberfläche der Bohrung wurden für verschiedene Fertigungsparameter untersucht und der Einfluss der Bohrungsherstellung auf die Adhäsion der Klebschicht zum Laminat bestimmt.

Im Kern der Arbeit wird die Auswirkung der wesentlichen Geometrie- und Werkstoffparameter auf das Versagen und die Tragfähigkeit bestimmt. Es wurden Versagensmodi der Verankerung identifiziert. Anhand dieser Modi konnte der Einfluss der Parameter differenziert nach Klebschicht- und Laminatversagen analysiert werden. Das Laminatversagen ist stark vom Laminataufbau und dem Querschnitt des Laminats abhängig. Zum Erreichen von Klebschichtversagen ist jeweils eine Mindestbreite und -dicke abhängig vom Ankerdurchmesser und dem Laminataufbau notwendig. Im Fall von Klebschichtversagen haben die Geometrie und der Werkstoff des Laminats einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit gezeigt. In der Tendenz zeigt sich eine steigende Tragfähigkeit der Verankerung für abnehmende Ankerdurchmesser.

Zur Gestaltung der Klebschicht - die Wahl von Adhäsivtyp, Klebschichtdicke und Ankertyp inkl. der Strukturierung der Ankeroberfläche - ergaben die Untersuchungen, dass die Wahl des Adhäsivs die Tragfähigkeit deutlich beeinflussen kann. Ebenso zeigte sich im Mittel eine Steigerung der Tragfähigkeit für strukturierte Ankeroberflächen gegenüber nicht strukturierten Ankern (zylindrisch, aufgeraut). Die Gestaltung der Strukturierung wies jedoch lediglich eine geringe Auswirkung auf die Höhe der Tragfähigkeit und keinen eindeutigen Einfluss auf das Versagensverhalten auf. Der Formschluss zwischen Anker und Klebschicht konnte als lastübertragender Mechanismus ermittelt werden. Demgegenüber hatte die Adhäsion für das verwendete Adhäsiv keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit bei strukturierten Ankern.

Anhand der Forschungsergebnisse konnten abschließend Hinweise zur Gestaltung adhäsiver Laminatstirnverankerungen zusammengefasst werden, die als Grundlage für die Vorauslegung in praktischen Anwendungen dienen können. Die adhäsive Verankerung ermöglicht,

hohe Lasten lokal bis zum Erreichen der Belastbarkeitsgrenze hochfester Schrauben in FKV einzuleiten. Die stirnseitige Bohrung kann durch übliche Verfahren hergestellt werden und erfordert neben einer Reinigung keine Vorbehandlung für hohe Adhäsionsfestigkeiten. Für die Lasteinleitung sind lediglich kleine Laminatquerschnitte erforderlich. Durch die niedrige Zwischenfaserbruchanstrengung ist ein geringer Anteil von Fasern senkrecht zur Lastrichtung ausreichend, um Laminatversagen zu verhindern. Dieses Potenzial konnte anhand des direkten Vergleichs zu T-Bolzenverbindungen verdeutlicht werden. Im Vergleich zu diesen konnten abhängig vom Laminataufbau bis zu 125% höhere Lasten eingeleitet werden.

Hinweise zu weiterführenden Themen

Durch diese Arbeit werden ebenfalls neue Fragestellungen zur adhäsiven Verankerung aufgezeigt. Aufbauend auf den Ergebnissen und als Ergänzung zu diesen sind die folgenden Themenbereiche aus Sicht des Autors von besonderem Interesse für weiterführende Forschungsarbeiten zur adhäsiven Verankerung:

- Die Detailbetrachtung der Laminatbeanspruchung. Das Ziel sollte eine analytische Näherung der Belastbarkeit des Laminats sein, bspw. abhängig von dessen Querkzugfestigkeit, dem Laminatquerschnitt und den äußeren Lasten. Dabei ist ebenfalls der Einfluss der Ankergestaltung vertieft zu untersuchen.
- Die Ermittlung Klebschichtbelastbarkeit. Dazu ist ebenfalls eine Detailbetrachtung der Klebschicht einschließlich der Ankerstrukturierung und die Verwendung weiterführender Methoden notwendig. Hierfür wäre bspw. die Bruchmechanik geeignet.
- Eine analytische Beschreibung des mechanischen Problems. Die Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften und der Querschnittsgeometrie muss bei der Beschreibung des Spannungszustands in der Klebschicht und im Laminat berücksichtigt werden. Insbesondere in Verbindung mit den beiden vorstehenden Themen, kann die analytische Beschreibung eine allgemeine Berechnungen zur Vorauslegung ermöglichen.
- Das Versagensverhalten und die Tragfähigkeit von Mehrfachverankerungen. Relevant ist, ob Unterschiede zu Einzelankern bestehen. Berücksichtigt werden sollten sowohl eine Anordnung in Breitenrichtung in einer Reihe als auch eine mehrreihige Anordnung in Dickenrichtung.
- Die Untersuchung weiterer Werkstoffe von Laminat und Klebschicht. Zum einen ist CFK als Verankerungsgrund und der Einfluss der matrixdominierten Festigkeitseigenschaften zu untersuchen. Zum anderen ist für Klebschichtversagen zu klären, ob sich der Einfluss der Geometrieparameter und der Laminatsteifigkeit bei Verwendung von spröden Adhäsiven gegenüber duktilen Adhäsiven unterscheidet. In diesem Kontext

ist ebenfalls zu untersuchen, bis zu welchen Verankerungslängen eine proportionale Laststeigerung zu erwarten ist.

- Das Herstellungsverfahren der Klebschicht. Sowohl für die Probekörperherstellung als auch für praktische Anwendungen sollte der Fertigungsaufwand reduziert werden. Die Weiterentwicklung muss dabei weiterhin die hohe Qualität und Reproduzierbarkeit der Klebschicht gewährleisten, um eine höchstmögliche Tragfähigkeit zu erreichen. Die Parameter zur Bohrungsherstellung sind umfassend zu untersuchen, um ein konkretes Prozessfenster und die Standzeiten der Werkzeuge eingrenzen zu können.

Über die direkten Inhalte dieser Arbeit hinaus ergeben sich weitere Fragestellungen zur umfassenden Betrachtung, zur konstruktiven Gestaltung und zur Weiterentwicklung stirnseitiger Verankerungen:

- Die erweiterte Betrachtung über quasistatische Zuglasten hinaus. Zum einen ist die Lastrichtung bspw. durch eine Querbelastrung des Ankers zu verändern. Hierbei ist insbesondere die Laminatbeanspruchung von Interesse. Zum anderen muss das Verhalten unter Langzeitbelastung und bei Ermüdung analysiert werden. In beiden Fällen sollte eine detaillierte Betrachtung der Klebschicht und des Schädigungsverlaufs infolge der Strukturierung vorgenommen werden. Darüber hinaus sind thermische Lasten und die resultierenden Eigenspannungen in der Klebschicht durch die unterschiedliche Temperaturdehnung zwischen Anker und Laminat zu untersuchen.
- Die konstruktive Gestaltung des Laminats. Zum einen sind Maßnahmen gegen die Laminatschädigung zu prüfen. Zum anderen ist im Leichtbau eine Reduktion des Laminatquerschnitts außerhalb des notwendigen Bauraums der Verankerung anzustreben. Es ist zu untersuchen, welche Anforderungen an die Fertigung bei einer nachträglichen lokalen Aufdickung im Bereich der Verankerung bestehen und wie der Übergang zum Grundlaminat zu gestalten ist. Ebenso ist eine Anwendung zwischen den Deckschichten von Sandwich-Strukturen und deren Gestaltung zu untersuchen.
- Eine Lastübertragung ausschließlich durch Formschluss. Da für das verwendete Adhäsiv der Formschluss die Lastübertragung sicherstellt und nicht die Adhäsion, sollte die konstruktive Nutzung dessen überprüft werden. Eingetrennte Anker ohne Haftung zum Adhäsiv würden eine einfache Demontage bspw. zur Wartung der Lasteinleitung ermöglichen. Das Adhäsiv dient zum Anformen eines Innengewindes an das Laminat. Die Anker könnten entsprechend einer Schraubverbindung demontiert werden und das verbleibende Adhäsiv leicht entfernt werden, um dieses zu erneuern. Denkbar wäre in diesem Fall ebenso die Verwendung eines Montageankers, der nach Herstellung der Klebschicht entfernt wird. Dieser könnte bspw. hohl ausgeführt werden, um die Möglichkeiten zur Herstellung einer porenfreien Klebschicht zu erweitern.
- Die Verwendung von FKV-Ankern. Die konstruktive Betrachtung zeigt, dass Stahl-Anker den wesentlichen Anteil an der Gesamtmasse aufweisen. Um die Leichtbaugüte

zu steigern, könnten diese durch FKV-Anker - bspw. pultrudierte Stäbe - ersetzt werden. Für die maximale Tragfähigkeiten ist vor allem eine hohe Adhäsionsfestigkeit zum Anker sicherzustellen.

- Eine makroskopische Konzeptvariante. Die konstruktive Betrachtung und die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass kleine Ankerdurchmesser höhere Leichtbaugüten erzielen. Eine Weiterentwicklung zu einer makroskopischen Verankerung weist deshalb das Potenzial auf, die Leichtbaugüte zu steigern. Aufgrund des steigenden Bauumbedarfs bei geringen Durchmessern und der Herausforderungen der Fertigung im Fall einer nachträglichen Integration wäre hierbei eine Integralbauweise von besonderem Interesse. Die makroskopische Verankerung könnte im 3D-Druckverfahren gemeinsam mit der angrenzenden Struktur gefertigt werden und bei der Herstellung des FKV in das Laminat eingebracht werden.
- Die Untersuchung von Schraubankern. Schraubanker weisen ein größeres Risiko zur Laminatschädigung auf: zum einen durch die Montagekräfte und zum anderen aufgrund der Kerben des Formschlusses im Laminat. Durch den direkten Formschluss im Laminat kann jedoch ein Kriechen oder ein Relaxieren verhindert werden. Darüber hinaus besteht das Potenzial, ein gutmütiges degressives Versagen ähnlich der Lochleibung durch eine geeignete Gestaltung zu erzielen. Dies ist zu überprüfen. Denkbar wäre in diesem Fall ebenfalls eine Kombination mit der adhäsiven Verankerung für eine Resttragfähigkeit der adhäsiven Verankerung.

Die Forschungsergebnisse haben gezeigt, dass die adhäsive Laminatstirnverankerung ein geeignetes Konzept zur Einleitung hoher Lasten in FKV darstellt. Mit der Weiterführung der Forschung anhand der genannten Themengebiete kann ein detaillierteres Verständnis des Tragverhaltens erlangt und die Auslegung der Kraftereinleitung konkretisiert werden. Ferner sollte die Weiterentwicklung der vorgeschlagenen Konstruktionsdetails und -varianten untersucht werden, um das Potenzial des Konzepts auszureizen.

Abschließend zur adhäsiven Verankerung sei im Kontext des modularen Druckbehälterkonzepts der Darmstädter Bauweise (Kapitel 1) angemerkt, dass neben einer Anbindung an die umliegende Struktur ebenfalls die Befestigung des Behälterbodens durch die Verankerung möglich wäre. Durch die Schraubverbindung kann die Montage des Behälterbodens vereinfacht und insbesondere eine spätere Demontage des Bodens, bspw. zur Wartung, leicht ermöglicht werden. Im Fall des Prototyps mit dem Außendurchmesser von 100 mm und einem Berstdruck von 470 bar (Bild 1.1) wären hierzu mit M8-Ankern der Festigkeitsklasse 12.9 lediglich 8 Stück und mit M6-Ankern derselben Festigkeit 14 Stück notwendig. Geringere Ankerdurchmesser stellen hierbei durch die größere Anzahl von Ankern zwar einen höheren Montageaufwand dar, sie sind jedoch für den Leichtbau zu bevorzugen: zum einen nimmt entsprechend den Ergebnissen dieser Arbeit die Tragfähigkeit zu und zum anderen erfordern diese geringere Wanddicken des Zylinders. Die detaillierte konstruktive Umsetzung mit der Wahl geeigneter Ankerdurchmesser und der Gestaltung der lokalen Vergrößerung der Wanddicke des Zylinders ist in Folgeuntersuchungen zu erarbeiten.

Herstellung thermoplastischer FKV-Rohre im Schleuderverfahren

Das Schleuderverfahren ist ein Herstellungsprozess von rotationssymmetrischen Bauteilen. Das Ziel der Untersuchung war die Prozessanalyse des Verfahrens für die Verwendung von thermoplastischem UD-Bandhalbzeug mit Kohlenstofffaser- und Glasfaserverstärkung. Darüber hinaus wurde die Machbarkeit einer in-situ-Polymerisation von PA 6 in Verbindung mit Trockenfasern zur Herstellung von Rohren geprüft.

Die Prozessparameter Drehzahl, Temperatur und Dauer des Schleuderverfahrens wurden für die Herstellung faserverstärkter Thermoplastrohre aus Bandhalbzeug analysiert und die resultierende Laminatqualität anhand des Porengehalts quantifiziert. Mit einer Steigerung der Prozessparameter wurde eine Reduktion des Porengehalts und der Lagendicke im Laminat erreicht. Die Drehzahl zeigte den größten Einfluss auf den Porengehalt. Bei maximalen Prozessparametern konnten die Lagen so weit kompaktiert werden, dass geringere Lagendicken als das Ausgangshalbzeug erreicht wurden und eine Schicht unverstärkter Kunststoff an der Innenseite des Rohrs entstand.

Darüber hinaus konnten qualitative Hinweise zu weiteren Parametern gegeben werden, bspw. die Feuchte des Vorformlings und dessen Lagenzahl.

Die Machbarkeitsstudie zeigte, dass das Schleuderverfahren auch für die Herstellung faserverstärkter Rohre mit in-situ-Polymerisation von PA 6 und Trockenfasern geeignet ist. Eine vollständige Tränkung der Trockenfasern mit geringen Poren und Fehlstellen im Laminat war möglich und es erfolgte die Polymerisation zu PA 6. Durch Stützstrukturen konnte die Handhabung und Formstabilität des Trockenfaser-Vorformlings sichergestellt werden. Eine Herausforderung stellen bei diesem Verfahren die Werkstoffe für diese Stützstrukturen dar, da diese die Polymerisation beeinträchtigen können.

Die Untersuchungsergebnisse zum Schleuderverfahren zeigen, dass bei geeigneter Höhe der Prozessparameter faserverstärkte Thermoplastrohre nahezu ohne Poren aus Bandhalbzeug hergestellt werden können. Darüber hinaus haben die Ergebnisse durch die geeigneten Prozessparameter zur Herstellung des Zylinders zur erfolgreichen Durchführung des Berstversuchs eines Hochdruckbehälters in [Dah22] beigetragen. Dies erweist die hohe Belastbarkeit und die Eignung für entsprechende Anwendungen von endlosfaserverstärkten Thermoplastrohren aus dem Schleuderverfahren. Für eine kurze Fertigungsdauer ist die höchstmögliche Prozesstemperatur zu verwenden, um die Viskosität des Polymers zu senken und die Drehzahl zu maximieren. Das Verfahren kann darüber hinaus für die Verarbeitung von in-situ-polymerisierendem PA 6 angewendet werden kann.

Hinweise zu weiterführenden Themen

Für die Fortführung der Forschungsarbeiten zum Schleuderverfahren und für die praktische Anwendung des Verfahrens zur Herstellung von Rohren sind die folgenden Problemstellungen besonders relevant:

- Die Absicherung der Ergebnisse. Aufgrund der Einzelversuche zu den Parameterkonfigurationen sind die Ergebnisse durch Versuchswiederholungen abzusichern.
- Die Verwendung höherer Drehzahlen. Die Erweiterung des Prozessfensters zu höheren Drehzahlen sollte untersucht werden, um die Fertigungsdauer minimieren zu können.
- Der Einfluss der Vorformling- und Werkstoffeigenschaften. Hinweise zur Orientierung konnten hierzu bereits gegeben werden. Die Auswirkung von Parametern, wie bspw. dem Faservolumengehalt, dem Polymer und der Lagenanzahl, ist jedoch detaillierter zu untersuchen, um umfassendere Aussagen zu den notwendigen Prozessparametern treffen zu können. In diesem Kontext sind ebenfalls Alternativen zur manuellen Herstellung der Vorformlinge zu entwickeln.
- Der Ursprung der Poren. Die Ursachen für den hohen Porengehalt, der sich bei geringen Prozessparametern einstellt, und das Verhalten der Poren im Prozess sollten ermittelt werden. Mit dieser Kenntnis könnte durch geeignete Maßnahmen der Prozessaufwand reduziert werden.
- Die Weiterentwicklung der Schleudieranlage. Das Ziel müssen geringere Temperaturgradienten im Aufheizvorgang sein. Hierzu sollten Möglichkeiten für eine Isolation zwischen Kokille und Lagerung ermittelt werden. Ebenso können die Einsätze in der Kokille entweder ebenfalls durch eine Isolation, einen anderen Werkstoff oder eine alternative Gestaltung angepasst werden, um den lokalen Einfluss auf die Temperaturverteilung zu reduzieren. Dies kann zu einer homogeneren Laminatqualität und kürzeren Prozessdauern beitragen.
- Werkstoffe für Hilfskomponenten bei der in-situ-Polymerisation. Diese Werkstoffe zur Fixierung des Trockenfaser-Vorformlings müssen die Polymerisation sicherstellen. Neben der verwendeten Korbwicklung sind ebenfalls Binder auf den Rovings denkbar, die während des Wickelprozesses aktiviert werden und für eine Haftung zwischen den Fasern sorgen.
- Die Prozessanalyse zur Herstellung von FKV mit in-situ-Polymerisation. Für die Untersuchung im Schleuderprozess ist die genannte Weiterentwicklung der Schleudieranlage für eine homogene Temperaturverteilung zu empfehlen. Mit dieser Anpassung und der geeigneten Stützstruktur des Vorformlings ist der Einfluss der Prozessparameter - Temperatur, Drehzahl, Dauer und Reaktionskomponenten - auf die Polymerisierung und die Tränkung der Trockenfasern zu untersuchen. Analysiert werden sollte

der Umsetzungsgrad, der Polymerisierungsgrad, die Kristallinität und die mechanischen Eigenschaften. Darüber hinaus sind Querkzugversuche zur abschließenden Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften geeignet.

Durch die weiterführende Untersuchung der genannten Themengebiete kann eine abgesicherte und detailliertere Beschreibung des Zusammenhangs zwischen den Prozessparametern des Schleuderverfahrens und der resultierenden Laminatqualität erfolgen. Mit den genannten Anpassungen stellt die in-situ-Polymerisation ebenfalls eine geeignete Verfahrensvariante dar, die das Potenzial aufweist, hohe Laminatqualität mit reduziertem Fertigungsaufwand zu ermöglichen.

Literatur

- [Akp13] AKPINAR, S.: *Effects of laminate carbon/epoxy composite patches on the strength of double-strap adhesive joints: Experimental and numerical analysis*. In: *Materials & Design* 51 (2013). PII: S0261306913003609, S. 501–512. ISSN: 02613069. DOI: 10.1016/j.matdes.2013.04.037.
- [Ame20] AMERICAN CONCRETE INSTITUTE, Hrsg.: *ACI CODE-355.4-19: Qualification of Post-Installed Adhesive Anchors in Concrete and Commentary*. Unter Mitarb. von ACI COMMITTEE 355. Farmington Hills, MI, 2020. ISBN: 9781641950909.
- [App09] APPL, J.-J.: *Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung*. Zugl.: Stuttgart, Techn. Univ., Diss., 2008. de. Universität Stuttgart, 2009. 276 S. DOI: 10.18419/opus-321.
- [AD12] ASHWORTH BRIGGS, A. J. E. und DHAKAL, H. N.: *T-Bolt Bearing Strength in Composite Blade Applications*. Venedig, Italien: ECCM15 - 15th European Conference on Composite Materials, 24.-28. Juni 2012.
- [AZD15] ASHWORTH BRIGGS, A. J. E., ZHANG, Z. Y. und DHAKAL, H. N.: *Study on T-bolt and pin-loaded bearing strengths and damage accumulation in E-glass/epoxy blade applications*. In: *Journal of Composite Materials* 49.9 (2015), S. 1047–1056. ISSN: 0021-9983. DOI: 10.1177/0021998314528825.
- [Bd09] BANEJA, M. D. und DA SILVA, L. F. M.: *Adhesively bonded joints in composite materials: An overview*. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 223.1 (2009), S. 1–18. ISSN: 1464-4207. DOI: 10.1243/14644207JMDA219.
- [Bar_18] BARFUSS, D. et al.: *Multi-scale structuring for thermoplastic-metal contour joints of hollow profiles*. In: *Production Engineering* 12.2 (2018). PII: 800, S. 229–238. ISSN: 0944-6524. DOI: 10.1007/s11740-018-0800-9.
- [BJ02] BENGTTSSON, C. und JOHANSSON, C.-J.: *GIROD - Glued in Rods for Timber Structures: SMT-CT97-2199*. Borås: SP Swedish National Testing and Research Institute, 2002.
- [Bit_14] BITTERLICH, M. et al.: *Maßgeschneidert auf reaktives Polyamid 6. Thermoplastisches Resin Transfer Moulding (T-RTM)*. In: *Kunststoffe* 3 (2014), S. 80–84.

-
- [BL99] BLAß, H. J. und LASKEWITZ, B.: „Effect of spacing and edge distance on the axial strength of glued-in rods“. In: Proceedings. CIB-W18 Meeting, Graz, Austria 1999. Pap. 32-7-12. (Graz, Austria). Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe. 1999.
- [BS17] BLAß, H. J. und SANDHAAS, C.: *Timber Engineering - Principles for Design*. en. Blaß, Hans Joachim Sandhaas, Carmen (VerfasserIn). Erscheinungsort nicht ermittelbar: KIT Scientific Publishing, 2017. 644 S. ISBN: 978-3-7315-0673-7. DOI: 10.5445/KSP/1000069616.
- [Ble12] BLEIER, A.: *Prüfverfahren zur Ermittlung exakter Werkstoffkennwerte einer unidirektionalen Schicht unter besonderer Berücksichtigung physikalischer Nicht-linearitäten*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2011. ger. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2012. 214 S. ISBN: 978-3-8440-0656-8.
- [BN01] BROCKMANN, W. und NEEB, Th.: *Stand der Klebtechnik im Stahlbau*. In: Stahlbau 70.2 (2001), S. 106–115. ISSN: 00389145. DOI: 10.1002/stab.200100380.
- [BH01a] BROUGHTON, J. G. und HUTCHINSON, A. R.: *Adhesive systems for structural connections in timber*. In: International Journal of Adhesion and Adhesives 21.3 (2001). PII: S01437496000049X, S. 177–186. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/S0143-7496(00)00049-X.
- [BH01b] BROUGHTON, J. G. und HUTCHINSON, A. R.: *Pull-out behaviour of steel rods bonded into timber*. In: Materials and Structures 34.2 (2001). PII: BF02481558, S. 100–109. ISSN: 1359-5997. DOI: 10.1007/BF02481558.
- [CSD11] CASTAGNETTI, D., SPAGGIARI, A. und DRAGONI, E.: *Effect of Bondline Thickness on the Static Strength of Structural Adhesives Under Nearly-Homogeneous Shear Stresses*. In: The Journal of Adhesion 87.7-8 (2011), S. 780–803. ISSN: 0021-8464. DOI: 10.1080/00218464.2011.597309.
- [CM16] CATTANEO, S. und MUCIACCIA, G.: *Adhesive anchors in high performance concrete*. In: Materials and Structures 49.7 (2016), S. 2689–2700. ISSN: 1359-5997. DOI: 10.1617/s11527-015-0677-4.
- [CCG09] CHANS, D. O., CIMADEVILA, J. E. und GUTIÉRREZ, E. M.: *Influence of the geometric and material characteristics on the strength of glued joints made in chestnut timber*. In: Materials & Design 30.4 (2009). PII: S0261306908003154, S. 1325–1332. ISSN: 02613069. DOI: 10.1016/j.matdes.2008.06.041.
- [Coo93] COOK, R. A.: *Behavior of Chemically Bonded Anchors*. In: Journal of Structural Engineering 119.9 (1993), S. 2744–2762. ISSN: 0733-9445. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:9(2744).
- [dÖ08] DA SILVA, L. F. M. und ÖCHSNER, A.: *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. eng. da Silva, Lucas F. M. (HerausgeberIn). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008. 335 S. ISBN: 3540790551.

-
- [da_06] DA SILVA, L. F. M. et al.: *Effect of Adhesive Type and Thickness on the Lap Shear Strength*. In: *The Journal of Adhesion* 82.11 (2006), S. 1091–1115. ISSN: 0021-8464. DOI: 10.1080/00218460600948511.
- [da_10] DA SILVA, L. F. M. et al.: *Effect of grooves on the strength of adhesively bonded joints*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30.8 (2010). PII: S0143749610000977, S. 735–743. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2010.07.005.
- [Dah22] DAHL, E.: *Zur Gestaltung von Böden und Krafteinleitungen für modulare Hochdruckbehälter aus Faser-Kunststoff-Verbunden*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2021. 2022.
- [Ded_17] DEDIEU, C. et al.: *On the prediction of residual stresses in automated tape placement*. In: *International Journal of Material Forming* 10.4 (2017). PII: 1307, S. 633–640. ISSN: 1960-6206. DOI: 10.1007/s12289-016-1307-6.
- [www22a] DELO INDUSTRIE KLEBSTOFFE GMBH & Co. KGAA: *DELO-DUOPOX® AD840 - Datenblatt*. 12.02.2022. URL: <https://www.delo-adhesives.com/products/detail/delo-duopox> (besucht am 12.02.2022).
- [DINa] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN 13-1:1999-11, Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung - Teil 1: Nennmaße für Regelgewinde; Gewinde-Nenndurchmesser von 1 mm bis 68 mm*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/8133800.
- [DINb] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN 338:2006-11 Kurze Spiralbohrer mit Zylinderschaft*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/9756496.
- [DINc] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN 405-1:1997-11, Rundgewinde allgemeiner Anwendung - Teil 1: Gewindeprofile, Nennmaße*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/7330921.
- [DIND] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN 8037:2020-07 Spiralbohrer mit Zylinderschaft, mit Schneidplatte aus Hartmetall*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/3134323.
- [DINe] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN 17334:2021-06: Eingeklebte Stangen in tragenden geklebten Holzprodukten - Prüfung, Anforderungen und Scherfestigkeitsklassifizierung; Deutsche Fassung EN 17334:2021*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/3211798.
- [DINf] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN 1992-4:2019-04, Eurocode 2 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 4: Bemessung der Verankerung von Befestigungen in Beton; Deutsche Fassung EN 1992-4:2018*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/2541030.

-
- [DINg] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN 1995-1-1:2010-12, Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/1722665.
- [DINh] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN ISO 1183-1:2019-09, Kunststoffe - Verfahren zur Bestimmung der Dichte von nicht verschäumten Kunststoffen - Teil 1: Eintauchverfahren, Verfahren mit Flüssigkeitspyknometer und Titrationsverfahren*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/3023324.
- [DINi] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN ISO 4288:1998-04 Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/7434013.
- [DINj] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN ISO 527-2:2012-06, Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/1860304.
- [DINK] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN ISO 527-5:2010-01, Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/1560314.
- [DINI] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG, Hrsg.: *DIN EN ISO 898-1:2013-05: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl - Teil 1: Schrauben mit festgelegten Festigkeitsklassen - Regelgewinde und Feingewinde*. Berlin: Beuth Verlag GmbH. DOI: 10.31030/1918383.
- [Ehl02] EHLEBEN, M.: *Herstellung von endlosfaserverstärkten Rohren mit thermoplastischer Matrix im Schleuderverfahren*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2001. ger. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2002. 131 S. ISBN: 978-3-8322-0282-8.
- [EGS15] EID, M., GOLLWITZER, M. und SCHMITT, M.: *Statistik und Forschungsmethoden. Lehrbuch; mit Online-Material*. ger. Deutsche Erstausgabe, 4., überarbeitete und erweiterte Aufl. Weinheim und Basel: Beltz Verlagsgruppe, 2015. 1076 S. ISBN: 9783621275248.
- [ECA06] ELIGEHAUSEN, R., COOK, R. A. und APPL, J.: *Behavior and Design of Adhesive Bonded Anchors*. In: *ACI structural journal* 103.6 (2006). ISSN: 0889-3241. DOI: 10.14359/18234.
- [Eli_95] ELIGEHAUSEN, R. et al.: „Use of Bonded Anchor Systems“. In: *ConChem - Conference proceedings. International exhibition & conference. ConChem, International Exhibition & Conference (Brüssel)*. Augsburg: Verl. für Chemische Industrie Ziolkowsky, 1995.

-
- [EMR84] ELIGEHAUSEN, Rolf, MALLÉE, Rainer und REHM, Gallus: *Befestigungen mit Verbundankern. [Teil 1]*. Teil 1. de. In: *Betonwerk + Fertigteil-Technik* 50 (1984), S. 686–692. DOI: 10.18419/opus-425.
- [Elt15] ELTER, A.: *Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen. Grundlagen, Untersuchungen, Anwendungen und Auslegungsempfehlungen*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2014. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2015. ISBN: 978-3-8440-3615-2.
- [Eng18] ENGEL AUSTRIA GMBH: *Cost-effective composite technologies for large-scale production*. 23. Apr. 2018.
- [Epa_15] EPACKACHI, S. et al.: *Behavior of adhesive bonded anchors under tension and shear loads*. In: *Journal of Constructional Steel Research* 114 (2015). PII: S0143974X15300420, S. 269–280. ISSN: 0143974X. DOI: 10.1016/j.jcsr.2015.07.022.
- [Fer_13] FERNANDO, D. et al.: *Preparation and Characterization of Steel Surfaces for Adhesive Bonding*. In: *Journal of Composites for Construction* 17.6 (2013), S. 04013012. ISSN: 1090-0268. DOI: 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000387.
- [GvB01] GLEICH, D. M., VAN TOOREN, M. J. L. und BEUKERS, A.: *Analysis and evaluation of bondline thickness effects on failure load in adhesively bonded structures*. In: *Journal of Adhesion Science and Technology* 15.9 (2001), S. 1091–1101. ISSN: 0169-4243. DOI: 10.1163/156856101317035503.
- [GTV16] GONZALES, E., TANNERT, T. und VALLEE, T.: *The impact of defects on the capacity of timber joints with glued-in rods*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 65 (2016). PII: S0143749615001761, S. 33–40. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2015.11.002.
- [Gru_14] GRUNWALD, C. et al.: *Adhesively bonded timber joints – Do defects matter?* In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 55 (2014), S. 12–17. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2014.07.003.
- [Gru_19a] GRUNWALD, C. et al.: *Rods glued in engineered hardwood products part I: Experimental results under quasi-static loading*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 90 (2019). PII: S0143749618301180, S. 163–181. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2018.05.003.
- [Gru_19b] GRUNWALD, C. et al.: *Rods glued in engineered hardwood products part II: Numerical modelling and capacity prediction*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 90 (2019). PII: S0143749618301192, S. 182–198. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2018.05.004.

-
- [Hab16] HABENICHT, G.: *Kleben - erfolgreich und fehlerfrei. Handwerk, Praktiker, Ausbildung, Industrie.* ger. 7. Aufl. 2016. SpringerLink Bücher. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016. 273 S. ISBN: 978-3-658-14695-5. DOI: 10.1007/978-3-658-14696-2.
- [HAK09] HAGHANI, R., AL-EMRANI, M. und KLIGER, R.: „Effects of geometrical modifications on behavior of adhesive joints used to bond CFRP laminates to steel members - experimental investigation“. In: Nordic steel construction conference 2009 (Malmö). 2009, S. 280–287. ISBN: ISBN 91-7127-058-2.
- [HB99] HARRIS, A. F. und BEEVERS, A.: *The effects of grit-blasting on surface properties for adhesion.* In: International Journal of Adhesion and Adhesives 19.6 (1999). PII: S014374969800061X, S. 445–452. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/S0143-7496(98)00061-X.
- [Hau14] HAU, E.: *Windkraftanlagen. Grundlagen, Technik, Einsatz, Wirtschaftlichkeit.* ger. 5th ed. Hau, Erich (VerfasserIn). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin / Heidelberg, 2014. 981 S. ISBN: 978-3-642-28876-0.
- [Her15] HERRMANN, J.: *Entwicklung eines Stirn-Pressverbands als Flanschanbindung für eine CFK-Welle für Schiffsantriebe.* Masterthesis, TU Darmstadt. 2015.
- [www22b] HILTI, Deutschland: *Innengewindehülse HIT-IC - Ankerstangen und Elemente - Hilti Deutschland.* 18.03.2022. URL: https://www.hilti.de/c/CLS_FASTENER_7135/CLS_ANCHOR_RODS_ELEMENTS_7135/r3975 (besucht am 18.03.2022).
- [www22c] HILTI DEUTSCHLAND: *Ankerstange HIT-Z - Ankerstangen und Elemente - Hilti Deutschland.* 18.03.2022. URL: https://www.hilti.de/c/CLS_FASTENER_7135/CLS_ANCHOR_RODS_ELEMENTS_7135/r6295 (besucht am 18.03.2022).
- [HK17] HIRSCH, F. und KÄSTNER, M.: *Microscale simulation of adhesive and cohesive failure in rough interfaces.* In: Engineering Fracture Mechanics 178 (2017). PII: S0013794417302357, S. 416–432. ISSN: 00137944. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.02.026.
- [Hun_16] HUNGER, F. et al.: *Pull-compression tests on glued-in metric thread rods parallel to grain in glulam and laminated veneer lumber of different timber species.* In: European Journal of Wood and Wood Products 74.3 (2016). PII: 1001, S. 379–391. ISSN: 0018-3768. DOI: 10.1007/s00107-015-1001-2.
- [www22d] HUNTSMAN INTERNATIONAL LLC: *Araldite AV 138 M-1 / HV 998 - Datenblatt.* 2012. URL: <https://www.filzring.de/alle-produkte/harze-haerter/araldite-av-138-m1-aradur-hv-998/87/araldite-av-138-m-1-epoxidharz-huntsman-1-kg-dose> (besucht am 12.02.2022).

-
- [www22e] HUNTSMAN INTERNATIONAL LLC: *Araldite 2014-2 - Datenblatt*. 2018. URL: <https://www.filzring.de/alle-produkte/klebstoffe/epoxy-klebstoffe/184/araldite-2014-2-2-kg-arbeitspackung-harz-haerter-huntsman?c=71> (besucht am 12.02.2022).
- [www22f] IBM Docs. SPSS Statistics Subscription - Classic. 2021. URL: <https://www.ibm.com/docs/de/spss-statistics/SaaS?topic=anova-one-way-post-hoc-tests> (besucht am 11.02.2022).
- [JAS20] JASP TEAM: *JASP (Version 0.14.1)[Computer software]*. 2020.
- [KV05a] KELLER, T. und VALLÉE, T.: *Adhesively bonded lap joints from pultruded GFRP profiles. Part I: stress-strain analysis and failure modes*. In: *Composites Part B: Engineering* 36.4 (2005). PII: S1359836804001374, S. 331–340. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2004.11.001.
- [KV05b] KELLER, T. und VALLÉE, T.: *Adhesively bonded lap joints from pultruded GFRP profiles. Part II: joint strength prediction*. In: *Composites Part B: Engineering* 36.4 (2005). PII: S1359836804001386, S. 341–350. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2004.11.002.
- [KM10] KIOSCHIS, K. und MEGEDE, D.: *Drucktank in einem Kraftfahrzeug*. DE 10 2010 024 212.8. 17.06.2010.
- [Kle16] KLEPPMANN, W.: *Versuchsplanung. Produkte und Prozesse optimieren*. ger. 9., überarbeitete Auflage. Praxisreihe Qualitätswissen. Kleppmann, Wilhelm (VerfasserIn). München und Wien: Hanser, 2016. 349 S. ISBN: 9783446447165.
- [Kli15] KLIMACH, M.: *Beitrag zur Gestaltung funktionsintegrierender, leichtbauoptimierter Faser-Kunststoff-Verbund-Wellen für den Maschinenbau*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2014. ger. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2015. 135 S. ISBN: 978-3-84403631-2.
- [KMR14] KRIEGER, H., MOGG, J. und REICHER, H.: *Kraftfahrzeug mit Drucktank und Tragelement*. EP 2 915 687 A1. 12.06.2014.
- [Kun_98a] KUNZ, J. et al.: *Tragverhalten und Bemessung von chemischen Befestigungen*. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 93.1 (1998), S. 15–19. ISSN: 00059900. DOI: 10.1002/best.199800030.
- [Kun_98b] KUNZ, J. et al.: *Tragverhalten und Bemessung von chemischen Befestigungen (Fortsetzung aus Heft 1/1998 und Schluß)*. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 93.2 (1998), S. 44–49. ISSN: 00059900. DOI: 10.1002/best.199800080.
- [Kup_19] KUPSKI, J. et al.: *Composite layup effect on the failure mechanism of single lap bonded joints*. In: *Composite Structures* 217 (2019). PII: S0263822318347160, S. 14–26. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.02.093.
- [KVT19] KVT-FASTENING GMBH, Hrsg.: *Tappex® Gewindeeinsätze - Produktheft. Präzise und widerstandsfähig in leichten Werkstoffen*. 2019.

-
- [L B19] L. BRÜGGEMANN GMBH & Co. KG, Hrsg.: *AP-NYLON® Additives*. 2019.
- [Lan18] LANDMANN, A.: *Zur Gestaltung von Maschinenkomponenten aus Faser-Kunststoff-Verbund-Halbzeugen*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2017. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2018. ISBN: 978-3-8440-6338-7. DOI: 10.2370/9783844063387.
- [Li_15] LI, J. et al.: *Experimental study of adhesively bonded CFRP joints subjected to tensile loads*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 57 (2015). PII: S014374961400205X, S. 95–104. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2014.11.001.
- [Li_20] LI, X. et al.: *Review of Hydrogen Embrittlement in Metals: Hydrogen Diffusion, Hydrogen Characterization, Hydrogen Embrittlement Mechanism and Prevention*. In: *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 33.6 (2020). PII: 1039, S. 759–773. ISSN: 1006-7191. DOI: 10.1007/s40195-020-01039-7.
- [Löh13] LÖHR, S.: *Zur Gestaltung von hochbelasteten Leichtbau-Speichersystemen und -Hydraulikzylindern aus Faser-Thermoplast-Verbunden*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2013. ger. 1., Aufl. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2013. 140 S. ISBN: 978-3-8440-2170-7.
- [www22g] M-BASE ENGINEERING + SOFTWARE GMBH: *CAMPUSplastics | datasheet Ultramid® B3K*. 22.03.2022. URL: <https://www.campusplastics.com/campus/en/datasheet/Ultramid%C2%AE+B3K/BASF/20/3a22f000%20/SI?pos=23> (besucht am 22. 03. 2022).
- [MEO13] MARTÍN, E., ESTÉVEZ, J. und OTERO, D.: *Influence of geometric and mechanical parameters on stress states caused by threaded rods glued in wood*. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 71.2 (2013). PII: 678, S. 259–266. ISSN: 0018-3768. DOI: 10.1007/s00107-013-0678-3.
- [Mar_11] MARTÍNEZ, V. et al.: *Numerical and experimental analysis of stresses and failure in T-bolt joints*. In: *Composite Structures* 93.10 (2011). PII: S0263822311001553, S. 2636–2645. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2011.04.031.
- [Mon13] MONTGOMERY, D. C.: *Design and analysis of experiments*. Eighth edition. Hoboken NJ: John Wiley & Sons Inc, 2013. xvii, 730 pages. ISBN: 9781118146927.
- [Muc19] MUCIACCIA, G.: *An experimental approach to determine pull-out strength of single and multiple axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain*. In: *Wood Material Science & Engineering* 14.2 (2019), S. 88–98. ISSN: 1748-0272. DOI: 10.1080/17480272.2017.1404491.
- [NL10] NEMEŞ, O. und LACHAUD, F.: *Double-lap adhesive bonded-joints assemblies modeling*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30.5 (2010). PII: S014374961000028X, S. 288–297. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2010.02.006.

-
- [OE78] OJALVO, I. U. und EIDINOFF, H. L.: *Bond Thickness Effects upon Stresses in Single-Lap Adhesive Joints*. In: *AIAA Journal* 16.3 (1978), S. 204–211. ISSN: 0001-1452. DOI: 10.2514/3.60878.
- [OR96] OLIA, M. und ROSSETTOS, J. N.: *Analysis of adhesively bonded joints with gaps subjected to bending*. In: *International Journal of Solids and Structures* 33.18 (1996), S. 2681–2693. ISSN: 00207683. DOI: 10.1016/0020-7683(95)00168-9.
- [PCK10] PARK, J.-H., CHOI, J.-H. und KWEON, J.-H.: *Evaluating the strengths of thick aluminum-to-aluminum joints with different adhesive lengths and thicknesses*. In: *Composite Structures* 92.9 (2010), S. 2226–2235. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2009.08.037.
- [Pou_16] POULACHON, G. et al.: *Hole Surface Topography and Tool Wear in CFRP Drilling*. In: *Procedia CIRP* 45 (2016). PII: S2212827116006430, S. 35–38. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2016.02.348.
- [PYT14] PRIETO-MUÑOZ, P. A., YIN, H. M. und TESTA, R. B.: *Mechanics of an Adhesive Anchor System Subjected to a Pullout Load. I: Elastic Analysis*. In: *Journal of Structural Engineering* 140.2 (2014), S. 04013052. ISSN: 0733-9445. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000826.
- [PJS13] PURIMPAT, S., JÉRÔME, R. und SHAHRAM, A.: *Effect of fiber angle orientation on a laminated composite single-lap adhesive joint*. In: *Advanced Composite Materials* 22.3 (2013), S. 139–149. ISSN: 0924-3046. DOI: 10.1080/09243046.2013.782805.
- [RBA18] REICHARDT, J., BARAN, I. und AKKERMAN, R.: *New analytical and numerical optical model for the laser assisted tape winding process*. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 107 (2018). PII: S1359835X1830037X, S. 647–656. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2018.01.029.
- [RE08] ROSSIGNON, A. und ESPION, B.: *Experimental assessment of the pull-out strength of single rods bonded in glulam parallel to the grain*. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 66.6 (2008). PII: 263, S. 419–432. ISSN: 0018-3768. DOI: 10.1007/s00107-008-0263-3.
- [SIS02] SADOWKI, M. M. M., IMHOF, U. und SHARP, J. J.: *Pressure vessel mounting system*. US 6,536,722 B2. 3.05.2002.
- [SS12] SCHOLL, S. und SCHÜRMAN, H.: *Basis für die Serienproduktion. Profil-Armierungs-Ziehen*. In: *Kunststoffe* 10 (2012), S. 169–174.
- [SRW71] SCHONHORN, H., RYAN, F. W. und WANG, Tsuey T.: *Effects of symmetrical bonding defects on tensile shear strength of lap joints having ductile adhesives*. In: *Journal of Applied Polymer Science* 15.5 (1971), S. 1069–1078. ISSN: 00218995. DOI: 10.1002/app.1971.070150503.

-
- [Sch04] SCHULZ, M.: *Druckluftspeicher aus Faser-Kunststoff-Verbunden in modularer Bauweise*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2003. ger. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2004. 125 S. ISBN: 3-8322-2488-2.
- [Sch07] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. ger. 2., bearb. u. erw. Aufl. 2007. VDI-Buch. Schürmann, Helmut (VerfasserIn). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007. 672 S. ISBN: 978-3-540-72190-1.
- [SD16] SCHÜRMAN, H. und DICKHUT, T.: *Welle mit Flansch zum Übertragen von Drehmomenten*. WO 2017/081227. 11.11.2016.
- [SW99] SCHÜRMAN, H. und WENZEL, S. EP 1085243. FRAUENTHAL AUTOMOTIVE MANAGEMENT GMBH. 15.09.1999.
- [Sch_11] SCHÜRMAN, H. et al.: *Integrierte Druckbehälter für fahrzeugtechnische Anwendungen*. DE 10 2011 114 213.8. 23.09.2011.
- [Seo_08] SEONG, M.-S. et al.: *A parametric study on the failure of bonded single-lap joints of carbon composite and aluminum*. In: *Composite Structures* 86.1-3 (2008). PII: S0263822308000755, S. 135–145. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2008.03.026.
- [Sta15] STAHL, H.-U.: *Druckbehälter für ein Kraftfahrzeug*. DE 10 2015 206 825.0. 15.04.2015.
- [SGW07] STEIGER, R., GEHRI, E. und WIDMANN, R.: *Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain*. In: *Materials and Structures* 40.1 (2007). PII: 9111, S. 69–78. ISSN: 1359-5997. DOI: 10.1617/s11527-006-9111-2.
- [SC15] STOKES-GRIFFIN, C. M. und COMPSTON, P.: *Optical characterisation and modelling for oblique near-infrared laser heating of carbon fibre reinforced thermoplastic composites*. In: *Optics and Lasers in Engineering* 72 (2015). PII: S0143816615000640, S. 1–11. ISSN: 01438166. DOI: 10.1016/j.optlaseng.2015.03.016.
- [Tam_16] TAMBORRINO, R. et al.: *Assessment of the effect of defects on mechanical properties of adhesive bonded joints by using non destructive methods*. In: *Composites Part B: Engineering* 91 (2016), S. 337–345. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2016.01.059.
- [UK15] UPADHYAYA, P. und KUMAR, S.: *Pull-out capacity of adhesive anchors: An analytical solution*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 60 (2015). PII: S0143749615000469, S. 54–62. ISSN: 01437496. DOI: 10.1016/j.ijadhadh.2015.03.006.

-
- [van15] VAN BASSHUYSEN, R.: *Erdgas und Erneuerbares Methan Für Den Fahrzeugantrieb. Wege Zur Klimaneutralen Mobilität*. ger. 1st ed. Der Fahrzeugantrieb Ser. van Basshuysen, Richard (VerfasserIn). Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2015. 518 S. ISBN: 9783658071592.
- [van07] VAN RIJSWIJK, K.: *Thermoplastic composite wind turbine blades. Vacuum infusion technology for anionic polyamide-6 composites*. Dissertation, Technische Universiteit Delft. 2007. 1 online resource (249 blz.) ISBN: 978-90-9021696-6.
- [van_06a] VAN RIJSWIJK, K. et al.: *Optimisation of anionic polyamide-6 for vacuum infusion of thermoplastic composites: choice of activator and initiator*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 37.6 (2006). PII: S1359835X05000448, S. 949–956. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.01.023.
- [van_06b] VAN RIJSWIJK, K. et al.: *Optimisation of anionic polyamide-6 for vacuum infusion of thermoplastic composites: Influence of polymerisation temperature on matrix properties*. In: Polymer Testing 25.3 (2006). PII: S0142941805001959, S. 392–404. ISSN: 01429418. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2005.11.008.
- [Var_06] VARACALLE, D. J. et al.: *Effect of Grit-Blasting on Substrate Roughness and Coating Adhesion*. In: Journal of Thermal Spray Technology 15.3 (2006), S. 348–355. ISSN: 10599630. DOI: 10.1361/105996306X124347.
- [VDI06] VDI-GESELLSCHAFT MATERIALS ENGINEERING, Hrsg.: *Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Berechnungen*. Technische Regel. 1. Sep. 2006.
- [VDI15] VDI-GESELLSCHAFT PRODUKT- UND PROZESSGESTALTUNG, Hrsg.: *VDI 2230-1: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Norm. 2015.
- [Ver14] VEREINTE NATIONEN: *Addendum 109: Regulation No. 110. E/ECE/324/Rev.2/Add.109/Rev.3. Version Revision 3*. 25. Juni 2014.
- [Vol38] VOLKERSEN, O.: *Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten*. In: Luftfahrtforschung 14 (1938), S. 41–47.
- [WRS72] WANG, T. T., RYAN, F. W. und SCHONHORN, H.: *Effect of bonding defects on shear strength in tension of lap joints having brittle adhesives*. In: Journal of Applied Polymer Science 16.8 (1972), S. 1901–1909. ISSN: 00218995. DOI: 10.1002/app.1972.070160804.
- [Wen00] WENZEL, S.: *Verfahren zur Herstellung endlosfaserverstärkter Rohre mit thermoplastischer Matrix und Analyse von Eigenspannungen*. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 1999. ger. Als Ms. gedr. Schriftenreihe konstruktiver Leichtbau mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Aachen: Shaker, 2000. 102 S. ISBN: 3-8265-7144-4.

-
- [WSG07] WIDMANN, R., STEIGER, R. und GEHRI, E.: *Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam perpendicular to the grain*. In: *Materials and Structures* 40.8 (2007). PII: 9214, S. 827–838. ISSN: 1359-5997. DOI: 10.1617/s11527-006-9214-9.
- [Wie07] WIEDEMANN, J.: *Leichtbau. Elemente und Konstruktion*. ger. 3. Aufl. 2007. *Klassiker der Technik*. Wiedemann, Johannes (VerfasserIn). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007. 892 S. ISBN: 9783540336570.
- [Wit10] WITTEN, E., Hrsg.: *Handbuch Faserverbundkunststoffe. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. ger. 3., vollständig überarbeitete Auflage. SpringerLink Bücher. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2010. 583 S. ISBN: 9783834893550. DOI: 10.1007/978-3-8348-9355-0.
- [Wu_16] WU, Y. et al.: *Effect of laser ablation surface treatment on performance of adhesive-bonded aluminum alloys*. In: *Surface and Coatings Technology* 304 (2016). PII: S0257897216303115, S. 340–347. ISSN: 02578972. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2016.04.051.
- [Yan_08] YANG, S. et al.: *Theoretical analysis on pullout of anchor from anchor–mortar–concrete anchorage system*. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75.5 (2008). PII: S0013 794407002494, S. 961–985. ISSN: 00137944. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2007.05.004.

Betreute studentische Arbeiten

Zu den Themen der Lasteinleitung und des Schleuderverfahrens wurden vom Autor mehrere studentische Arbeiten betreut. Alle Studierenden haben durch ihre Arbeiten einen Beitrag zu einem der beiden Forschungsthemen geleistet. Die Inhalte der folgenden, studentischen Arbeiten sind in die dargestellten Ergebnisse eingeflossen:

Zur Laminatstirnverankerung

- WOLFF, S.: *Herstellung von Faser-Kunststoff-Verbundplatten und Ermittlung von Kennwerten unidirektional verstärkter Lamine*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2019
- IHMELS, F. E.: *Experimentelle Analyse von Störeinflüssen auf die Verklebung von Laminatankern*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2019
- REHS, G.: *Ermittlung mechanischer Kennwerte mittels eines optischen Messsystems zur analytischen und numerischen Betrachtung von Klebschichten*. Technische Universität Darmstadt, Masterarbeit. 2019
- MEIBLER, A.: *Experimentelle Parameteruntersuchung zum Tragverhalten von Laminatstirnankern*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2020
- LESSING, V. T.: *Experimentelle Parameteruntersuchung zum Einfluss des Laminataufbaus auf das Tragverhalten von Laminatstirnankern*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2020
- BRUDER, J., DERA, S., FIORE, L. V., KLEIN, C., KNAUP, L., LINN, D., MOOR, P.: *Produktentwicklung eines Ankerkonzepts und Untersuchung der Klebschichtgestaltung für Laminatstirnverankerungen*. Technische Universität Darmstadt, Advanced Design Project. 2021
- HUDY, L. K.: *Analyse zum Auftreten von Delamination und Untersuchung zum Einfluss des Ankerdurchmessers bei Laminatstirnverankerungen*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2021

Zum Schleuderverfahren

- BUMANN, N., FEßLER, P., QUERNHEIM, N., REITTER, L.: *Experimentelle Untersuchung von Prozessparametern zur Herstellung von thermoplastischen Faser-Kunststoff-Zylindern im Schleuderverfahren*. Technische Universität Darmstadt, Advanced Design Project. 2018
- DUGONJIC, F.: *Vorrichtungsentwicklung zur Herstellung zylindrischer Vorformlinge sowie Prozessoptimierung des Schleuderverfahrens und Qualitätsanalyse von Faser-Kunststoff-Verbunden*. Technische Universität Darmstadt, Masterarbeit. 2019
- BRIEL, S.: *Analyse der Prozessparameter des Schleuderverfahrens zur Herstellung thermoplastischer, endlosfaserverstärkter Zylinder*. Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit. 2020
- WÜST, P.: *Entwicklung der Infrastruktur zur Verarbeitung von in situ polymerisierendem Polyamid 6 im Schleuderverfahren und Analyse der Prozessparameter*. Technische Universität Darmstadt, Masterarbeit. 2017

A Werkstoffkennwerte

A.1 Glasfaserverstärktes Laminat

Tabelle A.1: Experimentell und rechnerisch* ermittelte Werkstoffeigenschaften des unidirektionalen GFK-Prepregs *GUBD 3106* der Firma *Krempel GmbH* beim Faservolumengehalt $\varphi = 46\%$.

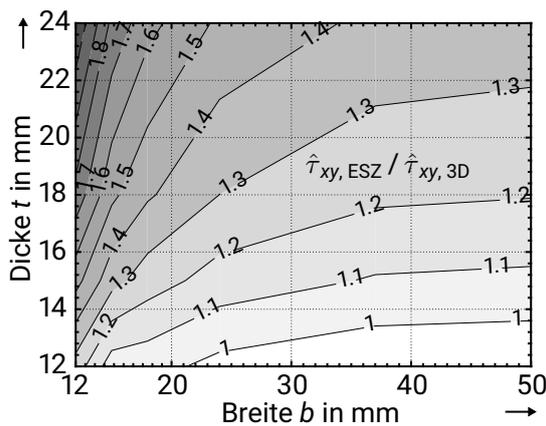
	Einheit	Mittelwert	Standardabweichung
E_1	N/mm ²	39396	1072
E_2	N/mm ²	9552,6	129,8
G_{12}	N/mm ²	3080,5	14,14
G_{23}^*	N/mm ²	3449	14,14
ν_{12}		0,29	0,01
ν_{23}^*		0,38	0,0004
R_1	N/mm ²	935,3	13,4
R_2	N/mm ²	58,5	1,1
R_{12}	N/mm ²	58,6	0,3
e_1	%	2,37	0,073
e_2	%	0,61	0,015

A.2 Adhäsiv Hilti HIT-RE 500 V3

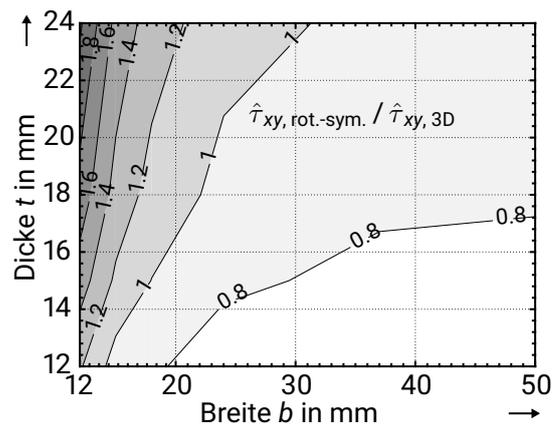
Tabelle A.2: Experimentell im Zugversuch ermittelte Werkstoffeigenschaften des Adhäsivs *HIT RE 500 V3* der Firma *Hilti AG* anhand von sieben Probekörpern nach DIN EN ISO 527-1 und DIN EN ISO 527-2.

	Einheit	Mittelwert	Standardabweichung
<i>E</i>	N/mm ²	6194,4	543,9
<i>ν</i>		0,366	0,051
<i>R</i> ⁺	N/mm ²	63,99	0,63
<i>e</i> _b		0,0273	0,0069

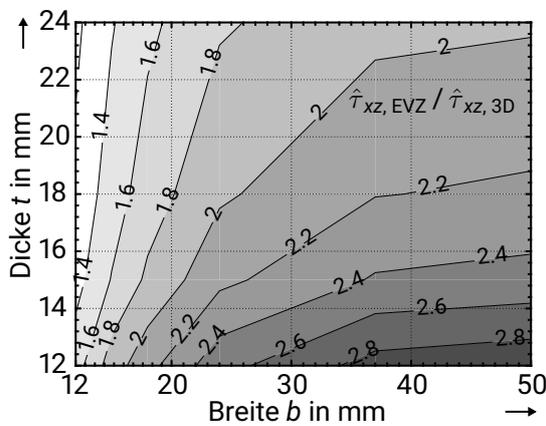
B Simulationsergebnisse



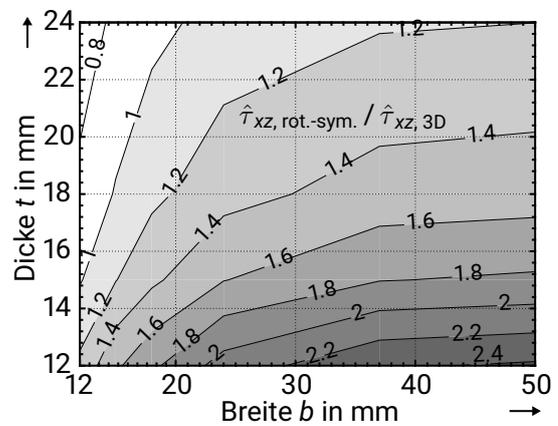
(a)



(b)



(c)



(d)

Bild B.1: Verhältnis des Schubspannungmaximums $\hat{\tau}$ der jeweiligen vereinfachten Modellierung zum Maximum der 3D-Modellierung $\hat{\tau}_{3D}$ für die Variation der Breite b und Dicke t des Laminats: bei Betrachtung der Mittenebene $\hat{\tau}_{xy} / \hat{\tau}_{xy, 3D}$ mit (a) ebenem Spannungszustand (ESZ) und (b) Rotationssymmetrie sowie bei Betrachtung der Querebene $\hat{\tau}_{xz} / \hat{\tau}_{xz, 3D}$ mit (c) ebenem Verzerrungszustand (EVZ) und (d) Rotationssymmetrie.

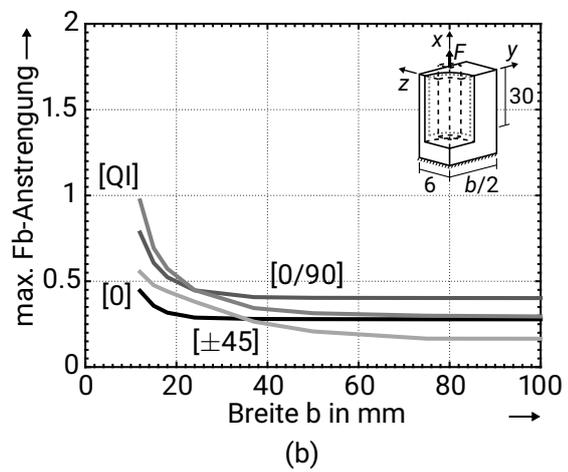
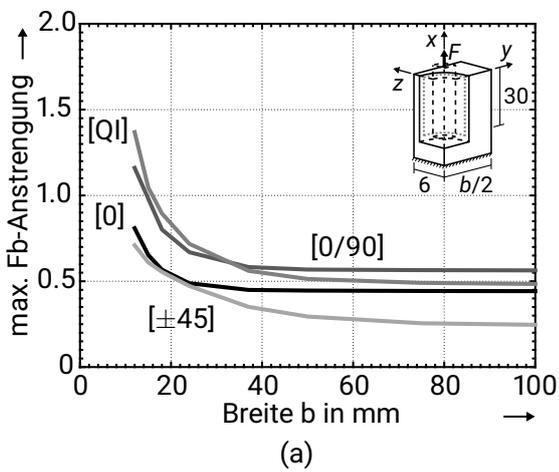


Bild B.2: Einfluss typischer Laminattypen auf die Faserbruch- (FB) Anstrengung für (a) GFK und (b) CFK. Belastung $F = 30 \text{ kN}$, Dicke $t = 12 \text{ mm}$, Verankerungslänge $l = 30 \text{ mm}$, $E_{\text{Adh}} = 6194 \text{ N/mm}^2$. Maßangaben in mm.

C Versuchsergebnisse

C.1 Versagenslasten

Tabelle C.1: Ermittelte Maximalkräfte F_{\max} der adhäsiven Verankerung und der T-Bolzen. Angegeben ist die Anzahl der Probekörper (PK), der Mittelwert mit dem zugehörigen 95%-Konfidenzintervall (95%-KI) und die Standardabweichung (SD). Geometrieangaben in mm.

Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	PK n	Mittel- wert	95%-KI	SD
12	12	30	[0/90]	8		11	26393	1070	1592
15	12	30	[0/90]	8		5	29566	1324	1066
18	12	30	[0/90]	8		5	29943	893	719
24	12	30	[0/90]	8		5	30546	1454	1171
50	12	30	[0/90]	8		10	27906	438	612
12	12	30	[0/90]	8	stirns. Einsp.	5	20856	1846	1487
18	12	30	[0/90]	8	stirns. Einsp.	5	27676	1673	1348
50	12	30	[0/90]	8	stirns. Einsp.	5	30466	1032	831
12	24	30	[0/90]	8		6	21657	1944	1852
18	24	30	[0/90]	8		5	28815	2080	1676
50	24	30	[0/90]	8		5	31762	1230	990
50	12	15	[0/90]	8		5	14092	750	604
50	12	45	[0/90]	8		5	42067	1141	919
12	12	40	[0/90]	8		5	30165	987	795
15	12	40	[0/90]	8		4	39381	2190	1376
18	12	40	[0/90]	8		5	40494	1111	894
24	12	40	[0/90]	8		5	39677	2071	1668
18	12	40	[±45]	8		5	22843	671	540
24	12	40	[±45]	8		5	36509	1318	1061
50	12	40	[±45]	8		5	38187	902	726
18	12	40	[0]	8		5	32355	1937	1560
50	12	40	[0]	8		5	23312	3444	2774

Tabelle C.2: Fortsetzung der Tabelle zu den ermittelten Maximalkräfte F_{\max} der adhäsiven Verankerung und der T-Bolzen. Angegeben ist die Anzahl der Probekörper (PK), der Mittelwert mit dem zugehörigen 95%-Konfidenzintervall (95%-KI) und die Standardabweichung (SD). Geometrieangaben in mm.

Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	PK n	Mittel- wert	95%-KI	SD
8	10	30	[0/90]	6		5	13833	989	797
10	10	30	[0/90]	6		5	22514	576	464
12,5	10	30	[0/90]	6		5	23837	969	781
16,6	10	30	[0/90]	6		5	24059	724	583
10,3	12	30	[0/90]	6		5	22897	969	780
10	12	30	[0]	6		5	20445	2206	1776
18	12	30	[0]	6		5	22424	1210	974
7,5	8	25,5	[0/90]	5		5	12212	617	497
9	8	25,5	[0/90]	5		5	17036	299	241
11	8	25,5	[0/90]	5		5	17587	321	259
15	8	25,5	[0/90]	5		5	17829	397	320
18	12	40	[0/90]	8	T-Bolzen	3	20996	1993	802
50	12	40	[0/90]	8	T-Bolzen	3	37630	4187	1685
18	12	40	[±45]	8	T-Bolzen	3	10999	815	328
24	12	40	[±45]	8	T-Bolzen	3	22980	1013	408
50	12	40	[±45]	8	T-Bolzen	3	36232	1569	632
18	12	40	[0]	8	T-Bolzen	3	14334	5403	2175
50	12	40	[0]	8	T-Bolzen	3	15394	2222	295

C.2 Voraussetzungen der statistischen Auswertung

C.2.1 Tests auf Normalverteilung

Tabelle C.3: SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} der jeweiligen Parameterkonfiguration. Geometrieangaben in mm.

Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	W	p
12	12	30	[0/90]	8		0,901	0,188
15	12	30	[0/90]	8		0,966	0,848
18	12	30	[0/90]	8		0,942	0,680
24	12	30	[0/90]	8		0,791	0,068
50	12	30	[0/90]	8		0,940	0,549
12	12	30	[0/90]	8	stirnseitige Einsp.	0,973	0,896
18	12	30	[0/90]	8	stirnseitige Einsp.	0,878	0,300
50	12	30	[0/90]	8	stirnseitige Einsp.	0,870	0,266
12	24	30	[0/90]	8		0,965	0,860
18	24	30	[0/90]	8		0,915	0,500
50	24	30	[0/90]	8		0,779	0,054
50	12	15	[0/90]	8		0,882	0,317
50	12	45	[0/90]	8		0,888	0,349
12	12	40	[0/90]	8		0,904	0,430
15	12	40	[0/90]	8		0,947	0,698
18	12	40	[0/90]	8		0,948	0,725
24	12	40	[0/90]	8		0,853	0,205
18	12	40	[±45]	8		0,941	0,676
24	12	40	[±45]	8		0,947	0,717
50	12	40	[±45]	8		0,890	0,355

Tabelle C.4: Fortsetzung der Tabelle zum SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} der jeweiligen Parameterkonfiguration. Geometrieangaben in mm.

Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	W	p
18	12	40	[0]	8		0,903	0,428
18	12	40	$[\alpha/0]_s$	8	Kohäsivversagen	0,902	0,441
18	12	40	$[\pm 45_2/0_{21}]_s$	8	Zwischenfaserbruch	0,907	0,465
50	12	40	[0]	8		0,888	0,348
8	10	30	[0/90]	6		0,772	0,047
10	10	30	[0/90]	6		0,741	0,024
12,5	10	30	[0/90]	6		0,928	0,583
16,6	10	30	[0/90]	6		0,895	0,384
10,3	12	30	[0/90]	6		0,943	0,687
10	12	30	[0]	6		0,923	0,548
18	12	30	[0]	6		0,914	0,494
7,5	8	25,5	[0/90]	5		0,958	0,792
9	8	25,5	[0/90]	5		0,918	0,518
11	8	25,5	[0/90]	5		0,979	0,929
15	8	25,5	[0/90]	5		0,874	0,283

C.2.2 Tests auf Gleichheit der Varianzen

Tabelle C.5: LEVENE's-Test auf Gleichheit der Varianzen der Maximalkräfte F_{\max} für die jeweiligen Vergleiche. Geometrieangaben in mm.

Nr.	Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	F	$df1$	$df2$	p
1	12	12	15 30 45	[0/90]	8		0,559	2	17	0,582
2	12	12	30 40	[0/90]	8		4,660	1	-	0,049
3	18 24 50	12	30	[0/90]	8		0,730	2	17	0,496
4	50	12 24	30	[0/90]	8		5,564	1	-	0,035
5	12 15	12	30	[0/90]	8		2,766	1	-	0,118
6	12 18	24	30	[0/90]	8		0,007	1	-	0,936
7	12	12 24	30	[0/90]	8		0,003	1	-	0,958
8	50 18	12	30	[0/90]	8	stirns. Einsp stirns. Einsp.	0,032	3	21	0,067
9	12	12	30	[0/90]	8	stirns. Einsp.	0,454	1	-	0,511
10	50	12	30	[0/90] [±45]	8		0,191	1	-	0,669

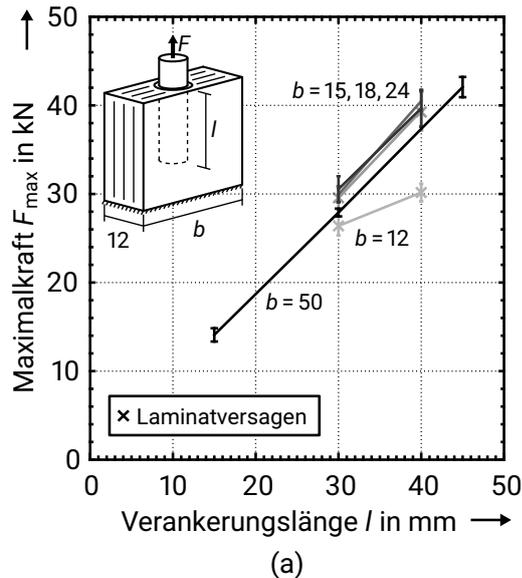
Tabelle C.6: Fortsetzung der Tabelle zum LEVENE's-Test auf Gleichheit der Varianzen der Maximalkräfte F_{\max} für die jeweiligen Vergleiche. Geometrieangaben in mm.

Nr.	Breite b	Dicke t	Länge l	Laminat	Durchm. d_A	weitere Merkmale	F	$df1$	$df2$	p
11	18	12	40	[0/90] [0]	8		0,012	1	-	0,915
12	18	12	40	[0] [±45/0] [±45]	8		4,042	2	11	0,048
13	18 50	12	40	[0]	8		0,959	1	-	0,356
14	18 24	12	40	[±45]	8		0,684	1	-	0,432
15	11	8	25,5	[0/90]	5	$A_{L,2}$ $A_{L,3}$	1,434	5	24	0,248
	14,8									
	12,5	10	30		6					
	16,6									
18	12	40	8	$A_{L,2}$ $A_{L,3}$						
24										
16	7,5	8	25,5	[0/90]	5	$A_{L,2}$ $A_{L,3}$	1,565	5	23	0,209
	9									
	8	10	30		6					
	10									
12	12	40	8	$A_{L,2}$ $A_{L,3}$						
25										
17	18	12	40	[0/90]	8		1,72	2	12	0,220
	10,3									
	12,5	10	30		6					
18	18	12	40	[0]	8		0,677	2	12	0,527
	10									
	18		30		6					

C.3 Statistische Auswertung der Versuchspläne

C.3.1 Einfluss der Verankerungslänge

Ergebnisse der statistischen Auswertung bezüglich des Einflusses der Verankerungslänge l auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ bei Kohäsivversagen der Klebschicht und die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen.



(b)

Kohäsivversagen - $b = 50 \text{ mm}$					
Fälle	QS	df	MQS	F	p
Ver.-länge /	0,489	2	0,244	0,210	0,813
Residuen	19,798	17	1,165		

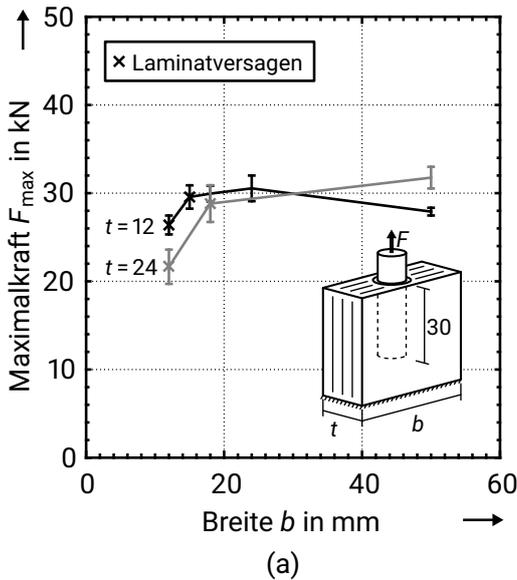
(c)

Laminatversagen - $b = 12 \text{ mm}$			
Test	Statistik	df	p
Student	-4,956	14,000	< 0,001
WELCH	-6,315	13,686	< 0,001

Bild C.1: (a) Belastbarkeit der Verankerung F_{\max} (Mittelwert und 95%-Konfidenzintervall) abhängig von der Verankerungstiefe l für verschiedene Breiten des Laminats b ; Maßangaben in mm. (b) Varianzanalyse zum Einfluss der Verankerungslänge l auf die Belastbarkeit der Klebschicht für die Konfigurationen des Versuchsplans bei $b = 50 \text{ mm}$ Breite. (c) Zweistichproben- t -Test zum Einfluss der Verankerungslänge zwischen $l = 30$ und 40 mm im Fall von Laminatversagen bei $b = 12 \text{ mm}$ Breite.

C.3.2 Wechselwirkung der Breite und Dicke des Laminats

Ergebnisse der statistischen Auswertung bezüglich des Einflusses der Breite b und Dicke t des Laminats auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ bei Kohäsivversagen der Klebschicht (Bild C.2) und die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen (Tabelle C.7).



(b)

Kohäsivversagen - Breite b					
Fälle	QS	df	MQS	F	p
Breite b	52,275	2	26,137	22,023	< 0,001
Residuen	20,176	17	1,187		

(c)

Post-hoc-Vergleiche					
Konfig. $t = 12, l = 30$	MAA	SF	t	p_{tukey}	
$b = 18$ vs $b = 24$	-0,820	0,689	-1,190	0,475	
$b = 18$ vs $b = 50$	2,771	0,597	4,644	< 0,001	
$b = 24$ vs $b = 50$	3,591	0,597	6,018	< 0,001	

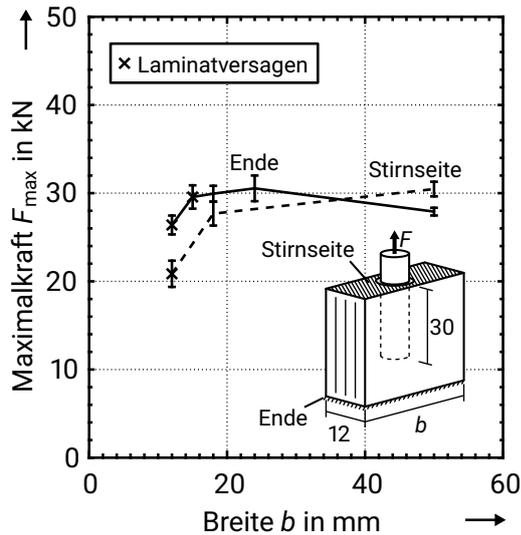
Bild C.2: (a) Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung (Mittelwert und 95%-Konfidenzintervall) abhängig von der Breite b und Dicke t des Laminats; Maßangaben in mm. (b) Varianzanalyse und (c) zugehörige Post-hoc-Vergleiche zum Einfluss der Breite b auf Belastbarkeit bei Kohäsivversagen.

Tabelle C.7: Zweistichproben- t -Tests zum Einfluss der Dicke auf die Maximalkraft F_{\max} bei Kohäsivversagen (a) für $b = 50$ mm, (b) zur Auswirkung der Breite b bei $t = 12$ mm Dicke und (c) der Dicke t bei $b = 12$ mm Breite auf die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen.

(a)				(b)			(c)		
Test	Statistik	df	p	Prüfwert t	df	p	Prüfwert t	df	p
Student	-9,417	13,000	< 0,001						
WELCH	-7,993	5,582	< 0,001	-4,026	14	0,001	5,544	15	< 0,001

C.3.3 Auswirkung der Lamineinspannung

Ergebnisse der statistischen Auswertung bezüglich des Einflusses der Einspannung des Laminats auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ bei Kohäsivversagen der Klebschicht und die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen.



(a)

(b)

t	df	p
6,569	14	< 0,001

(c)

Fälle	QS 10 ⁶	df	MQS 10 ⁶	F	p
Breite b	8,1	1	8,1	1,100	0,306
Einsp.	1,2	1	1,2	0,167	0,687
Breite b * Einsp.	33,3	1	33,9	45,188	< 0,001
Residuen	15,5	21	7,4		

(d)

Breite b , Einsp.	MAA	SF	Prüfw. t	p_{tukey}
18, Ende 50, Ende	2037	470	4,333	0,002
18, Ende 18, Stirn	2267	542	4,176	0,002
18, Ende 50, Stirn	-523	543	-0,964	0,771
50, Ende 18, Stirn	230	470	0,489	0,961
50, Ende 50, Stirn	-2560	470	-5,446	< 0,001
18, Stirn 50, Stirn	-2790	543	-5,140	< 0,001

Bild C.3: (a) Belastbarkeit F_{\max} der Verankerung (Mittelwert und 95%-Konfidenzintervall) abhängig von der Seite der Einspannung des Laminats - am entgegengesetzten Ende oder stirnseitig bei der Verankerung - für verschiedene Breiten b ; Maßangaben in mm. (b) Zweistichproben- t -Test zum Einfluss der Lamineinspannung bei Laminatversagen mit $b = 12$ mm Breite auf die Maximalkraft F_{\max} . (c) Das Ergebnis der mehrfaktoriellen Varianzanalyse zum Einfluss von Lamineinspannung und (d) Post-hoc-Vergleiche zur Wechselwirkung von Breite b und Einspannung auf die Maximalkraft F_{\max} .

Tabelle C.8: Ergebnisse der Zweistichproben-t-Tests zum Einfluss des Laminats: (a) [0/90] ggü. [±45] bei $b = 50$ mm Breite und (b) [0/90] ggü. dem [0]-Laminat mit Querverstärkung ([90₁/0₂₂]_s und [+45₁/-45₁/0₂₁]_s) bei $b = 18$ mm Breite - auf die maximale ertragere mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, Adh}$; zum Einfluss der Breite b auf die Maximalkraft F_{\max} im Fall von Laminatversagen für (c) das [0]-Laminat mit $b = 18$ und 50 mm Breite und (d) für das [±45] Laminat mit $b = 18$ und 24 mm Breite.

(a)			(b)			(c)			(d)		
Prüfw. t	df	p	Prüfw. t	df	p	Prüfw. t	df	p	Prüfw. t	df	p
-2,261	13	0,042	0,986	7	0,357	6,353	8	< 0,001	-25,669	8	< 0,001

C.3.4 Wechselwirkung von Laminataufbau und Breite

Ergebnisse der statistischen Auswertung bezüglich des Einflusses und der Wechselwirkung des Laminataufbaus und der Breite b auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, Adh}$ bei Kohäsivversagen der Klebschicht und die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen.

Tabelle C.9: Ergebnisse der einfachen Varianzanalyse zum Einfluss des Laminataufbaus bei Laminatversagen für $b = 18$ mm Breite (links) und zugehöriger Post-hoc-Vergleich (rechts).

Fälle	QS	df	MQS	F	p						
	10 ⁷		10 ⁷			Laminataufbau	MAA	SF	Prüfw. t	p _{tukey}	
Lam.	49,8	2	24,9	170,5	< 0,001	[±45]	[0]	-9512	764	-12,444	< 0,001
Resid.	1,6	11	0,14			[±45]	[±45 ₂ /0 ₂₁] _s	-14511	811	-17,898	< 0,001
Lam.*	49,8	2	24,9	242,5	< 0,001	[0]	[±45 ₂ /0 ₂₁] _s	-4999	811	-6,166	< 0,001
Resid.*	1,6	5,6	0,28								

*: mit WELCH-Homogenitätskorrektur

C.3.5 Auswirkung des Ankerdurchmessers

Ergebnisse der statistischen Auswertung bezüglich des Einflusses des Ankerdurchmessers d_A und der Laminatfläche A_L bzw. Breite b auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ bei Kohäsivversagen der Klebschicht und die Maximalkraft F_{\max} bei Laminatversagen.

Tabelle C.10: Ergebnis der mehrfaktoriellen Varianzanalyse bzgl. des Einflusses der Faktoren Ankerdurchmesser d_A und Laminatfläche A_L auf die maximal ertragbare mittlere Schubspannung $\bar{\tau}_{\max, \text{Adh}}$ (links) und zugehöriger Post-hoc-Vergleich für die Faktorstufen des Ankerdurchmessers d_A (rechts).

Fälle	QS	df	MQS	F	p						
	10^{-3}		10^{-3}			d_A	MAA	SF	Prüfw. t	p_{tukey}	
d_A	80	2	40	60,554	< 0,001	5	6	0,046	0,011	4,024	0,001
A_L	0,02	1	0,02	0,029	0,867	5	8	0,125	0,011	10,883	< 0,001
$d_A * A_L$	2	2	0,76	1,151	0,333	6	8	0,079	0,011	6,859	< 0,001
Residuen	16	24	0,66								

Tabelle C.11: (a) Ergebnis der mehrfaktoriellen Varianzanalyse mit den Faktoren Durchmesser des Ankers d_A (Faktorstufen: $d_A = 5, 6, 8$ mm) und Laminatfläche A_L (Faktorstufen: $A_{L,i}$ mit $i = 1$ und $1,5$) und zugehörige Post-hoc-Vergleiche der Faktoren (b) Ankerdurchmesser d_A und (c) Laminatfläche A_L sowie (d) deren Wechselwirkung.

(a)						(c)					
Fälle	QS 10^{-2}	df	MQS 10^{-2}	F	p	A_L		MAA	SF	Prüfw. t	p_{tukey}
d_A	7,5	2	3,7	38,145	< 0,001	$A_{L,1}$	$A_{L,1,5}$	-0,292	0,012	-25,048	< 0,001
A_L	61,6	1	61,6	627,411	< 0,001	(d)					
$d_A * A_L$	4,1	2	2,1	21,107	< 0,001	d_A, A_L	MAA 10^{-2}	SF 10^{-2}	Prüfw. t	p_{tukey}	
Residuen	2,3	23	0,001			5, $A_{L,1}$	6, $A_{L,1}$	17,9	2,0	9,021	< 0,001
(b)						5, $A_{L,1}$	8, $A_{L,1}$	3,0	2,0	1,491	0,673
d_A	MAA	SF	Prüfw. t	p_{tukey}	5, $A_{L,1}$	5, $A_{L,1,5}$	-27,9	2,0	-14,074	< 0,001	
5 6	0,122	0,014	8,727	< 0,001	6, $A_{L,1}$	8, $A_{L,1}$	-14,9	2,0	-7,530	< 0,001	
5 8	0,066	0,014	4,546	< 0,001	6, $A_{L,1}$	5, $A_{L,1,5}$	-45,8	2,0	-23,096	< 0,001	
6 8	-0,057	0,014	-3,920	0,002	8, $A_{L,1}$	5, $A_{L,1,5}$	-30,8	2,0	-15,565	< 0,001	
					8, $A_{L,1}$	6, $A_{L,1,5}$	-24,3	2,0	-12,245	< 0,001	
					8, $A_{L,1}$	8, $A_{L,1,5}$	-20,7	2,1	-9,833	< 0,001	
					5, $A_{L,1,5}$	6, $A_{L,1,5}$	6,6	2,0	3,320	0,031	
					5, $A_{L,1,5}$	8, $A_{L,1,5}$	10,2	2,1	4,842	< 0,001	
					6, $A_{L,1,5}$	8, $A_{L,1,5}$	3,6	2,1	1,712	0,538	

Tabelle C.12: Ergebnisse der einfachen Varianzanalyse für den Einfluss des Ankerdurchmessers d_A auf die Ausnutzung der Mindestbruchkraft $F_{\text{max}}/F_{\text{Nenn}}$ bei $t = 12$ mm Dicke für das [0/90]-Laminat.

Fälle	QS 10^{-3}	df	MQS 10^{-3}	F	p
Konfig.	11	2	5	6,582	0,012
Residuals	10	12	0,8		

Tabelle C.13: Ergebnisse der einfachen Varianzanalyse für den Einfluss des Ankerdurchmesser d_A auf die Ausnutzung der Mindestbruchkraft $F_{\text{max}}/F_{\text{Nenn}}$ bei $t = 12$ mm Dicke für das [0]-Laminat und zugehöriger Post-hoc-Vergleich der Konfigurationen.

Fälle	QS 10^{-2}	df	MQS 10^{-2}	F	p	Konfig. (b, d_A)	MAA 10^{-2}	SF 10^{-2}	Prüfw. t	p_{tukey}	
Konfig.	9,1	2	4,5	16,900	< 0,001	(10, 6)	(18, 6)	-8,1	3,3	-2,465	0,071
Residuen	3,2	12	0,3			(10, 6)	(18, 8)	10,9	3,3	3,327	0,015
						(18, 6)	(18, 8)	19,0	3,3	5,792	< 0,001

C.4 Untersuchung der Ankerstrukturierung

C.4.1 Voruntersuchung

Tabelle C.14: SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} der Konfiguration.

Adhäsiv	Strukturierung	Oberfläche	W	p
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	Gewinde	gestrahlt	0,965	0,640
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	rund	gestrahlt	0,797	0,107
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	rechteckig	gestrahlt	0,999	0,946
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	Zylinder	gestrahlt	0,986	0,772
Araldite® AV138/HV998 M-1 (A138)	Gewinde	gestrahlt	1,000	0,984
Araldite® AV138/HV998 M-1 (A138)	rund	gestrahlt	0,845	0,228
Araldite® AV138/HV998 M-1 (A138)	rechteckig	gestrahlt	0,908	0,413
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	Gewinde	eingetrennt	0,912	0,424
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	rund	eingetrennt	0,917	0,443
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	rechteckig	eingetrennt	0,868	0,290
Hilti HIT RE 500 V3 (Hilti)	Zylinder	eingetrennt	0,974	0,690

Tabelle C.15: LEVENE-Test auf Varianzhomogenität (a) zur Wechselwirkung von Adhäsiv und Strukturierung und (b) zum Tragmechanismus.

(a)				(b)			
F	df1	df2	p	F	df1	df2	p
1,714	5,000	12,000	0,206	3,787	7,000	16,000	0,013

Tabelle C.16: Mehrfaktorielle Varianzanalyse zum Einfluss von Adhäsiv und Strukturierung auf die Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung.

Fälle	QS 10^7	df	MQS 10^6	F	p
Adhäsiv	1,3	1	11,8	68,455	< 0,001
Strukturierung	1,5	2	7,7	44,532	< 0,001
Adhäsiv * Strukturierung	1,3	2	6,6	38,295	< 0,001
Residuen	0,2	12	0,2		

Tabelle C.17: Mehrfaktorielle Varianzanalyse zum Einfluss der Tragmechanismen Adhäsion und Formschluss auf die Tragfähigkeit F_{\max} der Verankerung.

Fälle	QS 10^7	df	MQS 10^6	F	p
Oberfläche	0,1	1	1,2	1,880	0,189
Strukturierung	58,3	3	194,4	298,170	< 0,001
Oberfläche * Strukturierung	1,7	3	5,8	8,860	0,001
Residuen	1,0	16	0,7		

C.4.2 Untersuchung zur Klebschicht

Tabelle C.18: (a) SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} und (b) LEVENE-Test auf Varianzhomogenität der Maximalkräfte F_{\max} zur Untersuchung des Einflusses der Ankerstrukturierung auf die Tragfähigkeit der Klebschicht.

(a)			(b)			
Strukturierung	W	p	F	$df1$	$df2$	p
Regelgewinde	0,812	0,143	10,317	4,000	10,000	0,001
Feingewinde	0,911	0,421				
90°-Winkel	0,848	0,236				
50°-Winkel	0,829	0,186				
90°-Winkel mit Rundung	0,844	0,225				

Tabelle C.19: GAMES-HOWELL Post-hoc-Vergleich zum Einfluss der Strukturierung auf die Maximalkräfte F_{\max} .

Strukturierung		MAA	SF	t	df	p_{tukey}
50°-Winkel	90°-Winkel	2261,000	250,270	9,034	2,150	0,030
50°-Winkel	90°-Winkel, rund	2120,667	870,660	2,436	2,012	0,367
50°-Winkel	Feingewinde	1417,333	64,489	21,978	3,969	< 0,001
50°-Winkel	Regelgewinde	1044,667	125,054	8,354	2,658	0,020
90°-Winkel	90°-Winkel, rund	-140,333	903,416	-0,155	2,318	1,000
90°-Winkel	Feingewinde	-843,667	249,540	-3,381	2,126	0,211
90°-Winkel	Regelgewinde	-1216,333	271,570	-4,479	2,845	0,084
90°-Winkel, rund	Feingewinde	-703,333	870,451	-0,808	2,010	0,908
90°-Winkel, rund	Regelgewinde	-1076,000	877,020	-1,227	2,071	0,751
Feingewinde	Regelgewinde	-372,667	123,587	-3,015	2,556	0,225

Tabelle C.20: (a) SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} , (b) LEVENE-Test auf Varianzhomogenität der Maximalkräfte F_{\max} und (c) Zweistichproben- t -Test der Maximalkräfte F_{\max} von Zylinderanker und konischem Anker.

(a)			(b)			(c)			
Anker	W	p	F	df	p	Test	Prüfw. t	df	p
Zylinder, angeraut	0,982	0,744	4,892	1	0,091	Student	1,627	4,000	0,179
Konus, angeraut	0,886	0,341				Welch	1,627	2,051	0,242

C.4.3 Untersuchung zum Laminatversagen

Tabelle C.21: (a) SHAPIRO-WILK-Test auf Normalverteilung der Maximalkräfte F_{\max} und (b) LEVENE-Test auf Varianzhomogenität der Maximalkräfte F_{\max} zur Untersuchung des Einflusses der Gestaltung des Bohrungseingangs.

(a)			(b)			
Strukturierung	W	p	F	$df1$	$df2$	p
Referenz	0,890	0,172				
frei	0,859	0,266	1,108	2,000	13,000	0,359
reduziert	0,802	0,119				

D Versuchsergebnisse des Schleuderverfahrens

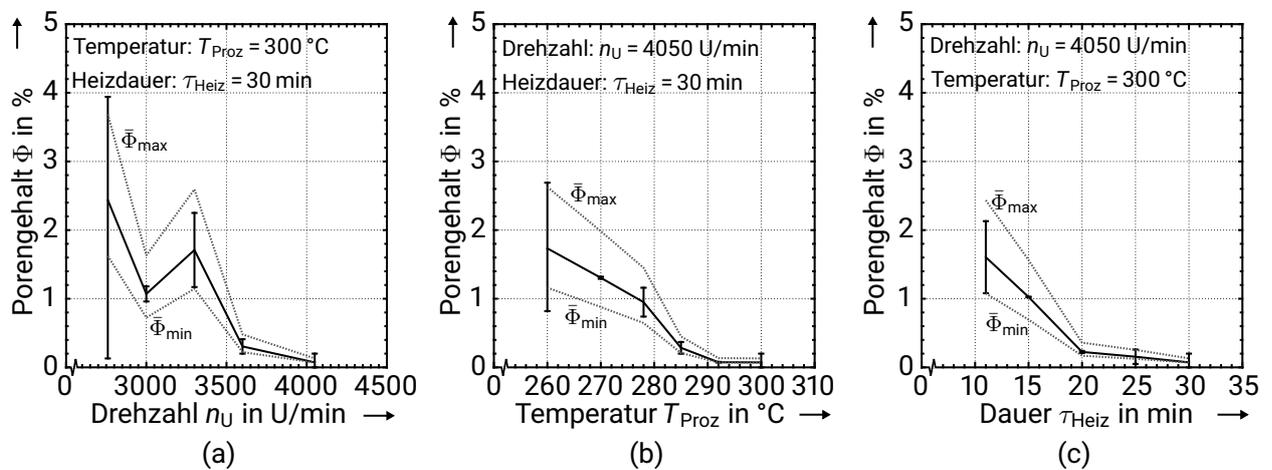


Bild D.1: Einfluss der Prozessparameter (a) Drehzahl n_U , (b) Temperatur T_{Heiz} und (c) Heizdauer τ_{Heiz} auf den Porengehalt ausgehend des OFAT-Versuchsplans bei maximaler Parameterkonfiguration der nicht variierten Parameter.

