

Die Schlinge – Eine Schlaufenverankerung aus
wechselseitig übereinandergeschlagenen
Carbonfasern für Zugglieder aus
carbonfaserverstärktem Kunststoff

vorgelegt von
Dipl.-Ing.
Bernd Zwingmann
geb. in Neubrandenburg

von der FAK VI - Planen Bauen Umwelt
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Volker Schmidt
Gutachter: Prof. Dr. sc. techn. Mike Schlaich
Gutachter: Prof. Dr. h.c. Urs Meier

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 27. März 2017

Berlin 2017

Danksagung

Diese Arbeit entstand von April 2012 bis Juli 2016 am Fachgebiet Entwerfen und Konstruieren - Massivbau der Technischen Universität Berlin. Die Grundlage war ein Kooperationsprojekt der TU Berlin mit der Firma SGL Carbon GmbH aus Meitingen bei Augsburg. Ich möchte mich bei meinem Doktorvater Prof. Dr. sc. techn. Mike Schlaich für die Betreuung meiner Dissertation bedanken sowie für die Unterstützung meiner Arbeit mit einer Vielzahl unkonventioneller Denkanstöße. Ebenfalls bedanke ich mich bei Prof. Dr. h.c. Urs Meier von der Eidgenössischen Materialprüfungsanstalt (EMPA) in Dübendorf (Schweiz), der meine Dissertation gemeinsam mit Prof. Schlaich begutachtet hat, und bei Prof. Dr.-Ing. Volker Schmid von der Technischen Universität Berlin, der den Prüfungsvorsitz inne hatte.

Weiterhin bedanke ich mich bei den Kollegen von SGL für die hervorragende Zusammenarbeit, allen voran meinen Betreuern Prof. Dr.-Ing. Ralf Goller und Dr. Steffen Janetzko aber auch Dr. Tilo Hauke, Dr. Horst Peters, Tobias Schmidt, Josef Paula und Simon Spitko sowie Philipp Scheuring und Richard Strauss aus der Produktion für das Ermöglichen der Prepregverarbeitung.

Dank gilt meinen Kollegen vom Fachgebiet für die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre und die zahlreichen Hilfestellungen. Zu nennen sind Nadine Gringmuth, Silke Burkard-Mies, Dr. Arndt Goldack und mein motivierter Büronachbar Dr. Yue Liu, weiterhin Dr. Christian Hartz, Dr. Alex Hückler, Hella Gräter, Marta Sarmiento Commillas, Andreas Apitz, Sebastian Heberling, Claudia Lösch, Xiaohan Liu, Dirk Peissl, Sherif Mohareb und Juan Pablo Osman Letelier, weiterhin Henning-Felix von Daake, Fritz Vogdt von Institut für Bauingenieurwesen und Rico Leifheit vom Institut für Luft- und Raumfahrt. Besonderer Dank gilt Willi Walkowiak für die vielfältige versuchstechnische Unterstützung sowie Hardy Schmidt, Detlef Köhler und Miroslav Brkovic aus der Werkstatt.

Auf dem Weg meiner Dissertation haben mich zahlreiche Studierende im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten begleitet. Ich bedanke mich bei Lisa Bodenberger, Sebastian Sperling, Martin Czaika, Lars Kuhnhardt, Peter Schädlich, Yourim Ra, Michel Achterberg, Stella Helena Goldmann, Philipp Kähler, Nastassja und Felix Hohberg, Amal Kraiyem, Johannes Seils, Martin Nass, Sophie Ekau, Philipp Reiter und insbesondere bei Alexander Detke, Philipp Wölm und Simon Kleinwächter für die Unterstützung und konstruktiven, fachlichen Diskussionen.

Besonderer Dank gilt meiner Familie, vor allem meinen Eltern Armin und Renée Zwingmann, die mich frühzeitig für das Bauen begeisterten und mir das Studium ermöglichten. Weiterhin danke ich meinen Großeltern Karl-Friedrich und Helga Köpcke sowie Otto und Irene Zwingmann, die mein Leben durch ihr aufrichtiges Interesse und ihre Fürsorge geprägt haben sowie meiner Schwester Dr. Ina Zwingmann, die mir stets beratend zur Seite stand. Am meisten danke ich jedoch meiner lieben Frau Carola für ihr Verständnis und ihre Ermutigung während der letzten Jahre und unserem Sonnenschein Lucas, der auch ohne bodenmechanische Kenntnisse die schönsten Sandburgen baut.

Bernd Zwingmann, Berlin, 20. Juli 2016

Kurzfassung

Carbonfasern eignen sich aufgrund ihrer hohen Zugfestigkeit in Faserrichtung besonders für Zugglieder im Bauwesen. Dabei stellt die Verankerung der konzentrierten Kraft am Ende des Zugglieds eine große Herausforderung dar, da die Carbonfaser quer zur Faserrichtung nur eine geringe Festigkeit aufweist. In dieser Arbeit werden sogenannte Schlingen vorgestellt, mit denen die Carbonfasern eines Zugglieds verankert werden können. Schlingen sind Schlaufen aus wechselseitig umgeschlagenen Carbonfasern. Mithilfe der Schlinge wird der Querschnitt eines Zugglieds an der Verankerung lokal aufgeweitet und auf diese Weise die Beanspruchung verringert. Daher weisen Schlingen eine höhere Verankerungsgüte als Schlaufen auf. Neben der leistungsfähigen Verankerung der Carbonfasern bieten Schlingen weitere Vorteile. In der Verankerung kann weitgehend auf Metallkomponenten verzichtet werden, sodass sie leicht und kompakt bleibt. Das Zugglied kann aus preisgünstigen, parallel angeordneten pultrudierten Stäben hergestellt werden, indem die Schlingen an den Enden angefügt werden. Das Zugglied ist biegeweich und wickelbar. In dieser Arbeit wird im Anschluss an die erforderlichen Grundlagen das Konzept der Schlingen und deren konstruktive Durchbildung erläutert und es werden verschiedene Verfahren zur Herstellung vorgestellt. Anhand von experimentellen Untersuchungen und numerischen Berechnungen wird das Tragverhalten von Schlingen charakterisiert. Die Untersuchungen umfassen statische und dynamische Beanspruchungen sowie Dauerbeanspruchungen. Zudem werden die Anwendungsbereiche für Zugglieder aus Carbonfasern unter Berücksichtigung ihrer besonderen Eigenschaften aufgezeigt.

Abstract

Carbon fibres show great potential when used for tension members in civil engineering due to their high strength in fibre direction. However, the anchorage of such fibres is challenging because of the carbon fibre's low strength perpendicular to the fibre direction. In this thesis the so called sling anchorage is proposed to anchor the carbon fibres of a tension member (pin-loaded strap). Sling anchorages are loop anchorages with alternately wrapped carbon fibres. Due to the sling anchorage, the cross section of the tension member is locally increased at the anchorage and the stresses are reduced. Therefore, sling anchorages provide a higher mechanical efficiency than loop anchorages. Besides their high efficiency, sling anchorages offer additional advantages. Few or none metallic components are needed which keeps the anchorage lightweight and compact. The tension member can be made out of low-priced pultruded CFRP profiles that have sling anchorages attached at their ends. The tension member is pliable and coilable. In this thesis the required background knowledge, the concept and the structural design of sling anchorages are explained as well as different fabrication methods presented. The load bearing behaviour of sling anchorages is characterised by means of experimental and numerical research, which includes static, dynamic and long term testing. In addition, possible applications for CFRP tension members are identified considering their specific properties.

Thesen der Dissertation

1. Schlingen können als Endverankerungen für Zugglieder aus carbonfaserverstärktem Kunststoff verwendet werden.
2. Schlingen sind eine kompakte, leichte und materialgerechte Verankerung für Carbonfasern.
3. Zugglieder mit Schlingenverankerung können aus parallel angeordneten pultrudierten Stäben in gewünschter Länge zusammengefügt und daraufhin an den Enden mit Schlingen versehen werden.
4. Zugglieder mit Schlingenverankerung können biegeweich und wickelbar ausgebildet werden.
5. Schlingen haben das Potenzial, die Tragfähigkeit des Zugglieds auf der freien Länge zu erreichen.
6. Die Tragfähigkeit von Schlingen wird durch Dauerschwingbelastung unwesentlich beeinflusst.
7. Nichtreversible Verformungen aufgrund von Dauerlasten sind bei Schlingen vernachlässigbar klein.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung und Problemstellung	2
1.1	Zur Verwendung von CFK für Zugglieder im Bauwesen	2
1.2	Die Schlinge als Verankerung für Zugglieder aus CFK	3
1.3	Motivation zur Entwicklung der Schlingenverankerung	4
1.4	Lösungsansatz der Schlingenverankerung	6
2	Zugglieder aus CFK – Stand der Technik	8
2.1	Definition	8
2.2	Anwendungen	9
2.3	Grundsätzliches zum carbonfaserverstärkten Kunststoff	13
2.3.1	Carbonfasern	13
2.3.2	Kunststoffmatrix	16
2.3.3	Tragverhalten	18
2.3.4	Herstellungsverfahren	21
2.4	Verankerungen für Zugglieder aus CFK	25
2.4.1	Schlaufenverankerungen	28
2.4.2	Verankerungen über Schub an der Oberfläche	41
2.4.3	Bolzenverbindungen	47
2.5	Verankerungen von Drahtseilen aus Stahl	51
2.6	Umlenkung von Zuggliedern aus CFK	53
2.7	Ermüdung von Zuggliedern aus CFK	55
3	Voruntersuchungen	60
3.1	Lochleibungsfestigkeit von Laminaten bei großen Bolzendurchmessern	60
3.2	Verankerung von Lamellen aus CFK	61
3.2.1	Verankerung von Lamellen mit aufgeklebten Laminaten	61
3.2.2	Verankerung von Lamellen durch Aufspalten	67
3.2.3	Verankerung von Lamellen aus dünnen Einzelschichten	69
3.3	Experimentelle Bestimmung der Tragfähigkeit von Klebeverbindungen	71
3.4	Erhöhung der Tragfähigkeit von Schlaufen	74
3.4.1	Querschnittsvergrößerung an der Umlenkung	74
3.4.2	Einfluss der Geometrie des Umlenkkörpers	76
4	Aufbau und Herstellung der Schlingen	82
4.1	Aufbau der Schlingen	82
4.1.1	Konzept	82
4.1.2	Hinweise zur Auslegung von Schlingen	85
4.1.3	Wickelbarkeit und Transport	89
4.2	Herstellung von Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerung	93
4.2.1	Herstellung auf der Basis von Prepreg	93

4.2.2	Herstellung auf der Basis pultrudierter Lamellen	98
4.2.3	Herstellung auf der Basis thermoplastischer Bänder	103
4.3	Zusammenstellung der hergestellten Schlingen und Zugglieder	113
5	Durchführung und Ergebnisse der Untersuchungen	114
5.1	Experimentelle Untersuchungen	114
5.1.1	Statische Zugversuche an Schlingen aus Prepreg	114
5.1.2	Statische Zugversuche an Zuggliedern aus Prepreg	117
5.1.3	Statische Zugversuche mit Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen	121
5.1.4	Statische Zugversuche mit handgefertigten thermoplastischen Schlingen	122
5.1.5	Statische Zugversuche mit gepressten thermoplastischen Schlingen .	124
5.1.6	Statische Zugversuche mit thermoplastischen Zuggliedern	125
5.1.7	Ermüdungsversuch	127
5.1.8	Dauerstandsversuch	129
5.1.9	Statische Großversuche an Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen	136
5.1.10	Statische Großversuche an Zuggliedern aus thermoplastischen Lamellen	142
5.2	Numerische Berechnungen	144
5.2.1	Vergleichende Handrechnung	144
5.2.2	Schlinge als orthotropes Rohrs unter Innendruck	147
5.2.3	Vereinfachte Berechnung am Stabmodell	148
5.2.4	Beschreibung der numerischen Berechnungsmodelle	149
5.2.5	Spannungen am ebenen Modell	154
5.2.6	Spannungszustand an der Aufweitung	155
5.2.7	Spannungszustand an der Umlenkung	156
5.2.8	Vergleichende Berechnungen für verschiedene Umlenksituationen . .	158
5.2.9	Räumliches Finite-Elemente-Modell	162
5.2.10	Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse	163
6	Zusammenfassung und Interpretation der Ergebnisse	164
6.1	Zusammenfassung	164
6.2	Ausstehende Untersuchungen	168
	Literaturverzeichnis	169
A	Technische Zeichnungen	190
A.1	Technische Zeichnungen des kleinen Presswerkzeugs	190
A.2	Technische Zeichnungen des großen Presswerkzeugs	197
B	Längen der thermoplastischen Bänder und Lamellen	204
C	Berechnung der Anstrengung nach Puck	205
C.1	Knotennummern der Elemente	205
C.2	Ausgabedatei abaqus.rpt	205
C.3	Quelltext des EXCEL-Markros	208
C.4	Ergebnis der Berechnung	211

1 Einführung und Problemstellung

Carbonfaserverstärkter Kunststoff (CFK) ist ein Hochleistungswerkstoff für den Leichtbau. Seine hohe Festigkeit bei gleichzeitig geringer Masse bietet Vorteile bei beschleunigten und gewichtssensiblen Anwendungen in der Luft- und Raumfahrtindustrie sowie bei Sportgeräten und Kraftfahrzeugen [42, 43]. CFK zeichnet sich durch hohe Dauerhaftigkeit [128] aus, da es nicht korrodiert und unempfindlich gegen die meisten Säuren und Basen ist. Weiterhin ist CFK weniger empfindlich gegenüber Ermüdung [15, 189] als beispielsweise Stahl oder Aluminium.

1.1 Zur Verwendung von CFK für Zugglieder im Bauwesen

Für 2.5 die Anwendungen von carbonfaserverstärktem Kunststoff im Bauwesen ist in erster Linie seine hohe Zugfestigkeit in Faserrichtung interessant. Bisherige Anwendungen basieren zum Großteil auf der Verwendung von pultrudierten Stäben aus CFK mit paralleler Faseranordnung in Längsrichtung und unterschiedlichen Querschnittsformen [16, 17]. Bei der parallelen Faseranordnung werden die Maximalwerte für Festigkeit und Steifigkeit eines carbonfaserverstärkten Kunststoffs erreicht und auf die Längsrichtung des Stabs konzentriert. Während für die Verstärkung von bestehenden Tragwerken hauptsächlich auf- und eingeklebte Lamellen mit flachen rechteckigen Querschnitten verwendet werden, gibt es Bewehrungsstäbe und Zugglieder aus CFK zumeist mit runden Querschnitten. Die hohe Zugfestigkeit der Carbonfasern lässt sich im Verbund mit Beton aufgrund der geringen Dehnungen des Betons nur wenig nutzen. Bei einer Betondehnung von 2 ‰ wird etwa ein Zehntel der Zugfestigkeit der Carbonfaser erreicht. Für eine effizientere Materialausnutzung muss der carbonfaserverstärkte Kunststoff als vorgespanntes Spannglied im Beton verwendet werden oder kann ohne Beton in Form eines Zugglieds verwendet werden.

Die Zugspannung in verschiedenen Zuggliedern wie Schrägseilen, Zugstangen und Spanngliedern aus CFK kann die Zugfestigkeit der Carbonfaser erreichen, sodass diese leichten Bauteile mit kleinen Querschnitten sehr große Kräfte übertragen können. Zugglieder mit großen Traglasten und einem geringen Risiko von Korrosions- und Ermüdungsschäden sind beispielsweise für die Seile von Schrägseilbrücken interessant. Verschiedene Zugglieder aus CFK wurden für diese Anwendung entwickelt und in Form von Prototypen in Schrägseilbrücken verwendet. Für den großen Markt der Vorspannung von Beton gibt es bereits kommerzielle Hersteller, die weltweit Spannglieder aus CFK anbieten. Technologien, Bemessungsgrundlagen und Normung im Bereich des schlaff bewehrten und vorgespannten Carbonbetons befinden sich momentan in einer dynamischen Entwicklung. Die *International Conference on Fiber Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering (CICE)*, die alle zwei Jahre vom *International Institute for FRP in Construction (IIFC)* durchgeführt wird, gibt einen guten Überblick zum aktuellen Stand der Forschung.

Die Verankerung der konzentrierten Kraft am Ende des Zugglieds aus CFK stellt eine große Herausforderung dar, da die üblichen Verankerungsmethoden für Zugglieder aus Stahl nicht einfach übertragbar sind. Die parallelen Fasern weisen in Querrichtung nur geringe Festigkeiten auf und können leicht beschädigt werden. Für Stahlseile typische Keil- und Klemmverbindungen, die große Querdrücke erfordern, führen zum lokalen Versagen im Verankerungsbereich, bevor die Festigkeit des Zugglieds in Faserrichtung erreicht wird. In der Vergangenheit wurden Verankerungen speziell für Zugglieder aus CFK entwickelt, die den anisotropen Eigenschaften des Materials gerecht werden, die Tragfähigkeit des Querschnitts auf der freien Länge erreichen und so die konzentrierten Kräfte verankern können.

Bisher konnte sich keine dieser Verankerungen im Bauwesen durchsetzen. Das liegt zum einen daran, dass die Nachfrage der Bauindustrie nach Zuggliedern aus CFK bisher sehr gering ist. Die Prototypprojekte wurden aus diesem Grund oft von den Entwicklern selbst initiiert. Zum anderen weisen viele Verankerungen nicht die erforderliche technische Reife auf, um in der Bauindustrie angewendet zu werden. Aufgrund dieser geringen Erfahrung gibt es auch keinen überzeugenden Vergleich der Vor- und Nachteile der verschiedenen Verankerungen. Die Situation spiegelt ein klassisches Problem zwischen Entwicklung und Anwendung wider. Solange die Nachfrage gering ist, kann keine Erfahrung gesammelt werden. Solange keine ausreichende Erfahrung vorhanden ist, wird die Nachfrage nicht steigen. Hier ist weitere Pionierarbeit erforderlich, um dieses Hindernis abzubauen. Die vorliegende Dissertation leistet einen wichtigen Beitrag in dieser Entwicklung, indem ein Zugglied aus CFK vorgestellt wird, dessen Verankerung ausgezeichnete mechanische Ergebnisse liefert, das in der Anwendung unproblematisch und flexibel ist sowie kostengünstig hergestellt werden kann.

1.2 Die Schlinge als Verankerung für Zugglieder aus CFK

Schlaufenanschlüsse [236] (Schlaufen) sind eine Möglichkeit, Kräfte in Zugglieder aus carbonfaserverstärktem Kunststoff (CFK) einzuleiten. Sie dienen dem Zugglied als Verankerung, sodass man von einem Zugglied mit Schlaufenverankerungen spricht. Eine Strangschlaufe [281] ist ein Zugglied, an dessen Enden Schlaufen zur Verankerung der Zugkraft angeordnet sind. Eine Strangschlaufe entsteht, indem Carbonfasern kontinuierlich um mindestens zwei Umlenkpunkte gewickelt werden. Die Carbonfasern werden an den Schlaufen derart umgelenkt, dass sich eine tragfähige und formschlüssige Verbindung ergibt.

In dieser Arbeit werden Schlaufenverankerungen für Zugglieder vorgestellt, die nicht durch das Wickeln, sondern durch das wechselseitige Übereinanderschlagen der Carbonfasern entstehen [297]. Um die zuvor beschriebenen Schlaufen von den neuen leicht unterscheiden zu können, wird der Begriff Schlinge für sie eingeführt und in dieser Arbeit verwendet. Eine Schlinge kann vorteilhaft als Verankerung (Schlingenverankerung) für Zugglieder aus CFK verwendet werden. In Abbildung 1.1 ist der Unterschied zwischen den beiden hier

verwendeten Begriffen Schlaufe (Abbildung 1.1a) und Schlinge (Abbildung 1.1b und c) dargestellt.

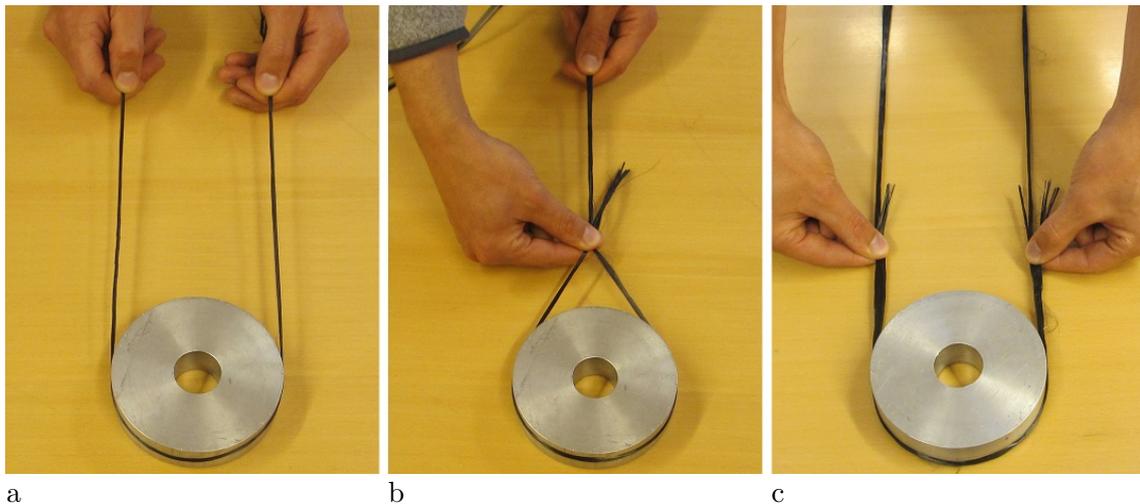


Abb. 1.1 Ein a) zur Schlaufe und b) zur Schlinge geformtes Carbongarn, c) zwei zur Schlinge geformte Carbongarne

Unter einer Schlaufe wird eine Faseranordnung verstanden, bei der der ankommende Faserstrang nach der Umlenkung in den rücklaufenden Faserstrang übergeht, ohne dass die Carbonfasern in der Verankerung enden. Bei einer Schlinge endet der ankommende Faserstrang nach der Umlenkung in der Verankerung und wird dort befestigt (Abbildung 1.1b). Durch die wechselseitige Anordnung mehrerer Faserstränge (Abbildung 1.1c) kann der ankommende Faserstrang mit dem rücklaufenden Faserstrang verbunden werden. Auf diese Weise entsteht die Schlinge in Schlaufenform mit doppeltem Querschnitt an der Umlenkung. Schlaufe und Schlinge haben gemeinsam, dass die beide Stränge den Querschnitt des Zugglieds auf der freien Länge bilden und außerhalb der Verankerung entweder voneinander getrennt verlaufen oder zusammengeführt werden können.

1.3 Motivation zur Entwicklung der Schlingenverankerung

Im Abschnitt 2.4 werden konzeptionelle Vorschläge, wissenschaftliche Untersuchungen, patentierte Verankerungen und gebaute Prototypen vorgestellt, die bereits zur technischen Lösung des Verankerungsproblems entwickelt wurden. Mit wenigen Ausnahmen lassen sich diese Lösungen anhand des Verlaufs der Carbonfasern an der Verankerung in zwei Gruppen unterscheiden. Die Carbonfasern enden entweder in der Verankerung oder werden dort umgelenkt, siehe Abbildung 1.2. Zur ersten Gruppe gehören die stoff- und kraftschlüssigen Verankerungen, bei denen die Zugkraft über Schubspannungen aus den Fasern in die Verankerung geleitet wird. Für diese Verguss-, Klemm- bzw. Keilverankerungen sind oft große metallische Verankerungskomponenten erforderlich, die einen hohen Anteil am Gesamtgewicht des Zugglieds ausmachen und einen Schwachpunkt für die Dauerhaftigkeit darstellen. Zur zweiten Gruppe gehören die formschlüssigen schlaufenförmigen Verankerungen, bei denen die Zugkraft in der Faser bleibt. Die Faseranordnung in der Schlaufe

entspricht dem Kraftfluss, sodass die Schlaufe eine werkstoffgerechte Verankerung für CFK ist. Außerdem zeichnet sie sich durch Kompaktheit und geringes Gewicht aus. Ein Nachteil der Schlaufe ist die im Vergleich zu anderen Verankerungen geringe Verankerungsgüte. Die Strangschlaufe wird durch das Herstellungsverfahren auf kürzere Längen begrenzt als Zugglieder aus CFK mit anderen Verankerungen.

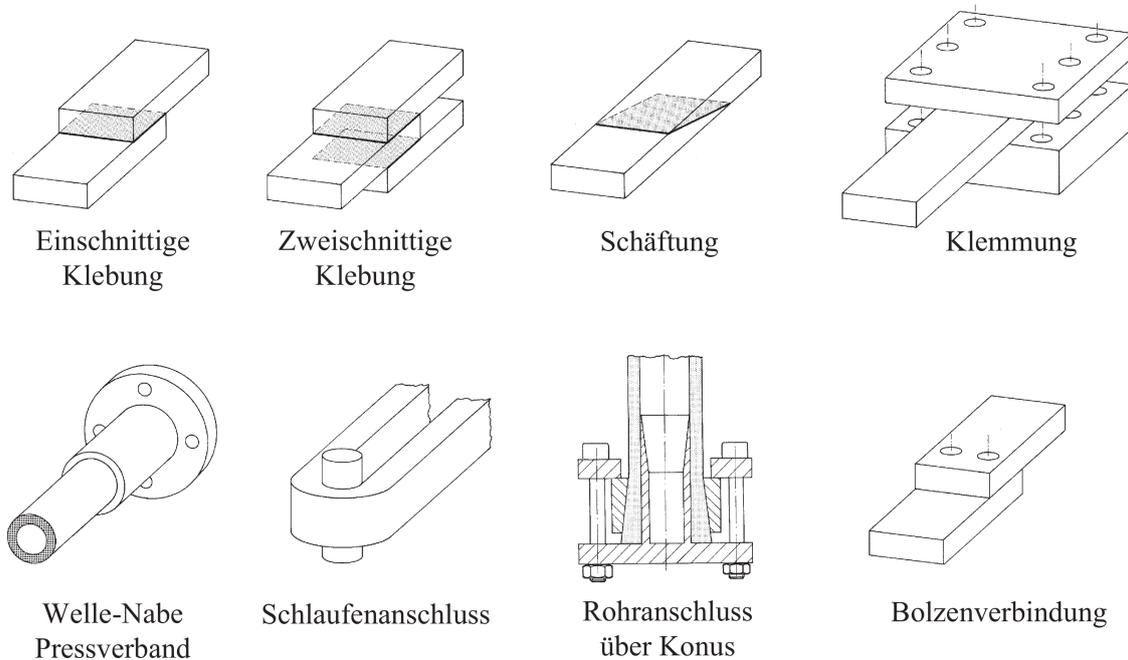


Abb. 1.2 Verschiedene Kräfteinleitungen für CFK [236]

Ein Vorteil von Zuggliedern mit stoff- oder kraftschlüssigen Verankerungen ist, dass für ihre Herstellung kostengünstige und endlos herstellbare pultrudierte Stäbe verwendet werden können. Pultrudierte Stäbe aus CFK mit runden oder rechteckigen Querschnitten werden dafür auf die gewünschte Länge zugeschnitten, zu einem Parallelstabbündel zusammengefasst und an beiden Enden mit Verankerungen versehen. Im Gegensatz dazu werden Strangschlaufen mit ihren Schlaufenverankerungen in einem Schritt hergestellt. Dazu werden Carbonfasern mit einem verfahrenbaren Ablegesystem um zwei ortsfeste Umlenkörper gewickelt, bis der gewünschte Querschnitt erreicht ist. Die Herstellung erfolgt weitgehend automatisch und mit hoher Qualität. Das Herstellungsverfahren wird jedoch aufwendig, wenn die Umlenkörper weit voneinander entfernt sind. Im Fall der laminierten Strangschlaufen, die fast ausschließlich hergestellt werden, entsteht nach dem Aushärten der Matrix eine biegesteife Zugstange, die sich schwer transportieren lässt. Die seltenen nichtlaminierten Strangschlaufen und die Parallelstabbündel bleiben dagegen biegeweich. Die Länge von laminierten Strangschlaufen ist nach Meinung des Autors aufgrund des heute üblichen Herstellungsverfahrens auf eine Länge von etwa 100 m begrenzt, während Zugglieder aus Bündeln pultrudierter Stäbe auch in größeren Längen von mehreren hundert Metern wirtschaftlich hergestellt werden können.

Die Entwicklung der Schlingenverankerung ist dadurch motiviert, die Vorteile der Schlaufenverankerung mit denen der Parallelstabbündel zu vereinen. Zugglieder mit Schlingenverankerung besitzen kompakte, leichte, leistungsfähige und materialgerechte Verankerungen.

Sie sind in beliebigen Längen herstellbar, biegeweich und kostengünstig. Im Unterschied zu Schlaufen werden Schlingen nicht durch Wickeln, sondern durch Umformen der Enden eines Stabbündels hergestellt. Zugglieder mit Schlingenverankerung können insbesondere in Seiltragwerken wie Seildächern, Seilnetzfassaden und Seilbrücken verwendet werden, wo Zugglieder mit großen Längen erforderlich sind, Zugglieder umgelenkt werden müssen oder mit Zwischenbefestigungen versehen werden sollen.

1.4 Lösungsansatz der Schlingenverankerung

Der Lösungsansatz für die Schlingenverankerung ist die mehrschnittige Klebeverbindung. Nach dem Kleben von zwei endenden Carbonfasersträngen zu einem kontinuierlichen Strang, wird die Verbindung zu einer formschlüssigen Schlaufenverankerung (Schlinge) geformt, Abbildung 1.3. Durch das Aushärten des Klebers wird die Schlinge in ihrer Form fixiert und die Kraftübertragung zwischen den Strängen gewährleistet. Für diese Verankerung ist es nicht erforderlich, die Fasern kontinuierlich zu wickeln. Durch die Überlappung an der Klebeverbindung verdoppelt sich der Querschnitt an der hoch beanspruchten Verankerung, sodass sich die Tragfähigkeit erhöht.

Zum Verbinden der Enden zweier Lamellen aus CFK können diese überlappend miteinander verklebt werden. Die Tragfähigkeit dieser Klebeverbindung wird dabei von der wirksamen Klebefläche bestimmt. Die Breite der Klebefläche ist durch die Lamellenbreite vorgegeben, aber die Klebelänge kann verändert werden. Die Tragfähigkeit einer Klebung steigt jedoch mit der Länge der Klebefläche nicht kontinuierlich an, sondern nur bis die wirksame Klebelänge erreicht ist [236]. Wenn die Klebelänge über ihren wirksamen Anteil hinaus vergrößert wird, bleibt die Tragfähigkeit der Klebeverbindung konstant. Die erforderliche Klebelänge zur Übertragung der Lamellenkraft bei einer Lamellendicke von mehreren Millimetern ist größer als dieser wirksame Anteil. Deshalb lässt sich die Kraft einer solchen Lamelle nicht vollständig über eine Klebung verankern.

Eine weitere Steigerung der Klebefläche kann nur durch Aufspalten des Lamellenendes in dünne Schichten erreicht werden. Mit jeder Spaltung erhöht sich die Klebefläche um ihren ursprünglichen Wert. Erfolgt das Aufspalten der Lamellen in ausreichend dünne Schichten und werden diese Schichten der beiden Lamellen abwechselnd miteinander verklebt, kann die Tragfähigkeit der Klebeverbindung die Tragfähigkeit des Faserquerschnitts außerhalb der Klebung übersteigen, sodass die maximale Lamellenkraft übertragen werden kann. Wird der Überlappungsbereich der aufgespaltenen Enden 180° um einen Umlenkkörper gebogen, entsteht die Schlinge. Der Druck des Umlenkkörpers auf die Klebeverbindung steigt mit der Zugkraft und erhöht die Tragfähigkeit der Klebeverbindung.

Wie in Abbildung 1.3 zu sehen ist, verdoppelt sich der Querschnitt des Zugglieds durch die Überlappung an der Umlenkung. Die Spannung an dieser hochbelasteten Stelle sinkt entsprechend ab, sodass der Bruch des Zugglieds nicht an der Umlenkung, sondern auf der freien Länge erfolgt. Durch diese mit dem Kleben entstandene lokale Verstärkung ist es

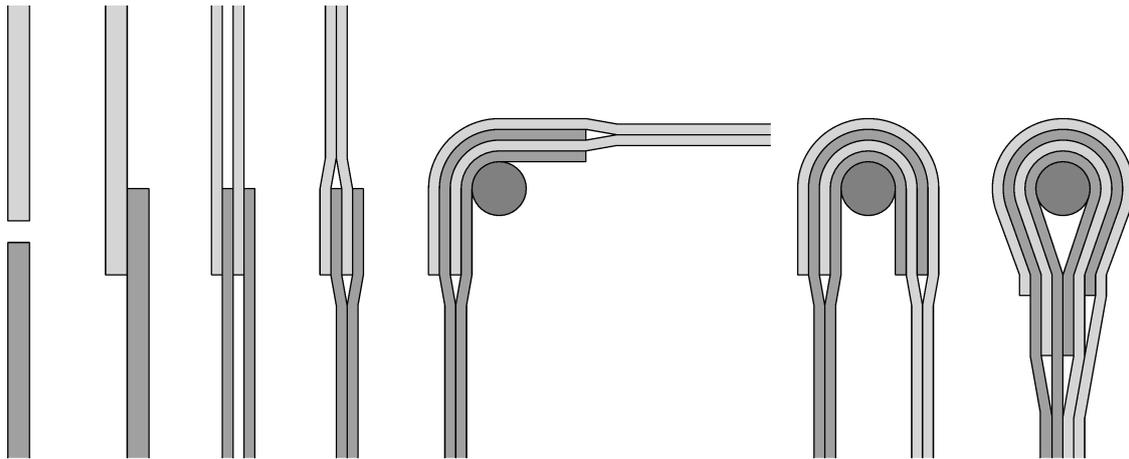


Abb. 1.3 Darstellung des Lösungsansatzes der Schlinge: eine mehrschnittige Klebeverbindung wird um einen Umlenkkörper gebogen und durch Aushärten des Klebers in ihrer Form fixiert

möglich, die volle Tragfähigkeit der Lamellen zu verankern. Anstelle einer dicken Lamelle, die am Ende aufwendig gespalten werden muss, kann ein Stapel mehrerer dünner Lamellen mit äquivalenter Gesamtdicke verwendet werden. Das schubweiche Übereinanderschichten der dünnen Lamellen auf der freien Länge hat zur Folge, dass der Gesamtquerschnitt für Biegung um die schwache Achse der dünnen Lamellen biegeweich bleibt.

In dieser Arbeit wird das Konzept der Schlinge und ihre Entwicklung anhand von Bauteilversuchen, analytischen Berechnungsansätzen und Finite-Element-Berechnungen vorgestellt. Darüber hinaus werden verwendete und mögliche Herstellungsverfahren beschrieben und verglichen. Die Ergebnisse der durchgeführten statischen Versuche, Dauerschwingversuche und Dauerstandsversuche an Prototypen von Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerung aus CFK werden zusammengefasst und interpretiert.

Das Konzept der Schlinge wurde mit der Bezeichnung *Zugelement aus faserverstärktem Kunststoff* (Europäisches Patent EP 3162546 A1) bzw. *Traction Element Made of Fibre Reinforced Plastic* (US-amerikanisches Patent US 2017/0113403 A1) von der Technischen Universität Berlin zum Patent angemeldet [295, 296].

2 Zugglieder aus CFK – Stand der Technik

2.1 Definition

Unter dem Begriff Zugglied aus CFK wird ein sehr schlankes, hochbelastetes Bauteil aus carbonfaserverstärktem Kunststoff verstanden, das eine Zugkraft entlang seiner Längsachse von einem Verankerungspunkt zum anderen überträgt und dort in die angrenzenden Bauteile einleitet. Es kann als Spannglied zur Vorspannung von Biegebalken oder als freistehendes Zugglied, gegebenenfalls mit Zwischenbefestigungen, verwendet werden. Ein Spannglied benötigt einen Druckstab, um die Zugkraft zwischen den Verankerungspunkten ins Gleichgewicht zu bringen. Für freistehende Zugglieder kann das Gleichgewicht ebenfalls über Druckglieder oder über die Gründung hergestellt werden.

Der Verlauf des Zugglieds kann entsprechend der Belastungen und Befestigungen auf der freien Länge gekrümmt, polygonal oder gerade sein. In Abbildung 2.1 sind die drei prinzipiellen Verläufe und das Zugglied als Spannglied dargestellt. Gekrümmt verlaufen Tragseile (Abbildung 2.1a), in welche die Lasten senkrecht zur Längsachse eingeleitet werden. Ein typischer Fall ist das Seil einer Hängebrücke. Einen annähernd geraden Verlauf haben Abspannseile (Abbildung 2.1b), wie beispielsweise die Seile von Schrägseilbrücken. Ein polygonaler Verlauf (Abbildung 2.1c) entsteht, wenn das Zugglied punktuell umgelenkt wird oder Einzellasten abträgt, die senkrecht zur Längsachse wirken. In Abbildung 2.1d verläuft ein Spannglied gerade in einem Druckstab.

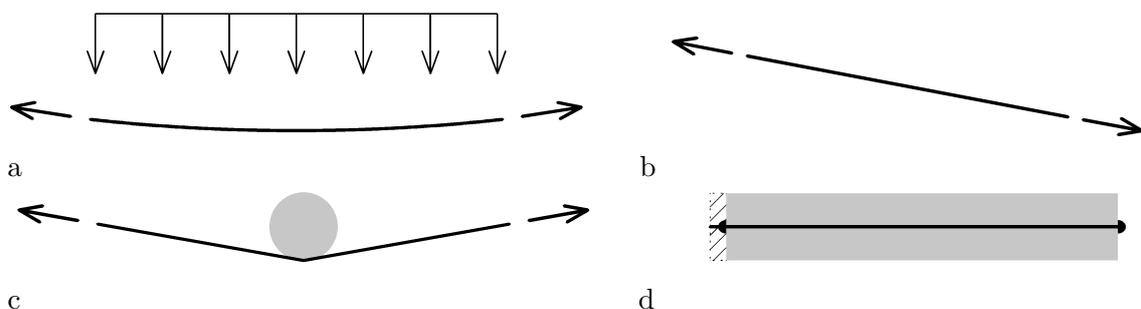


Abb. 2.1 Drei prinzipielle Verläufe eines Zugglieds: a) gekrümmt, b) gerade und c) polygonal, d) gerades Zugglied als Spannglied im Druckstab verlaufend

Die Carbonfasern im Zugglied sind auf der freien Länge annähernd in Richtung der Längsachse ausgerichtet. An den Enden des Zugglieds können die Carbonfasern einen komplexen Verlauf haben, der dem Kraftfluss angepasst ist. In Verbindung mit weiteren Metallteilen, Vergussmassen oder mechanischen Verbindungselementen wird die Verankerung ausgebildet.

Anhand ihrer Herstellungsweise lassen sich Zugglieder aus CFK in drei Gruppen unterteilen, siehe Tabelle 2.1. Das sind die Stäbe aus verseilten Rovings, die Stäbe mit pultrudierten Querschnitten und die gewickelten Zugglieder. Für jede dieser Gruppen sind verschiedene

Tab. 2.1 Unterteilung der Zugglieder aus CFK

		aus verseilten Rovings als	mit pultrudiertem Querschnitt als	aus gewickelten Lagen als
Zugglied aus CFK		Einzelstab aus 7, 19, 37 .. Rovings	Einzelstab mit rundem oder eckigem Querschnitt	Vollquerschnitt
		parallel angeordnete Stäbe	Parallelstabbündel bzw. gestapelte Lamellen	gestapelte Lagen
		verseilte Stäbe	verseiltes Stabbündel	zwei getrennte Stränge

Querschnitte und Anordnungen möglich. Diese Einteilung wird in Abschnitt 2.4 noch einmal aufgegriffen. Dort gibt Tabelle 2.4 einen nahezu vollständigen Überblick über die verschiedenen Kombinationsmöglichkeiten von Querschnitten und Verankerungen.

2.2 Anwendungen

Bisherige Anwendungen für Zugglieder aus CFK im Bauwesen sind Schrägseile [174, 160], Tragseile [201, 227] und Unterspannungen [182, 137] von Brücken. Durch das geringe Gewicht der Seile sind größere Spannweiten als mit Stahlseilen möglich [180]. Spannglieder aus CFK können für die interne [23, 217] und externe [121, 111] Vorspannung von Beton sowie für vorgespannte Verstärkungen von bestehenden Betonbauwerken für Biegung [9, 198, 59] und für Querkraft [252, 52] verwendet werden. Auch Tragwerke aus Holz oder Mauerwerk können nachträglich mit Zuggliedern aus CFK verstärkt werden [159, 124].

Im Gegensatz zu anderen Anwendungen, wie beispielsweise auf Beton geklebte Lamellen oder Bewehrung aus CFK, werden in Zuggliedern große Dehnungen erreicht, sodass die hohe Zugfestigkeit der Carbonfasern besser ausgenutzt werden kann. Brückenbauwerke mit Zuggliedern aus CFK sind in Tabelle 2.2 (nach [228, 167]) zusammengestellt.

Bei den ersten sechs dieser zwölf Brücken handelt es sich um Schrägseilbrücken, deren Schrägseile ganz oder teilweise aus Bündeln paralleler Stäbe bestehen. Analog zu Paralleldrahtbündeln aus Stahl ergibt sich die Bruchkraft des Schrägseils aus der Summe der Tragfähigkeiten der Einzelstäbe. Die Stäbe sind entweder einzeln oder in einem gemeinsamen Ankerkörper verankert. Im Gegensatz dazu sind die Querschnitte der Zugglieder der Spannbandbrücken und der unterspannten Brücke Vollquerschnitte bzw. bestehen aus gestapelten dünnen Bändern. Zugglieder aus Stäben mit einem flachen rechteckigen Querschnitt (Lamellen) und den dazugehörigen Verankerungen wurden bisher hauptsächlich zur nachträglichen Verstärkung von Betonbrücken verwendet [206]. Im Folgenden werden weitere Möglichkeiten zur Anwendung von Zuggliedern aus CFK beschrieben, die neben der Anwendung in den bereits existierenden und zukünftigen Brücken vielversprechend sind.

Für die Gewinnung von Erdöl und Erdgas in Wassertiefen von über 2000 m wird vorgeschlagen, schwimmende Bohrplattformen (Tension-leg platform, TLP) mit Zuggliedern aus CFK am Meeresboden zu verankern [199, 200, 129, 22, 31]. Bei diesen großen Längen ist die Verwendung von CFK aufgrund des geringen Gewichts im Vergleich zu Stahl vorteilhaft.

Tab. 2.2 Brücken mit Zuggliedern aus CFK nach [228]

Name	Foto	Beschreibung
Fußgängerbrücke des Public Works Research Instituts (PWRI) [135]		Die 20 m lange Fußgängerbrücke mit einer Hauptspannweite von 11 m hat 24 Zugglieder aus CFK verschiedener Hersteller, unter anderem Mitsubishi Chemicals (Leadline) und Tokyo Rope (CFCC). Baujahr: 1996, Ort: PWRI-Testgelände in Ibaraki, Japan
Storchenbrücke [183]		Die Schrägseilbrücke für den Straßenverkehr mit je 61 und 63 m Spannweite verfügt über zwei Schrägseile aus parallelen Stäben aus CFK, die von der EMPA und BBR entwickelt wurden. Baujahr: 1996, Ort: Winterthur in der Schweiz
Fußgängerbrücke in Herning [50, 14]		Alle 16 Schrägseile der Schrägseilbrücke mit zweimal 40 m Spannweite bestehen aus parallelen Stäben aus CFK der Firma Tokyo Rope (CFCC) mit der Querschnittsform einer Litze. Baujahr: 1999, Ort: Herning in Dänemark
Fußgängerbrücke in Laorin [103]		Die Schrägseilbrücke mit 110 m Hauptspannweite hat 16 Schrägseile bestehend aus 14 bzw. 21 parallelen kreisrunden Stäben aus CFK der Firma Soficar mit einer von Freyssinet patentierten Verankerung. Baujahr: 2002, Ort: Laorin in Frankreich
Fußgängerbrücke an der Jiangsu Universität [168]		Die Schrägseilbrücke zum Eingang der Jiangsu Universität mit je 18,4 und 30 m Spannweite hat 16 Schrägseile der Firma Mitsubishi Chemicals (Leadline) bestehend aus kreisrunden Stäben aus CFK. Baujahr: 2005, Ort: Zhenjiang in China
Penobscot Narrows Bridge [218]		Für die Schrägseilbrücke mit 354 m Hauptspannweite wurden in drei der am Pylon umgelenkten Schrägseile je 2 Stahllitzen durch Stäbe aus CFK der Firma Tokyo Rope (CFCC) ersetzt. Baujahr: 2007, Ort: Penobscot in Maine, USA
Fußgängerbrücke auf dem Gelände der Eidgenössischen Materialprüfungsanstalt (EMPA) [182]		Die unterspannte Fußgängerbrücke mit längs und quer angeordneten Zuggliedern aus CFK verfügt über sechs Unterspannungen aus thermoplastischen Strangschlaufen aus CFK, die an der EMPA entwickelt wurden. Baujahr: 2007, Ort: Dübendorf in der Schweiz
Spannbandbrücke an der TU Berlin [227, 28, 231]		Die Spannbandbrücke für dynamische Untersuchungen mit künstlichen Muskeln mit 13 m Spannweite wird durch sechs Spannbande aus thermoplastischen Strangschlaufen (EMPA) aus CFK getragen. Baujahr: 2007, Ort: Berlin in Deutschland
Brücke über die kleine Emme [179]		Die Fachwerkbrücke mit einer Spannweite von 47 m besitzt im Stahlrohr des Untergurts zwei Zugglieder aus CFK, die von der EMPA und BBR entwickelt wurden und diesen vorspannen. Baujahr: 1998, Ort: Emmen in der Schweiz
Bridge Street Bridge [111]		Die Balkenbrücke besteht aus mehreren Einfeldträgern mit einer Stützweite von 21 m, die mit je 4 Zuggliedern von Tokyo Ropes (40 mm Durchmesser) extern vorgespannt sind. Baujahr: 2003, Ort: Southfield in Michigan, USA
Passarelle de Neigles [264, 178]		Die Hängebrücke ist eine Fußgängerbrücke mit einer Spannweite von 120 m, deren zwei Stahlseile durch Bündel aus CFCC von Tokyo Ropes ersetzt wurden, die von einem Mantel aus Polypropylen umgeben sind. Baujahr: 1998, Ort: Freiburg, Schweiz
Fußgängerbrücke in Cuenca [201]		Die 3-feldrige Spannbandbrücke mit je 72 m Spannweite hat 16 Spannbande aus Zuggliedern aus CFK der Firma Acciona, die aus 5 Abschnitten von je 43,7 m zusammengesetzt sind. Baujahr: 2011, Ort: Cuenca in Spanien

Die Korrosionsgefahr im salzigen Meerwasser und die hohe Ermüdungsbeanspruchung sind weitere Gründe, CFK zu verwenden. Versorgungsleitungen für Offshoreanwendungen (Umbilicals) der Firma Aker Solutions verfügen bereits heute über verstärkende Stäbe aus CFK [2].

Windräder, die auf schwimmenden Pontons aufgestellt sind, wurden bereits für Offshore-Windparks in großen Wassertiefen vorgeschlagen [216]. Diese Pontons werden mit Seilen am Meeresgrund verspannt. Für diese Anwendung wären Zugglieder aus CFK sehr gut geeignet. Es wurden bereits mehrere schwimmende Windräder installiert, beispielsweise Blue H (2007), Hywind (2009), WindFloat (2011) und Seatwirl (2011).

Bei dem Infrastrukturprojekt Küstenautobahn E39 in Norwegen [251] sollen seilverspannte schwimmende Pontons als Gründung für Brückenpfeiler verwendet werden. Zur Abspannung dieser Pontons könnten Zugglieder aus CFK verwendet werden.

Überlandleitungen zur Verteilung von elektrischem Strom bestehen aus leitenden Aluminiumdrähten, die ein tragendes Stahlseil umgeben. Durch die steigende Nachfrage werden in Zukunft größere Leitungsquerschnitte erforderlich. Die bestehenden Masten sind für die zusätzlichen Lasten nicht ausgelegt. Die weitere Verwendung dieser Masten ist nur möglich, wenn eine Vergrößerung des leitenden Querschnitts durch eine gleichzeitige Verringerung des Eigengewichts des tragenden Querschnitts ausgeglichen wird. Die Firma CTC bietet die Leitung ACCC mit einem tragenden Querschnitt aus CFK an. Diese leitet bei gleicher Masse doppelt so viel Strom wie eine konventionelle Leitung [53].

Zugglieder aus CFK können für die Seiltragwerke von Seilnetzfassaden und Seildächern verwendet werden. Besonders vielversprechend ist die Anwendung in schwach gekrümmten und hoch vorgespannten Seilnetzen [195], die später treffend als *Orthogonally Loaded Cable Structures* [229, 228] bezeichnet wurden. In diesen Seiltragwerken ist der geometrische Steifigkeitsanteil größer als der elastische. Durch die hohe Zugfestigkeit der Zugglieder aus CFK können diese höher vorgespannt werden als Stahlseile, sodass eine Verkleinerung des Querschnitts nicht zu einer Vergrößerung der Verformungen im Gebrauchszustand führt [166]. Gleichzeitig sind die wirkenden Seilkräfte im Bruchzustand kleiner, da größere Verformungen entstehen. Durch Einsparungen beim Seilquerschnitt und an den Auflagerpunkten kann die Verwendung von Zuggliedern aus CFK ungeachtet des höheren Materialpreises Kostenvorteile bringen.

Serdjuks et al. [242] und Feng et al. [80, 213] schlagen ebenfalls Seildächer mit Zuggliedern aus CFK vor. Als Vorteil nennt Serdjuks die geringen Vorspannverluste im Vergleich zur hohen elastischen Dehnung. Die von Feng vorgeschlagenen gewobenen Netzstrukturen sind vergleichbar mit Ringseildächern mit einer Seilebene. Sie können beispielsweise durch senkrecht zur Struktur wirkendes Eigengewicht oder zusätzliche Spannseile vorgespannt werden.

An der TU Berlin wurde 2012 ein Prototyp eines Speichenraddachs mit Zuggliedern aus CFK gebaut [228]. Der Prototyp (Abbildung 2.2) zeigt, dass ein Speichenraddach aus CFK prinzipiell möglich ist. Für den Maßstab eines realen Bauwerks müssen jedoch noch andere Lösungen für die konstruktive Durchbildung gefunden werden.

Die Eigenfrequenz vorgespannter Zugglieder aus CFK ist höher als die von Zuggliedern aus Stahl, da ihre Masse geringer ist. Diese Eigenschaft kann in Stabbogenbrücken mit



Abb. 2.2 Prototyp eines Ringseildachs an der TU Berlin mit Zuggliedern aus CFK [93]

vertikalen Stahlhängern von Vorteil sein. Hier kam es in der Vergangenheit zu Problemen mit windinduzierten Schwingungen. Erste eigene Untersuchungen [105] weisen darauf hin, dass das Risiko der Anregung von Brückenhängern aus CFK geringer ist, da die Eigenfrequenzen der Hänger über 10 Hz liegen.

Die Eigenfrequenz eines gespannten Zugglieds lässt sich nach Gleichung 2.1 [153] berechnen. S ist die Zugkraft und L die Länge des Zugglieds. In das Metergewicht μ des Hängers gehen der erforderliche Querschnitt aufgrund der Festigkeit σ und die Dichte des Materials ρ ein. Die Eigenfrequenz eines Hängers aus CFK ist bei gleicher Länge und Vorspannkraft etwa fünfmal größer als die eines Stahlhängers. In Gleichung 2.2 wird das Verhältnis der Eigenfrequenzen beispielhaft berechnet. Der Indices C und S stehen für CFK und Stahl. Zusätzlich zur höheren Eigenfrequenz bietet der kleinere Querschnitt des Hängers aus CFK weniger Angriffsfläche für den Wind.

$$f_E = \frac{1}{2 \cdot L} \sqrt{\frac{S}{\mu}} \quad (2.1)$$

$$\frac{f_{E,C}}{f_{E,S}} = \sqrt{\frac{\sigma_C \rho_S}{\sigma_S \rho_C}} = \sqrt{\frac{2,5 \cdot 7,85}{0,46 \cdot 1,6}} = 5,2 \quad (2.2)$$

Für Zugglieder, die hohe Ermüdungs- und Korrosionsbelastungen erfahren, kann die Verwendung von CFK wirtschaftlich sein [101, 293], beispielsweise die Hänger von Eisenbahnbogenbrücken oder Abspannseile von Kranen. Durch den höheren Widerstand gegen Ermüdung sind die Hänger aus CFK dauerhafter und können auch schlanker ausgebildet werden als Stahlhänger. Einige Krane von Liebherr werden bereits heute serienmäßig mit Zuggliedern aus CFK der Firma Carbo-Link ausgestattet [162, 279]. Den größten Erfolg haben diese Zugglieder jedoch als Riggs für Segelboote [33].

Mit Zuggliedern aus CFK werden Brücken mit sehr großen Spannweiten möglich [286, 288,

292]. Meier [177] schlägt für die Überquerung der Straße von Gibraltar eine Schrägseilbrücke vor, deren Schrägseile aus CFK bestehen. Die erforderliche Hauptspannweite von über 8000 m wäre mit Schrägseilen aus Stahl nicht realisierbar. Durch die Verwendung von Zuggliedern aus CFK werden neue Formen von Brückentragwerken möglich. Ein innovatives Tragwerk für eine Hängebrücke zur Überquerung der Straße von Gibraltar wird von Peroni [205] vorgeschlagen. Wang [278] argumentiert, dass Schrägseile aus CFK trotz des geringen Eigengewichts bei Spannweiten ab 1000 m dynamisch instabil werden könnten. Zur Verbesserung werden hybride Zugglieder aus mehreren Materialien mit größerer Dämpfung vorgeschlagen.

Eine weitere Anwendungsmöglichkeit für Zugglieder aus CFK sind Erdanker für den Grundbau [240, 291, 136] und vorgespannte Pfahlgründungen [134]. Im korrosiven Umfeld des Bodens ist die hohe Dauerhaftigkeit von CFK von Vorteil.

Zugglieder aus CFK wurden bereits als Verstärkung gegen Erdbebenlasten an einem Bürogebäude der EMPA [175, 176] verwendet. Die Wände wurden bei dieser Anwendung vertikal extern vorgespannt. Alternativ ist auch eine überkreuzende Anordnung wie in [158] möglich.

Eine weitere mögliche Anwendung für die externe Vorspannung mit Zuggliedern aus CFK sind Windkrafttürme aus Stahlbetonfertigteilen [56]. Die Betonfertigteile, aus denen der untere Teil des Turms besteht, werden fugenlos übereinander gestapelt und durch vertikal verlaufende Spannglieder zusammengehalten. In dem engen Turm könnte das geringe Gewicht von CFK den Einbau der Zugglieder erleichtern.

2.3 Grundsätzliches zum carbonfaserverstärkten Kunststoff

2.3.1 Carbonfasern

Carbonfasern (auch Kohlenstofffasern) bestehen zu 90 % aus in Faserlängsrichtung ausgerichteten Kohlenstoffketten. Die Atome werden innerhalb der Kette durch starke kovalente Bindungen zusammengehalten. Senkrecht dazu wirken die wesentlich geringeren van der Waal'schen Kräfte. Diese innere Anordnung der Atome ist die Ursache für die anisotropen Materialeigenschaften der Carbonfaser. Die Carbonfaser besitzt in Längsrichtung hohe Werte für Festigkeit und Steifigkeit, senkrecht dazu sind die Werte wesentlich geringer. Innerhalb der Kohlenstoffketten sind die Atome in Ebenen angeordnet, den Graphitebenen. Anhand der Ausrichtung der Graphitebenen lassen sich die Eigenschaften der Carbonfasern beeinflussen. Je weniger die Ebenen von der Faserachse abweichen, desto höher ist die Fasersteifigkeit. Der E-Modul kann theoretisch bis zu 1000 GPa erreichen [29]. Gleichzeitig sinken durch diese Graphitierung die Festigkeitswerte in Querrichtung, sodass die Faser spröder wird.

Carbonfasern werden üblicherweise anhand ihrer Steifigkeit in drei Klassen eingeteilt. Das sind die hochfesten Fasern (HT) mit geringer Steifigkeit, die mittelsteifen Fasern (IM)

und die hochmoduligen Fasern (HM, UHM). In der englischen Bezeichnung steht H für hoch (high), I für mittel (intermediate), U für sehr (ultra), T für Zugfestigkeit (tenacity) und M für Elastizitätsmodul (modulus). Je nach Literaturquelle werden weitere Klassen genannt, über welche die Fasern anhand ihrer Festigkeit oder ihrer maximalen Zugdehnung eingeteilt werden können. In Abbildung 2.3 sind verschiedene typische Kombinationen von Steifigkeit und Festigkeit für Carbonfasern dargestellt. Aus der Abbildung wird deutlich, dass der E-Modul von Carbonfasern stark variieren kann. Der geringste E-Modul liegt bei etwa 220 GPa für HT-Fasern sowie der Höchste bei über 900 GPa für UHM-Fasern auf Pechbasis. Weiterhin ist zu erkennen, dass der übliche Festigkeitswert von 4 bis 5 GPa von vielen Fasern erreicht wird. Bei hohem und sehr hohem E-Modul ist die Festigkeit jedoch geringer. Der höchste Festigkeitswert von etwa 7 GPa wird von IM-Fasern erreicht.

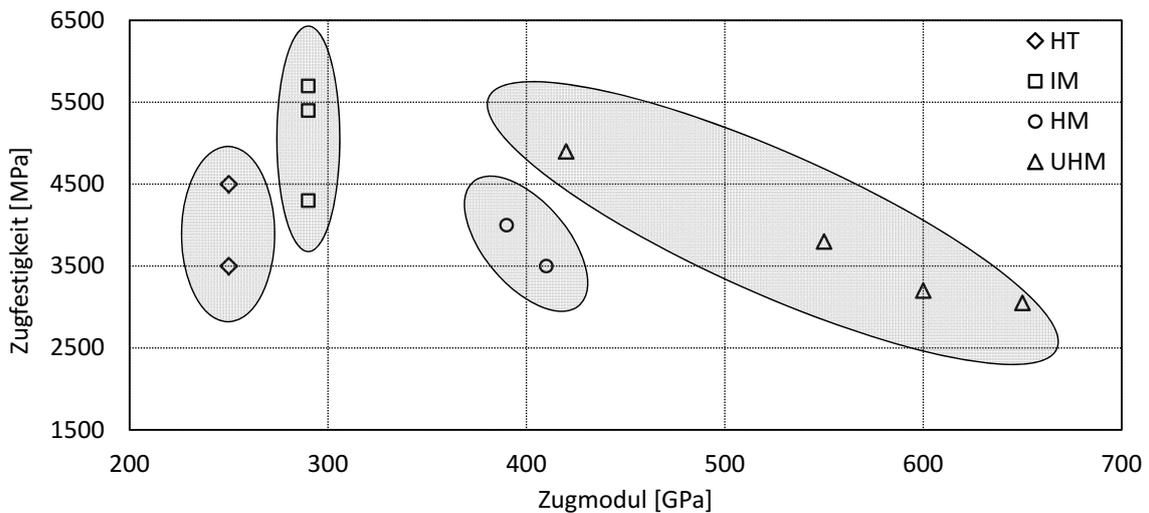


Abb. 2.3 Einteilung der Faserklassen nach [126]

Eine Einzelfaser (Filament) hat einen Durchmesser von etwa $7\ \mu\text{m}$ ($0,007\ \text{mm}$) und ist damit zehnmal dünner als ein menschliches Haar. Carbonfasern werden jedoch nicht als Filamente, sondern als Garn hergestellt. Die Dicke bzw. Schwere der Garne wird in tex (g/km) oder anhand der Filamentanzahl angegeben, wobei 1000 Filamente die Einheit k erhalten. Während feine Garne (1 k bis 6 k) 1000 bis 6000 Filamente enthalten, erreichen schwere Garne (heavy tows) 24 k bis zu 60 k. Die dünnen Garne eignen sich gut für die Herstellung von gewobenen oder geflochtenen Faserhalbzeugen. Das Garn wird mit einer Länge von mehreren Kilometern hergestellt und zum Transport und zur weiteren Verarbeitung auf eine Spule aufgewickelt. Die Länge des Garns einer Spule lässt sich aus dem Spulengewicht und der Garndicke berechnen.

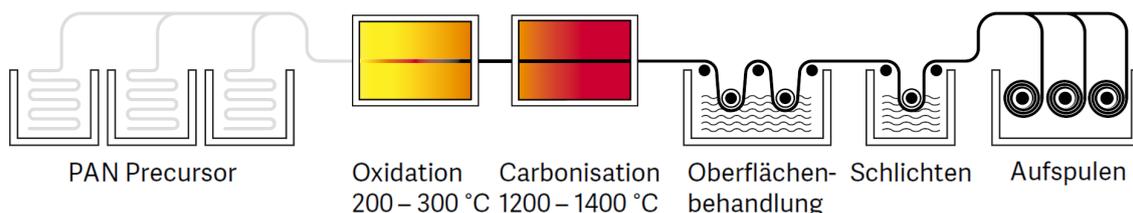


Abb. 2.4 Herstellung der Carbonfaser auf der Basis von PAN mit Bezeichnung der einzelnen Schritte [245]

Die mechanischen Eigenschaften der Carbonfaser hängen vom Ausgangsstoff und vom Herstellungsverfahren ab. Die Herstellung von Carbonfasern erfolgt mit einem der drei verschiedenen Rohstoffe PAN, Pech oder Cellulose. Über 90 % der Carbonfasern werden auf Basis der in der Textilindustrie üblichen Polyacrylnitrilfaser (PAN) hergestellt [236]. Diese gibt es in verschiedenen Dicken und Qualitäten. Die PAN-Faser durchläuft einen Umwandlungsprozess, in dem die gewünschten Eigenschaften der Carbonfaser gezielt gesteuert werden können. Die Umwandlung erfolgt in den vier Schritten Oxidation, Carbonisierung, Oberflächenbehandlung und Schlichten (siehe Abbildung 2.4). Zunächst wird die PAN-Faser bei Temperaturen bis 300 °C an der Luft oxidiert. Dabei wird die Faser stabilisiert und ist dann nicht mehr schmelzbar. Bei hohen Temperaturen bis 1600 °C und unter Schutzatmosphäre wird die Faser dann carbonisiert, wobei sie etwa die Hälfte ihres Gewichts verliert. Nahezu alle Bestandteile, die keine Kohlenstoffatome sind, werden während der Carbonisierung herausgelöst. Eine hohe Temperatur während der Carbonisierung führt zu einer hohen Steifigkeit der Carbonfaser. Danach wird die Faser abgekühlt und einer Oberflächenbehandlung unterzogen. Zum Schluss wird die sogenannte Schlichte (Finish) auf die Carbonfaser aufgetragen. Dabei handelt es sich um eine Kunststoffbeschichtung, die den Verbund zwischen Faser und Matrix ermöglicht und auf die später zu verwendende Matrix abgestimmt ist. Zudem verbessert die Schlichte die Verarbeitbarkeit des Garns. Zur Herstellung hochmoduliger Fasern werden diese nach der Carbonisierung einer zusätzlichen Graphitierung unterzogen. Dabei werden die Fasern einmal oder wiederholt auf bis zu 3000 °C erhitzt und dabei gespannt. Mit diesem aufwendigen Verfahren werden die Graphitebenen gezielt ausgerichtet, sodass der E-Modul steigt.

Der Preis von Carbonfasern wird durch den Materialpreis des Ausgangsmaterials, die Garnstärke und den Aufwand während der Herstellung bestimmt, aber auch durch die vorhandenen Produktionskapazitäten und die Nachfrage. Demzufolge sind schwere HT-Fasern (≥ 50 k) auf der Basis einer preiswerten PAN-Faser am günstigsten. Laut den Angaben der amerikanischen Firma Zoltek und der deutschen Firma SGL im Jahr 2015 ist mit einem Materialpreis von etwa 14 €/kg zu rechnen. Dünnere HT-Fasern (12 k) von höherer Qualität kosten etwa das Doppelte. Die steiferen und festeren IM-Fasern kosten zwischen 70 und 200 €/kg. Durch die aufwendigere Herstellung und den geringen Marktanteil sind die hochmoduligen Carbonfasern mit 300 bis 600 €/kg am teuersten (Preisinformation der Firma Toray). Eine preisgünstige Alternative zu hochmoduligen Fasern auf PAN-Basis sind hochmodulige Fasern auf Pechbasis wie Dialead von Mitsubishi oder Granoc von Nippon Steel. Dialead-Fasern kosten nach Aussage von Mitsubishi etwa 70 €/kg.

Aus Kostengründen werden für fast alle Anwendungen im Bauwesen, Sportgeräte-, Flugzeug- und Fahrzeugbau HT-Fasern verwendet. Andere Fasern sind selten und werden nur für spezielle Anwendungen beispielsweise in der Raumfahrttechnik benötigt. Der Bedarf an Carbonfasern im Bauwesen beträgt etwa 5 % der weltweit produzierten Carbonfasern (siehe Abbildung 2.5). Der Anteil erscheint relativ hoch, da CFK im Vergleich zu anderen Baustoffen bisher ein exotisches Nischenprodukt ist. Aus diesem Grund ist das Bauwesen ein interessanter potenzieller Wachstumsmarkt für Carbonfasern [294]. Wäre nur ein kleiner

Teil der erheblichen Materialmengen, die jährlich im Bauwesen verbraucht werden, CFK, würde sich die weltweite Nachfrage nach Carbonfasern vervielfachen.

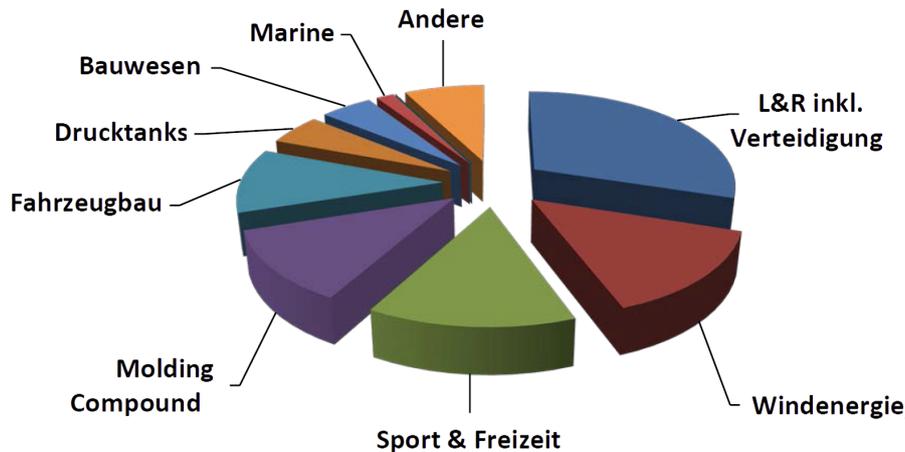


Abb. 2.5 Anwendungsgebiete von Carbonfasern für das Jahr 2014 mit Luft- und Raumfahrt (L&R) als wichtigstem Industriezweig [42]

Der Carbonfasermarkt hat im Jahr 2014 ein Volumen von 100.000 Tonnen [42] bei einer Wachstumsrate von 10 %. Die sieben wichtigsten Hersteller haben einen Anteil von über 80 % an der Gesamtproduktionsmenge. Über die Hälfte aller Carbonfasern werden in den USA und Japan hergestellt. Eine Auswahl von Carbonfasern der wichtigsten Hersteller ist in Tabelle 2.3 mit den Eigenschaften Filamentanzahl k in 1000 Stk, E-Modul E_f in GPa und Festigkeit σ_f in GPa aufgelistet. Die Werte wurden den Produktinformationen auf den Internetseiten der Herstellerfirmen entnommen.

Tab. 2.3 Einige Carbonfasern der wichtigsten Hersteller

Faserklasse	HT				IM				HM/UHM			
Hersteller	Bez.	k	E_f	σ_f	Bez.	k	E_f	σ_f	Bez.	k	E_f	σ_f
Toray	T300	12	230	3,5	T800	12	294	5,5	M46	12	436	4,0
	T700	12	230	4,9	T1000	12	294	6,4	M60	12	588	3,8
Zoltek	Panex 35	50	242	4,1	-	-	-	-	-	-	-	-
Toho Tenax	HTA40	12	240	4,1	IMS60	24	290	5,8	UMS45	12	425	4,6
	HTS40	24	240	4,4	IMS65	24	290	6,0	UMS55	12	550	4,0
Mitsubishi	TR50	15	240	4,9	MR50	12	285	5,6	HS40	12	455	4,6
	TRW40	50	240	4,1	MR70	12	325	7,0	K13916 ¹	16	760	3,0
SGL	CT50	50	240	4,0	CT24	24	270	5,0	-	-	-	-

¹Carbonfaser auf Pechbasis

2.3.2 Kunststoffmatrix

In Verbindung mit der Kunststoffmatrix wird aus der Carbonfaser der Verbundwerkstoff CFK. Die Kunststoffmatrix ist der zweite notwendige Bestandteil von CFK, ohne den die herausragende Steifigkeit und Festigkeit der Carbonfasern nicht nutzbar wären. Die Matrix umhüllt und bettet die Carbonfasern formgebend. Sie ermöglicht den Kraftfluss zwischen den Fasern und die Aufnahme von Querbeanspruchungen, Schub- und Druckkräften. Dennoch ist die Matrix der schwächere Bestandteil des Verbunds und begrenzt die Anwendungsfähigkeit in vielen Bereichen. Im Gegensatz zur Carbonfaser besitzt die Matrix eine geringe Steifigkeit

und Festigkeit, sie weist ein für Kunststoffe typisches Kriechverhalten auf. Sie kann nur in einem begrenzten Temperaturbereich eingesetzt werden, ist brennbar und altert, wenn sie UV-Licht ausgesetzt wird. Als Kunststoffmatrix für Bauteile mit Endlosfasern werden hauptsächlich Duroplaste und zunehmend auch Thermoplaste verwendet.

Zu den Duroplasten gehören Polyesterharze, Vinylesterharze und Epoxidharze, die in flüssiger Form vorliegen und durch die Zugabe einer zweiten Komponente zu einem Feststoff vernetzen. Die Hersteller verfügen über ein großes Angebot verschiedener Duroplaste und können ihre Produkte den Wünschen der weiterverarbeitenden Industrie anpassen. Für CFK im Bauwesen wird fast ausschließlich Epoxidharz als Matrix verwendet, wobei die Eigenschaften der verschiedenen Epoxidharze sehr unterschiedlich sein können.

Für die Anwendung von Epoxidharzen im Bauwesen ist die Kenntnis des Alterungsverhaltens, der Glasübergangstemperatur und Möglichkeit der Zugabe von feuerhemmenden Zusatzstoffen wichtig. Epoxidharz verändert seine chemischen Eigenschaften unter dem Einfluss von UV-Licht und zersetzt sich. Es muss vor direkter Sonneneinstrahlung zum Beispiel durch die Zugabe von Pigmenten oder mit einer Beschichtung geschützt werden. Der Schubmodul der Duroplaste sinkt mit der Temperatur und fällt im Bereich der sogenannten Glasübergangstemperatur T_G stark ab. Die Matrix verliert durch die sinkende Steifigkeit ihre schützende und kraftübertragende Wirkung, sodass die zu erwartenden Temperaturen im Bauteil unterhalb der jeweiligen Glasübergangstemperatur liegen sollten. Die Glasübergangstemperatur eines warm ausgehärteten Epoxidharzes liegt typischerweise zwischen 80 und 120 °C. Im Brandfall besteht die Gefahr, dass sich die Duroplastmatrix entzündet und von der Bauteiloberfläche ausgehend verbrennt. Das Abbrennen kann durch den Zusatz von Brandhemmern in die Matrix verhindert werden. Wenn keine weiteren brennbaren Materialien in der Nähe sind, wird sich eine brennende Matrix mit Brandhemmern von selbst löschen. Der Steifigkeitsabfall bei hohen Temperaturen wird problematisch, wenn Kräfte über die Matrix abgeleitet werden müssen. CFK mit einer unidirektionalen Faseranordnung behält auch bei Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur eine Resttragfähigkeit [260].

Thermoplastische Matrizen sind beispielsweise Polypropylen (PP), Polyamid (PA) oder Polyetheretherketon (PEEK). Im Gegensatz zu Duroplasten können Thermoplaste reversibel aufgeschmolzen und wieder erhärtet werden. Beim Abkühlen verbinden sich die Polymerketten und bilden zum Teil kristalline Strukturen aus. Die Schmelztemperatur von Thermoplasten ist sehr unterschiedlich und liegt bei den Polamiden bei 180 °C (PA 12) bis 260 °C (PA 6.6). Eine sehr hochwertige thermoplastische Matrix ist PEEK mit einer Schmelztemperatur von 335 °C. Sollen Thermoplaste als Matrix verwendet werden, muss die Faser bei der Herstellung eine entsprechende Schlichte erhalten, um gute Verbundeigenschaften zu gewährleisten. Die maßgebenden Vorteile thermoplastischen CFKs ergeben sich in der Verarbeitungstechnik und im Recycling. Während die chemische Vernetzungsreaktion der Duroplaste für Aushärtezeiten von bis zu mehreren Stunden verantwortlich ist, verfestigen Thermoplaste in Sekunden. Für Duroplaste sind auch kürzere Aushärtezeiten möglich. Diese sind aber gleichzeitig mit kurzen Topfzeiten verbunden, sodass sie nur bei bestimmten Herstellungsverfahren infrage kommen.

Durch die Möglichkeit, eine thermoplastische Matrix wieder aufzuschmelzen, können Lamine und ganze Bauteile verschweißt werden. Die Prozesstechnik für thermoplastischen carbonfaserverstärkten Kunststoff befindet sich derzeit in einer schnellen Entwicklung. Herstellungsverfahren wie die Tapeablegemaschine des Fraunhofer Instituts für Produktionstechnik [94] zeigen das Potenzial dieser Technologie. Zum Recycling der Carbonfasern kann die thermoplastische Matrix im Vergleich einfacher entfernt werden. Der recycelte Kunststoff kann zu neuen Bauteilen weiterverarbeitet werden [225].

2.3.3 Tragverhalten

Das Tragverhalten von CFK wird maßgeblich durch die Carbonfasern bestimmt. Durch die geringere Steifigkeit der Matrix entzieht sie sich im Verbund dem Lastabtrag, sodass die Carbonfasern die abzuleitenden Kräfte aufnehmen. In den lastabtragenden Richtungen sollten demzufolge immer Fasern angeordnet werden, sodass die Matrix nicht planmäßig belastet wird. In isotropen Materialien wie beispielsweise den Metallen erfolgt die Anpassung des Bauteils an die zu übertragenden Kräfte über Form und die Materialdicke. In Bauteilen aus CFK kann zusätzlich der innere Aufbau durch die Faseranordnung so gewählt werden, dass er die zu erwartenden Lastpfade im Bauteil möglichst gut abdeckt. Für Richtungen, in denen geringe Kräfte wirken, werden die Faser Mengen bewusst reduziert. Theoretisch sind beliebige Faseranordnungen möglich. Mit der Komplexität der Faseranordnung steigt jedoch der Aufwand bei der Herstellung.

Die Steifigkeit von CFK ist im Vergleich zu der Steifigkeit anderer Faserverbundkunststoffe um ein Vielfaches größer. Für viele Bauteile und Maschinen sind geringe Verformungen und hohe Eigenfrequenzen wichtiger als die Festigkeit. Für solche Anwendungen ist CFK ein vorteilhafter Werkstoff.

Carbonfasern besitzen ein linear-elastisches Tragverhalten bis zum Bruch. In Abbildung 2.6 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven für verschiedene Carbonfasern der Firma Toray dargestellt. In Abhängigkeit der Art der Carbonfaser (HT, IM oder HM) verläuft die Kurve unterschiedlich steil. Der für Metalle typische plastische Bereich ist bei Carbonfasern nicht vorhanden, sodass sich Spannungen im Material im Regelfall nicht umlagern können. Der Bruch geht von den am stärksten belasteten Fasern aus, indem diese beim Erreichen ihrer Bruchdehnung spröde brechen. Eine steigende Anzahl von Faserbrüchen führt aufgrund der Querschnittsabminderung und des mit dem Bruch verbundenen Energieeintrags zum Versagen des gesamten Bauteils.

In einigen wenigen Konstruktionen weist CFK ein pseudo-plastisches Tragverhalten auf, das sich durch ein gutmütiges Versagen mit großen Verformungen auszeichnet. Zwei Beispiele sind Bolzenverbindungen oder auf Druck beanspruchte Rohre. Versagen Lamine mit mehreren Faserrichtungen beispielsweise mit quasiisotropem Lagenaufbau auf Lochleibung, steigt die Verformung bei etwa gleichbleibender Last stark an. Der Bolzen drückt sich durch das Laminat, ohne dass das Bauteil versagt. Rohre mit zur Rohrachse geneigter Faseranordnung lassen sich unter Last zusammendrücken, sodass es zu lokalem Versagen

kommt. Die Druckkraft kann jedoch weiterhin übertragen werden. Bei entsprechender Auslegung entstehen kontinuierliche Faserbrüche, die nicht zum Bauteilversagen führen, aber die Verformung bei konstanter Tragfähigkeit ansteigen lassen. Pseudo-plastisches Tragverhalten kann auch erzeugt werden, indem verschiedene Arten von Fasern miteinander kombiniert werden. In [44] wird dieses Konzept auf Lamine zur Verstärkung von Biegeträgern angewandt. Zugglieder bzw. Spannglieder aus glasfaserverstärktem Kunststoff können durch zusätzliche Carbonfasern im Querschnitt so ausgelegt werden, dass sie ein gutmütiges Versagen aufweisen. Das Versagen der Carbonfasern führt zu großen Verformungen und kündigt das Versagen an, bevor die Tragfähigkeit der Glasfasern erreicht ist [161].

Ein pseudo-plastisches Tragverhalten für Zugglieder aus CFK kann durch große Deformationen in der Verankerung erreicht werden. Der Verankerungskörper oder die Verbindung zwischen Verankerung und angrenzenden Bauteilen wird so ausgelegt, dass große Verformungen vor dem Erreichen der Tragfähigkeit des Zugglieds entstehen. Beispielsweise kann der Bolzen einer Schlaufenverankerung durch ein Mehrschichtlaminat führen und dieser Anschluss eine geringfügig kleinere Tragfähigkeit haben als das Zugglied. Erreicht die Zugkraft diese Tragfähigkeit, "pseudo-plastiziert" zunächst die Verbindung, ohne dass das Zugglied beschädigt wird.

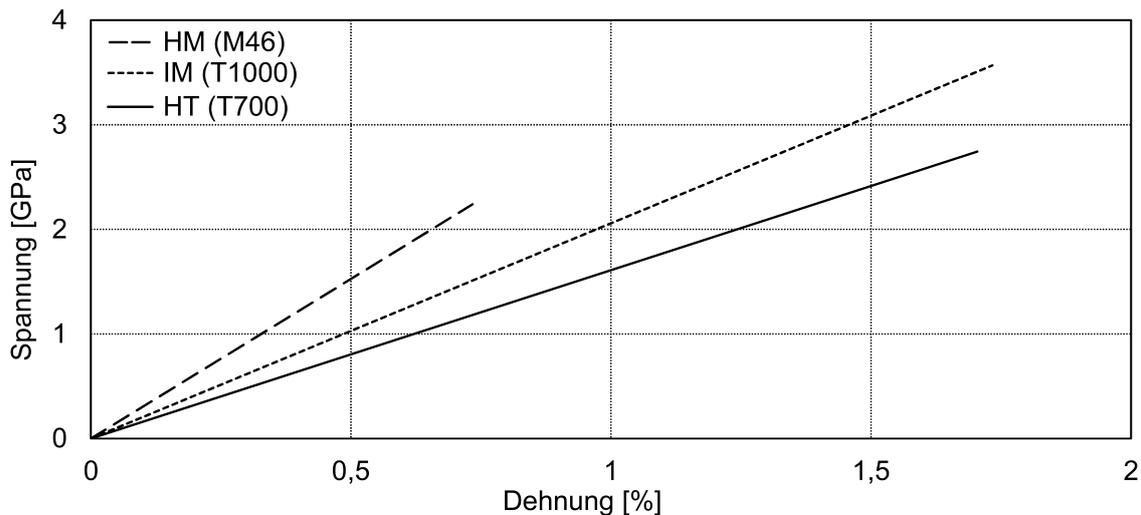


Abb. 2.6 Spannungs-Dehnungs-Kurven verschiedener Faserarten

Zugglieder aus CFK müssen Zugspannungen in Längsrichtung abtragen, sodass eine ungefähr unidirektionale Faseranordnung die höchsten Steifigkeits- und Festigkeitswerte ermöglicht. Gleichzeitig ist der Widerstand in Querrichtung bei dieser Faseranordnung am geringsten. Im Verankerungsbereich kann der mehrachsige Spannungszustand eine andere Faseranordnung notwendig machen. In Abbildung 2.7 ist der Festigkeitsabfall eines Bauteils mit unidirektionaler Faseranordnung in Abhängigkeit des Winkels zwischen Krafrichtung und Faserachse dargestellt. Aus dem Diagramm wird deutlich, dass geringfügige Winkelabweichungen ($\leq 2^\circ$) die Festigkeit kaum beeinflussen. Winkelabweichungen von mehr als 5° führen jedoch zu einem sehr starken Festigkeitsabfall, sodass sie vermieden werden sollten.

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Querschnitten mit unidirektionaler Faseranordnung kann die Netztheorie verwendet werden. Die Grundannahme der Netztheo-

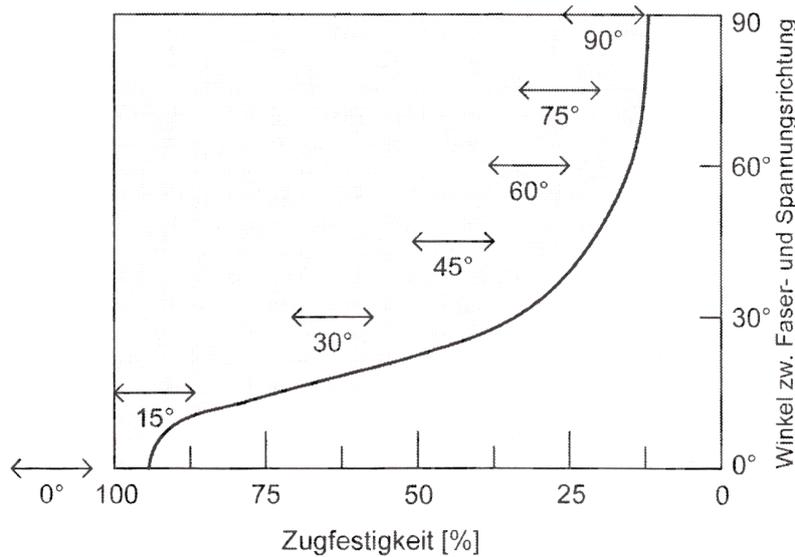


Abb. 2.7 Zugfestigkeit in Abhängigkeit des Winkels zwischen Faser- und Krafrichtung [26]

rie ist, dass die Festigkeit und die Steifigkeit ausschließlich aufgrund der Fasern entstehen. Durch Vernachlässigen der Eigenschaften der Matrix verbleibt ein Netz aus Fasern. Zur Bestimmung von E-Modul und Zugfestigkeit des Verbunds wird die entsprechende Fasereigenschaft (Index f) mit dem Faservolumengehalt φ multipliziert. Der Faservolumengehalt beschreibt, welchen Anteil der reine Faserquerschnitt am Gesamtquerschnitt besitzt. In Abhängigkeit des Herstellungsverfahrens sind Faservolumenanteile zwischen 50 % und 70 % üblich.

$$E_{CFK} = \varphi \cdot E_f \quad (2.3)$$

$$\sigma_{CFK} = \alpha \cdot \varphi \cdot \sigma_f \quad (2.4)$$

Ein niedriger Faservolumengehalt führt zu kleinen Festigkeits- und Steifigkeitswerten für den Querschnitt. Ein zu hoher Faservolumengehalt kann dazu führen, dass die Carbonfasern nicht richtig benetzt werden und die theoretisch möglichen Kennwerte in der Realität nicht erreicht werden. Wenn der E-Modul von CFK und Carbonfaser aus experimentellen Untersuchungen bekannt ist, kann der Faservolumengehalt mithilfe von Gleichung 2.3 bestimmt werden. Eine andere Möglichkeit zur Bestimmung des Faservolumengehalts ist die Dokumentation der verbrauchten Ausgangsmaterialien bei der Herstellung eines Bauteils.

Für die Festigkeit des CFKs gilt Gleichung 2.4. Die maximale Festigkeit wird erreicht, wenn alle Fasern parallel und gerade im Bauteil liegen. Der Faktor α beträgt in diesem unrealistischen Fall 1,0. Üblicherweise werden einige Fasern im Querschnitt stärker gedehnt als andere. Sie versagen früher und stehen dann nicht mehr zum Lastabtrag zur Verfügung, sodass α kleiner als 1 ($\alpha < 1$) ist. Der Faktor α ist abhängig vom Herstellungsverfahren und kann anhand der Herstellerangaben berechnet werden. Für die pultrudierten Stäbe der Hersteller Sika [247], SGL [243] und dpp [64] lässt sich ein typischer Wert von $0,8 \leq \alpha \leq 0,9$ ermitteln.

Bei Mehrschichtlaminaten verringert sich die Festigkeit in eine Richtung durch das Aufbringen weiterer Faserlagen mit anderen Faserwinkeln. Für einen quasiisotropen Laminataufbau (sogenanntes Black Metal) mit gleichen Anteilen in 0° , $\pm 45^\circ$ und 90° beträgt die Festigkeit in alle Richtungen etwa 37,5 % der Festigkeit eines unidirektionalen Lagenaufbaus in Faserrichtung. Ein Viertel der Fasern, die in die betrachtete Richtung orientiert sind, bringen ihre volle Zugfestigkeit ein. Die Hälfte der Fasern hat bei einem Winkel von 45° zur Betrachtungsrichtung noch 25 % der Festigkeit (siehe Abbildung 2.7). Die Fasern in 90° Richtung wirken nicht mit. Besitzt dieses quasiisotrope Laminat einen Faservolumengehalt von 60 %, vergrößert sich der Querschnitt im Vergleich zum reinen Faserquerschnitt, ohne dass die Festigkeit ansteigt. Unter der Annahme eines leichten Festigkeitsverlustes durch nicht optimal angeordnete Fasern von weiteren 10 %, kann die Festigkeit des quasiisotropen Lagenaufbaus abgeschätzt werden. Es ergibt sich eine Festigkeit von $37,5\% \cdot 0,6 \cdot 0,9 \approx 20\%$ der ursprünglichen Faserfestigkeit, also etwa 1000 MPa. Diese Festigkeit wird auch von hochfesten Stählen erreicht, aber bei einem größeren Eigengewicht. Für den Leichtbau mit Laminaten liegt der maßgebliche Vorteil von CFK im Vergleich zum Stahl daher vor allem in der geringeren Dichte.

Carbonfasern kriechen bei Temperaturen von -50 bis 120°C nicht [236]. Dennoch konnte Farquhar [78] Kriechen und Kriechversagen an Einzelfasern nachweisen.

2.3.4 Herstellungsverfahren

CFK unterscheidet sich in der Herstellung von anderen Materialien, da das Material und das Bauteil üblicherweise gleichzeitig in einem Arbeitsschritt entstehen. Durch das Vernetzen der Matrix entsteht das Verbundmaterial, während gleichzeitig die Geometrie des Bauteils fixiert wird. Das Zusammenführen von Einzelteilen aus CFK zu einem Gesamtbauteil ist über entsprechende Fügeverfahren ebenfalls möglich. Das gewählte Herstellungsverfahren beeinflusst maßgeblich die Materialeigenschaften. Gute Fertigungsbedingungen und ein großer Anteil an automatisierten und reproduzierbaren Prozessen sind die Grundlagen für eine hohe Qualität der Bauteile. Detaillierte Beschreibungen zu den vielen verschiedenen Herstellungsverfahren sind im Handbuch der Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. [126] zu finden.

Das Laminieren von Hand ist das am weitesten verbreitete Herstellungsverfahren. Dabei werden entweder trockene Fasern in Form von Gelegen oder Geweben oder vorimprägnierte Fasern (Prepreg) auf Formen abgelegt. Der Lagenaufbau erfolgt Schicht für Schicht und ermöglicht komplexe Geometrien und Faserorientierungen. Der direkte Kontakt der Arbeitskräfte mit dem unausgehärteten Harz wird aufgrund seiner möglichen Folgen für die Gesundheit kritisiert [27].

Als Alternative zum Benetzen der trockenen Fasern mit dem Harz von Hand gibt es Injektionsverfahren. Dabei werden nur die trockenen Fasern in geschlossene Formgebungswerkzeuge eingelegt und dann wird das Harz mittels Druck oder Unterdruck in die Hohlräume zwischen den Fasern eingebracht [127].

Automatische Verfahren, die sich auch für die Herstellung von Zuggliedern eignen, sind Flechten (Pullwinding), Strangziehen (Pultrusion) und das Wickeln (Endless-Winding). Beim Pullwinding werden mehrere mit Harz getränkte oder vorimprägnierte Garne einzeln aufeinander zugeführt und dabei verflochten, siehe Abbildung 2.8a. Dann wird der Querschnitt gegebenenfalls durch ein Werkzeug gezogen und im Durchlaufofen ausgehärtet. Mittels Pullwinding können zum Beispiel Garne verseilt werden oder Hohlprofile mit konstantem und veränderlichem Querschnitt erzeugt werden. Der Faserwinkel ist variabel. Die Firma Tokyo Ropes stellt ihre Stäbe aus verseilten Rovings mit der Bezeichnung Carbon Fibre Composite Cable (CFCC) auf diese Weise her. Die Besonderheit des von Tokyo Ropes verwendeten Herstellungsverfahrens ist, dass jedes Garn vor dem Verseilen zusätzlich mit einem Faden umwickelt wird. Durch den radialen Druck des Fadens bilden die Garne runde Einzelquerschnitte im verseilten Zugglied.

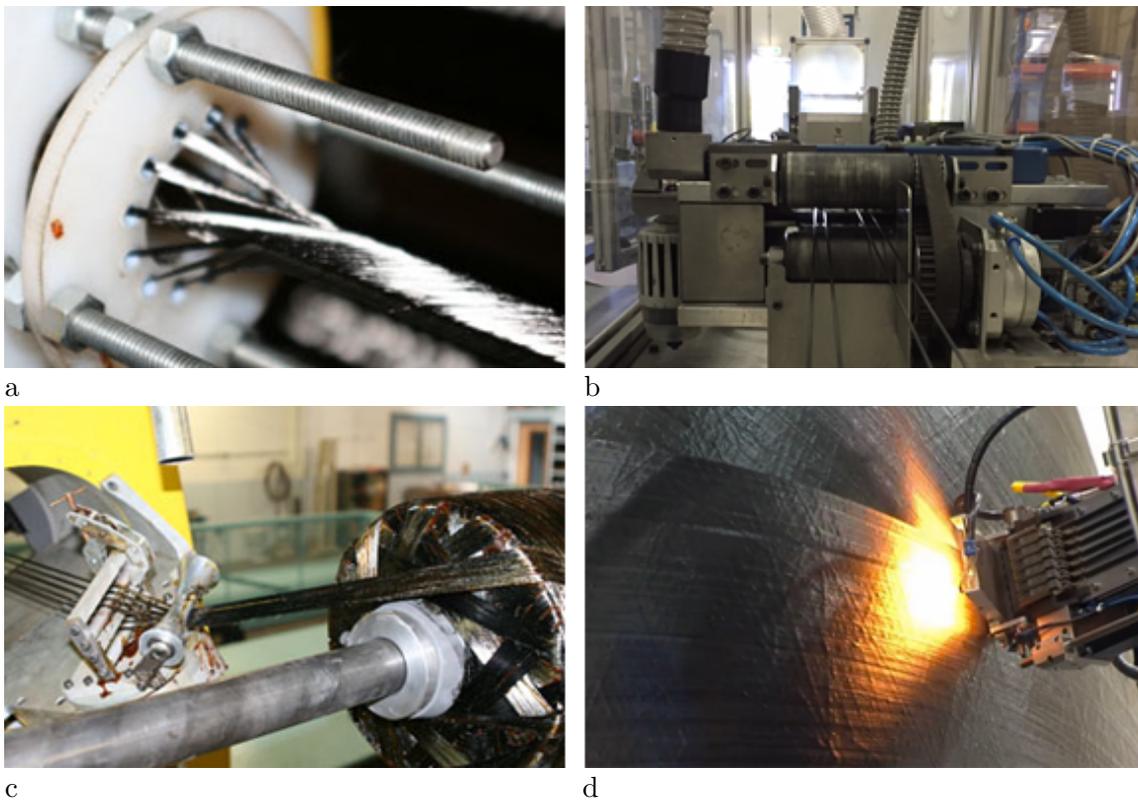


Abb. 2.8 Beispiele für Herstellungsverfahren: a) Flechten bzw. Pullwinding [87], b) Strangziehen bzw. Pultrusion [88], c) Duroplastwickeln bzw. Endless-Winding [86], d) Thermo-
plastwickeln bzw. Automatic Fibre Placement [89]

Beim Strangziehen (oder Pultrudieren) werden Garne gebündelt und durch ein Formgebungswerkzeug gezogen, in dem die Matrix ausgehärtet wird. Die Fasern werden vorher mit Harz getränkt oder das Harz wird zu den trockenen Fasern ins Werkzeug injiziert, siehe Abbildung 2.8b. Eine umfangreiche Beschreibung des Verfahrens ist auf der Internetseite der European Pultrusion Technology Association [76] dokumentiert. Die Querschnittsform ist im Rahmen der technischen Grenzen für die Wanddicken frei wählbar. Durch das Verwenden von Geweben anstelle von Garnen können auch andere als die unidirektionale Faseranordnung umgesetzt werden. Der erzeugte Stabquerschnitt ist über die Länge konstant und die Fasern sind in jedem Schnitt gleich angeordnet. Das Harz muss im Werkzeug

soweit aushärten, dass die Querschnittsform stabil bleibt. Dadurch ist die Geschwindigkeit der Pultrusion bisher auf wenige Meter pro Minute begrenzt. Ein Großteil der in Abschnitt 2.4 vorgestellten Zugglieder aus CFK besteht aus pultrudierten Stäben mit rundem oder rechteckigem Querschnitt. Einige Hersteller pultrudierter Stäbe in Mitteleuropa sind Sika, Secar, dpp, Epsilon und CG Tec.

Seit 2014 verwendet die Firma Thomas Technik das selbst entwickelte Verfahren Radiuspultrusion [261], eine Sonderform des Strangziehens. Damit ist das Strangziehen von Stäben mit konstanten und auch veränderlichen Krümmungen möglich. So können neben geraden Stäben auch Kurven, Spiralen und ähnliche Gebilde pultrudiert werden, siehe in Abbildung 2.9a. Bei der Radiuspultrusion werden die Garne straff um die Krümmung gezogen, sodass sie gleichmäßig lang sind. Gekrümmte Stäbe für Bügelbewehrung aus GFK (z.B. ComBAR von Schöck, Abbildung 2.9b) können hergestellt werden, indem gerade hergestellte Stäbe mit nicht ausgehärteter Matrix umbogen und im gekrümmten Zustand ausgehärtet werden. Die Bewehrungsstäbe MST-BAR mit thermoplastischer Matrix der Firma B&B FRP Manufacturing (Abbildung 2.9c) haben die Eigenschaft, jederzeit mit einem Werkzeug in die geforderte Geometrie gebogen werden zu können. Das Biegen hat bei beiden Matrix-Varianten den Nachteil, dass die Fasern an der Bogeninnenseite gestaucht werden und Festigkeit im Vergleich zum geraden oder radiuspultrudierten Stab geringer ist [71].

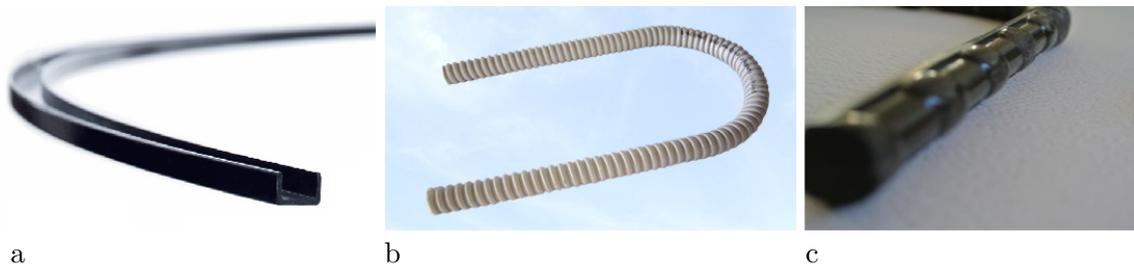


Abb. 2.9 Gekrümmte, pultrudierte Stäbe: a) Radiuspultrusion [90], b) gerade pultrudiert, dann gekrümmt und ausgehärtet [92], c) gerade hergestellt, dann erhitzt und umbogen [91]

Stäbe aus CFK mit thermoplastischer Matrix können ebenfalls mittels Strangziehen hergestellt werden. Durch die höhere Viskosität der Matrix ist das vollständige Benetzen der Fasern aber bisher eine große Herausforderung. Der Faservolumengehalt ist in Abhängigkeit des Verfahrens und des verwendeten Thermoplasts mit 30 bis 40 % [210] bzw. mit 40 bis 62 % [257] im Allgemeinen niedriger als bei Duroplasten. Die Matrix kann in das heiße Werkzeug injiziert werden oder in Form von Polymerfäden gemeinsam mit den Fasern in das Werkzeug gezogen werden. Firmen, die pultrudierte Stäbe mit thermoplastischer Matrix herstellen, sind Suprem SA und ProfileComp GmbH. Die erwartete Kostenreduktion durch die höhere Geschwindigkeit beim Pultrudieren mit Thermoplasten [179] konnte von diesen Herstellern bisher nicht bestätigt werden.

Eine Alternative zur Herstellung von Lamellen bietet das kontinuierliche Laminieren von thermoplastischen Prepregs zu endlosen Platten in einer sogenannten Intervallpresse. In der Intervallpresse werden in einem ersten Schritt mehrere übereinanderliegende Bänder

mit thermoplastischer Matrix miteinander in die Form einer Platte gepresst. Dann wird der gepresste Bereich aus der Intervallpresse herausgezogen und gleichzeitig der anschließende ungepresste Bereich in die Presse hineingezogen. Daraufhin werden die Schichten wie zuvor gepresst, sodass die kontinuierliche Platte mit jedem Pressvorgang länger wird. Die Platte wird nach dem Pressen in Längsrichtung zu Lamellen geschnitten. Auf diese Weise können Stäbe aus CFK mit thermoplastischer Matrix mit beliebiger und auch unidirektionaler Faseranordnung hergestellt werden, das Verfahren ist jedoch langsamer als die Pultrusion. Unter anderen verfügen die Firma Xperion sowie das Institut für Verbundwerkstoffe der Technischen Universität Kaiserslautern über eine solche Anlage.

Beim Wickelverfahren 2.8c werden getränkte oder vorimprägnierte Fasern auf einer konvexen Form abgelegt. Dabei dreht sich üblicherweise die Form, während die Ablegevorrichtung entlang der Rotationsachse vor- und zurückfährt. Mit dem Wickelverfahren können Druckbehälter und Hohlprofile mit komplexer Faseranordnung und veränderlichem Querschnitt erzeugt werden. Für Zugglieder aus CFK wird das Wickelverfahren für die Herstellung von Strangschlaufen verwendet. Dabei dreht sich nicht die Form, sondern die Ablegevorrichtung bewegt sich zwischen zwei Umlenkörpern hin und her. Die Fasern werden dabei immer wieder um die zwei Umlenkörper gewickelt. In einem Prozess entsteht eine Strangschleife, die eine unidirektionale Faseranordnung auf der freien Länge aufweist, mit ihren Schlaufenverankerungen an den Umlenkungen.

In Abbildung 2.10 ist das Herstellungsverfahren für Strangschlaufen der Firma Carbo-Link dargestellt [175]. Auf der linken Seite ist eine Rolle mit einem schmalen Streifen aus unidirektionalem Prepreg zu sehen. Das Material wird über mehrere kleine Rollen gestrafft und auf der blau skizzierten Kontur abgelegt. Dabei befindet sich der Ablegekopf beim Fahren in die eine Richtung oberhalb und bei der Rückfahrt in die andere Richtung unterhalb der Kontur. Das blaue Rechteck markiert den Fahrweg der Maschine. Im Vergleich zu den Herstellungsverfahren Pullwinding und Strangziehen ist die Herstellungsmaschine nicht ortsfest, sondern legt beim Wickeln wiederholt die gesamte Länge des Zugglieds zurück. Mit steigender Länge der Strangschleife wird je zurückgelegter Maschinenstrecke immer weniger Querschnitt abgelegt. Bisher wurden Strangschlaufen mit einer Länge von bis zu 48 m Länge gewickelt. Das Aushärten der Prepregs kann entweder in einem langen Ofen oder mittels Anlegen einer elektrischen Spannung erfolgen. Die Carbonfasern der Strangschleife müssen während des Aushärtens straff gespannt sein.

Das Potenzial und die Vielseitigkeit des Wickelverfahrens für das Bauwesen [170] wurde mit dem ICD/ITKE Research Pavillon der Universität Stuttgart mehrfach eindrucksvoll dargestellt. Der Pavillon wird seit 2012 in unterschiedlichen Geometrien hergestellt [143, 62, 63]. Dabei werden räumlich verlaufende und dem Lastabtrag angepasste Glas- und Carbonfasern vollautomatisch mithilfe von Robotern abgelegt.

Das Ablegen und gleichzeitige Anschweißen von thermoplastischen Prepregs auf einem Werkzeug (siehe Abbildung 2.4d) kann auch im Wickelverfahren erfolgen. Im Unterschied zum Wickeln mit duroplastischer Matrix können auch konkave Formen verwendet werden. Das Anschweißen erzeugt einen Verbund mit der darunterliegenden Form bzw. Lage, der

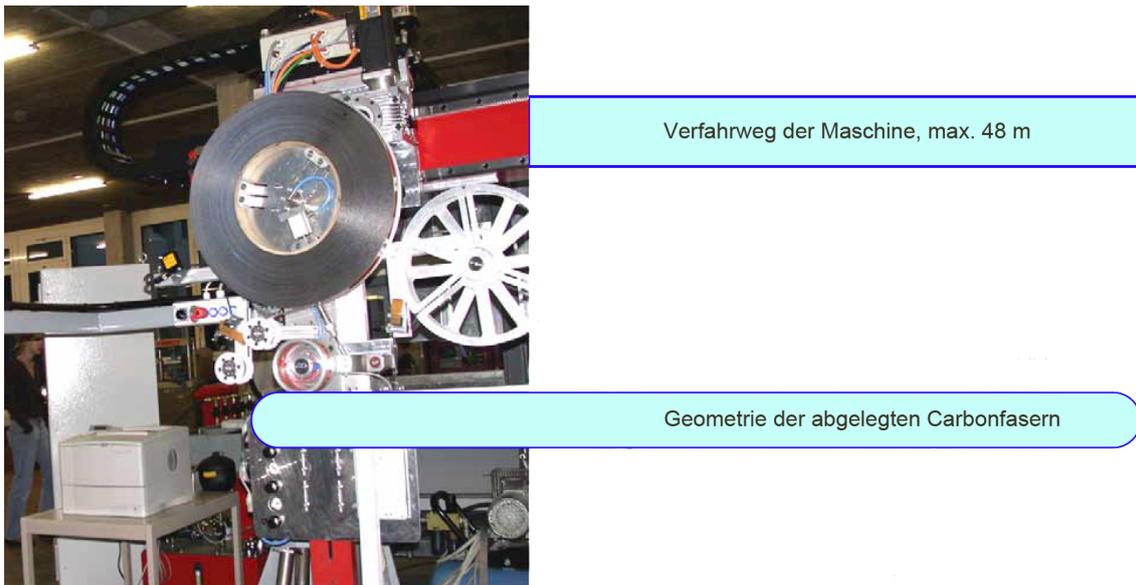


Abb. 2.10 Herstellungsverfahren der Firma Carbo-Link [175]

das Ablösen der gekrümmten Fasern unter Zugspannung verhindert. Wenn die Fasern nach dem Ablegen durchtrennt und das Ablegen an anderer Stelle fortgesetzt wird, spricht man vom Automatic Fiber Placement. Am Fraunhofer Institut für Produktionstechnologie wurde der Ablegekopf Multi-Material-Head [94] entwickelt, mit dem die Schichten durch Infrarotwärme kurzzeitig erhitzt und angepresst werden können.

Das Herstellungsverfahren wirkt sich stark auf den Preis eines Bauteils aus. Dabei spielen die verschiedenen Faktoren wie der Anteil der Personen- und Maschinenstunden, die Geschwindigkeit des Verfahrens, der Aufwand zur Herstellung notwendiger Vorprodukte, Investitionen und Verfügbarkeit eine Rolle. Wird für die Herstellung ein Halbzeug wie Carbonfasergewebe oder Prepreg benötigt, erhöht dieser Zwischenschritt den Materialpreis. Die wirtschaftlichsten Verfahren sind jene, bei denen die Faser in einem Verarbeitungsschritt automatisiert getränkt und abgelegt wird. Für das wirtschaftliche Herstellungsverfahren Strangziehen kann von einer Preiserhöhung von etwa 30 % auf die Ausgangsmaterialien ausgegangen werden, während der Preissteigerungsfaktor für händische Herstellungsverfahren 10 (1000 %) und mehr beträgt.

2.4 Verankerungen für Zugglieder aus CFK

Die unidirektionale Faseranordnung in Zuggliedern aus CFK führt bei der Verankerung zu einer großen Herausforderung. Beanspruchungen, die aufgrund der geometrischen Gestaltung der Verankerung nicht mehr ausschließlich in Längsrichtung der Carbonfasern wirken, können das Zugglied schädigen. Zum einen fehlen Fasern in die neu auftretenden Kraftrichtungen, sodass hauptsächlich die Matrix beansprucht wird. Zum anderen sind die Fasern empfindlich gegenüber senkrecht wirkenden Kräften wie Querdruck und Abscheren.

Um die Verankerung von Zuggliedern aus CFK materialgerecht zu lösen, finden sich in

der Literatur viele Vorschläge. In den Veröffentlichungen [24, 26, 74, 192, 230] und [233] werden viele dieser Verankerungen zusammenfassend vorgestellt. Noisternig [196] gibt einen Überblick zu Verankerungen für Zugstäbe aus GFK. Verankerungen für Aramidfasern (Technora, Fibra, Parafil, FibreMax, Philliystran und Arapree) werden in [65, 74, 135] und [193] beschrieben.

Im Folgenden wird ein strukturierter Überblick zu den existierenden Verankerungen für Zugglieder aus carbonfaserverstärktem Kunststoff gegeben. Dazu erfolgt eine Einteilung entsprechend der Verankerungsart sowie des Herstellungsverfahrens und des Querschnitts des Zugglieds. Im Anschluss werden die Besonderheiten einiger Verankerungen beispielhaft vorgestellt. Tabelle 2.4 gibt einen Überblick über die existierenden Verankerungen und für welche Art von Zugglied sie verwendet werden. Dabei unterscheidet sich der Entwicklungsstand sehr stark. Während einige wenige Verankerungen mit den dazugehörigen Zuggliedern heute kommerziell verfügbar sind, verblieben andere im Entwurfsstadium. Die Namen der Verankerungen sind zumeist anhand der Person bzw. Organisation gewählt, die mit der Entwicklung in Zusammenhang stehen. In der Literatur werden teilweise auch andere Bezeichnungen verwendet. Die Verankerungen der Zugglieder der Brücken aus Tabelle 2.2 sind ebenfalls in Tabelle 2.4 aufgeführt.

Üblicherweise werden Verbindungen anhand der Kraftübertragung in die drei Hauptgruppen Formschluss, Kraftschluss (Reibschluss) und Stoffschluss eingeteilt. Diese Einteilung funktioniert auch bei Verankerungen von Zuggliedern aus CFK. Den Verankerungen über Formschluss können die Schlaufenverankerungen Carbo-Link [41], FibreMax [84], Future Fibers [204, 201], Winistörfer [281, 280, 186], Zwingmann (Schlinge), Comat [46] und VW [222] zugeordnet werden. Die Verankerungen Decker [54, 55], Krebs [151] und Schwengler [237] funktionieren ebenfalls über einen Formschluss.

Zu den kraftschlüssigen Verankerungen gehören alle Keilverankerungen für Rundstäbe, die ausschließlich über Reibung funktionieren. Das sind CCFC 2 [135, 148, 263, 276], Leadline 2 [139], Freyssinet [95, 103, 200], Shrive [215, 221, 220, 246], Pincheira 2 [208], Schmidt 1 [24, 25, 232, 233, 234], Al-Mayah [3, 4, 5, 6, 7, 72], Terrasi [259] und V-Rod [269]. Weiterhin existieren auch Keilverankerungen für Lamellen wie Stresshead [85, 238, 255], Burtscher [36, 37, 38, 273, 274, 275] und Carbon Stress [65].

Die Klemmverankerungen Burningham [34, 35] Schmidt 2 [232], Bergmeister [26], EMPA 1 [280], EMPA 2 [187], SLC B [9, 11, 13, 206, 247], SLC A [10, 12], Meinhard [188] und Jing [133] gehören ebenfalls zu den kraftschlüssigen Verbindungen. Kraftschlüssige Verankerungen, die durch Aufpressen funktionieren, sind Matta [173] und Mönig [191].

Die stoffschlüssigen Verankerungen Leadline [135], CCFC [70, 111, 110, 132, 218, 264, 262] und Schesser [224] haben zylindrische Vergusskörper aus expansivem Mörtel. Durch den radialen Druck wird die Tragfähigkeit der Vergussmasse erhöht. Vergusskörper, die mehrere Stäbe verankern, sind meist konusförmig, sodass sie wie Keile wirken und auf diese Weise einen radialen Druckzustand erzeugen, siehe Gustavson [112], Ochoa [199] und Deepsea [129, 130, 131], BBR [22, 174, 180, 187], Kollegger [102, 121, 122, 123, 144, 145, 146, 147]

Tab. 2.4 Übersicht zu existierenden Zuggliedern aus CFK und deren Verankerungen

		Zugglieder aus CFK							
		Pullwinding	Pultrusion				Wickeln		
		verseilte Rovings	verseilte Rundstäbe	Rundstab		Lamelle		Lamelle	Rundstab
Stoffschluss		 NACC	 Ochoa	 Leadline 1	 BBR	 Correira	 Avenit		
		 CFCC 1	 Gustafson	 Kollegger	 Sentry	 StoCretec	 Deuring		
			 Jackson	 DSI	 Zhang				
			 Park	 Schesser					
Reibschluss	Pressen		 Matta	 Mönig					
	Keilen	 CCFC 2	 Leadline 2	 Schmidt 1	 Stresshead	 C. Stress			
			 Freyssinet	 Al-Mayah	 Burtscher				
			 Pincheira 2	 V-Rod					
Formschluss	Klemmen		 Bergmeister	 Schmidt 2	 SLC A	 SLC B			
			 EMPA 1	 Jing	 Meinhard	 EMPA 2			
			 Burningham						
	Spalten				 Krebs	 Schwengler			
Schlaufe	Kontur	 Decker							
				 Zwingmann	 Winistörfer	 Carbo-Link	 FibreMax		
					 Comat	 Kottner			
					 Future Fibres	 VW			

und DSI [66, 197, 219]. Die Verankerungen NACC [135], Sentry [240, 241], Zhang [290, 291], Yan [289], Pincheira 1 [208] und Park [203] funktionieren ebenfalls über Kleben.

Für vorgespannte und vollständig mit einer Betonoberfläche verklebte Lamellen können die Verankerungssysteme Correira [48, 49, 239], StoCretec [253, 254], Deuring [59] und Avenit [250] verwendet werden.

Von dieser Vielzahl an Verankerungen werden nur wenige für kommerzielle Zugglieder verwendet und vertrieben. Dazu gehören NACC, CFCC, BBR, StoCretec, Stresshead, V-Rod, Carbo-Link, FibreMax und Future Fibres.

Eine wichtige Eigenschaft der Verankerung ist die Verankerungsgüte (mechanischer Wirkungsgrad). Diese beschreibt das Verhältnis zwischen der Kraft, die verankert werden kann, und der Tragfähigkeit des Zugglieds auf der freien Länge. Eine 100 %ige Verankerungsgüte bedeutet demzufolge, dass die Tragfähigkeit des Zugglieds nicht durch die Verankerung abgemindert wird. Ein häufiges Ziel der Entwicklung von Verankerungen für Zugglieder aus CFK ist das Erreichen einer Verankerungsgüte von annähernd 100 %. Dabei wird auch auf die europäische Norm ETAG 013 [75] Bezug genommen, die eine Verankerungsgüte von 95 % für Zugglieder aus Stahl fordert. Die US-amerikanische Norm ACI.4R-04 [8] zu Beton, der mit faserverstärkten Kunststoffen vorgespannt wird, nennt keinen Mindestwert für die Verankerungsgüte, aber unterscheidet zwischen dem Versagen der Verankerung und dem Versagen des Stabes. Bei Versagen des Stabes besitzt die Verankerung laut Norm einen zufriedenstellenden Aufbau. Die kanadische Norm CSA S806-12 [40] zur Bemessung und Konstruktion von Bauwerken mit faserverstärkten Kunststoffen verlangt für Spannglieder unter Punkt 10.5.2 eine Verankerungsgüte von mindestens 90 %.

Zum besseren Verständnis der Funktionsweise von Verankerungen für Zugglieder aus CFK wird auf zwei Verankerungsprinzipien genauer eingegangen. Das sind zum einen die Schlaufenverankerungen und zum anderen die kraft- bzw. stoffschlüssigen Verankerungen über Schubkräfte. An einer üblichen Schlaufenverankerung enden die Carbonfasern nicht, sondern werden um einen Umlenkkörper umgelenkt. Die Zugkraft wird über den Formschluss zwischen Carbonfasern und Umlenkkörper verankert. Bei den Verankerungen über Schubkräfte enden die Carbonfasern in der Verankerung. Die Zugkraft wird an der Oberfläche eines endenden Stabs mittels Reibschluss oder Stoffschluss über Schubkräfte ausgeleitet. Zu diesen Verankerungen gehören sowohl die Klemm- und Keilverankerungen als auch die Klebe- und Vergussverankerungen. Die Schubkraft entsteht dabei zum einen durch die Haftung und zum anderen durch die Reibung zwischen Stab und Verankerungskörper.

2.4.1 Schlaufenverankerungen

Die Schlaufenverankerung zeichnet sich durch eine hohe Leistungsfähigkeit und Kompaktheit aus. Bis auf den Umlenkkörper werden keine weiteren Verankerungselemente benötigt. Die Carbonfasern werden an einem Umlenkkörper umgelenkt und führen dann wieder von der Verankerung weg. Die Zugspannung in der Faser wird aufrechterhalten, da sie im Bereich

der Verankerung nicht endet. Schlaufenverankerungen für Zugglieder aus CFK werden meist in einem kontinuierlichen Wickelverfahren gemeinsam mit der freien Länge hergestellt, indem die Fasern um zwei Umlenkpunkte abgelegt werden. Kommerzielle Hersteller von gewickelten Zuggliedern aus CFK mit duroplastischer Matrix sind Carbo-Link [41], Future Fibers [201, 204, 98, 99] und FibreMax [84], siehe Tabelle 2.4. An der EMPA wurden nichtlaminierte Zugglieder aus CFK mit thermoplastischer Matrix [185, 281] entwickelt. Die in dieser Arbeit vorgestellten Schlingenverankerungen gehören ebenfalls zur Gruppe der Schlaufenverankerungen, übertragen die Zugkraft jedoch zusätzlich über Schubkräfte.

Schlaufenverankerungen werden nicht nur für Zugglieder verwendet. Die Anforderung konzentrierte Kräfte punktuell einzuleiten, findet sich auch bei anderen Bauteilen aus CFK und glasfaserverstärktem Kunststoff wieder. Verdichterblätter von Turbinen oder die Rotorblätter eines Helikopters können mittels Schlaufen angeschlossen werden. Entsprechend ihrer Wichtigkeit ist den Schlaufenverankerungen im Standardwerk zu Faserkunststoffverbunden von Prof. Schürmann [236] ein eigenes Kapitel gewidmet, in dem der Kraftfluss und die konstruktiven Besonderheiten der Schlaufenverankerungen dargelegt werden.

Es werden die Parallelschlaufe und die Augenschlaufe (Abbildung 2.11a) sowie die seitlich gestützte bzw. ungestützte Schlaufe (Abbildung 2.11b) unterschieden. Während das Zusammenführen der beiden Querschnittsteile eine konstruktive Frage ist, wirkt sich die Art der seitlichen Stützung auf die Tragfähigkeit aus. Die Druckbelastung durch den Umlenkörper erzeugt in Abhängigkeit der seitlichen Stützung einen ebenen Spannungszustand (ungestützt) oder einen ebenen Dehnungszustand (gestützt). Die Druckkraft verursacht Druckspannungen in radialer Richtung und eine Dehnung (Querdehnung) senkrecht zur Richtung der unidirektional angeordneten Carbonfasern. Ohne seitliche Stützung kann es zu Zwischenfaserbrüchen am ungestützten Rand kommen. Die Fasern weichen seitlich aus und brechen, wenn die stützende Matrix versagt, siehe Abbildung 2.11c. Die seitliche Stützung behindert diese Verformung und erhöht durch den dabei entstehenden zweiachsigen Druckspannungszustand in der Ebene senkrecht zur Faserrichtung die Druckfestigkeit. Die Stützung kann durch eine Kausche, wie in der Abbildung 2.11b, oder durch Zwischenlagen mit anderer Faserorientierung [284] erfolgen. Eine gestützte Schlaufenverankerung aus CFK erreicht laut der genannten Quellen und abhängig von der Geometrie die doppelte bis tausendfache Tragfähigkeit der ungestützten Schlaufe. Laut Bansemir [18] erhöhen Zwischenlagen aus Gewebe an der Außenseite der Schlaufe auch den Ermüdungswiderstand.

Die Auswirkung der seitlichen Stützung hängt von der Querschnittsform, dem Umlenkradius, der Faserfestigkeit und dem Faservolumengehalt ab. Je größer das Verhältnis von Außenradius zu Innenradius (r_a/r_i), desto größer ist die Kontaktspannung des Umlenkörpers bei gleicher Kraft. Der Querschnitt ist dann eher schmal und hoch als flach und breit. Bei gleichem Radienverhältnis steigt die maximale Kontaktspannung mit der Faserfestigkeit und dem Faservolumengehalt. Im Falle eines großen Anpressdrucks (großes Radienverhältnis r_a/r_i und/oder hohe Faserfestigkeit und Faservolumengehalt) ist die Verwendung einer seitlichen Stützung zur Steigerung der Schlaufentragfähigkeit besonders effizient.

Die Tragfähigkeit von Schlaufenverankerungen erreicht nicht die Querschnittstragfähigkeit,

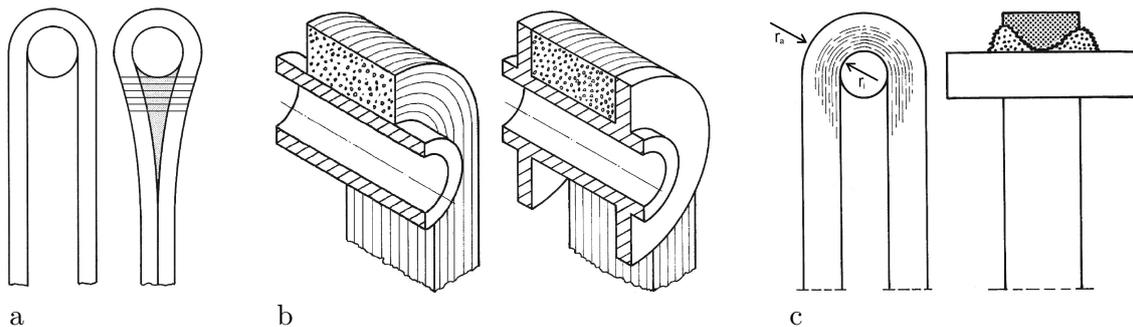


Abb. 2.11 Schlaufenarten nach [236]: a) Parallel- und Augenschleife, b) ungestützte und gestützte Schleife mit metallischer Kausche sowie c) Versagen einer ungestützten Schleife durch Zwischenfaserbruch am Umlenkkörper, verursacht durch Querdehnung aufgrund des radialen Drucks

also ist die Verankerungsgüte kleiner als 100%. Spannungskonzentrationen am Übergangspunkt von der Krümmung zum geraden Teil (siehe Abbildung 2.20c) bzw. am Ablösepunkt vom Umlenkkörper begrenzen die Verankerungsgüte. Dieser Effekt wurde bereits 1966 von Conen [47] dargelegt, der einen Zusammenhang zwischen dem Radienverhältnis r_a/r_i und der sinkenden Tragfähigkeit herstellte. Er begründete die Abnahme der Tragfähigkeit mit der Schubweichheit des Faserverbundes aufgrund der unidirektionalen Faseranordnung. Diese Erklärung ist so zu verstehen, dass die inneren Fasern eine größere Dehnung bei gleicher Verschiebung erfahren, da sie kürzer sind. Sie wirken ähnlich wie unabhängige Einzelschichten, da das Verhältnis von Schubsteifigkeit zu Dehnsteifigkeit des faserverstärkten Kunststoffes geringer ist als bei isotropen Werkstoffen. Diese inneren Fasern versagen zuerst und lösen damit den Bruch der Schleife von innen nach außen aus.

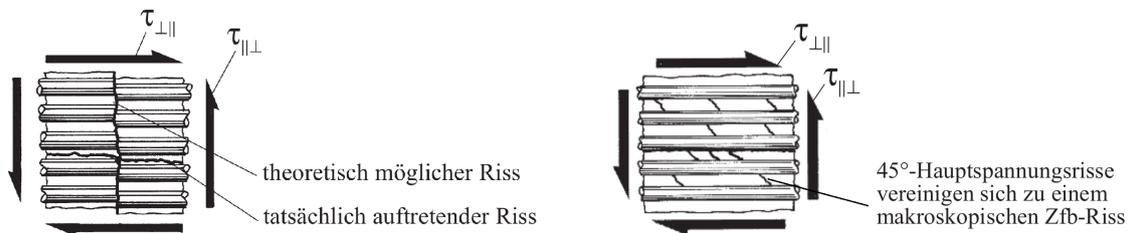


Abb. 2.12 Mögliche Rissbildung beim Versagen einer unidirektionalen Schicht auf Schub, Zwischenfaserbruch (Zfb) als übliche Rissursache [236]

Wörndle [285] verwendete ebenfalls das Radienverhältnis, um Schleifen zu charakterisieren und stellte fest, dass die Tragfähigkeit mit steigendem Radienverhältnis abnimmt. Er identifizierte die Anisotropie der Carbonfasern bzw. des CFKs als Ursache für erhöhte Spannungen am inneren Rand. Für Carbonfasern mit hohem Elastizitätsmodul in Längsrichtung ist demnach die Verankerungsgüte am kleinsten. Die äußeren Fasern dehnen sich laut Wörndle in Längsrichtung weniger als die inneren Fasern. Durch die weiche Bettung in Querrichtung aufgrund der geringen Steifigkeit der Matrix findet eine radiale Stauchung statt. Die äußeren Fasern geraten in der verformten Schleife auf einen Umfang, der kürzer ist als der vorherige, und werden mit sinkender Dehnung entlastet. Am "starrten" Umlenkkörper kann keine radiale Verformung stattfinden, sodass sich die Dehnung der inneren Fasern nicht verringert. Die hochbelasteten inneren Fasern leiten aufgrund ihrer

größeren Dehnung das Versagen ein.

Mansfield [172] analysiert Schlaufen mit dem Modell des orthotropen Rohrs für verschiedene Steifigkeitsverhältnisse und stellt fest, dass das Steifigkeitsverhältnis zwischen Längs- und Querrichtung bei carbonfaserverstärktem Kunststoff fast fünfmal so groß ist wie bei glasfaserverstärktem Kunststoff. Das Ergebnis seiner Berechnungen (Abbildung 2.19b) zeigt, dass die maximale Spannung am Innenrand von Schlaufen aus CFK viel stärker mit dem Radienverhältnis ansteigt als für Schlaufen aus GFK. Daraus folgert er, dass Schlaufen aus carbonfaserverstärktem Kunststoff nur bis zu einem Radienverhältnis von etwa $r_a/r_i = 1.3$ verwendet werden sollten.

Winistörfer [280] hat die Verankerungsgüten verschiedener Untersuchungen über dem Radienverhältnis dargestellt, siehe Abbildung 2.13b. Er benennt die Biegesteifigkeit der Schlaufe und die dadurch hervorgerufene Zwangsbiegung am Umlenkpunkt als Ursache für das Versagen. Die für das innere Gleichgewicht erforderlichen Schubspannungen wirken quer zur Faserrichtung, wo sie auf die geringe Scherfestigkeit der Fasern treffen und zum Versagen der Carbonfasern führen.

Ein solches Versagen ist ungewöhnlich, da die Ebene parallel zur Faserrichtung die gleiche Schubbelastung erfährt, eine geringere Schubfestigkeit hat und daher zuerst versagen sollte, siehe Abbildung 2.12. Denn in dieser Ebene parallel zu den Fasern wird nur die Matrix, aber keine Fasern geschert. Der Druck des Umlenkkörpers kann die Schubfestigkeit in der faserparallelen Ebene steigern. Wenn sie dadurch größer wird als die Schubfestigkeit der Ebene senkrecht zur Faser, kann das von Winistörfer beschriebene Versagen stattfinden. Unter welchen Bedingungen Schlaufen aufgrund von Schubspannungen und nicht aufgrund von Zugspannungen am inneren Rand versagen, ist nicht geklärt.

Kottner [149, 154] führte Experimente zur Zug-, Druck- und Biegetragfähigkeit von Schlaufen aus CFK durch. Er konnte erneut die Wichtigkeit der seitlichen Stützung aufzeigen.

Nach Schürmann [236] verursacht die Erhöhung der faserparallelen Spannung, die aus einer Biegebeanspruchung am Übergang zwischen Bogen und Gerade entsteht, das Versagen der Schlaufe. Der Querschnitt dehnt sich durch die Zugbeanspruchung und der Endpunkt der Schlaufenkrümmung bewegt sich über den ursprünglichen Ablösepunkt am Umlenkkörper hinweg. Dadurch verdreht sich das biegesteif angeschlossene gerade Ende in Richtung des Umlenkkörpers, siehe Abbildung 2.13a. Die Zugkraft wirkt nun nicht mehr in der Mittelachse des Querschnitts und biegt diesen zurück. An der Innenseite der Schlaufe entstehen zusätzliche Zugspannungen aus Biegung und an der Außenseite Druckspannungen. Die Zugspannung aus Biegung an der Innenseite überlagert sich mit der ohnehin schon hohen mittleren Zugspannung, sodass hier die Fasern stark belastet werden und zuerst versagen [236]. Je größer die Biegesteifigkeit der Schlaufe, desto höher ist der Anteil der Zugspannung aus Biegung und desto kleiner ist die Kraft, bei der die ersten Faserbrüche entstehen. Die Schlaufe versagt, obwohl die Spannungen in den anderen Querschnittsteilen die Zugfestigkeit noch nicht erreicht haben. Von einer konstanten Verteilung der faserparallelen Spannung über den Querschnitt nach Gleichung 2.5 kann nicht ausgegangen werden. Es bildet sich

stattdessen eine trapezförmige Verteilung heraus. Der Wert in der Schwerachse (mittlere Spannung) entspricht σ_F aus Gleichung 2.5, der Wert an der Innenkante ist höher und der an der Außenkante niedriger.

$$\sigma_F = \frac{F}{tb} \quad (2.5)$$

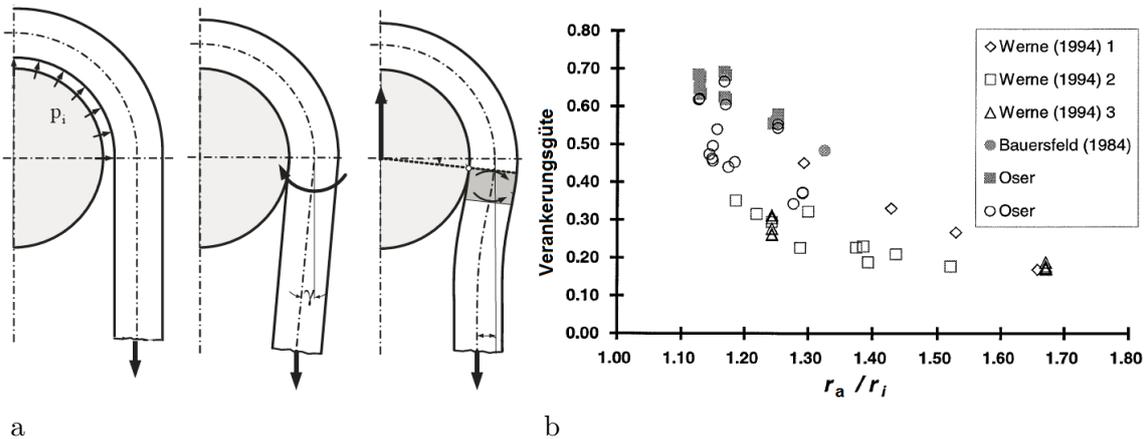


Abb. 2.13 Versagen von Schlaufen: a) Entstehung der Biegebeanspruchung nach [236] durch Exzentrizität aus Dehnung und Verdrehung am Ablösepunkt und b) Verankerungsgüte von Schlaufenverankerungen in Abhängigkeit des Radienverhältnisses r_a/r_i aus [280]

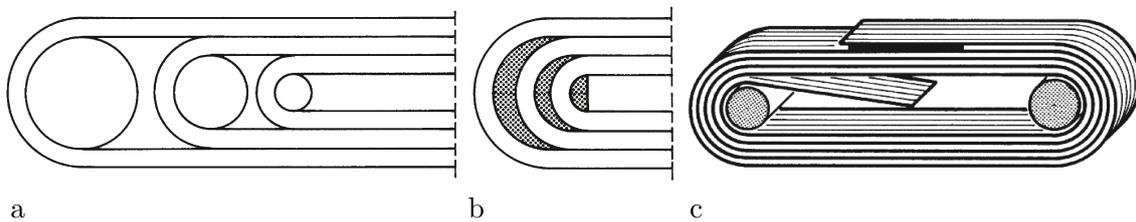


Abb. 2.14 Schlaufenkaskaden a) an mehreren und b) an einem Umlenkkörper, c) nichtlaminierter Strangschlaufe [236]

Der Effekt der zusätzlichen Biegebeanspruchung kann nach Winistörfer [280] konstruktiv durch die Verwendung einer Schlaufe aus mehreren dünnen übereinanderliegenden Schichten gelöst werden. Neben den Schlaufenkaskaden (Abbildung 2.14a und b) bietet die nichtlaminierter Schlaufe (Abbildung 2.14c) die kleinstmögliche Biegesteifigkeit am Ablösepunkt. Die dünnen übereinanderliegenden Bänder haben in der Summe eine wesentlich kleinere Biegesteifigkeit als ein aus ihnen laminierter Rechteckquerschnitt. Das Steifigkeitsverhältnis zwischen laminierter Schlaufe und nichtlaminierter Schlaufe lässt sich unter Vernachlässigung einer möglichen Schubübertragung durch Reibung nach Gleichung 2.6 bestimmen. Beispielsweise ergibt sich für eine Schlaufendicke von $r_a - r_i = 10\text{ mm}$ und eine Banddicke von $t = 0,1\text{ mm}$ ein Steifigkeitsverhältnis von 10000, siehe Gleichung 2.7.

$$\frac{E I_{\text{laminiert}}}{E I_{\text{nicht lam.}}} = \left(\frac{r_a - r_i}{t} \right)^2 \quad (2.6)$$

$$\frac{E I_{\text{laminiert}}}{E I_{\text{nicht lam.}}} = \left(\frac{10\text{ mm}}{0,1\text{ mm}} \right)^2 = 10000 \quad (2.7)$$

Ungeachtet der geringeren Biegesteifigkeit werden die inneren Lagen weiterhin stärker gedehnt und erfahren damit auch eine größere Spannung als die äußeren, da sie wie zuvor eine kürzere Länge aufweisen (vgl. Conen) und eine radiale Stauchung an der Umlenkung stattfindet (vgl. Wörndle). Zudem können beim Wickeln am Umlenkkörper zwischen den Schichten kleine Spalte verbleiben, die sich beim Aufbringen einer Belastung schließen und die Längendifferenz zwischen inneren und äußeren Schichten vergrößern. Um die höhere Belastung an der Innenseite der nichtlamierten Schlaufe zu vermeiden, können für die inneren Schichten Fasern mit geringerer Steifigkeit verwendet werden.

Um den Unterschied der Dehnung zwischen den Schichten der nichtlamierten Schlaufen auszugleichen, verringert Winistörfer die Reibung durch Gleiteinlagen oder pulsierende Belastung, sodass die Schichten auch über die Umlenkung gleiten können. In Abbildung 2.15a ist zu sehen, wie die relative Verschiebung der Schichten zueinander mit steigender Belastung zunimmt. Durch diese dehnungslosen Verformungen werden die inneren Schichten länger und gleichzeitig die äußeren Schichten kürzer. Die Dehnungen und Spannungen werden gleichmäßiger über die Schichten verteilt und die aufnehmbare Kraft steigt. Die von Winistörfer durchgeführten Versuche mit nichtlamierten Schlaufenverankerungen zeigen höhere Verankerungsgüten als Vergleichsversuche mit laminierten Schlaufenverankerungen. In Anhängigkeit der Schichtanzahl erreichten die untersuchten Schlaufen eine maximale Verankerungsgüte von fast 90 %, siehe Abbildung 2.15b.

Bei der Kaskadenverankerung kann die Längendifferenz über unterschiedliche Vorspannung der einzelnen Schlaufen ausgeglichen werden. Die äußeren Schlaufen werden verkürzt eingebaut, sodass ein innerer Vorspannungszustand mit Zug an der Außenseite und Druck an der Innenseite entsteht. Beim Aufbringen einer äußeren Last steigt die Zugspannung der inneren Schlaufen schneller an, bis alle Schlaufen den gleichen Wert der Spannung erreicht haben. Auf diese Weise gelingt eine vergleichmäßigte Spannungsverteilung unter Belastung.

Durch die Verwendung von Glasfasern am Innenrand und Carbonfasern am Außenrand entstehen sogenannte Hybridschlaufen [285]. Die weniger dehnsteifen Glasfasern erfahren bei den hohen Dehnungen am Innenrand nur geringe Beanspruchungen. Dadurch können Carbonfasern besser ausgenutzt werden.

Bei laminierten Schlaufen ist es ebenfalls möglich, Relativverschiebungen zwischen den abgelegten Faserschichten zu ermöglichen und auf diese Weise die Verankerungsgüte zu steigern. So lange die Matrix noch nicht ausgehärtet ist, kann die Schlaufe gespannt werden, sodass sich die Fasern relativ zueinander verschieben und gleichmäßig straff ziehen. Werden Prepregs verwendet, verflüssigt sich die Matrix mit steigender Temperatur zu Beginn des Aushärtens, sodass sich die Schichten leichter verschieben lassen. Nach dem Aushärten wird die Kraft wieder abgelassen, sodass ein Eigenspannungszustand in der Schlaufe verbleibt [152]. Bei erneuter Belastung baut sich dieser Eigenspannungszustand ab und sorgt so für eine gleichmäßige Verteilung der faserparallelen Spannung.

Ein weiterer Effekt, der sich auf die Tragfähigkeit der Schlaufenverankerung auswirken kann, ist die fasersenkrechte Spannung am Ablösepunkt. Der klassische Ansatz zur Berechnung

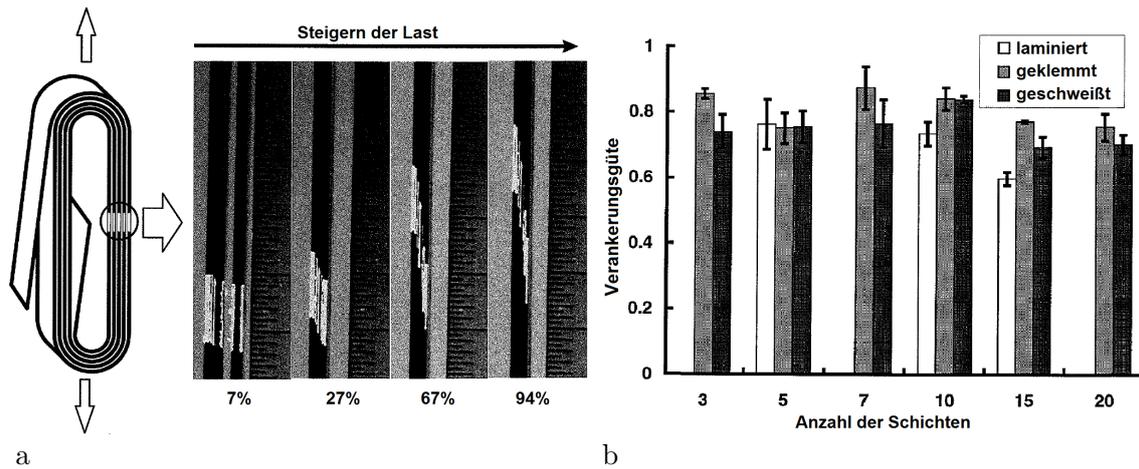


Abb. 2.15 Nichtlamierte Strangschlaufen: a) Relativverschiebungen der Bänder bei steigender Zugkraft und b) Verankerungsgüte in Abhängigkeit der Schichtanzahl [280]

der Kontaktspannung an einem umgelenkten Zugglied ist die Kesselformel. Die Herleitung der Kesselformel kann anhand eines Schnittes durch ein zylindrisches Kesselsegment mit der Länge b , dem Radius r und dem Innendruck p nachvollzogen werden, siehe Abbildung 2.16. Die resultierende Kraft in der Kesselwand wird mit der resultierenden Kraft aus dem Innendruck gleichgesetzt, siehe Gleichung 2.8.

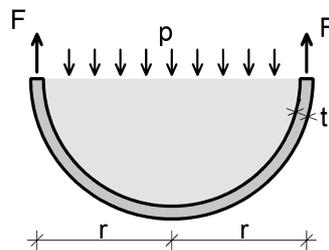


Abb. 2.16 Schnitt durch ein Kesselsegment zur Herleitung der Kesselformel (Gleichgewicht der vertikalen Kräfte)

Der Innendruck ist im gesamten Kessel und damit auch an der Kesselinnenwand konstant und wird im Fall eines umgelenkten Zugglieds mit der Kontaktspannung σ_{\perp} bezeichnet. Nach der Kesselformel ergibt sich die Kontaktspannung als Quotient aus der Zugkraft F und dem Produkt von Umlenkungsradius r und Breite der Kontaktfläche b , Gleichung 2.9. Die Kontaktspannung wirkt gleichermaßen auf die Oberfläche des Umlenk Körpers und auf die Oberfläche des Zugglieds. Durch die Wahl eines großen Radius bei der Umlenkung kann die Beanspruchung reduziert werden. Bei Verwendung der Kesselformel geht man von einer konstanten Verteilung der Kontaktspannung über die Länge der Umlenkung wie in Abbildung 2.17a aus. Wendet man die Kesselformel auf die Schlaufenverankerung an, muss für F die halbe Zugkraft des Zugglieds in die Formel eingesetzt werden, um die Kontaktspannung richtig zu berechnen.

Aufgrund der Reibung ist die Kontaktspannung über die Länge des Umlenk Körpers jedoch nicht konstant. Die Schlaufe liegt zunächst kraftlos über dem Umlenk Körper. Mit zunehmender Zugkraft steigt die Kontaktspannung und die Reibkraft zwischen Schlaufe und

Umlenkkörper. Die Reibung reduziert die in der Schlaufe wirkende Zugkraft und damit auch die Kontaktspannung, sodass die wirkende Kontaktspannung zwischen Umlenkkörper und Schlaufe vom Ablösepunkt bis zum Scheitelpunkt der Umlenkung leicht abnimmt, siehe Abbildung 2.17b. Die vom Ablösepunkt bis zum Scheitelpunkt abnehmende Zugkraft $F(\alpha)$ kann mit der Euler-Eytelwein-Formel (Gleichung 2.10) berechnet werden.

$$2F = \sigma 2tb = pt2r \quad (2.8)$$

$$\sigma_{\perp} = \frac{F}{b \cdot r_i} \quad (2.9)$$

$$F(\alpha) = F e^{\mu \cdot \alpha} \quad (2.10)$$

Feyrer [81] erläutert, dass sich bei der Umlenkung biegesteifer Seile eine erhöhte Kontaktspannung am Ablösepunkt ergibt (Abbildung 2.17c). Dieses Phänomen kann man in numerischen Modellen [155, 104] und experimentellen Untersuchungen [113] beobachten. Die Beanspruchung senkrecht zur Seilachse steht an der Innenseite mit der Kontaktspannung im Gleichgewicht. In unmittelbarer Nähe des Umlenkkörpers baut sich im Seil ein Biegemoment auf, das entlang der Umlenkung konstant ist. Die zur Biegung dazugehörige Querkraft fällt am Ablösepunkt auf null ab. Aufgrund des Kräftegleichgewichts entsteht so am Ablösepunkt eine Druckkraft zwischen Seil und Umlenkkörper (Abbildung 2.17d), die dem Integral der Querkraft auf der freien Länge entspricht [104]. In der Realität wirkt diese Druckkraft in einem kurzen Bereich am Ablösepunkt und führt dort zu einer erhöhten Kontaktspannung.

Schlaufen aus Faserverbundkunststoffen besitzen ebenfalls eine Biegesteifigkeit, werden jedoch nicht umgebogen, sondern haben im Allgemeinen bereits die Geometrie des Umlenkkörpers. Im Vergleich zu einem am Umlenkkörper umgelenkten Seil kommt es zu einer Biegebeanspruchung (Abbildung 2.13) mit entgegengesetztem Vorzeichen. Das Seil erfährt an der Kontaktfläche zum Umlenkkörper Druckspannungen aus der Biegung, die Schlaufe jedoch Zugspannungen. Bei der numerischen Analyse von Faserverbundschlaufen [282, 280] wurden ebenfalls Erhöhungen der Kontaktspannung am Ablösepunkt festgestellt, siehe Abbildung 2.20d. Wie sich das entgegengesetzte Vorzeichen auf die Verteilung der Kontaktspannung zwischen Umlenkkörper und Schlaufe auswirkt, ist jedoch noch nicht vollständig geklärt.

Unabhängig davon, wie groß der Betrag der Spannung senkrecht zur Faser tatsächlich ist, liegt an der Innenseite der Schlaufe ein mehrachsiger Spannungszustand vor. Die Überlagerung von faserparalleler und fasersenkrechter Spannung kann die Schlaufentragfähigkeit verringern. Wie stark sie verringert wird, kann beispielsweise durch ein Bruchkriterium ermittelt werden. Bei gleichzeitigem Wirken von faserparalleler Spannung σ_{\parallel} , fasersenkrechter Spannung σ_{\perp} und Schubspannung aus Reibung $\tau_{\perp\parallel}$ kann über die Bruchkriterien ermittelt werden, bei welcher Beanspruchung das Material versagt.

$$\frac{\sigma_{\parallel}}{R_{\parallel}^+} - \left(\nu_{\perp\parallel} - \nu_{f,\perp\parallel} \frac{E_{\parallel}}{E_{\parallel,f}} m_{\sigma f} \right) \frac{\sigma_{\perp}}{R_{\parallel}^+} \quad (2.11)$$

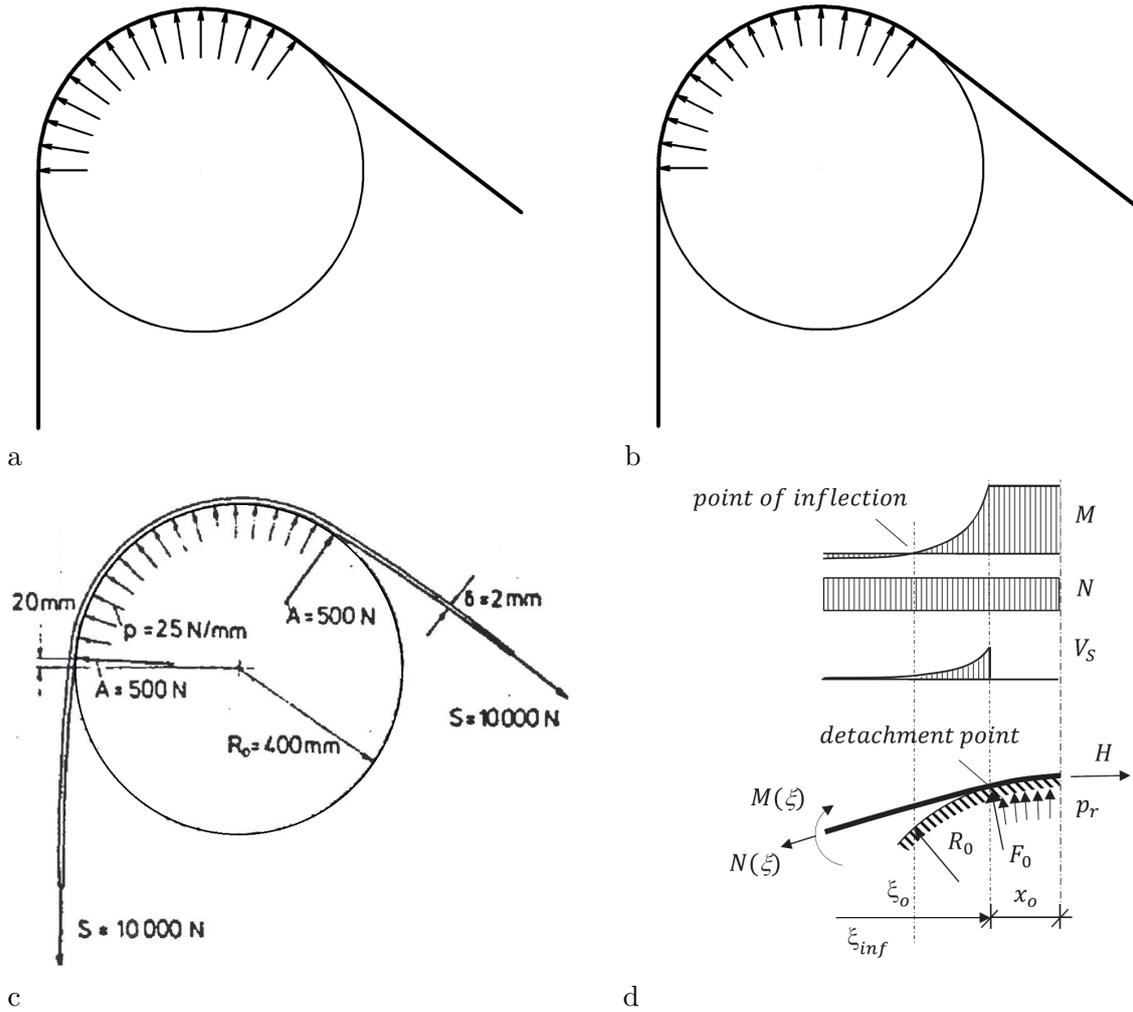


Abb. 2.17 Kontaktspannung zwischen Zugglied und Umlenkkörper: a) konstanter Verlauf nach der Kesselformel, b) veränderlicher Verlauf, Abnahme zum Scheitelpunkt durch Berücksichtigung der Reibung, c) Verlauf nach Feyrer [81] und d) Verlauf nach Goldack [104]

$$\frac{\sigma_{\parallel}^2}{R_{\parallel}^+ R_{\parallel}^-} + \frac{2F_{\perp\parallel} \cdot \sigma_{\parallel} \sigma_{\perp}}{\sqrt{R_{\parallel}^+ R_{\parallel}^- R_{\perp}^+ R_{\perp}^-}} + \frac{\sigma_{\perp}^2}{R_{\perp}^+ R_{\perp}^-} + \frac{\tau_{\perp\parallel}^2}{R_{\perp\parallel}^2} + \left[\frac{1}{R_{\parallel}^+} - \frac{1}{R_{\parallel}^-} \right] \sigma_{\parallel} + \left[\frac{1}{R_{\perp}^+} - \frac{1}{R_{\perp}^-} \right] \sigma_{\perp} \quad (2.12)$$

$$\frac{\sigma_{\parallel}^2}{R_{\parallel}^2} - \frac{2F_{\perp\parallel} \cdot \sigma_{\parallel} \sigma_{\perp}}{\sqrt{R_{\parallel}^2 R_{\perp}^2}} + \frac{\sigma_{\perp}^2}{R_{\perp}^2} + \frac{\tau_{\perp\parallel}^2}{R_{\perp\parallel}^2} \quad (2.13)$$

$$\frac{\sigma_{\parallel}^2}{R_{\parallel}^2} \quad (2.14)$$

Die Terme 2.11 bis 2.14 stellen die Bruchkriterien von Puck [211, 212], Tsai [267], Tsai/Hill [165] und Hashin [114] für Faserbruch dar. Ergibt der Term den Wert eins, entsprechen die Beanspruchungen gerade dem Bruchzustand, überschreitet er eins, kann das Material die Belastung nicht aufnehmen. Im Folgenden wird die aufnehmbare Zugspannung beispielhaft für eine fasersenkrechte Spannung von 100 MPa (50 % der fasersenkrechten Druckfestigkeit) berechnet. Die Steifigkeits- und Festigkeitswerte für eine unidirektionale Schicht (UD-Schicht) aus CFK werden [126] S. 298 und [236] S. 202 entnommen und sind in Tabelle 2.5 zusammengefasst.

Zwischen Schlaufe und Umlenkkörper wird ein Reibungskoeffizient von $\mu = 0,2$ angenommen, sodass die Schubspannung $\tau_{\perp\parallel} = \mu \cdot \sigma_{\perp}$ am Innenrand 20 % der fasersenkrechten Spannung beträgt. Für den Hilfwert $m_{\sigma f}$ wird 1,1 [236] verwendet und für den Interaktionswert $F_{\perp\parallel}$ bei Tsai -0,5 sowie bei Tsai/Hill -0,01 [165].

$$\frac{\sigma_{\parallel}}{2} + \left(0,26 - 0,23 \frac{140}{230} 1,1\right) \frac{0,1}{2} = 1 \quad , \sigma_{\parallel, Puck} = 1,98 \quad (2.15)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\sigma_{\parallel}^2}{2 \cdot 1,4} + \frac{\sigma_{\parallel} \cdot 0,1}{\sqrt{2 \cdot 1,4 \cdot 0,05 \cdot 0,2}} + \frac{0,1^2}{0,05 \cdot 0,2} + \dots \\ & \dots + \frac{(0,2 \cdot 0,1)^2}{0,08^2} + \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{1,4}\right] \sigma_{\parallel} - \left[\frac{1}{0,05} + \frac{1}{0,2}\right] 0,1 = 1 \quad , \sigma_{\parallel, Tsai} = 1,1 \quad (2.16) \end{aligned}$$

$$\frac{\sigma_{\parallel}^2}{2^2} + \frac{0,02 \cdot \sigma_{\parallel} \cdot 0,1}{2 \cdot 0,2} + \frac{0,1^2}{0,2^2} + \frac{(0,2 \cdot 0,1)^2}{0,08^2} = 1 \quad , \sigma_{\parallel, Tsai/Hill} = 1,65 \quad (2.17)$$

$$\frac{\sigma_{\parallel}^2}{2^2} = 1 \quad , \sigma_{\parallel, Hashin} = 2 \quad (2.18)$$

Die vier Bruchkriterien führen zu unterschiedlichen Ergebnissen. Bei der Auswertung ergibt sich $\sigma_{\parallel} = (1,98; 1,1; 1,65; 2)$ GPa für Puck, Tsai, Tsai/Hill und Hashin. Nach Aussage der vier Kriterien können aufgrund festigkeitsmindernden Einflusses der fasersenkrechten Spannung noch 99 %, 55 %, 83 % bzw. 100 % der Festigkeit in Faserrichtung ausgenutzt werden. Die Ergebnisse sind zu unterschiedlich, um daraus eine klare Aussage ableiten zu können.

Die fasersenkrechte Spannung erzeugt nicht nur Beanspruchungen, sondern auch Verformungen in Dickenrichtung. Der Querschnitt der Schlaufe außerhalb der Umlenkung wird durch die Querdehnung aufgrund der hohen faserverparallelen Spannung kleiner. In dem Bereich, wo der Umlenkkörper das CFK berührt, wird es an der Innenseite zusätzlich zusammengedrückt. Dabei werden insbesondere die inneren Fasern von ihrem ursprünglichen geraden Verlauf abgelenkt. Die Zugspannung (σ_1 in Abbildung 2.18) wirkt bei diesen Fasern nicht mehr genau in Faserrichtung, sodass die Zugfestigkeit verringert sein kann, siehe Abbildung 2.7. In Abbildung 2.18 ist das beschriebene Verformungsverhalten am Beispiel eines Auflagerpunktes zu sehen. Im Grenzbereich am Beginn des Lagers kommt es zu einer lokalen Verzerrung des Querschnitts aus CFK. Diese Verzerrung führt dazu, dass die Fasern nicht mehr gerade orientiert sind und durch die Zugspannung nicht mehr ausschließlich in Faserrichtung wirken. In der neuen Belastungsrichtung weisen die Fasern eine geringere Festigkeit auf, sodass diese nicht mehr geraden Fasern zuerst versagen.

Für die rechnerische Analyse von Schlaufenanschlüssen ist die Annahme von konstanten Verteilungen für die faserverparallele Spannung nach Gleichung 2.5 und für die fasersenkrechte Spannung nach der Kesselformel (Gleichung 2.9) nicht ausreichend. Die Kesselformel gilt nur für dünne Wandstärken und isotropes Material. Die Gleichung für die faserverparallele Spannung vernachlässigt den Effekt der unterschiedlichen Dehnungen im Querschnitt. Ein alternativer analytischer Berechnungsansatz ist der des dickwandigen isotropen Rohrs unter Innendruck. Havar [115] fasst die Ergebnisse der Berechnungen über diesen Ansatz

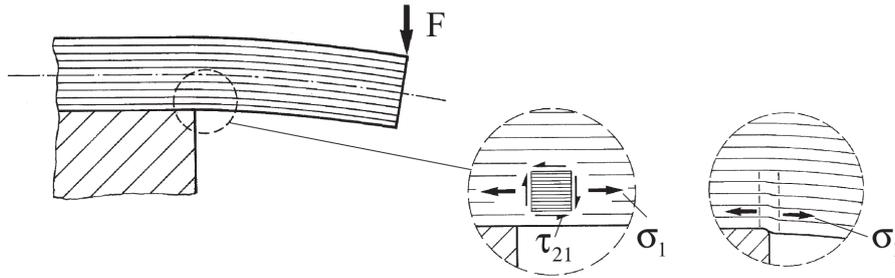


Abb. 2.18 Abweichen der Fasern von ihrem ursprünglichen geraden Verlauf durch lokale Verzerrung des Querschnitts aus CFK an einem Auflager [236]

zusammen. Mithilfe des analytischen Berechnungsansatzes des dickwandigen isotropen Rohrs ergibt sich an der Schlaufeninnenseite eine Erhöhung der faserparallelen Spannung auf das Doppelte des Mittelwertes.

Tab. 2.5 Elastizitätsgrößen und Festigkeiten einer UD-Schicht aus CFK [126, 236]

Größe	Symbol	Einheit	Wert
E-Modul in Faserrichtung	E_{\parallel}	GPa	140
E-Modul quer zur Faserrichtung	E_{\perp}	GPa	12 (8,8) ¹
Schubmodul in Faserebene	$G_{\perp\parallel}$	GPa	6 (4,6)
Schubmodul in Ebene quer zur Faserrichtung	$G_{\perp\perp}$	GPa	3,2
Querdehnzahl für Kraft in Faserrichtung	$\nu_{\perp\parallel}$	-	0,26 (0,3)
Querdehnzahl für Kraft quer zur Faserrichtung	$\nu_{\parallel\perp}$	-	0,02
Querdehnzahl in Ebene quer zur Faserrichtung	$\nu_{\perp\perp}$	-	0,37
Zugfestigkeit in Faserrichtung	R_{\parallel}^+	GPa	2
Druckfestigkeit in Faserrichtung	R_{\parallel}^-	GPa	1,4
Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung	R_{\perp}^+	MPa	50
Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung	R_{\perp}^-	MPa	200
Schubfestigkeit für Schub in Faserebene	$R_{\perp\parallel}$	MPa	80
E-Modul der Faser	$E_{\parallel,f}$	GPa	230 ²
Querdehnzahl der Faser	$\nu_{\perp\parallel,f}$	-	0,23 ²

¹ Bei zwei verschiedenen Angaben stammt der Wert in Klammern aus [236].

² Werte aus [236] S. 41.

Eine weitere analytische Methode ist die Berechnung der Schlaufe als dickwandiges orthotropes Rohr unter Innendruck. Dabei wird angenommen, dass die Schlaufe ein Segment eines Rohrs ist, siehe Abbildung 2.19a. Die entsprechenden Formeln werden unter anderem von Schürmann [236] angegeben. Die Auswertung der Ergebnisse zeigt eine vierfache Überhöhung der Zugspannungswerte am Innenrand bei gleicher Geometrie. Das Modell des dickwandigen orthotropen Rohrs unter Innendruck ergibt demnach größere maximale Spannungen als das Modell des dickwandigen isotropen Rohrs unter Innendruck.

Das Modell des dickwandigen orthotropen Rohrs unter Innendruck wurde von Mansfield [172] angewendet, um den Faktor zwischen maximaler Spannung am Rohrinnenrand und mittlerer Spannung zu ermitteln. Das Ergebnis ist in Abbildung 2.19b für verschiedene faserverstärkte Kunststoffe zu sehen. Die Werkstoffe werden durch das Verhältnis ihrer Elastizitätsmoduli E_{\parallel}/E_{\perp} charakterisiert. CFK entspricht etwa der Kurve $E_{\parallel}/E_{\perp} = 160/8 =$

20. Man erkennt deutlich, wie der Faktor mit dem Radienverhältnis stark ansteigt. Nach Abbildung 2.19b beträgt der Faktor für eine Schlaufe aus CFK mit dem von Mansfield empfohlenen maximalen Radienverhältnis von $r_a/r_i = 1,3$ bereits 1,4. Der Faktor entspricht dem Kehrwert der Verankerungsgüte, sodass sich für diesen Fall eine Verankerungsgüte von $1/1,4 \approx 70\%$ ergibt. Schlaufen aus CFK mit größeren Radienverhältnissen erreichen entsprechend kleinere Verankerungsgüten.

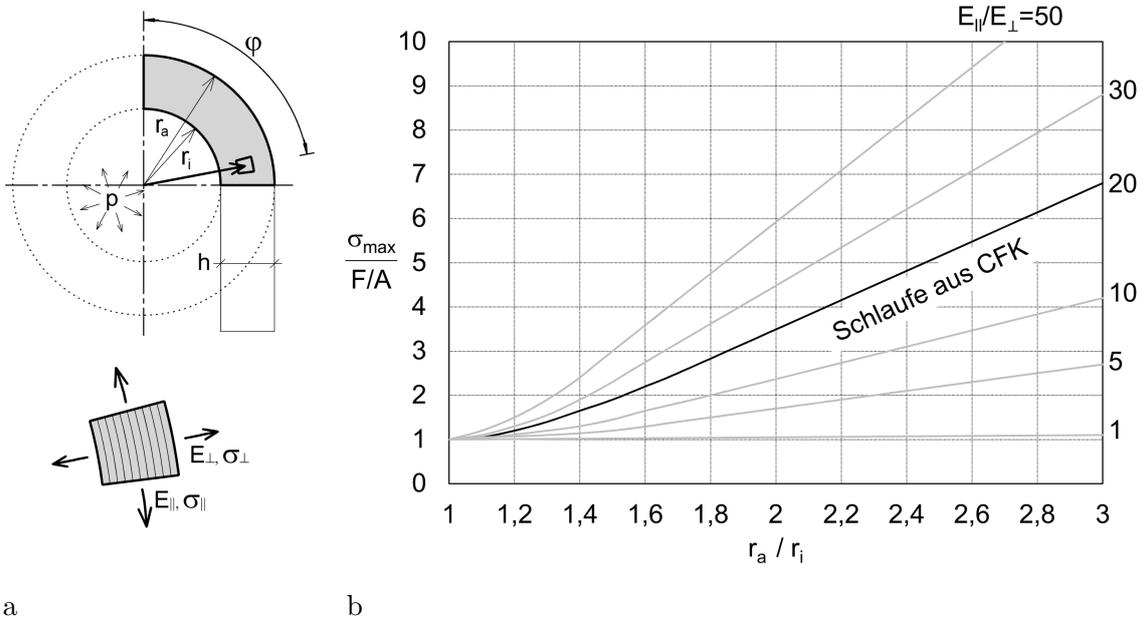


Abb. 2.19 Modell des orthotropen Rohrs: a) Schlaufe als Segment eines Rohr, b) Ergebnisse der Berechnung eines orthotropen Rohrs aus verschiedenen faserverstärkten Kunststoffen unter Innendruck [172]

Diese analytischen Modelle spiegeln die Situation an einer Schlaufenverankerung nicht realistisch wider, da die Schlaufe im Gegensatz zum Rohr auf einer Seite offen ist. Zudem weitet sich der Innenrand des Rohrs unter Innendruck auf, während sich der Innenrand der Schlaufe nicht radial bewegt und sich stattdessen der Außenrand der Schlaufe radial nach innen bewegt. Die ansteigende tangentielle Verformung der Schlaufe vom Scheitelpunkt zum Ablösepunkt kann das Modell ebenfalls nicht abbilden. Ebenso wenig werden die in Umfangsrichtung veränderliche Kontaktspannung und die Biegung im Ablösepunkt berücksichtigt. Zur realistischen Spannungsanalyse ist ein numerisches Modell erforderlich.

Havar [115] geht auf die Besonderheiten der numerischen Modellierung von Schlaufenverankerungen mit Mittellaminat ein. Als Mittellaminat werden Schichten bezeichnet, die sich zwischen den Schlaufensträngen befinden, sodass die Schlaufe auch auf Druck belastet werden kann. Seine Berechnungen an einer zugbelasteten Schlaufe mit Mittellaminat zeigen, dass die Kontaktspannung zum Ablösepunkt (Flanke) hin abnimmt, siehe Abbildung 2.20b. Das Mittellaminat behindert offensichtlich die Biegung der freien Enden der Schlaufen Richtung Umlenkörper. Dadurch wird die Kontaktspannung des Umlenkörpers im Ablösepunkt abgemindert.

Ganz anders ist die Situation ohne Mittellaminat, wie sie von Winistörfer [280] berechnet wurde. Die Ergebnisse für die Kontaktspannung zeigen eine deutliche Erhöhung am Ablöse-

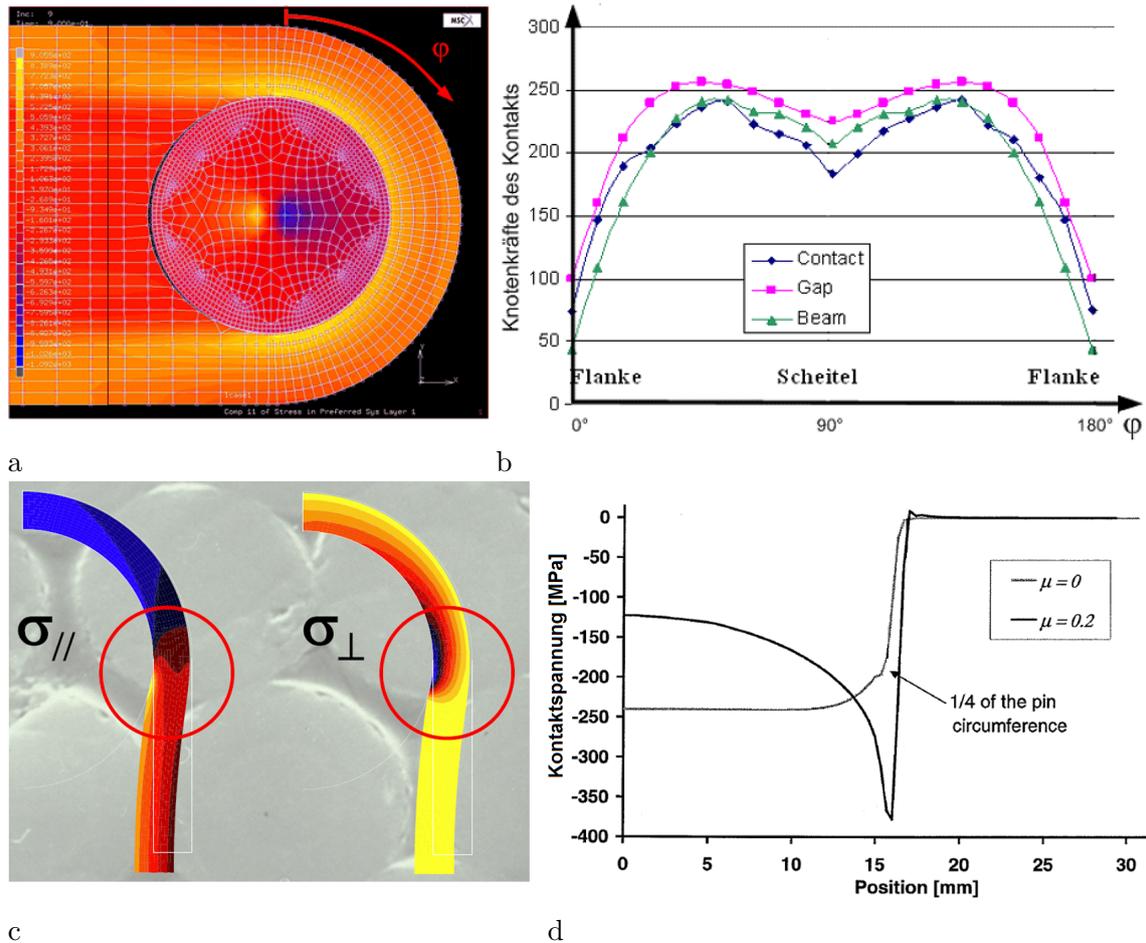


Abb. 2.20 Finite-Elemente-Berechnungen an Schlaufen: a) FE-Modell und b) Kontaktspannungsverteilung (Knotenkräfte in N) einer laminierten Schlaufe mit Mittellaminat nach Havar [115], c) Verteilung der faserparallelen Spannung ($\sigma_{//}$), der fasersenkrechten Spannung (σ_{\perp}) sowie d) Kontaktspannungsverteilung (fasersenkrechte Spannung an der Innenkante) einer laminierten Schlaufe ohne Mittellaminat mit und ohne Reibung nach Winistörfer [280, 175]

punkt, wenn die Reibung berücksichtigt wird, siehe Abbildung 2.20d. Die Kontaktspannung ist am Ablösepunkt etwa viermal so groß wie im Bereich der Krümmung. In Abbildung 2.20d ist ebenfalls der Verlauf der Kontaktspannung ohne Berücksichtigung der Reibung dargestellt. Ohne Reibung ergibt sich ein anderer Verlauf mit höherer Kontaktspannung, aber ohne Überhöhung am Ablösepunkt. Umfangreiche Berechnungen an nichtlaminierten Strangschlaufen wurden außerdem von Winistörfer [282] und Fan [77] durchgeführt.

$$\frac{r_a \text{ Schlaufe}}{r_i} = \frac{r_i + 2h}{r_i} = \frac{r_i + 2r_a - 2r_i}{r_i} = 2 \frac{r_a \text{ Schlaufe}}{r_i} - 1 \quad (2.19)$$

Als Grundlage für die weiteren Betrachtungen wird vor allem die mechanische Beschreibung nach Schürmann verwendet. Sie zeigt anschaulich, warum es am Übergang von der Krümmung zur Geraden zu erhöhten Faserzugspannungen kommt. Zur Berechnung des Radienverhältnis r_a/r_i einer Schlinge wird der Wert der äquivalenten Schlaufe nach Gleichung 2.19 verwendet. Es werden Radienverhältnisse kleiner 1,3 verwendet, um hohe Verankerungsgüten zu erreichen. Bei der Finiten-Elemente-Berechnung werden Unstetigkeiten in

der Spannungsverteilung am Ablösepunkt ignoriert. Auf die Verwendung von Bruchkriterien wird weitgehend verzichtet, da die verschiedenen Kriterien zu sehr unterschiedlichen Ergebnissen führen.

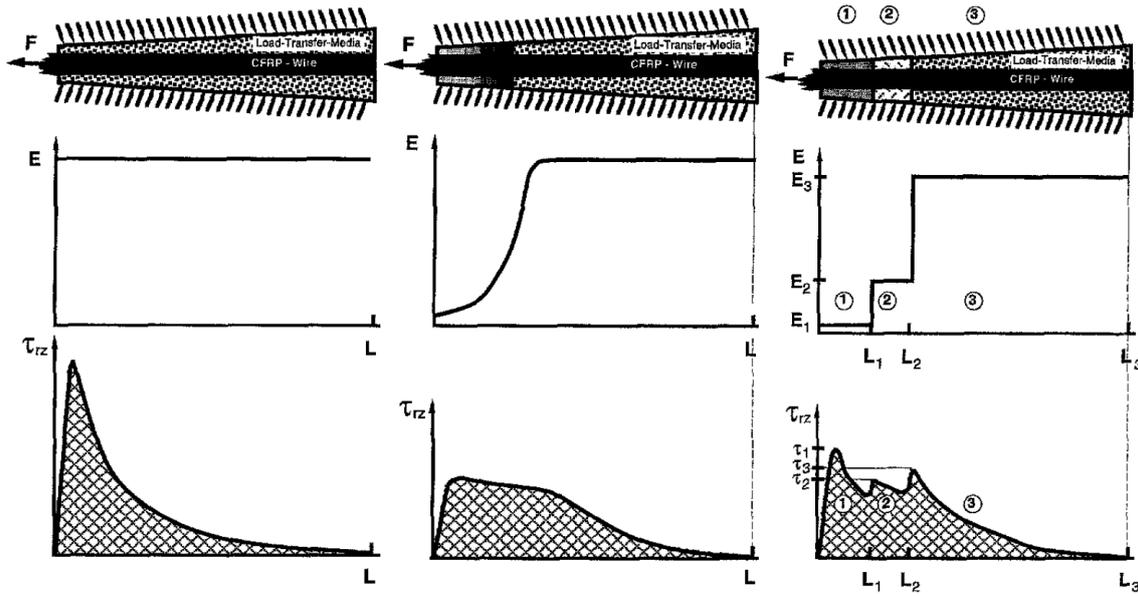
2.4.2 Verankerungen über Schub an der Oberfläche

Bei Verankerungen über Schub an der Oberfläche enden die Carbonfasern in der Verankerung. Die üblicherweise verwendeten endlos pultrudierten Stäbe haben Kreis- oder Rechteckquerschnitte und werden entsprechend der Länge des Zugglieds zugeschnitten. Alternativ sind Stäbe aus verseilten Rovings möglich, die mittels Pullwinding hergestellt werden. Die Kraft, die sich in einem oder mehreren Querschnitten befindet, muss an der Oberfläche über Schub auf den Verankerungskörper übertragen werden. Der Verankerungskörper umschließt die Stäbe und erzeugt häufig radialen Druck auf die Stäbe, sodass sich im Verankerungskörper ebenfalls ein Zugring ausbildet. Die Schubtragwirkung kann durch Reibung, durch Klebung oder durch die Kombination aus beiden entstehen. Die für die Reibung erforderliche Kontaktspannung bzw. Vorspannung in Querrichtung wird je nach Verankerungskonzept über Keile, Aufpressen von Hülsen, Verschraubungen mit Klemmwirkung oder expandierenden Verguss erzeugt. Die Klebung erfolgt über den Verguss mit Epoxidharzen oder mineralischen Mörteln. Die Form des Vergusskörpers ist meist konisch, sodass die Vergussmasse zusätzlich als Keil wirkt.

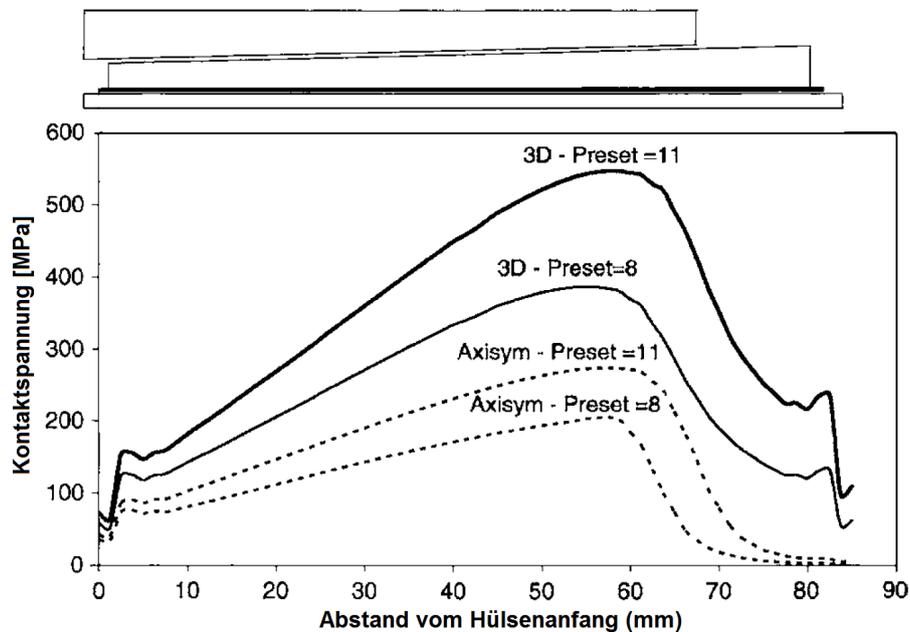
Um einen Stab zu verankern, muss die Summe der Schubkräfte an der Oberfläche größer sein als die Zugkraft in den Fasern. Die Zugfestigkeit der Fasern ist jedoch viel größer als die Schubfestigkeit der Matrix, sodass die Oberfläche entsprechend größer sein muss. Je größer das Verhältnis zwischen Oberfläche und Querschnitt des Stabs, desto kleiner ist die zu übertragende Schubspannung. Dünne Stäbe lassen sich demnach leichter verankern als dicke und flache bzw. gegliederte Stäbe leichter als solche mit kompaktem Querschnitt.

Der Wert der zu übertragenden Schubspannung sinkt mit steigender Verankerungslänge. Diese Verankerungslänge stimmt jedoch nicht mit der geometrischen Länge der Verankerung überein. Sowohl bei Keilen also auch bei Klebeverbindungen wird die zu verankernde Kraft nur über eine kurze Länge übertragen, siehe Abbildung 2.21a. Die abrupte Änderung der Dehnsteifigkeit am Übergangspunkt des Stabs von der freien Länge in die Verankerung ist dafür verantwortlich. Die höhere Steifigkeit führt zu einer Verringerung der Dehnung. Der rasche Abfall der Dehnung führt wiederum dazu, dass sich auch die Zugkraft über einen kurzen Weg abbauen muss. Da die Zugkraft mit den Schubspannungen im Gleichgewicht steht, ergeben sich große Schubspannungen auf einer kurzen Länge. Diese hohen Schubspannungen können die Schubtragfähigkeit einer Klebeverbindung leicht überschreiten. Eine konventionelle Klebung ohne zusätzlichen Druck in Querrichtung kann die Bruchkraft eines Stabs daher normalerweise nicht in die Verankerung einleiten.

Die Erzeugung einer ausreichenden Reibkraft zur Verankerung des Stabs erfordert große Querdrücke. Die daraus resultierende hohe Belastung quer zur Faserrichtung kann die Carbonfasern bzw. den Kunststoff schädigen. Die maximale Dicke eines durch Keile



a



b

Abb. 2.21 Spannungsverläufe an Verankerungen über Schub: a) Schubspannungsverlauf für eine homogene Vergussmasse und die Gradientenverankerung mit kontinuierlicher bzw. diskreter Steifigkeitsabnahme [174] und b) Kontaktspannung für eine Keilverankerung mit übermäßigem Keilwinkel (verschiedene Einpresskräfte) [5]

verankerten Stabs wird also durch die fasersenkrechte Festigkeit begrenzt. Scharfe Kanten der Keile können die Oberfläche beschädigen und müssen vermieden werden.

Es existieren viele Verankerungen von Zuggliedern aus CFK über Schub. Die innovativsten Konzepte basieren auf der Vergrößerung der schubübertragenden Fläche. Die Oberfläche des Querschnitts kann beispielsweise durch Aufspalten [237] oder stufenweises Abfräsen [191] erhöht werden. Mit den meisten Konzepten wird jedoch versucht, die Verankerungslänge zu erhöhen, indem die Steifigkeitsänderung am Übergang zur Verankerung kontinuierlicher gestaltet wird. Auf diese Weise kann die Schubspannung über eine größere Länge übertragen

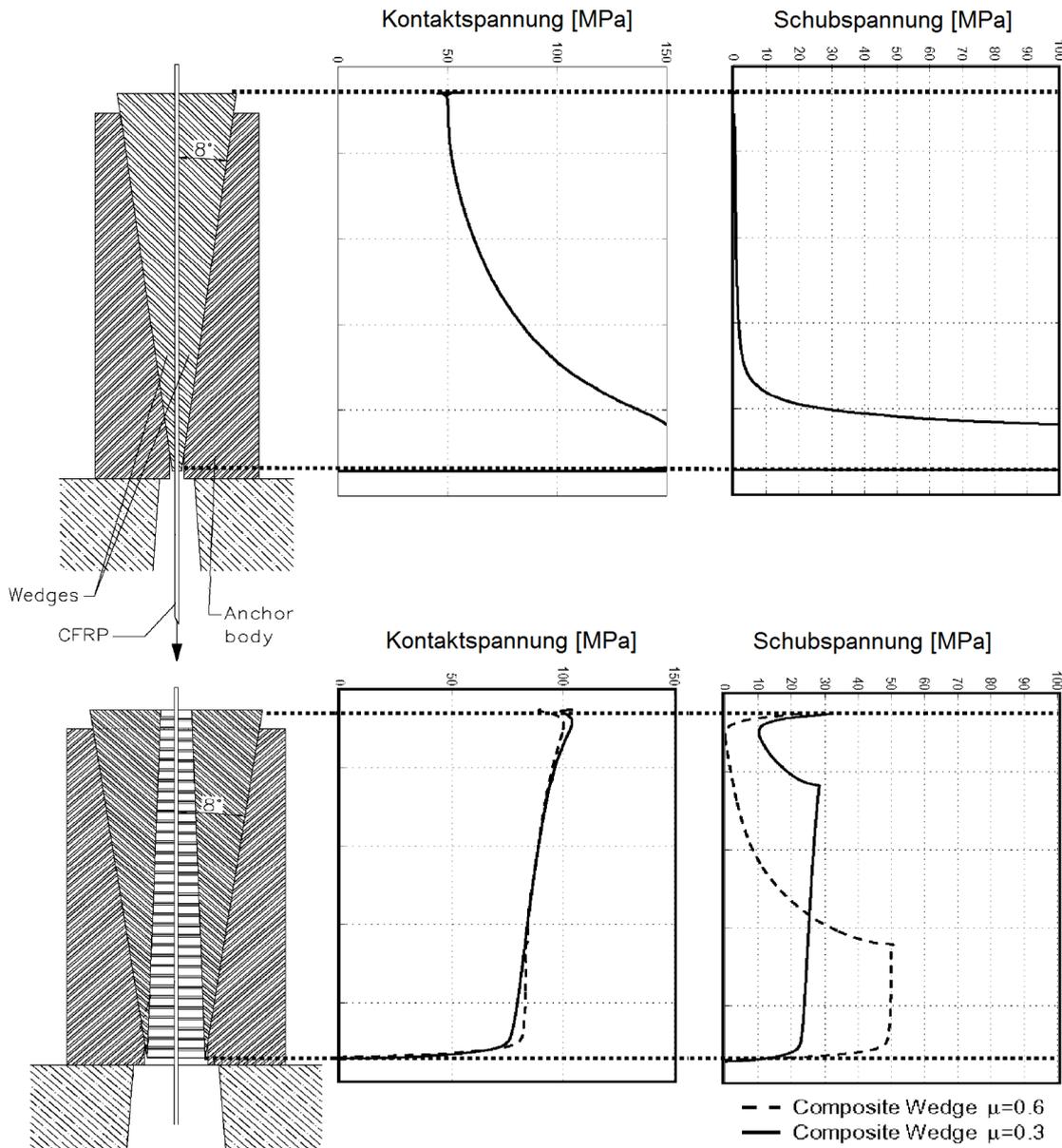
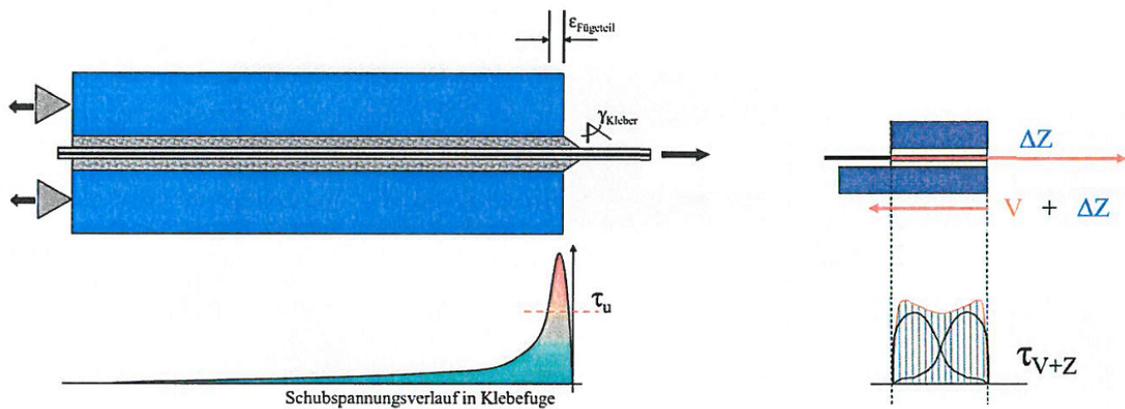


Abb. 2.22 Verlauf von Kontaktspannung und Schubspannung für eine Keilverankerung mit einem Keil aus homogenem Metall im Vergleich zum Composite Wedge [36]

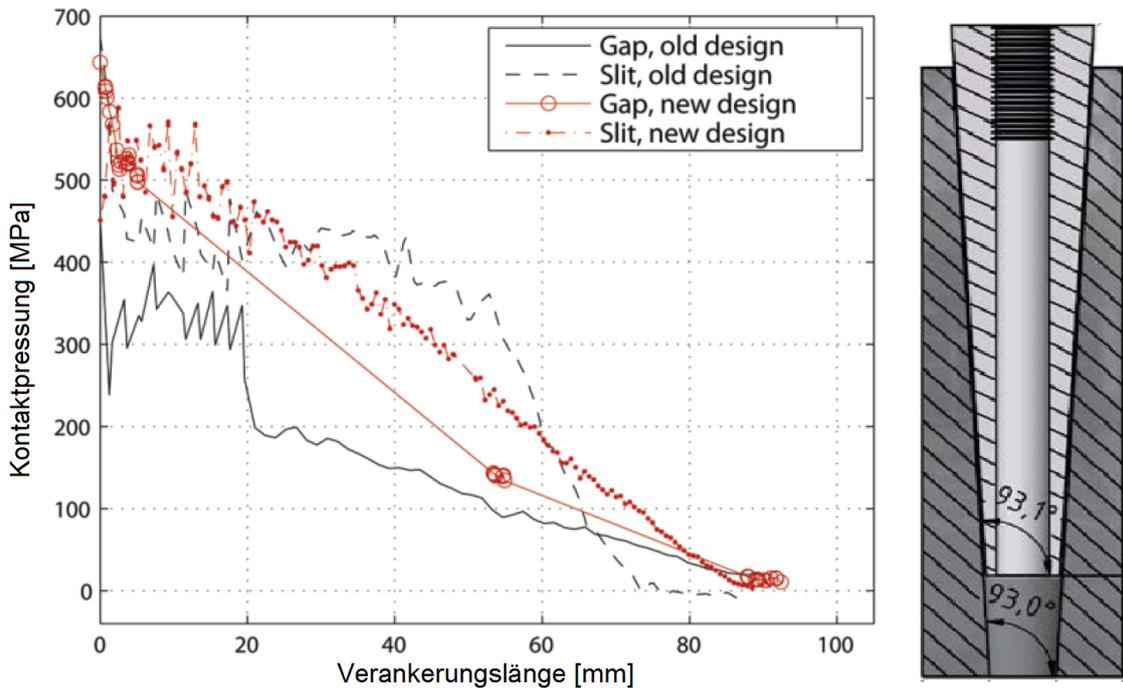
werden. Einige ausgewählte Konzepte werden im Folgenden erläutert.

Gradientenverankerung. Die an der EMPA entwickelte Gradientenverankerung [174, 184] ermöglicht die Verankerung eines Bündels von runden Stäben in einem konischen Verankerungskörper mittels einer geschichteten Vergussmasse (Abbildung 2.21a). Die Steifigkeit der Vergussmasse nimmt zum Eintrittspunkt der Stäbe ab, sodass die Dehnung im Inneren der Verankerung immer weniger behindert wird. Die Verankerungslänge zur Schubübertragung wird im Vergleich zum homogenen Vergusskörper vergrößert. Die Änderung der Steifigkeit zwischen den einzelnen Schichten erfolgt über die Zugabe eines Granulats in die Vergussmasse aus Epoxidharz. Durch den schichtweisen Aufbau kann es notwendig werden, den Verankerungskörper stehend herzustellen. Die Gradientenverankerung ist unter der Bezeichnung *BBR* in Tabelle 2.4 aufgeführt.

Inverser Konus. Die Verankerung über den inversen Konus [146, 145] ist ebenfalls auf Bündel runder Stäbe ausgerichtet. Der Konus des Verankerungskörpers besteht aus mehreren hintereinander liegenden Kegelstümpfen (Abbildung 2.24). Die innovative Form entsteht, indem ein langer Kegel abschnittsweise in Kegelstümpfe geteilt wird und diese dann umgekehrt angeordnet werden. Der Neigungswinkel aller Kegel ist gleich, aber der maximale Durchmesser wird zum Eintrittspunkt der Stäbe größer. Die kontinuierlich sinkende Steifigkeit des Vergusskörpers in Richtung des Eintrittspunkts der Stäbe in die Verankerung erhöht die wirksame Verankerungslänge. In Tabelle 2.4 ist der inverse Konus unter der Bezeichnung *Kollegger* zu finden.



a



b

Abb. 2.23 Spannungsverläufe an Verankerungen über Schub: a) Schubspannungsverlauf einer Klebeverbindung und der SLC B-Verankerung [171] und b) Verlauf der Kontaktspannung einer Keilverankerung mit übergroßem Keilwinkel [234]

Composite Wedge. Der Composite Wedge [38, 36] (*Burtscher* in Tabelle 2.4) ist ein Keil zur Verankerung von Lamellen. Er zeichnet sich dadurch aus, dass er aus zwei Keilstücken verschiedener Materialien zusammengesetzt ist, siehe Abbildung 2.22. Der Keil aus Metall

wird dicker, während der aufgeklebte Keil aus Epoxidharz dünner wird. Die veränderliche Dicke des Epoxidharzes sorgt dafür, dass die Steifigkeit des Keils und damit die Kontaktspannung an der Lamelle zum Eintrittspunkt hin abnimmt. Die Schubspannung kann sich so über einen längeren Bereich verteilen. Gleichzeitig sinkt die lokale fasersenkrechte Spannung im CFK.

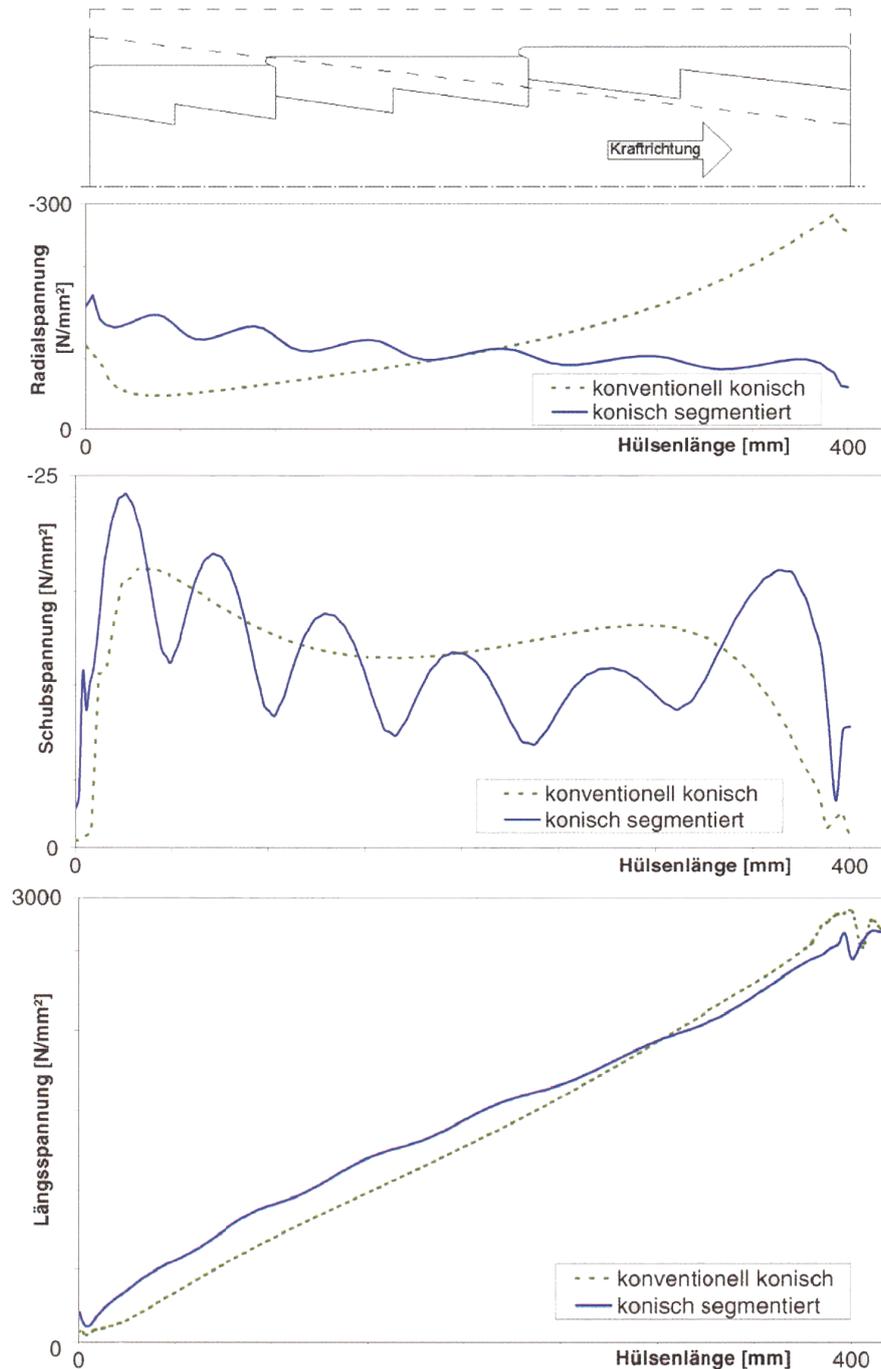


Abb. 2.24 Radialspannung, Schubspannung und Längsspannung eines Stabs aus CFK, verankert mit einer Vergussmasse als Konus bzw. inverser Konus [123]

Übergroßer Keilwinkel. Das Konzept des übergroßen Keilwinkels besteht darin, den Winkel von Keil und umgebender Hülse unterschiedlich auszubilden. Bisher wurde diese Verankerung für runde Stäbe angewendet, siehe Abbildung 2.21b [246] und Abbildung

2.23b [232] sowie *Shrive* und *Schmidt 1* in Tabelle 2.4. Der Steigungswinkel des Keils muss etwas größer sein als der Winkel der ihn umgebenden Hülse. Zunächst liegt der Keil nur in einem Punkt an und schmiegt sich dann durch Zunahme seiner elastischen Verformung an die Innenseite des Ankerkörpers an. Die üblicherweise hohe Kontaktspannung am Eintrittspunkt verlagert sich in den hinteren Bereich und verteilt sich über eine größere Länge. Die Schubübertragung wird kontinuierlicher und damit für CFK besser zu ertragen.

Veränderlicher Keilwinkel. Mit dem veränderlichen Keilwinkel [5, 4, 72, 7] (*Al-Mayah* in Tabelle 2.4) wird eine Keilverankerung bezeichnet, deren Keil eine konkav gewölbte Oberfläche hat. Je flacher die Neigung der Oberfläche, desto geringer ist die Kontaktspannung, die sich beim Hineinziehen des Keils in die Hülse aufbaut. Die Kontaktspannung ist am Eintrittspunkt des Stabs geringer als im hinteren Bereich, sodass sie sich über einen längeren Bereich verteilt.

Klemmanker. Der Klemmanker wird in mehreren Quellen beschrieben [26, 232, 280]. Mittels eines durch Schrauben befestigten Deckels können runde und eckige Stäbe verankert werden. Die Vorspannung der Schrauben und damit die Kontaktspannung nimmt zum Eintrittspunkt hin ab. Die Dehnung des Stabs wird mit abnehmender Kontaktspannung immer weniger behindert. In dem Bereich mit geringer Vorspannung kann der Stab die Reibung überwinden, sodass sich die Dehnung kontinuierlicher abbaut. Der Klemmanker findet sich in Tabelle 2.4 unter den Bezeichnungen *Bergmeister*, *Schmidt 2* und *EMPA 1*.

Dehnungsklemmanker. Der vom Ingenieurbüro *Leonhard, Andrä und Partner* entwickelte Dehnungsklemmanker [9, 10] besteht aus zwei Stahlplatten, die mit mehreren Schraubenpaaren verbunden sind. Zwischen den Platten wird eine Lamelle eingeklemmt. Zwischen den Schraubenpaaren sind die Platten querschnittsverringert eingefräst (Tabelle 2.4 *SLC A*). Zum Eintrittspunkt der zu verankernden Lamelle werden die Einfräsungen größer und so die Dehnsteifigkeit des Dehnungsklemmankers kleiner. Die sinkende Dehnsteifigkeit erhöht die Dehnung der geklemmten Lamelle, sodass sich die Länge der Schubübertragung vergrößert.

SLC-Verankerung. Die SCL-Verankerung (*SLC B* in Tabelle 2.4) [9, 247, 206] prägt die Dehnung einer Lamelle im Bruchzustand als Eigenspannungszustand in die Verankerung ein (Abbildung 2.23a). Dazu werden die 8 Schrauben paarweise mit steigender Lamellenkraft angezogen. Nachdem die Lamelle mit einem Schraubenpaar festgeklemmt wurde, wird die Lamellenkraft um 25 % der Bruchkraft erhöht und ein weiteres Schraubenpaar angezogen. Der Vorgang wird so lange wiederholt, bis das vierte Schraubenpaar bei fast voller Bruchkraft angezogen worden ist. Beim Ablassen der Lamellenkraft ergibt sich ein Eigenspannungszustand in der Verankerung. Da die Lamellendehnung für den Bruchzustand kontinuierlich in der Verankerung verteilt ist, werden die Schubspannungen mit steigender Belastung immer gleichmäßiger eingeleitet.

In den Abbildungen 2.21 bis 2.24 sind die Spannungsverläufe für einige der beschriebenen Verankerungen dargestellt. In Abbildung 2.21a ist der E-Modul und der Schubspannungsverlauf in einer vergossenen Hülse unter der Verwendung einer homogenen Vergussmasse

und einer Gradientenvergussmasse zu sehen [174]. Es ist deutlich zu erkennen, wie die Schubspannung im Bereich des geringeren E-Moduls abnimmt. Darunter (Abbildung 2.21b) ist der Verlauf der Kontaktspannung bei der Verwendung eines übergroßen Keilwinkels für verschiedene Einpresskräfte des Keils zu sehen [5]. Die Kontaktspannung nimmt zur Keilspitze hin ab. Das gleiche Konzept verwendet Schmidt [234], siehe Abbildung 2.23b. Die Kontaktspannung nimmt zur Keilspitze auf der rechten Seite hin ab. Darüber (Abbildung 2.23a) ist die Schubspannungsverteilung für einen eingeklebten Stab im Vergleich zur SLC-Verankerung [171] zu sehen. Durch das Einklemmen unter Vorspannung bildet sich eine erhöhte Schubspannung heraus, die sich mit der Schubspannung aus der äußeren Last überlagert. Es entsteht ein gleichmäßigerer Spannungsverlauf als beim Kleben ohne Vorspannung.

In Abbildung 2.22 sind die Verteilung der Kontaktspannung und der Schubspannung bei einer üblichen Keilverankerung im Vergleich zum Composite-Wedge [36] zu sehen. Aufgrund der geringeren Steifigkeit der Keilspitze des Composite Wedge werden die Spannungen an dieser Stelle reduziert. Die Länge, entlang der die Schubspannung übertragen wird, steigt an.

In Abbildung 2.24 sind die Verläufe von Radialspannung, Schubspannung und Längsspannung für eine konische Vergussverankerung und den inversen Konus vergleichend dargestellt [123]. Die Spannungen am Austrittspunkt der Stäbe werden durch die geringere Steifigkeit der Vergussmasse im inversen Konus verringert.

2.4.3 Bolzenverbindungen

Schlaufenverankerungen aus CFK sind für Seiltragwerke interessant, da die Zugkraft über einen kompakten Bolzen in die umliegenden Bauteile eingeleitet werden kann. Dieselbe Möglichkeit besteht auch durch die Verwendung eines Bolzens als Scher-Lochleibungs-Verbindung (Bolzenverbindung). Diese Verbindungen können auf unterschiedliche Weise versagen. Die Versagensform mit der größten Tragfähigkeit ist das Lochleibungsversagen. Es kann durch die Wahl einer geeigneten Geometrie und eines vorteilhaften Laminataufbaus immer herbeigeführt werden. Im folgenden Abschnitt wird auf Bolzenverbindungen und das Lochleibungsversagen von zweiseitigen Verbindungen mit einem Bolzen eingegangen.

Im Vergleich zur Schlaufe dient der Bolzen bei Bolzenverbindungen nicht als Umlenkkörper für die Fasern, sondern durchdringt das Laminat. Dazu wird die Achse des Bolzens im Vergleich zur Schlaufe um 90° zur Längsachse des Zugglieds gedreht, siehe Abbildung 2.25. Beim Durchdringen werden die Fasern beschädigt und es entsteht ein komplexer Spannungszustand. Für die Bolzenverbindung werden daher zusätzliche Fasern mit unterschiedlichen Richtungen erforderlich, um die Zugkraft um den Bolzen zu leiten. Durch das Einhalten der erforderlichen Randabstände ergeben sich größere erforderliche Flächen senkrecht zur Bolzenachse [236].

Der VDI gibt in [271] Hinweise zur Ausbildung von Bolzenverbindungen. Für veränderliche Kraftrichtungen soll ein quasiisotroper Laminataufbau mit sich schichtenweise ändernder

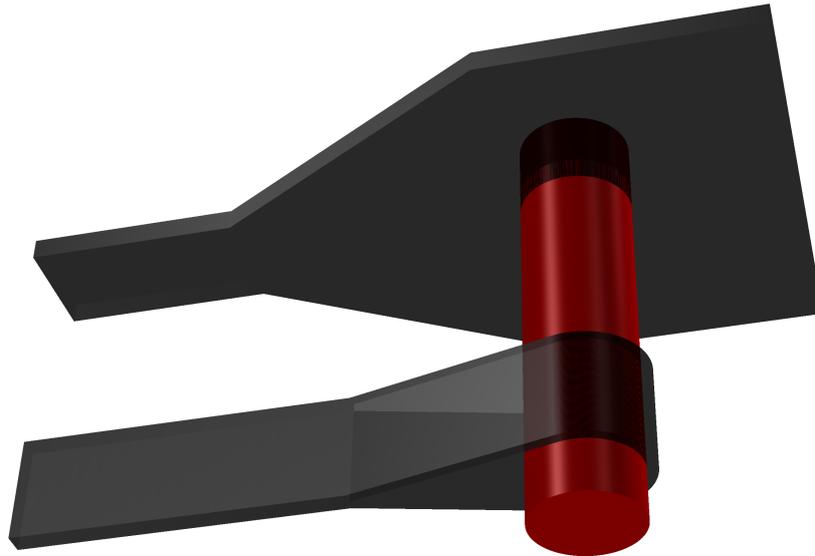


Abb. 2.25 Zwei an einem Bolzen verankerte Zugglieder: Bolzenverbindung (hinten) und Schlaufenverankerung (vorn)

Faserrichtung gewählt werden. Bei nur einer Hauptkraftrichtung können die Anteile der 90°-Richtung reduziert werden. Der Randabstand muss erheblich größer gewählt werden als bei Metallen, da der Anstieg der mittleren Spannung aufgrund der Bohrung etwa doppelt so groß ist wie bei isotropen Materialien [45]. Der dreifache Bolzendurchmesser wird als Randabstand für CFK empfohlen.

Neben dem Versagen des Bolzens werden in Abhängigkeit der Randabstände und des Laminataufbaus fünf Versagensformen von CFK unterschieden. In Abbildung 2.26a sind von links oben nach rechts unten Abmessungen, Scherbruch, Flankenzugbruch, Spalten, Verbindungs-mittelversagen, kombinierter Scher- und Flankenzugbruch sowie Lochleibungsversagen dargestellt. Anhand der qualitativen Darstellung von Lochdurchmesser und Randabständen wird deutlich, in welchen Fällen mit den jeweiligen Versagensarten zu rechnen ist. Der Lagenaufbau spielt dabei zusätzlich eine sehr wichtige Rolle. Beispielsweise können Faserlagen in 90°-Richtung das Spalten gut verhindern.

Das Lochleibungsversagen erreicht die höchste Tragfähigkeit und benötigt die größten Randabstände. Außerdem zeichnet es sich durch ein pseudo-plastisches Tragverhalten aus, siehe Abbildung 2.26b. Beim Erreichen der Tragfähigkeit beginnt sich der vom Bolzen gedrückte Bereich des Bohrlochs aufzuweiten. Dabei weicht CFK in Dickenrichtung (senkrecht zur Bolzenachse) aus. Die einzelnen Schichten des Laminats knicken aus und delaminieren, sodass sich der Bolzen durch das CFK schneidet.

Die Lochleibungsfestigkeit berechnet sich als Quotient aus Versagenslast und dem Produkt aus Lochdurchmesser und Laminatdicke (Gleichung 2.20). Dabei wird zwischen der Lochleibungsfestigkeit zu Beginn der Lochaufweitung (σ_{LV}), beim Erreichen von 2% Lochaufweitung (σ_{L2}) und der maximalen Lochleibungsfestigkeit (σ_{Lm}) unterschieden. Bei einer Lochaufweitung von 2% gilt die Verbindung als nicht mehr tragfähig. Die Kraft-Verschiebungs-Kurve knickt beim ersten Versagen ab und steigt dann bis zum Erreichen

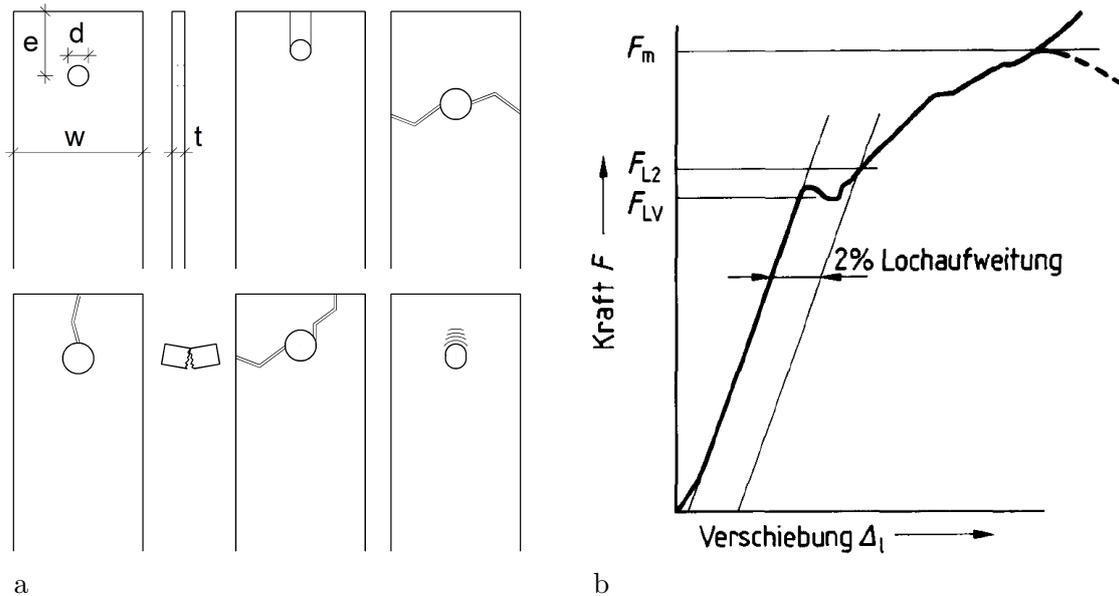


Abb. 2.26 Scher-Lochleibungsverbindung: a) Abmessungen an der Bolzenverbindung und Versagensarten: Scherbruch, Flankenbruch, Spalten, Verbindungsmittelversagen, kombinierter Scher- und Flankenbruch sowie Lochleibungsversagen [270], b) typische Kraft-Verschiebungs-Kurve für Lochleibungsversagen [60]

einer maximalen Kraft weiter an. Dabei kann der Verlauf sehr unstetig sein, da es immer wieder zu Teilversagen kommt. In Abbildung 2.26b ist der typische Verlauf für das Versagen auf Lochleibung dargestellt [60].

$$\sigma_L = \frac{F_L}{dt} \quad (2.20)$$

Ähnlich wie bei der ungestützten Schlaufe kann die Tragfähigkeit durch die Begrenzung der seitlichen Verformung wesentlich erhöht werden. Dazu werden beispielsweise Unterlegscheiben oder einlamierte Inlays verwendet. Je größer der Durchmesser und die Biegesteifigkeit der Unterlegscheibe ist, desto besser ist ihre stützende Wirkung. Ab etwa dem doppelten Bolzendurchmesser führt eine weitere Vergrößerung der Unterlegscheibe nur noch zu geringfügigen Verbesserungen [256]. Wird der Bolzen zusätzlich vorgespannt, kann ein Teil der Schubkraft über Reibung auf die Unterlegscheiben übertragen werden, sodass die Tragfähigkeit der Verbindung weiter erhöht wird [236].

In der Vergangenheit wurden umfangreiche numerische und experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von Bolzenverbindungen in Faserverbundkunststoffen durchgeführt. Dabei wurden vor allem Glasfasern und Carbonfasern in verschiedenen Laminataufbauten verwendet. Als Randbedingung für die Verbindung wird zwischen ohne seitliche Stützung, mit seitlicher Stützung durch handfest angezogenen Bolzen (finger tight) und mit seitlicher Stützung durch vorgespannten Bolzen unterschieden. Für den Bolzendurchmesser wurden zumeist Werte zwischen 5 bis 10 mm gewählt. In Tabelle 2.6 sind die Ergebnisse der Lochleibungsfestigkeit einer zweischnittigen Verbindung mit quasiisotropen Laminataufbau und seitlicher Stützung bzw. geringer Vorspannung zusammengefasst. Die dargestellten

Werte sind Bolzendurchmesser d , Unterlegscheibendurchmesser D , Verhältnis zwischen Laminatbreite und Bolzendurchmesser w/d , Verhältnis zwischen hinterem Randabstand und Bolzendurchmesser e/d , Laminatdicke t und Lochleibungsfestigkeit σ_L bzw. σ_{Lm} .

Tab. 2.6 Ergebnisse von Versuchen zur Lochleibungsfestigkeit von CFK

Quelle	d [mm]	D/d [-]	w/d [-]	e/d [-]	t [mm]	σ_{LV} [MPa]	σ_{Lm} [MPa]
Camanho [39]	6	2	6	6	2	670	810
Wang [277]	6,35	2	8	6	4	760-820	-
Wang [277]	6,35	2	5	3	4	-	980-990
Xiao [287]	4,8	-	7,94	6,25	2,24	730-830 ¹	1290-1380
Xiao [287]	4,8	-	7,94	6,25	2,3	800-830 ¹	1470-1490
Sun [256]	6,35	2	8	6	3,93 ²	880	-
Crews [51]	6,35	2	8	4	2,24	600	780
Park [202] ³	6,35	2	5	5	3,36	280-350	710-760
Herrington [118]	6,35	3	6	6	0,97	730	-
Eriksson [73]	6	2	6	6	3,05	-	800
Eriksson [73]	6	2	8	6	2,54	-	500-900 ⁴
Kelly [138]	6,35	1,9	5	5	3,3	660	700

¹Der angegebene Wert ist kleiner als σ_{LV} .

²24 Schichten mit einer Dicke zwischen 0,19 bis 0,21 mm [57].

³Quasiisotroper Laminataufbau mit jeweils 3 übereinanderliegenden Schichten gleicher Faserrichtung.

⁴Niedrige Werte bei hohem 90°-Anteil, hoher Wert bei hohem 45°-Anteil.

Die Werte zur Lochleibungsfestigkeit in Tabelle 2.6 weichen voneinander ab, erreichen aber für σ_{LV} mindestens 600 MPa. Für die Bemessung einer Bolzenverbindung kann dieser Wert als Richtwert verwendet werden. Die Differenz bis zur maximalen Tragfähigkeit bietet eine zusätzliche Sicherheit für extreme Belastungssituationen. Bei Spannungen über σ_{LV} kommt es jedoch zu irreversiblen Schäden. Die Abweichungen lassen sich unter anderem auf die Verwendung unterschiedlicher Fasern, unterschiedlicher Faservolumengehalte und die Qualität der Verarbeitung zurückführen.

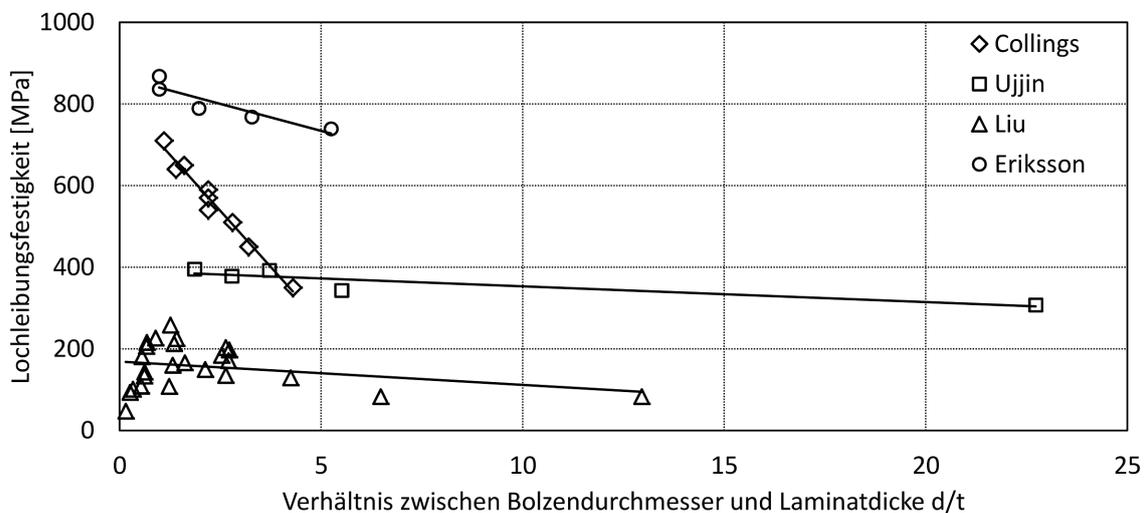


Abb. 2.27 Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des d/t -Verhältnisses, Werte entnommen aus [45, 268, 73, 164, 163]

Der größte in der Literatur entdeckte Bolzendurchmesser beträgt 25 mm [164, 163]. Für Zugglieder aus CFK sind jedoch größere Bolzendurchmesser notwendig, insbesondere wenn die Kraft über einen gelenkigen Anschluss mit nur einem Bolzen übertragen werden soll. Beim Vergleich der Ergebnisse für verschiedene Bolzendurchmesser kann man feststellen, dass die Tragfähigkeit mit dem Bolzendurchmesser abnimmt, siehe Abbildung 2.27. Collings [45] hat festgestellt, dass die Abnahme in den von ihm untersuchten Laminaten von dem Verhältnis zwischen Bolzendurchmesser und Laminatdicke abhängt. In Abbildung 2.27 sind die Untersuchungsergebnisse von Collings [45], Ujgin [268], Liu [164, 163] und Eriksson [73] zusammengefasst, die verschiedene Bolzendurchmesser unter den gleichen Bedingungen getestet haben. Die Lochleibungsfestigkeit wird in Abhängigkeit des Verhältnisses von Bolzendurchmesser zu Laminatdicke (d/t -Verhältnis) dargestellt. Die größten d/t -Verhältnisse repräsentieren gleichzeitig die größten Bolzendurchmesser. Entgegen den bisherigen Ergebnissen aus Tabelle 2.6 verwendet Collings keinen quasiisotropen Laminataufbau, Liu verwendet Glasfasern und nur die Verbindungen von Eriksson sind seitlich gestützt. In Abbildung 2.27 ist zu erkennen, dass die Lochleibungsfestigkeit mit dem d/t -Verhältnis abnimmt. In Anbetracht der abfallenden Kurven muss für Bolzendurchmesser über 25 mm und entsprechend ungünstigen d/t -Verhältnissen von einer geringeren Lochleibungsfestigkeit als 600 MPa ausgegangen werden.

2.5 Verankerungen von Drahtseilen aus Stahl

Die im Folgenden dargestellten bekannten Verankerungen für Drahtseile bilden die Grundlage vieler Verankerungen für Zugglieder aus CFK. Aufgrund der anisotropen Eigenschaften der Carbonfaser sind jedoch umfangreiche Veränderungen erforderlich, siehe Abschnitt 2.4. Der Verguss und die Keilverankerung (Abbildung 2.28) weisen Gemeinsamkeiten mit entsprechenden Verankerungen für Zugglieder aus CFK auf, siehe Tabelle 2.4 auf Seite 27. Das Flämische Auge (Abbildung 2.29) ist eine Spleißverbindung, die mit der Schlinge vergleichbar ist.

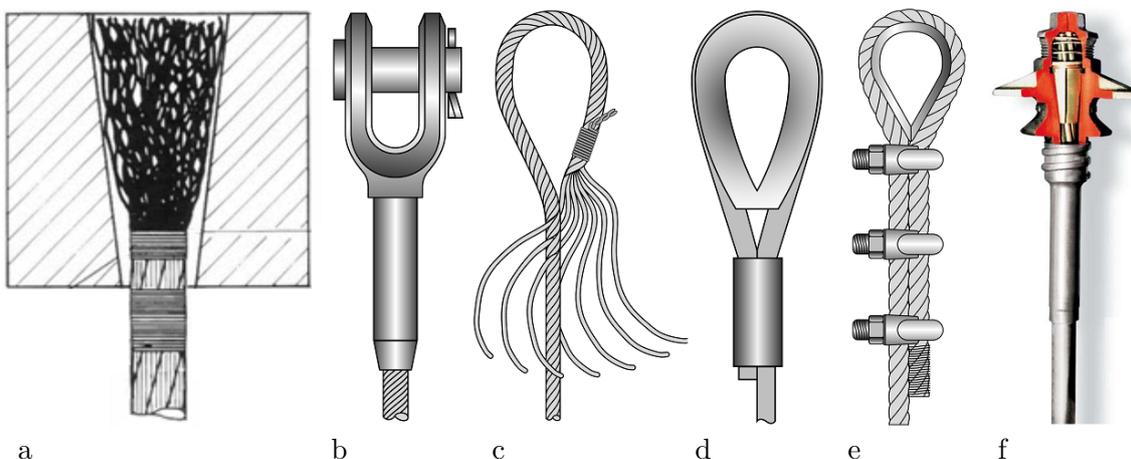


Abb. 2.28 Verankerungen von Drahtseilen: a) Verguss [83], b) Bolzenpressverbindung, c) Spleiß, d) Schlaufe mit Pressverbindung und e) Schlaufe mit Seilklemmen [272], f) Keilverankerung einer Monolitze [67]

In [82, 83, 272] und [207] finden sich umfangreiche Informationen zum Stand der Technik von Drahtseilverankerungen. Feyrer [82] teilt die Verankerungen in Spleißverbindungen, Schraubklemmen, Pressverbindungen und Seilerguss ein. In Abbildung 2.28 sind typische Verankerungen für Stahlseile zu sehen.

Tab. 2.7 Vergussmaterialien nach [82]

Vergussmaterial	Vorwärmtemperatur	Einbringtemperatur
VgPbSn10Sb	225±25 °C	350±10 °C
SnSb12Cu6Pb	225±25 °C	440±10 °C
GB-ZnAl6Cu1	325±25 °C	450±10 °C
ZN 99,99	325±25 °C	490±10 °C
Polyesterharz	-	-
Epoxidharz	-	-

Der Seilerguss erfolgt in einer konischen Vergusshülse, die oft als Gabelkopf ausgeführt ist. Die Drähte am Ende des Seils werden in der Vergusshülse besenartig aufgespreizt, siehe Abbildung 2.28a. Daraufhin werden die Drähte gereinigt und gegebenenfalls beschichtet und dann die Hülse mit einer Metallschmelze vergossen. Als Vergussmetalle kommen Zink, Zinklegierungen und Blei-Zinnlegierungen in Frage. In Tabelle 2.7 sind die Vergussmaterialien mit den dazugehörigen Vorwärm- bzw. Einbringtemperaturen zusammengefasst. Alternativ können auch Reaktionsharze zum Vergießen verwendet werden. Diese haben den Vorteil, bei Raumtemperatur eingebracht werden zu können. Der Seilerguss hat eine Verankerungsgüte von 100 %.

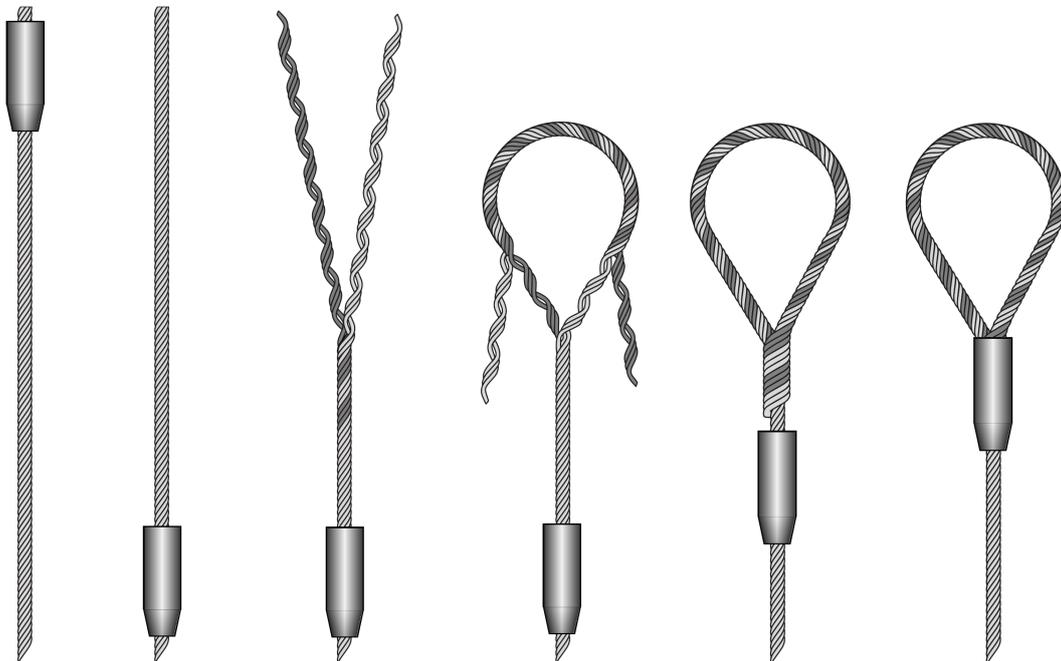


Abb. 2.29 Herstellungsverfahren des Flämischen Auges als Verankerung für Drahtseile [272]

Eine Schlaufenverankerung für Drahtseile wird traditionell durch einen Spleiß hergestellt. Dazu wird das Seilende zu einer Schlaufe geformt und am Ende aufgefächert (Abbildung 2.28c). Die einzelnen Drähte werden zwischen die Drähte des ankommenden Seilstrangs

gesteckt, sodass sie parallel zu ihnen verlaufen. Die Verankerungsgüte beträgt zwischen 80 und 90 %. Eine besondere Form des Spleißes ist das Flämische Auge (Abbildung 2.29). Dabei wird das Stahlseil auf einer größeren Länge aufgefächert und die Drähte in zwei Gruppen geteilt. Die Gruppen werden jeweils in Schlaufenform gebogen und entlang dieser miteinander verseilt. Die Verankerungsgüte beträgt 90 bis 100 %. Das Konzept des Flämischen Auges ist vergleichbar mit den in dieser Arbeit vorgeschlagenen Schlingen.

Eine kostengünstige Verankerung stellt die Pressverbindung dar. Dazu wird das Seil ohne Spleiß zu einer Schlaufe geformt und eine Hülse aus Aluminium auf das Drahtseil gepresst, sodass sie plastisch verformt wird, siehe Abbildung 2.28d. Mit der Pressverbindung werden Verankerungsgüten von 80 bis 100 % erreicht. Wird eine Hülse auf das gerade Seilende aufgepresst, spricht man von einer Bolzenpressverbindung.

Anstelle der Pressverbindung können Seilklemmen angeordnet werden (Abbildung 2.28e), die die beiden Seilstränge einer Schlaufe miteinander verbinden. Die Verankerungsgüte liegt zwischen 85 und 95 %.

Litzen aus 7 Drähten werden mit Keilen verankert und für Spannglieder und Schrägseile verwendet. Die Monolitze des Herstellers DSI [67] ist beispielhaft in Abbildung 2.28f dargestellt.

2.6 Umlenkung von Zuggliedern aus CFK

In Tragkonstruktionen werden Zugglieder nicht immer nur als gerade Verbindungen verwendet, sondern auch umgelenkt. Dabei ändert sich die Richtung des Zugglieds und es entsteht eine Umlenkkraft, die von einem Umlenksattel aufgenommen werden muss. Der Spannungszustand eines umgelenkten Zugglieds ist vergleichbar mit dem einer Schlaufenverankerung, da Normalspannungen mit Druck in Querrichtung überlagert werden. Im Vergleich zu der Schlaufe ist jedoch der Umlenkwinkel kleiner, der Umlenkradius größer und die Kontaktspannung geringer.

Bauwerke, in denen umgelenkte Zugglieder aus CFK verwendet wurden, sind die Penobscot Narrows Bridge [218, 109], die Bridge Street Bridge [111, 108], die Spannbandbrücke an der TU Berlin [227], die Fußgängerbrücke in Cuenca [201, 98, 99] und die Fußgängerbrücke an der EMPA [182], siehe Tabelle 2.2 auf Seite 10.

In Abbildung 2.30 sind verschiedene Umlenksituationen dargestellt. Es handelt es sich um den Umlenksattel für ein Stahlspannband der Nordbrücke in Rostock in Form einer Blattfeder (Abbildung 2.30a), einen Umlenksattel aus Beton für Zugglieder aus CFK der Fußgängerbrücke in Cuenca (Abbildung 2.30b) und einen Bolzen zum Umlenken der Zugglieder aus CFK der Spannbandbrücke an der TU Berlin (Abbildung 2.30c). Die Geometrie eines Umlenksattels wird in Abhängigkeit der Biegesteifigkeit des Zugglieds gewählt. Die Spannung aus Zwangsbiegung durch die Krümmung des Querschnitts soll dabei möglichst klein gehalten werden. Hinweise zur Auslegung von Umlenksätteln aus Stahl

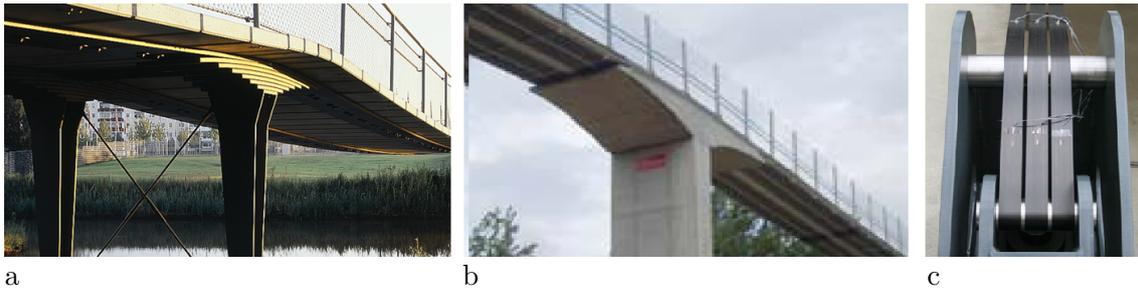


Abb. 2.30 Umlenksituation an drei Spannbandbrücken: a) Umlenksattel für Spannbänder aus Stahl [226], b) Umlenksattel für Zugglieder aus CFK mit rundem Querschnitt [201], c) Umlenkung dünner Lamellen aus CFK an einem Bolzen [227]

werden in [61] und [68] gegeben. Die faserparallele Spannung σ_M in der Randfaser eines rechteckigen Querschnitts infolge einer Zwangsbiegung ist abhängig von Elastizitätsmodul E des verwendeten Materials, der Dicke t der Querschnitts und des Biegedurchmessers D , siehe Gleichung 2.21.

$$\sigma_M = \frac{Et}{D} \quad (2.21)$$

Hwash [125, 142] hat experimentelle Untersuchungen von umgelenkten Zuggliedern aus Lamellen aus CFK durchgeführt. Die Lamellen Sika Carbodur V914 (vgl. [247]) wurden über unterschiedlich beschichtete Sattel mit Krümmungsradien von 150 mm und 1000 mm umgelenkt und bis zum Bruch beansprucht. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass die Tragfähigkeit der Lamelle durch die Umlenkung reduziert wird. In Tabelle 2.8 ist zu sehen, dass sich die Lamellentragfähigkeit im ungünstigsten der untersuchten Fälle, der aus der Kombination vom kleinsten Umlenkradius mit dem größten Umlenkwinkel besteht, auf 74 % verringert.

Tab. 2.8 Zusammenfassung der Ergebnisse von Hwash [142], Versuche zur Umlenkung von Zuggliedern aus CFK

Radius [mm]	Umlenkwinkel [°]	Bruchkraft [kN]	Tragfähigkeit [%]	Beschichtung [-]	σ_{max} [GPa]
∞	0	258	100	keine	3,69
150	110°	190	74	keine	3,46
150	30°	229	89	keine	4,02
1000	30°	245	95	PE	3,61

Ein geringer Reibbeiwert der Beschichtung auf dem Sattel scheint die Tragwirkung zu steigern, siehe Abbildung 2.31. Für den günstigsten Fall mit größtem Umlenkradius, kleinstem Umlenkwinkel und Verwendung einer Gleitbeschichtung konnten 95 % der Lamellenbruchkraft erreicht werden.

Mit der Versuchseinrichtung, die Hwash verwendete, konnte der gesamte Querschnitt nicht zum Bruch gebracht werden. Er hat sich beholfen, indem der Querschnitt der Lamellen seitlich je 2 cm eingeschnitten wurde. Der so entstandene Teilquerschnitt mit den Abmessungen 50 mm x 1,4 mm wurde dann getestet. Mit dem E-Modul von 160 GPa und den Querschnittsangaben lässt sich die maximale faserparallele Spannung aus axialem

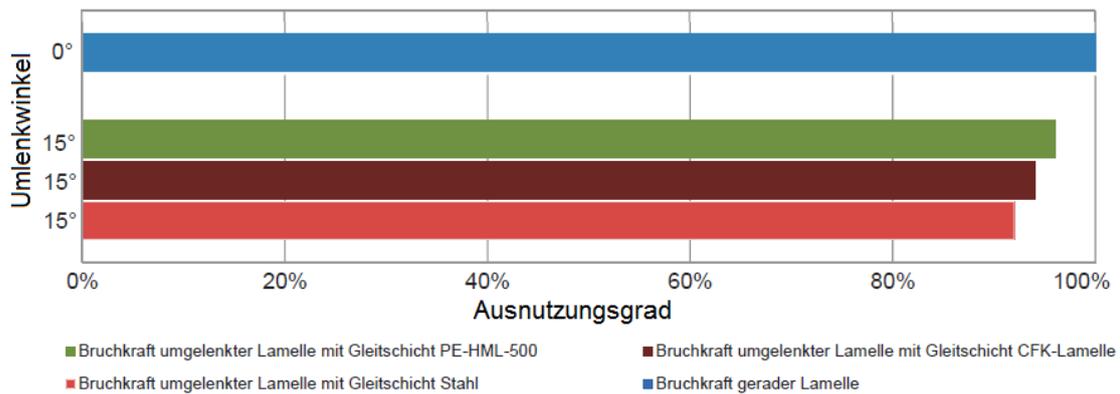


Abb. 2.31 Tragfähigkeit von umgelenkten Lamellen aus CFK für den Umlenkradius 1000 mm und unterschiedliche Beschichtungen [125]

Zug und Zwangsbiegung nach Gleichung 2.22 berechnen. Für die Lamelle mit 150 mm Umlenkradius und 30° Umlenkwinkel kann beispielsweise eine maximale faserparallele Spannung von 4,02 GPa an der Zugseite ermittelt werden, siehe Gleichung 2.23.

$$\sigma_{max} = \frac{F}{bt} + \frac{Et}{D} \quad (2.22)$$

$$\sigma_{max,150mm/30^\circ} = \frac{229 \text{ kN}}{50 \text{ mm} \cdot 1,4 \text{ mm}} + \frac{160 \text{ GPa} \cdot 1,4 \text{ mm}}{2 \cdot 150 \text{ mm}} = 4,02 \text{ GPa} \quad (2.23)$$

Die Ergebnisse der Spannungsberechnung sind in der rechten Randspalte von Tabelle 2.8 aufgeführt. Die maximale faserparallele Spannung liegt für die geraden und umgelenkten Lamellen in derselben Größenordnung. Das zeigt, dass die Lamellenbruchkraft vor allem aufgrund der Zusatzbeanspruchung durch die Zwangsbiegung abgenommen hat. Entgegen der Erwartung sind die errechneten Spannungen höher als die vom Hersteller angegebene Mindestzugfestigkeit von 2,9 GPa.

2.7 Ermüdung von Zuggliedern aus CFK

Zugglieder aus CFK besitzen häufig eine unidirektionale Faserausrichtung und einen hohen Faservolumengehalt. Sie sind wenig empfindlich gegenüber Ermüdung, zeigen aber ein charakteristisches Verhalten bei wechselnder Beanspruchung. Gemstedt [100] und Talreja [258] geben einen Überblick über die Gründe und den Ablauf von Ermüdung bei unidirektionalen Bauteilen aus CFK, der im Folgenden zusammengefasst wird.

Nach dieser Darstellung geht die Ermüdung des CFKs von der Matrix aus, da die Carbonfasern selbst fast keine Ermüdung aufweisen. Der Ablauf ist abhängig von der Art der Matrix. Handelt es sich bei der Matrix um Epoxidharz, beginnt die Schädigung an einigen wenigen Carbonfasern, die bereits bei geringen Dehnungen gerissen sind, da sie geringere Festigkeiten aufweisen oder kürzer sind. Es entsteht ein Riss in der Matrix senkrecht zur Kraftrichtung. Erreicht die Spitze des Risses die benachbarte Faser, kommt es dort zu einer

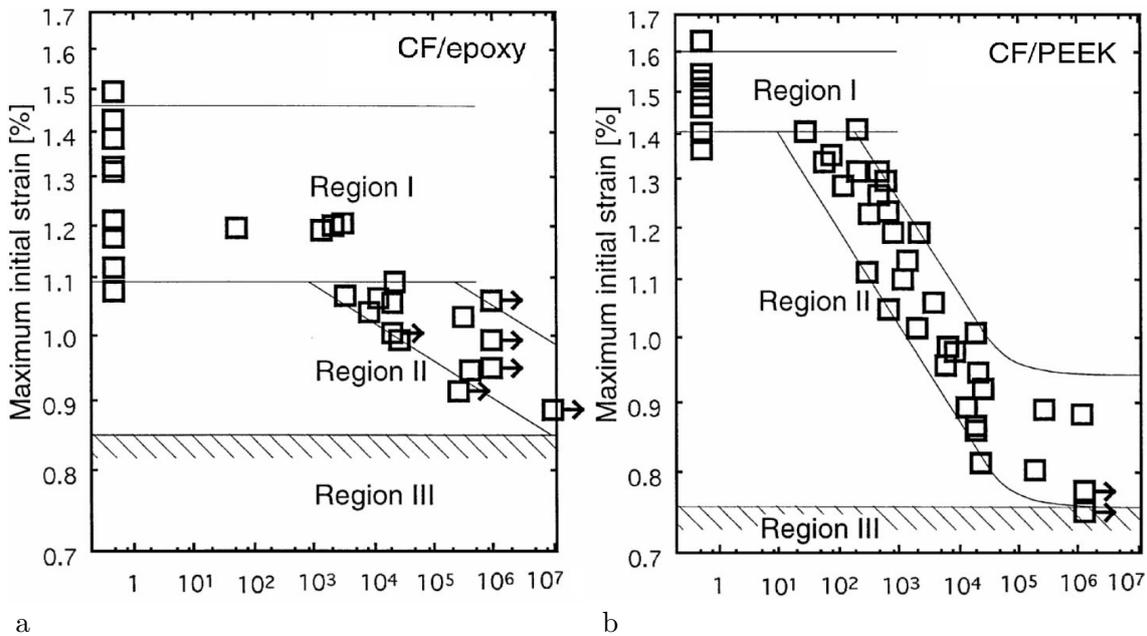


Abb. 2.32 Regionen der Ermüdung von CFK und Ergebnis der Ermüdungsversuche für a) CFK mit Epoxidharzmatrix und b) CFK mit thermoplastischer PEEK-Matrix [100]

Spannungskonzentration. Daraufhin reißt die Faser, sodass die Dehnsteifigkeit nachlässt und der Riss bis zur nächsten Faser weiterwachsen kann. Auf diese Weise vergrößert sich der Ermüdungsriss und verringert die Tragfähigkeit des Querschnitts. Beim Thermoplast PEEK entstehen die Risse entlang der Carbonfaser. Die Faser bricht, wenn der Verbund zwischen Matrix und Faser nicht mehr gegeben ist und der Riss kann sich mit benachbarten Rissen vereinen. Im Allgemeinen ermüdet CFK mit duktiler Matrix langsamer als mit spröder und mit harter Matrix schneller als mit weicher, z.B. mit PEEK schneller als mit Epoxidharz [100].

In Bezug auf das Risswachstum werden 3 Regionen definiert, siehe Abbildung 2.32. In Region I führen hohe statische Spannungen zu Faserrissen, in Region II wachsen Ermüdungsrisse aufgrund hoher lokaler Spannungen immer weiter an. In Region III bleibt die Länge entstandener Ermüdungsrisse bei geringen Spannungsamplituden unverändert (Dauerfestigkeit). In Abbildung 2.32 sind die Ergebnisse von Ermüdungsversuchen an unidirektionalen Laminaten mit Epoxidharz (Abbildung 2.32a) und PEEK (Abbildung 2.32b) zu sehen. Die Prüfkörper mit ähnlichem Faservolumengehalt und Festigkeit wurden bei einem Spannungsverhältnis von 0,1 und einer Frequenz von 10 Hz getestet. Es ist gut zu erkennen, dass die Festigkeitskurve der PEEK-Prüfkörper steiler abfällt und bei einer geringeren Dauerfestigkeit endet.

Michel [189] untersuchte die Ermüdungsfestigkeit von unidirektionalen Laminaten aus Carbonfaser und PEEK bei bis zu einer Milliarde Lastwechseln (10⁹) im sogenannten Gigacycle-Regime. Das Interessante an diesen Versuchen bei $R = 0,1$ ist, dass keine Dauerfestigkeit nachgewiesen werden konnte. In Abbildung 2.33 sind die Ergebnisse der Versuche dargestellt.

In der Vergangenheit wurden mehrere Untersuchungen zur Ermüdung von Zuggliedern

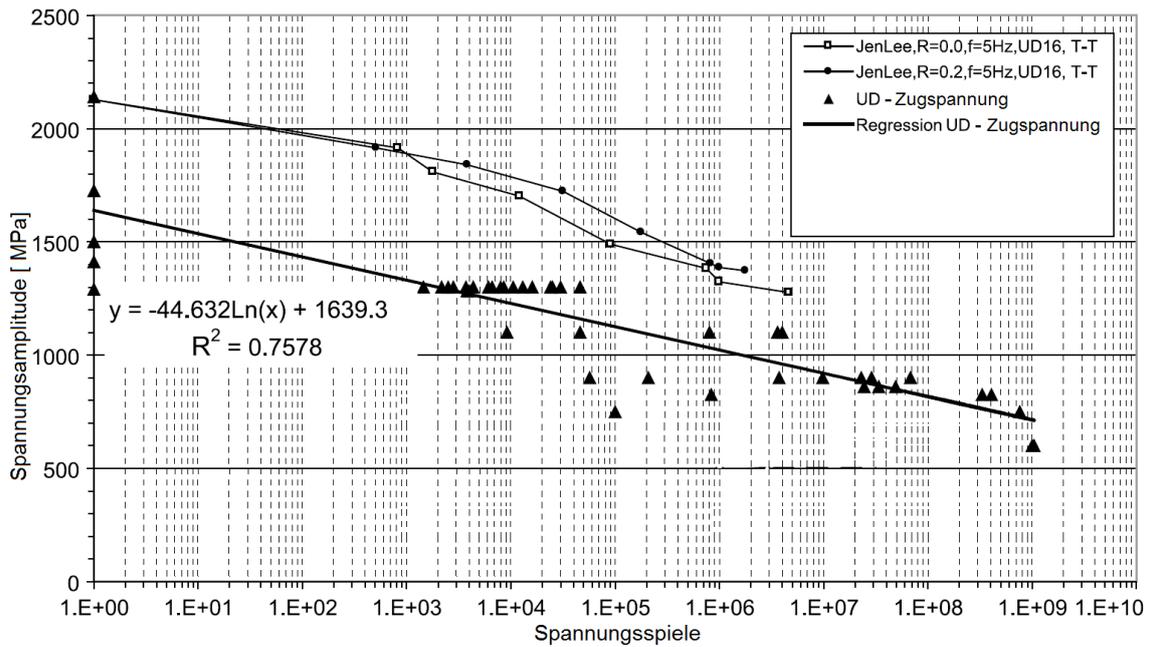


Abb. 2.33 Ergebnisse der Ermüdungsversuche mit bis zu 10^9 Lastwechseln aus [189]

aus CFK durchgeführt. Im Folgenden werden einige davon vorgestellt. Untersuchungen zur Ermüdung von Spanngliedern aus Carbonfasern im Vergleich zu Spanngliedern aus anderen Fasern sind in [30] zusammengefasst.

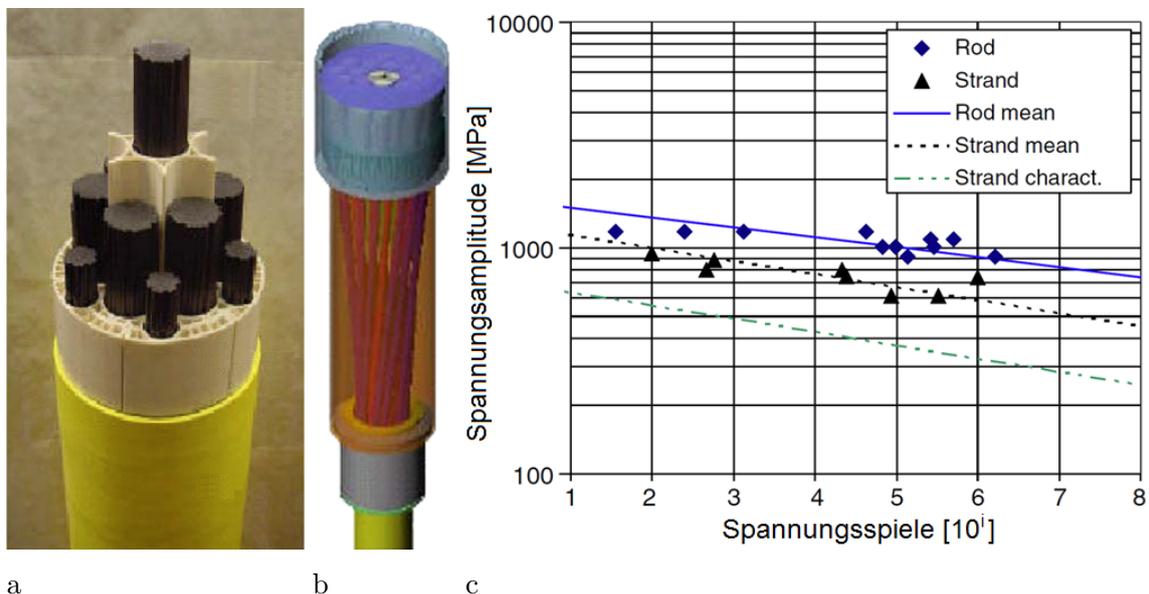


Abb. 2.34 CompTether: a) Blick auf den Querschnitt, b) Verankerung und c) Ergebnis der Ermüdungsversuche [112]

Gustafson [112] beschreibt Ermüdungsversuche, die im Rahmen der Entwicklung eines Zugglieds aus CFK für Offshore-Anwendungen durchgeführt wurden. Der sogenannte CompTether ist ein Zugglied, das aus mehrfach verseilten Rundstäben mit 6 mm Durchmesser besteht. Sieben Litzen aus je 85 Stäben und 6 Litzen aus je 31 Stäben wurden ähnlich der Filler-Machart verseilt. Jede Litze ist einzeln in einem konischen Vergusskörper verankert und dann in einer gemeinsamen Verankerung aus Metall befestigt. In Abbildung 2.34a sind

eine Ansicht des Querschnitts und in Abbildung 2.34b die Verankerung mit den einzelnen Vergusskörpern zu sehen. Zunächst wurden 12 Einzelstäbe mit einer Länge von 1 m bei 3 Hz und einen Spannungsverhältnis von $R = 0,05$ (Zugschwellbelastung) bis zum Bruch getestet. Daraufhin wurden 8 vollständige Litzen aus 85 Stäben mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ getestet und auf dieses Verhältnis zurückgerechnet. Jede Litze wurde bis zu eine Million Mal belastet und danach statisch bis zum Bruch gedehnt.

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind in Abbildung 2.34 zusammengefasst. Der Mittelwert der Festigkeit aus den statischen Versuchen beträgt 1710 MPa für die Stäbe und 1500 MPa für die Litzen. Aus dem Diagramm ist zu erkennen, dass die Festigkeit der Stäbe und Litzen mit der Anzahl der Lastzyklen abnimmt. Eine Grenze für die Dauerfestigkeit ist nicht gefunden worden. Die teilweise große Abweichung der einzelnen Messergebnisse von den interpolierten Geraden macht deutlich, dass eine belastbare Aussage über den Anstieg der Geraden und statistische Abweichungen nur mit einer sehr großen Anzahl von Prüfkörpern ermittelt werden kann.

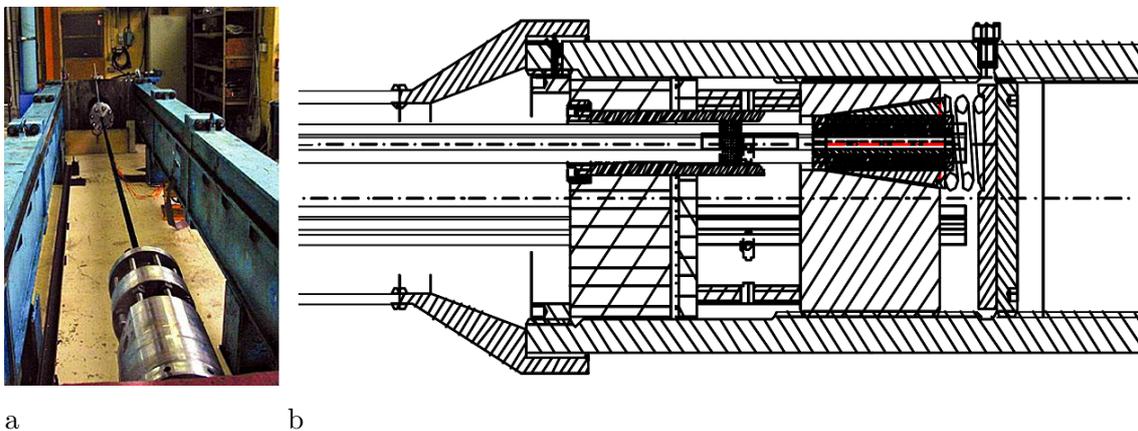


Abb. 2.35 Verankerung von Freyssinet: a) Versuchsaufbau für Ermüdungsversuche und b) technische Zeichnung der Verankerung [103]

In [200, 103] werden Ermüdungsversuche an drei Zuggliedern aus CFK mit Verankerungen von Freyssinet beschrieben. In Abbildung 2.35a ist die Versuchseinrichtung und in Abbildung 2.35b eine technische Zeichnung der Verankerung zu sehen. Die Zugglieder bestehen aus 19 Einzelstäben mit 6 mm Durchmesser. Sie wurden mit einer Spannung von 45 % ihrer Festigkeit vorgespannt und 2 Millionen Mal mit einer Amplitude von 400 bzw. 600 MPa belastet. Nach Beendigung der Lastwechsel wurden die Zugglieder bis zum Bruch belastet. Die statische Zugfestigkeit wird mit 2400 MPa angegeben, ohne dass auf entsprechende Versuche verwiesen wird. Es handelt sich daher wahrscheinlich um die Herstellerangabe des Pultrudeurs Soficar. Die Prüfkörper erreichten eine mittlere Spannung von 2944, 2813 und 2806 MPa. Anhand dieser Angaben hat die Ermüdungsbeanspruchung die Festigkeit der Zugglieder nicht nur nicht verringert, sondern erhöht. Die Festigkeitsangabe von 2400 MPa ist offenbar zu niedrig.

Noisternig führte Ermüdungsversuche [197] an Dywicarb-Zuggliedern entsprechend den Vorgaben des Post-Tensioning Institutes (PTI) [209] durch. Zugglieder aus 7, 19 bzw. 91 Rundstäben mit je 5 mm Durchmesser wurden geprüft. Die kleineren Zugglieder zeigten nach

zwei Millionen Lastwechseln nur einen geringen Abfall der Tragfähigkeit. Das Zugglied mit 91 Stäben erreichte nach der Wechselbelastung 70 % der Tragfähigkeit. Da kein zusätzlicher statischer Versuch durchgeführt wurde, ist nicht klar, ob die Abminderung der Tragfähigkeit von 30 % auf die Ermüdung oder die unzureichende Parallelität der Stäbe im Zugglied zurückzuführen ist.

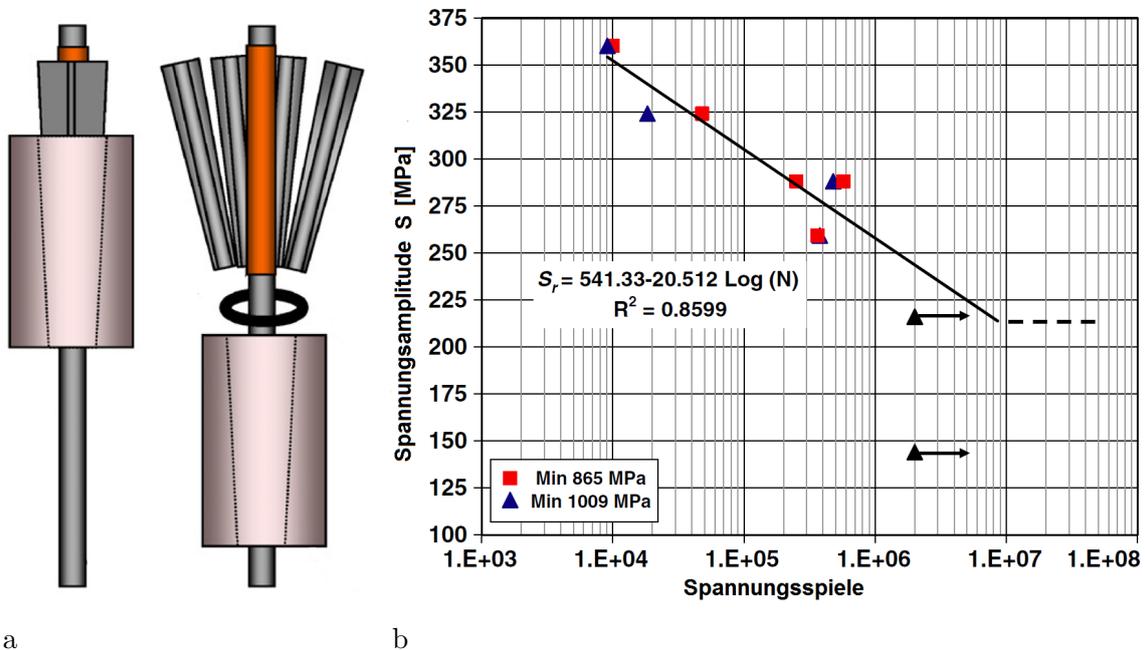


Abb. 2.36 Ermüdungsversuch von Elrefai: a) Skizze der Verankerung und b) Ergebnisse der Ermüdungsversuche an Rundstäben [72]

Elrefai [72] berichtet von Ermüdungsversuchen an 14 Rundstäben aus CFK. Die Stäbe haben einen Durchmesser von 9,4 mm bei einer Länge von 1 m und wurden mit Keilen verankert, siehe Abbildung 2.36a und Al-Mayah in Tabelle 2.4. Die Stäbe wurden mit einer Frequenz von 3 bis 4 Hz und höchstens 2 Millionen Mal belastet. Anhand der Ergebnisse schlussfolgert Elrefai, dass die Stäbe bei einer Spannungsamplitude von höchstens 10 % der Festigkeit dauerhaft sein könnten. In Abbildung 2.36b sind die Ergebnisse der Ermüdungsversuche zu sehen. Die Grenze für die angenommene Dauerfestigkeit ist ebenfalls eingezeichnet. Elrefai verweist auf Sayed-Ahmed [221], der ähnliche Versuche an Rundstäben mit Keilverankerung durchgeführt hat.

3 Voruntersuchungen

3.1 Lochleibungsfestigkeit von Laminaten bei großen Bolzendurchmessern

In Abschnitt 2.4.3 wurde dargelegt, dass die Lochleibungsfestigkeit von CFK vom Bolzendurchmesser abhängig ist. Für die Untersuchungen in diesem Kapitel werden Bolzenverbindungen zur Verankerung von Lamellen verwendet. Für die Auslegung dieser Verbindungen wurden Versuche zur Lochleibungsfestigkeit mit Bolzendurchmessern von 20 bis 33 mm durchgeführt. Die Versuche fanden im Rahmen der Abschlussarbeiten von Ra [214] und Achterberg [1] statt.

Tab. 3.1 Geometrien der Platten für die Lochleibungsversuche

Parameter	Einheit	20	27.1, 27.2, 27.3	27.3, 27.4, 27.5	33.1, 33.2, 33.3
d	mm	20	27	27	33
D	mm	27	33	33	36
w	mm	95	116	189	216
e	mm	60	81	81	99
E	mm	91	99	99	108
w/d [-]	-	4,8	4,3	7	6,5
w/D [-]	-	3,5	3,5	5,7	3
e/d [-]	-	3	3	3	3
E/d [-]	-	3	3	3	3

Es wurden 9 Platten mit quasiisotropem Laminataufbau geprüft. In Tabelle 3.1 sind die geometrischen Parameter der Platten aufgelistet. Jede Platte mit einer Dicke von 5,2 mm verfügt über zwei Bohrungen. Die kleinere der beiden Bohrungen soll auf Lochleibung versagen. In Tabelle 3.1 ist D der Lochdurchmesser und E der Randabstand der großen Bohrung, e und d sind der Lochdurchmesser und der Randabstand der kleinen Bohrung. Das Laminat wird an den Verbindungen seitlich durch Unterlegscheiben gehalten. Für die Durchmesser 20, 27 und 33 mm werden Unterlegscheiben mit einem Durchmesser von 37, 49 und 68 mm verwendet. Der Laminataufbau der Platten 20, 27.1 und 27.2 hat eine 90°-Lage als äußere Lage und die anderen Platten eine 0°-Lage als äußere Lage.

In Abbildung 3.1 sind Fotos der Prüfkörper zu sehen und die Aufweitung der kleineren Bohrung deutlich zu erkennen. Es handelt sich eindeutig um die Versagensform Lochleibung. Anhand der Detailaufnahme (Abbildung 3.1d) ist erkennbar, dass Prüfkörper 20 aufgrund der unterschiedlichen Faserorientierung der äußeren Schicht ein anderes Versagensbild als Prüfkörper 33.1 aufweist.

Anhand der Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 3.2 wird deutlich, dass die Platten einen typischen Verlauf nach Abbildung 2.26b aufweisen. Nach dem ersten Bruch kommt es zu einer weiteren Laststeigerung unter großen Verformungen. Die ermittelte Lochleibungsspannung

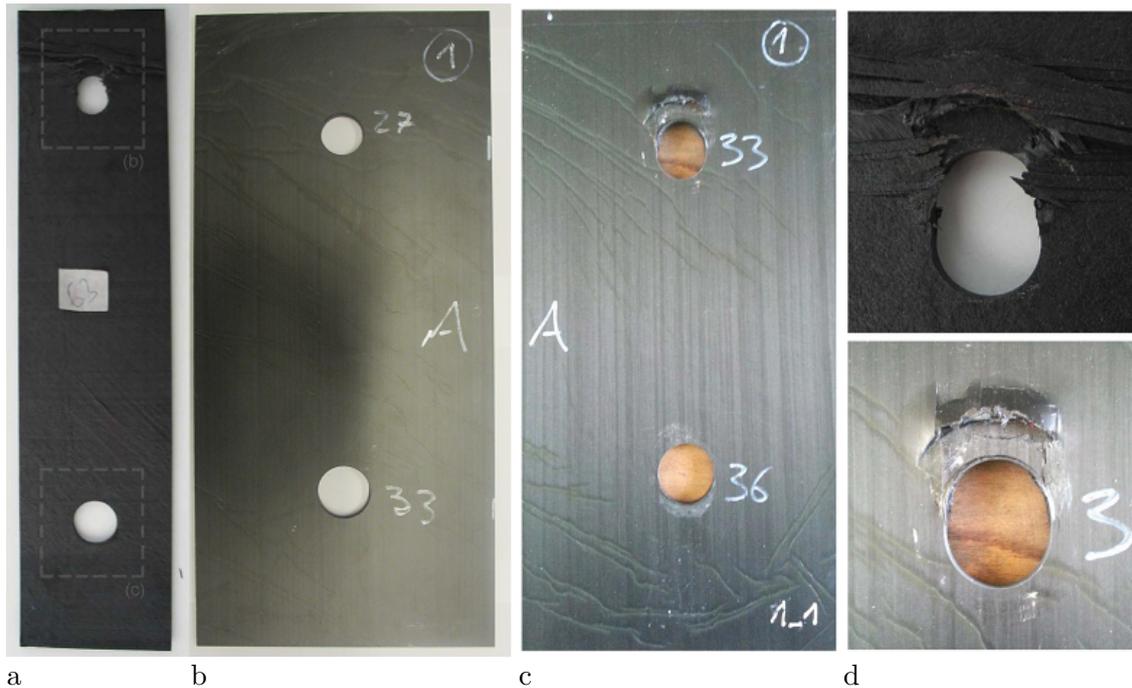


Abb. 3.1 Prüfkörper für Versuche zur Lochleibung: a) Prüfkörper 20 aus [214] nach dem Versagen, b) Prüfkörper 27.3 vor dem Versagen und c) Prüfkörper 33.1 nach dem Versagen aus [1], d) Detailaufnahmen (Prüfkörper 20 und 33.1) des Lochleibungsversagens

zu Beginn der Aufweitung und die maximale Lochleibungsspannung sind in Abbildung 3.3 dargestellt. Der Mittelwert für die Lochleibungsspannung zu Beginn der Aufweitung beträgt 428 MPa für 27 mm Durchmesser und 425 MPa für 33 mm Durchmesser.

Für die Verankerung einer Lamellenkraft von 196 kN ist bei einem Lochdurchmesser von 36 mm eine Laminatdicke von 13 mm erforderlich (Gleichung 3.1). Wird das Prepreg CE 1501-230 verwendet, das eine 20 % höhere Festigkeit der verwendeten Faser aufweist, kann die Laminatdicke um 20 % auf 10,4 mm reduziert werden.

$$t = \frac{F}{d\sigma_{LV}} = \frac{196 \text{ kN}}{36 \text{ mm} \cdot 420 \text{ MPa}} = 13 \text{ mm} \quad (3.1)$$

Die Bedingungen bei den seitlich gestützten Versuchen sind ähnlich wie bei Eriksson [73] in Abbildung 2.27. Er verwendet die maximale Lochleibungsfestigkeit. Der Mittelwert der gemessenen maximalen Lochleibungsfestigkeiten für $d = 27 \text{ mm}$ und $d/t = 5,2$ liegt etwa 25 % unter den Ergebnissen von Eriksson für $d/t = 5,2$.

3.2 Verankerung von Lamellen aus CFK

3.2.1 Verankerung von Lamellen mit aufgeklebten Laminaten

Vor der Entwicklung der Schlingen wurden Untersuchungen zur Verankerung von pultrudierten Lamellen aus CFK durchgeführt. Diese Lamellen sollten mit einem Bolzenanschluss

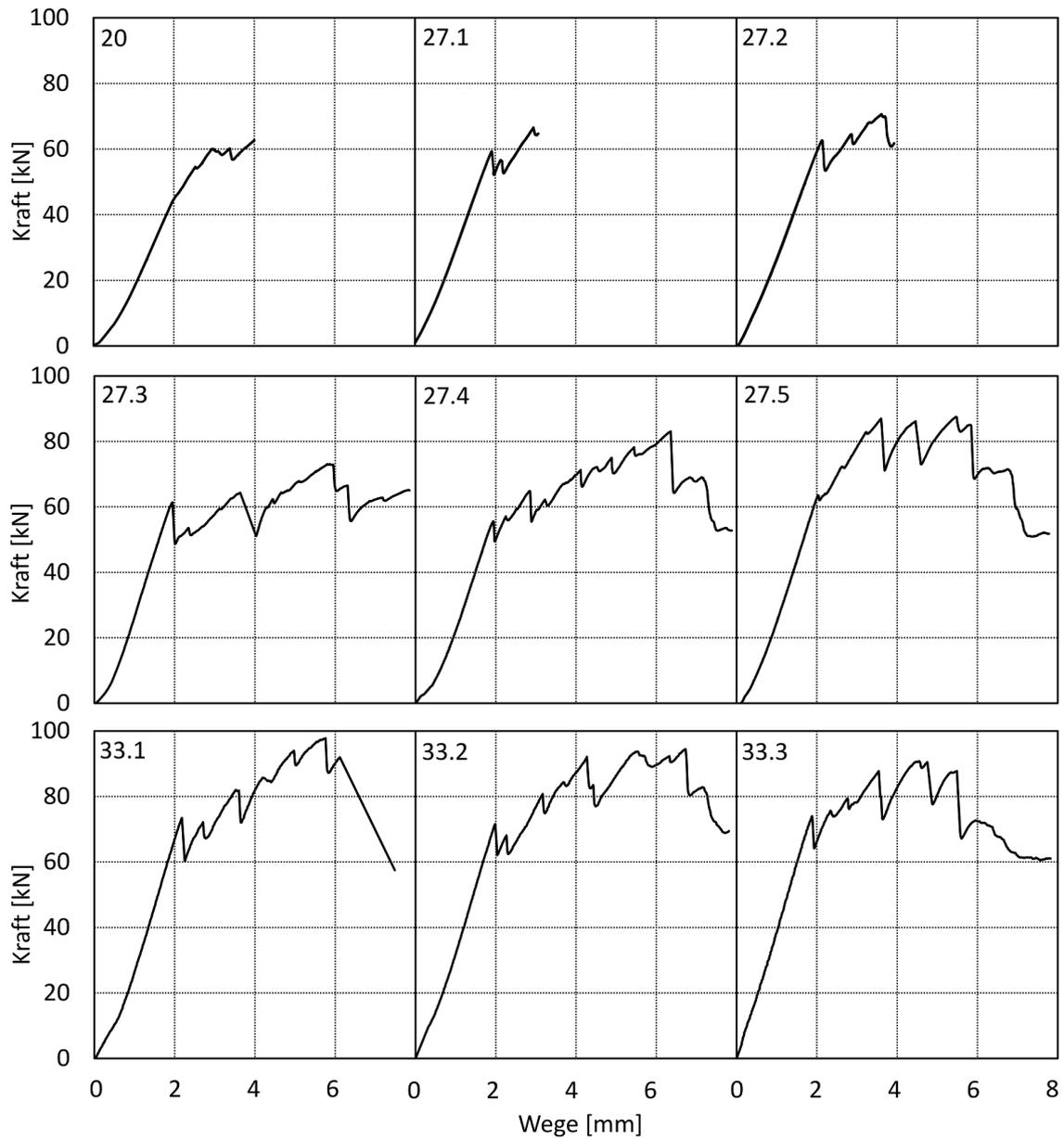


Abb. 3.2 Kraft-Weg-Kurven der Lochleibungsversuche

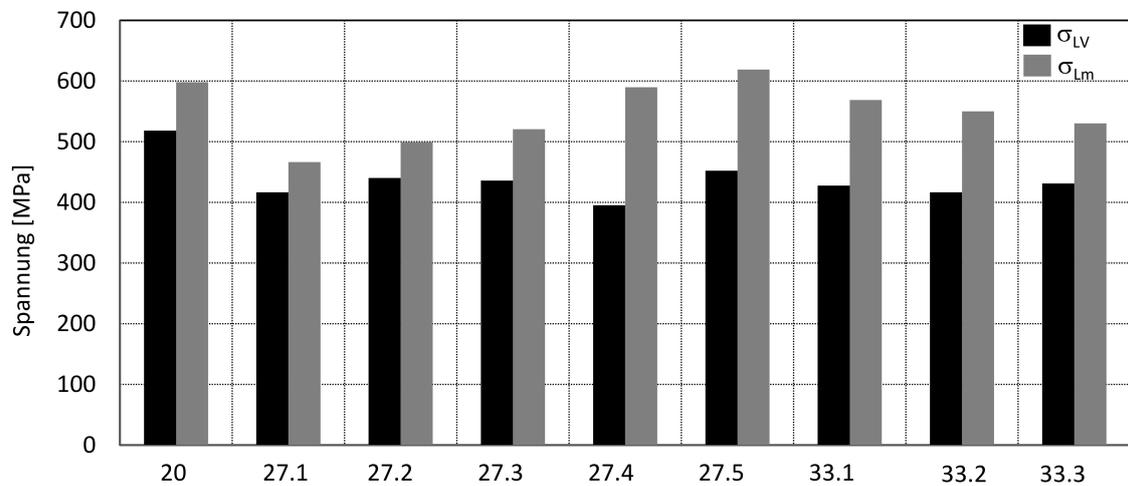


Abb. 3.3 Lochleibungsspannungen

wie in Abbildung 2.25 verankert werden. Dazu wurden sie beidseitig mit annähernd quasiisotropen Mehrschichtlaminaten beklebt. Die Lamine dienen der Kraftübertragung auf den Bolzen, da die Lamellen zu schmal sind und eine für den Bolzenanschluss ungeeignete unidirektionale Faseranordnung besitzen. Aus den Untersuchungen in Abschnitt 3.1 geht hervor, dass die Lamine die erforderliche Lochleibungsfestigkeit besitzen. Die Herausforderung liegt in der Übertragung der Zugkraft von der Lamelle auf das Laminat.

Es wurden verschiedene Konzepte für die Verankerung der Lamellen entwickelt, anhand von Prototypen getestet und verglichen. Um die Versuchsanordnung zu vereinfachen, wurde auf die Bolzenverbindung verzichtet und das Laminat direkt in die Prüfmaschine eingeklemmt. Die Kraftübertragung zwischen Lamelle und Laminat erfolgt über Schub in der Verbindungsebene bzw. Kleberschicht, sodass eine Verankerung über Schubkräfte nach Abschnitt 2.4.2 vorliegt.

Die Ausbildung einer Verankerung über eine Klebung ist anspruchsvoll, da die Klebung viel weniger tragfähig ist als der Faserquerschnitt. Die tatsächlich wirksame Klebelänge ist vergleichsweise kurz. Durch den Steifigkeitsunterschied am Übergang zwischen Lamelle und Laminat ergibt sich eine lokale Erhöhung der Schubspannung in der Kleberschicht [236]. Die hohe Schubspannung übersteigt die Tragfähigkeit des Klebers, sodass die Klebefuge zuerst am Anfangspunkt des aufgeklebten Laminats aufreißt. Mit dem Riss verlagert sich der Maximalwert der Schubspannung und der Riss wird größer, bis sich die aufgeklebte Verankerung vollständig von der Lamelle gelöst hat.

Zur Untersuchung der Verankerung wurden 8 verschiedene Konfigurationen entworfen, hergestellt und getestet. Die Herstellung erfolgte zum Teil im Rahmen einer Masterarbeit [223] bzw. eines Praktikums [58]. Dazu wurden die mittlerweile nicht mehr produzierten SIGRAFIL Lamellen [244] mit einem Querschnitt von 50 mm x 1,4 mm verwendet. Der E-Modul wird vom Hersteller mit mindestens 170 GPa und die Festigkeit mit mind. 2,8 GPa angegeben [243]. Die rechnerische Bruchkraft beträgt nach Gleichung 3.2 196 kN. Für die Verankerung wurde ein Laminat aus Prepreg CE 1250-230 der Firma SGL verwendet und in einem Autoclav ausgehärtet.

$$F = 2,8 \text{ GPa} \cdot 50 \text{ mm} \cdot 1,4 \text{ mm} = 196 \text{ kN} \quad (3.2)$$

Zur Vergleichmäßigung der Schubspannung wurde die Dicke der Verankerung zum Eintrittspunkt der Lamelle treppenartig verringert. Das Kleben erfolgte entweder durch die Verwendung von Epoxidharzkleber (Verankerungen 1, 7 und 8) oder durch direktes Auflaminieren der Prepregschichten auf die Lamelle. Dabei betrug die Länge der Klebeverbindung jeweils 300 mm. Der Aufbau der Verankerungen ist in Abbildung 3.4a dargestellt. Der Klemmbereich der Prüfmaschine ist schraffiert dargestellt. Es ist erkennbar, dass die Lamellen der Verankerungen 1 und 2 durch die Verankerung hindurch eingeklemmt werden. Das ist nicht realistisch, da zur Simulation der Bolzenverbindung die Kraft zunächst vollständig an das Laminat übertragen werden muss, bevor sie in die Maschine eingeleitet wird. Bei den anderen Verankerungen endet die Lamelle außerhalb des Klemmbereichs. Die Verankerungen 1 bis 4 bestehen aus Schichten mit drei verschiedenen Dicken.

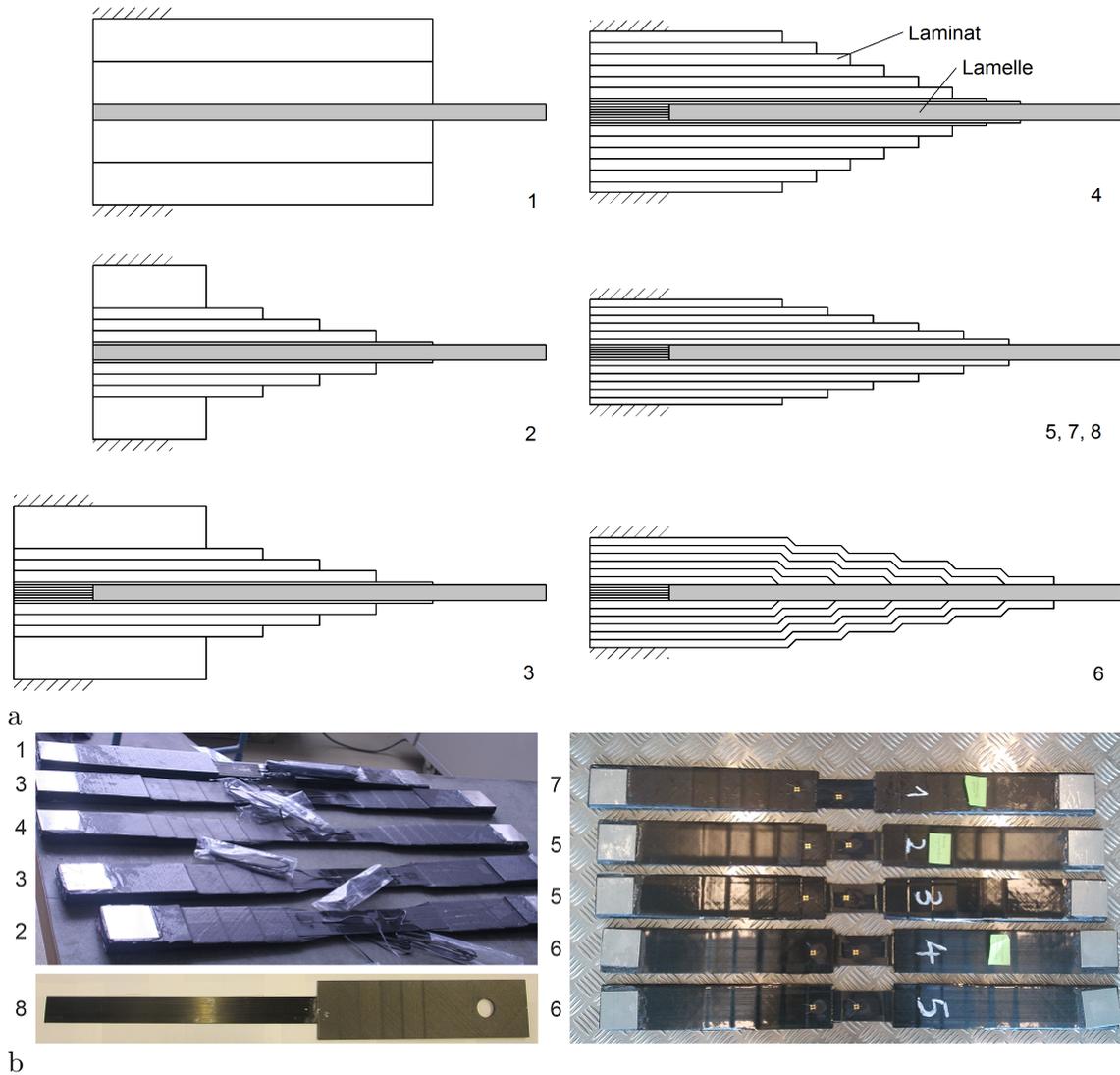


Abb. 3.4 Lamellenverankerungen: a) Konzeptskizzen der Lamellenverankerungen, Lamelle in grau (3 und 6 nach Schädlich [223]) und b) Prüfkörper für Lamellenverankerungen

- Dünne Schicht: einzelne unidirektionale Schicht mit gleicher Faserrichtung wie die Lamelle,
- Mittlere Schicht: Lagenaufbau $0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$ mit einer Dicke von 0,95 mm,
- Dicke Schicht: vorgefertigte Platte mit einem Lagenaufbau von $4x[0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ]$ mit einer Dicke von 3,8 mm.

Für die Verankerung 5 wurde Lagenaufbauten $0^\circ/\pm 45^\circ$ für die Stufen und ausschließlich $\pm 45^\circ$ für die erste Schicht auf der Lamelle verwendet. $\pm 45^\circ$ ist im Vergleich zu 0° dehnweicher und sollte den Anteil der Kraft, der über die erste Stufe übertragen wird, reduzieren. Für die Verankerung 6 wurde die Anordnung der Stufen umgekehrt, sodass der Lagenaufbau $\pm 45^\circ/0^\circ$ ist. Die Verankerungen 7 und 8 entsprechen vom Aufbau der Verankerung 5. Die Schichten wurden jedoch nicht direkt auf die Lamellen laminiert, sondern als treppenförmiges Laminat ausgehärtet und nachträglich auf die Lamelle aufgeklebt.

Bei Verankerung 8 war die Lamelle bis zum Aushärten des Klebers mit einer Kraft von

100 kN vorgespannt. Dadurch sollte die Dehnung im Bruchzustand teilweise vorweggenommen werden (vgl. SLC B in Tabelle 2.4). Für den Versuch wurde Lamelle 8 mit einer Bohrung Durchmesser 36 mm versehen, da die Lamelle bis ans Ende der Verankerung geht und nicht von der Prüfmaschine eingeklemmt werden sollte. Die Lochleibungsspannung wirkt auf einer Fläche von $11 \cdot 0,95 \cdot 36 \text{ mm}^2$ und beträgt für die Bruchkraft der Lamelle 520 MPa. Bei einer Verankerung 8 hat sich die aufgeklebte Verankerung während des Bohrens von der Lamelle gelöst und der Prüfkörper ist auseinandergesprungen. Die Eigenschaften der 8 Verankerungen sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Tab. 3.2 Verankerungen für Lamellen aus CFK

Verankerung	Stufen	Lagenaufbau	Übergang	Verbindung	Anzahl
1	keine	$0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$	kein	aufgeklebt ¹	1
2	50 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$	0°	auflaminiert ¹	2
3	50 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$	0°	auflaminiert	2 ²
4	30 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$	$2 \times 0^\circ$	auflaminiert	1
5	40 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ$	$\pm 45^\circ$	auflaminiert	2
6	40 mm	$\pm 45^\circ/0^\circ$	kein	entgegengesetzt	2
7	40 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ$	$\pm 45^\circ$	aufgeklebt	3
8	40 mm	$0^\circ/\pm 45^\circ$	$\pm 45^\circ$	vorgespannt	2 ³

¹Die Lamellen gehen bis zum Ende der Verankerung und werden zusätzlich von der Prüfmaschine eingeklemmt.

²Messdaten für den zweiten Prüfkörper fehlen.

³Ein Prüfkörper ist beim Einbringen der Bohrung auseinandergesprungen.

Für die Zugversuche wurden die Prüfkörper aus Abbildung 3.4b verwendet. Die ermittelten Kraft-Weg-Kurven sind in Abbildung 3.5 mit skaliertem Verformung dargestellt. Die Zugversuche an den Lamellenverankerungen zeigen, dass die rechnerische Bruchkraft der Lamellen von keiner der Verankerungen erreicht werden konnte, siehe Tabelle 3.3. Die Lamellenverankerungen 1 und 2 weisen einen Teilbruchbereich bei ca. 60 kN bzw. 80 kN auf. Bei dieser Kraft haben sich die Verankerungen von der Lamelle gelöst. Da die Lamelle bis in die Klemmbanken der Prüfmaschine hinein ragte, konnte sie mit abgelöster Verankerung weiter bis zum Bruch belastet werden. Die Lamellenverankerungen 3 und 4 besitzen einen ähnlichen Aufbau wie Verankerung 2 und lösten sich ebenfalls bei 80 kN von der Lamelle ab. Da die Lamellen bereits außerhalb der Klemmbanken der Prüfmaschine endeten, zogen sie sich nach dem Ablösen aus der Verankerung heraus und das Zugglied versagte.

Die dehnweiche Übergangsschicht von einer 0° -Lage spiegelt sich in der höheren Ablösekraft der Lamellen 2, 3 und 4 im Vergleich zu 1 und 6 wider. Bei der Lamellenverankerung 6 besteht die erste Schicht aus 3 Lagen mit verschiedenen Faserrichtungen. Eine weitere Steigerung der Ablösekraft gelang, indem die 0° -Übergangsschicht durch die noch weichereren $\pm 45^\circ$ -Lagen ersetzt wurde (5, 7 und 8). Die Bruchkräfte für diese Prüfkörper sind jedoch sehr unterschiedlich. Das Klebverfahren unterscheidet sich zwischen 5 und 7 und wurde bei der Herstellung von 7.1 zu 7.2 erneut verändert. Eine maßgebliche Steigerung der Tragfähigkeit durch das aufwendige Kleben unter Vorspannung konnte nicht festgestellt werden.

Obwohl der Übergang zwischen der Verankerung und der Lamelle mit einer kontinuierlich steigenden Steifigkeit ausgebildet wurde, konnte die gesamte Lamellenbruchkraft nicht

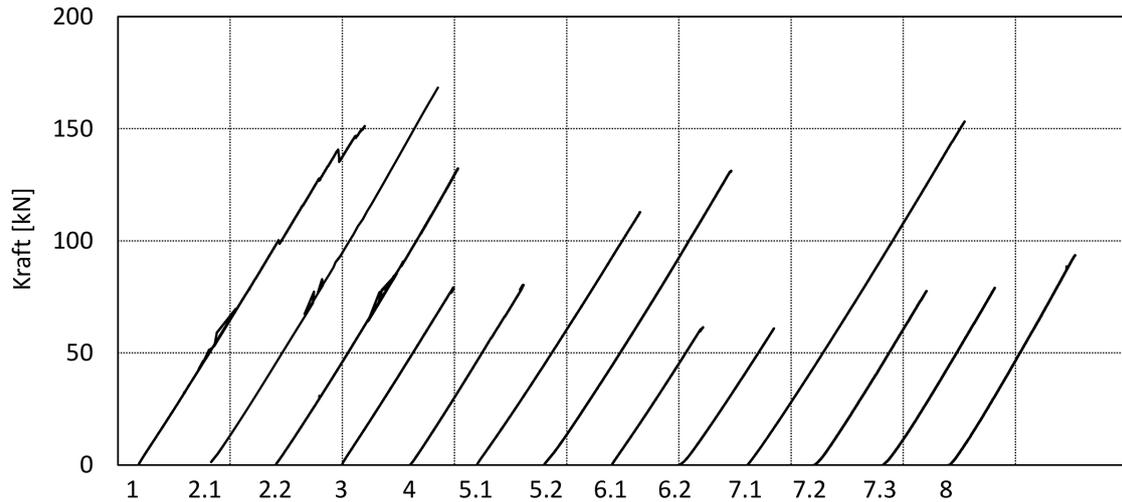


Abb. 3.5 Kraft-Weg-Kurven der Lamellenverankerungen

verankert werden. Das Produkt aus Kleberfestigkeit und wirksamer Klebefläche ist im Vergleich zur Lamellenkraft offensichtlich zu klein. Durch eine Verringerung der Lamellendicke könnte wahrscheinlich ein höherer Anteil der Lamellenbruchkraft verankert werden.

Tab. 3.3 Bruchkräfte der Lamellenverankerungen

Verankerung	1	2.1	2.2	3	4	5.1	5.2	6.1	6.2	7.1	7.2	7.3	8
Bruchkraft [kN]	151	172	132	79	80	113	131	61	61	153	78	79	94
Rechn. Bruchkraft	196 kN												
Verankerungsgüte [%]	77	86	68	40	41	58	67	31	31	78	40	40	48

Die wirksame Klebefläche ist das Produkt aus der Breite und der wirksamen Länge der Klebung. Während die Breite ein geometrischer Wert und damit konstant ist, hängt die wirksame Klebelänge vom Steifigkeitsverhältnis der Klebepartner und den Klebeschichteigenschaften (Schubmodul und Dicke) ab. In [236] wird in Kapitel 23 die Gleichung 3.3 zur Berechnung der wirksamen Klebelänge angegeben. Der Zusammenhang zwischen Bauteildicke und Klebelänge ist unterproportional. Mit steigender Dicke nimmt die wirksame Klebelänge immer weniger zu, sodass die mit der Dicke ansteigende Tragfähigkeit des Bauteils ab einer kritischen Dicke nicht mehr übertragen werden kann. Die Klebelänge steigt mit der Kleberdicke t_K und mit sinkender Kleberschubsteifigkeit G_K im Vergleich zur Fügepartnersteifigkeit E_1 . Für 2 Bauteile mit unterschiedlichen Steifigkeiten $E \cdot t$ ist die wirksame Klebelänge größer als bei gleicher Steifigkeit.

$$L = \sqrt{\frac{25 E_1 t_1 t_k}{G_K \left(1 + \frac{E_1 t_1}{E_2 t_2}\right)}} \quad (3.3)$$

Schürmann [236] gibt auf S. 580 eine Gleichung zur Berechnung der maximalen Schubspannung an, wenn die wirksame Klebelänge überschritten wird. Stellt man diese Gleichung nach der Dicke t um (Gleichung 3.4), kann die maximale Dicke berechnet werden, für die die faserparallele Festigkeit verankert werden kann.

Für zwei Fügebauteile gleichen Materials und Dicke ($\psi = 1$) sowie für die typischen Werte von

$t_k = 0,1 \text{ mm}$, $\tau_K = 100 \text{ MPa}$, $G_K = 2 \text{ GPa}$, $\sigma = 2800 \text{ MPa}$ und $E = 160 \text{ GPa}$ ergibt sich eine maximale Dicke von etwa $0,03 \text{ mm}$, siehe Gleichung 3.5. Laut diesem theoretischen Ansatz kann eine Schicht CFK mit ihrer hohen Zugfestigkeit offenbar nur in einer unrealistisch kleinen Dicke tragfähig verklebt werden.

$$t_{max} = \frac{E t_K \left(1 + \frac{E_1 t_1}{E_2 t_2}\right)}{G_k} \left(\frac{\tau_K}{\sigma}\right)^2 \quad (3.4)$$

$$t_{max} = \frac{160 \cdot 0,1 (1 + 1)}{2} \left(\frac{100}{2200}\right)^2 = 0,03 \text{ mm} \quad (3.5)$$

Deuring [59] argumentiert, dass eine analytische Berechnung einer Klebeverbindung kaum möglich ist und die Klebelänge dabei unterschätzt wird. Er empfiehlt alternativ die Verwendung von finiten Elementen. In dieser Arbeit werden die Tragfähigkeiten der Klebeverbindungen experimentell bestimmt (Abschnitt 3.3).

3.2.2 Verankerung von Lamellen durch Aufspalten

Die Klebefläche einer Lamelle lässt sich erhöhen, indem die Lamelle am Ende aufgespalten wird. Mit jeder Spaltung vergrößert sich die Klebefläche um den ursprünglichen Wert. In Abbildung 3.6a sind unterschiedlich oft aufgespaltene Lamellen mit Angabe der vorhandenen Klebefläche zu sehen. Die Fläche A ist die ursprüngliche Klebefläche. Um zu zeigen, dass sich die Tragfähigkeit der Klebeverbindung durch das Aufspalten ebenfalls erhöht, wurden Vergleichsversuche an aufgespaltenen und nicht aufgespaltenen Lamellen durchgeführt. Die Untersuchungen sind in [140] dokumentiert. Dabei werden 3 Fälle unterschieden, in denen die Lamellen auf unterschiedliche Weise in $(0/\pm 45/90)$ -Quadraxgelege einlaminieren sind.

I-Anordnung: Die Lamelle wird einlaminieren, aber nicht aufgespalten. Oberhalb und unterhalb der Lamelle sind je eine Lage Quadraxgelege angeordnet. Dieser Aufbau liefert den Referenzwert.

Y-Anordnung: Die Lamelle wurde in Dickenrichtung mit einer Klinge einmal mechanisch aufgespalten, siehe Abbildung 3.6c. Es wird je eine Lage Quadraxgelege oberhalb, unterhalb und im Spalt angeordnet.

Ψ -Anordnung: Die Carbonfasern werden am Ende der Lamelle durch Temperatureinwirkung freigelegt (Abbildung 3.6d). Dazu wird die Matrix über längere Zeit auf über 250°C erhitzt, bis sie verdampft ist. Anschließend werden die Fasern mit einem Kamm voneinander getrennt. Die Fasern wurden in Dickenrichtung in 6 übereinanderliegende Carbonfaserbündel aufgeteilt. Diese Bündel werden aufgefächert und abwechselnd mit 7 Quadraxschichten zu einem Laminat verarbeitet.

Für jeden Fall wurden 3 Prüfkörper angefertigt. Das Gelege mit einem Flächengewicht von 800 g/m^2 wurde als Handlaminat verarbeitet. In Abbildung 3.6b sind die insgesamt 9 Prüfkörper zu sehen.

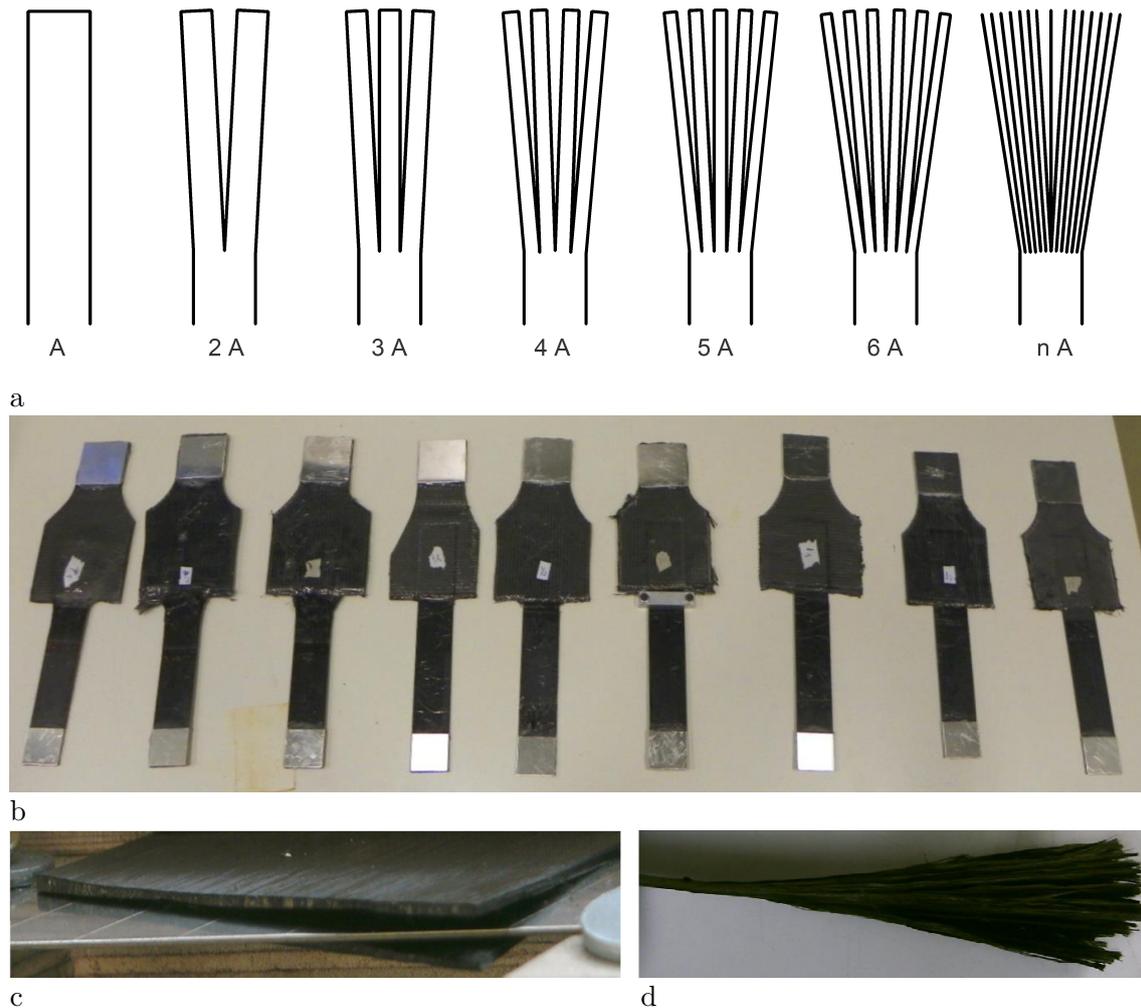


Abb. 3.6 Verankerung durch Aufspalten von Lamellen: a) Erhöhung der Klebefläche durch Aufspalten, A ist die ursprüngliche Klebefläche, b) Prüfkörper für Zugversuche an aufgespaltenen Lamellen, c) mechanisches Aufspalten einer Lamelle mit einer Klinge und d) Ansicht einer thermisch aufgespaltenen Lamelle [140]

Die Ergebnisse der Zugversuche an den aufgespaltenen Lamellen zeigen, dass die Tragfähigkeit mit der Anzahl der Aufspaltungen wächst, siehe Abbildung 3.7. Mit dem Aufspalten steigt die zur Verfügung stehende Klebefläche. Die Klebefläche der Y-Anordnung ist im Vergleich zur I-Anordnung doppelt so groß, aber noch zu klein, um die Lamellenkraft zu verankern. Die aufgespaltene Lamelle wurde nach dem Versagen der Klebeverbindung aus dem Laminat herausgezogen, ohne dass Faserbrüche auftraten. Die Bruchkraft stieg unter Vernachlässigung des Ausreißers Y_3 im Vergleich zur I-Anordnung auf den doppelten Wert. Eine Aufspaltung der Lamelle in 3 Schichten konnte technisch nicht umgesetzt werden.

Eine wesentlich höhere Bruchkraft konnte mit der Ψ -Anordnung durch die vielfach größere Klebefläche im Vergleich zur I-Anordnung erreicht werden. Statt des Herausziehens der Fasern kam es zu kontinuierlichen Faserbrüchen (Abbildung 3.7), die schließlich zum Versagen führten. Die Bruchkraft der Lamelle konnte mit der Ψ -Anordnung jedoch nicht verankert werden, die Verankerungsgüte beträgt maximal 40 %. Die Fasern der Lamelle waren durch die thermische und mechanische Aufspaltung möglicherweise bereits vorgeschädigt. Zudem

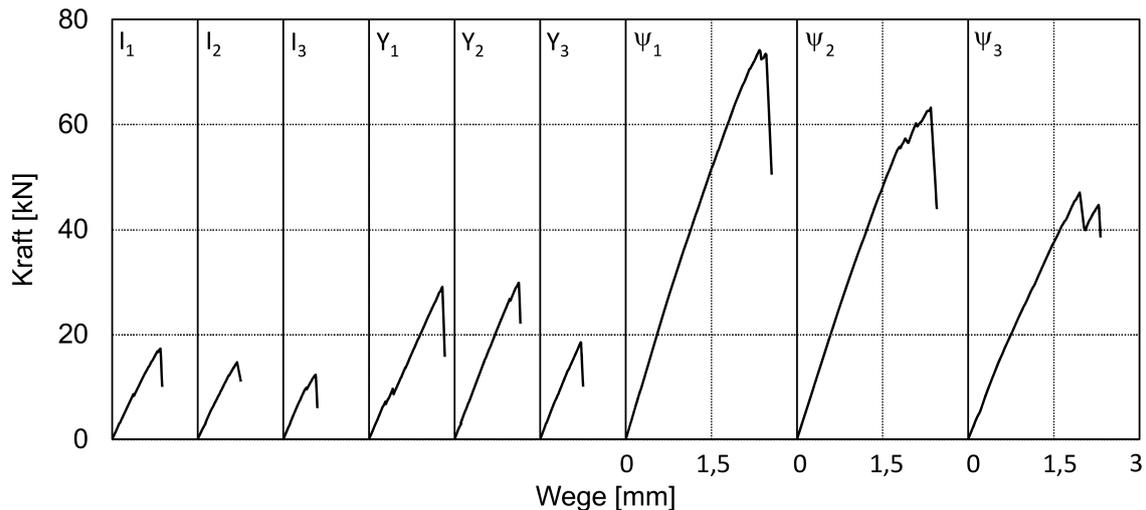


Abb. 3.7 Ergebnis der Zugversuche an aufgespaltenen Lamellen [140]

konnten die Fasern der Lamelle beim Handlaminieren nicht gleichmäßig straff abgelegt werden, sodass die strafferen Fasern zuerst versagten.

3.2.3 Verankerung von Lamellen aus dünnen Einzelschichten

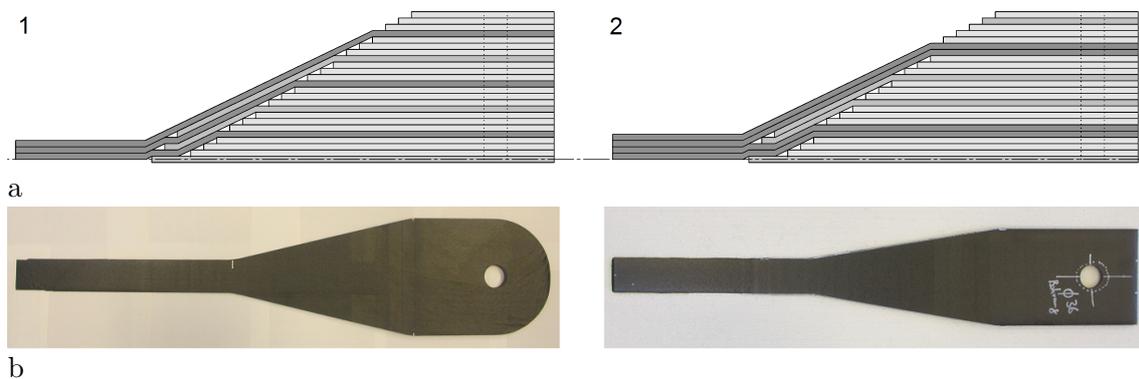


Abb. 3.8 Lamellen aus dünnen Einzelschichten: a) Laminataufbau der laminierten Lamellen (nur die obere Hälfte dargestellt) 1 - einzelne Schichten, 2 - doppelte Schichten und b) Fotos der Prüfkörper

Die Schwierigkeiten beim Aufspalten einer Lamelle legen nahe, von vornherein dünnere Lamellen zu verwenden. Mit mehreren dünnen übereinander gestapelten Lamellen wird die gleiche Tragfähigkeit erreicht wie mit einer dicken Lamelle, wenn der Gesamtquerschnitt identisch ist. Die dünnen Lamellen können auf der freien Länge verklebt werden, bleiben jedoch im Bereich der Verankerung getrennt, sodass sie sich leicht auffächern lassen. Eine Lamelle kann auch aus mehreren übereinanderliegenden unidirektionalen (UD) Schichten laminiert werden. Solche laminierten Lamellen wurden hergestellt und mit Verankerungen versehen.

Die Lamellen wurden aus sechs bzw. acht Schichten Prepreg CE 1201-230 [243] von SGL mit einer Zugfestigkeit von 2,6 GPa und einem E-Modul von 135 GPa hergestellt. Jede

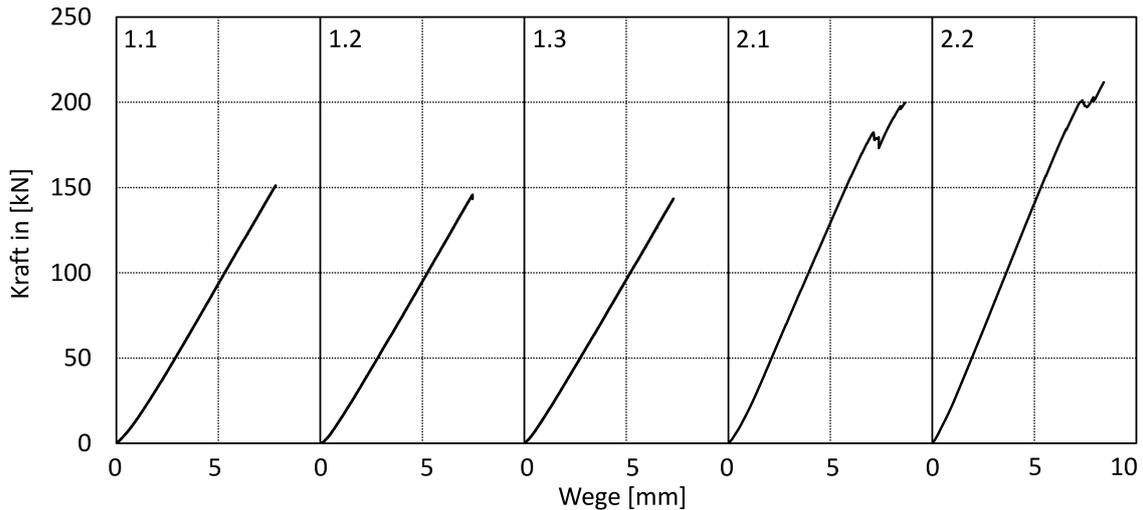


Abb. 3.9 Kraft-Weg-Kurven für die laminierten Lamellen

Schicht hat eine Dicke von 0,21 mm, sodass sich für die Lamellen ein Querschnitt von 50 mm x 1,26 mm bzw. 50 mm x 1,68 mm ergibt. Die rechnerische Bruchkraft der laminierten Lamellen beträgt nach Gleichung 3.6 und 3.7 164 kN bzw. 218 kN.

$$F_1 = 2,6 \text{ GPa} \cdot 50 \text{ mm} \cdot 1,26 \text{ mm} = 164 \text{ kN} \quad (3.6)$$

$$F_2 = 2,6 \text{ GPa} \cdot 50 \text{ mm} \cdot 1,68 \text{ mm} = 218 \text{ kN} \quad (3.7)$$

Auf einer Seite der laminierten Lamellen wurden zur Ausbildung einer Verankerung weitere Schichten zwischen den Schichten der Lamelle laminiert. Dazu wurden die UD-Schichten der Lamelle auf der Seite der Verankerung aufgefächert. Beim Auffächern werden zwei Fälle unterschieden, siehe Abbildung 3.8a. Im Fall 1 werden alle 6 Schichten einzeln aufgefächert. Im Fall 2 werden je zwei der 8 Schichten zu einer verklebt, sodass 4 Schichten aufgefächert werden. Damit beträgt die festzuklebende Schichtdicke im ersten Fall 0,21 mm und im zweiten 0,42 mm.

Die Lamelle wird vor der Verankerung mit weiteren UD-Schichten zwischen den aufgefächerten Schichten verstärkt. Zwischen den so entstandenen UD-Schichten werden ($\pm 45/90$)-Laminata angeordnet. Der Laminataufbau ist in Abbildung 3.8a dargestellt. Die dunkelgrauen Schichten sind die UD-Schichten der Lamelle, die grauen Schichten sind die zusätzlichen UD-Schichten im Bereich der Verankerung und die hellgrauen Schichten stellen das ($\pm 45/90$)-Laminat dar. Die quasiisotrope Faseranordnung im Bereich der Verankerung ist notwendig, da die Lamellenkraft über eine Bolzenverbindung ausgeleitet wird, siehe Bohrung ($D = 36 \text{ mm}$) in Abbildung 3.8b.

Die Bruchkraft der laminierten Lamellen mit den dazugehörigen Verankerungskörpern wurde in Zugversuchen experimentell bestimmt. Fotos der Prüfkörper sind in Abbildung 3.8b zu sehen. Dabei haben sich die Lamellen wie erwartet nicht aus der Verankerung gelöst. In Abbildung 3.10 sind die Bruchbilder für vier der Prüfkörper zu sehen. Der Zugbruch erfolgte auf der freien Länge bzw. am Übergangsbereich zur Verankerung.

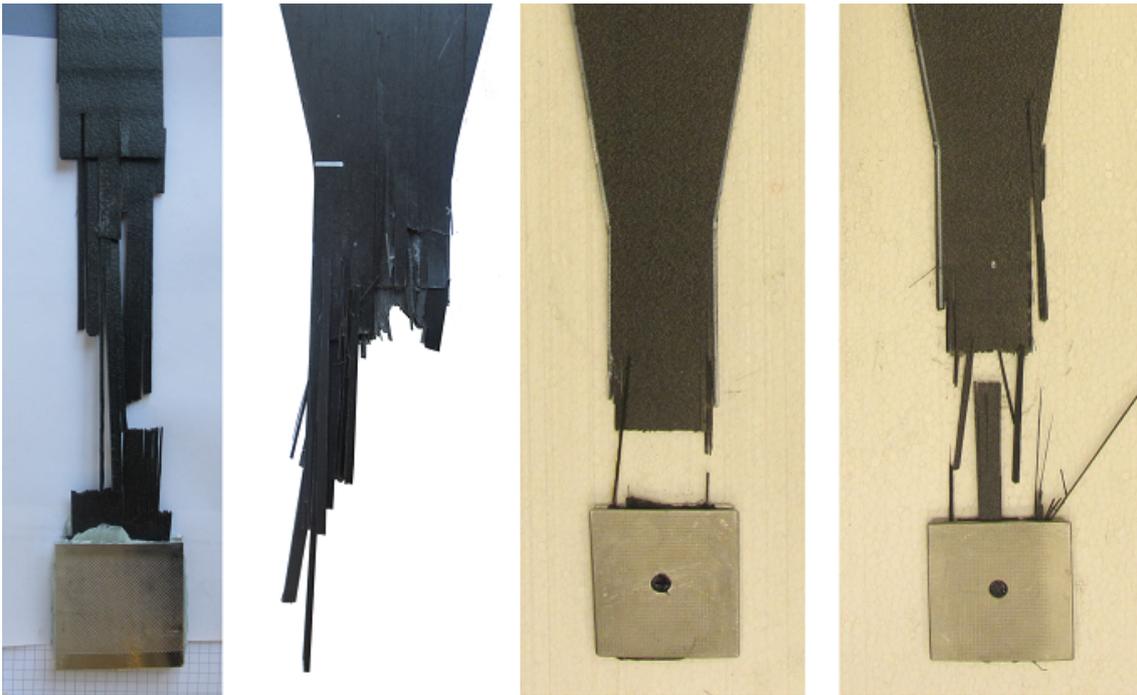


Abb. 3.10 Prüfkörper 1.1, 1.2, 2.1 und 2.2 (von links nach rechts) nach dem Versuch

Tab. 3.4 Bruchkraft der laminierten Lamellen

Laminierte Lamelle	1.1	1.2	1.3	2.1	2.2
Bruchkraft [kN]	151	146	143	200	213
Rechn. Bruchkraft [kN]	164	164	164	218	218
Verankerungsgüte [%]	92	89	87	92	97

Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 3.9 und Tabelle 3.4 dargestellt. Die rechnerische Bruchkraft der Lamelle wurde bis zu 97 % erreicht. Gründe für das Nichterreichen der 100 %igen Verankerungsgüte könnten die nicht perfekte Herstellungsqualität der Lamelle und die Steifigkeitsänderung am Übergang zur Verankerung sein.

Die Herstellung von langen Zuggliedern aus übereinander laminierten Prepregs erscheint zu aufwendig. Besser wäre es, einen Stapel von dünnen pultrudierten Lamellen zu verwenden. Dazu wären beispielsweise die Lamellen $40 \times 0,5 \text{ mm}^2$ der Firma dpp [64] geeignet, die die Prepregschichten auf der freien Länge ersetzen könnten.

3.3 Experimentelle Bestimmung der Tragfähigkeit von Klebeverbindungen

Tragfähige Klebeverbindungen sind eine wichtige Grundlage für die Schlingen. Im Bereich der Verankerung enden die Carbonfasern eines Strangs und werden mit denen des anderen Strangs verklebt. Zur Charakterisierung von Klebeverbindungen wurden drei Versuchsreihen an Lamellen aus CFK durchgeführt. Die erste Versuchsreihe erfolgte im Rahmen einer Abschlussarbeit [249].

Für die erste Versuchsreihe wurde eine zweiseitige Klebeverbindung aus jeweils drei SIGRAFIL Lamellen [244] mit einem Querschnitt von $50 \times 1,2 \text{ mm}^2$ hergestellt, indem die Lamellen mit dem Epoxidharz EPICOTE MGSLR 235 (Härter EPIKURE MGSLH 230) von Momentive [190] verklebt wurden. Die Klebelänge betrug 50 mm und die Klebeoberfläche wurde auf vier verschiedene Weisen vorbereitet. Die folgenden Vorbereitungen der Klebeoberfläche wurden verwendet.

- Reinigen mit Aceton
- Händisches Schleifen mit feinem Sandpapier (Körnung 297)
- Händisches Schleifen mit grobem Sandpapier (Körnung 80)
- Sandstrahlen

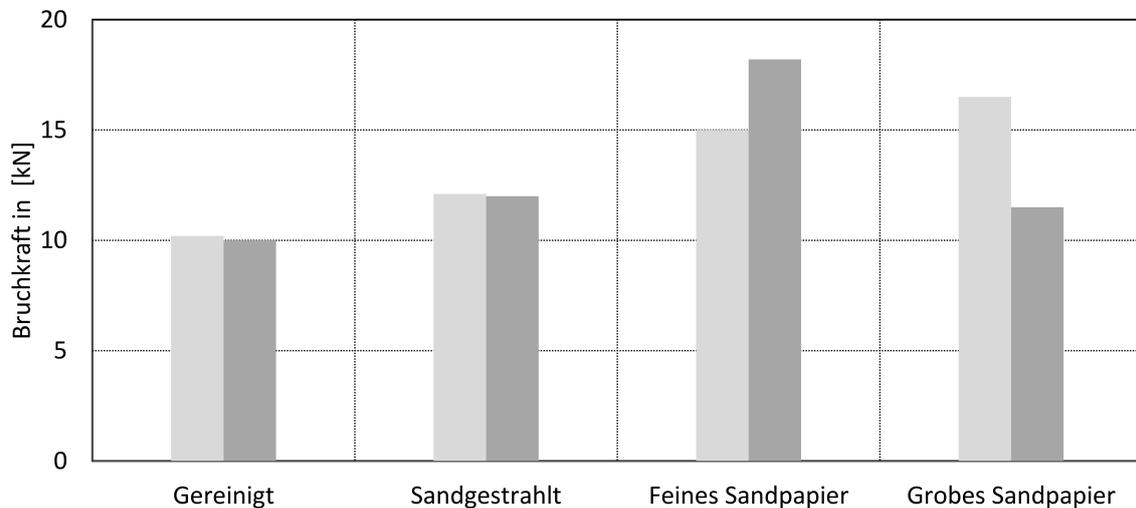


Abb. 3.11 Bruchkräfte der Klebeverbindungen von SIGRAFIL Lamellen mit unterschiedlich vorbereiteten Klebeoberflächen [249]

In Abbildung 3.11 sind die Bruchkräfte der ersten Versuchsreihe zu sehen. Die Bruchkräfte sind wesentlich geringer als die Lamellentragfähigkeit von 196 kN. Es wurden je Oberflächenvorbereitung zwei Prüfkörper getestet, um Abweichungen in der Oberflächenqualität einschätzen zu können.

Die mit Sandpapier von Hand geschliffenen Oberflächen weisen große Streuungen auf, sodass die höhere Tragfähigkeit nicht zuverlässig erreicht wird. Die Tragfähigkeit der Klebeverbindung mit sandgestrahlten Oberflächen ist nicht wesentlich größer als die der ausschließlich mit Aceton gereinigten Oberflächen. Der zusätzliche Arbeitsschritt des Sandstrahlens ist jedoch mit großem Aufwand verbunden. Daher werden für die Versuche an den Lamellen der Firma dpp nur gereinigte Oberflächen verwendet.

In einer zweiten und dritten Versuchsreihe wurde eine zweiseitige Klebeverbindung mit Lamellen der Firma dpp [64] mit einem Querschnitt von $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ hergestellt, siehe Abbildung 3.12. Dabei wurde für die zweite Versuchsreihe (Abbildung 3.12a) der Kleber GP 11 [106] und für die dritte Versuchsreihe (Abbildung 3.12b) der Kleber GP 49 [107]

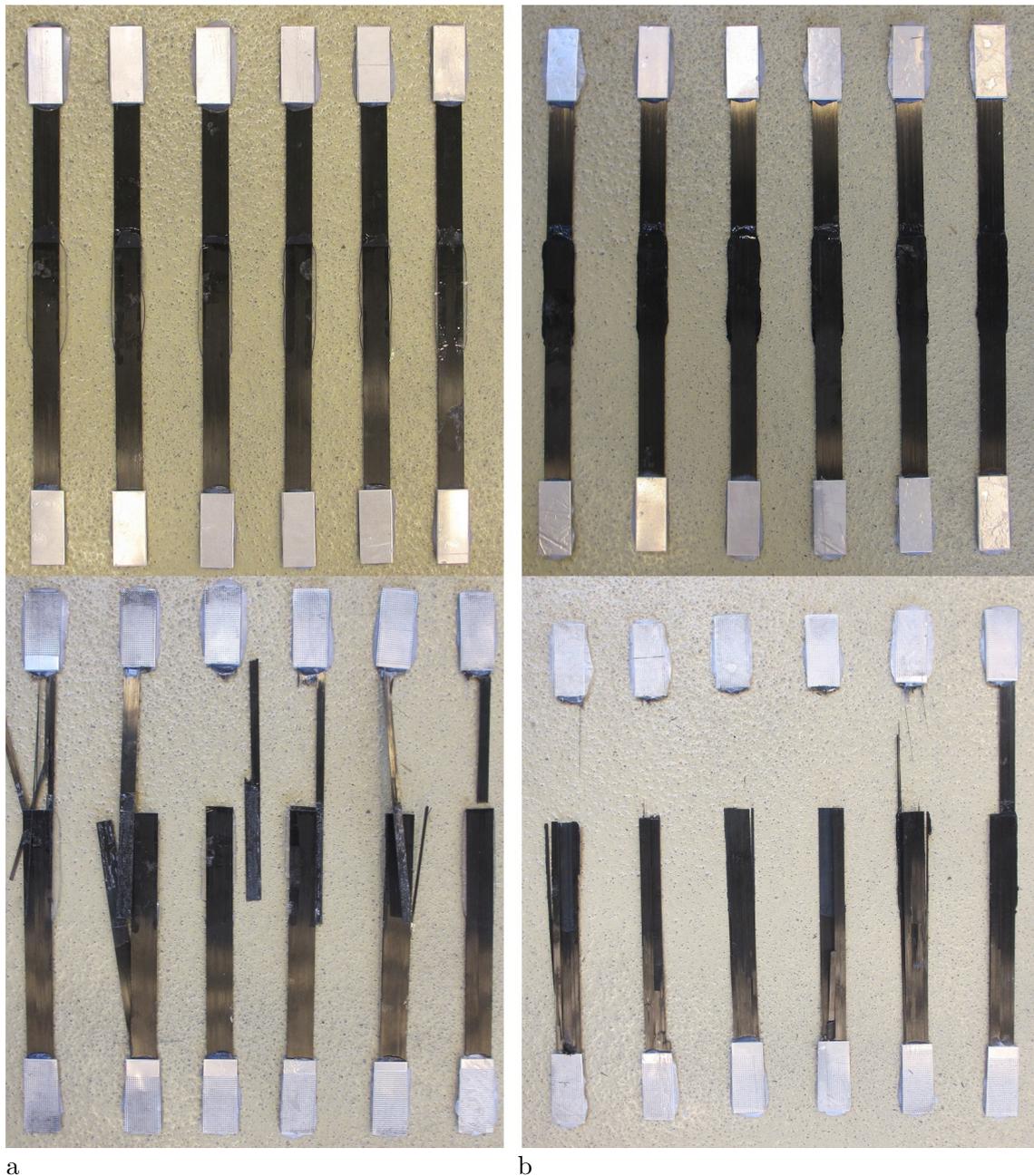


Abb. 3.12 Prüfkörper aus Lamellen der Firma dpp mit Klebeverbindungen: a) transparenter Kleber GP 11, b) schwarzer Kleber GP 49

verwendet. Die Klebelänge betrug in beiden Fällen 90 mm und die Klebeflächen wurden vor dem Kleben mit Aceton gereinigt.

In Abbildung 3.13 sind die Bruchkräfte der Klebeverbindungen mit Lamellen zu sehen. Die Bruchkräfte der Verbindungen mit dem höherwertigen Kleber GP 49 sind größer als die der Verbindungen mit dem Kleber GP 11. Die Tragfähigkeit der Verbindung erreicht den Mittelwert der Lamellenbruchkraft (31,4 kN), siehe Abbildung 4.13 auf Seite 100. Aber die Bruchkräfte weisen eine größere Streuung auf.

Für die Schlingen können beide untersuchten Kleber GP 11 und GP 49 verwendet werden, da über die in den Schlingen vorliegende doppelschnittige Verbindung nur die halbe

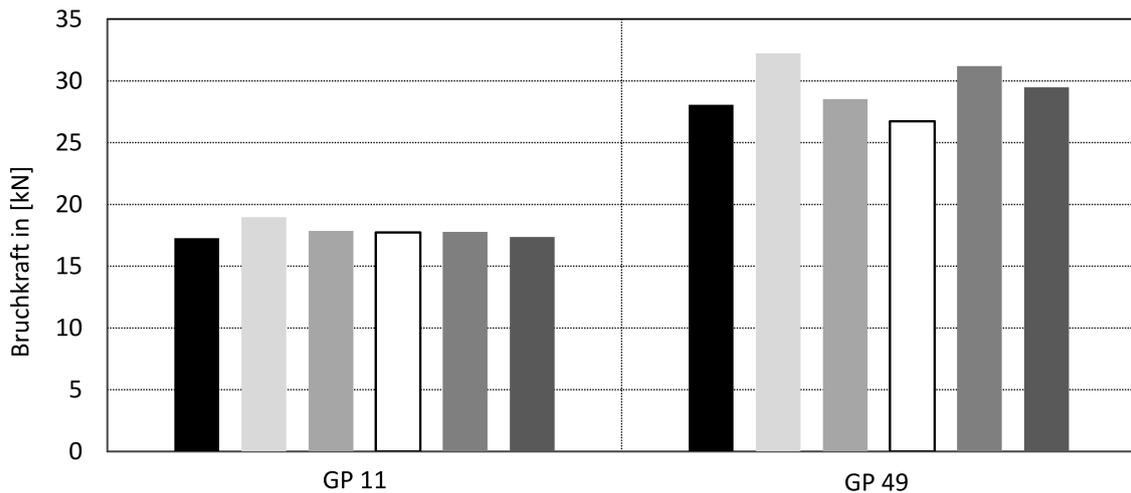


Abb. 3.13 Bruchkräfte der Klebeverbindungen von Lamellen mit unterschiedlichen Klebern GP 11 und GP 49 [249]

Lamellenbruchkraft übertragen werden muss, siehe Abbildung 4.2 auf Seite 86.

3.4 Erhöhung der Tragfähigkeit von Schlaufen

Die Tragfähigkeit von Schlaufen ist geringer als die Tragfähigkeit des Querschnitts auf der freien Länge des Zugglieds. Die typische Verankerungsgüte beträgt etwa 60 bis 70 % (siehe Abschnitt 2.4.1). Mindestens 30 % des Materials auf der freien Länge des Zugglieds sind also nicht für den Lastabtrag erforderlich und können eingespart werden. Die damit verbundene wünschenswerte Reduzierung des Querschnitts, des Gewichts, des Herstellungsaufwands und der Materialkosten ist nur über eine Steigerung der Verankerungsgüte möglich. Im Folgenden werden Vorschläge zur Erhöhung der Schlaufentragfähigkeit vorgestellt.

3.4.1 Querschnittsvergrößerung an der Umlenkung

Bei zu hoher lokaler Beanspruchung wird üblicherweise der Querschnitt eines Bauteils im Bereich der hohen Beanspruchung so vergrößert, dass er die Beanspruchung aufnehmen kann. Typische Beispiele sind die Voutung eines Brückenträgers (Abbildung 3.14a), um ihn dem Momentenverlauf anzupassen, oder das Verdicken von Blechen bzw. das Anbringen zusätzlicher Bleche im Bereich hoher Spannungen, siehe Abbildung 3.14b.

Schlaufen aus CFK versagen am Übergang der Geraden zur Krümmung. Die zusätzlichen Beanspruchungen des ohnehin schon stark belasteten Querschnitts führen zum Bruch. Eine Erhöhung der Tragfähigkeit der Schlaufe und damit des gesamten Zugglieds ist möglich, indem dieser Übergangsbereich mit zusätzlichen Fasern lokal verstärkt wird. Diese zusätzlichen Fasern werden nur im Schlaufenbereich angeordnet und enden, nachdem die Schlaufe in den geraden Bereich übergegangen ist. In Abbildung 3.14c ist eine Schlaufe zu sehen, deren Querschnitt lokal vergrößert wurde, um ihre Tragfähigkeit zu steigern.

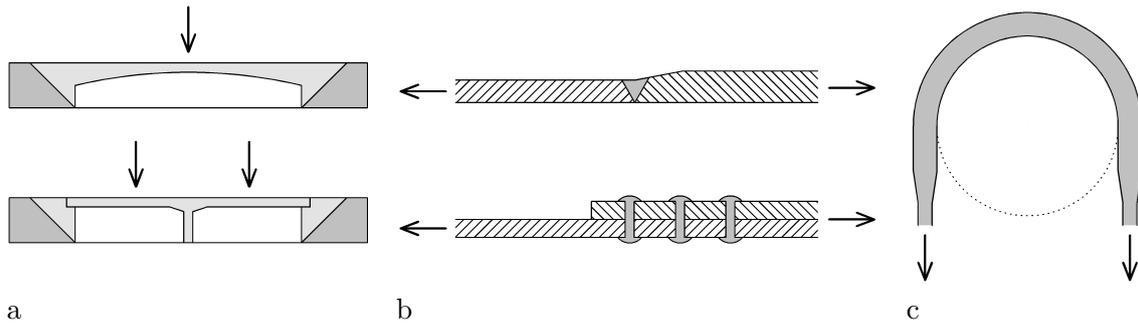


Abb. 3.14 Querschnittsvergrößerung: a) lokale Erhöhung des Flächenträgheitsmoments (Voute) bei Brücken, b) Verdicken bzw. Aufdoppeln eines Stahlblechs, c) Erhöhung des Querschnitts einer Strangschlaufe aus CFK an der Umlenkung

Um nachzuweisen, dass lokal angeordnete Verstärkungsfasern die Tragfähigkeit der Schlaufe erhöhen, wurden sechs Prüfkörper als Strangschlaufen mit drei unterschiedlichen Faseranordnungen hergestellt und untersucht, siehe Abbildung 3.15. Zur Berechnung der Tragfähigkeit der Strangschlaufen wird angenommen, dass der Festigkeitsverlust durch die Verarbeitung der Faser zum Bauteil ca. 15 % beträgt ($\alpha = 0,85$, siehe Gleichung 2.4).

- Im Rahmen einer Bachelorarbeit [156] wurden verstärkte Schlaufen (Abbildung 3.16a) im Nasswickelverfahren hergestellt. Dazu wurde eine C40 Faser von SGL mit einer Festigkeit von $\sigma_f = 4,9 \text{ GPa}$ zehnmal um eine Form abgelegt. An beiden Schlaufen wurden je 10 zusätzliche Garne gleicher Länge angeordnet. Damit ist der Querschnitt an der Umlenkung doppelt so groß wie auf der freien Länge. Die rechnerische Bruchkraft auf der freien Länge wird in Gleichung 3.8 mithilfe der Netztheorie berechnet.

$$F = 2n\alpha\sigma_f \frac{m}{\rho} = 2 \cdot 10 \cdot 0,85 \cdot 4,9 \text{ GPa} \cdot \frac{1,6 \text{ g/m}}{1,82 \text{ t/m}^3} = 73 \text{ kN} \quad (3.8)$$

- Für eine unverstärkte Schlaufe wurde ein Prepreg CE 1250-230 von SGL mit einer Breite b von 30 mm dreimal um eine Schlaufenform (Abbildung 3.16b) abgelegt und im Ofen ausgehärtet. Die enthaltene C30 Faser mit einer Festigkeit von $\sigma_f = 4,0 \text{ GPa}$ hat einen Faseranteil von 230 g/m^2 bei etwa 60 % Faservolumengehalt. Die rechnerische Bruchkraft auf der freien Länge wird in Gleichung 3.9 berechnet.

$$F = 2n\alpha\sigma_f \frac{bm}{\rho} = 2 \cdot 3 \cdot 0,85 \cdot 4,0 \text{ GPa} \cdot \frac{0,03 \text{ m} \cdot 230 \text{ g/m}^2}{1,8 \text{ t/m}^3} = 78 \text{ kN} \quad (3.9)$$

- Der Aufbau dieser verstärkten Schlaufe (Abbildung 3.16c) entspricht dem vorherigen Aufbau 2. Zusätzlich wurden im Bereich der Umlenkung jeweils drei zusätzliche Prepregschichten angeordnet. Die rechnerische Bruchkraft auf der freien Länge entspricht der in Gleichung 3.9.

Die Schlaufen wurden in statischen Zugversuchen bis zum Bruch getestet und die maximalen Kräfte dokumentiert, siehe Tabelle 3.5 und Abbildung 3.16. Die von Hand laminierten Schlaufen erreichten dabei die höchste Verankerungsgüte von 78 %. Sie liegt nur wenig



Abb. 3.15 Verstärkte Schlaufen vor und nach der Belastung: a) verstärkte nassgewickelte Schlaufe, b) unverstärkte Schlaufe aus Prepreg, c) verstärkte Schlaufe aus Prepreg, d) Faserondulation der Schlaufen aus Prepreg am Übergang zur Krümmung

oberhalb der Verankerungsgüte von unverstärkten Schlaufen, sodass eine maßgebliche Steigerung der Tragfähigkeit nicht nachweisbar ist. Unverstärkte Schlaufen des gleichen Herstellungsverfahrens wurden leider nicht hergestellt und untersucht, sodass kein direkter Vergleich möglich ist.

Alle Schlaufen aus Prepreg haben geringe Verankerungsgüten, wobei die verstärkten Schlaufen besser abschneiden als die unverstärkten. Die Ursache des frühen Versagens der Prepregschlaufen ist die mehrteilige Form, die für die Herstellung verwendet wurde. Genau am Übergang zwischen Kreis und Gerade war ein Spalt angeordnet, der zu Faserondulationen führte, siehe Abbildung 3.15d.

Im Allgemeinen scheint die Qualität der Herstellung die aufnehmbare Spannung zu begrenzen. Dennoch konnte bei den Versuchen gezeigt werden, dass die im Umlenkbereich verstärkten Schlaufen nicht am Übergang zwischen Kreis und Geraden versagen, sondern auf der freien Länge. Die Tragfähigkeit konnte durch die zusätzlichen Fasern an der sonst kritischen Stelle ausreichend erhöht werden, um den Bruch in einen anderen Schlaufenabschnitt zu verlagern. Der Bruch auf der freien Länge wird nun ausschließlich durch eine faserparallele Spannung mit konstanter Verteilung verursacht, sodass sich theoretisch eine höhere Tragfähigkeit ergeben sollte.

Tab. 3.5 Bruchkräfte der verstärkten und unverstärkten Strangschlaufen

Strangschlaufe	1.1	1.2	2.1	2.2	2.3	3.1	3.2 ¹	3.3 ¹
Bruchkraft [kN]	51	57	23	35	33	19	35	50
Rechn. Bruchkraft [kN]	73	73	78	78	78	78	78	78
Verankerungsgüte [%]	70	78	29	45	42	24	45	64

¹keine Kraft-Weg-Kurve aufgenommen

3.4.2 Einfluss der Geometrie des Umlenkkörpers

Die Form des Umlenkkörpers hat einen Einfluss auf die Spannungen in der Schlaufe. Der wichtigste Parameter ist der Radius. Je größer der Radius, desto kleiner ist die Kontaktspannung zwischen der Schlaufe und dem Umlenkkörper, siehe Gleichung 2.9. Beim Umlenken von geraden biegesteifen Stäben um einen Umlenkkörper ist die faserparallele Spannung aus Zwangsbiegung ebenfalls umso kleiner, je größer der Radius ist, siehe Gleichung 2.21.

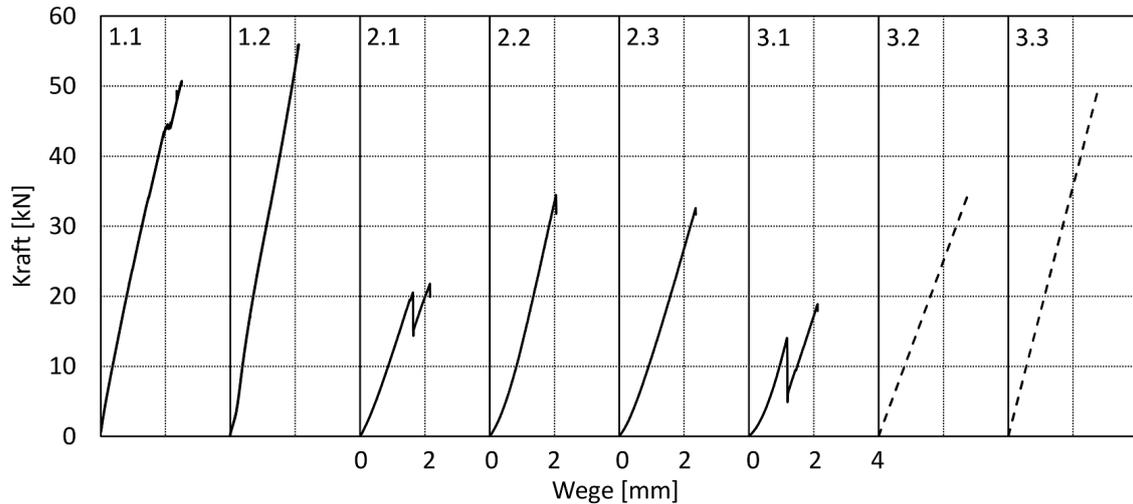


Abb. 3.16 Kraft-Weg-Kurven der verstärkten und unverstärkten Strangschlaufen

Aus konstruktiven Gründen ist es notwendig, den Umlenkkörper nicht zu groß auszubilden. Die Schlaufenverankerung soll möglichst kompakt sein, ohne dass die Kontaktspannung zu groß wird. Daher kann es sinnvoll sein, den Radius nur an den Stellen mit hoher Kontaktspannung zu vergrößern. Das ist möglich, indem die Krümmung des Umlenkkörpers entlang der Umlenkung veränderlich ist. Die Kontaktspannung im Ablösepunkt kann beispielsweise verringert werden, indem der Radius dort lokal erhöht wird, wo die Schlaufe von der Krümmung in die Gerade übergeht. Um eine geeignete Geometrie für den Umlenkkörper zu finden, müssen die folgenden drei Anforderungen erfüllt sein.

- Der Umlenkkörper muss im Umlenkbereich eine konvexe Geometrie aufweisen.
- Der Radius des Umlenkkörpers muss im Bereich des Übergangs zur Geraden möglichst groß sein.
- Der Radius darf in keinem Punkt viel kleiner als der Vergleichsradius des Kreises sein.

Es gibt verschiedene mathematische Kurven mit veränderlicher Krümmung, die diese Anforderungen erfüllen. Zwei Möglichkeiten, die hier vorgeschlagen werden und näher untersucht wurden, sind die Ellipse und der Übergangsbogen (Klothoide). Korbbögen oder Exponentialfunktionen sind ebenfalls denkbar. Bei gleicher Breite ist der Krümmungsradius eines elliptischen Umlenkkörpers am Schnittpunkt mit der kurzen Hauptachse größer als der des Kreises, siehe Abbildung 3.17b. Dafür ist der Krümmungsradius im Schnittpunkt mit der langen Hauptachse kleiner. Im Fall des Übergangsbogens ist der Krümmungsradius am Beginn der Kurve unendlich groß. Er verringert sich, bis der Übergangsbogen in einen Kreis übergeht, und bleibt dann konstant. Der Kreis besitzt einen etwas kleineren als den ursprünglichen Radius, siehe Abbildung 3.17c. Die Funktionsgleichung der Kurven und der dazugehörige Krümmungsradius R sind im Folgenden aufgeführt. Für die Ellipse gelten die Gleichungen 3.10 und 3.11, wobei a und b die Halbmesser der Ellipse sind.

$$y^2(x) = b^2 - \frac{b^2}{a^2}x^2 \quad (3.10)$$

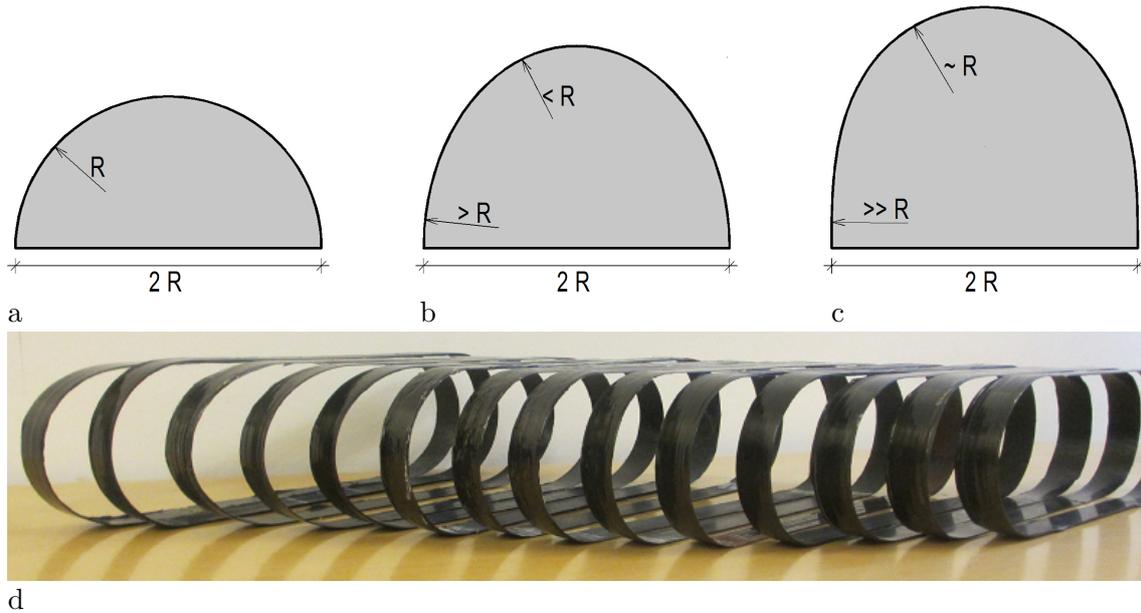


Abb. 3.17 Umlenkformen: a) Kreis, b) Ellipse und c) Übergangsbogen als Geometrieskizzen und d) in Form von laminierten Schlaufen als Prüfkörper

$$R = a^2 b^2 \left(\frac{x^2}{a^4} + \frac{y^2(x)}{b^4} \right) \quad (3.11)$$

Für den Übergangsbogen gelten die Gleichungen 3.12 bis 3.14 [21], wobei A der Klothoidenparameter ist. Für die Darstellung des Übergangsbogens in kartesischen Koordinaten, ist die Approximation des Kurvenverlaufs über eine Reihenentwicklung erforderlich (Gleichung 3.14).

$$R = \frac{A^2}{L} \quad (3.12)$$

$$x = \int_0^L \cos\left(\frac{L^2}{2A^2}\right) dL = L - \frac{L^5}{40A^4} + \frac{L^9}{3456A^8} - \frac{L^{13}}{599040A^{12}} + \dots \quad (3.13)$$

$$y = \int_0^L \sin\left(\frac{L^2}{2A^2}\right) dL = \frac{L^3}{6A^2} - \frac{L^7}{336A^6} + \frac{L^{11}}{42240A^{10}} - \frac{L^{15}}{9676800A^{14}} + \dots \quad (3.14)$$

Für die drei Geometrien Kreis, Ellipse und Übergangsbogen wurden im Rahmen einer Diplomarbeit [150] Finite-Elemente-Berechnungen für eine Schlaufe durchgeführt. Die Berechnung erfolgte im ebenen Dehnungszustand unter Berücksichtigung der Reibung an der Kontaktfläche ($\mu = 0,1$) mit einem Querschnitt von $1 \times 1 \text{ mm}^2$ und einer Belastung von 2 kN.

Die Ergebnisse der Berechnungen für die faserparallele Spannung an der Innenseite und die Kontaktspannung sind in Abbildung 3.18 zu sehen. Aus der Darstellung wird deutlich, dass sich der Verlauf der Kontaktspannung zwischen den verschiedenen Formen stark unterscheidet. Während die Kontaktspannung für die Kreisform (Abbildung 3.18b) am

Beginn der Krümmung auf den erwarteten Wert ansteigt und dann weitgehend konstant verläuft, ist der Anstieg bei der Ellipse zunächst kleiner (Abbildung 3.18c). Im weiteren Verlauf der Krümmung steigt die Kontaktspannung auf der Ellipsenform an. Für den Übergangsbogen (Abbildung 3.18d) ergibt sich ein linearer Anstieg der Kontaktspannung über den ersten Abschnitt und dann ein Plateau, dessen Wert für die Kontaktspannung über dem des ursprünglichen Kreises liegt.

Die Verläufe der Kontaktspannung wurden zusätzlich mittels einer Handrechnung und experimentell bestimmt. Für die Handrechnung wurde die Zugkraft in jedem Punkt der Kurve mit Gleichung 2.10 bestimmt. Dann wurde in jedem Punkt der Radius für Kreis (R =konstant), Ellipse (Gleichung 3.11) und Übergangsbogen (Gleichung 3.12) berechnet und die Kontaktspannung mittels Gleichung 2.9 ermittelt. Für die experimentelle Ermittlung der Kontaktspannung wurden die Schlaufen aus Abbildung 3.17d verwendet und mit 50 kN belastet. Die Kontaktspannung wurde mit Druckmessfolien Fuji Prescale Film [97] mit einem Messbereich von 10 bis 50 MPa ermittelt. Die Spannung ist demnach für die FEM-Berechnung (2 kN/mm) um 20 % höher als in den Messergebnissen (50 kN / 30 mm). Detaillierte Angaben zur experimentellen Ermittlung sind in [120] dokumentiert.

Die berechneten und gemessenen Verläufe der Kontaktspannung sind für die drei Formen in der Abbildung 3.18 dargestellt. Dabei wird aus Symmetriegründen jeweils nur die Hälfte der Form bis zum Scheitelpunkt gezeigt. Qualitativ stimmen die drei Verläufe von Handrechnung, FEM und Messung für die jeweilige Umlenkform überein. Der plötzliche Anstieg der numerisch ermittelten Kontaktspannung am Übergang von der Geraden zur Krümmung bei Kreis und Ellipse konnte in den Messergebnissen nicht bestätigt werden. Wahrscheinlich handelt es sich um ein numerisches Problem bei der Finite-Elemente-Berechnung. Die kurze Strecke und der große Wertebereich, in dem sich die Spannungen ändern, scheinen vor allem beim Kreis unrealistisch.

Für die faserparallele Spannung zeigt sich nach dem Übergang für alle Formen eine kontinuierliche Abnahme bis zum Scheitelpunkt (Abbildung 3.18a). Die Spannung ist für den Übergangsbogen am höchsten und nimmt durch die geringere Kontaktspannung über die Krümmung wenig ab. Am Übergang ergeben sich für Kreis und Übergangsbogen kleine und für die Ellipse große Überhöhungen in der Berechnung der faserparallelen Spannung, siehe Abbildung 3.18a. Der Verlauf der faserparallelen Spannung wurde nicht experimentell ermittelt. Durch die geringe Dicke der untersuchten Geometrie ist die Biegesteifigkeit gering. Die verschiedenen Umlenkformen sollten sich daher nur wenig auf die Größe der Spannungen aus Zwangsbiegung auswirken. Um die faserparallele Spannung für die verschiedenen Umlenkformen genauer charakterisieren zu können, sind weitere Berechnungen mit größeren r_a/r_i -Verhältnissen erforderlich.

Überlagert man gedanklich die Verläufe von faserparalleler und fasersenkrechter Spannung, zeigt sich, dass an der typischen Versagensstelle zwischen Gerade und Krümmung der Kreis die höchste Kontaktspannung bei gleichzeitig mittlerer faserparalleler Spannung aufweist. Die Ellipse besitzt dort die höchste faserparallele Spannung bei vergleichsweise mittlerer Kontaktspannung. Im Vergleich dazu liefert der Übergangsbogen eine mittlere faserparallele

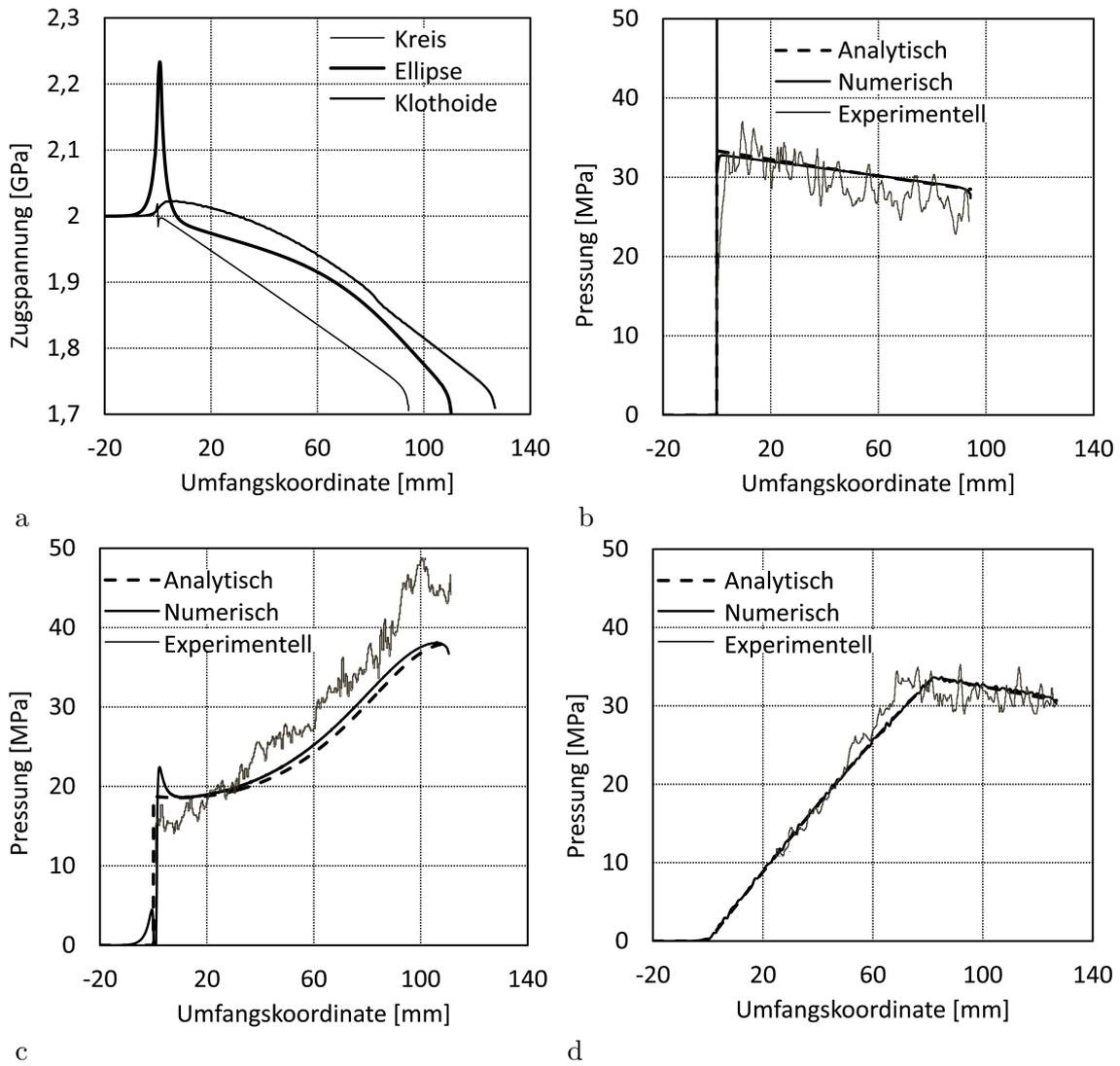


Abb. 3.18 Ergebnisse der Untersuchungen an verschiedenen Umlenkkörpern: a) Spannungen in Faserrichtung an der Innenseite entlang der Umlenkung für alle drei Formen, Kontaktspannung für b) Kreis, c) Ellipse und d) Klothoide aus der händischen und numerischen Berechnung nach [150] und als Messwerte nach [120]

Spannung im Zusammenwirken mit der kleinsten Kontaktspannung. Der Übergangsbogen birgt das Potenzial, die Beanspruchung aus Kontaktspannung am Übergang zu verringern und die Tragfähigkeit der Schlaufen zu erhöhen.

Tab. 3.6 Bruchkräfte in [kN] von Schlaufen mit unterschiedlichen Umlenkkörpern

Nr.	1	2	3	4	rechn. Bruchkraft	Verankerungsgüte
Kreis	23 ¹	35 ¹	33 ¹	-	78 kN	45 %
Ellipse	58	59	44	38 ¹	78 bzw. 96 kN	61 %
Übergangsbogen	64	50	58	-	96 kN	67 %

¹aus Prepreg CE 1250-230 hergestellt

Um zu untersuchen, wie sich die rechnerisch ermittelte Spannungsverteilung auf die Tragfähigkeit der Schlaufen auswirkt, wurden Zugversuche mit den 3 verschiedenen Schlaufenformen durchgeführt. Die Prüfkörper sind in Abbildung 3.17d zu sehen. Die Ergebnisse

der Kreisschlaufen wurden bereits in Tabelle 3.5 dargelegt und werden hier zum Vergleich noch einmal verwendet. Die Schlaufen mit der Form einer Ellipse (außer Nr. 4) bzw. eines Übergangsbogens wurden im Vergleich zu den Kreisschlaufen mit demselben Aufbau, aber aus Prepreg CE 1201-230 von SGL hergestellt. CE 1201-230 basiert im Gegensatz zu CE 1250-230 auf einer T700 Faser von Toray [266] mit einer Festigkeit von 4,9 GPa. Das Laminat besitzt daher eine 23 % höhere Festigkeit. Die Herstellung der Schlaufen ist in [58] dokumentiert und die erreichten Bruchkräfte und Verankerungsgüten in Tabelle 3.6 zusammengestellt. Die Verankerungsgüten der Schlaufen mit verschiedenen Umlenkörpern wurden für die jeweils höchste Bruchkraft ermittelt.

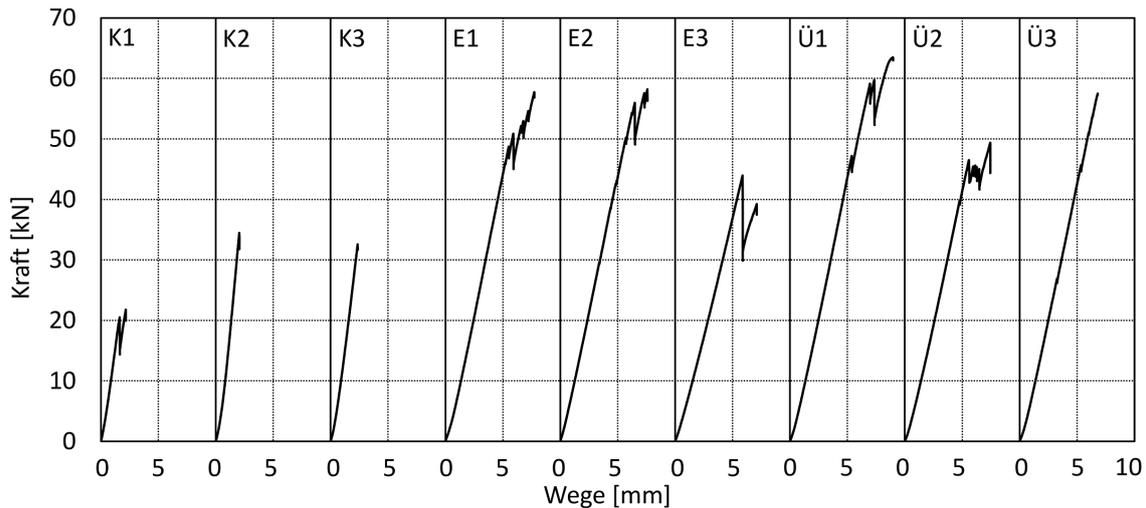


Abb. 3.19 Kraft-Weg-Kurven der Schlaufen mit verschiedenen Umlenkkörpern

Anhand der Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 3.19 wird deutlich, dass die Schlaufen versagen, indem Teile des Querschnitts zeitlich versetzt brechen (Teilquerschnittsversagen). Diese Versagensform wird durch den flachen Querschnitt der Schlaufen begünstigt. Da die Kraft nach einem Teilbruch von dem verbleibenden Querschnitt aufgenommen werden muss, steigt die Spannung plötzlich an. Die erreichte maximale Spannung wirkt dann im reduzierten Querschnitt, sodass die Schlaufen ihre rechnerische Bruchkraft nicht erreichen können. Die Größe des reduzierten Querschnitts konnte während des Versuchs nicht ermittelt werden. Der Wert der mittleren faserparallelen Spannung, bei dem das Versagen eintrat, ist daher nicht bekannt. Für die alternativen Schlaufenformen Ellipse und Übergangsbogen sind im Bruchversuch höhere Bruchkräfte ermittelt worden. Die Verankerungsgüte ist jedoch auf einem niedrigen Niveau. Die unverstärkte Kreisschleife sollte eigentlich bereits 60-70 % erreichen. Diese Werte werden jedoch nur von den alternativen Umlenkörpern erreicht. Da experimentell keine höheren Verankerungsgüten festgestellt werden konnten, ist nicht klar, ob der theoretische Vorteil der alternativen Umlenkformen auch praktisch existiert. Um den Übergangsbogen als vielversprechende Umlenkkörpergeometrie besser untersuchen zu können, sollten hochwertige Zugglieder durch automatisiertes Wickeln hergestellt werden. Eine solche Untersuchung könnte für die Hersteller von Zuggliedern mit Schlaufenverankerungen aus Abschnitt 2.4 von Interesse sein. In dieser Arbeit wird das Konzept der Schlingen weiterverfolgt.

4 Aufbau und Herstellung der Schlingen

In diesem Kapitel werden der Aufbau und die Herstellung von Schlingen beschrieben. Der Unterschied im Aufbau von Schlingen gegenüber Schlaufen ist der Grund für ihre hohe Verankerungsgüte und die Möglichkeit alternativer Herstellungsverfahren. Das innovative Konzept der Schlingen soll daher im Folgenden erläutert werden. Die tatsächlich erreichbare Verankerungsgüte hängt zudem maßgeblich von der Qualität der Bauteile und damit von verwendeten Herstellungsverfahren ab. Die drei in dieser Arbeit verwendeten Herstellungsverfahren werden vorgestellt und die Erfahrungen bei deren Umsetzung wiedergegeben. Weiterhin werden Hinweise zur Auslegung der Schlingen gegeben und Möglichkeiten des Transports von Zuggliedern mit großen Längen aufgezeigt.

4.1 Aufbau der Schlingen

4.1.1 Konzept

Das Konzept der Schlingen erfüllt die im Folgenden aufgelisteten Anforderungen an Zugglieder aus CFK für die Anwendung in Seiltragwerken.

Zugglieder aus CFK sollten

- ✓ materialgerecht aufgebaut sein
- ✓ wirtschaftlich herstellbar sein
- ✓ eine annähernd 100 %ige Verankerungsgüte aufweisen
- ✓ kompakte Querschnitte und eine frei wählbare Querschnittsgröße besitzen
- ✓ in beliebigen Längen herstellbar sein
- ✓ biegeweich sein
- ✓ wickelbar sein
- ✓ kompakte und leichte Verankerungen aufweisen
- ✓ keine metallischen Komponenten enthalten müssen
- ✓ auf der freien Länge klemmbar sein

Für die materialgerechte Verwendung von CFK in Zuggliedern sollten die einzelnen Carbonfasern auf der freien Länge ausschließlich in Längsrichtung angeordnet werden. Auf diese Weise werden die höchsten Werte für Festigkeit und Steifigkeit erreicht und so das Potenzial der Carbonfasern optimal ausgenutzt. An den Verankerungspunkten existiert ein mehrachsiger Spannungszustand, sodass dort eine andere Faseranordnung gewählt werden kann.

Das wirtschaftlichste Verfahren zur Herstellung von unidirektionalen Stäben ist die Pultrusion. Mit diesem Verfahren können kilometerlange Stäbe automatisiert in annähernd gleichbleibender Qualität hergestellt werden. Zugglieder aus CFK mit großen Querschnitten und Bruchkräften entstehen durch die parallele Anordnung mehrerer Stäbe. Die parallelen Einzelstäbe haben in der Summe eine wesentlich geringere Biegesteifigkeit, als wenn sie schubsteif in einem einzigen Querschnitt angeordnet wären. Dadurch ist das Zugglied biegeweich, sodass es umgelenkt werden kann. Weiterhin kann es auf verschiedene Weisen zum Transport aufgewickelt werden, siehe Abschnitt 4.1.3.

Die Stäbe sollten eng beieinander liegen, sodass der Gesamtquerschnitt auf der freien Länge klemmbar ist. Befinden sich Hohlräume zwischen den Stäben, sodass sie sich nur punktuell berühren, entsteht beim Klemmen kein vorteilhafter mehrachsiger Druckspannungszustand. Die Stäbe können dann bereits bei geringen Drücken beschädigt werden. Falls Stäbe mit dazwischen liegenden Hohlräumen verwendet werden (z.B. Rundstäbe), ist ein Ausfüllen dieser Hohlräume im Bereich der Klemmung denkbar.

Der Querschnitt eines Stabs darf nur so groß sein, dass er an den Enden noch verankert werden kann. Das heißt, dass das Verhältnis von Querschnittsfläche zu Oberfläche nicht zu groß sein darf. Als materialgerechte, kompakte und leichte Verankerung kommt aus Abschnitt 2.4 vor allem die Schlaufenverankerung in Frage. Sie ist formschlüssig, besitzt jedoch keine 100%ige Verankerungsgüte. Sie beinhaltet üblicherweise eine Metallkausche zur Aufnahme des Drucks durch den Bolzen und zur Behinderung der Querdehnung.

Die Herausforderung bei der Entwicklung der Schlingen besteht darin, pultrudierte Stäbe an den Enden mit einer Schlaufenverankerung auszustatten, die eine höhere als die übliche Verankerungsgüte besitzt. Für die Zulassung von Spanngliedern aus Stahl gilt die ETAG 013 [75]. In dieser Richtlinie wird eine Verankerungsgüte von 95 % gefordert. Weiterhin wird gefordert, dass das Versagen vom Draht und nicht von den Verankerungskomponenten ausgehen muss. Diese Angaben sollten richtungsweisend auch für die Bewertung von Zuggliedern aus CFK verwendet werden.

Schlingen entstehen durch das wechselseitige Umschlagen von pultrudierten Stäben oder Bändern. Die Enden der Stäbe werden so um einen gemeinsamen Umlenkörper gebogen, dass eine Schlaufenverankerung entsteht. Daraufhin werden die Stäbe im Bereich der Schlinge schubfest miteinander verbunden. Auf der freien Länge können die Stäbe unverklebt bleiben, sodass das Zugglied biegeweich bleibt. Durch die zurücklaufenden Stabenden ist der Querschnitt im Bereich der Schlinge doppelt so groß wie auf der freien Länge. Der Aufbau der Schlingen erzeugt automatisch eine Querschnittsvergrößerung, die mit einer

Steigerung der Verankerungsgüte verbunden ist, siehe Abschnitt 3.4.1. Die bevorzugten Querschnitte der Stäbe sind flache Rechtecke (Lamellen und Bänder).

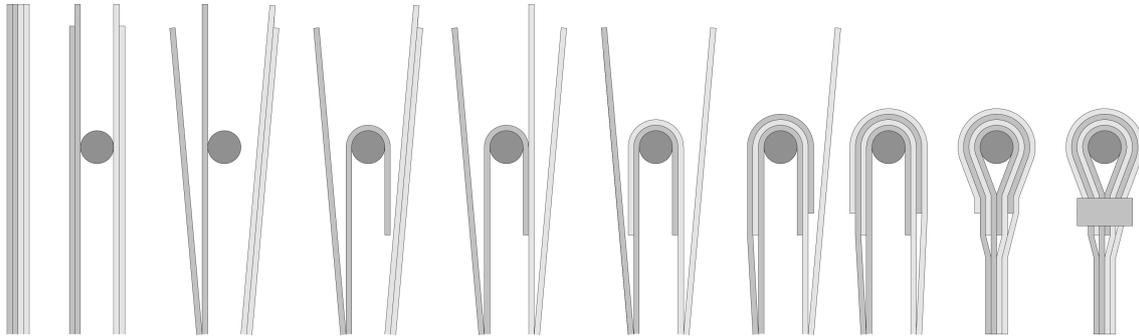


Abb. 4.1 Schrittweiser Aufbau einer Schlinge

Zur Herstellung eines Zugglieds mit Schlingenverankerung wird ein Stapel Lamellen oder ein Bündel anderer Stäbe parallel zueinander angeordnet und im Bereich der beiden Enden fixiert. Zwischen den Fixpunkten müssen alle Stäbe die gleiche Länge aufweisen, um eine gleichmäßige Dehnungsverteilung über den Gesamtquerschnitt zu erhalten. Da die Enden aller Stäbe hinter den Fixpunkten frei liegen, lässt sich der Querschnitt des Zugglieds aufspalten. Die Stäbe werden in zwei gleich große Gruppen eingeteilt und daraufhin ein Umlenkkörper zwischen ihnen angeordnet, siehe Abbildung 4.1.

Die Aufweitung des kleineren Querschnitts auf der freien Länge zum größeren Querschnitt im Bereich der Verankerung erfolgt kontinuierlich. Dadurch soll die erhöhte Spannung im Bereich der endenden Stäbe begrenzt werden. Die kontinuierliche Aufweitung wird dadurch erreicht, dass die Längen der einzelnen Stäbe abgestuft werden und so ein stufenweiser Übergang entsteht. Die inneren Stäbe, die nah am Umlenkkörper liegen, haben den kürzesten Umfang entlang der Umlenkung. Die Stufen werden so angeordnet, dass die inneren Stäbe am längsten sind, sodass die Längendifferenz zwischen den inneren und äußeren Schichten etwa ausgeglichen wird. Dadurch soll erreicht werden, dass sich die Dehnungen über die Dicke der Schlinge angleichen. Wörndle [285] sieht in den unterschiedlichen Dehnungen der Schichten den Grund für das frühzeitige Versagen von Schlaufen, siehe Abschnitt 2.4.1.

Die Stäbe werden abwechselnd je ein Stab pro Seite um den Umlenkkörper gebogen und in dieser Position fixiert. Um die Schlaufenform dauerhaft zu fixieren, werden alle Stäbe im Bereich der Schlinge miteinander verklebt. Die Klebeverbindung kann über die gesamte Länge der Schlinge oder lokal an den Enden der Stäbe erfolgen.

Die beiden Stränge des Zugglieds können zu einem gemeinsamen Strang zusammengeführt werden und mittels einer Querzughülse zusammengehalten werden. Dafür sollte der vergrößerte Querschnitt auch über die zweite Umlenkung an der Querzughülse beibehalten werden, sodass die Stäbe erst im geraden Bereich enden. Die Zusatzbeanspruchungen aufgrund der zweiten Umlenkung können vom größeren Querschnitt gut aufgenommen werden.

4.1.2 Hinweise zur Auslegung von Schlingen

Die folgenden Empfehlungen fassen die Erfahrungen zusammen, die bisher mit Schlingen gesammelt wurden. Beim Entwurf und der Auslegung der Schlingen können sie helfen, schnell eine passende Geometrie festzulegen. Aufgrund der Vielfalt der Möglichkeiten sind die Hinweise als Richtwerte zu verstehen und können entsprechend den individuellen Anforderungen angepasst werden.

Stäbe mit flachem Rechteckquerschnitt (Lamellen und Bänder) eignen sich aus mehreren Gründen gut zur Herstellung von Schlingen. Sie besitzen ein großes Verhältnis zwischen Querschnittsfläche und Querschnittsumfang, und lassen sich dadurch gut kleben. Lamellen sind um ihre schwache Achse biegeweich und sie lassen sich auf vielfältige Weise zu großen Rechteckquerschnitten zusammenfassen. Der erforderliche Querschnitt $A = nbt$ des Zugglieds auf der freien Länge berechnet sich aus der zu übertragenden Zugkraft F und der Festigkeit σ des CFKs. Dabei ist b die Breite und t die Dicke der einzelnen Lamellen. Aus dem erforderlichen Querschnitt kann mit Kenntnis der Querschnittseigenschaften der Einzellamelle die erforderliche Anzahl der Lamellen n bestimmt werden, siehe Gleichung 4.1. Aus konstruktiven Gründen sollte die Lamellenanzahl eine gerade Zahl sein und die Breite des Gesamtquerschnitts größer sein als dessen Höhe.

$$n = \frac{F}{bt\sigma} \quad (4.1)$$

$$b \geq nt \quad (4.2)$$

Die Stäbe des Zugglieds sind in zwei Gruppen geteilt, die sich jeweils links und rechts des Umlenk Körpers befinden, siehe Abbildung 4.1. Die Kraft in den Stäben auf einer Seite des Umlenk Körpers wird über die Klebeverbindung in die Stäbe auf der anderen Seite eingeleitet. Dadurch werden die beiden Gruppen zu einem gemeinsamen Strang verbunden. Die in der Klebeverbindung zu übertragende Kraft entspricht der halben Bruchkraft des Zugglieds. Die effektive Klebefläche zwischen den Stäben muss groß genug sein, diese Kraft übertragen zu können.

Werden Stäbe mit einem kleinen Verhältnis von Querschnitt zu Umfang gewählt, also dünne Lamellen, ist die Tragfähigkeit der Klebeverbindung hoch. Je dünner die Lamellen, desto mehr Klebefläche steht bei gleicher Querschnittsfläche zur Verfügung, siehe Abbildung 3.6 oben. Mit steigender Faserfestigkeit und steigendem Faservolumengehalt werden dünnere Lamellen erforderlich. Für HT-Fasern und einen Faservolumengehalt von 60 % wird empfohlen, Lamellen bis 0,5 mm Dicke zu verwenden. Für diese Lamellendicke konnten im Rahmen der Arbeit gute Ergebnisse erzielt werden. Lamellen mit einer Dicke von 1,2 mm konnten dagegen nicht voll tragfähig geklebt werden.

Bei Betrachtung einer Lamelle des Zugglieds wird die Bruchlast dieser Lamelle über zwei zweischnittige Verbindungen in die benachbarten Lamellen eingeleitet. In Abbildung 4.2 ist der Kraftfluss in den Lamellen entlang der Umlenkung zu sehen. In jeder halben Lamelle

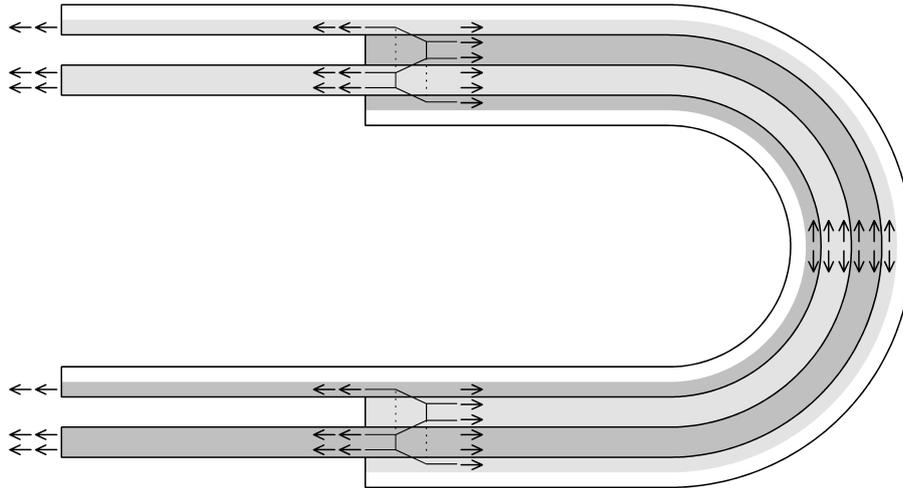


Abb. 4.2 Kraftfluss durch die Klebeverbindungen an der Umlenkung

wirken auf der freien Länge zwei Kräfteinheiten. Jeder kleine Pfeil ist eine Kräfteinheit, die am Freischnitt angetragen ist. Die Tragfähigkeit der Lamelle entspricht vier Kräfteinheiten. In der dargestellten Situation der maximalen Belastung wirken auf der freien Länge zwei Kräfteinheiten als Zugbeanspruchung in der halben Lamelle. In der Umlenkung wirkt dagegen nur eine Kräfteinheit je halbe Lamelle. Aufgrund des Kräftegleichgewichts muss an jeder Klebung eine Kräfteinheit (ein Viertel der Lamellentragfähigkeit) übertragen werden.

Werden die Lamellen nicht über die gesamte Länge der Umlenkung geklebt, wirkt zusätzlich zur Klebung eine Reibkraft zwischen den Lamellen. Die Reibkraft F_R verringert die zu übertragende Kraft in der Klebeverbindung. Für einen Reibbeiwert von 0,2 zwischen Lamellen [125] kann diese Reduzierung mittels Gleichung 2.10 abgeschätzt werden. Ihr Anteil ist vergleichsweise groß und wird in Gleichung 4.3 berechnet. Diese Reibkraft kann sich jedoch durch Wechselbeanspruchung abbauen, sodass sie für die Auslegung des Zugglieds nicht angesetzt werden sollte.

$$F_R = F e^{0,2 \cdot \pi} \approx 0,5 F \quad (4.3)$$

Der Mindestdurchmesser der Schlingen ist von der Biegesteifigkeit der Lamellen abhängig. Je größer die Steifigkeit der Lamellen, desto größer ist die faserparallele Spannung, die aus dem Umlenken der Lamellen entsteht und die Tragfähigkeit der Lamellen reduziert. In Abbildung 4.3 sind die Anteile der faserparallelen Spannung für vier übereinanderliegende und nach dem Umlenken miteinander verklebte Lamellen dargestellt. Die Höhe des Kästchens stellt die Zugfestigkeit $\sigma_{||}$ einer Lamelle dar. Dunkelgrau sind die Zugspannungen und hellgrau sind die Druckspannungen angetragen. Die Spannung aus der Zugkraft σ_F beträgt aufgrund des aufgeweiteten Querschnitts die Hälfte der Festigkeit. Am Ablösepunkt kommt ein Anteil aus Biegung σ_M aufgrund der Biegesteifigkeit des gesamten Strangs bzw. aus der unterschiedlichen Dehnung der Einzellamellen hinzu. Die Spannung aus Umbiegen der einzelnen Lamellen σ_t ist ein weiterer Anteil der faserparallelen Spannung.

Die Maximalwerte von σ_M und σ_t überlagern sich nicht an derselben Faser. Aber je mehr

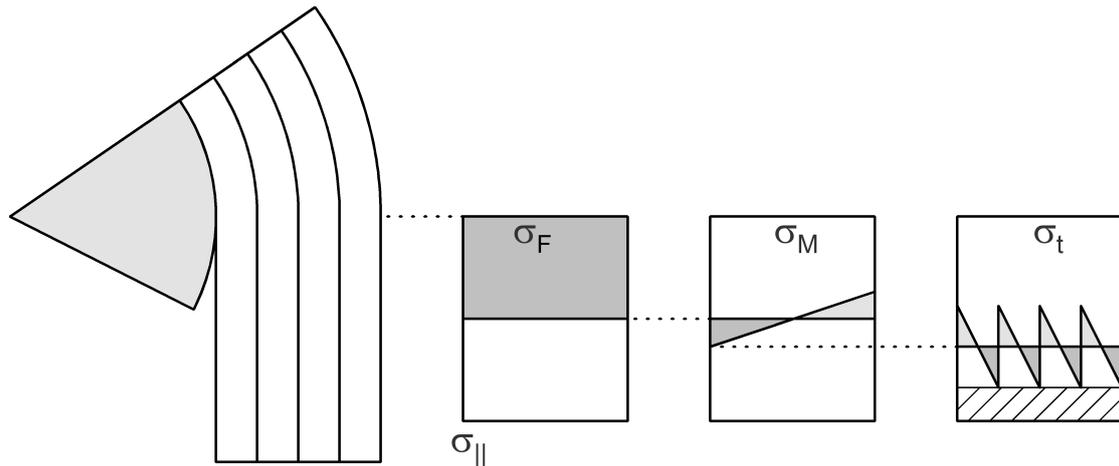


Abb. 4.3 Qualitative Spannungsanteile in der Schlinge

Lamellen für den Querschnitt verwendet werden und je dünner diese sind, desto näher liegen die Maximalwerte beieinander. Daher werden die Maximalwerte vereinfacht addiert. Der schraffierte Bereich ist der Anteil der Zugfestigkeit, der in diesem Fall noch nicht ausgenutzt wird. Solange der schraffierte Bereich existiert, findet der Faserbruch auf der freien Länge statt, da dort bereits die Festigkeit erreicht ist. Um die Tragfähigkeit nicht aufgrund der Biegesteifigkeit der einzelnen Lamellen zu begrenzen, muss σ_t kleiner als die halbe Zugfestigkeit sein. Es wird empfohlen, den Anteil der faserparallelen Spannung aus Umlenkung der Lamellen auf etwa $\beta = 20\%$ der Zugfestigkeit zu begrenzen. Das ist durch die Verwendung ausreichend dünner Lamellen bzw. großer Umlenkdurchmesser möglich. Gleichzeitig wird durch die Begrenzung der faserparallelen Spannung aus Umbiegen das Zurückfedern der Lamellen bei der Herstellung reduziert.

Die Begrenzung der Spannung aus der Umlenkung der Lamellen erfolgt durch die Wahl eines ausreichenden Durchmessers des Umlenkkörpers bzw. des minimalen Innendurchmessers der Schlinge. Durch Einsetzen der Gleichungen 2.3, 2.4 in 2.21 (Seite 20 und 54) ergibt sich der dickenabhängige Mindestwert für den Innendurchmesser D der Schlinge, Gleichung 4.4. Für eine Lamelle aus HT-Fasern mit einer Lamellendicke von 0,5 mm kann der empfohlene minimale Innendurchmesser von 120 mm berechnet werden. Dieses Ergebnis ist vergleichbar mit den Untersuchungen von Winistörfer und Lees [159], die ein Verhältnis von $r/t \approx 110$ angeben.

$$D \geq \frac{Et}{\beta\sigma} = \frac{E_f}{0,2\sigma_f} t \quad (4.4)$$

$$D \geq \frac{230 \cdot 0,5}{0,2 \cdot 4,9} \approx 120 \text{ mm} \quad (4.5)$$

Werden thermoplastische Lamellen verwendet, die im Bereich der Umlenkung aufgeschmolzen und gepresst werden, baut sich die Eigenspannung aus der Umlenkung der Lamellen ab. Beim Erweichen der Matrix wird die Schubfestigkeit so gering, dass sich die Lamelle der gekrümmten Form anpasst. Obwohl die Spannungen dann rechnerisch geringer sind, muss sich die Tragfähigkeit des Querschnitts nicht erhöhen. Die Fasern, die am Zugrand

der gebogenen Lamelle liegen, werden beim Verpressen gestaucht, sodass sie ondulieren können. Ihre Tragfähigkeit in Längsrichtung kann dann nicht mehr voll ausgenutzt werden. Die Fasern am Zugrand können sich radial nach innen verschieben, sodass dort ein erhöhter Faservolumengehalt entsteht, während die Matrix nach außen gedrückt wird.

Der minimale Innendurchmesser der Schlinge ist ebenfalls abhängig von der Tragfähigkeit des Zugglieds auf der freien Länge. Je größer die Tragfähigkeit, also je mehr Lamellen bei gleicher Breite übereinander geschichtet werden, desto größer ist die Kontaktspannung an der innersten Lamelle. Der Innendurchmesser muss groß genug gewählt werden, dass diese innerste Lamelle die fasernparallele Spannung ertragen kann. In der Literatur wird für CFK eine fasersenkrechte Festigkeit von 200 MPa [126] angegeben. In eigenen Versuchen an Lamellen wurde eine fasersenkrechte Festigkeit von 150 MPa [141] bestimmt. Für eine seitlich gestützte Schlaufe können diese Werte überschritten werden. Für eine seitlich nicht gestützte Schlaufe müssen sie unterschritten werden, da der Kunststoff unter hohen Dauerlasten quer zur Faserrichtung kriechen kann. Für die seitlich gestützte Schlaufe wird empfohlen, eine mittlere Kontaktspannung von etwa 300 MPa anzustreben. Dieser Wert wurde von mehreren untersuchten Schlingen erreicht. Aus dieser Empfehlung ergibt sich das Verhältnis von etwa 10:1 zwischen der fasernparallelen und fasersenkrechten Festigkeit und wird in Gleichung 4.6 berücksichtigt.

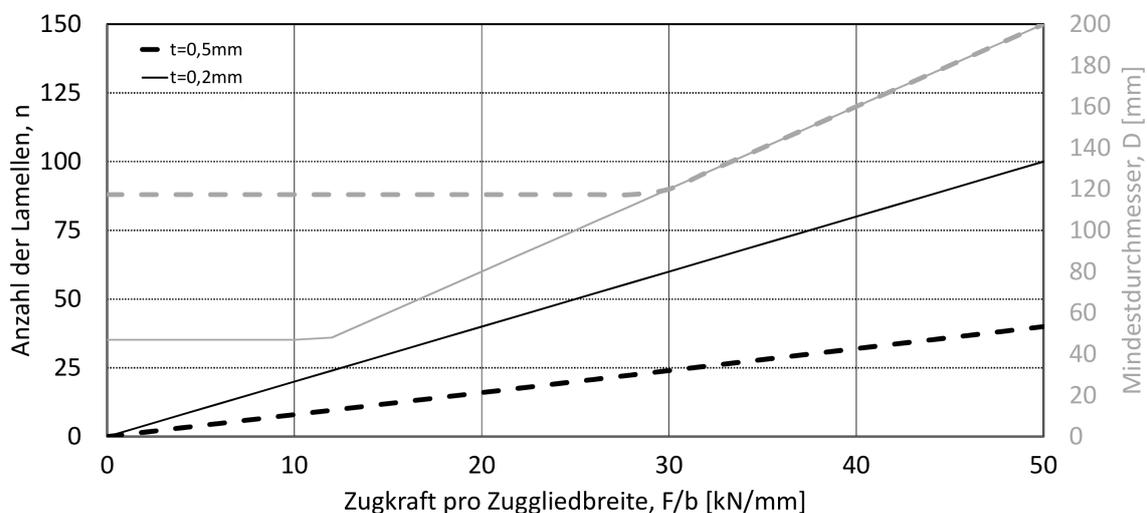


Abb. 4.4 Bemessungsdiagramm für Zugglieder aus pultrudierten Lamellen

Gleichung 4.6 ist die zweite Bedingung für den minimalen Innendurchmesser, die sich aus der Kesselformel (Gleichung 2.9) ableitet. Dabei ist F im Gegensatz zu Gleichung 2.9 die gesamte Kraft im Zugglied. Die Gleichung 4.6 zeigt, dass der Durchmesser von der Anzahl und Dicke der Lamellen, das heißt der maximalen Zugkraft pro Zuggliedbreite, abhängt. Für eine Lamellendicke von 0,5 mm und eine Lamellenanzahl von 8 (Gesamtdicke des Zugglieds ist 4 mm) ergibt sich beispielsweise ein Mindestdurchmesser von 80 mm. In Abbildung 4.4 ist ein Bemessungsdiagramm für Zugglieder mit Schlingenverankerung auf der Basis von pultrudierten Lamellen zu sehen. Die Kurven gelten für eine fasernparallele Festigkeit von 2,5 GPa und berücksichtigen die gezeigten Gleichungen 4.1, 4.4 und 4.6.

$$D \geq \frac{F}{\sigma_{\perp} b} = tn \frac{\sigma_{\parallel}}{\sigma_{\perp}} \approx 10tn \quad (4.6)$$

$$D \geq 10 \cdot 0,5 \cdot 8 = 40mm \quad (4.7)$$

Beim Zusammenführen beider Schlaufenstränge zu einem gemeinsamen Strang (Abbildung 4.1 rechts) werden die Lamellen erneut umgelenkt. Der Krümmungsradius ist an dieser Stelle aus konstruktiven Gründen größer als in der Schlaufe, da an dieser Stelle flach ausgerundet wird. Es wird mindestens der doppelte Durchmesser der Umlenkung empfohlen, siehe Gleichung 4.8.

Zwischen den zusammengeführten Strängen wirkt eine die Stränge trennende Querkraft, siehe Abbildung 4.5. Die Querkraft ist abhängig vom Winkel, in dem die Querschnittsteile zusammengeführt werden. Sie erzeugt eine fasersenkrechte Druckspannung in den Lamellen, sodass an dieser Stelle auch eine seitliche Stützung der Schlaufe erforderlich ist. Durch das Zusammenführen wird ein zusätzliches Bauteil erforderlich, das im Folgenden Hülse genannt wird.

Die Hülse nimmt die Querkraft Q auf und sorgt für die seitliche Stützung (Abbildung 4.5). Die Querkraft kann in zwei Komponenten zerlegt werden, die tangential (Q_T) und senkrecht (Q_S) zur Achse des Zugglieds wirken. Der Anteil senkrecht zur Achse wirkt als Beanspruchung auf die Hülse, der tangentielle Anteil kann die Hülse verschieben, sodass sie ihre stützende Funktion verliert. Die Querkraft Q und deren genannte Anteile lassen sich mit den Gleichungen 4.9 bis 4.11 berechnen. Der tangentielle Anteil kann je nach Art der Hülse über die Reibung einer Klemmverbindung, über eine Klebeverbindung, über einen Formschluss oder eine Kombination daraus aufgenommen werden.

$$D^* \geq 2 \text{Max} \left\{ \frac{E_f}{0,2\sigma_f} t ; 10tn \right\} \quad (4.8)$$

$$Q = F \sin\left(\frac{w}{2}\right) \quad (4.9)$$

$$Q_T = F \sin^2\left(\frac{w}{2}\right) \quad (4.10)$$

$$Q_S = \frac{F}{2} \sin(w) \quad (4.11)$$

4.1.3 Wickelbarkeit und Transport

Zum Transport von Zuggliedern werden diese üblicherweise auf Trommeln (Bobinen) gewickelt. Auf der Trommel können sie in kompakter Form und geschützt transportiert werden. Das kontinuierliche Abrollen, beginnend von einem Ende, erleichtert das Einbauen. Zugglieder aus dünnen Lamellen mit Schlingenverankerung können auf verschiedene Weisen aufgewickelt und transportiert werden.

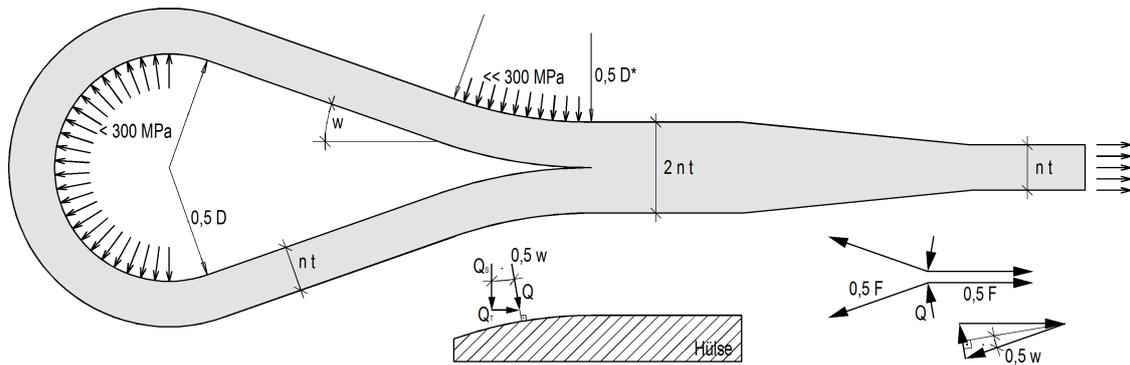


Abb. 4.5 Geometrie und Beanspruchungen einer Schlinge

Das Zugglied in Abbildung 4.6 ist torsionsweich und biegeweich um eine Achse. Die einzelnen dünnen Lamellen, aus denen sich der Querschnitt zusammensetzt, besitzen eine geringe Torsionssteifigkeit und eine geringe Biegesteifigkeit um ihre schwache Achse. Wird das Zugglied in S-Form gebogen (4.6a), legen alle Lamellen auf der freien Länge den gleichen Weg zurück und der Querschnitt bleibt kompakt.

Wird das Zugglied in einem Winkel umgelenkt, stellen sich die Lamellen auf der Innenseite der Krümmung auf (4.6b). Soll das Zugglied weiter umgebogen werden, sodass es auch aufgewickelt werden kann, entfernen sich die Lamellen immer weiter voneinander. Auf diese Weise ist das Aufwickeln also nicht möglich, insbesondere dann nicht, wenn das Zugglied von einer schützenden Hülle umgeben ist, die diese Verformung verhindert.

In Abbildung 4.6c wird das Zugglied an einer Verankerung um 90° verdrillt. Bleiben die Lamellen im verdrillten Bereich gerade, stellen sie sich nicht auf und der Querschnitt bleibt kompakt. Durch das Verdrillen entsteht aufgrund der Querschnittsverwölbung eine Zugspannung in den Ecken des Gesamtquerschnitts. Je größer der Verdrillwinkel, desto größer muss die Länge sein, auf der verdrillt wird, damit die Ränder der äußeren Lamellen nicht beschädigt werden.

Beim Wickeln des Lamellenstapels um die biegeweiche Achse befindet sich die äußere Lamelle auf einem größeren Radius als die innere und muss einen größeren Weg zurücklegen. Diese unterschiedliche Bogenlänge führt zu einer Relativverschiebung der Lamellen, siehe Abbildung 4.7d. Die notwendige Verschiebung zwischen innerer und äußerer Lamelle wird mit jeder Wicklung größer und kann mit Gleichung 4.12 abgeschätzt werden. Dabei beschreibt h die Höhe des Lamellenstapels und damit den Abstand der inneren zur äußeren Lamelle und m die Anzahl der Wicklungen.

$$du = m 2 \pi h \quad (4.12)$$

Die Lamellen eines Zugglieds können sich zwar in Längsrichtung gegeneinander verschieben, sind jedoch an den Schlingen schubfest miteinander verbunden. Der Abstand der schubfesten Verbindung ist für alle gleich. Die Verschiebung der Lamellen führt zu einer Rotation der Verankerungen. Werden beide Verankerungen um den gleichen Winkel in Betrag und

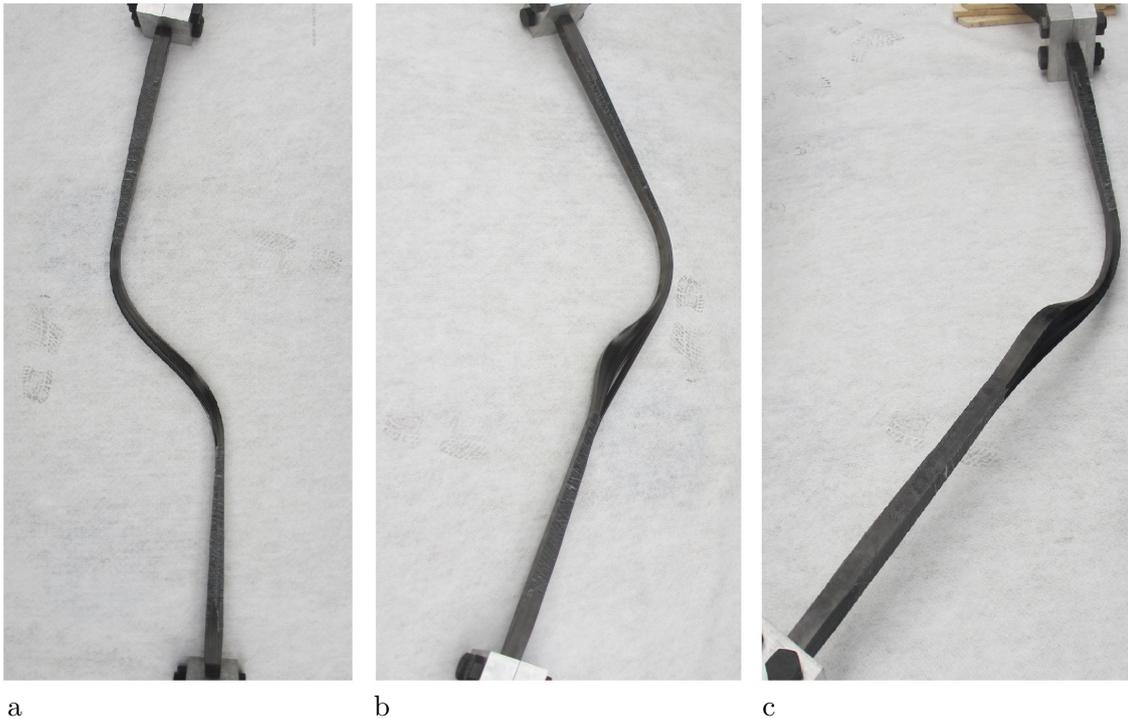


Abb. 4.6 Biege- und Torsionsweichheit: a) beidseitiges und gleichgerichtetes sowie b) einseitiges Verdrehen der Verankerungen um die biegeweiche Achse, c) Verdrillen einer Verankerung um 90° um die Längsachse

Richtung gedreht, verläuft jede Lamelle einmal auf der inneren kurzen und einmal auf der äußeren langen Seite, sodass alle den gleichen Weg zurücklegen. In Abbildung 4.7d und e ist zu sehen, wie sich die Lamellen verschieben, wenn eine Verankerung (Abbildung 4.7 a) bzw. beide Verankerungen (Abbildung 4.7b) verdreht werden. Die maximale Relativverschiebung ist in beiden Fällen etwa gleich. Beim gleichzeitigen Verdrehen beider Verankerungen gibt es eine neutrale Mittelachse, zu der sich die am weitesten entfernten Lamellen um den halben Betrag $du/2$ in entgegengesetzte Richtungen verschieben. In Abhängigkeit der Dicke und Anzahl der Wicklungen können diese Verschiebungen sehr groß werden.

Aus diesen Überlegungen ergibt sich eine mögliche Art des Aufwickelns. Durch das gleichzeitige Verdrehen der Verankerungen ist es möglich, das Zugglied auf zwei getrennte Trommeln aufzuwickeln (Abbildung 4.7c und f). Das Wickeln beginnt von beiden Enden, indem die Trommeln jeweils um den gleichen Winkel gedreht werden. Die Trommeln müssen sich während des Wickelns um die jeweils aufgewickelte Länge aufeinander zubewegen. Alternativ können die Trommeln direkt nebeneinander stehen und sich drehen, während das Zugglied wie ein U ausgelegt ist, das mit jeder Drehung kleiner wird. In der Mitte des Zugglieds kommt es zu großen Relativverschiebungen. Eine Ummantelung bzw. ein Hüllrohr darf diese Relativverschiebungen der Lamellen nicht behindern. Der Nachteil dieses Vorgehens ist, dass beim späteren Abrollen zunächst die Mitte des Zugglieds und dann erst die Verankerungen freiliegen.

Eine zweite Möglichkeit des Aufwickelns wurde im Rahmen einer Bachelorarbeit [69] vorgeschlagen. Durch regelmäßiges Verdrillen des Zugglieds um 180° wechselt die Lamelle von der inneren auf die äußere Seite. Dadurch gleichen sich die Längenunterschiede aus. Auf

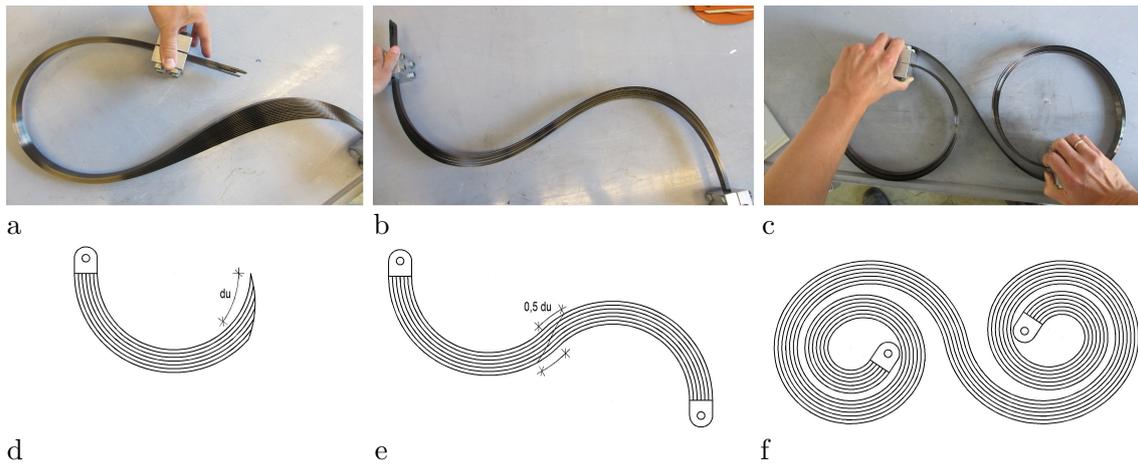


Abb. 4.7 Relativverschiebungen der Lamellen beim Wickeln: a) Aufstellen der Lamellen beim Verdrehen einer Verankerung, b) kein Aufstellen beim gleichzeitigen Verdrehen beider Verankerungen, c) Aufwickeln auf zwei Trommeln, d) Relativverschiebung der Lamellen, e) kompensierte Relativverschiebung durch Verdrehen beider Verankerungen, e) kompensierte Relativverschiebung beim Aufwickeln auf zwei Trommeln



Abb. 4.8 Wickeln auf Trommeln mit Verdrillen : a) gewickeltes Zugglied mit drei geraden Kanten (Verdrillen entlang einer Kante), b) Wickeln auf eine Trommel mit zwei geraden Kanten [69]

diese Weise kann ein Zugglied aus Lamellen beginnend von einer Verankerung auf nur eine Trommel aufgewickelt werden, so wie es für Zugglieder üblich ist. Im verdrillten Bereich darf das Zugglied nicht gekrümmt sein, sodass die Trommel nicht vollständig kreisrund sein kann. Die Trommel kann beispielsweise aus zwei Halbkreissegmenten mit geraden Verbindungen bestehen.

In Abbildung 4.8a ist ein aufgewickeltes Zugglied zu sehen, das auf einem der drei geraden Abschnitte der Trommel verdrillt wurde. In Abbildung 4.8b ist zu sehen, wie ein Lamellenstapel um eine längliche Trommel gewickelt wird. Die Lamellen sind an den Enden wie bei einer Endverankerung schubfest miteinander verbunden. Auf der linken Trommelseite werden die Lamellen verdrillt, sodass sich die Relativverschiebungen ausgleichen und sich keine der Lamellen aufstellt. Im Vergleich zum Aufwickeln auf zwei Trommeln werden größere, speziell geformte Trommeln benötigt, aber je Zugglied nur eine. Die Relativverschiebungen

zwischen den Lamellen sind viel geringer, da sie sich zwischen drei Verdrillpunkten zunächst auf- und dann wieder abbauen.

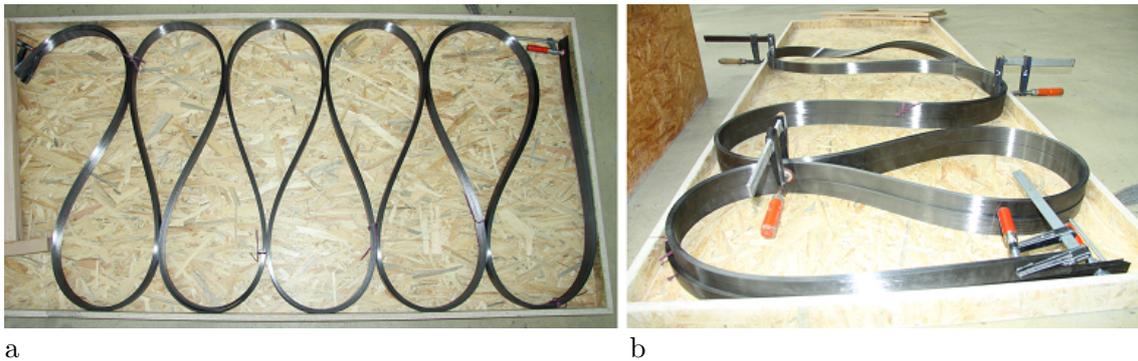


Abb. 4.9 Schleifenförmiges Legen eines Zugglieds in a) einer Ebene und b) mehreren Ebenen [69]

Neben dem Wickeln können die Zugglieder auch schleifenförmig ausgelegt und so transportiert werden. In [69] werden verschiedene Möglichkeiten vorgestellt. Durch zusätzliches Verdrillen können die Schleifen in mehreren Ebenen abgelegt werden. In Abbildung 4.9a liegt ein Zugglied bestehend aus 20 Lamellen schleifenförmig und transportfertig in einer Kiste. Die Enden sind schubfest miteinander verklebt, um die Verankerungen zu simulieren. Mit jeder Schleife gleichen sich die Relativverschiebungen der Lamellen aus, sodass sich keine der Lamellen aufstellt. In Abbildung 4.9b ist zu sehen, wie die Lamellen durch das Verdrillen um 180° in eine zweite Ebene gelegt werden können. Auf diese Weise kann Platz gespart werden. Im Vergleich zum Wickeln ist das Legen ein komplexerer Prozess und eher für kurze Längen geeignet.

4.2 Herstellung von Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerung

Für die Herstellung von Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerung werden drei verschiedene Verfahren vorgestellt, die im Rahmen der Arbeit angewendet wurden. Das erste Verfahren basiert auf der Verwendung von unidirektionalen Prepregbändern, die unter hoher Temperatur ausgehärtet werden. Für das zweite Verfahren werden pultrudierte Lamellen mit duroplastischer Matrix miteinander verklebt. Das dritte Verfahren basiert auf unidirektional carbonfaserverstärkten Bändern mit thermoplastischer Matrix, die in einem Heißpressverfahren miteinander verbunden werden.

4.2.1 Herstellung auf der Basis von Prepreg

Prepreg ist die Bezeichnung für vorimprägnierte Fasern. Es entsteht, indem flächig angeordnete Fasern (UD, Gelege, Gewebe, Gewirke) mit einem träge reagierenden Epoxidharz imprägniert werden. Das Prepreg wird auf beiden Seiten mit einem trennenden Silikonpapier beschichtet, sodass es aufgerollt werden kann, ohne dass die Faserschichten aneinander

haften. Um das Aushärten des Harzes zu verhindern, wird das Prepreg tiefgefroren gelagert und ist so mehrere Monate haltbar. Zur Verwendung wird das Prepreg aufgetaut und muss binnen weniger Tage verarbeitet werden. Die Bahnen werden ausgerollt und mittels automatisch geführten Messern auf die gewünschte Geometrie zugeschnitten. Die zugeschnittenen Stücke werden dann meist von Hand zu Bauteilen verarbeitet, indem die Schichten nacheinander auf eine Form laminiert werden. Nach dem Abziehen des Silikonpapiers ist die Oberfläche des Prepregs klebrig und es lässt sich leicht verarbeiten. Mehrere übereinandergelegte Schichten sind knetbar, sodass die äußere Form angepasst werden kann. Beim Kneten dürfen die Fasern, die ungeschützt in der weichen Matrix liegen, nicht beschädigt werden.

Das Aushärten der Matrix und damit die eigentliche Formgebung für das Bauteil findet üblicherweise in einem Autoklav statt. Ein Autoklav ist ein Ofen, der bei Temperaturen von 80-120 °C die Reaktion des Harzes beschleunigt. Zudem kann im Autoklav ein zusätzlicher Innendruck aufgebracht werden, der dafür sorgt, dass die Lamine kompaktiert werden. Das Aushärten der Bauteile dauert mehrere Stunden, sodass es vorzugsweise über Nacht erfolgt. Durch die hohen Temperaturen wird das Epoxidharz sehr flüssig, sodass sich die Fasern leicht verschieben lassen. Unsymmetrische Lagenaufbauten oder Eigenspannungen der Fasern können dazu führen, dass sich die Geometrie des Bauteils beim Aushärten ungewollt verändert. Um dies zu vermeiden, werden die Bauteile in einem Vakuumsack ausgehärtet. Das Vakuum presst das Laminat an die Form oder den Untergrund, sodass es sich nicht eigenständig verformen kann. Außerdem werden durch das Vakuum überflüssige Luftporen herausgesaugt.

Die thermische Dehnung der metallischen Formen ist größer als die von CFK. Das Bauteil härtet in der Geometrie der heißen Form aus. Beim Abkühlen verkleinert sich die Form stärker als das Bauteil, wodurch das Ausformen oft erleichtert wird. Die Lamellenverankerungen aus Abschnitt 61, die Platten für die Lochleibungsversuche aus Abschnitt 60 und die Lamellen aus dünnen Einzelschichten (Abschnitt 69) wurden im Autoklav ausgehärtet.

Die Schlingen und Zugglieder mit Schlingenverankerungen wurden nicht im Autoklav ausgehärtet, sondern in einem Ofen ohne Innendruck. Zum Aufbringen des Drucks wurden die Schlingen mit Folienbändern aus Polypropylen (Trespaphanband) umwickelt. Das Trespaphanband ist temperaturbeständig und zieht sich mit steigender Temperatur zusammen, sodass ein gleichmäßiger kompaktierender Druck auf die Fasern entsteht.

Für die Schlingen wird das Prepreg SIGRATEX CE 1201-230 der Firma SGL verwendet. Es handelt sich um ein Halbzeug mit unidirektionaler Faseranordnung, das auf Rollen mit 1,5 m Breite und 150 m Länge hergestellt wird. Die Eigenschaften laut Datenblatt [243] sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Das Prepreg hat demnach einen Faservolumengehalt von etwa 60 % und eine Dicke von 0,22 mm. Die im Prepreg verwendete Faser ist die T700 von Toray mit einer Dichte von $1,8 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ [266]. Mit dem Faserflächengewicht lässt sich die mittlere Faserschichtdicke t_f im Prepreg und daraus die Prepregdicke t bestimmen, siehe Gleichung 4.13.

$$t = \frac{t_f}{\varphi} = \frac{m}{\varphi \rho} = \frac{230 \text{ g m}^3}{0,6 \text{ m}^2 \cdot 1800 \text{ kg}} = \frac{0,13 \text{ mm}}{0,6} = 0,21 \text{ mm} \quad (4.13)$$

Das Ergebnis zeigt, dass der Faservolumengehalt von 60 % einer Schichtdicke von 0,21 mm entspricht. Für die angegebenen 0,22 mm ergibt sich ein Faservolumengehalt von 58 %. Das entspricht dem angegebenen Mindestwert für den Harzgehalt von 42 %, siehe Tabelle 4.1. Für die folgenden Berechnungen wird von einem Faservolumengehalt von 60 % und der dazugehörigen Schichtdicke von 0,21 mm ausgegangen. Auf Grundlage der angegebenen Festigkeit des CFK lässt sich mittels Gleichung 4.14 ein Abminderungsfaktor α (aus Gleichung 2.4) der Faserfestigkeit bestimmen. Das heißt, dass die Festigkeit der Fasern im Prepreg durch die Verarbeitung auf 86 % sinkt.

$$\alpha = \frac{\sigma \cdot t}{\sigma_f \cdot t_f} = \frac{2,6 \text{ GPa} \cdot 0,21 \text{ mm}}{4,9 \text{ GPa} \cdot 0,13 \text{ mm}} = 86 \% \quad (4.14)$$

Tab. 4.1 Eigenschaften von Prepreg CE 1201-230

Eigenschaft	Einheit	Wert
Prepregart	-	unidirektional
Harzsystem	-	Epoxid (201)
Carbonfaser	-	12 k, 800 tex
Faserflächengewicht	$\frac{\text{g}}{\text{m}^2}$	230
Prepregflächengewicht	$\frac{\text{g}}{\text{m}^2}$	377
Harzgehalt	%	39±3
Zugfestigkeit	GPa	2,6
E-Modul in Faserrichtung	GPa	135
Dichte	$\frac{\text{g}}{\text{m}^3}$	1,55

Es wurden mehrere Varianten von Prototypen aus Prepreg hergestellt. Zum einen wurden Schlingen laminiert, die auf der freien Länge einfach enden, und zum anderen wurden Zugglieder mit Schlingenverankerung an beiden Enden und zusätzlichen Hülsen aus CFK hergestellt.

Die Schlingen der ersten Variante wurden auf dem Formwerkzeug in Abbildung 4.10 laminiert. Dazu wurde erst die eine Hälfte der Schichten auf das Aluprofil laminiert und dann der Umlenkkörper angeschraubt. Der Spalt zwischen Profil und Umlenkkörper hat genau die Breite von 12 Prepregschichten. Daraufhin wurden die Schichten umgelenkt und auf die bereits vorhandenen Schichten laminiert.

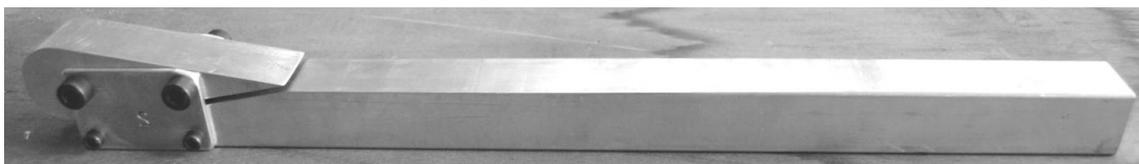


Abb. 4.10 Formwerkzeug für die Schlingen auf der Basis von Prepreg (Foto aus [119])

Für die Schlingen wurden verschiedene Lagenaufbauten gewählt, die mit Generation 1 bis 4 bezeichnet wurden (Abbildung 4.11). Der Unterschied zwischen den Generationen

besteht in der Anzahl der Lagen Prepreg, aus denen eine Schicht zum Umschlagen um den Umlenkörper besteht. Die Geometrie aller Schlingen ist in Abbildung 4.11a und der Aufbau der Generationen 1 bis 4 in Abbildung 4.11b bis e dargestellt. Um den Aufbau besser erkennen zu können, ist die Schichtdicke überhöht dargestellt. Die Lagen der linken Hälfte sind hellgrau und die der rechten Hälfte der Schlinge dunkelgrau markiert, um den Verläufen besser folgen und die Schichtdicke ablesen zu können. In Abbildung 4.11f und h ist der Unterschied zwischen einem runden und einem flachen Klemmbereich zu erkennen. Für Schlingen mit flachem Klemmbereich kann eine verformungsarme Klemme zur Aufnahme der Querkraft verwendet werden.

Die Lagen der Generation 1 beginnen alle auf einer Seite des Umlenkkörpers und werden eine nach der anderen auf die andere Seite umgeschlagen. Die Übertragung der Verankerungskraft erfolgt über eine einzige Klebefuge in der Mitte. Die Generation 1 soll als Referenz zur Beurteilung der Schlingen dienen und die geringste Verankerungsgüte aufweisen. Die Generation 2 ist eine Schlinge, da wechselseitig je eine Schicht umgeschlagen wird. Mit diesem Lagenaufbau wird die maximale Klebefläche für dieses Prepreg erreicht. Für die Generationen 3 und 4 wurden 2 bzw. 3 Lagen zu einer gemeinsamen Schicht zusammengefasst. Diese Schlingen stellen den Übergangsbereich zwischen Generation 2 und Generation 1 dar. Die vorhandene Klebefläche beträgt für die Generation 3 die Hälfte und für die Generation 4 ein Drittel der Klebefläche von Generation 2, da es eine entsprechend kleinere Anzahl von Kontaktflächen gibt.

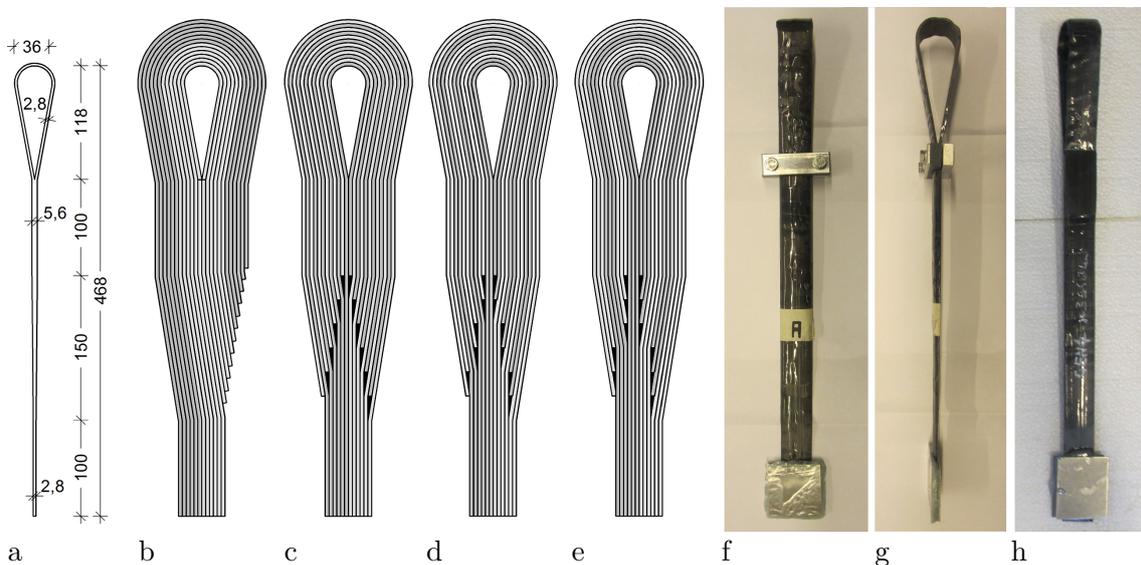


Abb. 4.11 Schlingengenerationen: a) Abmessung der Schlingen, b) bis e) Aufbau der Generationen 1 bis 4, f) und g) Schlinge 2.1 mit rundem Klemmbereich, h) Schlinge 2.4 mit flachem Klemmbereich

Die Breite der Schlingen beträgt 30 mm. Die ebenso breiten Bänder wurden auf eine Aluminiumform laminiert, sodass der Querschnitt an der Verankerung und auf der freien Länge flach ist. Mit den Angaben aus Tabelle 4.1 lässt sich die rechnerische Bruchkraft F der Schlingen ermitteln.

$$F = ntb\sigma = 12 \cdot 0,21 \cdot 30 \cdot 2,6 \text{ kN} = 196 \text{ kN} \quad (4.15)$$

4.2 Herstellung von Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerung

Die zweite Variante sind biegesteife Zugglieder mit Schlingenverankerungen, die aus 15 mm bzw. 30 mm breiten Prepregbändern aufgebaut sind. Für jedes Zugglied werden 24 bzw. 12 dieser Bänder verwendet. An beiden Enden ist je eine Schlinge als Verankerung angeordnet, indem sich die Schichten wie bei den vorherigen Schlingen der Generation 2 einzeln und wechselseitig überlappen. Die Schichten sind mit je 20 mm Längenunterschied so abgestuft, dass im mittleren Bereich eine freie Länge von 100 mm verbleibt. An der Umlenkung wurden die Bänder mit einem weiteren Prepregstreifen von 40 mm Breite umwickelt, die als Hülse den Querkzug aufnehmen. Das Aushärten erfolgte im Ofen und unter Kompaktierung mit Trespaphanband. Während des Aushärtens wurde das Zugglied zwischen den Umlenkkörpern gespannt, sodass sich die Fasern straff ziehen konnten. Die rechnerische Bruchkraft F des Zugglieds wird in Gleichung 4.16 berechnet.

$$F = ntb\sigma = 24 \cdot 0,21 \cdot 15 \cdot 2,6 \text{ kN} = 196 \text{ kN} \quad (4.16)$$

Es wurden verschiedene Geometrien für die Zugglieder aus Prepreg mit Durchmessern von 36 mm und 68 mm für den Umlenkkörper gewählt. Die verschiedenen Längen geben den Abstand der Bolzenachsen an. Die 15 mm breiten Bänder wurden für einen Durchmesser von 36 mm verwendet und Zugglieder von 1,26 m (Zugglied 1) und 64 cm Länge (Zugglied 2) hergestellt. Die Bänder mit 30 mm Breite wurden für Durchmesser von 36 mm (Zugglied 3) und 68 mm (Zugglied 4) verwendet. Die Länge dieser Zugglieder beträgt 64 cm und 76 cm.



Abb. 4.12 Herstellung eines Zugglieds 3 aus Prepreg mit zwei Schlingenverankerungen

Für die Prototypen ist das Herstellungsverfahren auf der Basis von Prepreg sehr gut geeignet, da es schnell und sehr flexibel ist. Für eine spätere kommerzielle Herstellung von

Zuggliedern mit Schlingenverankerung hat es jedoch mehrere Nachteile. Zum einen ist CFK aus Prepreg im Vergleich zu pultrudierten Lamellen teurer, zum anderen das Zugglied muss auf der ganzen Länge kompaktiert und ausgehärtet werden, sodass es nicht biegeweich bleibt. Mit diesem Herstellungsverfahren haben Zugglieder mit Schlingenverankerung kaum Vorteile gegenüber gewickelten Strangschlaufen. Eine höhere Verankerungsgüte lässt sich bei gewickelten Strangschlaufen gegebenenfalls auch über Zulagen oder die Anpassung der Umlenkkörpergeometrie erreichen, siehe Abschnitte 3.4.1 und 3.4.2.

4.2.2 Herstellung auf der Basis pultrudierter Lamellen

Die Verwendung pultrudierter duroplastischer Lamellen war eines der wesentlichen Kriterien bei der Entwicklung der Schlingen, da diese in gleichbleibender Qualität, in beliebigen Längen und kostengünstig hergestellt werden können. Das Herstellungsverfahren auf der Basis duroplastischer Lamellen wird im Folgenden beschrieben.

Die Lamellen werden parallel angeordnet, in zwei gleich große Gruppen aufgeteilt und an dem zu verankernden Ende aufgefächert. Dann werden sie abwechselnd je eine Lamelle pro Gruppe um den Umlenkkörper geführt und temporär fixiert (siehe Abbildung 84 und 102). Das Fixieren gewährleistet, dass sich die Lamellen an die Umlenkform anschmiegen und sich nicht wieder gerade biegen. Wenn alle Lamellen umgelenkt sind, werden sie miteinander verklebt. Nach dem Aushärten des Klebers ist die Geometrie der Schlinge festgelegt.

Aufgrund ihrer Biegesteifigkeit liegen die Lamellen nicht immer eng aneinander. Es können an einigen Stellen Zwischenräume zwischen ihnen entstehen, sodass die äußeren Lamellen bei Belastung zunächst dehnungslose radiale Verformungen ausführen. Das kann dazu führen, dass einzelne, insbesondere die inneren Lamellen stärker als andere gedehnt werden und versagen, bevor alle Lamellen eine hohe faserparallele Spannung erreichen. Dadurch wird die Tragfähigkeit des Zugglieds unvorteilhaft reduziert. Die einzelnen Lamellen sollten also möglichst straff umgelenkt werden, zum Beispiel durch das Aufbringen einer temporären Zugkraft.

Nach dem Umlegen wird das fertig aufgebaute Zugglied in einer Vorrichtung gestrafft. Im gestrafften Zustand wird die temporäre Fixierung an den Klemmen leicht gelöst. Die Lamellen können so über die Umlenkung rutschen und sich besser aneinander anlegen. Daraufhin wird die neue Lage wieder fixiert. Nach dem Straffen werden die Lamellen im Bereich vor der Umlenkung miteinander verklebt. Durch das Verrutschen beim Straffen erhalten alle Lamellen etwa die gleiche Länge. Das Straffen ist vor allem bei kurzen Zuggliedern wichtig. Wären die Prüfkörper 50 m oder 100 m lang, würde die Längendifferenz im Vergleich zur großen elastischen Längenänderung vernachlässigbar sein.

Für die in dieser Arbeit vorgestellten Schlingen auf der Basis duroplastischer Lamellen wurden Lamellen des Herstellers van Dijk Pultrusion Products (dpp) verwendet. Die Lamellen haben eine Dicke von 0,5 mm und eine Breite von 20 mm bzw. 40 mm. Der Hersteller gibt in [64] die mechanischen Kennwerte Faservolumengehalt 63 % und Festigkeit

2,5 GPa an. Auf Nachfrage teilte der dpp mit, dass die Werte nur für einen repräsentativen Querschnitt gelten und die tatsächlichen Eigenschaften in Anhängigkeit der Abmessungen abweichen können. Um die für die Untersuchungen wichtige Festigkeit in Längsrichtung zu bestimmen, wurden Zugversuche an 5 Lamellen mit dem Querschnitt $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ und an 10 Lamellen mit dem Querschnitt $40 \times 0,5 \text{ mm}^2$ durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst (Standardabweichung in Klammern). Die gemessene Festigkeit wird auf den Anteil und die Festigkeit der verwendeten Carbonfaser Toray T700-12K [266] bezogen und daraus die relative Festigkeit ermittelt. Nach Aussage von dpp werden für die schmaleren Lamellen 15 und für die breiteren Lamellen 29 Garne verwendet. Die Breiten der Lamellen wurden ebenfalls nachgemessen und entsprechen nicht genau den angegebenen Werten.

Anhand der gemessenen Bruchkräfte zeigt sich, dass die Festigkeiten der beiden Lamellenquerschnitte sehr unterschiedlich sind. Während die breitere Lamelle etwa die angegebenen Werte erreicht, liegt die schmale Lamelle darüber. Für die $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ -Lamelle ist offenbar eine besonders hohe Verarbeitungsqualität erreicht worden, da der Abminderungsfaktor für die Festigkeit $\alpha = 0,96$ beträgt. Die Kraft-Weg-Kurven für die Lamellenversuche sind in Abbildung 4.13 dargestellt.

Tab. 4.2 Eigenschaften der duroplastischen Lamellen von dpp

Eigenschaft	Einheit	Herstellerangabe	$20 \times 0,5 \text{ mm}^2$	$40 \times 0,5 \text{ mm}^2$
Breite	mm	20/40	20,2	39,7
Dicke	mm	0,5	0,5	0,5
Garnanzahl	-	-	15	29
Faservolumengehalt	%	63	66	65
E-Modul	GPa	140	-	-
Zugfestigkeit	GPa	2,5	3,1 (0,1)	2,5 (0,2)
Rel. Festigkeit	%	81	96	79

Mit den Lamellen wurden 3 verschiedene Zugglieder hergestellt, die im Folgenden aufgelistet sind. In allen Fällen wurden die Lamellen im Bereich der Klebeverbindung abgestuft.

- Vier Lamellen ($20 \times 0,5 \text{ mm}^2$) mit einer Länge von je 3 m wurden in der Mitte um 180° umgelenkt, sodass eine nichtlaminierte Schlaufe entsteht. An der anderen Seite wurden die zusammengeführten Enden aller Lamellen zu einer Schlinge verklebt (Abbildung 101d). Die Länge der Abstufung beträgt 30 mm.
- Acht Lamellen ($20 \times 0,5 \text{ mm}^2$) mit einer Länge von je 2 m wurden parallel angeordnet und an beiden Enden zu Schlingen verklebt (Abbildung 101e). Der Abstand der Bolzenmittelpunkte beträgt 81 cm und die Länge der Abstufung 30 bzw. 20 mm.
- 40 Lamellen ($40 \times 0,5 \text{ mm}^2$) mit einer Länge von 5,45 m wurden parallel angeordnet und an beiden Enden zu Schlingen verklebt (Abbildung 102). Die Länge der Abstufung beträgt 20 mm und der Abstand der Bolzenmittelpunkte beträgt 2,94 m.

Um die zurückfedernden $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ -Lamellen anordnen und kleben zu können, wurde eine Holzkonstruktion als Form verwendet, siehe Abbildung 4.14a. Die Form fixiert die

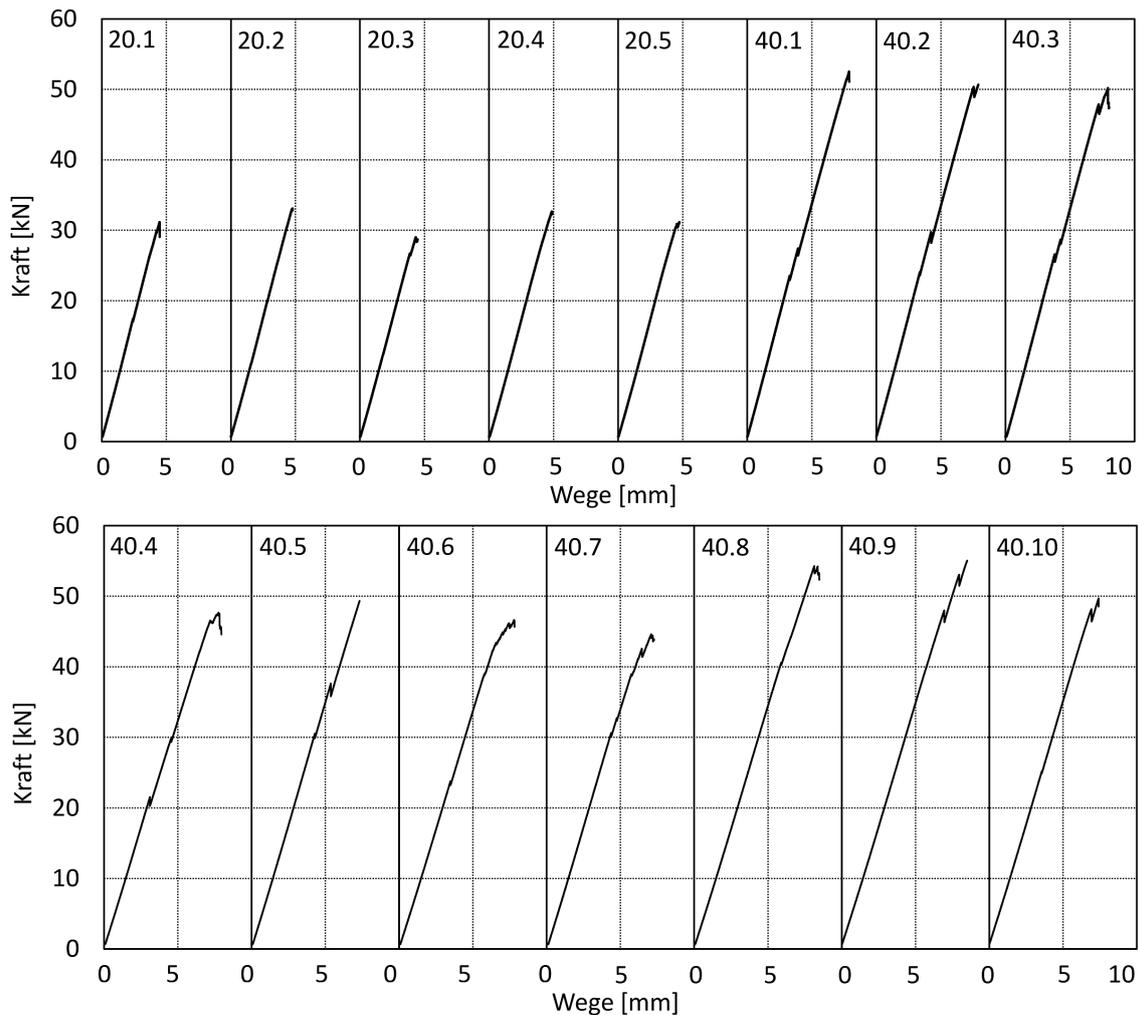


Abb. 4.13 Kraft-Weg-Kurven für Lamellen der Firma dpp

Schlingen und ermöglicht das Herstellen der Klebeverbindung (Abbildung 4.14b). Die Lamellen werden in die geöffnete Form eingelegt und diese dann zusammengeschoben. Beim Zusammenschieben der zunächst locker nebeneinander liegenden Lamellen werden die äußeren weiter aus der Form herausgedrückt als die inneren. Um dafür zu sorgen, dass alle Lamellen die gleiche Länge haben, wird das Zugglied vor dem Kleben gestrafft, sodass sich die Lamellen relativ zueinander verschieben können. Nach dem Herausnehmen aus der Form wird die Geometrie durch Klemmbacken aus Stahl oder Aluminium fixiert.

Die Zugglieder wurden in einer Spannvorrichtung (4.14c) bzw. in der Prüfmaschine im unverklebten Zustand mit 10% der rechnerischen Bruchkraft gestrafft, um die Lamellen parallel auszurichten. Die dargestellten Umlenkkörper aus Aluminium haben einen Durchmesser von 112 mm. Eine eingefräste Nut verhindert die Querdehnung, sodass es sich um eine seitlich gestützte Schlaufenverankerung handelt.

In Abbildung 4.14d ist ein unverklebtes Zugglied aus 3 m langen Lamellen mit einer Schlinge und einer Schlaufe zu sehen. In Abbildung 4.14e sieht man ein Zugglied aus 2 m langen Lamellen mit zwei Schlingen und angebrachten Klemmbacken. Es ist zu erkennen, dass die Dicke der nichtlaminierten Schlaufe auf der rechten Seite kleiner ist als die Dicke der Schlinge. An der Schlaufe werden 4 Lamellen umgelenkt, an der Schlinge überlappen sich

diese, sodass die Dicke 8 Lamellen entspricht. Der Querschnitt des Zugglieds mit zwei Schlingen vergrößert sich von der Mitte, wo er 8 Lamellen beträgt, bis zu den Klemmbacken auf das Doppelte.

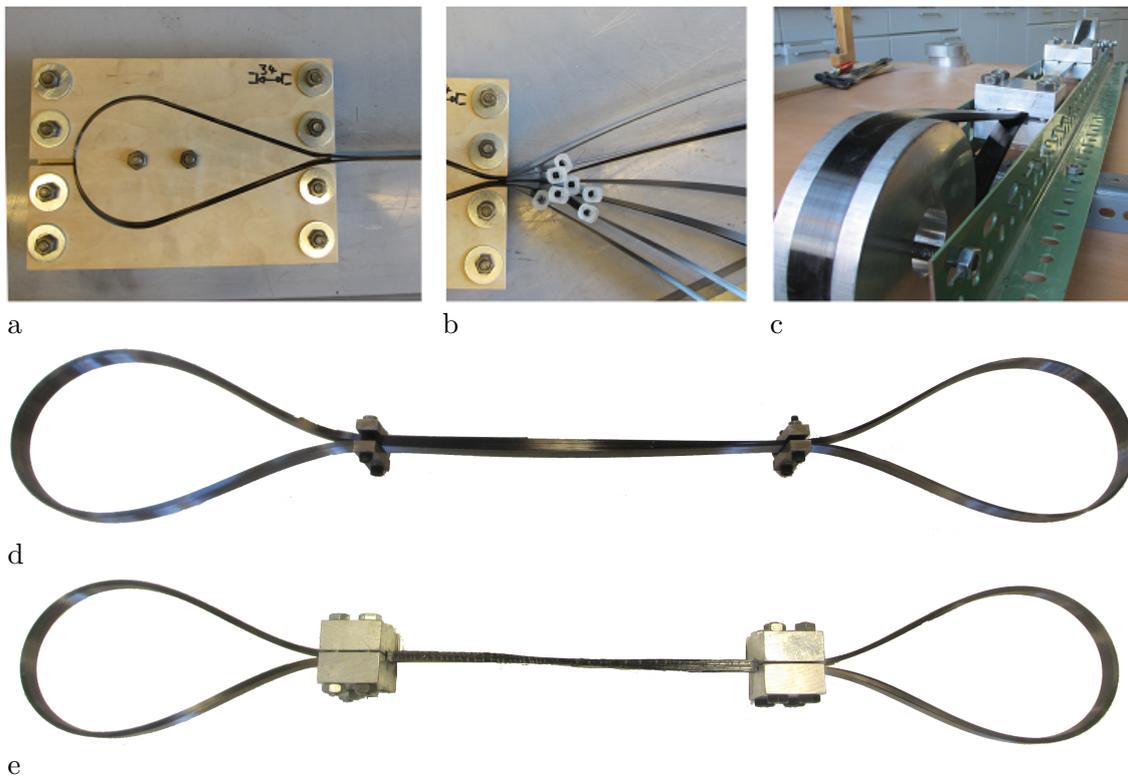


Abb. 4.14 Herstellungshilfen und fertige Zugglieder aus $20 \times 0,5 \text{ mm}^2$ -Lamellen: a) Holzform, b) Auffächern zum Kleben, c) Zugglied in der Spannvorrichtung, d) Zugglied mit Schlaufe und Schlinge, e) Zugglied mit zwei Schlingen

Die rechnerische Bruchkraft F der Zugglieder aus schmalen duroplastischen Lamellen wird in Gleichung 4.17 ermittelt. Als Zugfestigkeit wird nicht der vom Hersteller angegebene Wert verwendet, sondern der höhere Wert von 3,1 GPa, der in eigenen Versuchen ermittelt wurde.

$$F = ntb\sigma = 8 \cdot 0,5 \cdot 20 \cdot 3,1 \text{ kN} = 248 \text{ kN} \quad (4.17)$$

Für die Zugglieder aus $40 \times 0,5 \text{ mm}^2$ -Lamellen wurde ebenfalls eine Vorrichtung zur Herstellung aufgebaut. Darin wird jede der 40 Lamellen einzeln und straff um den Umlenkkörper gelegt und temporär fixiert, siehe Abbildung 4.15a. Nachdem beide Schlingen vollständig aufgebaut sind (Abbildung 4.15b), werden die zwei Stränge des Zugglieds zusammengeführt und mit den Klemmen fixiert, siehe Abbildung 4.15d. Vor dem Kleben wurde das Zugglied 1 auf eine Kraft von 100 kN gespannt, um die Lamellen parallel auszurichten. Aufgrund der großen Reibung zwischen den vielen Lamellen an der Umlenkung gab es jedoch nur einen Längenausgleich zwischen dem freien Ende und der Krümmung. Das erwünschte Rutschen der Lamellen über die Umlenkung konnte nicht festgestellt werden.

Die Lamellen wurden hinter den Klemmen auf einer Länge von je 10 cm miteinander verklebt. Da die Länge der Lamellen über die Dicke des Zugglieds abgestuft ist, befinden

sich die äußeren Klebungen nahe an den Klemmen und die inneren am Übergang zur freien Länge. Die rechnerische Bruchkraft F des Zugglieds wird in Gleichung 4.18 bestimmt. Die Länge als Abstand zwischen den Bolzenachsen beträgt 2,94 m. Die Herstellung und das Testen von Zugglied 1 sind detailliert in [283] dokumentiert.

$$F = ntb\sigma = 40 \cdot 0,5 \cdot 40 \cdot 2,5 \text{ kN} = 2000 \text{ kN} \quad (4.18)$$

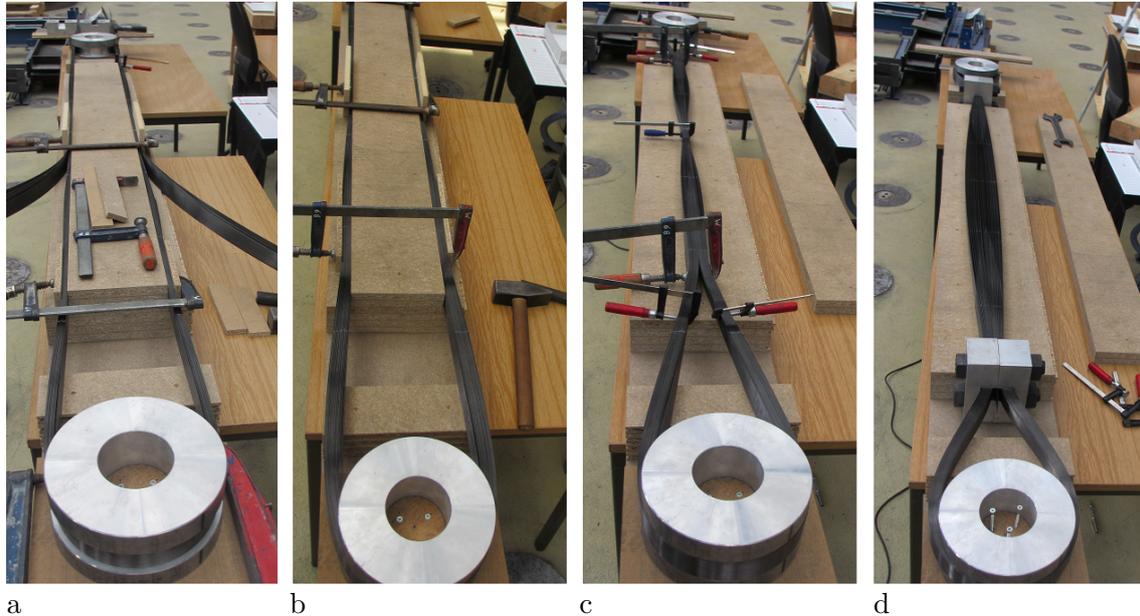


Abb. 4.15 Herstellung eines Zugglieds aus $40 \times 0,5 \text{ mm}^2$ -Lamellen [283]: a) wechselseitiges Umlegen der Lamellen an einer Verankerung, b) fertig gelegtes Zugglied mit zwei Strängen, c) Zusammenführen der Stränge, d) Befestigung der Klemmbacken zum Vorbereiten des Klebens

Zum Kleben der Zugglieder aus pultrudierten Lamellen wurden vier verschiedene Epoxidharze verwendet, Toolcraft Epoxidharz-Kleber 60-90 Min [265], das Harz EPICOTE MGSLR 235 mit dem Härter EPIKURE MGSLH 230 von Momentive [190] sowie die Konstruktionsklebstoffe GP 11 [106] und GP 49 [107] von Gößl+Pfaff. Alle diese Epoxidharze haben eine relativ lange Topfzeit von etwa einer Stunde und damit auch eine lange Aushärtezeit von etwa 24 h. Der Konstruktionsklebstoff GP 11 hat laut Hersteller eine Zugscherfestigkeit auf CFK von 18,5 MPa, GP 49 erreicht 36 MPa. Die Zuordnung der Kleber zu den jeweiligen Zuggliedern ist in Tabelle 4.3 zu sehen.

Die Herstellung von Zuggliedern mit Schlingenverankerung auf der Basis von pultrudierten Lamellen hat sich als gut funktionierende Methode herausgestellt. Das Verbesserungspotenzial liegt in der Ausrichtung der Lamellen und der Formgebung der Umlenkung. Um die Lamellen möglichst gleichmäßig belasten zu können, wäre es besser, sie beim Ablegen mit einer definierten Kraft zu spannen oder die Spalte an der Umlenkung mit Kleber zu füllen. Dieser zusätzliche Kleber würde gleichzeitig dafür sorgen, dass die Schlinge laminiert und damit formstabil wird. Die unverklebten Lamellen einer nichtlaminierten Schlinge bewegen sich bei sinkender Belastung aufgrund ihrer eigenen Biegesteifigkeit leicht vom Umlenkkörper weg.

Als Alternative zum bisherigen Kleben außerhalb der Umlenkung ist das vollständige Kleben der Lamellen entlang der Schlinge mittels zusätzlichen Prepregschichten möglich. Das Prepreg wird jeweils auf die letzte Lamelle geklebt. Daraufhin wird die nächste Lamelle angedrückt. Durch die Adhäsion der Prepregschichten können die Lamellen sofort in die endgültige Position gelegt werden, sodass ein Ausgleich der Längen nicht erforderlich ist. Das temporäre Halten der Lamellen entfällt. Werden Lagen mit einem Faserwinkel von 90° verwendet, wirken sie zusätzlich als seitliche Stützung. Dieser Effekt wurde bereits von Wörndle [284] beschrieben und in der Abschlussarbeit [141] untersucht. Der Umlenkkörper aus Metall könnte dann verkleinert oder weggelassen werden. Beim Aushärten der Prepregs muss die Form der Schlingen fixiert werden, da der Kleber im heißen, flüssigen Zustand weniger adhäsiv ist.

4.2.3 Herstellung auf der Basis thermoplastischer Bänder

Die Motivation, anstelle duroplastischer Lamellen thermoplastische Bänder zu verwenden, entstand durch das vergleichsweise aufwendige Kleben der vielen dünnen Lamellen sowie die fehlende Formstabilität der Schlinge. Außerdem wird angenommen, dass die Thermoplastpultrusion durch die kurze Verfestigungszeit der Matrix in Zukunft kostengünstiger sein wird als die Duroplastpultrusion [179]. Beim Kleben der Schlingen kann durch die Verwendung der thermoplastischen Matrix das Aufbringen des Klebers entfallen und auch die Zeit zur Formgebung der Schlinge stark verkürzt werden. Das mehrstündige Abwarten auf das Aushärten des Epoxidharzes verkürzt sich theoretisch auf die wenigen Minuten oder Sekunden, in denen der thermoplastische Kunststoff erhärtet. Das Verfahren eignet sich demnach gut für eine zügige, automatisierte Produktion. Gleichzeitig muss nicht mehr mit flüssigem Harz gearbeitet werden und das Herstellungsverfahren wird durch den höheren Automatisierungsgrad besser steuerbar und reproduzierbar. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Pressverfahren konnte der Geschwindigkeitsvorteil bisher nicht genutzt werden.

Ein weiterer Vorteil der Herstellung auf der Basis thermoplastischer Bänder ist das leichtere Spannen der Fasern. Beim Zugglied aus 40 Duroplastlamellen wurde deutlich, dass die Reibung zwischen den Schichten zu groß werden kann, um die Lamellen gegeneinander zu verschieben. Im Fall der thermoplastischen Bänder wird die Matrix während des Heißpressens flüssig, sodass nur eine geringe Reibung zwischen den Bändern besteht. Die im heißen Zustand wirkende Flüssigkeitsreibung ist kleiner als die Gleitreibung im festen Zustand. Mit der verflüssigten Matrix können die Lamellen gespannt werden, und die unterschiedlichen Längen der Fasern gleichen sich aus. Dieser Vorteil wurde bei der Herstellung von Zuggliedern mit Schlingenverankerungen aus thermoplastischen Bändern genutzt.

Es wurden 2 verschiedene Verfahren zur Herstellung von Schlingen auf Basis thermoplastischer Bänder bzw. thermoplastischer Lamellen angewendet. Als Ausgangsmaterial stand in beiden Fällen ein carbonfaserverstärktes thermoplastisches Band von SGL zur

Verfügung. Das Band besteht aus der Carbonfaser CT50-4.0/240-T140 [245] von SGL und dem Thermoplast Ultramid B3S von BASF [19, 20]. Das Band wird flächig mit einer Breite von 300 mm und einer Dicke von 0,2 mm hergestellt. Aus einer solchen Rolle werden dann Bänder in der gewünschten Breite herausgeschnitten. Die Oberfläche ist mit kleinen Noppen strukturiert, sodass sechs übereinanderliegende Schichten 1,2 mm dick sind, aber nach dem Heißpressen eine Bauteildicke von 1 mm ergeben. Die Festigkeit der Bänder beträgt nach Angaben von SGL 1460 MPa und der E-Modul 98 GPa. Anhand der Steifigkeit kann man nach Gleichung 2.3 auf einen Faservolumengehalt von 41 % schließen. Der Festigkeitsverlust durch die Weiterverarbeitung der Faser beträgt 11 %, siehe Gleichung 4.19.

$$\alpha = \frac{\sigma}{\sigma_f \cdot \varphi} = \frac{1,46 \text{ GPa}}{4,0 \text{ GPa} \cdot 0,41} = 89\% \quad (4.19)$$

Zur Überprüfung der Herstellerdaten wurden Zugversuche an zehn thermoplastischen Bändern mit einer Länge von 50 cm durchgeführt. In Abbildung 4.16 sind die Prüfkörper vor und nach dem Versuch zu sehen. Die dünnen, breiten Bänder sind in vielen Fällen nicht vollständig gerissen, sondern wiesen Teilbrüche des Querschnitts auf.



Abb. 4.16 Thermoplastische Bänder vor und nach dem Versuch

In Abbildung 4.17 sind die Kraft-Weg-Kurven der Prüfkörper zu sehen. Die maximalen Bruchkräfte variieren um den Mittelwert von 6 kN, die höchste Bruchkraft beträgt 7,2 kN. Mit dem Querschnitt von $1/6 \times 30 \text{ mm}^2$ lässt sich eine mittlere Festigkeit von 1,2 GPa und eine maximale Festigkeit von 1,43 GPa berechnen. Die ermittelte maximale Festigkeit stimmt etwa mit der Herstellerangabe von 1,46 GPa überein, sodass für die weiteren Betrachtungen die Herstellerangabe verwendet wird.

In einem ersten Verfahren wurde versucht, das Band im Rahmen einer Bachelorarbeit [119] von Hand zu verarbeiten. Dazu wurden carbonfaserverstärkte thermoplastische Bänder von 15 mm bzw. 30 mm Breite zu Schlingen geformt, mit einer Heißluftpistole auf Erweichungstemperatur erhitzt und dann mit einem Stempel angepresst. Dazu wurde dasselbe Formwerkzeug aus Abbildung 4.10 wie für die Schlingen aus Prepreg verwendet. Die Bänder mit 15 mm Breite wurden im Bereich der Umlenkung nicht erhitzt, sodass nichtlamierte Schlingen entstanden. Die Bänder mit 30 mm Breite wurden auf der gesamten Länge miteinander verschweißt. Die Verarbeitung des thermoplastischen Bands von Hand ist anspruchsvoll und mühsam, da die Erweichungstemperatur immer nur

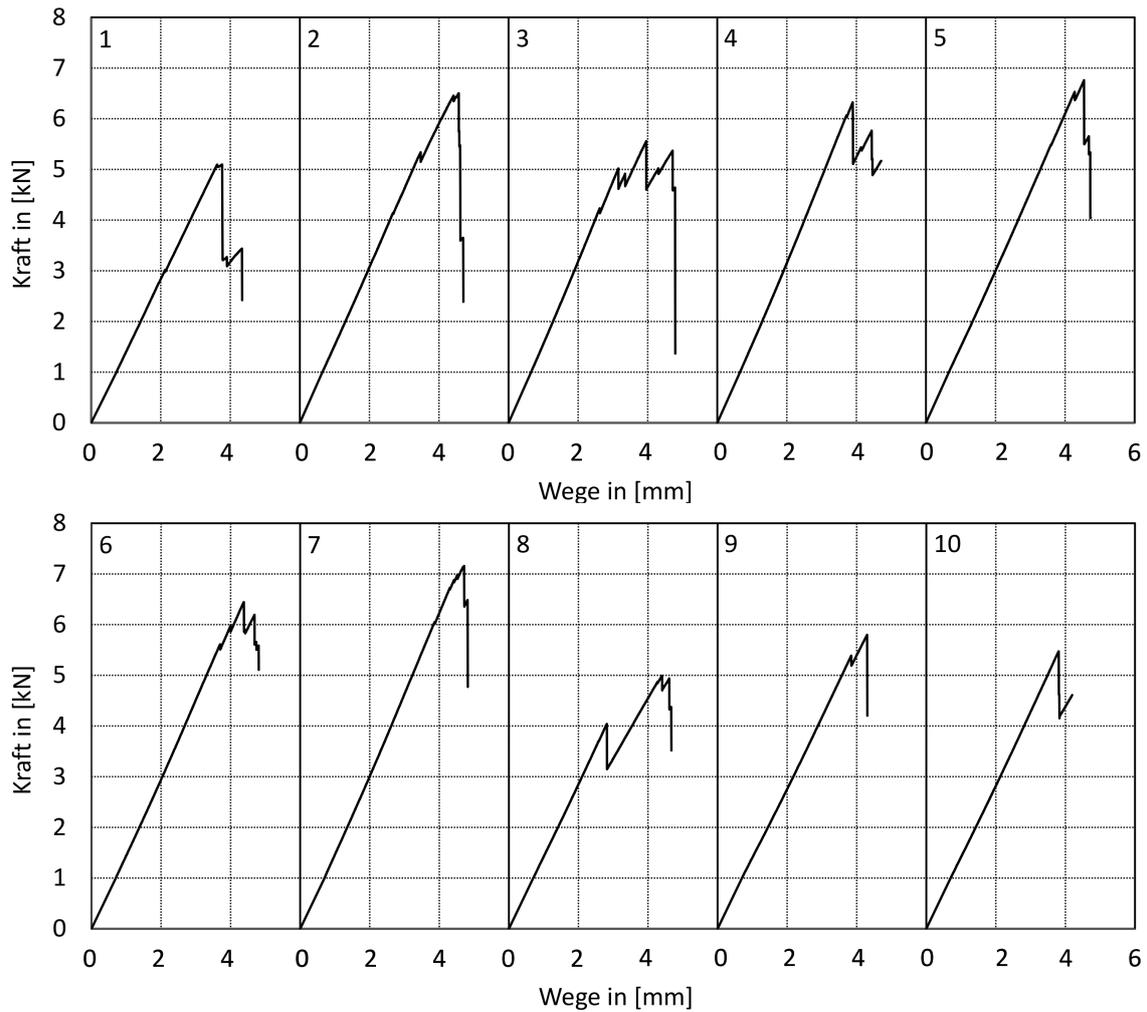


Abb. 4.17 Kraft-Weg-Kurven der thermoplastischen Bänder

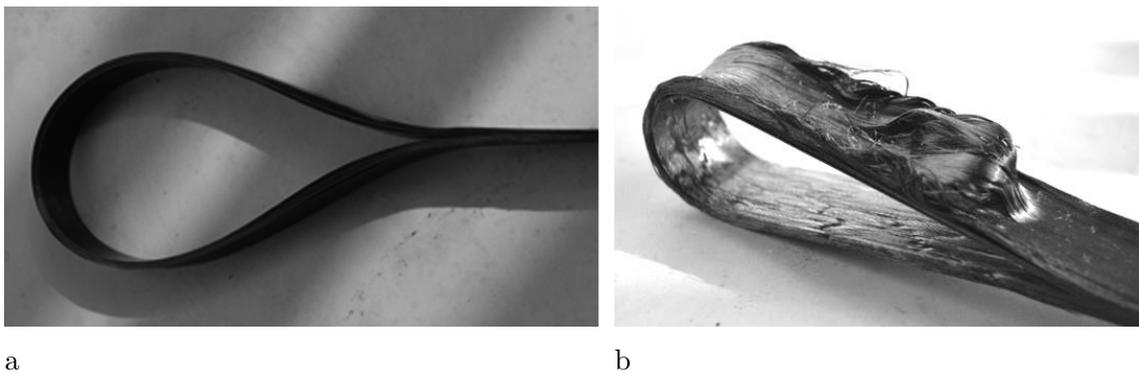


Abb. 4.18 Händisch hergestellte Schlingen aus carbonfaserverstärkten thermoplastischen Bändern: a) nichtlamierte Schlinge und b) laminierte Schlinge mit geringer Herstellungsqualität [119]

kurzzeitig und lokal erreicht wird. Das Verschweißen kann als punktuell und als nicht kontinuierlich beschrieben werden. Weiterhin wird die Matrix beim Erweichen sofort flüssig wie Wasser, sodass die Fasern nicht mehr gehalten werden und sich leicht seitlich verschieben können. Daraus ergeben sich ondulierende Faserverläufe, die sich negativ auf die Tragfähigkeit auswirken.

In Abbildung 4.18a ist eine nichtlamierte Schlinge und in Abbildung 4.18b eine laminierte Schlinge zu sehen. Es ist zu erkennen, dass die laminierte Schlinge im Bereich der Umlenkung sehr ungenau gearbeitet ist. Die anderen beiden laminierten Schlingen sind besser gelungen. Fehler beim Laminieren lassen sich nicht wieder ausgleichen und summieren sich über die Anzahl der Schichten. Im Vergleich zu den laminierten Schlingen ist die Verarbeitungsqualität der nichtlamierten Schlingen besser, da der anspruchsvolle gekrümmte Bereich nicht aufgeschmolzen werden musste.

$$F = tb\sigma = 2 \cdot 15 \cdot 1,46 \text{ kN} = 43,8 \text{ kN} \quad (4.20)$$

Die rechnerische Bruchkraft F der nichtlamierten Schlingen wird in Gleichung 4.20 ermittelt. Für jede der Schlingen wurden 12 Bänder verwendet, sodass der Querschnitt eine äquivalente Dicke von 2 mm besitzt. Die rechnerische Bruchkraft der laminierten Schlingen ist doppelt so groß und beträgt 87,6 kN. Die Abstufung der endenden Schichten erfolgt mit einer Länge von je 25 mm.

In einem zweiten Verfahren wurde für die Formgebung der Schlingen ein Presswerkzeug und eine Heißpresse verwendet. Der Ablauf des Pressvorgangs erfolgt in mehreren Schritten, siehe Abbildung 4.19. Zuerst werden die thermoplastischen Bänder entsprechend des Aufbaus der Schlingen trocken in das Werkzeug eingelegt (Abbildung 4.19a). Das Werkzeug wird dann geschlossen (Abbildung 4.19b) und in die Heißpresse eingelegt. Danach wird das Werkzeug auf die erforderliche Temperatur von 280 °C erhitzt und dabei gleichzeitig ein konstanter Druck von 20 bar auf die Bänder aufgebracht. Nach wenigen Minuten wird das Werkzeug wieder abgekühlt und aus der Presse herausgenommen, sodass die Schlingen entnommen werden können. Durch den Druck wird Matrix in die Spalten des Werkzeugs gedrückt, wodurch die sogenannten Schwimmhäute entstehen (Abbildung 4.19c). Nach dem Entfernen der überstehenden Matrix wird die Geometrie des Zugglieds gut sichtbar, siehe Abbildung 4.19d.

Mit der Festigkeit und dem Querschnitt der thermoplastischen Schlingen von $4 \times 30 \text{ mm}^2$ lässt sich die rechnerische Bruchkraft F mittels Gleichung 4.21 ermitteln. Der Querschnitt besteht aus 24 Bändern mit einer Breite von je 30 mm.

$$F = tb\sigma = 4 \cdot 30 \cdot 1,46 \text{ kN} = 175 \text{ kN} \quad (4.21)$$

Das verwendete Presswerkzeug ist aus Aluminium und besteht aus 4 verschiedenen Elementen, den 2 Seitenplatten, den 2 Stempeln, dem Inlay und dem Keil, siehe Abbildung 4.20a. Die Elemente Stempel, Inlay und Keil sind in der Ebene zwischen den beiden Seitenplatten angeordnet, die durch Bolzen seitlich zusammengehalten werden. Langlöcher ermöglichen die Bewegung der Stempel beim Aufbringen des Drucks durch die Presse. Der Druck wird auf die Bänder übertragen, bis sich die Stempel in die Endposition verschoben haben. Dann wird der Druck von den Seitenplatten aufgenommen. Das Inlay bildet den unbeweglichen Ruhepunkt des Werkzeugs. Der Keil wird ebenfalls durch Langlöcher geführt und über die vertikale Bewegung der Stempel horizontal angepresst, siehe Abbildung 4.20b. In Anhang A.1 sind detaillierte technische Zeichnungen des Werkzeugs zu finden.

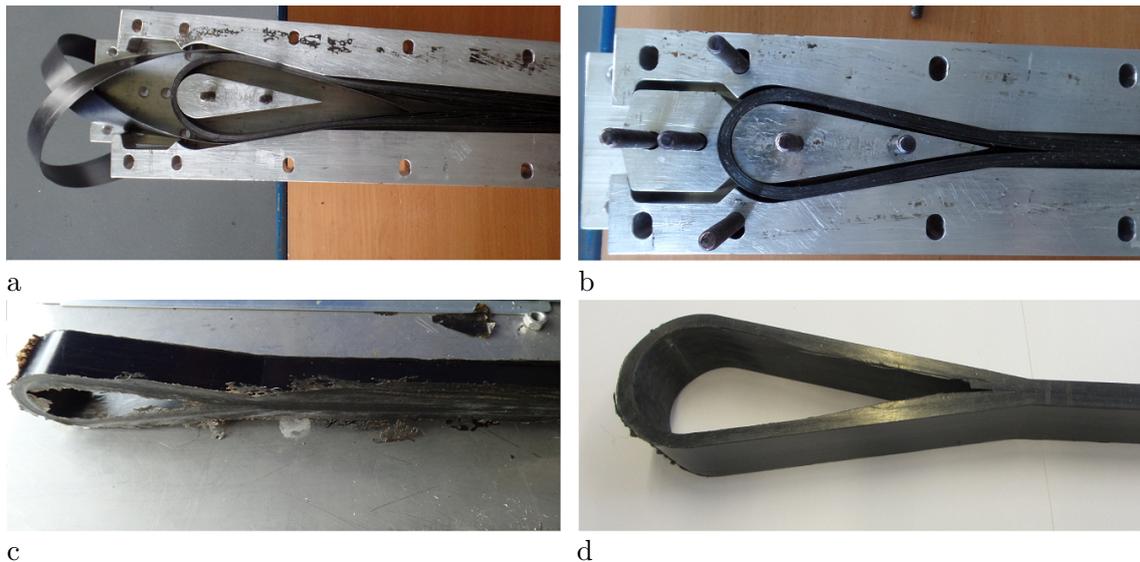


Abb. 4.19 Ablauf des Pressvorgangs: a) Einlegen der thermoplastischen Bänder, b) Schließen des Werkzeugs, c) Schlinge mit Schwimmhäuten direkt nach dem Pressen, d) fertige Schlinge

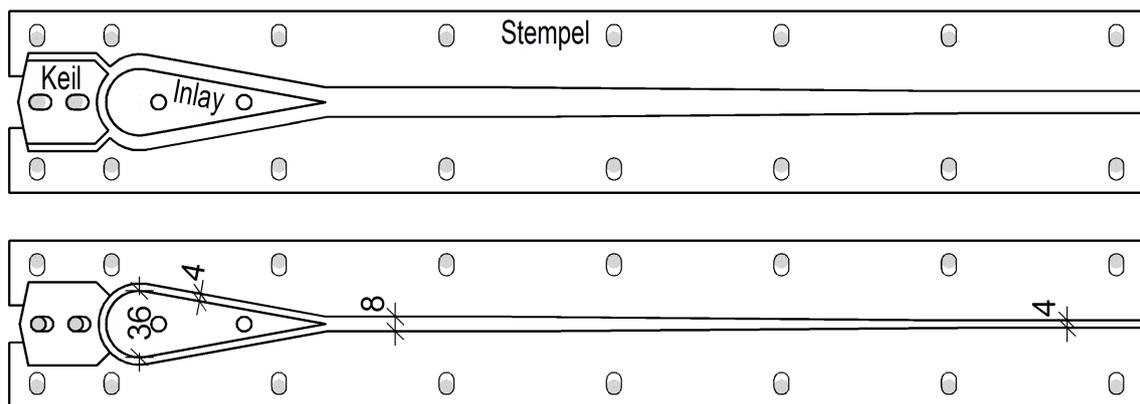


Abb. 4.20 Offenes und geschlossenes Presswerkzeug

Bei thermoplastischen Bauteilen umfassen die verwendeten Werkzeuge üblicherweise das gesamte Bauteil. Das Zugglied ist jedoch viel größer als die Verankerung und besteht auf der freien Länge aus nicht verbundenen Bändern. Das Heißpressen von Zuggliedern mit Schlingenverankerung unterscheidet sich im Vergleich zu üblichen Bauteilen dadurch, dass die Bänder an einer Seite aus dem Werkzeug herausragen und nicht gepresst werden. Es muss demnach am Presswerkzeug einen Übergangsbereich zwischen den gepressten und den nicht gepressten Bändern geben. Dieser Übergang ist der kritische Punkt bei der Entwicklung des Presswerkzeugs und für die Kraftübertragung zwischen der freien Länge und der Verankerung.

Die Schlingen wurden in dem Werkzeug aus Abbildung 4.20 einseitig und beidseitig hergestellt. Die einseitigen Schlingen werden für die experimentellen Untersuchungen an der anderen Seite zwischen die hydraulischen Klemmböcken der Prüfmaschine geklemmt. Sie wurden über die gesamte Länge gepresst.

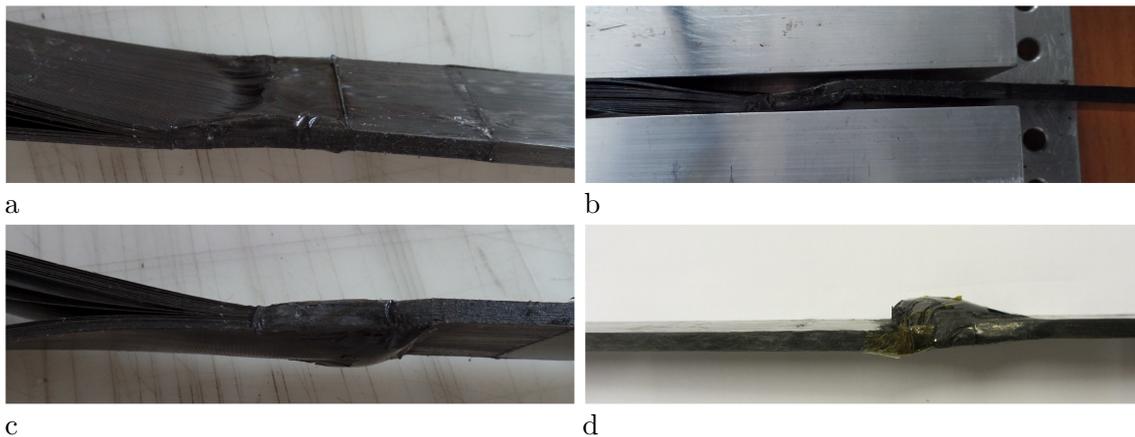


Abb. 4.21 Verformungen durch abstrahlende Wärme: a und c) angeschmolzene Bänder außerhalb des gepressten Bereichs, b) Übergangsbereich im Werkzeug vor der zweiten Pressung, d) nach der zweiten Pressung aufgeweiteter Querschnitt am Beginn des zuvor gepressten Bereichs

Für die beidseitige Herstellung wurde erst die eine und dann die andere Schlinge des Zugglieds im Werkzeug geformt. Dabei wurde das Zugglied entweder auf der freien Länge gepresst oder in Form von separaten Bändern belassen. Im ersten Fall wird die Mitte des Zugglieds, also der Bereich am Ende des Werkzeugs zweimal gepresst. Im zweiten Fall werden die Bänder am Ende des Werkzeugs einfach herausgeführt. Wenn das Presswerkzeug am Ende über keinen thermischen Isolator verfügt, verformen sich die Bänder beim Pressvorgang unter Eigengewicht. Der Grund dafür ist, dass sich die Biegesteifigkeit der Bänder durch die sich verflüssigende Matrix stark verringert. Außerdem strahlt die Temperatur des Werkzeugs in den umliegenden Bereich ab, sodass sich die Matrix außerhalb des Werkzeugs ebenfalls verflüssigt und dann in der verformten Geometrie wieder fest wird. Diese verformte Geometrie kann sich frei und undefiniert einstellen, da sich die Bänder außerhalb des Werkzeugs befinden. In Abbildung 4.21a und c ist zu erkennen, wie der Übergang zwischen gepresster freier Länge und ungepressten Bändern gekrümmt ist.

Beim Herstellen der zweiten Schlinge des Zugglieds kommt es durch das erneute Pressen in der Mitte des Zugglieds zu einer weiteren Umformung des bereits gekrümmten Bereichs. Das verformte Ende befindet sich innerhalb des Werkzeugs (Abbildung 4.21b). Die gekrümmten Fasern werden wieder in eine gerade Form gepresst, wobei es zu Beschädigungen der Carbonfasern kommen kann. Zusätzlich entsteht am Ende des Werkzeugs wieder eine Unstetigkeit. Der bereits gepresste Querschnitt außerhalb des Werkzeugs wird durch abstrahlende Wärme erneut erwärmt. Der zuvor eingebrachte Druck entspannt sich, sodass sich der Querschnitt aufweitet und seine rechteckige Form verliert (Abbildung 4.21d).

Durch Anbringen eines thermisch isolierenden Materials kann das Aufschmelzen der Matrix außerhalb des Werkzeugs verhindert werden. Zu diesem Zweck wurden Stempel aus der technischen Keramik Cordirit C530 [117] bzw. dem Faserverbundkunststoff BRA-GLASI der Firma Brandenburger [32] mit einem Wärmeleitkoeffizienten von 1,5 W/mK bzw. 0,25 W/mK verwendet. Die Keramik erwies sich als zu porös und spröde. Mit ihr gelang es aber, die Verformung in Dickenrichtung am Werkzeugende zu behindern, siehe Abbildung

4.22a und c. Die Begrenzung in Dickenrichtung erwies sich jedoch als nicht ausreichend. Obwohl zuvor keine seitliche Ausdehnung des Querschnitts zu beobachten war, traten mit der Verwendung der keramischen Stempel Carbonfasern seitlich aus (Abbildung 4.22c). In Abbildung 4.22a ist neben der Keramik das Ende der Spannstange zum Straffziehen der Bänder zu erkennen.

Damit der mittlere Bereich nicht zweimal gepresst wird, wurde das Werkzeug gekürzt. Bei gleicher Länge des Zugglieds verbleibt bei Verwendung des kürzeren Werkzeugs ein ungepresster Bereich in der Mitte. Als Isolator wurde BRA-GLA SI verwendet und durch dessen Form eine zusätzliche seitliche Verformungsbegrenzung realisiert [194]. Dieser Isolator ist in Abbildung 4.22b zu sehen. Der Übergang zwischen gepressten und ungepressten Bändern ist in Abbildung 4.22d zu sehen. Sowohl die Verformung in Dickenrichtung als auch die seitliche Verformung konnten mit dem Isolator aus BRA-GLA SI verhindert werden.

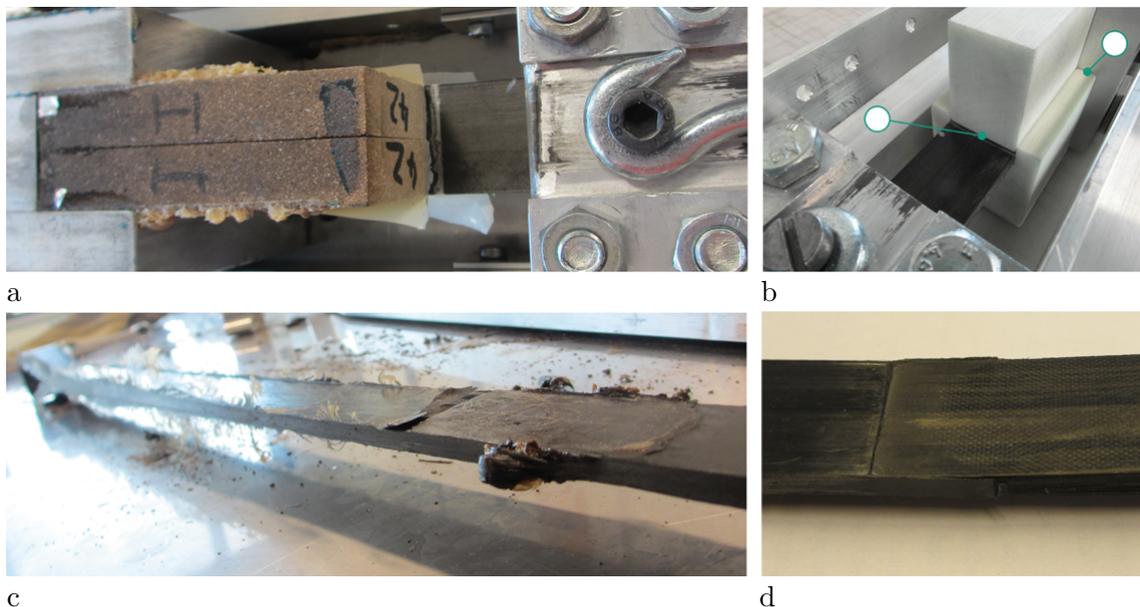


Abb. 4.22 Thermische Isolatoren: Isolator aus a) Cordit C539 und b) BRA-GLA SI am Werkzeugende [194], Zugglied nach dem Pressen unter Verwendung des Isolators aus c) Cordit C539 und d) BRA-GLA SI

Zur Herstellung eines Zugglieds mit größerer rechnerischer Bruchlast wurde ein weiteres Werkzeug erstellt. Die Grundlagen der Herstellung eines verbesserten Werkzeugs wurden im Rahmen einer Bachelorarbeit [194] erarbeitet. Ein wichtiges Ziel war das Öffnen und Schließen des Werkzeugs zu beschleunigen, um die Herstellung zu vereinfachen. Die Weiterentwicklung bestand hauptsächlich darin, zum Schließen der Form anstelle der horizontalen Verschraubung vertikale Führungsstifte zu verwenden. Als Isolator dient ein massiver Bereich aus BRA-GLA SI, der fest mit dem Stempel verschraubt ist. Die detaillierten technischen Zeichnungen des Werkzeugs sind im Anhang A.2 dokumentiert.

In Abbildung 4.23a ist das Presswerkzeug ohne Seitenplatte zu sehen. Die Kontur der Schlinge wird wie zuvor durch das Inlay, die 2 Stempel und den Keil gebildet. In die Kontur werden die Bänder eingelegt. Die Führungsstifte stehen später nach innen heraus und laufen

in entsprechenden Bohrungen der Seitenplatte. Auf der linken Seite des Werkzeugs ist der Isolator zu sehen. Die Bänder werden durch die zentrale Öffnung geführt. Das Werkzeug wurde vor der Verwendung mehrfach mit dem Trennmittel Loctite Frecote 55 NC [116] beschichtet, um die Schlinge nach dem Erstarren gut ausformen zu können.

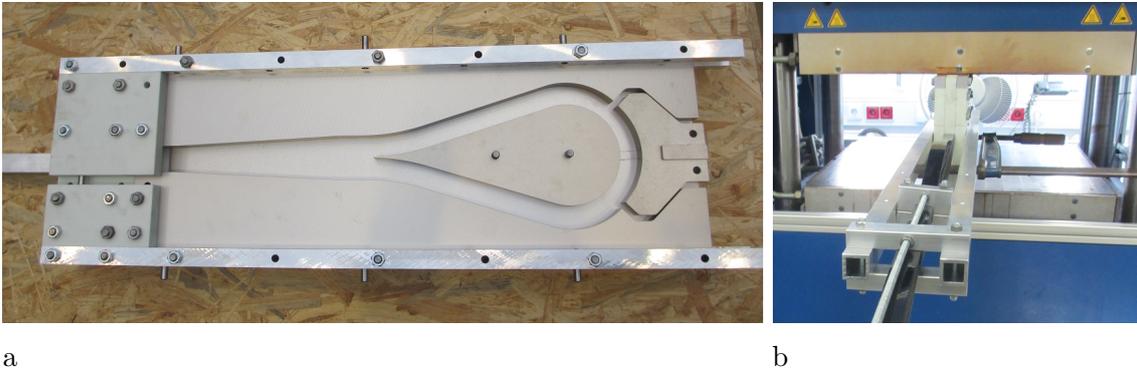


Abb. 4.23 Herstellen von Zuggliedern mit dem großen Presswerkzeug: a) Foto des zusammengesetzten großen Presswerkzeugs ohne Seitenplatte, b) Werkzeug in der Heißpresse während des Pressens

Das eigentliche Pressen ist in Abbildung 4.23b zu sehen. Die verwendete Presse gehört zum Maschinenpark des Fraunhofer PYCO in Teltow bei Berlin. Das Werkzeug wird in eine Heißpresse gestellt, die es aufheizt und die Stempel auf die Kontur presst. An den Bändern, die nach vorn herausstehen, ist ein Schlitten über Gewindestangen befestigt (siehe Abbildung 4.23b). Durch das Drehen einer Mutter können die Bänder straff gespannt werden. Die äußeren Bänder stehen nach dem Einlegen voneinander ab und werden bei Erweichen der Matrix straff gezogen.

In Abbildung 4.24 ist zu sehen, wie die thermoplastischen Lamellen der Firma ProfileComp straffgezogen werden. Auf dem ersten Bild stehen die Lamellen weit nach oben ab. Der Abstand verringert sich stetig, bis die Lamellen auf dem letzten Bild fast vollständig parallel liegen. Das Werkzeugende ist auf den Lamellen weiß markiert. Mit dem Herausziehen wandert die Markierung vom Werkzeug weg und krümmt sich, da jede Lamelle unterschiedlich weit herausgezogen wird.

Die erhoffte Zeitersparnis durch die Führungsstifte konnte nicht bestätigt werden. Die Matrix drang unglücklicherweise in alle Zwischenräume der Form ein, auch in die Bohrungen mit den Stiften. Das Entfernen der Stifte und das Entformen war mindestens so aufwendig wie bei dem vorherigen Presswerkzeug. Weiterhin zeigte sich, dass die Biegesteifigkeit der Seitenplatten zu gering war. Durch den hydrostatischen Innendruck, der sich beim Verflüssigen der Matrix aufbaut, wurden die Platten um einige Zehntel Millimeter nach außen gebogen. Diese Verformung ist groß genug, dass dicke Schwimmhäute entstehen, die auch Fasern aus dem Querschnitt mitnehmen.

In der Presse erfolgt die Wärmeübertragung der großen Heizplatten auf die schmale Seite des Werkzeugs und ist dadurch langsam. Aus der Erfahrung mit den Presswerkzeugen kann gefolgert werden, dass es besser wäre, auf sämtliche Verschraubungen, Stifte, Bohrungen und Nute zu verzichten, die mit der flüssigen Matrix in Berührung kommen könnten.

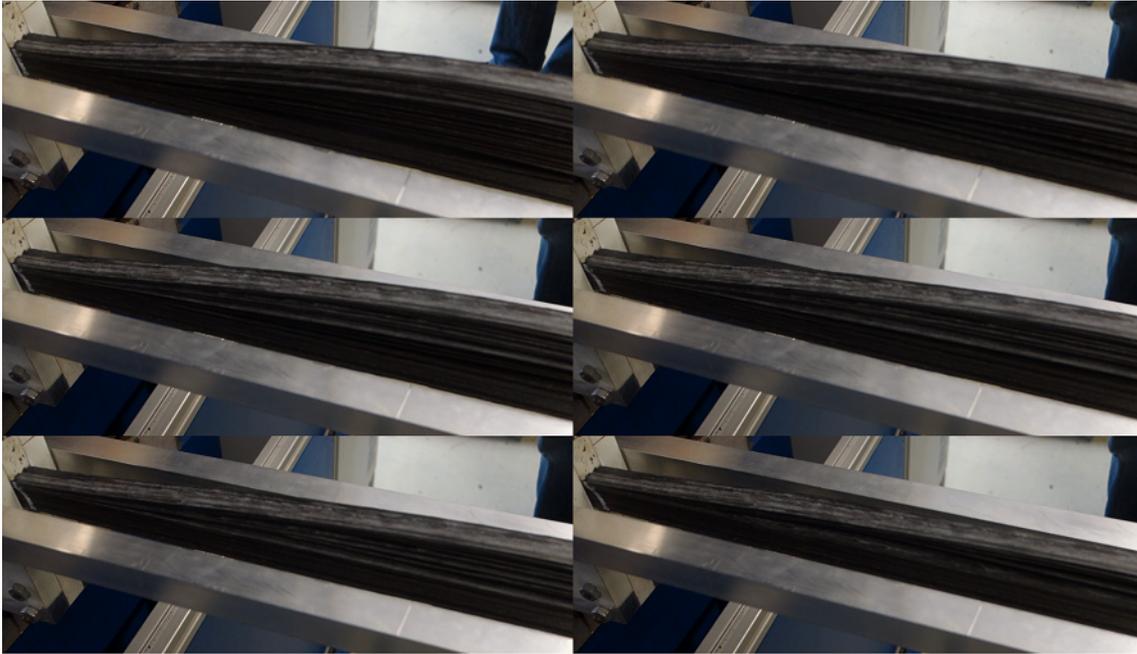


Abb. 4.24 Straffziehen der Lamellen (von links nach rechts) während des Pressvorgangs

Es wäre besser, die formgebenden Teile so glatt wie möglich zu gestalten und an einem äußeren Rahmen zu verschrauben. An diesem Rahmen können die Formteile auf Schienen geführt sein, um die erforderlichen Bewegungen zu ermöglichen. Das Anbringen von Steifen reduziert die Verformung der Seitenplatten. Eine direkte Beheizung des Werkzeugs über Heizpatronen in Bohrungen statt in der Heißpresse würde das Heizen beschleunigen, aber das Abkühlen erschweren.

Für die Zugglieder, die mit dem großen Werkzeug hergestellt wurden, kamen zwei verschiedene thermoplastische Bänder bzw. Lamellen als Ausgangsmaterial zur Anwendung. Diese wurden zunächst wie in Abbildung 4.15 mithilfe der Holzform an beiden Enden zu Schlingen umgeformt. Die vorgefertigten Schlingen wurden dann gepresst. Es wurden je Zugglied 132 Bänder von SGL bzw. 48 Lamellen von ProfileComp verwendet. Die verwendeten Längen für ein halbes Zugglied sind in Anhang B dokumentiert. Die Bänder von SGL entsprechen den bereits vorher verwendeten, besaßen aber eine glatte Oberfläche und eine Breite von 25 mm. Die Lamellen der Firma ProfileComp haben einen Querschnitt von $25 \times 0,5 \text{ mm}^2$ und laut Datenblatt [210] und den Angaben des Herstellers einen Faservolumengehalt von 35 %. Das von der Firma ProfileComp verwendete Thermoplast ist ein PA 6. Der Querschnitt des Zugglieds auf der freien Länge beträgt $24 \times 25 \text{ mm}^2$. Mit diesem Querschnitt und der von SGL angegebenen Festigkeit kann die rechnerische Bruchkraft F in Gleichung 4.22 berechnet werden.

$$F = tb\sigma = 24 \cdot 25 \cdot 1,46 \text{ kN} = 876 \text{ kN} \quad (4.22)$$

Für ein besseres Verfahren zur Herstellung der Schlingen, bei dem die 0,5 mm dicken Lamellen nicht vollständig aufgeschmolzen werden müssen, könnte der Multi-Material-Head vom Fraunhofer IPT verwendet werden. Die Lamellen würden einzeln vom Ablegekopf erfasst und

im Bereich der Umlenkung auf die darunterliegenden Schichten aufgeschweißt. Jede Lamelle würde so straff abgelegt und die Schlinge schichtweise aufgebaut. Presswerkzeug, Isolator und Heizpresse wären dann nicht erforderlich. Durch das oberflächliche Aufschmelzen der Matrix würde die Faseranordnung im Inneren der Lamelle nicht beeinflusst.

4.3 Zusammenstellung der hergestellten Schlingen und Zugglieder

In Tabelle 4.3 sind alle Schlingen und Zugglieder aufgeführt, die mit den drei vorgestellten Methoden hergestellt wurden. Eine Schlinge ist nur eine Verankerung, die nach dem Übergang zur freien Länge endet. Ein Zugglied besteht aus zwei Verankerungen und einem dazwischenliegenden Abschnitt freier Länge.

Tab. 4.3 Zusammenstellung der hergestellten Schlingen und Zugglieder

Art	Nr.	Material	Anz.	Beschreibung
Schlinge	1	Prepreg, 30 mm	6	alle Schichten gemeinsam umgelenkt
Schlinge	2	Prepreg, 30 mm	5	jede Schicht einzeln umgelenkt
Schlinge	3	Prepreg, 30 mm	2	je 2 Schichten gemeinsam umgelenkt
Schlinge	4	Prepreg, 30 mm	1	je 3 Schichten gemeinsam umgelenkt
Zugglied ¹	1	Prepreg, 15 mm	3	Durchmesser 36 mm, Länge 1,08 m
Zugglied ²	2	Prepreg, 15 mm	5	Durchmesser 36 mm, Länge 64 cm
Zugglied	3	Prepreg, 30 mm	4+2	Durchmesser 36 mm, Länge 64 cm
Zugglied	4	Prepreg, 30 mm	2	Durchmesser 68 mm, Länge 76 cm
Zugglied	1	Duroplastische Lamelle 20 x 0,5 mm ²	3	eine Verankerung als Schlaufe, Kleber Toolcraft
Zugglied	2	Duroplastische Lamelle 20 x 0,5 mm ²	3	2.1: Kleber Toolcraft, 2.2: Momentive Laminierharz als Kleber, 2.3: Kleber GP 11
Großes Zugglied		Duroplastische Lamelle 40 x 0,5 mm ²	2	Länge 2,94 m, Kleber GP 11
Großes Zugglied		Duroplastische Lamelle 40 x 0,5 mm ²	2	Länge 2,94 m, Kleber GP 49
Schlinge	1	Thermoplastisches Band 15 x 0,2 mm ²	3	handgefertigt, nichtlaminier
Schlinge	2	Thermoplastisches Band 30 x 0,2 mm ²	3	handgefertigt, laminiert
Schlinge	3	Thermoplastisches Band 30 x 0,2 mm ²	6	mit Presswerkzeug gefertigt
Zugglied	1	Thermoplastisches Band 30 x 0,2 mm ²	2	ohne Isolator
Zugglied	2	Thermoplastisches Band 30 x 0,2 mm ²	1	Isolator aus Cordirit
Zugglied	3	Thermoplastisches Band 30 x 0,2 mm ²	3	Isolator aus BRA-GLA
Großes Zugglied	1	Thermoplastisches Band 25 x 0,2 mm ²	3	Länge 2,94 m, Isolator aus BRA-GLA
Großes Zugglied	1	Thermoplastische Lamelle 25 x 0,5 mm ²	2	Länge 2,94 m, Isolator aus BRA-GLA

¹Zugglied 1.2 wurde nicht vorgespannt ausgehärtet. Zugglied 1.1 besitzt eine Querszughülse aus HM-Fasern. Bei Zugglied 1.3 enden die Schichten bereits entlang der Umlenkung.

²Bei Zugglied 2.3 sind je 2 Schichten zu einer Lage zusammengefasst. Zugglied 2.4 wurde für den Ermüdungsversuch und Zugglied 2.5 für den Kriechversuch verwendet.

5 Durchführung und Ergebnisse der Untersuchungen

5.1 Experimentelle Untersuchungen

Für die experimentellen Untersuchungen an den hergestellten Schlingen und Zuggliedern wurden verschiedene Versuchsaufbauten verwendet. In den meisten Fällen wurde eine Zugmaschine vom Typ Instron 8502 mit hydraulischen Klemmbacken und einer maximalen Zugkraft von 250 kN verwendet. Die Prüfkörper wurden weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/Min bis zum Bruch belastet. Um die Kraft über einen Bolzen bzw. Umlenkörper in die Schlingen einzuleiten, wurden zusätzliche Adapter aus Stahl verwendet, die je aus einer klemmbaren Zunge, 2 Seitenlaschen und zwei Schrauben (M36) bestehen, siehe Abbildung 5.1. An den Schrauben können zusätzlich kreisförmige Umlenkörper mit 68 mm und 112 mm Durchmesser befestigt werden. Um zu verhindern, dass beim Bruch der Prüfkörper Splitter herausgelöst werden und wegfliegen, wurden sie mit Folie umwickelt.

Wenn nur Schlingen getestet wurden, wurde die Seite mit der freien Länge zwischen den hydraulischen Klemmbacken der Prüfmaschine eingeklemmt. Damit die Klemmbacken nicht direkt auf den Verbundwerkstoff drücken, wurden Alubleche mit Epoxidharzkleber aufgeklebt. Die Zähne der Klemmbacken greifen ins weiche Aluminium und können den Prüfkörper nicht beschädigen. Zudem verstärken die Bleche den senkrecht zur Faser belasteten Verbundwerkstoff in Querrichtung.

Für den Dauerstandsversuch und die Großversuche waren andere Versuchsaufbauten erforderlich, auf die später eingegangen wird.

5.1.1 Statische Zugversuche an Schlingen aus Prepreg

Es wurden 14 Schlingen mit unterschiedlichem Lagenaufbau entsprechend Abschnitt 4.2.1 getestet. Abbildung 5.2 zeigt die Prüfkörper vor und nach dem Versuch. Die erste Ziffer der Nummerierung beschreibt die Generation und die zweite ist fortlaufend. Der Prüfkörper 1.1 wurde als 1.4 erneut getestet, da er aus dem Klemmbereich herausgezogen wurde und nur dort lokal beschädigt wurde. Es ist zu erkennen, dass die Oberfläche der Prüfkörper 1.1 (1.4) und 2.1 bis 2.3 am Übergang zur Schlinge nicht eben ist. Dadurch wurde das Anbringen der Klemme zur Aufnahme des Querzugs erschwert, sodass eine weiche angeformte Klemme aus Kunststoff und Aluminium verwendet werden musste. Für die Prüfkörper 1.3, 1.5 und 1.6 wurden verformungsarme Klemmen aus Aluminium bzw. Stahl verwendet, um ungleichmäßige Verformungen quer zur Faserrichtung zu verhindern.



Abb. 5.1 Zugmaschine Instron 8502 mit Prüfkörper und Adaptern zur Lasteinleitung

Für alle Prüfkörper ist charakteristisch, dass sie nicht am Übergang zwischen Krümmung und Gerade versagen, wie es für Schlaufen aus CFK üblich ist. Das Versagen fand im Überlappungsbereich oder im Bereich der Klemmbacken der Prüfmaschine statt.

Das Versagen der Prüfkörper der Generation 1 erfolgte entlang der einzigen Klebefuge zwischen dem ankommenden und dem umgelenkten Strang. Die Normalkraft im Querschnitt muss über Schub in dieser einen Fuge übertragen werden. Wenn die Schubtragfähigkeit der Fuge erreicht ist, scheren die beiden Querschnittsteile voneinander ab, ohne dass es zu Faserbrüchen kommt. Es handelt sich bei diesem Versagen also um einen Zwischenfaserbruch, bei dem eine unidirektionale Schicht am Übergang zu einer anderen delaminiert. Die Prüfkörper 1.1, 1.2 und 1.4 mit weicher Aluminiumklemme versagten bei weniger als 80 kN, siehe Abbildung 5.3. Prüfkörper 1.2 weist eine weitere Steigerung der Tragfähigkeit nach dem ersten Bruch auf, die jedoch vernachlässigt wird. Durch die gleichmäßigere und stärkere fasersenkrechte Druckspannung aufgrund der verformungsarmen Klemmen konnte die Tragfähigkeit der Klebefuge bei 1.3, 1.5 und 1.6 auf etwa 100 kN gesteigert werden.

Die Prüfkörper der Generationen 2 bis 4 versagten durch Faserbruch, erkennbar an dem besenförmigen Aufspalten des Querschnitts. Die Faserbrüche gehen zumeist von der Einspannung in der Prüfmaschine aus. An diesem Ort werden die Fasern zusätzlich zur faserparallelen Spannung durch eine fasersenkrechte Spannung beansprucht. Die Schäden an der Krümmung der Schlinge (Abbildung 5.3) sind nach dem Bruch entstanden. Der sich



Abb. 5.2 Schlingen der Generationen 1 bis 4 vor und nach dem Versuch

verjüngende Teil der Schlinge wurde nach dem Bruch durch die freigewordene elastische Energie auf den Bolzen gedrückt, sodass der Querschnitt teilweise abschnitt. Alle Prüfkörper der Generationen 2 bis 4 weisen eine höhere Bruchkraft als die der Generation 1 auf. Die höchste Bruchkraft erreicht Prüfkörper 2.5 mit 183 kN, was einer Verankerungsgüte von 93% entspricht, siehe Tabelle 5.1.

Tab. 5.1 Bruchkräfte der Generationen 1 bis 4 in [kN]

Gen.	1	2	3	4	5	6	max. Güte
1	78 ¹	80 ¹	105	67,4 ¹	95,2	97	53,6 %
2	128,2 ¹	119,6 ¹	132,6 ¹	151,4	182,7	-	93,2 %
3	122,3	149,3	-	-	-	-	76,1 %
4	133,3	-	-	-	-	-	68,0 %

¹keine verformungsarmen Querszugklammern verwendet

Anhand der Versuchsreihe wird deutlich, dass die Schlingen das Potenzial haben, sehr hohe Verankerungsgüten zu erreichen. Die Ergebnisse für die Generationen 3 und 4 im Vergleich zu Generation 2 lassen vermuten, dass ein Aufbau mit Schichtdicke von 2 bzw. 3 Lagen geringere Verankerungsgüten zur Folge hat. Die wenigen Versuche erlauben jedoch keine endgültige Beurteilung zur Schichtdicke.

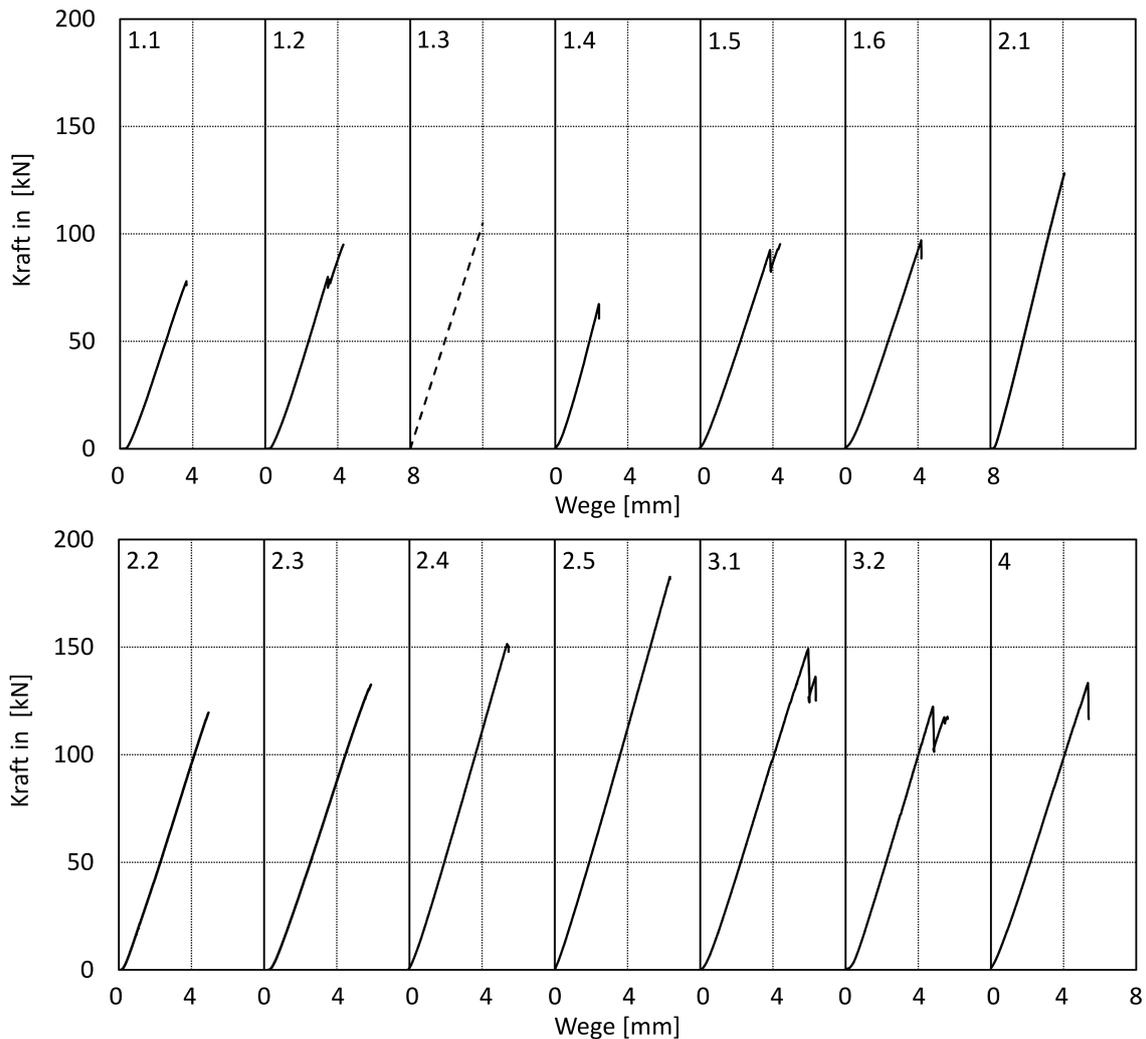


Abb. 5.3 Kraft-Weg-Kurven der Generationen 1 bis 4

5.1.2 Statische Zugversuche an Zuggliedern aus Prepreg

Zugglieder aus Prepreg haben im Vergleich zu den Schlingen Verankerungen an beiden Enden. Das Einklemmen des Prüfkörpers in die Prüfmaschine ist nicht erforderlich und hat demzufolge auch keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit. Der Querschnitt auf der freien Länge muss nicht als flaches Rechteck, sondern kann als ein kompakter Rundquerschnitt ausgebildet werden.

In Abbildung 5.4 sind die Prüfkörper der Zugglieder vor und nach dem Versuch dargestellt. Es ist erkennbar, dass die Umwicklung zur Aufnahme der Querszugkräfte (Querszughülse) der Zugglieder 1.1 und 1.2 zu schwach ausgebildet ist. Zugglied 1.2 weist zudem Faserondulationen entlang der Längsachse auf. Es wurde während des Aushärtens nicht vorgespannt. Die Vorspannung führt zur parallelen und geraden Ausrichtung der Fasern beim Erweichen der Matrix und zu einer gleichmäßigen Straffung. Die Zugglieder 3 haben bei gleicher Querschnittsfläche weniger Schichten und sind dadurch im Bereich der Umlenkung breiter als die Zugglieder 2. Zugglied 3.5 und 3.6 sind flach laminiert. Zur Aufnahme der Querszugkraft werden bei 3.5 Klemmen verwendet. Zugglied 3.6 besitzt auf beiden Seiten Halbzylinder

aus Aluminium, um eine konvexe Form zu erzeugen. Zum Ausbilden der Querszughülse wurden die Halbzylinder mit CFK umwickelt. Die Zugglieder 4 besitzen einen größeren Umlenkradius von 68 mm anstelle von 36 mm.



Abb. 5.4 Zugglieder vor und nach dem Zugversuch

Beim Zugversuch an Zugglied 1.1 wurde deutlich, dass die Querszughülse nicht stark genug ausgebildet war. Zum einen war die Dicke vergleichsweise gering und zum anderen wurden

schubempfindliche HM-Fasern für die Umwicklung verwendet. Bereits bei etwa 70 kN, siehe Abbildung 5.5, riss eine Querszuhülse, sodass die beiden Schlaufenstränge geteilt wurden. Bei etwa 90 kN riss die zweite Hülse. Obwohl das Geradeziehen der Schlinge Biegung in den Fasersträngen hervorrief, erreichte das Zugglied 1.1 noch eine relativ hohe Bruchkraft. Anhand des zerstörten Prüfkörpers (Abbildung 5.4) lässt sich erkennen, dass der Bruch nicht am Übergang von der Geraden zur Krümmung stattfand, sondern auf der freien Länge. Das gleiche gilt für die Zugglieder 3 und 4. Sie zeigen zusätzliche Brüche an der Schlaufe, die vermutlich durch Aufprall auf den Bolzen nach dem Bruch auf der freien Länge entstanden sind. Der Bolzen schiebt sich zwischen die zusammengeführten Schtränge und schert die Fasern am Übergang zur Querszuhülse ab.

Zugglieder 1.3, 2.2 und 2.3 haben nicht auf der freien Länge versagt. Das vergleichsweise hohe Verhältnis zwischen Lagenaufbau und Breite führt zu größeren Biegemomenten in der Umlenkung. Die faserparallele Spannung in den Fasern kann nicht der Grund für das Versagen sein. Sie ist durch den doppelten Querschnitt viel geringer als die Faserfestigkeit. Der Bruch muss durch Schubspannungen ausgelöst worden sein. Das Radienverhältnis r_a/r_i einer äquivalenten Schlaufe beträgt jedoch nur 1,08 (Gleichung 5.1) und ist damit zu klein für Schubversagen. Möglicherweise haben die Zugglieder am Übergang zur Querszuhülse versagt, da hier die Umlenkung um eine relativ scharfe Kante erfolgt. Es wäre besser, die Querszuhülse kontinuierlicher auszubilden.

$$\frac{r_a \text{ Schlaufe}}{r_i} = \frac{18 + \frac{24 \cdot 0,21}{2}}{18} = 1,08 \quad (5.1)$$

Die Ondulation der Fasern von Zugglied 1.2 spiegelt sich in der geringeren Steifigkeit (Abbildung 5.5), der geringeren Bruchkraft und dem Versagensbild wider. Zugglied 1.2 versagte an der Stelle der Faserondulation. Der überwiegende Teil des Zugglieds blieb unbeschädigt. Die ondulierenden Fasern werden an den Stellen, wo sie nicht parallel zur Längsachse liegen, zusätzlich auf Schub beansprucht und versagen frühzeitig und mit einem anderen Versagensbild.

Die Kraft-Weg-Kurven der Zugglieder 2 und 3 verlaufen steiler als die der Zugglieder 1, da ihre Steifigkeit durch die kürzere Länge größer ist. Das Bruchverhalten ist linear-elastisch bis zum Bruch. Die Zugglieder 3 erreichen höhere Bruchkräfte als die Zugglieder 2. Die geringere fasersenkrechte Spannung am Bolzen durch die breitere Auflagerfläche kann der Grund dafür sein, oder aber die geringere Biegespannung und Schubspannung infolge eines kleineren Radienverhältnisses.

Die Klebefläche der Zugglieder 2 und 3 ist gleich groß. Die Zugglieder 2 haben doppelt so viele Klebefugen wie die Zugglieder 3, die jedoch über die doppelte Klebbeite verfügen. Der Unterschied in der Tragfähigkeit kann auch aus der Anordnung der Prepregschichten zueinander entstehen. Für die Herstellung der Zugglieder 2 wurden nur halb so viele Lagen verwendet. Das ist bei der Herstellung von Hand von Vorteil, da es wahrscheinlicher ist, dass die Fasern weniger Lagen gleichmäßig straff liegen als die Fasern vieler Lagen.

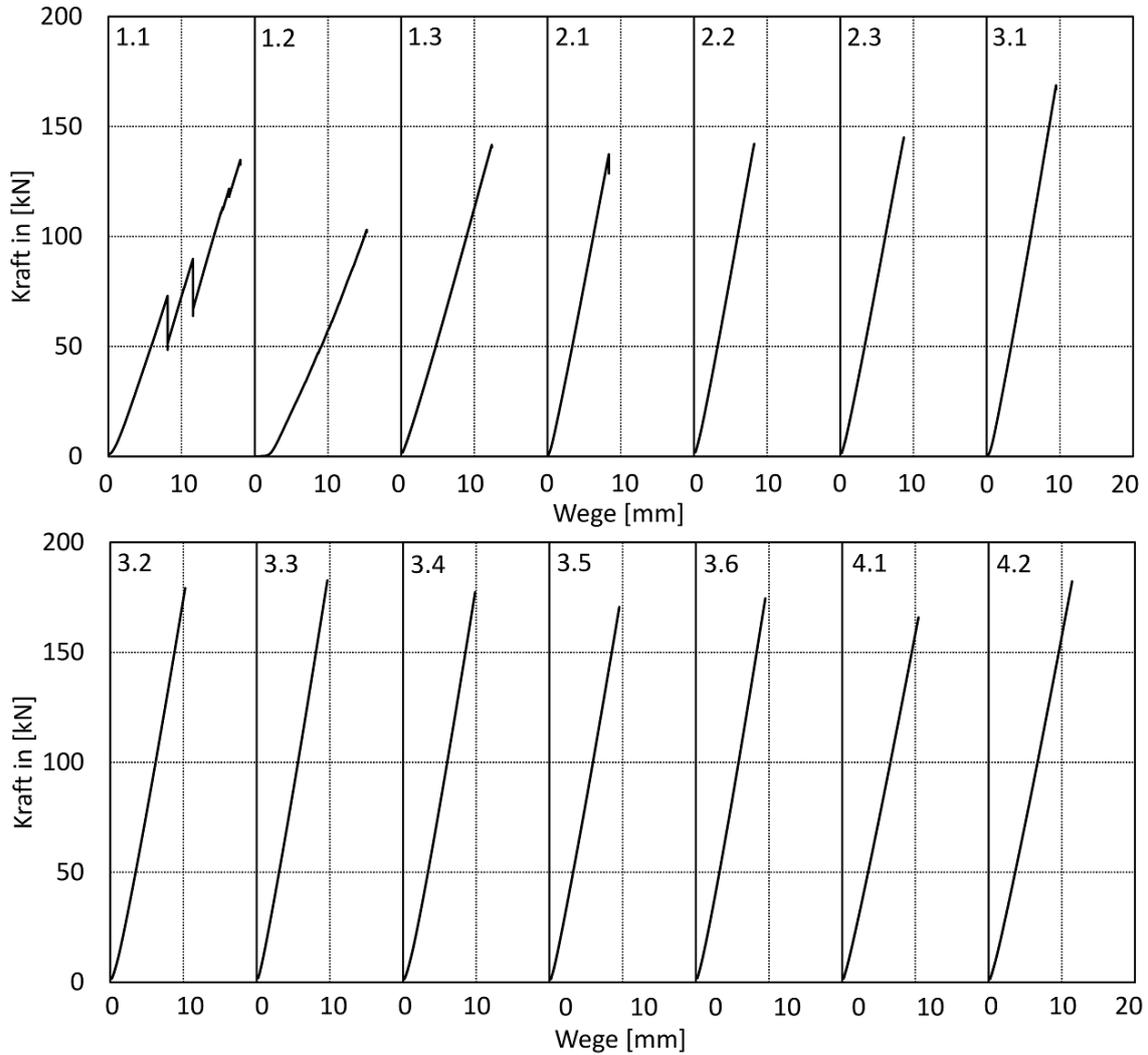


Abb. 5.5 Kraft-Weg-Kurven der Zugglieder aus Prepreg

Die Zugglieder 4 erreichen keine höheren Bruchkräfte als die Zugglieder 3, obwohl der Umlenkradius größer ist. Das zeigt, dass die Verkleinerung des Radienverhältnisses in diesem Fall nicht zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit der Schlingen führt.

Tab. 5.2 Bruchkräfte der Zugglieder aus Prepreg

Zugglied	1.1	1.2	1.3	2.1	2.2	2.3	3.1
Bruchkraft [kN]	135	103	142	137	142	145	169
Rechn. Bruchkraft [kN]				196			
Verankerungsgüte [%]	68,8	52,6	72,2	70,1	72,5	74,0	86,0
Zugglied	3.2	3.3	3.4	3.5	3.6	4.1	4.2
Bruchkraft [kN]	179	183	177	170	175	166	182
Rechn. Bruchkraft [kN]				196			
Verankerungsgüte [%]	91,4	93,2	90,5	87,0	89,1	84,6	93,0

In Tabelle 5.2 sind die Bruchkräfte und Verankerungsgüten der Zugglieder aus Prepreg zusammengefasst. Die größte erreichte Verankerungsgüte von 93% des Zugglieds 3.3 entspricht jener aus der Versuchsreihe zu den Schlingengenerationen in Tabelle 5.1.

5.1.3 Statische Zugversuche mit Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen

Es wurden statische Zugversuche an den in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Zuggliedern auf Basis duroplastischer Lamellen durchgeführt. Dabei wird zwischen zwei verschiedenen Prüfkörpern unterschieden. Die Zugglieder 1.1 bis 1.3 (Abbildung 4.14d) besitzen auf einer Seite eine Schlinge und auf der anderen Seite eine nichtlamierte Schlaufe als Verankerung. Die anderen Zugglieder 2 besitzen jeweils zwei Schlingenverankerungen. Für die drei Zugglieder 1 wird ein Bruch im Bereich der nichtlamierten Schlaufe bei einer Verankerungsgüte von 60 bis 70 % erwartet. Die anderen Zugglieder sollten zwischen den Klemmen versagen. Für alle Zugglieder werden die hellgrauen Klemmen aus Aluminium (Abbildung 4.14e) verwendet. Die ebenfalls dargestellten dünneren Stahlklemmen dienen nur zur Fixierung bei der Herstellung der Zugglieder.

In Abbildung 5.7 sind die Kraft-Weg-Kurven der Zugglieder zu sehen. Für Zugglied 2 wurde nur die Bruchkraft dokumentiert. Wie erwartet, weisen die Zugglieder der Gruppe 1 mit etwa 150 kN Bruchkräfte auf, die geringer sind als die ca. 200 kN der anderen Zugglieder. Die Ausnahme bildet Zugglied 2.2, für dessen Herstellung kein Strukturkleber, sondern ein Laminierharz verwendet wurde. Aufgrund der geringen Tragfähigkeit dieses Harzes erfolgte das Versagen in der Klebefuge. Einzelne Bereiche der Klebefugen versagten bereits bei unter 80 kN, zu erkennen an den Knicken in der Kraft-Weg-Kurve in Abbildung 5.7.

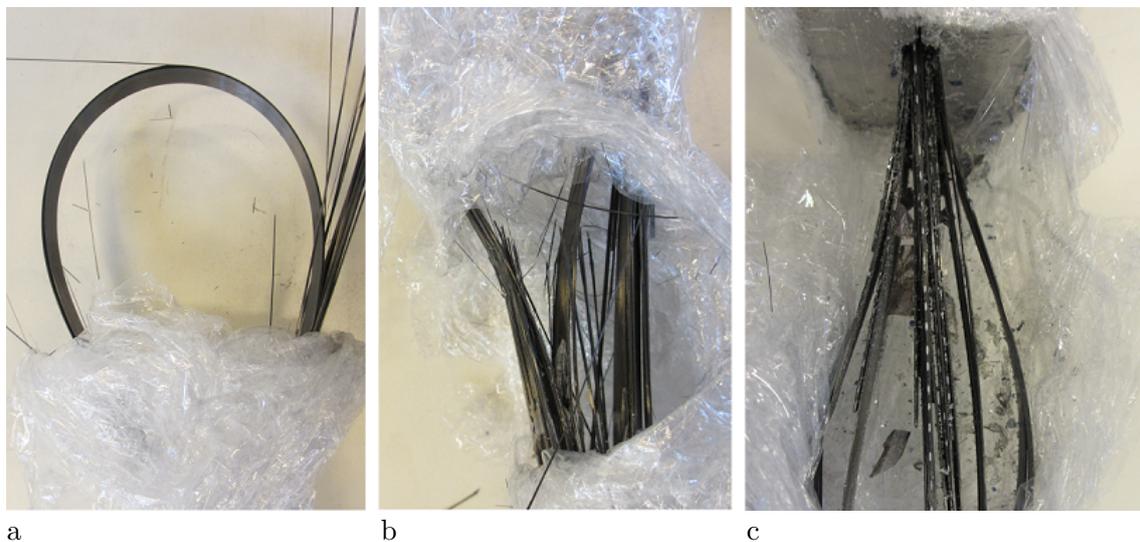


Abb. 5.6 Zugglieder aus duroplastischen Lamellen nach dem Zugversuch: a) Zugglied 1.1, b) Zugglied 2.1, c) Zugglied 2.2

In Abbildung 5.6 sind die Bruchbilder der Zugglieder 1.1, 2.1 und 2.2 zu sehen. Zugglied 1.1 versagte an der nichtlamierten Schlaufe, wobei 2 der 4 Lamellen am Übergang zur Umlenkung gebrochen sind. Im Gegensatz dazu versagte Zugglied 2.1 zwischen den Klemmen mit dem für Lamellen typischen besenförmigen Bruchbild. Im Zugglied 2.2 blieben die Lamellen auf der freien Länge weitgehend unbeschädigt. Das Zugglied versagte in der Klebefuge zwischen den Lamellen. Offensichtlich war das verwendete Laminierharz für die Verbindung nicht tragfähig genug. Das Versagen der Klebung vor dem Erreichen der Bruchkraft der Lamellen erklärt die geringere Bruchkraft von Zugglied 2.2.

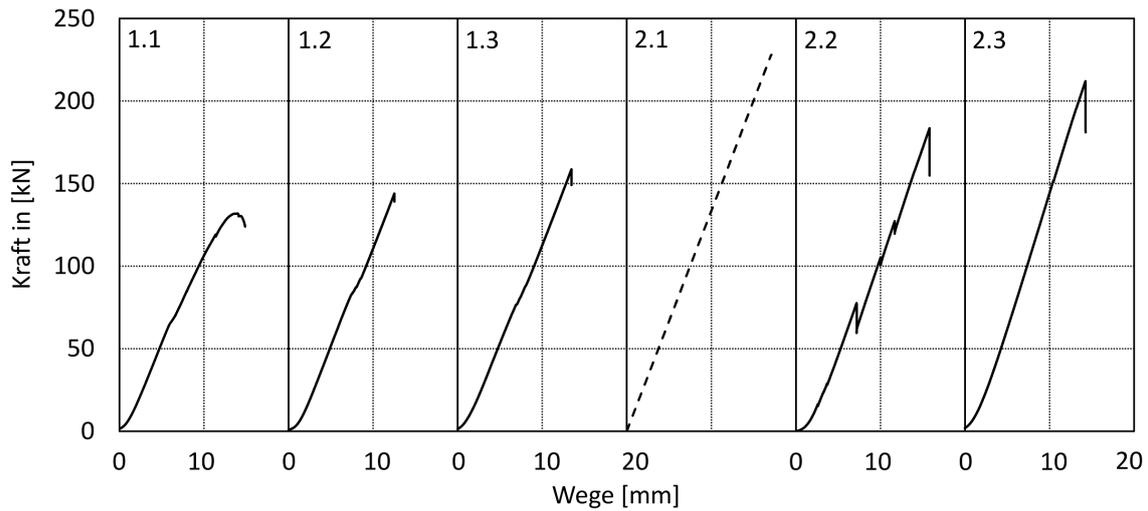


Abb. 5.7 Kraft-Weg-Kurven der Zugglieder aus duroplastischen Lamellen

Die maximalen Bruchkräfte und die Verankerungsgüten sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Die geringe Verankerungsgüte der nichtlaminierten Schlaufen von 64 % entspricht den Erwartungen. Das Zugglied 2.1 mit Schlingenverankerung erreicht dagegen eine Verankerungsgüte von 92 %.

Tab. 5.3 Bruchkräfte der Zugglieder aus duroplastischen Lamellen

Zugglied	1.1	1.2	1.3	2.1	2.2	2.3
Bruchkraft [kN]	132	144	159	228	184	212
Rechn. Bruchkraft [kN]				248		
Verankerungsgüte [%]	53,2	58,1	64,0	91,9	74,0	85,5

5.1.4 Statische Zugversuche mit handgefertigten thermoplastischen Schlingen

Es wurden statische Zugversuche an den thermoplastischen Schlingen aus Abschnitt 4.2.3 durchgeführt. Diese Schlingen stellen die Verankerung eines Zugglieds aus thermoplastischen Bändern an einer Seite dar. Sie wurden analog zu den Schlingen aus Prepreg an einem Bolzen verankert und die freie Länge zwischen den Klemmbacken der Prüfmaschine eingeklemmt. Die Kohäsion zwischen der Oberfläche der thermoplastischen Schlingen und dem Epoxidharz, mit dem die Aufleimer aufgeklebt sind, ist im Vergleich zu den Schlingen aus Prepreg geringer. Es war notwendig, größere Querdrücke zu verwenden, damit sich die Schlingen nicht herausziehen.

In Abbildung 5.8 sind die handgefertigten thermoplastischen Schlingen vor und nach dem Zugversuch zu sehen. Es ist zu erkennen, dass die Schlingen fast ausschließlich im Bereich der freien Länge versagt haben. Die einzige Ausnahme bildet die Schlinge 2.1, die durch einen Herstellungsfehler an einer Seite geschwächt war und auch dort versagte. Aber auch diese Schlinge weist den Bruch nicht am Übergang zwischen Krümmung und Geraden auf, wie es für Schlaufen typisch ist.



Abb. 5.8 Handgefertigte thermoplastische Schlingen vor und nach dem Zugversuch [119]

Die Kraft-Weg-Kurven der thermoplastischen Schlingen sind in Abbildung 5.9 dargestellt. Alle Schlingen weisen ein annähernd linear-elastisches Tragverhalten bis zum Bruch auf. Im Bereich der Bruchkraft kommt es bei einigen handgefertigten Schlingen zu Teilquerschnittsversagen, da die Bänder nicht optimal zueinander ausgerichtet sind und es einen großen Anteil ondulierender Fasern gibt. Schlinge 1.3 wurde ein zweites Mal (1.3*) getestet, da der Versuch durch einen Maschinenfehler vor Erreichen der Bruchkraft abgebrochen wurde. Aufgrund von Vorschädigungen konnte das vorherige Kraftniveau jedoch nicht wieder erreicht werden. Der erste Versuch wird für die Auswertung verwendet.

Die Schlinge 2.1 hat aufgrund der Herstellungsfehler wie erwartet nur eine geringe Bruchkraft erreicht. Im Allgemeinen erreichen alle von Hand laminierten Schlingen weniger als die doppelte Bruchkraft der nichtlaminierten Schlingen, obwohl ihr Querschnitt doppelt so breit ist.

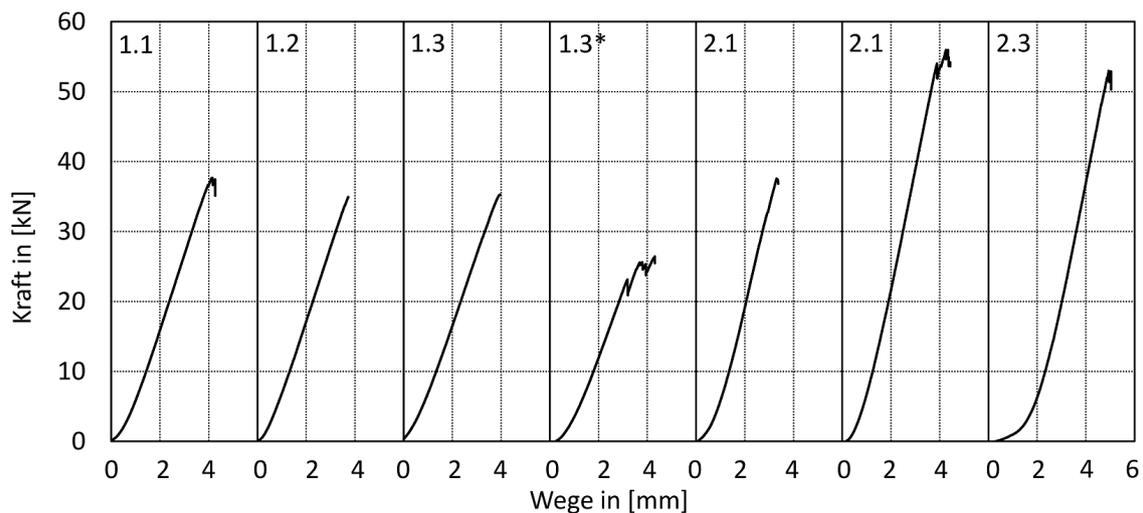


Abb. 5.9 Kraft-Weg-Kurven der handgefertigten thermoplastischen Schlingen

Tabelle 5.4 zeigt die Bruchkräfte und Verankerungsgüten der thermoplastischen Schlingen. Die größte erreichte Verankerungsgüte der nichtlaminierten Schlingen ist mit 86 % höher als die der laminierten Schlingen.

Tab. 5.4 Bruchkräfte der handgefertigten thermoplastischen Schlingen

Schlinge	1.1	1.2	1.3	2.1	2.2	2.3
Bruchkraft [kN]	37,7	34,9	35,2	37,6	56,0	53,0
Rechn. Bruchkraft [kN]	43,9	43,9	43,9	87,6	87,6	87,6
Verankerungsgüte [%]	86,0	79,8	80,5	42,9	63,9	60,5

5.1.5 Statische Zugversuche mit gepressten thermoplastischen Schlingen

Die erste der gepressten thermoplastischen Schlingen wurde wie die handgefertigten thermoplastischen Schlingen getestet. Bei dem Versuch zeigte sich, dass sie empfindlich auf die hohe fasersenkrechte Spannung reagiert. Sie wurde zwischen den Klemmböcken der Prüfmaschine zerdrückt, siehe Abbildung 5.10 links. Durch die vergleichsweise große Dicke von 4 mm reichte die seitliche Verstärkung durch die Aluminiumbleche nicht aus. Um dieses Problem zu lösen, wurden spezielle Aufleimer verwendet, in die eine Vertiefung mit der Größe des halben Querschnitts eingefräst war. Die freie Länge war so seitlich gestützt und konnte im Bereich der Klemmung nicht beschädigt werden. Die Druckfestigkeit quer zur Faser steigt durch diese seitliche Stützung an, wie es auch bei der seitlich gestützten Schlaufe der Fall ist.



Abb. 5.10 Gepresste thermoplastische Schlingen vor und nach dem Zugversuch

Die Schlinge 3.1 versagte daraufhin durch Herausziehen aus den Klemmböcken der Prüfmaschine. Dabei verblieben die Aufleimer in der Maschine. Der deformierte Aufleimer mit Resten des Prüfkörpers ist links in Abbildung 5.10 zu sehen. Der Bruch fand in der Kontaktfläche zwischen Aufleimer und CFK statt. Durch das plötzliche Herausziehen

wurde die Schlinge so stark gegen den Bolzen gedrückt, dass es zu Faserbrüchen infolge der Schubbelastung kam (Abbildung 5.10 unten links).

Die anderen Prüfkörper 3.2 bis 3.7 wurden vor dem Kleben sandgestrahlt, und es wurden längere Aufleimer verwendet. Durch den besseren Verbund kam es nicht mehr zum Herausziehen, sondern zum Versagen auf der freien Länge. In Abbildung 5.11 sind die Kraft-Weg-Kurven der gepressten Schlingen zu sehen.

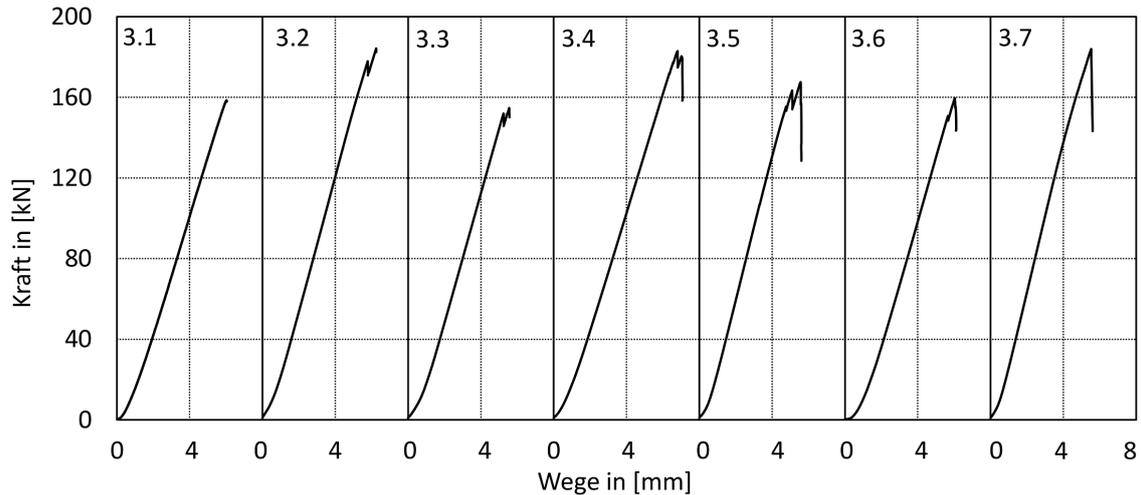


Abb. 5.11 Kraft-Weg-Kurven der gepressten thermoplastischen Schlingen

Die Prüfkörper 3.5. und 3.7 sind etwas kürzer, sodass der Aufleimer in die schräge Aufweitung hineinragt. Bei diesen Prüfkörpern werden einige der endenden Lagen durch die Prüfmaschine mit festgehalten. Bei einer Länge des Prüfkörpers von 56 cm beträgt der Bereich der freien Länge mit einem Querschnitt von 24 Bändern 10 cm. Danach kommen alle 2 cm zwei Bänder zum Querschnitt hinzu. Der Aufleimer ist 7 cm lang, sodass ab einer Prüfkörperlänge von 51 cm nur die freie Länge geklemmt wird. Bei 3.5 und 3.7 ist die Länge geringer (siehe Tabelle 5.5), sodass die rechnerische Bruchkraft um 1/12 bzw. 1/6 höher ist. Im Fall von 3.7 findet das Versagen nicht auf der freien Länge, sondern im Scheitelpunkt der Umlenkung statt. Mit den Schlingen 3.2 und 3.4 kann gezeigt werden, dass Schlingenverankerungen eine Verankerungsgüte 100 % erreichen können.

Tab. 5.5 Bruchkräfte der thermoplastischen Schlingen

Schlinge	3.1 ¹	3.2	3.3	3.4	3.5	3.6	3.7
Bruchkraft [kN]	158,5	184,2	154,7	182,9	167,6	159,6	183,9
Rechn. Bruchkraft [kN]	175	175	175	175	190	175	204
Verankerungsgüte [%]	90,6	105,3	88,4	104,5	88,4	91,2	90,1
Länge [cm]	-	54	56	56	49	51	47

¹Schlinge hat sich aus den Klemmböcken gezogen.

5.1.6 Statische Zugversuche mit thermoplastischen Zuggliedern

Thermoplastische Zugglieder entstehen durch die Kombination von zwei gepressten thermoplastischen Schlingen. Wie bereits in Abschnitt 4.2.3 erläutert wurde, stellt der Übergang

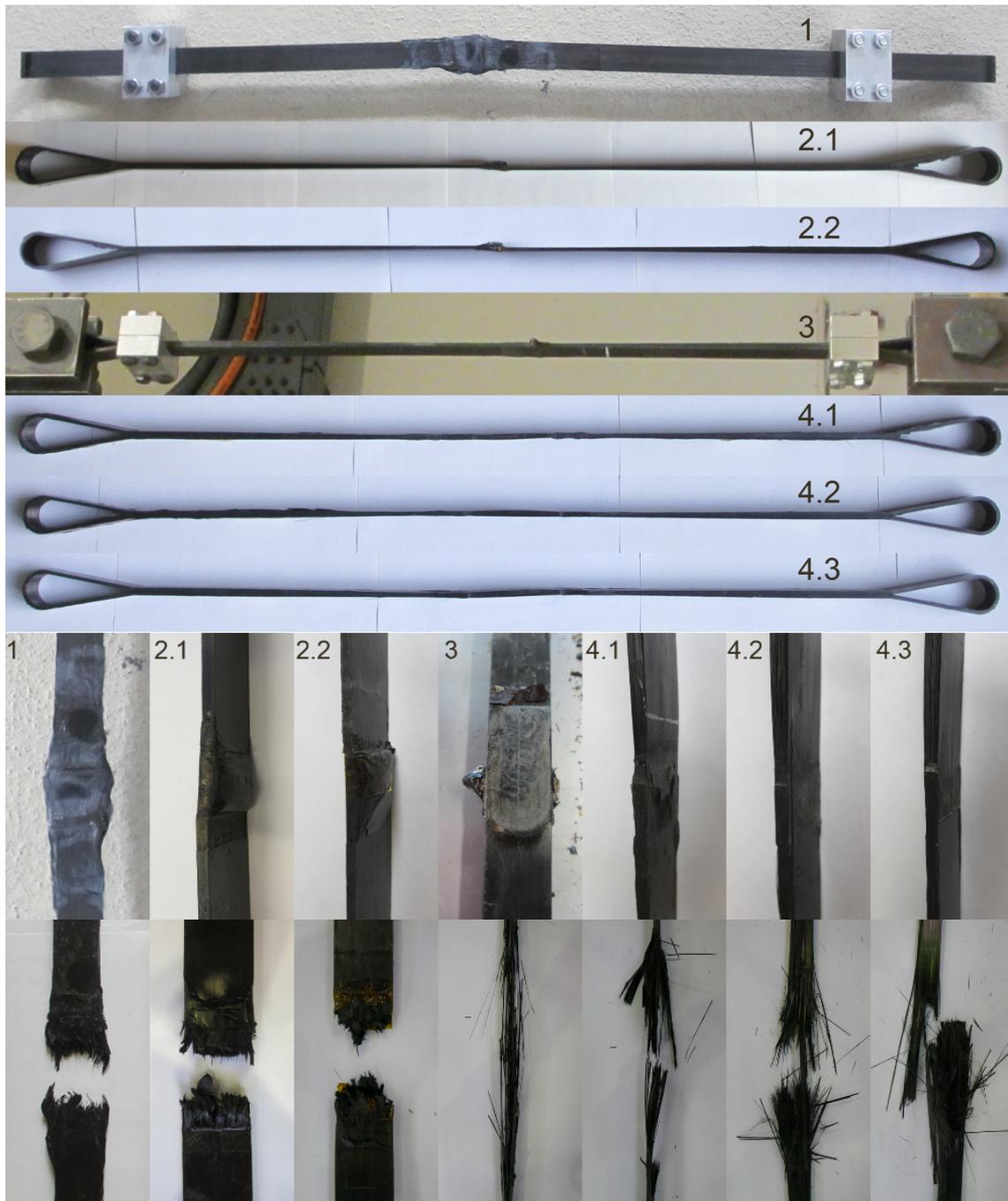


Abb. 5.12 Thermoplastische Zugglieder vor und nach dem Zugversuch

zwischen der Schlinge zur freien Länge eine verfahrenstechnische Herausforderung dar.

In Abbildung 5.12 sind die untersuchten thermoplastischen Zugglieder dargestellt und man erkennt deutlich die Diskontinuität in der Mitte von Zugglied 2.1 und 2.2. An dieser Stelle endete das Presswerkzeug bei der Herstellung der zweiten Schlinge. Am Zugglied 3 ist das seitliche Austreten der Fasern zu erkennen. An den Zuggliedern 4 sind Faserondulationen nur an der Oberfläche zu erkennen. Der Querschnitt bleibt am Übergang zwischen dem gepressten und nicht gepressten Bereich gleich.

Unten in Abbildung 5.12 ist der Übergang und das dazugehörige Bruchbild im Detail zu sehen. Das für den Faserbruch typische Erscheinungsbild des besenartigen Auffächerns ist

bei den Zuggliedern 1 und 2 nicht zu sehen. Die Fasern haben offensichtlich nicht auf Zug versagt. Die Zugglieder 3 und 4 versagten besenartig. Der Bruch fand auf der freien Länge statt.

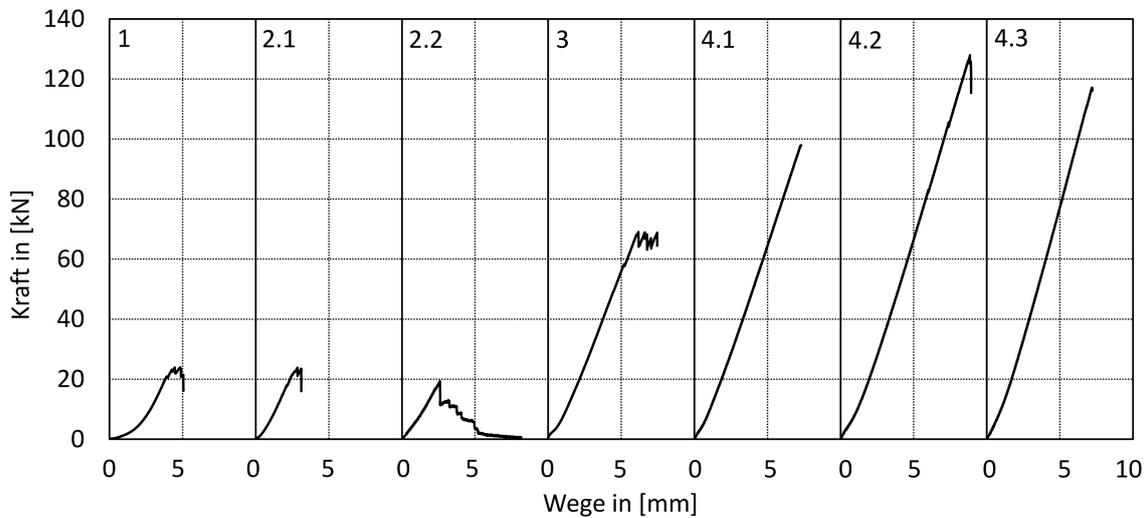


Abb. 5.13 Kraft-Weg-Kurven der thermoplastischen Zugglieder

Tab. 5.6 Bruchkräfte der thermoplastischen Zugglieder

Zugglied	1.1	2.1	2.2	3	4.1	4.2	4.3
Bruchkraft [kN]	23,9	23,8	19,3	69,0	97,9	127,9	117,1
Rechn. Bruchkraft [kN]				175			
Verankerungsgüte [%]	13,7	13,6	11,0	39,4	55,9	73,1	66,9

Anhand der Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 5.13 wird deutlich, dass das Tragverhalten der Zugglieder 1 bis 3 von Teilquerschnittsversagen geprägt ist. Bei einer sehr geringen Belastung kommt es bei 1 und 2 bereits zum Versagen von Carbonfasern. Durch die teilweise große Abweichung der Faserrichtung von der Längsachse werden die Fasern auf Schub beansprucht, für den die Festigkeit viel geringer ist als für Zugbeanspruchungen.

In Tabelle 5.6 sind die Bruchkräfte und Verankerungsgüten aller thermoplastischen Zugglieder angegeben. Die Verankerungsgüten der Zugglieder 1 und 2 sind sehr gering. Zugglied 3 weist im Vergleich dazu bereits eine höhere Bruchkraft auf. Die Verwendung des Isolators konnte die Bruchkraft signifikant steigern. Dennoch bleibt die Verankerungsgüte auf einem geringen Niveau von maximal 39%. Die Zugglieder 4 erreichen eine maximale Verankerungsgüte von 73%. Die Verwendung des umschließenden Isolators und der Verzicht auf zweimaliges Pressen des Übergangs haben zu einem weiteren Anstieg der Tragfähigkeit geführt. Die hohen Verankerungsgüten der gepressten thermoplastischen Schlingen konnten nicht auf die Zugglieder übertragen werden.

5.1.7 Ermüdungsversuch

Zur Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Schlingen wurde das Zugglied 2.4 einem Zugschwellversuch unterzogen. Der Versuch orientiert sich an den Angaben der fib [79].

Dort werden Anforderungen an Zugglieder von Schrägseilbrücken definiert, die allgemein als Anforderungen an Zugglieder mit Ermüdungsbeanspruchungen angesehen werden können. In Kapitel 6 werden der Ermüdungsversuch und die Versuchsbedingungen beschrieben. Die mindestens zu verwendende Spannungsamplitude wird mit 200 MPa angegeben. Zudem sollen die folgenden Punkte erfüllt sein.

- Die Verdrehung einer Verankerung soll 10 mrad betragen, um Biegeeffekte zu berücksichtigen.
- Der Prüfkörper muss eine freie Länge von mindestens 50 cm haben.
- Es sind zwei Millionen Lastwechsel erforderlich. ✓
- Die Länge des Zugglieds muss mindestens 3,5 m betragen.
- Der Versuch muss von einem qualifizierten Labor durchgeführt werden. ✓
- Die im Versuch erreichte Kraft soll 45 % der Bruchlast nicht überschreiten. ✓
- Der Ermüdungsversuch soll bei Raumtemperatur erfolgen. ✓
- Die Frequenz der Belastung soll höchstens 8 Hz betragen. ✓

Nur die mit ✓ markierten Anforderungen werden vom verwendeten Versuchsaufbau erfüllt. Um die Ermüdungsanforderungen für Schrägseile zu erfüllen, müssen nach den Lastwechseln folgende Bedingungen erfüllt sein. Es werden nur die Kriterien genannt, die für Zugglieder aus CFK relevant sind.

- Maximal 2 % der Querschnittsfläche darf gebrochen sein.
- Die Verankerungskomponenten dürfen keine Schäden aufweisen.
- Die Tragfähigkeit des Prüfkörpers darf durch die Ermüdungsbeanspruchung um höchstens 5 % gesunken sein.

Die statischen Zugversuche an den Zuggliedern 1.3, 2.1, 2.2 und 2.3 ergaben maximale Bruchkräfte von (142, 137, 142, 145) kN. Der Mittelwert der Bruchkraft beträgt 141,5 kN, obwohl die rechnerische Bruchkraft 196 kN beträgt. Für die Bestimmung der Ober- und Unterspannung wurde von einer Bruchkraft von 198 kN ausgegangen. Damit ergibt sich die maximale Kraft nach Gleichung 5.2 und die Oberspannung im Querschnitt nach Gleichung 5.3. Mit der Spannungsamplitude lassen sich die Unterspannung (Gleichung 5.4) und die minimale Zugkraft (Gleichung 5.5) bestimmen.

$$F_{max} = 0,45 \cdot F_{Bruch} = 0,45 \cdot 198 \text{ kN} = 89 \text{ kN} \quad (5.2)$$

$$\sigma_{max} = \frac{0,45 \cdot F_{Bruch}}{A} = \frac{89 \text{ kN}}{26 \cdot 0,21 \cdot 15 \text{ mm}^2} = 1,08 \text{ GPa} \quad (5.3)$$

$$\sigma_{min} = \sigma_{max} - \Delta\sigma = (1,08 - 0,2) \text{ GPa} = 0,88 \text{ GPa} \quad (5.4)$$

$$F_{min} = \sigma_{min} \cdot A = 0,88 \text{ GPa} \cdot (26 \cdot 0,21 \cdot 15 \text{ mm}^2) = 72 \text{ kN} \quad (5.5)$$

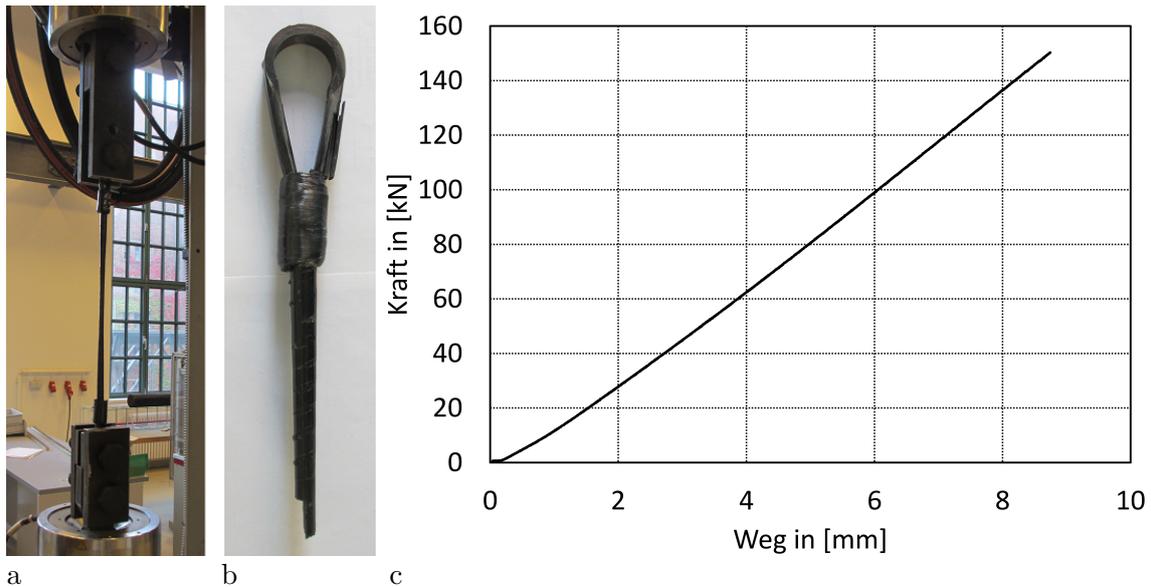


Abb. 5.14 Ermüdungsversuch an einem Zugglied aus CFK: a) Versuchsaufbau, b) Bruchbild, c) Kraft-Weg-Kurve des bereits auf Ermüdung beanspruchten Zugglieds 2.4 beim statischen Zugversuch

Das Zugglied 2.4 unterschreitet mit 64 cm Gesamtlänge zwischen den Bolzenachsen und etwa 10 cm freier Länge die empfohlenen Mindestabmessungen. Die Randbedingungen der zur Verfügung stehenden Prüfmaschine lassen die empfohlenen Abmessungen nicht zu. Der Ermüdungsversuch wurde bei Raumtemperatur mit zwei Millionen Lastwechseln bei einer Frequenz von 1 Hz und ohne Verdrehungswinkel an der Verankerung durchgeführt.

Nach der Ermüdungsbeanspruchung wies der Prüfkörper keine sichtbaren Schäden auf. Die Verankerungen waren intakt und alle Fasern an der Oberfläche schienen unbeschädigt. Zur Überprüfung der Tragfähigkeit wurde anschließend ein statischer Zugversuch durchgeführt. Die erreichte Bruchkraft betrug 150 kN, siehe Abbildung 5.14, und ist damit höher als die mittlere statische Bruchkraft (141,5 kN) der baugleichen Zugglieder. Das Ergebnis zeigt, dass die Tragfähigkeit des Zugglieds und damit der Schlinge nicht bzw. nur in geringem Maße durch Ermüdungsbeanspruchung beeinflusst wird. Der Bruch ereignete sich im Bereich des Übergangs zwischen freier Länge und Klebeverbindung.

5.1.8 Dauerstandsversuch

Carbonfasern weisen kein zeitabhängiges Tragverhalten auf, umso mehr jedoch die verwendeten Kunststoffe. Eine umfangreiche Darstellung des zeitabhängigen Materialverhaltens von CFK ist in [236] zu finden. Laminat, bei denen die Belastung hauptsächlich über die Fasern abgetragen wird, weisen demnach geringes bis kein Kriechen auf. Bei der Schlinge enden im Vergleich zu gewickelten Schlaufen alle Fasern im Bereich der Verankerung, sodass die halbe Bruchkraft des Zugglieds über die Matrix übertragen werden muss. Daher ist es wahrscheinlich, dass Kriechen in Schlingen aus CFK auftritt.

Durch das Kriechen der Matrix werden die Spannungen in der Matrix abgebaut und auf die Fasern übertragen. Hohe lokale Spannungen lagern sich in angrenzende Bereiche

um. Dieses Verhalten wirkt sich im Allgemeinen günstig auf die Tragfähigkeit von CFK aus, wenn sichergestellt ist, dass die Auslegung des betrachteten Bauteils auch nach der Netztheorie funktioniert [236]. Im Fall der Schlinge ist davon auszugehen, dass sich erhöhte Schubspannungen am Anfang und am Ende der Klebeverbindungen durch das Kriechen umlagern. Dadurch verringert sich lokale Beanspruchung der Klebeverbindung. Dazu ist es notwendig, dass eine ausreichende Klebelänge vorhanden ist, sodass Umlagerungen in gering beanspruchte Bereiche möglich sind. Zu kurze Klebelängen führen zu einer hohen Dauerbelastung, die die Verbindung über die Zeit schädigen kann. Der durch Dauerlast ausgelöste Bruch wird als creep rupture bezeichnet und kann in einer hochbelasteten Kunststoffmatrix auftreten.

Bei Schlaufen kann Kriechen in den auf senkrecht zur Faser belasteten Bereichen an der Umlenkung dazu führen, dass sich die Matrix über die Zeit seitlich der Belastung entzieht. Diese Kriechverformungen werden durch die seitliche Stützung der Schlaufe verhindert, sodass sich Geometrie und Tragfähigkeit an dieser Stelle über die Zeit nicht verändern können. Durch das Kriechen verringert sich auch die Biegebeanspruchung von laminierten Schlaufen am Übergangspunkt zur Geraden. Die Schubspannungen zwischen den Schichten können sich durch Kriechverformungen über die Zeit teilweise abbauen, sodass sich die Spannungsverteilung der laminierten Schlaufe der einer nichtlaminierten Schlaufe annähert.

In Anbetracht der genannten Effekte wirken Kriechverformungen bei den Schlingen voraussichtlich günstig. Ein Nachteil kann jedoch durch die sich ändernde Länge des Zugglieds im Tragwerk entstehen. Bei statisch unbestimmten Tragwerken entziehen sich Zugglieder mit Schlingenverankerung mit Ansteigen der Länge einem Teil ihrer Belastung, wobei andere Bauteile entsprechend stärker beansprucht werden. Vorspannkkräfte, die beim Errichten des Tragwerks auf das Zugglied aufgebracht werden, können sich durch die Längenänderung mit der Zeit abbauen (Relaxationsverlust). Ebenso können sich Verformungen des Tragwerks über die Zeit vergrößern. Da das Kriechen ausschließlich in der Verankerung stattfindet, und das Zugglied entlang der freien Länge nicht kriecht, ist anzunehmen, dass die Kriechverformungen im Vergleich zu den elastischen Verformungen bei langen Zuggliedern sehr klein sind.

Zur Charakterisierung des Kriechverhaltens wurde ein Dauerstandsversuch eingerichtet und fast ein Jahr lang betrieben. In Abbildung 5.15b ist der Versuchsstand zu sehen. Er besteht aus einem Hohlprofil aus Stahl, in dem das Zugglied 2.5 aus Prepreg verläuft. Das Zugglied wird an den Enden je durch eine Bolzenverbindung gehalten, sodass die Zugkraft im Stab als Druckkraft in das Hohlprofil eingeleitet werden kann. Das Hohlprofil wird bei etwa einem Drittel der Länge unterbrochen, um eine Kraftmessdose anzuordnen, dessen Messwert der Druckkraft mittels einer Software automatisch alle 50 Sekunden gespeichert wird.

Zwischen Kraftmessdose und Hohlprofil sind formschlüssig gefräste Bleche angeordnet, die seitlich eingeschoben werden können. Zum Einbau der Bleche wurde das Zugglied auf eine größere Kraft als die Dauerlast vorgespannt. Durch die ebenfalls höhere Dehnung war es möglich, die Bleche einzuschieben, sodass beim Ablassen der Vorspannung eine Zugkraft,

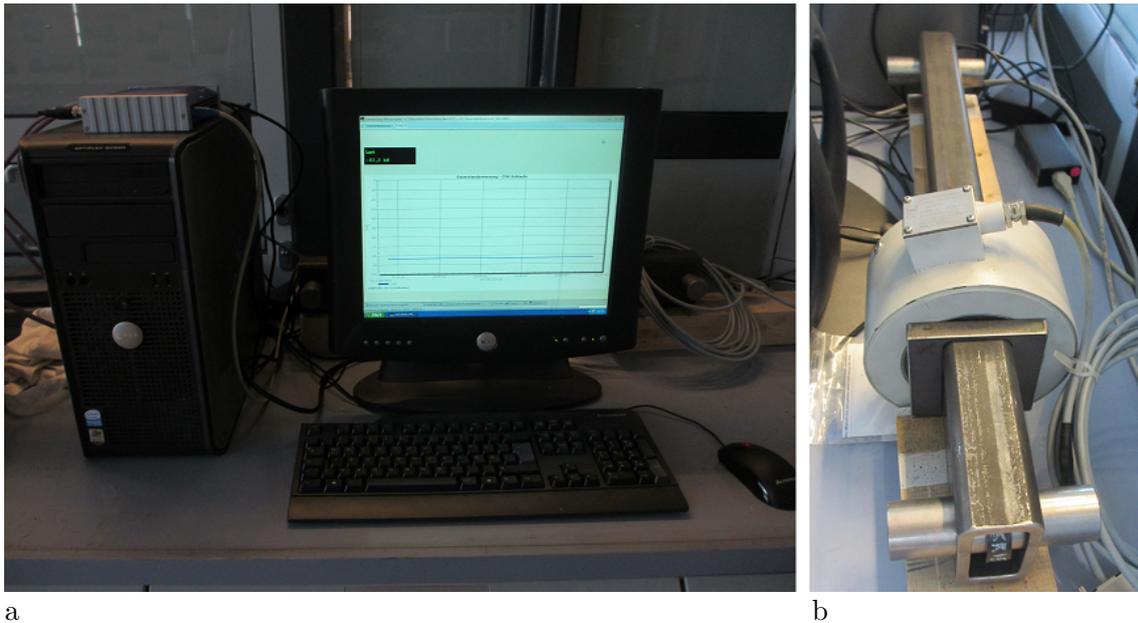


Abb. 5.15 Versuchsaufbau für den Dauerstandsversuch: a) Messrechner mit Kriechkurve, b) im Hohlprofil verlaufendes Zugglied aus CFK

die proportional zur Längendifferenz zwischen Hohlprofil und Zugglied ist, im Zugglied verblieb.

Es ist üblich, die Kraft bei einem Dauerstandsversuch konstant zu halten, sodass das Kriechen des Materials direkt als Längenänderung gemessen werden kann. Mit dem hier vorgestellten Aufbau wird jedoch eine konstante Verformung aufgebracht und die Veränderung der Kraft über die Zeit dokumentiert. Es wird demnach das Relaxationsverhalten der Schlingen und nicht das Kriechverhalten ermittelt. Die Kurvenverläufe von Kriechen und Relaxation sind qualitativ ähnlich aber an der Zeitachse gespiegelt. Während beim Kriechen die Verformung mit der Zeit erst stark und dann immer weniger zunimmt, sinkt bei der Relaxation die Beanspruchung über die Zeit erst stark und dann immer weniger. Solange die Kriechverformung klein bleibt, erkennbar an der sich wenig ändernden Kraft, ist die prozentuale Änderung der Verformung durch Kriechen und der Kraft durch Relaxation etwa gleich.

In Abbildung 5.16 ist oben das Kraft-Zeit-Diagramm für die ersten 143 Tage des Versuchs dargestellt. Auf der horizontalen Achse ist die Zeit in Tagen angegeben. Es ist erkennbar, dass die Kraft im Tagesverlauf schwankt. Der Grund dafür liegt in der thermischen Dehnung aufgrund der Änderung der Raumtemperatur. CFK hat einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von annähernd null, aber das Stahlhohlprofil dehnt sich bei steigender Temperatur aus. In den Nachtstunden wird die Raumtemperatur im Gebäude automatisch verringert, sodass sich die Kraft im Zugglied mit sinkender Stahldehnung verringert. Der Versuch wurde am 25.11.2014 morgens 9:50 Uhr gestartet. An jedem Tag steigt die Kraft an und fällt bis zum nächsten Tag wieder langsam ab. Durch einen technischen Fehler wurde die Messung nach 143 Tagen unterbrochen und daraufhin nach 279 Tagen wieder gestartet. Der Versuch endete nach 338 Tagen.

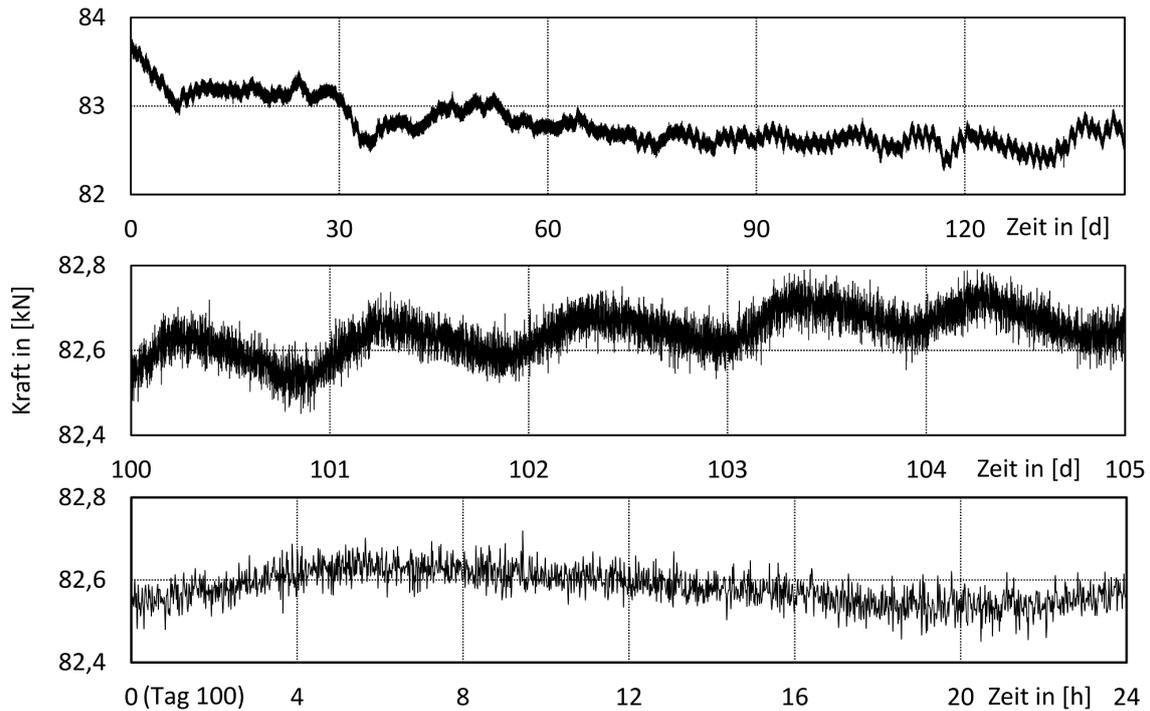


Abb. 5.16 Messkurven der Stabkraft als Funktion der Zeit

In Abbildung 5.16 sind in der Mitte die Messwerte für die Messtage 100 bis 104 zu sehen. Die Tageskurven sind eindeutig zu erkennen. Der Tiefpunkt ist kurz vor Versuchsbeginn. Der Maximalwert der Kraft und damit auch der Raumtemperatur wird bei etwa 4 bis 9 Stunden (zwischen 14 und 19 Uhr) erreicht. Zusätzlich zum Tagesverlauf schwanken die Messwerte mit hoher Frequenz um einen Mittelwert. Dieses Rauschen, das unten in Abbildung 5.16 beispielhaft für den Tag 100 dargestellt ist, liegt vermutlich an der Messeinrichtung selbst. Zur Auswertung des Relaxationsverhaltens werden Tagesmittelwerte gebildet und über der Zeit abgetragen, sodass der Kurvenverlauf gleichmäßiger wird. Die Relaxation während des ersten Tags wird durch dieses Vorgehen unterschätzt.

In Abbildung 5.17 ist oben der Kurvenverlauf der Tagesmittelwerte dargestellt. Die zweite, glatte Kurve idealisiert den Zeitverlauf durch ein einfaches mathematisches Modell. Dazu wurde der Ansatz über die Potenzfunktion nach Nutting [236] verwendet. Gleichung 5.6 zeigt die Ansatzfunktion mit zwei Freiwerten, die in doppelt logarithmischer Darstellung eine Gerade ist. Die Gerade ist in Gleichung 5.7 und unten in Abbildung 5.17 zu sehen. Die Freiwerte Anstieg n und absolutes Glied m lassen sich zunächst graphisch grob bestimmen und dann iterativ über die Minimierung der Fehlerquadrate an den Funktionsverlauf anpassen. Es ergeben sich $n = 0,281$ und $m = 0,283 \text{ kN}$ und weiterhin $0,0126 \text{ kN}$ für die auf die Anzahl des Tagesmittelwerte bezogene Wurzel der Fehlerquadratsumme. Das idealisierte Modell entspricht nicht zu allen Zeitpunkten exakt den Messwerten, gibt aber den Verlauf gut wieder.

$$F(t) = F(0) - m \cdot t^n \quad (5.6)$$

$$\ln(F(0) - F(t)) = n \cdot \ln(t) + \ln(m) \quad (5.7)$$

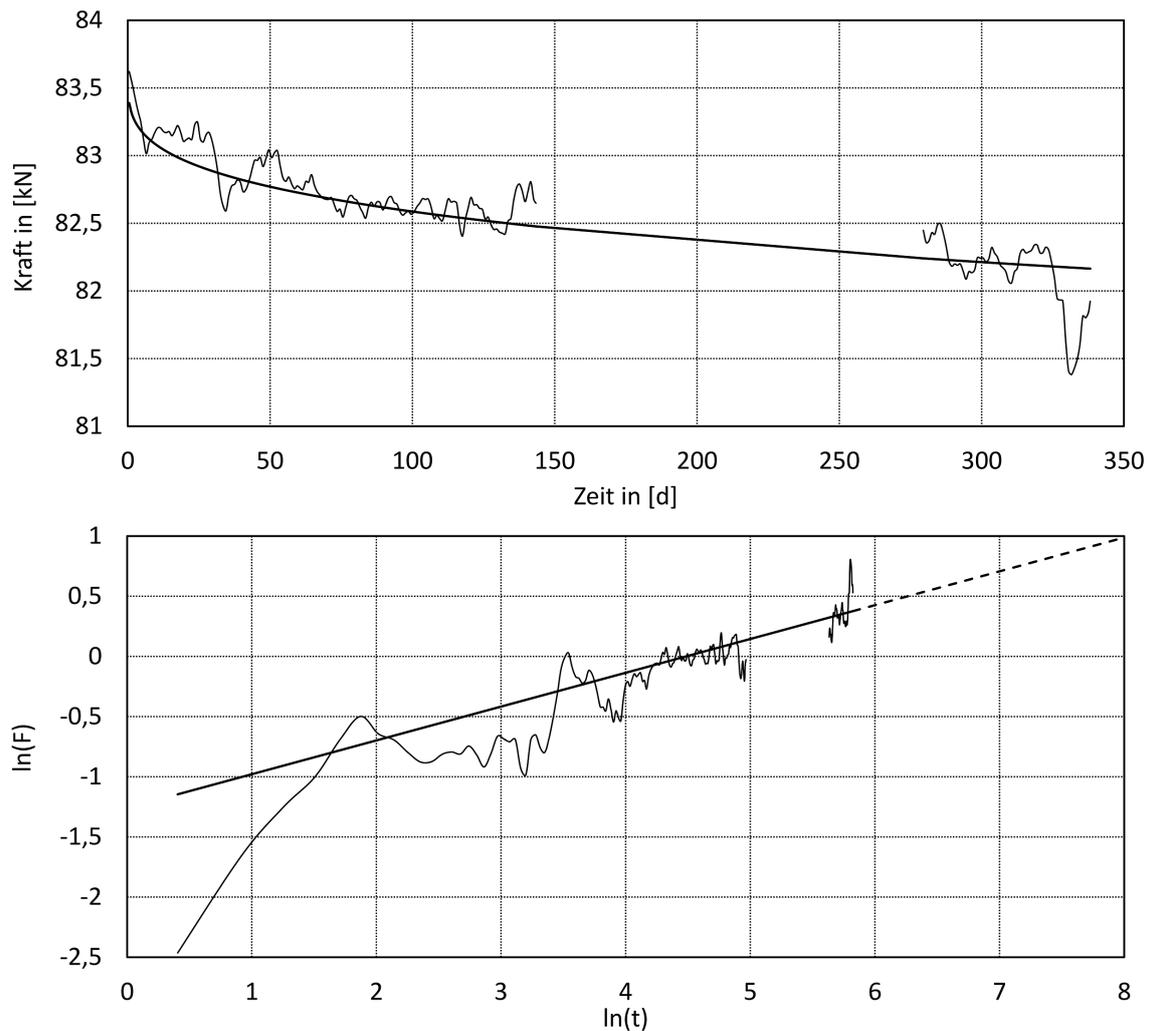


Abb. 5.17 Stabkraft als Tagesmittelwert im realen Maßstab (oben) und logarithmischen Maßstab (unten)

$$F(t) = 83,62 \text{ kN} - 0,283 \text{ kN} \cdot \left(\frac{t}{d}\right)^{0,281} \quad (5.8)$$

Der Vorteil der Darstellung als Gerade ist, dass diese einfach in die Zukunft extrapoliert werden kann. Die Extrapolation wird durch die verlängerte gestrichelte Linie in Abbildung 5.17 angedeutet. Mithilfe der Gleichung 5.8 lässt sich das Verformungsverhalten für spätere Zeitpunkte ebenfalls rechnerisch bestimmen. Diese Extrapolation ist mit Unsicherheiten verbunden, da es bisher keine langjährigen Erfahrungen mit dauerbelasteten Schlingen gibt. Für einen Nutzungszeitraum von 50 Jahren (178.000 Tage) ergäbe sich durch Extrapolation eine Zugkraft von 75,1 kN, was einem Kraftabfall von 10 % bezogen auf die ursprüngliche Kraft entspricht.

Der Kraftabfall scheint für dieses Beispiel relativ groß, ist jedoch für Zugglieder mit größeren Längen wesentlich kleiner. Wenn man annimmt, dass der Kraftabfall in etwa proportional zum Abfall der Dehnung ist und man den Querschnitt auf der freien Länge als konstant annimmt, ergibt sich die Kriechverformung ΔL_{cr} aus Gleichung 5.9.

$$\Delta L_{cr} \approx \varepsilon_{cr} \cdot L = \frac{F(0) - F(50a)}{E \cdot A} \cdot L = \frac{(83,62 - 75,1) \text{ kN} \cdot 640 \text{ mm}}{135 \text{ GPa} \cdot 26 \cdot 0,21 \cdot 15 \text{ mm}^2} = 0,5 \text{ mm} \quad (5.9)$$

Je Verankerung kriecht das Zugglied etwa 0,25 mm. Bei einer 10-fachen Länge von 6,4 m ändert sich die Kriechverformung nicht, da Kriechen nur an der Verankerung, jedoch nicht auf der freien Länge stattfindet. Die elastische Verformung wäre jedoch zehnmal größer als bei dem kurzen Zugglied 2. Damit betrüge die Änderung der Verformung bzw. der Kraftabfall aus Kriechen nur noch 1 %. Entsprechend ergibt sich für eine Länge von 64 m dann eine Kriechverformung von 0,1 %, usw.

Der Versuch erfolgte mit seitlich ungestützten Schlingen, bei denen sich die Kriechverformung aus zwei Anteilen zusammensetzt. Kriechen findet in der Klebefuge und durch seitliches Ausweichen der Fasern an der Umlenkung statt. Um beschreiben zu können, wie sich der ungestützte Bereich unter Dauerlasten verformt, wurde dies im Rahmen einer Abschlussarbeit [141] separat untersucht. Quader mit verschiedenen Lagenaufbauten und Belastung quer zur Laminebene wurden dabei verglichen. Im Folgenden wird das Kriechverhalten beispielhaft an Quadern mit einem unidirektionalen Aufbau und einem Kreuzverbund (0°/90°) beschrieben.

Der unidirektionale Lagenaufbau besteht aus 40 Lamellen mit einer Dicke von 0,5 mm, einer Breite von 40 mm und einer Länge von ca. 50 mm. Der Kreuzverbund besteht aus dem gleichen Aufbau, jedoch ist jede dritte Schicht eine Prepregschicht aus CE 1201-230 in 90°-Richtung. Die Druckfestigkeiten der Quader wurden in je drei Druckversuchen bestimmt. In Abbildung 5.18b ist einer der Prüfkörper mit unidirektionalem Lagenaufbau und in Abbildung 5.18c ein Quader mit Kreuzverbund nach dem Versagen zu sehen. Beim unidirektionalen Lagenaufbau sind mehrere Bruchflächen mit einem Winkel von ca. 70° zu sehen, die Bruchfläche des Kreuzverbunds hat einen Winkel von ca. 45°. Es ergaben sich Druckfestigkeiten von 155, 155 und 158 MPa für den unidirektionalen Aufbau sowie 643, 621 und 616 MPa für den Kreuzverbund. Die Dauerlast wurde auf 70 % der Kurzzeitfestigkeit festgelegt (107 MPa bzw. 434 MPa).

In Abbildung 5.18a ist der Versuchsaufbau für den Kriechversuch zu sehen. In einem Stahlrahmen wurden eine Hydraulikpresse mit 1 MN Maximalkraft, Distanzplatten und der jeweilige Quader eingebaut. Die Kraft der Presse wurde händisch auf das erforderliche Niveau gebracht, über ein Nadelventil gehalten und in regelmäßigen Abständen nachge-regelt. In Abbildung 5.18a ist ebenfalls der induktive Wegaufnehmer zu sehen, der die Relativverschiebung zwischen Stahlplatten oberhalb und unterhalb des Prüfkörpers (mit 3+3 markiert) misst.

In Abbildung 5.19 sind die Kriechkurven über 138 Tage (unidirektionaler Aufbau) und 183 Tage (Kreuzverbund) zu sehen. Der Kreuzverbund mit den verstärkenden Lagen in 90°-Richtung kriecht wie erwartet weniger als der unidirektionale Aufbau. Nach 138 Tagen hat sich die Stauchung des unidirektionalen Aufbaus von dem elastischen Ursprungswert von 3,43 % auf 4,22 % erhöht. Demnach sind $\varepsilon_{cr} = 0,79\%$ auf das Kriechen zurückzuführen.

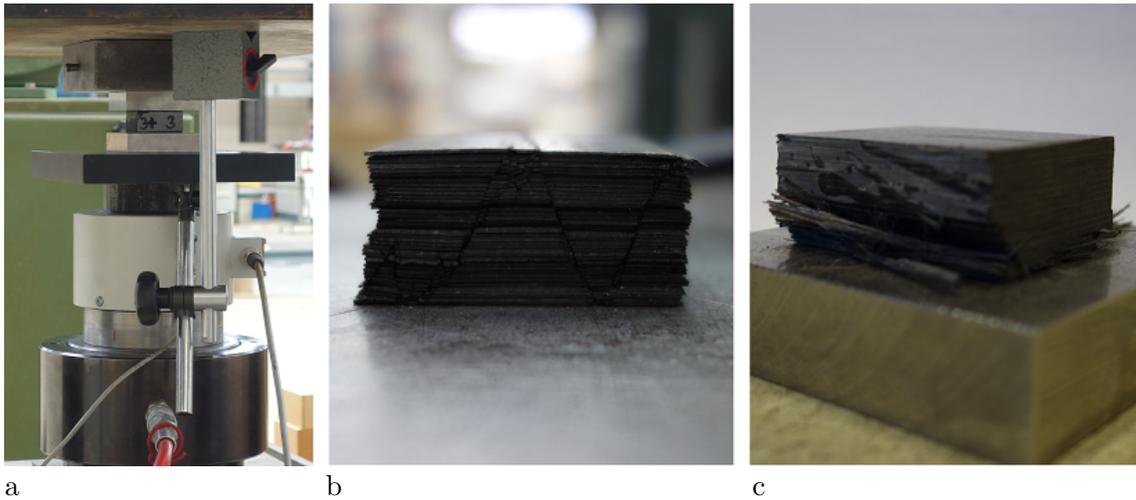


Abb. 5.18 Kriechversuch an Quadern: a) Versuchsaufbau, b) Quader mit unidirektionalem Lagenaufbau und c) Quader mit Kreuzverbund nach dem statischen Druckversuch [141]

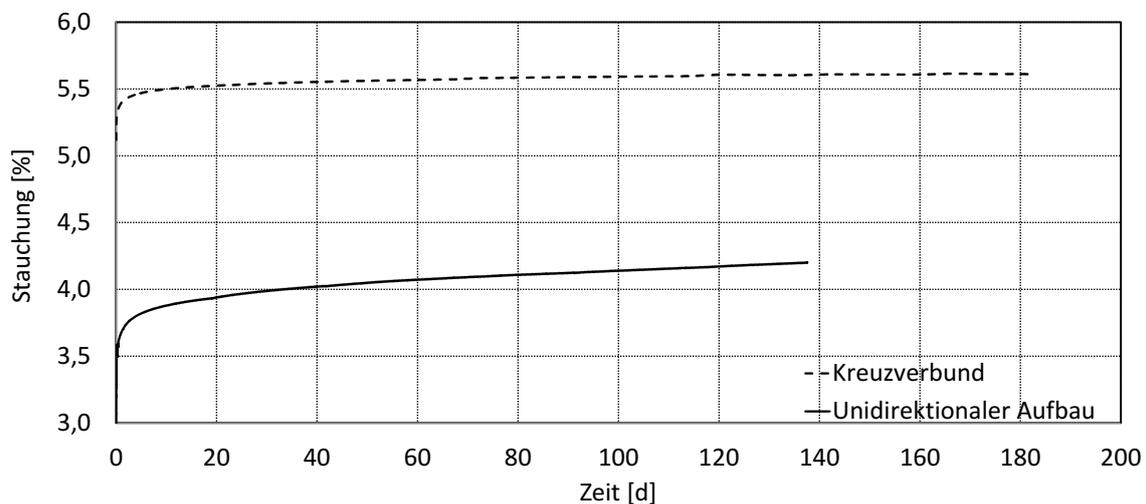


Abb. 5.19 Kriechverformung der Quader als Funktion der Zeit

Das Ergebnis der Quader wird auf das Zugglied übertragen, um den Anteil des seitlichen Ausweichens auf das Kriechen abschätzen zu können. Die Belastung der Zugglieder beträgt in den ersten 138 Tagen etwa 83 kN. Das entspricht nach der Kesselformel einer Kontaktspannung von 154 MPa an der Innenseite. Die Druckfestigkeit des Prepregs ist nicht bekannt und wird mit 200 MPa (Tabelle 2.5 auf Seite 38) angenommen, sodass die Dauerlast (77% der Festigkeit) etwa dem Niveau der Kriechversuche an der Quadern entspricht. Die Druckspannung ist über die Dicke nicht konstant, sondern nimmt bis zur Außenkante auf 0 ab, sodass für das Zugglied von der Hälfte der Kriechverformung des Quaders ausgegangen wird. Die Längenänderung des Zugglieds nach 138 Tagen beträgt 0,048 mm (Gleichung 5.10). Die Kriechverformung eines Umlenkungsbereichs kann mit Gleichung 5.11 abgeschätzt werden.

$$\Delta L_{cr} \approx \varepsilon_{cr} \cdot L = \frac{F(0) - F(138d)}{E \cdot A} \cdot L = \frac{(83,62 - 82,79) \text{ kN} \cdot 640 \text{ mm}}{135 \text{ GPa} \cdot 26 \cdot 0,21 \cdot 15 \text{ mm}^2} = 0,048 \text{ mm} \quad (5.10)$$

$$u_{cr} \approx \frac{1}{2} \cdot \varepsilon_{cr} \cdot h = \frac{1}{2} \cdot 0,79\% \cdot 26 \cdot 0,21 \text{ mm} = 0,022 \text{ mm} \quad (5.11)$$

Aus der überschläglichen Berechnung wird deutlich, dass $2 \times 0,022 \text{ mm}$ der Kriechverformung des Zugglieds aufgrund des seitlichen Ausweichens im Umlenkbereich entstehen. Das entspricht 91 % der Gesamtverformung aus Kriechen. Bei einem Zugglied mit seitlich gestützten Schlingen ist demnach mit einer wesentlich geringeren Kriechverformung zu rechnen, da dieser große Anteil verschwindet.

5.1.9 Statische Großversuche an Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen

Die bisher vorgestellten statischen Zugversuche an Schlingen und Zuggliedern mit Schlingenverankerungen waren aufgrund der Versuchseinrichtung auf Bruchkräfte bis 250 kN beschränkt. Mit den im Folgenden beschriebenen Großversuchen soll gezeigt werden, dass Schlingen auch für größere Kräfte geeignet sind. Dazu wurde die Bruchkraft maximal um den Faktor zehn auf 2000 kN (siehe Abschnitt 4.2.2) hochskaliert. Als Versuchseinrichtung stand der Prüfrahm auf dem Aufspannfeld der Peter-Behrens-Halle in Berlin zur Verfügung. In Abbildung 5.20 ist links der höhenverstellbare Prüfrahm zu sehen. Der Rahmen hat eine statische Tragfähigkeit von 4 MN und ist mit zwei servohydraulischen Zylindern ausgestattet, von denen der größere eine maximale Zugkraft von 2,5 MN aufbringen kann, um das Zugglied in vertikaler Richtung zu dehnen.



Abb. 5.20 Statischer Großversuch: a) Prüfrahm mit hydraulischem Zylinder und Vorrichtung zur Lasteinleitung, b) Abmessungen des Versuchsaufbaus in [mm]

Das Zugglied wird oben über eine Zunge, zwei seitliche Laschen und entsprechende Bolzen mit dem Zylinder verbunden. Das untere Ende wird auf die gleiche Weise an einer Boden-

platte befestigt, die wiederum mittels 4 Spannstangen mit dem Aufspannfeld verbunden ist, einer schwimmend gelagerten, unterirdischen Betonkonstruktion. Die Spannstangen begrenzen die maximal einleitbare Zugkraft auf 2000 kN. Rechts in Abbildung 5.20 sind die Bestandteile und Abmessungen des Versuchsaufbaus zu sehen.

Es wurden mehrere Sicherheitsvorkehrungen für den Versuch getroffen. Zum einen wurden die Zugglieder von zwei längs geschlitzten und ineinander gesteckten Rohren aus Plexiglas mit je 5 mm Wandstärke umgeben. Die Rohre und eine zusätzliche Umwicklung mit elastischer Folie im Bereich der Verankerungen verhindern das Herumfliegen von Splintern und erlauben dennoch den Blick auf das Zugglied. In Abbildung 5.21b ist das Zugglied mit der Ummantelung vor der Befestigung des unteren Bolzens zu sehen. Weiterhin wurde der Bereich zur Steuerung der Versuchseinrichtung mit einer 2,5 m hohen Sandsackbarriere vom Prüfstand getrennt. Der übrige Bereich der Halle wurde während der Versuche weiträumig abgesperrt. Die Beobachtung des Zugglieds erfolgte über eine fest installierte Videokamera.

Vor der Versuchsdurchführung wurde der Prüfrahm einer statischen und dynamischen Strukturanalyse unterzogen. Für das Versagen des Zugglieds wurde entsprechend den Empfehlungen aus [209] die doppelte statische Last in entgegengesetzter Richtung angesetzt. Dabei wurde deutlich, dass einige Nachweise nur knapp oder nicht mehr geführt werden konnten. Aus Unsicherheit über die Größe der tatsächlich wirkenden Kraft beim Bruch wurde entschieden, den Querschnitt des Zugglieds 1 auf der freien Länge und an einer der Verankerungen um die Hälfte zu reduzieren. Der Sicherheit der Versuchseinrichtung und des anwesenden Personals wurde damit Rechnung getragen. Nach dem Straffen mit 100 kN und dem Kleben wurden die Lamellen durchtrennt. Es wurden 20 der 40 Lamellen auf der freien Länge und 40 der 80 Lamellen an der Umlenkung durchtrennt, bevor das Zugglied in das Plexiglasrohr verbracht und ein zweites Mal in die Versuchseinrichtung eingebaut wurde.

Der erste Versuch kann in zwei Abschnitte eingeteilt werden. Im ersten Teil des Versuchs schaltete sich der Hydraulikzylinder bei einer Zugkraft von 100 kN unerwartet ab, siehe Abbildung 5.22a. In der Folge wurde der Kolben durch das Eigengewicht des Versuchsaufbaus wieder nach unten in die Ausgangsposition und darüber hinaus gezogen, sichtbar an der dünnen Kurve. Der Kolben hat das Zugglied über mehrere Minuten auf Druck belastet, da es durch die Biegesteifigkeit des Plexiglasrohrs nicht seitlich ausweichen konnte. Möglicherweise ist es bei dieser Belastung zu einer Vorschädigung gekommen.

Im zweiten Teil des Versuchs wurde das Zugglied 1 erneut belastet und weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 2 mm pro Minute bis zum Bruch gefahren. In Abbildung 5.22b ist die Kraft-Weg-Kurve des zweiten Versuchsteils dargestellt. Eine der Lamellen ist frühzeitig bei ca. 430 kN gebrochen, ein weiterer sehr kleiner Teilbruch ereignete sich bei 580 kN. Bei 854 kN versagten mehrere Lamellen gemeinsam. Danach erfolgte ein kontinuierlich voranschreitendes Teilquerschnittsversagen bei steigender Verformung. Es wurde ein Maximalwert von 867 kN erreicht.

In Abbildung 5.21 ist rechts das zerstörte Zugglied 1 zu sehen. Typisch ist das besenartige Brechen der unidirektionalen Lamellen. Im Bereich der Schlingen ist der Querschnitt zwar

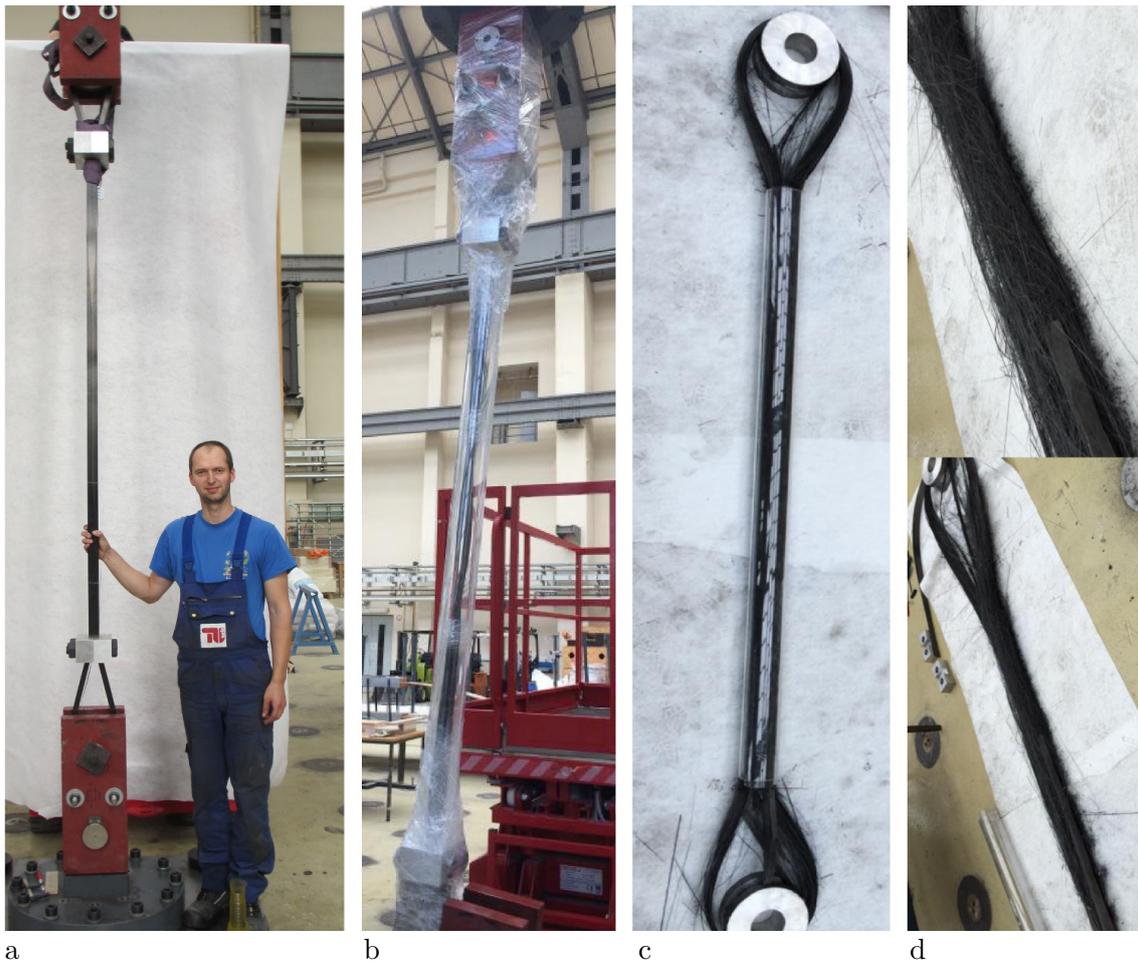


Abb. 5.21 c) Unverklebtes Zugglied 1 beim Straffen, b) mit Plexiglas und Folie umhülltes Zugglied vor dem Einbolzen an den unteren Laschen, d und e) zerstörtes Zugglied nach dem Versuch [283]

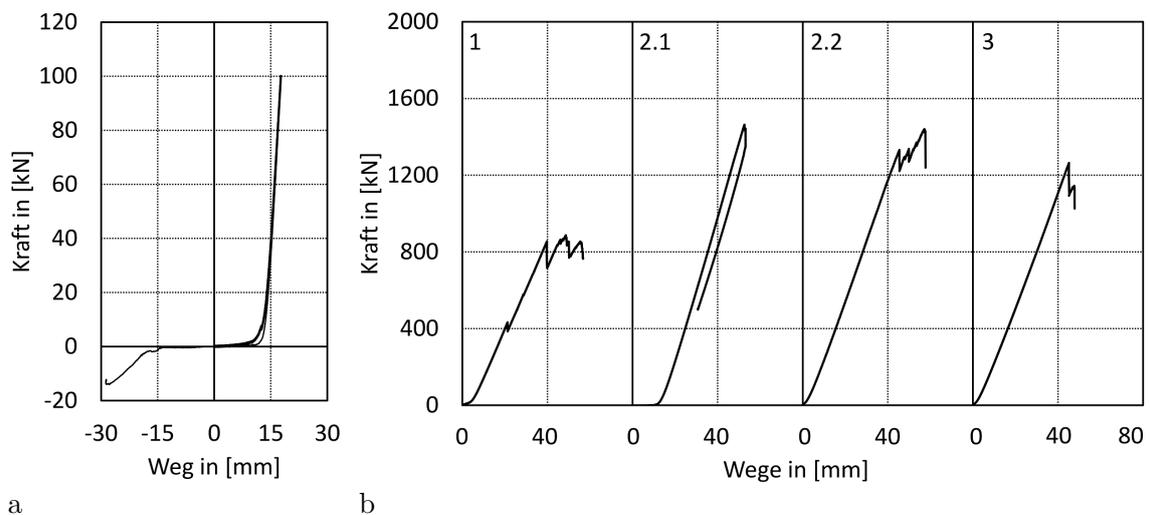


Abb. 5.22 a) Kraft-Weg-Kurve für den ersten Teil des ersten Zugversuchs, b) Kraft-Weg-Kurven für alle vier Zugversuche an großen Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen

beschädigt, aber nicht wie bei üblichen Schlaufen komplett durchgebrochen. Im Gegensatz zur freien Länge konnten an den Schlingen vereinzelt intakte Lamellen gefunden werden. Das Versagen des Zugglieds ging von der freien Länge aus. Der befürchtete plötzliche Sprödbbruch des gesamten Querschnitts konnte nicht beobachtet werden, eine signifikante Belastung des Prüfrahmens während des Bruchs konnte mit den zuvor angebrachten Dehnmessstreifen (DMS) nicht festgestellt werden.

$$\sigma = \frac{854 \text{ kN}}{(20 - 1) \cdot 40 \cdot 0,5 \text{ mm}^2} = 2250 \text{ MPa} \quad (5.12)$$

Von der erwarteten Bruchkraft von 1000 kN wurden 85 % erreicht. Unter Berücksichtigung der bereits zuvor gebrochenen Lamelle wirkte beim Erreichen von 854 kN eine mittlere faserparallele Spannung von 2250 MPa in den Lamellen, siehe Gleichung 5.12. Diese relativ geringe mittlere Spannung und das Teilquerschnittsversagen macht deutlich, dass die Spannungsverteilung über den Querschnitt nicht gleichmäßig war. Aufgrund ihrer unterschiedlichen Längen wurden die inneren Lamellen stärker gedehnt und belastet als die Äußeren und versagten dementsprechend eher. Die Bruchkraft des Zugglieds wurde nicht von der Verankerung begrenzt, sondern von der Umsetzbarkeit einer parallelen und straffen Lamellenanordnung auf der freien Länge während der Herstellung.

Das Straffen in der Versuchseinrichtung hatte dazu geführt, dass sich die Längenunterschiede von der Schlinge in die freie Länge verschoben haben. Das ist ungünstig, da auf der freien Länge nur die einfache Tragfähigkeit vorhanden ist. Wenn sich die Lamellen nicht entlang der Schlinge verschieben können, ist es besser, die Lamellen auf der freien Länge so parallel wie möglich anzuordnen. Längenunterschiede sollten dann besser in der Schlinge untergebracht werden, da es hier Tragfähigkeitsreserven gibt.

Auf Grundlage der Erfahrungen des ersten Versuchs wurde Zugglied 2.1 (siehe Abbildung 5.23) mit einer rechnerischen Bruchkraft von 2 MN getestet. Das Zugglied wurde weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 4 mm/Min belastet. Die Kraft-Weg-Kurve ist in Abbildung 5.22 zu sehen. Bei einer Kraft von etwa 1,43 MN war ein knackendes Geräusch zu hören, sodass der Hydraulikzylinder gestoppt wurde. Unter konstanter Kraft kam es zu einer Reihe von Brüchen in immer kürzeren Zeitabständen. Daraufhin wurde der Zylinder bis zu einer Kraft von 500 kN zurückgefahren.

Nach Ausbau des Zugglieds 2.1 wurde deutlich, dass das Versagen nicht von den Carbonfasern, sondern von der Klebeverbindung ausging. Fast alle Klebefugen an einer der Schlingen waren gebrochen. In Abbildung 5.23 ist ein Bruchbilddetail mit Resten des Klebers an der Klebefuge zu sehen. An der linken Schlaufe haben sich die Lamellen voneinander gelöst, sodass sie wieder der Länge nach ausgelegt werden konnten. Die Verbindung versagte nicht an der Oberfläche des CFKs. Der Kleber an sich ist gebrochen. Dabei sind viele der Lamellen in Längsrichtung aufgerissen. Teilweise sind dünne Streifen an den Rändern abgebrochen. Die 6 inneren der 40 Lamellen wurden stark beschädigt. Sie versagten aber nicht auf Zug, sondern wirkten wie abgeschnitten. Wahrscheinlich wurden diese Brüche durch kurzzeitig wirkende Druckkräfte beim Versagen der Klebung verursacht.

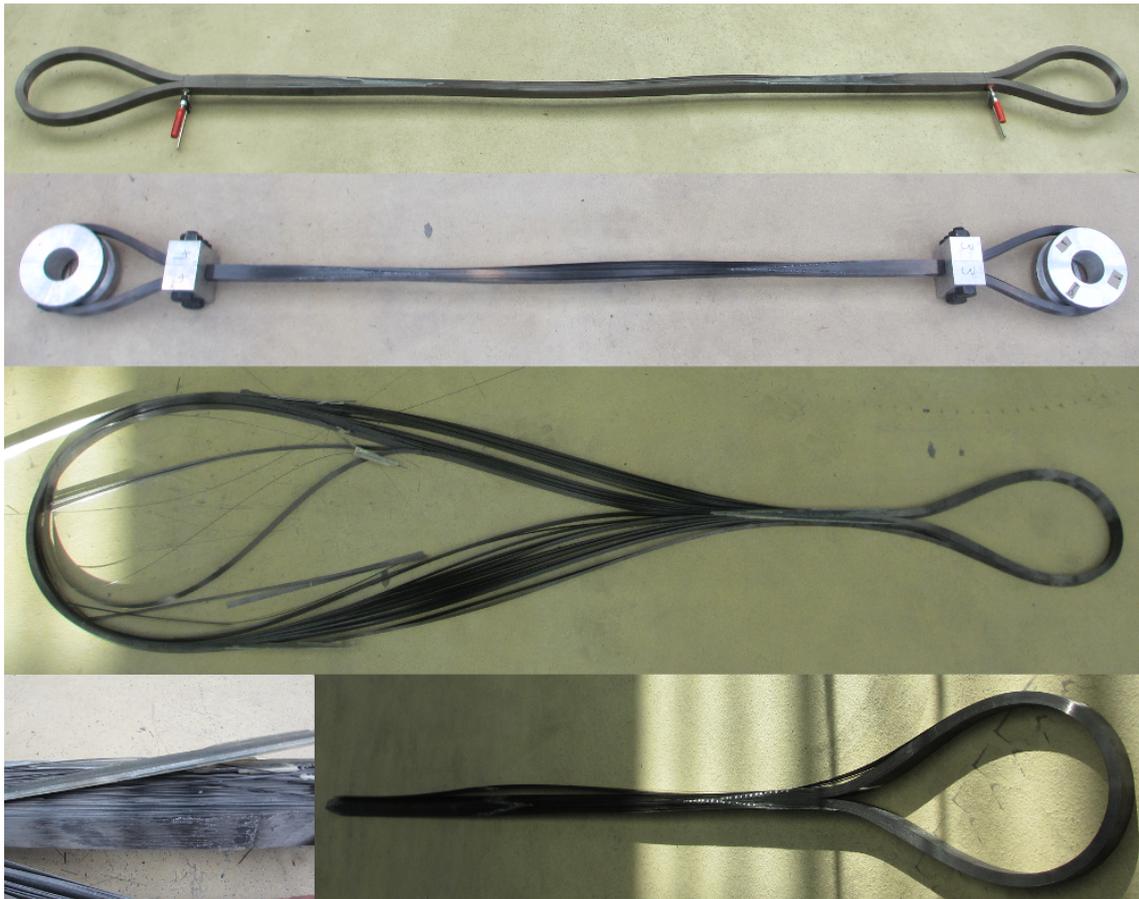


Abb. 5.23 Zugglied 2.1 vor und nach dem Versuch



Abb. 5.24 Zugglied 2.2 vor und nach dem Versuch

Das Versagen des Klebers GP 11 ist überraschend, da die 20 mm breiten Lamellen in Abschnitt 5.1.3 erfolgreich mit dem gleichen Kleber verklebt werden konnten, obwohl sie eine höhere Festigkeit besitzen. Der Kleber war wahrscheinlich nicht ausreichend ausgehärtet. Um die Wahrscheinlichkeit des Versagens des Klebers zu verringern, wurde für alle weiteren Zugglieder der hochwertigere Kleber GP 49 verwendet.

Von den Lamellen des Zugglieds 2.1, die nicht gebrochen waren, wurde das Zugglied 2.2

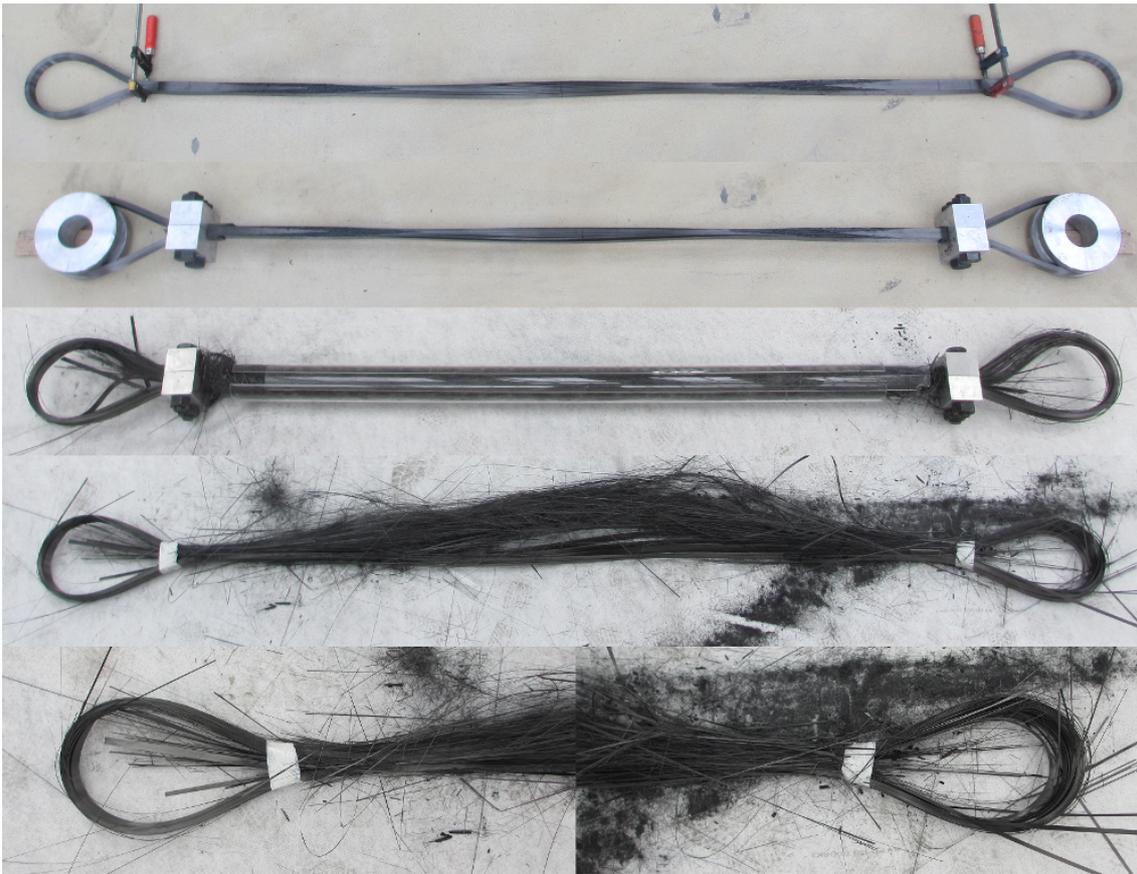


Abb. 5.25 Zugglied 3 vor und nach dem Versuch

Tab. 5.7 Bruchkräfte der großen duroplastischen Zugglieder

Zugglied	1	2.1	2.2	3
Bruchkraft [kN]	854	1464	1332	1264
Rechn. Bruchkraft [kN]	1000	2000	1600	1400
Verankerungsgüte [%]	85,4	73,1	83,2	90,3

neu aufgebaut (Abbildung 5.24). Mit den 32 Lamellen auf der freien Länge sinkt die rechnerische Bruchkraft auf 1600 kN. Obwohl ein Großteil der Lamellen bereits beschädigt war, konnte erneut eine hohe Bruchkraft und eine Verankerungsgüte von 83 % erreicht werden.

Für das Zugglied 3 wurde von Beginn an der Kleber GP 49 verwendet. Die Anzahl der verwendeten Lamellen beträgt 28 und damit die rechnerische Bruchlast 1400 kN. In Abbildung 5.22 ist zu sehen, dass die Kraft-Weg-Kurve dieses Zugglieds linear elastisch bis zum ersten Bruch ansteigt. Daraufhin erfolgt ein Teilbruch und kurz danach das Versagen des Restquerschnitts.

In Tabelle 5.7 sind die Bruchkräfte und Verankerungsgüten aller 4 getesteten großen Zugglieder aufgeführt. Als Bruchkraft wird die Kraft verwendet, bei der das erste große Teilversagen stattfand. Das Zugglied 3 erreichte die höchste Verankerungsgüte von 90 %.

5.1.10 Statische Großversuche an Zuggliedern aus thermoplastischen Lamellen

Die in Abschnitt 4.2.3 beschriebenen Zugglieder aus thermoplastischen Lamellen mit gepressten Schlingen und einem Querschnitt von $24 \times 25 \text{ mm}^2$ wurden auf dem Aufspannfeld der TU Berlin bis zum Bruch getestet. Dazu wurde derselbe Versuchsaufbau wie in Abschnitt 5.1.9 verwendet. Die drei Zugglieder 1, 2 und 3 sind in Abbildung 5.26 zu sehen. Zugglied 1 besteht aus Lamellen der Firma ProfileComp, wohingegen die Prüfkörper 2 und 3 aus Bändern von SGL bestehen. Der Unterschied zwischen dem gepressten und ungepressten Bereich ist gut zu erkennen. Im gepressten Bereich bestehen die Prüfkörper aus einem massiven Element. Auf der freien Länge zwischen den Schlingen teilen sie sich in eine Vielzahl von dünnen Lamellen bzw. Bändern auf.



Abb. 5.26 Thermoplastische Zugglieder und Bruchbilder: a) bis c) Zugglieder 1 bis 3, d) bis f) Bruchbilder der Zugglieder 1 bis 3 am Übergang zwischen Verankerung und freier Länge

Am Zugglied 1 wurde alternativ zur verschraubten Klemme eine gefräste Hülse zur Aufnahme des Querzugs verwendet. Im Gegensatz dazu wurden bei den anderen Prüfkörpern zusätzliche Klemmen am Beginn der Aufweitung befestigt. Diese wurden notwendig, nachdem eine Schlinge des Zugglieds 1 an dieser Stelle in Längsrichtung aufgerissen war (5.26d). Der Winkel der Aufweitung ist zu groß, sodass die Umlenkraft nicht allein von der Matrix in der Mittelebene übertragen werden konnte. Die Klemmen ersetzen eine Umwicklung mit Carbonfasern, die üblicherweise die Querkraft aufnimmt.

Die Kraft-Weg-Kurven der Zugglieder sind in Abbildung 5.27 zu sehen. Anhand der ersten beiden Kurven wird deutlich, dass es vor dem Versagen bereits zu Teilbrüchen gekommen

ist. Die erreichten Bruchkräfte liegen unterhalb der erwarteten rechnerischen Bruchkraft von 876 kN. Die Steifigkeit der drei Zugglieder ist etwa gleich.

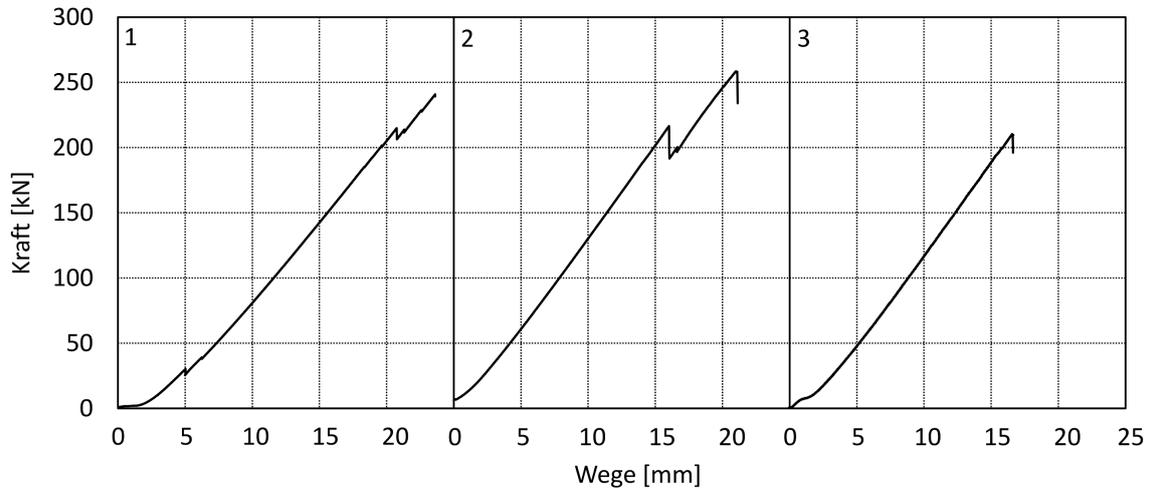


Abb. 5.27 Kraft-Weg-Kurven der thermoplastischen Zugglieder

Unten in Abbildung 5.27 sind Nahaufnahmen des Übergangsbereichs zwischen gepresster Schlinge und freier Länge nach dem Bruch zu erkennen. Beim Zugglied 1 ist der Längsriss deutlich zu erkennen. Der gepresste Bereich spaltete sich von der freien Länge beginnend auf. Daraufhin sind alle Lamellen auf der einen Hälfte des Zugglieds gerissen. Anhand des Bruchbilds wird deutlich, dass es sich nicht um einen typischen Zugbruch handelt. Die abgerundeten Bruchflächen sind nicht typisch für einen Faserbruch auf Zug. Die Fasern in Querschnitt liegen nicht parallel, sodass sie leicht abscheren konnten.

Zugglied 2 hat versagt, indem ein Teil der Lamellen aus dem Inneren des Zugglieds herausgezogen hat. Das Bruchbild und die geringe Energie beim Bruch zeigen, dass es auch hier kein reines Zugversagen der Fasern gegeben hat.

Tab. 5.8 Bruchkräfte der thermoplastischen Zugglieder

Zugglied	1	2	3
Bruchkraft [kN]	241	259	210
Rechn. Bruchkraft [kN]	876	876	876
Verankerungsgüte [%]	27,5	29,5	24,0

Bei Zugglied 3 hat der halbe Querschnitt des Zugglieds versagt. Dabei blieb das gepresste Material weitgehend intakt. Beide Prüfkörper aus Bändern von SGL brachen innerhalb des gepressten Bereichs und nicht am Werkzeugende, das weiß markiert ist. Im Bereich des Isolators, wo die Lamellen nicht vollständig aufgeschmolzen sind, gab es wenige Brüche.

In Tabelle 5.8 sind die erreichten Bruchkräfte und Verankerungsgüten zusammengefasst. Die maximale Verankerungsgüte von 30 % ist vergleichsweise gering. Die möglichen Ursachen der geringen Verankerungsgüte werden im Folgenden genannt.

Das Aufschmelzen der Matrix, bei dem die Fasern die seitliche Stützung verlieren, führt dazu, dass sich die Fasern wellig anordnen. Der große Querschnitt erleichtert diese inneren

Verformungen der Fasern, da mehr Bewegungsmöglichkeiten vorhanden sind als beispielsweise bei einer flachen Platte. Der Anteil der flüssigen Matrix, der durch die Spalten des Werkzeugs nach außen drückt, erzeugt einen Volumenstrom, der die Fasern zusätzlich verformen kann. Das Spannen der Lamellen außerhalb des Werkzeugs konnte die Neuordnung nicht verhindern. Durch das Abweichen von der Längsachse des Zugglieds verlieren die Fasern einen Großteil ihrer Festigkeit, da sie nicht mehr in Faserrichtung belastet werden. Wenn die welligen Fasern in Längsrichtung belastet werden, wollen sie sich gerade ziehen. Die daraus resultierenden Kräfte quer zur Achse des Zugglieds können Delaminationen hervorrufen. Möglicherweise sind einige Fasern auch bereits beim Pressvorgang beschädigt worden.

Anhand dieser Beobachtungen wird empfohlen, die thermoplastischen Lamellen nicht vollständig aufzuschmelzen, sondern sie nur an der Oberfläche miteinander zu verschweißen. Dadurch haben die Fasern weniger Möglichkeiten, sich aus ihrer unidirektionalen Anordnung heraus zu bewegen.

5.2 Numerische Berechnungen

In diesem Kapitel werden die zu erwartenden Spannungen und Verformungen in einer Schlinge rechnerisch ermittelt. Dazu werden numerische Modelle (Finite-Elemente-Modelle) verwendet. Als Software stehen die Finite-Elemente-Programme SOFiSTiK und ABAQUS zur Verfügung.

5.2.1 Vergleichende Handrechnung

Die folgenden, vereinfachten Annahmen erlauben Schnittgrößen und Spannungen einer Schlaufe und einer Schlinge mittels einer Handrechnung zu vergleichen. In Abbildung 5.28a ist die Geometrie von Schlaufe und Schlinge dargestellt. Die gestrichelte Kontur der Schlinge besitzt die doppelte Querschnittshöhe im Umlenkbereich. Aus Symmetriegründen ist jeweils nur eine Hälfte dargestellt. Beide Verankerungen besitzen den gleichen Umlenkradius und werden mit der gleichen Kraft beansprucht.

Die Schlinge besitzt die doppelte Querschnittshöhe $2h$ und damit bei gleicher Breite b den doppelten Querschnitt. Sie dehnt sich unter der Zugbelastung F nur halb so stark wie die Schlaufe ($0,5 \Delta$), sodass auch die mittlere faserparallele Spannung (σ_F) nur halb so groß ist. Die geringere Dehnung führt zu einem kleineren Verdrehwinkel ($0,5 \varphi$) am Ablösepunkt und damit zu einer geringeren Krümmung, wenn sich der Schaft gerade zieht.

Im Diagramm in Abbildung 5.9b ist zu sehen, wie die sich überlagernden Spannungsanteile die faserparallele Zugfestigkeit $\sigma_{||}$ der Schlaufe erreichen. Die Verankerungsgüte η von etwa 70 % für das Versagen am Ablösepunkt lässt sich im Diagramm direkt ablesen. Im Diagramm in Abbildung 5.9c ist zu sehen, dass die Zugkraft F der Schlinge noch weiter

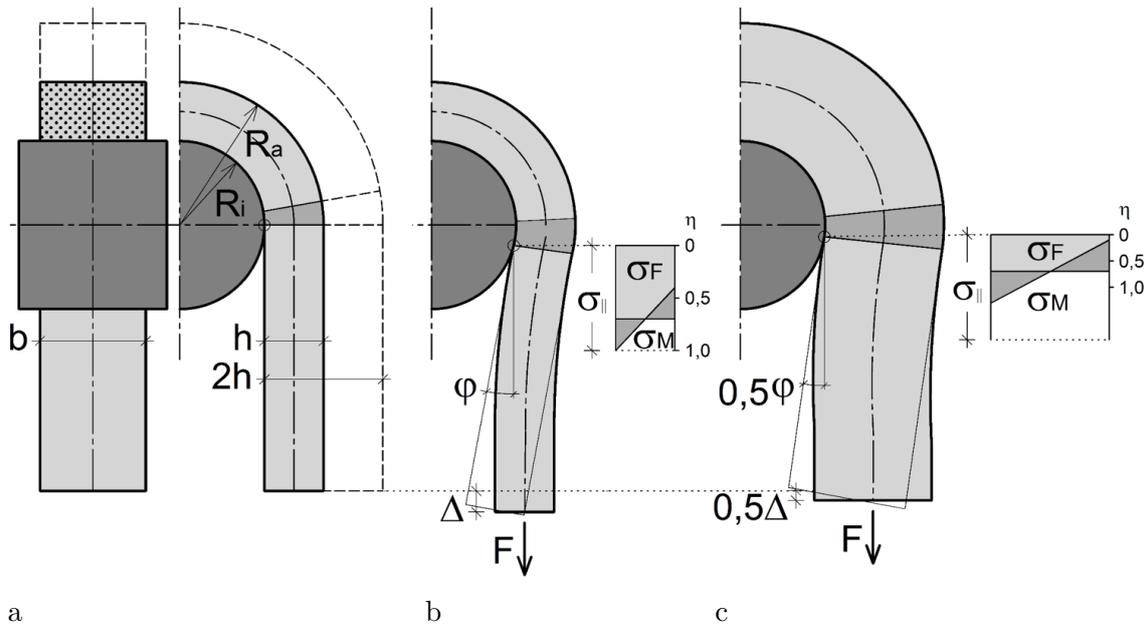


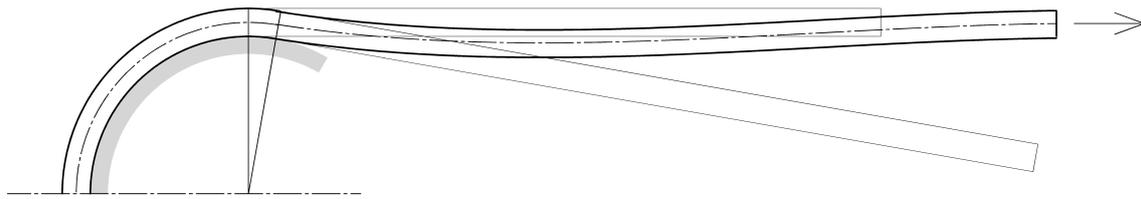
Abb. 5.28 Modell als Grundlage der Handrechnung: a) Geometrie von Schlaufe (hellgrau) und Schlinge (gestrichelt), b) Verformungsverhalten der Schlaufe [236] und c) Verformungsverhalten der Schlinge unter gleicher Last

gesteigert werden kann, bevor die faserparallele Zugfestigkeit erreicht wird. Wenn die mittlere faserparallele Spannung σ_F den Wert der halben Zugfestigkeit erreicht, versagt der Querschnitt außerhalb der Schlaufe und eine Verankerungsgüte von 100% wird erreicht. Wenn die überlagerte Spannung die Zugfestigkeit erreicht, versagt die Schlinge am Ablösepunkt. Die Entscheidung über den Ort des Versagens liegt in dem Verhältnis zwischen Spannung aus Biegung und mittlerer Spannung σ_M/σ_F . Je größer das Radienverhältnis r_a/r_i , desto größer ist das Verhältnis der Spannungen und ein Versagen der Schlinge am Ablösepunkt wird wahrscheinlich.

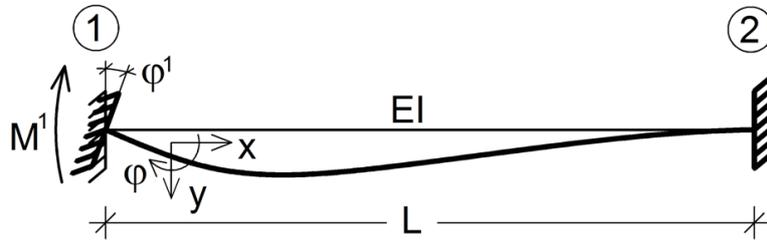
Die berechneten Parameter sind in Tabelle 5.9 zusammengefasst. Das Flächenträgheitsmoment der Schlinge ist durch die doppelte Höhe achtmal größer als das Flächenträgheitsmoment der Schlaufe. Dadurch ist das Biegemoment der Schlinge, das durch Geradeziehen des Strangs entsteht, ungeachtet der geringeren Krümmung viermal größer.

Für die Berechnung der faserparallelen Spannung aus Biegung wird das Widerstandsmoment benötigt. Das viermal höhere Widerstandsmoment der Schlinge im Nenner gleicht das ebenfalls viermal höhere Biegemoment aus, sodass die zusätzliche faserparallele Spannung aus Biegung für beide Verankerungen gleich groß ist. Die gesammte faserparallele Spannung ist für die Schlinge geringer, da sich die Spannung aus Biegung mit der kleinen mittleren Spannung aus der Zugkraft überlagert.

Um zu zeigen, dass die faserparallele Spannung aus Biegung für Schlaufe und Schlinge gleich groß ist, kann auch das Modell des Biegebalkens in Abbildung 5.29b herangezogen werden. Der Biegebalken stellt den Bereich der Schlaufe zwischen Ablösepunkt und Schaft dar (siehe Abbildung 5.29a) und wird am Punkt 1 um den Winkel φ verdreht. Durch die elastische Dehnung der gekrümmt geformten Schlaufe entsteht eine Tangentenverdrehung



a



b

Abb. 5.29 Modell des Biegebalkens: a) Schlaufe mit Tangentenverdrehung aufgrund elastischer Verformung, b) Biegebalken mit der Biegesteifigkeit EI und der Länge L , der am Punkt 1 um den Winkel φ verdreht wird

am Ablösepunkt, wie am Punkt 1 des Biegebalkens. Das Biegemoment des Balkens berechnet sich nach Gleichung 5.13. Die Spannung aus Biegung, die dadurch im Balken bzw. in der Schlaufe entsteht, lässt sich mit Gleichung 5.14 berechnen. Setzt man für den Fall der Schlinge die doppelte Querschnittshöhe $2h$ und die halbe Verdrehung $\varphi/2$ ein, bleibt die Spannung aus Biegung konstant. Dieses Modell zeigt, dass die Spannung aus Biegung bei Schlaufe und Schlinge gleich groß ist. Die Spannung aus der Normalkraft ist bei der Schlinge nur halb so groß. Durch die Überlagerung beider Spannungen wird die maximale Spannung in der Schlaufe größer als die in der Schlinge.

$$M = \frac{4EI}{L} \varphi \quad (5.13)$$

$$\sigma_M = \frac{M}{I} \frac{h}{2} = 2 \frac{E}{L} h \varphi = 2 \frac{E}{L} 2h \frac{\varphi}{2} \quad (5.14)$$

Die Querkraft der Schlinge ist im Vergleich zur Schlaufe doppelt so groß. Da die Kontaktspannung bei beiden Verankerungen gleich groß ist, steigt auch die Querkraft gleich an. Zum Aufbau eines vierfachen Moments ist die doppelte Querkraft über die doppelte Länge L_V erforderlich. Das zur Berechnung der Schubspannung erforderliche Flächenmoment der Schlinge ist viermal größer als das der Schlaufe. Die Schubspannung ist an den Rändern des Querschnitts null (keine Reibung), quadratisch verteilt und erreicht in der Mittelachse ihr Maximum. Mit der sogenannten Dübelformel kann die maximale Schubspannung τ auf Höhe der Mittelachse berechnet werden. Sie ist für Schlaufe und Schlinge gleich groß.

CFK kann auf verschiedene Arten versagen. Für ein Versagen aufgrund von faserparalleler Spannung ist die Tragfähigkeit der Schlinge höher als die der Schlaufe. Für ein Versagen aufgrund von Schubspannungen ist die Tragfähigkeit gleich groß. Die Reduktion der Schubspannungen am Ablösepunkt könnte durch die Verwendung einer alternativen Geometrie erfolgen (siehe Abschnitt 3.4.2).

Tab. 5.9 Ergebnisse der Handrechnung

Parameter	Formelzeichen	Einheit	Formel	Schlaufe	Schlinge
Höhe	h	mm	-	h	$2h$
Zugkraft	F	kN	-	F	F
Querschnittsfläche	A	mm ²	-	A	$2A$
Spannung aus Zugkraft	σ_F	MPa	$\sigma_F = \frac{F}{A}$	σ_F	$\frac{1}{2}\sigma_F$
Dehnung der Mittelachse	ε	%	-	ε	$\frac{1}{2}\varepsilon$
Verdrehung der Mittelachse	φ	rad	-	φ	$\frac{1}{2}\varphi$
Krümmung der Mittelachse	κ	mm ⁻¹	-	κ	$\frac{1}{2}\kappa^1$
Flächenträgheitsmoment	I	mm ⁴	$I = \frac{bh^3}{12}$	I	$8I$
Widerstandsmoment	W	mm ³	$W = \frac{bh^2}{6}$	W	$4W$
Biegemoment	M	kNm	$M = EI\kappa$	M	$4M$
Spannung aus Biegung	σ_M	MPa	$\sigma_M = \frac{M}{W}$	σ_M	σ_M
Überlagerte Spannung	σ	MPa	$\sigma = \sigma_Z + \sigma_M$	$\sigma_Z + \sigma_M$	$\frac{1}{2}\sigma_Z + \sigma_M$
Querkraft	V	kN	$V = \frac{M}{L_V}$	V	$2V$
Flächenmoment	S	mm ³	$S = \frac{A}{2} \cdot \frac{h}{4}$	$\frac{1}{8}Ah$	$\frac{1}{2}Ah$
Maximale Schubspannung	τ	MPa	$\tau = \frac{VS}{Ib}$	τ	τ

¹aus Verformungsfigur abgelesen

5.2.2 Schlinge als orthotropes Rohrs unter Innendruck

In Abbildung 2.19 werden die Ergebnisse der Berechnung am orthotropen Rohr für Schlaufen aus CFK gezeigt [172]. Mithilfe von Gleichung 2.19 lässt sich das Diagramm für Schlingen aus CFK erweitern. Die mittlere Spannung der Schlinge beträgt die Hälfte der mittleren Spannung der Schlaufe. Das Verhältnis der Spannungen für die Schlinge kann nach Gleichung 5.15 ermittelt werden, indem der Wert der Kurve ‘‘Schlaufe aus CFK’’ für das Radienverhältnis der Schlinge abgelesen und dann halbiert wird.

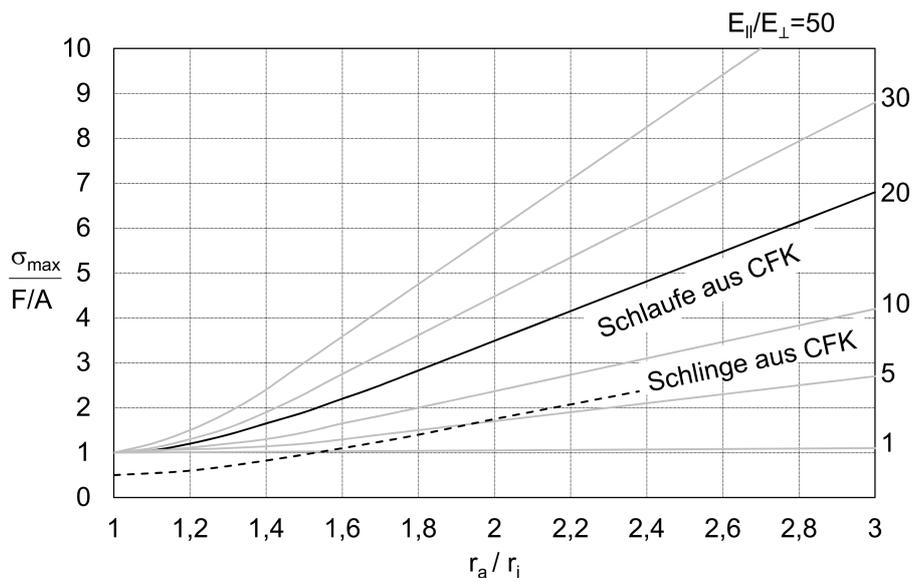


Abb. 5.30 Modell des orthotropen Rohrs angewendet auf Schlingen aus CFK

$$\frac{\sigma_{max} \text{ Schlinge}}{F/A} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{max} \text{ Schlaufe}}{F/A} \left(2 \frac{r_a \text{ Schlaufe}}{r_i} - 1 \right) \quad (5.15)$$

Die resultierende Kurve für Schlingen aus CFK wurde in Abbildung 2.19 ergänzt (gestrichelte Linie) und ist in Abbildung 5.30 zu sehen. Nach dem Modell des orthotropen Rohrs weisen Schlingen aus CFK für alle Radienverhältnisse ein geringeres Spannungsverhältnis und damit eine höhere Verankerungsgüte als Schlaufen aus CFK auf. Weiterhin ist das Spannungsverhältnis für ein Radienverhältnis kleiner 1,5 geringer als 1,0. Das bedeutet, dass Schlingen mit einem Radienverhältnis $r_a/r_i^{Schlinge} \leq 1,5$ (äquivalente Schlaufen: $r_a/r_i^{Schlaufe} \leq 1,25$) eine Verankerungsgüte von 100 % erreichen können. Schlingen mit einem größeren Radienverhältnis könnten demzufolge ebenfalls am Umlenkpunkt versagen. Diese Schlingen weisen dennoch eine höhere Verankerungsgüte als deren äquivalente Schlaufen mit gleichem Querschnitt auf der freien Länge auf.

5.2.3 Vereinfachte Berechnung am Stabmodell

Für eine vereinfachte numerische Berechnung erfolgt die Schnittkraft- und Spannungsrechnung an einem vereinfachten Modell unter der Verwendung von Stabelementen. Das Modell wird mit dem Finite-Elemente-Programm SOFiSTiK definiert. Die Abmessungen entsprechen denen in Abbildung 5.33, aber der Schaft wird nicht zusammengeführt (siehe Abbildung 5.28). Zu Vergleichszwecken werden eine Schlaufe und eine Schlinge definiert. Die Belastung beträgt 1460 MPa bezogen auf den Schlaufenquerschnitt. Das Material der Stäbe ist isotrop, sodass nur der E-Modul (98 GPa) in Längsrichtung definiert wird. Zusätzlich zur kreisförmigen Umlenkung der Schlinge wird eine Umlenkung über eine Klothoide ($R = 86\text{ mm}$, $A = 88,6$) verwendet.

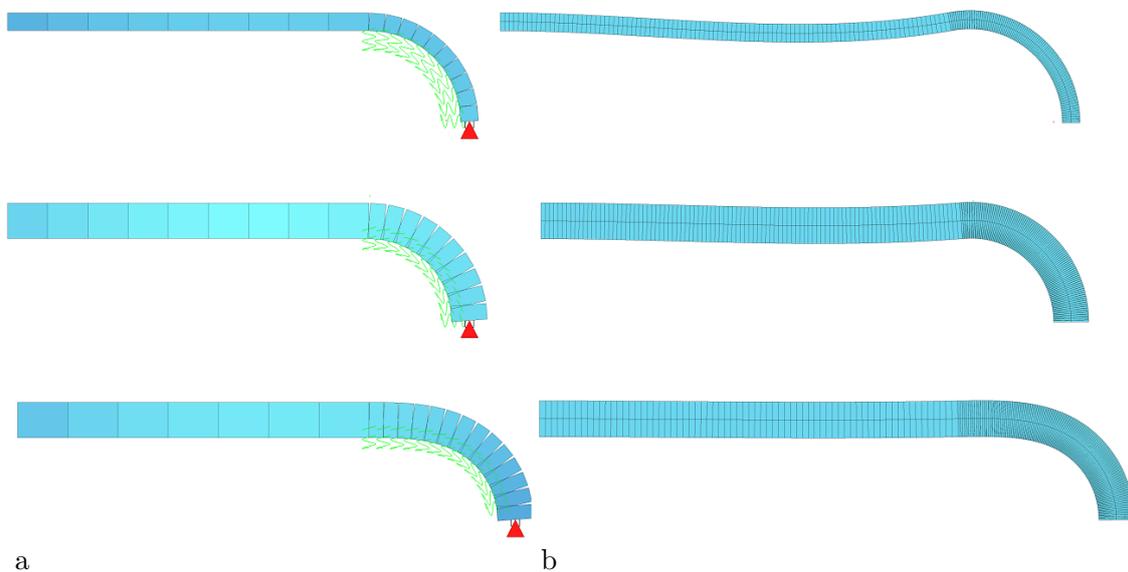


Abb. 5.31 a) Stabmodell und b) 10-fach überhöhte Verformung von Schlaufe, Schlinge und Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper (von oben nach unten)

In Abbildung 5.31 sind das Finite-Elemente-Modell aus Stabelementen und das überhöht dargestellte Verformungsbild zu sehen. Im Modell sind nur ein Zehntel der tatsächlich zur Berechnung verwendeten Elemente (ca. 200 Elemente) dargestellt. Die Lagerung auf dem Umlenkkörper erfolgt durch senkrecht zur Stabachse angeordnete Federelemente mit

sehr großer Steifigkeit, die als S-förmige Linien dargestellt sind. Die Querschnittshöhe der Schlinge ist doppelt so groß wie die der Schlaufe. Die Verformungen sind 10-fach überhöht. Man erkennt, dass die Dehnung und die Durchbiegung der Schlinge viel geringer sind als die der Schlaufe (ca. 40 %). Die Schlinge mit einer Klothoide als Umlenkkörper biegt noch einmal viel weniger durch (ca. 10 %).

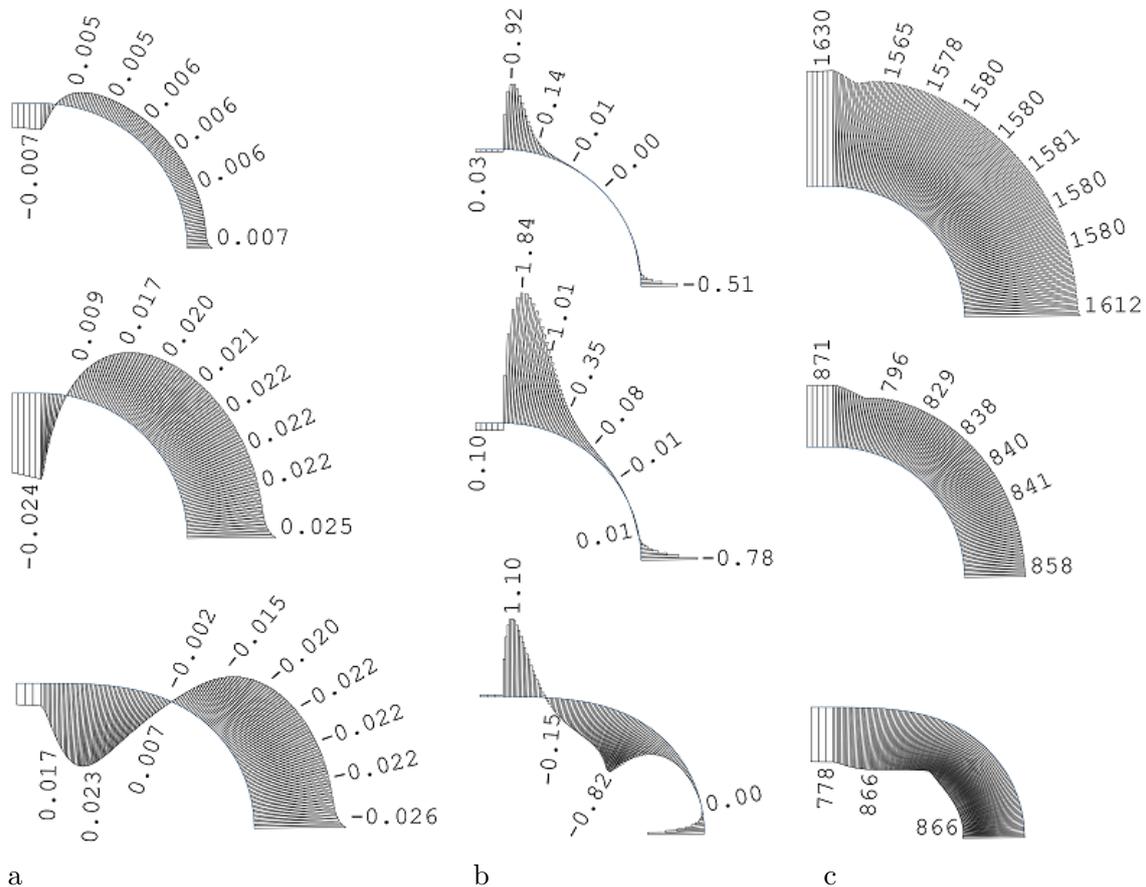


Abb. 5.32 Ergebnisse der vereinfachten Berechnung a) Biegemoment in [kNm], b) maximale faserparallele Spannung in [MPa] und c) Querkraft in [kN] von Schlaufe, Schlinge und Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper (von oben nach unten)

Die berechneten Biegemomente, maximalen Zugspannungen und Querkräfte sind in Abbildung 5.32 zu sehen. Das Biegemoment der Schlinge ist im Vergleich zur Schlaufe etwa viermal größer. Dennoch sind die maximalen Zugspannungen nur etwa halb so groß. Der Vorzeichenwechsel des Biegemoments liegt beim Umlenkkörper Kreis näher am Übergang zur Geraden als bei der Klothoide. Die maximale Querkraft der Schlinge ist doppelt so groß wie die der Schlaufe, sodass sich die gleiche maximale Schubspannung ergibt. Die Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper weist eine geringere Querkraft und damit auch geringere Schubspannungen auf.

5.2.4 Beschreibung der numerischen Berechnungsmodelle

Mit dem Finite-Elemente-Programm ABAQUS können Schlingen als zweidimensionale oder dreidimensionale Strukturmodelle modelliert und berechnet werden. Die Materialei-

genschaften von CFK können durch die Verwendung eines anisotropen Materialmodells abgebildet werden.

Im zweidimensionalen Modell wird eine Ebene betrachtet, die senkrecht auf der Achse des Umlenk Körpers steht. Diese Ebene bildet eine Schnittebene des Zugglieds. Alle Eigenschaften werden nur in dieser Ebene definiert. Das zweidimensionale Modell hat im Vergleich zum dreidimensionalen Modell den Vorteil, dass eine feinere Vernetzung möglich ist, ohne dass die Anzahl der Elemente zu groß wird. Im Allgemeinen steigt der Rechenaufwand mit dem Quadrat der Anzahl der Elemente. Eine feine Vernetzung in radialer Richtung ist notwendig, um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten. Das zweidimensionale Modell ermöglicht eine solche detaillierte Analyse mit feiner Vernetzung. Dabei bleibt das Modell übersichtlich und ist gut auszuwerten. Ein Nachteil der zweidimensionalen Modellierung ist, dass das Verhalten senkrecht zur Schnittebene nur bedingt erfasst werden kann. Der Einfluss der elastischen seitlichen Stützung des CFKs durch den Umlenk Körper und die Querszughülse lässt sich nur näherungsweise abbilden.

Im dreidimensionalen Modell können die Steifigkeiten aller Bauteile erfasst werden. Zudem werden die Verformungen und Spannungen in Dickenrichtung ausgewertet. Für eine feine Vernetzung sind im dreidimensionalen Modell jedoch erheblich mehr finite Elemente erforderlich. Für die detaillierte Untersuchung der Schlinge kann es durch den hohen numerischen Aufwand nicht so gut verwendet werden.

In beiden Fällen kann die Symmetrie der Schlinge bei der Modellierung ausgenutzt werden. Statt der gesamten Schlinge muss im ebenen Modell nur die Hälfte und im räumlichen Modell nur ein Viertel der Geometrie modelliert, berechnet und ausgewertet werden.

Für die Definition der Materialeigenschaften des CFKs steht ein allgemeines Materialmodell mit den 9 Elastizitätsgrößen zur Verfügung. Aufgrund der Orthotropie der unidirektionalen Faseranordnung in den Schlingen vereinfacht sich das Modell, sodass nur 6 dieser Größen definiert werden müssen, E_{\parallel} , E_{\perp} , ν_{\parallel} , $\nu_{\perp\perp}$, $G_{\perp\parallel}$ und $G_{\perp\perp}$. Einige dieser Materialparameter sind nur schwer zu ermitteln, sodass häufig auf Werte aus der Literatur zurückgegriffen wird. Für die hier angestellten Berechnungen soll das CFK mit thermoplastischer Matrix von SGL verwendet werden, das bereits unter 4.2.3 beschrieben wurde. Von diesem Material sind der E-Modul in Faserlängsrichtung (E_{\parallel}) von 98 GPa und der Faservolumengehalt (φ) von 41 % bekannt. Weiterhin ist der E-Modul $E_{\parallel,f}$ der verwendeten Carbonfaser CT50-4.0/240-T140 [245] von 240 GPa und der E-Modul der Matrix E_M des verwendeten Polyamid Ultramid B3S [19] 3400 MPa bekannt.

Mithilfe dieser Werte und der Mischungsregeln nach [236] können die elastischen Materialwerte des Materials berechnet werden. Für die Mischungsregeln werden noch weitere Materialeigenschaften benötigt, deren Quellen in Tabelle 5.10 angegeben sind. Die verwendeten Formeln sind ebenfalls in der Tabelle referenziert und werden im Folgenden aufgeführt.

Der E-Modul von CFK in Faserrichtung kann mit Gleichung 5.16 ermittelt werden. Es

Tab. 5.10 Elastizitätsgrößen von Faser, Matrix und Verbund

Größe	Carbonfaser	Matrix	CFK
φ	-	-	0,41 ¹
E_{\parallel} bzw. E in [GPa]	240 [245]	3,4 [19]	98 (Messwert)
E_{\perp} in [GPa]	28 [236]	-	6,1 (Gleichung 5.19)
$\nu_{\perp\parallel}$ bzw. ν	0,23 [236]	0,35...0,4 \Rightarrow 0,38 [157]	0,32 (Gleichung 5.21)
$\nu_{\perp\perp}$	0,34 ² [236]	-	0,5 (Gleichung 5.23)
$G_{\perp\parallel}$ bzw. G in [GPa]	50 [236]	ca. 1,5 [20]	3,3 (Gleichung 5.25)
$G_{\perp\perp}$ in [GPa]	-	-	2,1 (Gleichung 5.27)

¹über Netztheorie ermittelt

²mit den Angaben aus [236], Seite 202 berechnet

wird jedoch der vom Hersteller angegebene Wert von 98 GPa verwendet, über den der Faservolumengehalt mittels Netztheorie berechnet wurde.

$$E_{\parallel} = E_{\parallel,f} \varphi + E_M (1 - \varphi) \quad (5.16)$$

$$E_{\parallel} = 240 \text{ GPa} \cdot 0,41 + 3,4 \text{ GPa} \cdot (1 - 0,41) = 100,4 \text{ GPa} \quad (5.17)$$

Die Berechnung des E-Moduls in Querrichtung zur Faser E_{\perp} erfolgt über Gleichung 5.18.

$$E_{\perp} = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} \frac{1 + 0,85 \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_M}{(1 - \nu_M^2) E_{\perp,f}} \varphi} \quad (5.18)$$

$$E_{\perp} = \frac{3,4 \text{ GPa}}{1 - 0,38^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot 0,41}{(1 - 0,41)^{1,25} + \frac{3,4}{(1 - 0,38)^{1,25} \cdot 28} \cdot 0,41} = 7,9 \text{ GPa} \quad (5.19)$$

Die Querdehnungszahlen $\nu_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\perp\perp}$ können über die Gleichungen 5.20 und 5.22 ermittelt werden. $\nu_{\perp\parallel}$ beschreibt die Verformung quer zur Faser aufgrund einer Kraft in Faserrichtung. Die Querdehnungszahl $\nu_{\perp\perp}$ bezieht sich auf die isotrope Ebene senkrecht zur Faserrichtung. Sie beschreibt die Verformung in einer zur Faser senkrechten Richtung aufgrund einer Kraft in die andere zur Faser senkrechten Richtung.

$$\nu_{\perp\parallel} = \nu_{\perp\parallel,f} \varphi + \nu_M (1 - \varphi) \quad (5.20)$$

$$\nu_{\perp\parallel} = 0,23 \cdot 0,41 + 0,38 \cdot (1 - 0,41) = 0,32 \quad (5.21)$$

$$\nu_{\perp\perp} = \nu_{\perp\perp,f} \varphi + \nu_M (1 - \varphi) \frac{1 + \nu_M - \nu_{\perp\parallel} \frac{E_M}{E_{\parallel}}}{1 + \nu_M^2 - \nu_M \nu_{\perp\parallel} \frac{E_M}{E_{\parallel}}} \quad (5.22)$$

$$\nu_{\perp\perp} = 0,34 \cdot 0,41 + 0,38 \cdot (1 - 0,41) \cdot \frac{1 + 0,38 - 0,32 \cdot \frac{3,4}{98}}{1 + 0,38^2 - 0,38 \cdot 0,32 \cdot \frac{3,4}{98}} = 0,5 \quad (5.23)$$

Die Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ und der Schubmodul $G_{\perp\perp}$ spiegeln das Verzerrungsverhalten von CFK wider. Während Gleichung 5.24 zur Bestimmung von $G_{\perp\parallel}$ empirisch ist, wird für $G_{\perp\perp}$

in Gleichung 5.26 die übliche Formulierung für ein isotropes Material verwendet. Anhand von Gleichung 5.26 wird der isotrope Charakter der zur Faser senkrechten Ebene deutlich.

$$G_{\perp\parallel} = G_M \frac{1 + 0,4\sqrt{\varphi}}{(1 - \varphi)^{1,45} + \frac{G_M}{G_{\perp\parallel,f}} \varphi} \quad (5.24)$$

$$G_{\perp\parallel} = 3,4 \text{ GPa} \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \sqrt{0,41}}{(1 - 0,41)^{1,45} + \frac{3,4}{(1 - 0,38)^{1,25 \cdot 50}} \cdot 0,41} = 3,3 \text{ GPa} \quad (5.25)$$

$$G_{\perp\perp} = \frac{E_{\perp\perp}}{2(1 + \nu_{\perp\perp})} \quad (5.26)$$

$$G_{\perp\perp} = \frac{7,9 \text{ GPa}}{2(1 + 0,5)} = 2,1 \text{ GPa} \quad (5.27)$$

Die zu berechnende Schlinge setzt sich aus 32 Lamellen mit dem Querschnitt $40 \times 1 \text{ mm}^2$ zusammen. Die Lamellen sind auf der freien Länge übereinander gestapelt, sodass sich eine Querschnittshöhe von 32 mm ergibt. An den Enden sind die Lamellen zu einer Schlinge umgeformt, die in einem Heizwerkzeug gepresst wurde. Die Geometrie der Schlinge ist in Abbildung 5.33 zu sehen. Im Übergangsbereich zur Verankerung steigt die Querschnittshöhe kontinuierlich zunächst auf 42 und dann auf 64 mm an. Die erste Vergrößerung der Höhe ergibt sich aus 5 Lamellen je Seite, die im Abstand von 40 mm enden. Die zweite Vergrößerung entsteht durch die restlichen zweimal 11 Lamellen, die in Abständen von 20 mm enden. Die Aufspaltung zur Schlaufenform erfolgt mit einem Radius von 400 mm an der Außenseite und danach in einem Winkel von 18° . Der Durchmesser des Umlenk Körpers beträgt 180 mm. Im Bereich der Umlenkung ist jeder Strang 32 mm hoch, sodass die doppelte Querschnittsfläche im Vergleich zur freien Länge zur Verfügung steht. Das Verhältnis der Radien wird in Gleichung 5.28 berechnet, wobei von der halben Dicke (Dicke der äquivalenten Schlaufe) ausgegangen wird.

$$\frac{r_a}{r_i} = \frac{90 + \frac{32}{2}}{90} = 1,18 \quad (5.28)$$

In den schraffierten Bereichen wird die Querdehnung des CFKs durch eine seitliche Stützung behindert. Die seitliche Stützung resultiert zum einen aus der Querzughülse und zum anderen aus dem Umlenk Körper. Diese beiden Bestandteile sind in Abbildung 5.33 grau dargestellt.

Für die Modellierung von Querzughülse und Umlenk Körper werden zwei Varianten verfolgt. Im ebenen Modell werden sie als Starrkörper modelliert, die sich nicht elastisch verformen können. Dieses Vorgehen ist realistisch, da ihre Steifigkeit wesentlich höher ist als die Quersteifigkeit des CFKs. Zusätzlich zu den Starrkörpern wird eine seitliche Dehnungsbegrenzung definiert. Dies geschieht durch die Verwendung von finiten Scheibenelementen im ebenen Dehnungszustand, die in den schraffierten Bereichen vorgesehen werden. Im dreidimensionalen Modell werden die Querzughülse und Umlenk Körper räumlich und elastisch modelliert, sodass ihre tatsächliche Steifigkeit berücksichtigt wird.

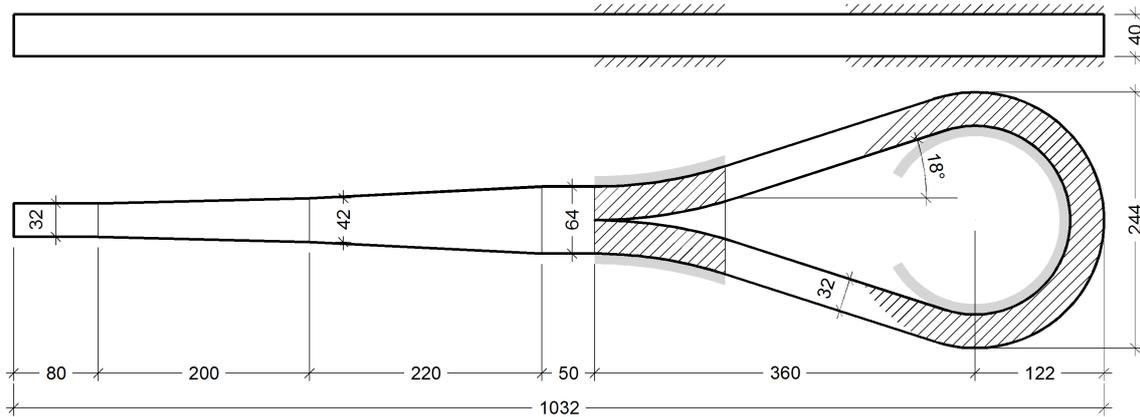


Abb. 5.33 Geometrie der numerisch untersuchten Schlinge

Die Verbindung zwischen CFK und Querzughülse bzw. Umlenkkörper ist nicht fest wie beispielsweise bei einer Klebung. An der Kontaktfläche zwischen den einzelnen Bestandteilen können zwar Druckkräfte senkrecht zur Kontaktfläche übertragen werden, jedoch keine Zugkräfte. Weiterhin können aufgrund der Reibung zwischen CFK und Metall Tangentialkräfte übertragen werden, wenn die Kontaktfläche auf Druck belastet wird. Diese Eigenschaften lassen sich in ABAQUS über Kontaktbedingungen definieren. Es wird zwischen den beiden Fällen Gleitung und Reibung unterschieden. Im Fall der Gleitung können keine Tangentialkräfte übertragen werden und im Fall der Reibung können Reibkräfte der Größe $\mu \cdot N$ übertragen werden. Für die Modellierung wird Reibung und ein Reibungskoeffizient μ von 0,2 [169, 235, 96] verwendet. Im Handbuch von ABAQUS [248] wird in Abschnitt 12.3.3 erklärt, dass für die Definition eines Kontakts Master/Slave-Paare notwendig sind. Der Kontaktpartner, der als Slave definiert wird, soll möglichst feiner vernetzt sein und aus einem weicherem Material bestehen. Daher wird im Modell immer die Schlinge als Slave definiert.

Für die Definition der Finiten Elemente stehen in ABAQUS viele Möglichkeiten zur Verfügung. Die Schlinge ist auf Zug und Druck in Querrichtung sowie auf Biegung beansprucht, siehe Abschnitt 2.4.1. Für die Berechnung von Biegeproblemen sollten Elemente mit höherer Ansatzfunktion verwendet werden, da sich deren Ränder krümmen können. Generell sollten dreieckige Elemente (Dreieck, Tetraeder) vermieden werden. Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion liefern bei Biegeproblemen und gleicher Netzfeinheit wesentlich bessere Lösungen als Elemente mit linearer Ansatzfunktion ([248] Abschnitt 4.1.1). Zusätzlich können lineare Elemente mit voller Integration zu "Locking" führen, sodass lineare Elemente mit reduzierter Integration verwendet werden sollten. Diese können jedoch nur eine konstante Spannung abbilden, und müssen daher sehr fein vernetzt werden, um gute Ergebnisse zu liefern.

Für allgemeine Spannungsanalysen wird das Element CPS8R mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration empfohlen. Es liefert gute Ergebnisse auch bei geringer Netzfeinheit. Voll integrierte quadratische Elemente können einen komplexeren Spannungszustand abbilden und sind daher zur Berechnung von Spannungskonzentrationen geeignet. Sie weisen unter Umständen jedoch auch "Locking" auf. Ungeachtet der schlechteren Lö-

sungsqualität kann es notwendig werden, lineare Elemente mit reduzierter Integration bei Kontaktproblemen zu verwenden. Der Grund ist, dass eine konstante Kontaktspannung auf eine Kante eines quadratischen Elements bei der Umrechnung in äquivalente Knotenkräfte am mittleren Knoten $2/3$, an den Eckknoten aber nur zu je $1/6$ der Resultierenden ergibt ([248] Abschnitt 12.3.5). Dadurch wird die konstante Kontaktspannung nicht korrekt abgebildet. Bei nur zwei Knoten entlang der Kante ist die Aufteilung des Druckes immer richtig. Wenn bei der Definition des Kontakts Oberflächen und keine Knotengruppen ausgewählt werden, tritt dieses Problem jedoch nicht auf. In den verwendeten ebenen und räumlichen Modellen werden quadratische Elemente mit reduzierter Integration verwendet (CPE8R und C3D20R) und die Kontaktbedingungen über Oberflächen definiert.

Die Schlinge wird durch eine Zugspannung am Übergang zur freien Länge belastet. Als Größe der Belastung wird die Zugfestigkeit des CFKs von 1460 MPa gewählt.

5.2.5 Spannungen am ebenen Modell

Am ebenen Modell werden die Spannungen im CFK in Faserrichtung und senkrecht zur Faser sowie die Schubspannungen berechnet. Die Elementgröße beträgt 1 mm. In Abbildung 5.34a sind die Ergebnisse der Berechnung für die faserparallele Spannung dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sie Spannung im linken Teil der aufgebrachten Belastung entspricht. Im Bereich der Aufweitung nimmt sie wie erwartet kontinuierlich ab. Im inneren Bereich der Krümmungen an Hülse und Umlenkkörper steigt die faserparallele Spannung noch einmal an, erreicht jedoch nicht mehr die Werte der freien Länge. Die Spannung in der Schlinge ist im Allgemeinen kleiner als am Übergang zur freien Länge, sodass auch dort mit einem Versagen zu rechnen ist.

Der Maximalwert der faserparallelen Spannung liegt mit 1790 MPa etwa 23 % über der Festigkeit des CFKs in Längsrichtung. Der Wert ergibt sich am Übergang von geraden Schaftteil (mit Pfeil markiert) zur Aufweitung und ist lokal sehr begrenzt, siehe Detailausschnitt in Abbildung 5.34. Dort ändert das lokale Koordinatensystem des Materials seine Richtung. Um diesen Bereich genauer zu untersuchen, ist ein detaillierteres Modell dieser Zone erforderlich. Die Ergebnisse legen zunächst nahe, dass ein Versagen aufgrund von Faserbruch von dieser Stelle ausgehen würde.

Die fasersenkrechte Spannung im CFK (5.34b) weist im Bereich der Kontaktflächen mit den Starrkörpern größere Werte auf. Im restlichen Bereich der Schlinge ist sie vernachlässigbar klein. Der Maximalwert von 240 MPa entspricht etwa dem erwarteten Wert, der sich aus der Berechnung über die Kesselformel ergibt und in Gleichung 5.29 als mittlere Kontaktspannung an dem Umlenkkörper berechnet wird. Anhand der Darstellung ist nicht zu erkennen, dass sich im Bereich des Übergangs von der Krümmung zur Geraden eine Überhöhung in der Kontaktspannungsverteilung ausbildet. Dieser Bereich sollte ebenfalls in einem detaillierteren Modell genauer untersucht werden. Aufgrund der niedrigen Spannung in Längsrichtung ist jedoch nicht mit einem Versagen der Schlinge am Umlenkkörper zu rechnen. Die fasersenkrechte Spannung liegt unterhalb der Festigkeit (siehe Tabelle 2.5).

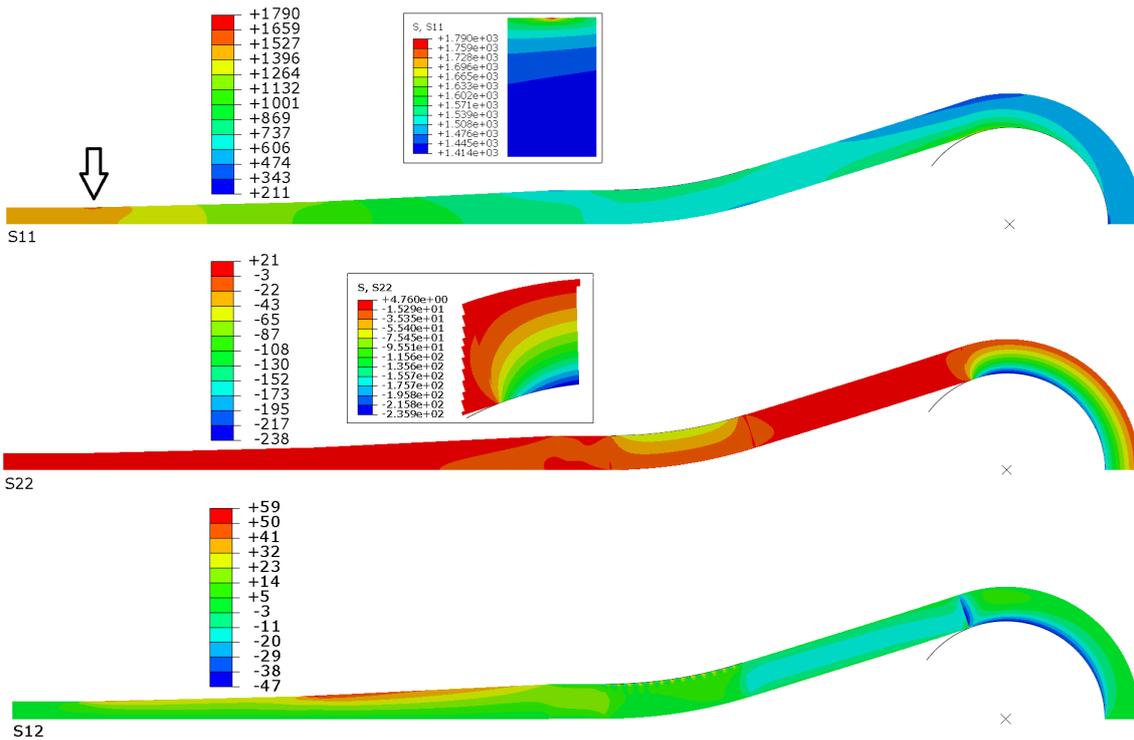


Abb. 5.34 Spannungen am ebenen Modell, in Faserrichtung (S11), quer zur Faserrichtung (S22) und Schubspannung (S12), alle in [MPa]

Der Bereich der höchsten Kontaktspannung ist seitlich gestützt, sodass die Tragfähigkeit hier viel höher ist.

$$\sigma_{\perp} = \frac{1}{2} \cdot \frac{F}{br} = \frac{A\sigma}{2br} = \frac{32 \cdot 40 \cdot 1,46 \text{ kN}}{2 \cdot 40 \cdot 90 \text{ mm}^2} = 260 \text{ MPa} \quad (5.29)$$

Die Schubspannungen liegen mit maximal 60 MPa unterhalb der Festigkeit aus Tabelle 2.5. Mit den Ergebnissen der stark beanspruchten Elemente am Übergang zwischen Krümmung und Gerade wurde eine Bruchanalyse nach Puck durchgeführt. Die Berechnung erfolgte mit einem EXCEL-Makro auf Basis der aus ABAQUS exportierten Ergebnisdatei abaqus.rpt. In Anhang C ist die Berechnung anhand der Ein- und Ausgabedatei sowie der Quellcode des Makros dokumentiert. Die maximale Anstrengung für Faserbruch beträgt 0,84 und die für Faserzwischenbruch 0,47 und liegt damit in beiden Fällen unterhalb der Anstrengung im Bruchzustand von 1,0.

5.2.6 Spannungszustand an der Aufweitung

Um die Situation am Beginn der Aufweitung genauer untersuchen zu können, wird ein kurzer Abschnitt der Schlinge an dieser Stelle betrachtet. Der Bereich ist so lang, dass zwei Lamellen in ihm enden. Es wird davon ausgegangen, dass die faserparallele Spannung vor und hinter dem Bereich konstant über den Querschnitt verteilt ist. Auf der Seite zur freien Länge beträgt der Wert der Spannung gerade die Zugfestigkeit. Auf der anderen Seite wird der Abschnitt gelagert, hier ergibt sich im Durchschnitt eine um das Dickenverhältnis 16/18 abgeminderte Spannung (1300 MPa).

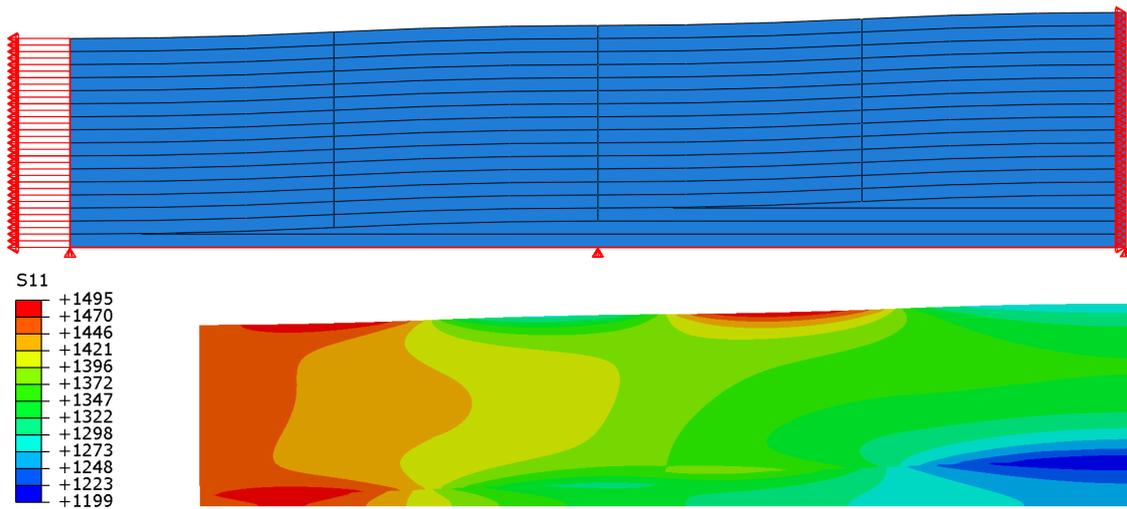


Abb. 5.35 Detailmodell und faserparallele Spannungen (S11) am Beginn der Aufweitung in [MPa]

In Abbildung 5.35 ist oben das Detailmodell der Aufweitung dargestellt. Der Verlauf jeder einzelnen Lamelle wurde definiert und die Materialdefinition entsprechend der Faserrichtung angepasst. Um keinen Knick in der Verteilung der lokalen Materialkoordinatensysteme zu definieren, wurden die Übergänge ausgerundet. Aufgrund der spitz zulaufenden Teilflächen wurden teilweise auch dreieckige Elemente für die Vernetzung verwendet. Die Elementgröße beträgt etwa 0,2 mm.

Unten in Abbildung 5.35 ist der Verlauf der faserparallelen Spannung zu sehen. Es wird deutlich, dass sich der vorherige Maximalwert der Spannung von 1790 MPa auf 1493 MPa reduziert hat und nun die Festigkeit nur noch um 2 % überschreitet. Weiterhin befindet sich der Ort des Maximalwerts nun am Ende einer inneren Lamelle und nicht mehr an der Außenkante des Lamellenstapels. Zur rechten Seite nimmt die Spannung kontinuierlich ab und erreicht am Rand den erwarteten Wert von etwa 1300 MPa. Mit dem Detailmodell konnte gezeigt werden, dass die Spannungsüberhöhung an der Aufweitung im Globalmodell durch die grobe Modellierung der Materialausrichtung entstanden ist, aber bei genauere Untersuchung fast verschwindet. Dennoch besteht die Gefahr, dass der Bruch auf der freien Länge vom Übergang zur Aufweitung ausgeht.

5.2.7 Spannungszustand an der Umlenkung

Der Spannungszustand an der Umlenkung wird ebenfalls in einem Teilmodell untersucht. Der Bereich um den Ablösepunkt der Schlinge vom Umlenkkörper wird in diesem Modell sehr fein vernetzt, Elementgröße 0,3 mm. Der Spannungsverlauf im CFK aus dem ebenen Modell wird als Belastung an der Schnittebene angesetzt. In Abbildung 5.36a ist die Vernetzung und die als Belastung aufzubringende Spannung aus dem ebenen Modell zu sehen. Die Belastung wurde im Teilmodell näherungsweise als linear verteilt aufgebracht.

Anhand der Ergebnisse für die faserparallele Spannung (Abbildung 5.36b) wird deutlich, dass sich nach dem Ablösen von dem Umlenkkörper eine erhöhte Zugspannung ergibt. Der

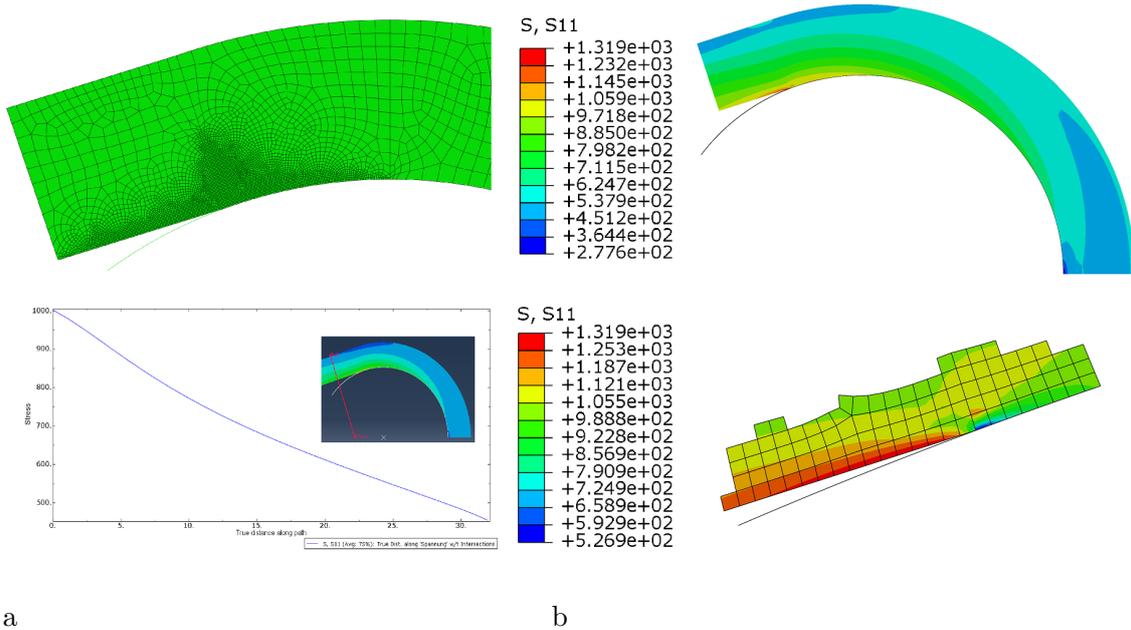


Abb. 5.36 Detailberechnung am Ablösepunkt: a) Modell und Belastung im Schnitt, b) faserparallele Spannung (S_{11}) an der Umlenkung und am Ablösepunkt in [MPa]

ermittelte Maximalwert von etwa 1300 MPa wurde bereits im Gesamtmodell hinreichend genau ermittelt, siehe Abbildung 5.34, und ist kleiner als die Zugfestigkeit. Der lokale Anstieg der Spannung lässt sich mit dem Ansatz aus Abbildung 2.13 erklären.

Im Detailmodell in Abbildung 5.36b ist der Spannungsverlauf am Ablösepunkt genau zu sehen. In einem lokal begrenzten Bereich von etwa 1 mm Länge (3 Elemente) rechts vom Ablösepunkt fällt die faserparallele Spannung um die Hälfte ab, um dann wieder stark anzusteigen. An dieser Stelle kommt es gleichzeitig zu einem Anstieg der Kontaktspannung auf dem Umlenkkörper, siehe Abbildung 5.37. Der Wert der Kontaktspannung verdoppelt sich und fällt dann auf null ab. Offensichtlich wird durch die erhöhte Kontaktspannung eine Reibkraft erzeugt, die die Dehnung in Längsrichtung behindert. Dadurch sinkt die Längsdehnung und auch die faserparallele Spannung rechts vom Ablösepunkt ab.

Um festzustellen, ob es sich bei diesem lokalen Anstieg der faserparallelen Spannung und der Kontaktspannung um eine numerische Unstetigkeit oder einen physikalischen Phänomen handelt, sollte die Kontaktspannung in weiteren Untersuchungen experimentell bestimmt werden.

Bei der experimentellen Bestimmung der Kontaktspannung für unterschiedliche Umlenkformen in Abschnitt 76 konnte ein solcher Anstieg nicht festgestellt werden. Zudem entspricht das Laminieren von gekrümmten Schlaufen nicht dem Biegen von Seilen über Umlenksättern, wo das Wissen um die lokale Erhöhung der Kontaktspannung zum Stand der Technik gehört [81]. Es ist demnach nicht unwahrscheinlich, dass es sich eher um ein numerisches als ein mechanisches Phänomen handelt.

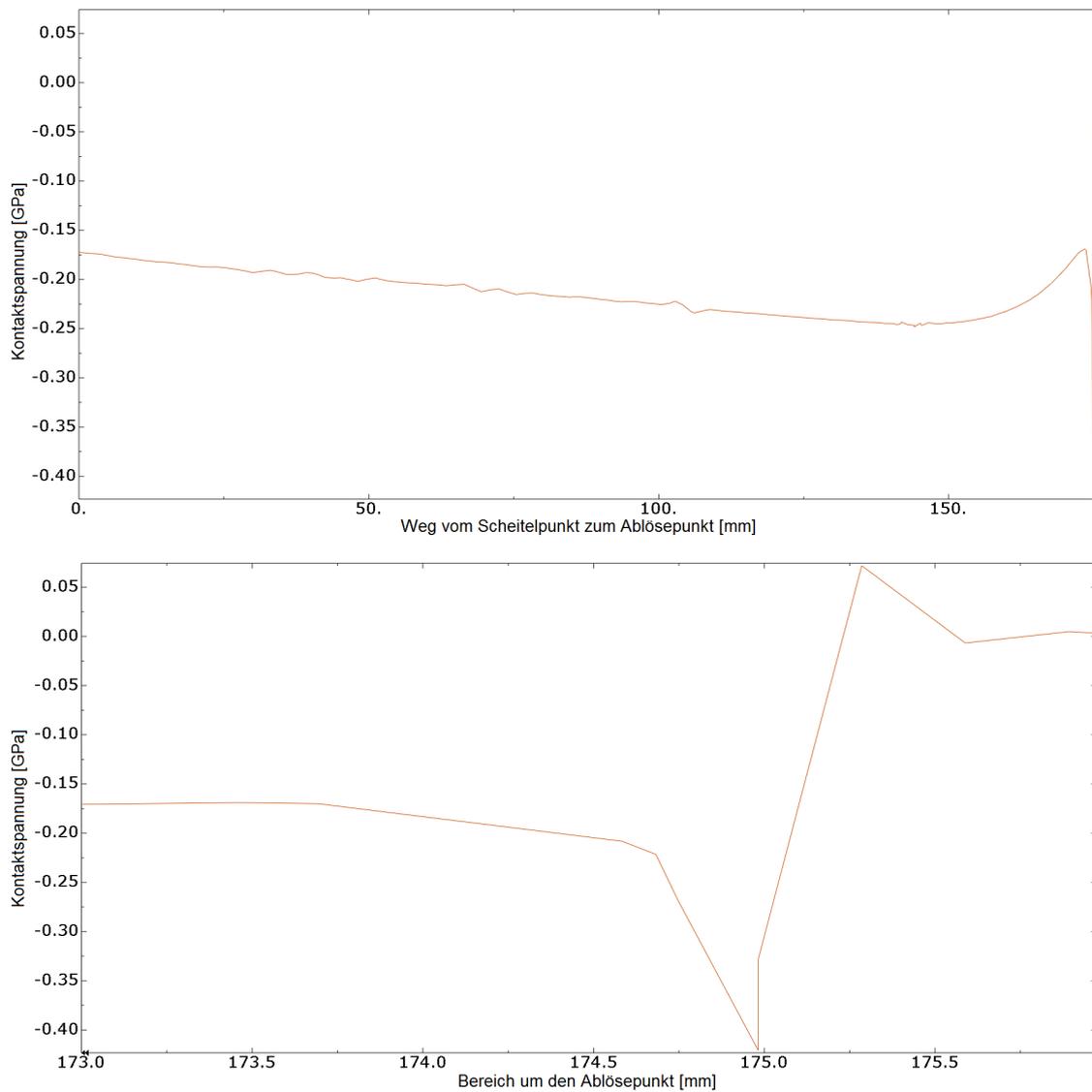


Abb. 5.37 Kontaktspannung entlang der Umlenkung und im Bereich des Ablösepunkts

5.2.8 Vergleichende Berechnungen für verschiedene Umlenksituationen

Mithilfe des ebenen Modells wird der Unterschied in den Spannungsverteilungen zwischen verschiedenen Umlenksituationen ermittelt. Dazu werden die Schlaufe und die Schlinge im Vergleich behandelt, indem für die Schlinge die doppelte Dicke verwendet wird. Die untersuchten Modelle beinhalten:

- Laminierte Schichten aus CFK
- Nichtlaminierte Schichten aus CFK
- Kreis bzw. Klothoide als Umlenkkörper
- Reibung bzw. Gleitung

Zur Vereinfachung wird der Schaft nicht zusammengeführt (Abbildung 5.28). Der Abstand vom Ende der Krümmung bis zur Lasteinleitung beträgt 360 mm. Der Punkt der Lasteinleitung kann sich senkrecht zur Krafttrichtung nicht bewegen.

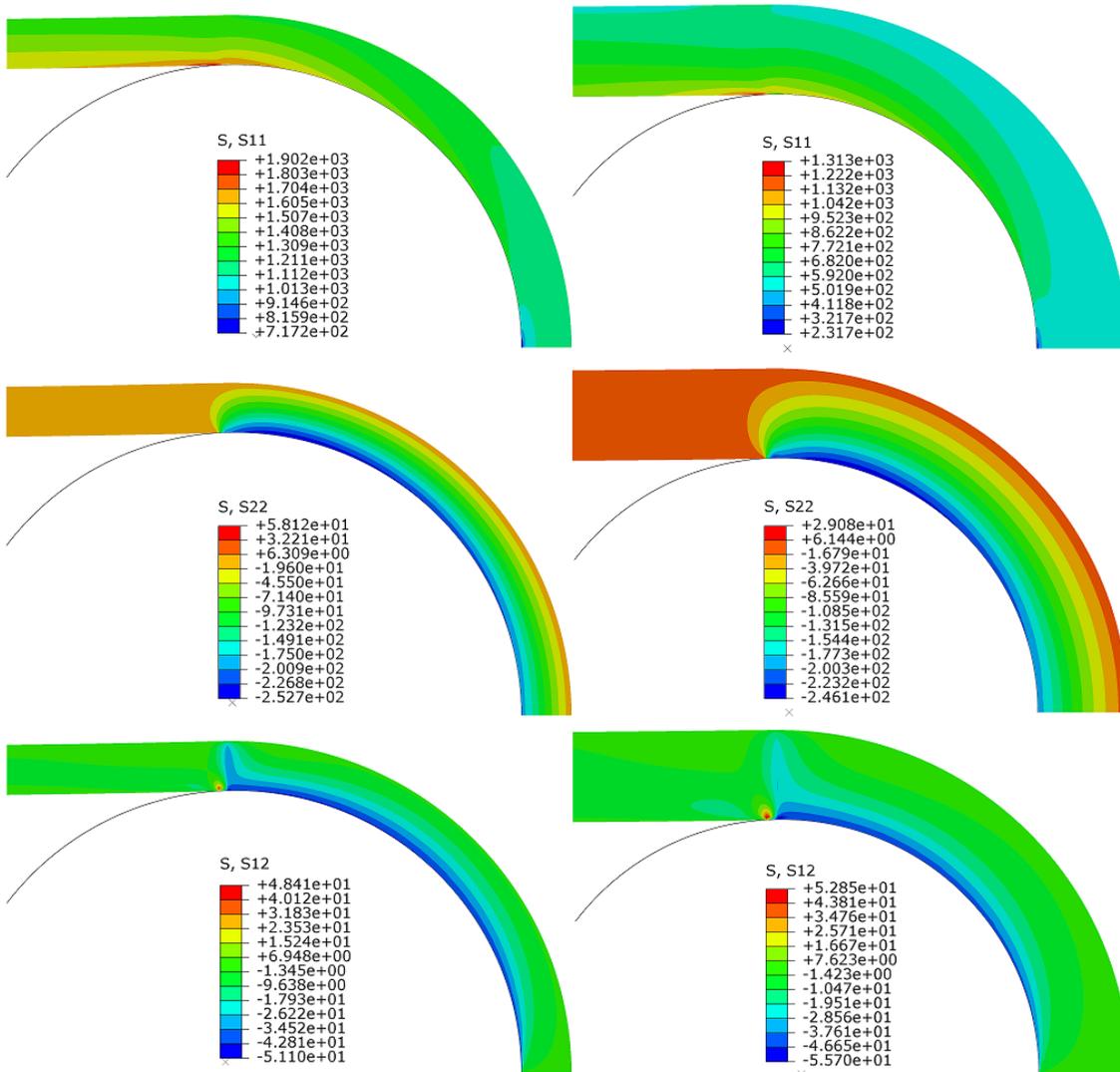


Abb. 5.38 Faserparallele Spannung (S11), fasersenkrechte Spannung (S22) und Schubspannung (S12) für Schlaufe (links) und Schlinge (rechts), alle in [MPa]

Bei der nichtlamierten Schlaufe werden weitere Vereinfachungen getroffen. Es wird davon ausgegangen, dass die Lamellen im umgebogenen Zustand spannungsfrei sind, sodass die Spannung aus Umbiegen nicht im Modell enthalten ist. Es wird Symmetrie angenommen, obwohl diese durch das wechselseitige Umlegen der Lamellen nicht exakt vorhanden ist.

Als Lamellendicke wird 2 mm gewählt. Der nichtlamierte Bereich erstreckt sich bis 20 mm vor den Ablösepunkt. Hier wirkt Reibung ($\mu = 0,2$) zwischen den Lamellen. Im Bereich des anschließenden Schafts sind die Lamellen schubfest miteinander verbunden.

In Abbildung 5.38 sind die Spannungsverteilungen für Schlaufe und Schlinge im Vergleich zu sehen. Die faserparallele Spannung der Schlinge ist kleiner als die der Schlaufe. Alle anderen Spannungen sind quantitativ etwa gleich. Der Maximalwert der positiven Schubspannung existiert nur in einem winzigen Punkt und scheint daher wenig realistisch. Die negative Schubspannung entsteht durch Reibung am Übergang zum Umlenkkörper.

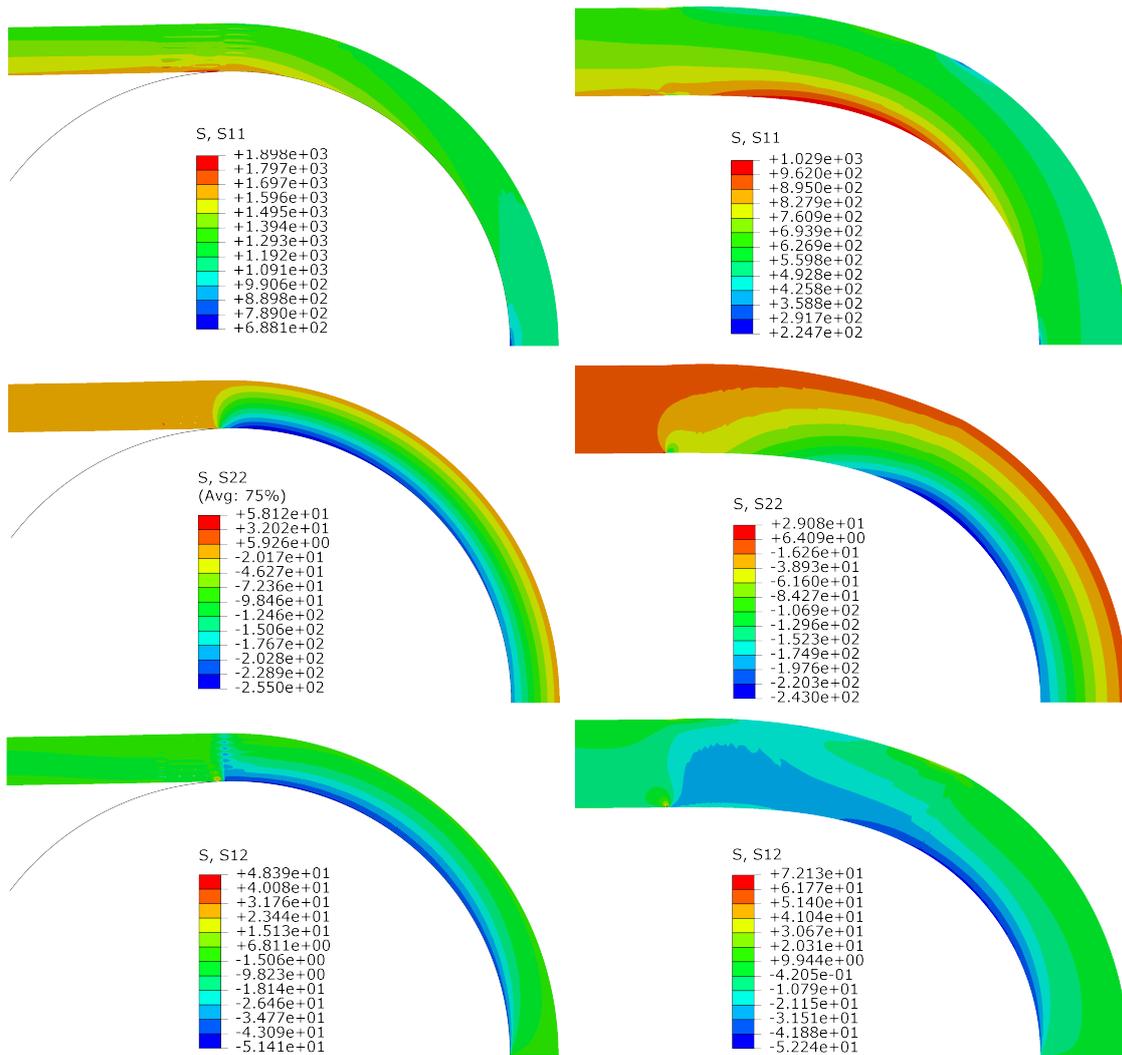


Abb. 5.39 Faserparallele Spannung (S11), fasersenkrechte Spannung (S22) und Schubspannung (S12) für die nichtlamierte Schlaufe und die Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper, alle in [MPa]

In Abbildung 5.39 sind die Spannungsverteilungen für die nichtlamierte Schlaufe und die Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper zu sehen. Die Spannungen der nichtlamierten Schlaufe verändern sich im Vergleich zur laminierten Schlaufe nicht. Der von Winistörfer [280] beschriebene Effekt des Gleitens zwischen den Lamellen kann sich aufgrund der Klebeverbindung nicht einstellen.

Die maximalen Spannungen der Schlinge mit Klothoide als Umlenkkörper verlagern sich vom Beginn der Krümmung in den mittleren Bereich der Klothoide. Die maximale faserparallele Spannung ist kleiner als bei einem kreisförmigen Umlenkkörper. Die negative Schubspannung ist nur unwesentlich kleiner. Der hohe Maximalwert der positiven Schubspannung am Ende der Krümmung bleibt bei der Klothoide erhalten, obwohl sich der Ausdehnungsbereich der positiven Schubspannung verringert.

In Abbildung 5.40 sind die Spannungsverteilungen für zwei Schlingen mit Kreis bzw. Klothoide als Umlenkkörper unter Vernachlässigung der Reibung ($\mu = 0$) zu sehen. Im

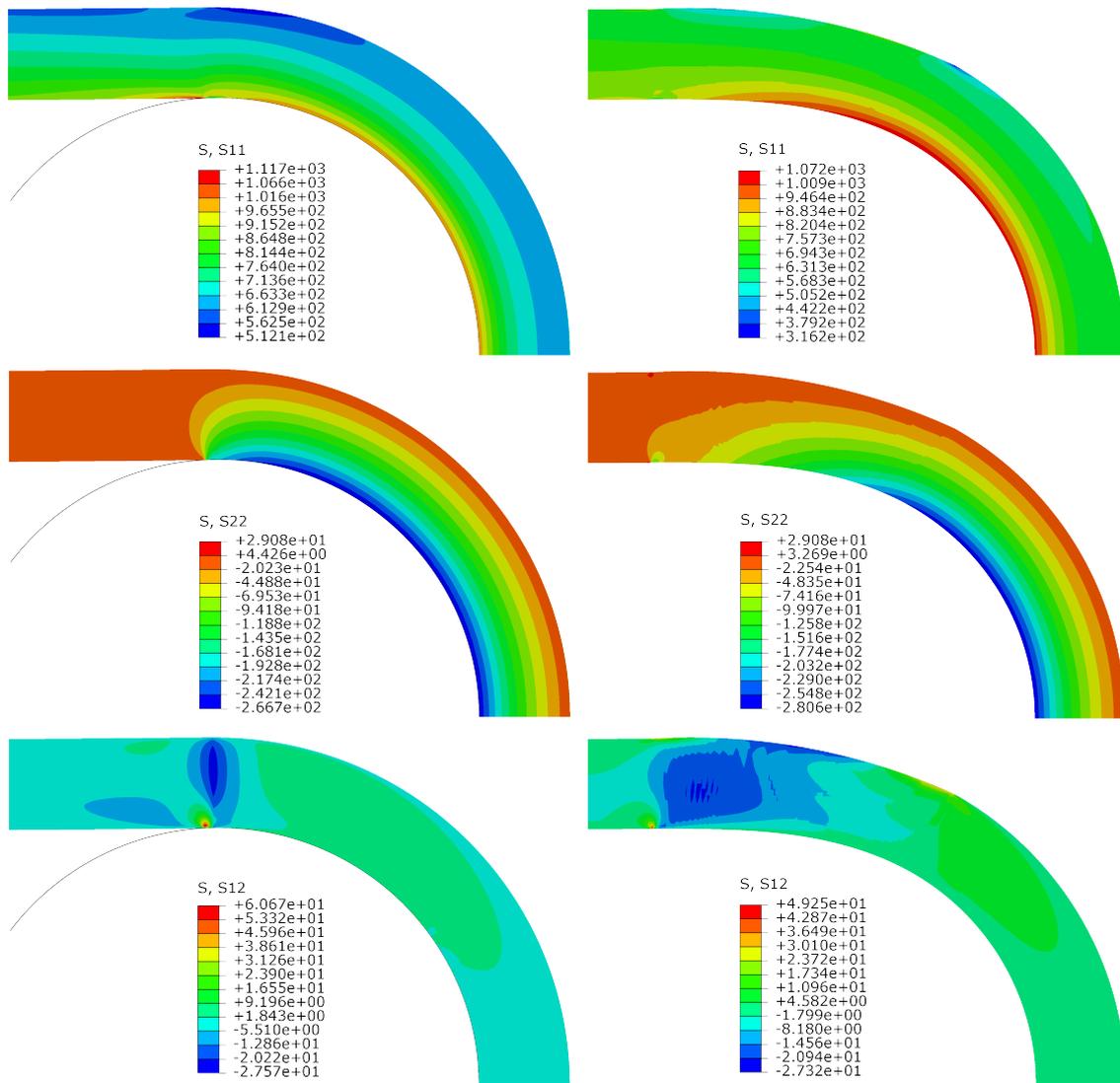


Abb. 5.40 Faserparallele Spannung (S11), fasersenkrechte Spannung (S22) und Schubspannung (S12) für zwei Schlingen mit Kreis bzw. Klothoide als Umlenkörper unter Vernachlässigung der Reibung, alle in [MPa]

Vergleich zu den Schlingen mit Reibung ist die maximale faserparallele Spannung bei beiden Umlenkörpern geringer. Die Reduktion ist bei der Klothoide geringfügig, da der Wert bereits zuvor niedrig war. Die fasersenkrechte Spannung ändert sich nicht.

Die charakteristische positive Schubspannung am Übergang zum Umlenkkörper verschwindet mit der Reibung. Der positive Maximalwert der Schubspannung bleibt erhalten, aber der negative verringert sich etwa auf die Hälfte und befindet sich nun am Übergang der Krümmung zur Geraden.

Bei der Klothoide erfolgt die Änderung der Krümmung über eine größere Länge, sodass auch die Schubspannung weiter verteilt ist. Eine Verringerung des Maximalwerts dieser Schubspannung, die auf Grundlage der Ergebnisse der vereinfachten Berechnung mit dem Stabmodell zu erwarten war, kann mit diesem Modell nicht bestätigt werden.

5.2.9 Räumliches Finite-Elemente-Modell

Um die räumlichen Effekte genauer untersuchen zu können, wurde die Schlinge als dreidimensionales FE-Modell abgebildet. Die zusätzlichen Bestandteile Ulenkkörper und Hülse wurden als elastische Körper aus Stahl modelliert. Am räumlichen Modell kann zum einen ermittelt werden, wie sich die Nachgiebigkeit der anderen Bestandteile auf die Spannungen im CFK auswirkt. Zum anderen können die Beanspruchungen im Stahl ermittelt werden und auf diese Weise Blechdicken und Materialgüte bestimmt werden. Für den Stahl wird Plastizieren beim Erreichen der Fließspannung von 360 MPa zugelassen.

Oben in Abbildung 5.41 ist das räumliche Finite-Elemente-Modell zu sehen. Unter Ausnutzung der Symmetrie ist nur ein Viertel der Schlinge modelliert. Für die Schlinge werden aufgrund der Biegeeffekte quadratische Elemente mit einer Elementgröße von 3 mm gewählt. In den Stahlteilen werden lineare Elemente mit einer Kantenlänge von etwa 5 mm verwendet.

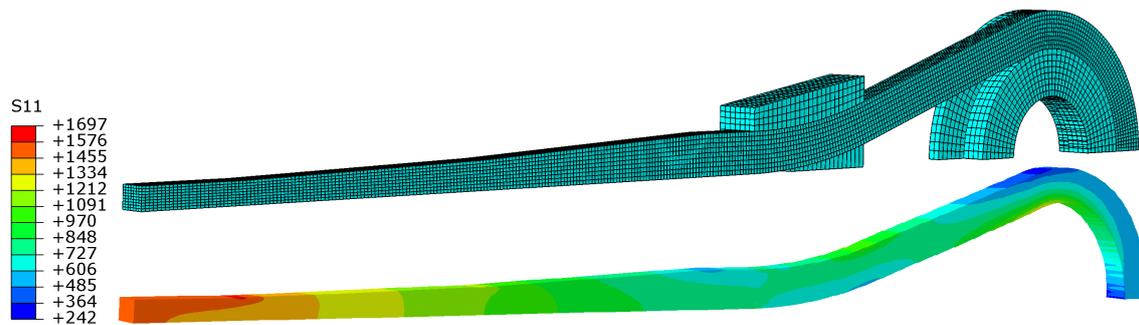


Abb. 5.41 Modell und faserparallele Spannung (S11) der räumlichen Modellierung in [MPa]

Anhand des Ergebnisses für die faserparallele Spannung im CFK (unten in Abbildung 5.41) wird deutlich, dass sich die Lösung im Vergleich zum ebenen Modell nur unwesentlich unterscheidet. Die maximalen Spannungen an der Aufweitung und am Ablösepunkt zeigen ähnliche Werte wie in Abbildung 5.34.

Die Vergleichsspannung im Stahl (Abbildung 5.42) erreicht an der Kontaktfläche zum Ulenkkörper an wenigen Stellen die Fließspannung. In den anderen Bereichen liegt sie unterhalb der Fließspannung. Ein Versagen dieser Teile kann damit ausgeschlossen werden.

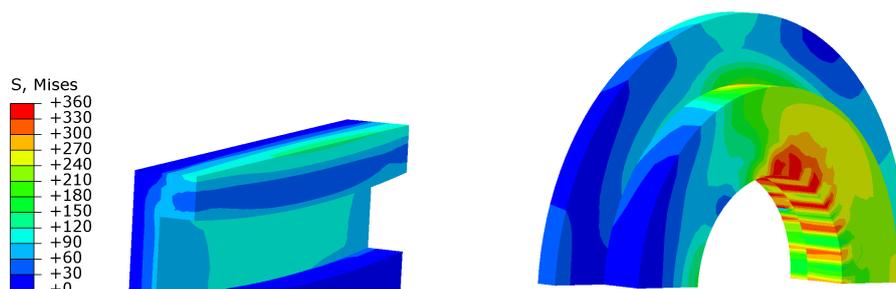


Abb. 5.42 Vergleichsspannungen der Metallteile der räumlichen Modellierung in [MPa]

5.2.10 Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse

Mithilfe der Ergebnisse der numerischen Berechnungen lässt sich ein Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen anstellen. Das Versagen der Verankerung mithilfe der numerischen Berechnung präzise vorherzusagen, ist jedoch nicht möglich. Zum einen liefern verschiedene Bruchkriterien unterschiedliche Ergebnisse und zum anderen wird die Qualität der Herstellung in der Berechnung nicht berücksichtigt. Die Qualität der Herstellung hat jedoch einen entscheidenden Einfluss auf das jeweilige Versuchsergebnis. Der Vergleich zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen erfolgt daher qualitativ.

Die numerischen Berechnungen zeigen, dass die faserparallele Spannung im Bereich der Umlenkung für die Schlinge kleiner ist als für die Schlaufe, siehe Abbildung 5.38. Wird das freie Ende der Schlaufe mit einer Spannung belastet, die der Zugfestigkeit entspricht, übersteigt die faserparallele Spannung die Zugfestigkeit um etwa 30 %. Die maximale faserparallele Spannung in der Schlinge bleibt hingegen unterhalb der Festigkeit. Daraus ist zu schließen, dass die Schlaufe im Experiment bei einer Verankerungsgüte von etwa 70 % versagen würde. Die Schlinge könnte jedoch eine Verankerungsgüte von bis zu 100 % erreichen. Dieser Unterschied der Verankerungsgüten von 30 % konnte bei den Zuggliedern aus duroplastischen Lamellen (siehe Tabelle 5.3) direkt beobachtet werden. Es wurden Verankerungsgüten von etwa 60 % für die Schlaufen und 90 % für die Schlingen erreicht. Die Differenz der Verankerungsgüte stimmt mit der Berechnung überein. Der berechnete Maximalwert wurde jedoch nicht erreicht.

Weiterhin zeigen die numerischen Berechnungen, dass Ort der maximalen faserparallelen Spannung bei Schlaufe und Schlinge unterschiedlich ist. Bei der Schlaufe ist es der Ablösepunkt vom Umlenkkörper und bei der Schlinge der Bereich außerhalb der Verankerung, siehe Abbildung 5.34. Bei den Versuchen mit Schlingen aus Prepreg und thermoplastischen Schlingen (siehe Abbildung 5.2 und 5.10) konnte gezeigt werden, dass die Schlingen außerhalb der Verankerung versagen. Der Ort des Versagens stimmt in Berechnung und Versuch überein.

Die Ergebnisse der Handrechnung und der numerischen Berechnungen legen nahe, dass Schlingen eine höhere Verankerungsgüte als Schlaufen besitzen und eine Verankerungsgüte von bis zu 100 % erreichen können. Dieses Ergebnis wurde mit den Versuchen an thermoplastischen Schlaufen (siehe Tabelle 5.5) bestätigt. Zwei der getesteten Schlingen erreichten eine Verankerungsgüte von 100 %. Viele andere Schlingen erreichten Verankerungsgüten von etwa 90 % und zeigen, dass ihre Tragfähigkeit im Vergleich zu Schlaufen größer ist.

6 Zusammenfassung und Interpretation der Ergebnisse

6.1 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird die Schlinge, eine Schlaufe aus wechselseitig umgeschlagenen Carbonfasern, als innovative und leistungsfähige Verankerung für Zugglieder aus CFK vorgestellt und charakterisiert. Zugglieder aus CFK mit Schlingenverankerungen erfüllen die in Abschnitt 4.1.1 formulierten Anforderungen für Zugglieder aus CFK. Der innovative Ansatz besteht in der Kombination von preisgünstigen pultrudierten Stäben mit der materialgerechten Schlaufenverankerung. Die Stäbe lassen sich in großen Längen herstellen und bilden als Parallelstabbündel einen variablen und biegeweichen Querschnitt. Die materialgerechte und formschlüssige Schlaufenverankerung ist leicht, kompakt und kann ohne Metallkomponenten verwendet werden. Wird die Schlaufenverankerung als Schlinge ausgebildet, erhöht sich ihre Verankerungsgüte, sodass eine hohe Ausnutzung der Zugfestigkeit der Carbonfaser auf der freien Länge möglich ist.

Anhand der Angaben in der Literatur und den Erfahrungen des Autors werden in Abschnitt 4.1.2 der Arbeit Hinweise zur Auslegung der Schlingen gegeben. Dabei sind die entscheidenden Parameter die Wahl der Querschnittsfläche auf der freien Länge, die Festlegung des Innendurchmessers der Schlinge und die Abmessungen der zu verwendenden Stäbe. Mithilfe dieser Angaben und den in Abschnitt 4.2 beschriebenen Herstellungsverfahren wurden Schlingen und Zugglieder mit Schlingenverankerungen für Untersuchungszwecke hergestellt.

Es werden drei verschiedene Verfahren zur Herstellung der Schlingen beschrieben. Die Schlingen entstanden je nach Herstellungsverfahren auf der Basis von Prepreg, auf der Basis von pultrudierten duroplastischen Lamellen oder auf der Basis von thermoplastischen Bändern bzw. Lamellen. Die Form der Schlingen wird dabei immer auf die gleiche Weise gebildet, indem die endenden Carbonfasern bzw. Stäbe in zwei Gruppen aufgeteilt werden und wechselseitig um einen Umlenkkörper geschlagen werden, siehe Abbildung 4.1. Beim Umschlagen entsteht die Schlaufenform und ein Überlappungsbereich, in dem die endenden mit den ankommenden Fasern schubfest miteinander verbunden werden. Im Überlappungsbereich sinkt mit dem größeren Querschnitt die faserparallele Spannung, sodass die zusätzlichen Beanspruchungen an der Umlenkung besser aufgenommen werden können.

Das Herstellungsverfahren auf der Basis von pultrudierten Stäben aus Abschnitt 4.2.2 ist mit dem heutigen Stand der Technik gut umsetzbar. Die erforderlichen Stäbe sind mit verschiedenen Querschnitten, Fasern und Matrixsystemen verfügbar. Es gibt international eine Vielzahl von Herstellern, die typische Querschnitte anbieten und auch nach

individuellen Wünschen produzieren. Das Kleben der Lamellen mit Epoxidharzkleber von Hand ist aufwendig. Für eine kommerzielle Produktion hat die Verwendung einer (teil-)automatisierten Vorrichtung das Potenzial, den Aufwand zu reduzieren und die Ausführungsqualität zu steigern. Denkbar ist beispielsweise die Verwendung von Prepregschichten in der Klebefläche. Ein wichtiger Aspekt ist das straffe Anordnen der Stäbe, sodass bei Belastung eine gleichmäßige Dehnungsverteilung über den Querschnitt auf der freien Länge entsteht.

Das Herstellungsverfahren auf der Basis von thermoplastischen Lamellen ist das schnellste Verfahren. Das eigentliche Heißpressen der Schlingen erfolgt definiert und ohne zusätzlichen Kleber in einem Werkzeug innerhalb weniger Minuten. Das Erhitzen und Abkühlen des Werkzeugs verbrauchte bisher jedoch viel Zeit. Beim Aufschmelzen der Matrix verschoben sich die Carbonfasern und lagen nicht mehr parallel im Bauteil, obwohl sie zusätzlich gespannt wurden. Für Zugglieder mit Schlingenverankerungen aus thermoplastischen Lamellen muss ein besseres Herstellungsverfahren entwickelt werden.

Das Ablegen der Lamellen mit einem automatisch geführtem Ablegekopf, der sie an der Oberfläche verschweißt, ist ein vielversprechendes Herstellungsverfahren für Schlingen aus Lamellen mit thermoplastischer Matrix, bei dem die Lamellen nicht vollständig aufgeschmolzen werden. Momentan ist die Verfügbarkeit von thermoplastischen pultrudierten Stäben noch eingeschränkt. Es ist aber zu erwarten, dass es in naher Zukunft mehr Produzenten gibt, da im Bereich der Produktionstechnik für thermoplastischen carbonfaserverstärkten Kunststoff viel Entwicklung stattfindet.

Im experimentellen Teil der Arbeit werden die Ergebnisse der Untersuchungen an den verschiedenen Schlingen und Zuggliedern aus Tabelle 4.3 auf Seite 113 erläutert. Es wird gezeigt, dass die Verankerungsgüte der Schlingen höher ist als die Verankerungsgüte üblicher Schlaufen. Durch den vergrößerten Querschnitt an der Umlenkung verlagert sich der Bruch von der Schlaufe zur freien Länge des Zugglieds. Bei den Versuchen an Schlingen auf der Basis von Prepreg (Tabelle 5.1) und thermoplastischen Bändern (Tabelle 5.4) konnten Verankerungsgüten von bis zu 93 % bzw. 100 % erreicht werden. Die Prüfkörper wurden am freien Ende der Schlinge zwischen die hydraulischen Klemmbacken der Prüfmaschine eingeklemmt.

Weiterhin wurden Zugglieder mit Schlingenverankerung getestet. Die Ergebnisse sind in den Tabellen 5.2, 5.3 und 5.6 zusammengefasst. Die Zugglieder aus duroplastischen Lamellen erreichten eine maximale Verankerungsgüte von 92 %, die einer mittleren Zugspannung von 2850 MPa entspricht. In mehreren Großversuchen wurden Zugglieder aus duroplastischen Lamellen mit rechnerischen Bruchkräften von 1 MN bis 2 MN bis zum Bruch getestet (Abschnitt 5.1.9), wobei eine maximale Verankerungsgüte von 90 % erreicht wurde.

Weiterhin wurden drei Großversuche an Zuggliedern mit Schlingenverankerungen aus gepressten thermoplastischen Bändern bzw. Lamellen durchgeführt. Die Herstellungsqualität dieser Zugglieder hat bisher nicht überzeugen können. Es wurde eine maximale Verankerungsgüte von nur 30 % erreicht. Die Carbonfasern bleiben in dem großen aufgeschmolzenen

Volumen nicht gerade und straff, sodass der Querschnitt bei Belastung frühzeitig versagt. Das Herstellungsverfahren sollte so verändert werden, dass die Lamellen nicht mehr vollständig aufgeschmolzen werden sondern nur die zu klebenden Oberflächen. Auf diese Weise bleiben die Fasern parallel zueinander orientiert.

Die untersuchten Zugglieder aus Prepreg erreichten eine Verankerungsgüte von 93%, die bei steigender Anzahl der Lagen jedoch abnahm. Je mehr Lagen parallel zueinander angeordnet werden, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit, dass es Differenzen in der Länge der einzelnen Schichten gibt. Zudem kann durch die größere Höhe Schubspannungsversagen anstelle von Faserbruch maßgebend werden. Genaue Angaben zu den geometrischen Verhältnissen der Schlinge, die zu Schubspannungsversagen führen, können nicht gemacht werden.

Die Zugglieder aus Prepreg wurden für die Untersuchungen des Ermüdungs- und Dauerstandsverhaltens verwendet. Anhand eines Ermüdungsversuchs, der in Abschnitt 5.1.7 dokumentiert ist, konnte keine Abminderung der Tragfähigkeit durch die zuvor aufgebrachte Zugschwellbeanspruchung mit 2 Millionen Lastwechseln festgestellt werden.

In Abschnitt 5.1.8 zum Dauerstandsversuch wird gezeigt, dass sich das Zugglied mit Schlingenverankerungen unter Dauerlast verformt. Der Großteil der Verformung stellt sich in den ersten zwei Monaten nach Beginn der Belastung ein. Anhand einer beispielhaften Extrapolation wird überschlagen, dass nach 50 Jahren bei einer Länge von 64 m mit einer Längenänderung aus Kriechen eines Zugglieds mit seitlich ungestützten Schlingen von einem Promille zu rechnen ist. Zugglieder mit seitlich gestützten Schlingen sollten sich wesentlich weniger verformen.

Prof. Meier [181] ergänzte die Abbildung 2.13 mit den Ergebnissen von Winistörfer. In Abbildung 6.1 ist sein Diagramm dargestellt (graue Werte) und mit einem Teil der Ergebnisse aus dieser Arbeit ergänzt (schwarze Werte). Es ist zu erkennen, dass die Verankerungsgüte der Schlingen diejenige der Schlaufen in vielen Fällen übersteigt. Für die Werte aus Tabelle 5.2 ist eine Abminderung der Verankerungsgüte bei steigendem Radienverhältnis zu beobachten. Aus den Werten der Tabelle 5.3 kann der Unterschied der Verankerungsgüte zwischen Schlaufen und Schlingen abgelesen werden.

In Abschnitt 5.2 werden anhand einer Beispielgeometrie numerische Berechnungen an einer Schlinge angestellt. Zunächst werden die maßgebenden Unterschiede in den Schnittgrößen und Spannungen zwischen Schlaufe und Schlinge mit einer Handrechnung abgeschätzt. Dann wird das Modell des orthotropen Rohrs unter Innendruck um die Lösung zur Schlinge ergänzt, um das Potenzial der höheren Verankerungsgüte aufzuzeigen. Der theoretische Ansatz des orthotropen Rohrs zeigt, dass das Versagen auf der freien Länge für ein Radienverhältnis von etwa $r_a/r_i^{Schlinge} \leq 1,5$ stattfindet. Weiterhin werden anhand eines einfachen Stabmodells die Schnittgrößen von Schlaufe und Schlinge berechnet und miteinander verglichen. Dabei wird deutlich, dass die maximale faserparallele Zugspannung in der Schlinge kleiner ist als die der Schlaufe und dass die Schubspannung in beiden Fällen gleich groß ist.

Für die Berechnung mit finiten Elementen werden je ein ebenes und ein räumliches Modell der Schlinge und zwei Detailmodelle verwendet. Am ebenen Modell wird deutlich, dass

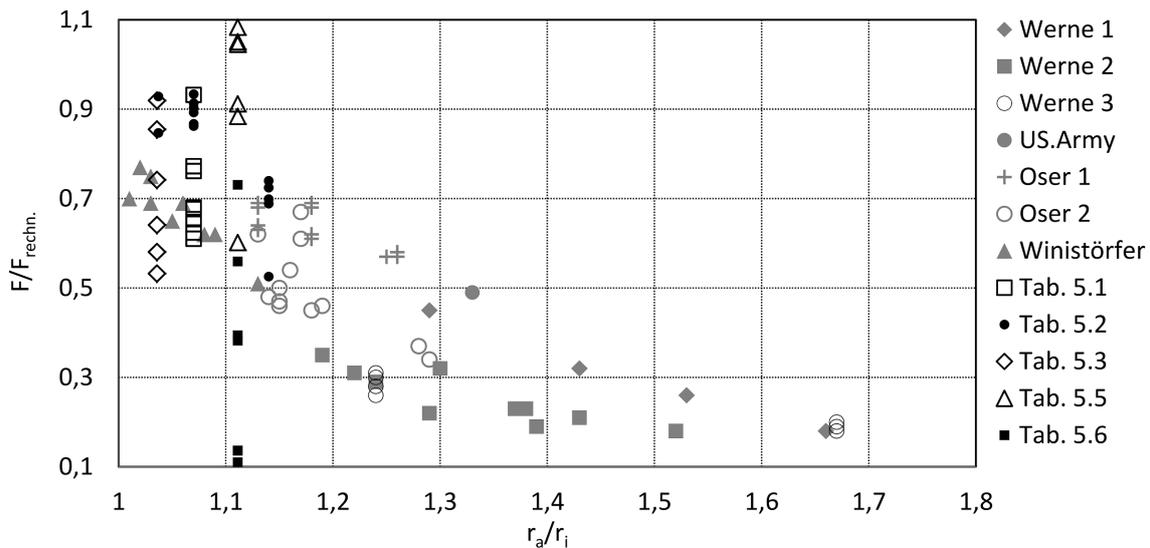


Abb. 6.1 Verankerungsgüten von Schlaufen (grau) und Schlingen (schwarz)

die beiden Punkte mit hohen faserparallelen Zugspannungen am Anfang der Aufweitung und am Ablösepunkt der Schlinge vom Umlenkörper liegen. Anhand des Detailmodells der Aufweitung (Abbildung 5.35) wird deutlich, dass die Zugfestigkeit des CFKs an dieser Stelle nur unwesentlich überschritten wird. Das Versagen des Querschnitts auf der freien Länge kann jedoch von dieser erhöhten Spannung ausgelöst werden.

Anhand des Detailmodells des Ablösepunkts kann gezeigt werden, dass die Überlagerung der Zugspannung aus der Zugkraft mit der Zugspannung aus Biegung bei Schlingen nicht zur Überschreitung der Zugfestigkeit an dieser Stelle führt, siehe Abbildung 5.36. Das Versagen der Schlingen findet laut des Berechnungsmodells und den Erfahrungen der experimentellen Untersuchungen nicht an diesem Punkt statt. Damit unterscheiden sich die Schlingen von Schlaufen, die üblicherweise am Ablösepunkt versagen.

Mithilfe der gegebenen Geometrie werden Vergleichsberechnungen am ebenen Modell durchgeführt. Dabei wird untersucht, wie sich die Eigenschaften Umlenkkörpergeometrie, Schubverbund entlang der Umlenkung und Reibung am Umlenkörper auf die Spannungsverteilungen von Schlaufen und Schlingen auswirken.

Bei der räumlichen Berechnung werden die Ergebnisse der ebenen Berechnung bestätigt und die Tragfähigkeit von Umlenkkörper und Querzughülse nachgewiesen. Anschließend werden die numerischen Ergebnisse qualitativ mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

Anhand der experimentellen, analytischen und numerischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass Schlingen eine leistungsfähige Verankerung für Zugglieder aus CFK darstellen. Die zu Beginn der Arbeit (Seite v) formulierten Thesen zu Schlingen können mithilfe der dargestellten Ergebnisse bestätigt werden.

6.2 Ausstehende Untersuchungen

Bei den durchgeführten Untersuchungen wurde an vielen Stellen deutlich, dass die Qualität der Herstellung von Zuggliedern aus CFK eine entscheidende Rolle spielt. Durch das fehlende plastische Verformungspotenzial können sich Spannungs- bzw. Dehnungsunterschiede zwischen den Fasern nicht umlagern, sodass die am stärksten beanspruchte Faser zuerst versagt. Oft führen diese ersten Faserbrüche zu einer Querschnittsschwächung und leiten damit das Versagen des Gesamtquerschnitts ein.

Bevor Zugglieder mit Schlingen weiteren detaillierten Untersuchungen unterzogen werden, sollte ein Herstellungsverfahren ausgewählt und optimiert werden. Als notwendige Voraussetzung muss die Anordnung der Fasern in den verwendeten Stäben gleichmäßig und möglichst parallel über die gesamte Länge sein. Zum anderen muss das Herstellungsverfahren so verbessert werden, dass die Stäbe auf der freien Länge möglichst keine Längenunterschiede aufweisen. Je kürzer die Länge des Zugglieds ist, desto stärker wirkt sich die unterschiedliche Länge der Einzellamellen auf die Tragfähigkeit aus. Durch das Anformen der Schlinge darf sich die Faseranordnung auf der freien Länge nicht verschlechtern. Wenn diese Randbedingungen erfüllt werden, kann das Potenzial der Schlingen optimal ausgenutzt werden. Zwei Verfahren scheinen vielversprechend, das Kleben von duroplastischen Lamellen mit Zwischenschichten aus Prepreg und das oberflächliche Verschweißen von thermoplastischen Lamellen.

Der festgestellte Einfluss der Querkraft und Schubspannung auf das Versagen von Schlingen muss genauer untersucht werden. Dabei sollten Grenzwerte für das Radienverhältnis r_a/r_i ermittelt werden, um Schubversagen ausschließen zu können.

Ein wichtiges zu untersuchendes Teilgebiet ist das Brandverhalten von Zuggliedern aus CFK. Hier ist insbesondere das Tragverhalten unter Temperatur und Beflammung interessant. Zum Vergleich sollten verschiedene Zugglieder für diese Branduntersuchungen ausgewählt werden, die kompakte und gegliederte Querschnitte aufweisen und mit duroplastischen als auch mit thermoplastischen Kunststoffen hergestellt worden sind.

Die Dauerhaftigkeit der Matrix bzw. der Klebeverbindung ist eine wichtige Fragestellung, die mit Unterstützung von Experten der Chemie geklärt werden muss. Einige Punkte sind die UV-Beständigkeit, die Gefahr von Beschädigung durch eindringende Feuchte, Frost-Tau-Wechsel und die oxidierende Wirkung der Carbonfasern bei Kontakt mit Metallen.

Die dynamischen Eigenschaften von Zuggliedern aus CFK unter Anregung durch Wind sollten experimentell untersucht werden. Durch die höheren Eigenfrequenzen von Zuggliedern aus CFK könnten heutige Probleme mit windinduzierten bzw. Wind-Regen-induzierten Schwingungen umgangen werden.

Literaturverzeichnis

- [1] Achterberg, M.: *Verstärkung von Bolzenverbindungen bei multiaxialen CFK-Laminaten*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2014
- [2] Aker Solutions: *Keep Your Field Flowing: Continuous Connectivity Between the Seabed and the Surface*. Produktbroschüre, 2013
- [3] Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A.: *Experimental and Analytical Investigation of a Stainless Steel Anchorage for CFRP Pretensioning Tendons*. PCI Journal 46, 2001, Nr. 4, S. 88–100
- [4] Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A.: *Mechanical Behavior of CFRP Rod Anchors under Tensile Loading*. Journal of Composites for Construction 5, 2001, Nr. 2, S. 128–135
- [5] Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A.: *Novel Anchor System for CFRP Rod: Finite-Element and Mathematical Models*. Journal of Composites for Construction 11, 2007, Nr. 5, S. 469–476
- [6] Al-Mayah, A.; Soudki, K.; Plumtree, A.: *Simplified Anchor System for CFRP Rods*. Journal of Composites for Construction 17, 2013, Nr. 5, S. 584–590
- [7] Al-Mayah, A., Soudki, K.; Plumtree, A.: *Tension Anchorage System*. Patent US 0279622 A1, Anmelder: University of Waterloo, 2008
- [8] American Concrete Institute: *ACI 440.4R-04: Prestressing Concrete Structures with FRP Tendons*. 2004
- [9] Andrä, H.-P.: *Brückensanierung mit CFK-Lamellenspanngliedern*. Faserverbundwerkstoffe. Innovation im Bauwesen, 2005, S. 65–76
- [10] Andrä, H.-P.; Burghagen, K.; Häberle, U.; Svensson, N.: *Geh- und Radwegbrücke Weil der Stadt*. Bauingenieur 82, 2007, S. 341–345
- [11] Andrä, H.-P.; König, G.; Maier, M.: *Einsatz von vorgespannten Kohlefaserlamellen als Oberflächenspannglieder*. Beton- und Stahlbetonbau 96, 2001, Nr. 12, S. 737–747
- [12] Andrä, H.-P.; Maier, M.: *Diagnostic Analysis and Therapy of Severely Cracked Bridges*. Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting, 2009, S. 55–64
- [13] Andrä, H.-P.; Maier, M.; Beyerlein, R.: *Anchoring for Strip-Shaped Traction Elements on Supporting Structures*. Patent US 2006/0272246 A1, 2006
- [14] Association for Advanced Composite Technology on Construction Field: *The Herning Bridge: Pedestrian Overpass a Railway Line*. 1999

- [15] Bach, C.: *Beitrag zur Modellierung des Schwingermüdungsverhaltens und zur rechnerischen Lebensdaueranalyse von endlos kohlenstofffaserverstärkten Vinylester-Matrixsystemen*. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern, 2007
- [16] Bakis, C. E.; Bank, L. C.; Brown, V. L.; Cosenza, E.; Davalos, J. F.; Lesko, J. J.; Machide, A.; Rizkalla, S. H.; Triantafillou, T. C.: *Fiber-Reinforced Polymer Composites for Construction: State of the Art Review*. Journal of Composites for Construction 6, 2002, Nr. 5, S. 73–87
- [17] Bank, L. C.: *Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials*. Hoboken and N.J.: John Wiley & Sons, 2006
- [18] Bansemir, H.: *Festigkeit von dynamisch beanspruchten Krafteinleitungen für Faser-verbundrotoren*. DLRG Jahrestagung, 1987, Nr. UD 517-87 PUB
- [19] BASF: *Ultramid B3S*. Produktbroschüre, 2008
- [20] BASF: *Ultramid (PA)*. Produktbroschüre, 2013
- [21] Bäumker, M.: *Rechenverfahren in der Ingenieurvermessung*. Skript. Fachhochschule Bochum, 2015
- [22] BBR: *BBR Composite Tethers Provide Five-Fold Tensile Strength Increase for TLPs*. Offshore, 1999, Nr. 9
- [23] Belarbi, A.; Chandrashekhara, K.; Watkins, S. E.: *Manufacture and Performance Evaluation of FRP Rebar Featuring Ductility and Health Monitoring Capability*. University of Missouri-Rolla, 1999
- [24] Bennitz, A.: *Mechanical Anchorage of Prestressed CFRP Tendons: Theory and Tests*. Lizentiatsarbeit. Luleå University of Technology, 2008
- [25] Bennitz, A.; Schmidt, J. W.; Täljsten, B.: *Failure Modes of Prestressed CFRP Rods in a Wedge Anchored Set-Up*. Advanced Composites in Construction (ACIC), 2009, S. 104–114
- [26] Bergmeister, K.: *Kohlenstofffasern im Konstruktiven Ingenieurbau*. Berlin: Ernst & Sohn, 2003
- [27] Berufsgenossenschaft der Bauwirtschaft: *Praxisleitfaden für den Umgang mit Epoxidharzen*. 2010
- [28] Bleicher, A.: *Aktive Schwingungskontrolle einer Spannbandbrücke mit pneumatischen Aktuatoren*. Dissertation. Technische Universität Berlin, 2011
- [29] Böder, H.; Golden, D.; Rose, P.; Wurmseher, H.: *Kohlenstofffasern: Herstellung, Eigenschaften, Verwendung*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 11, 2004, Nr. 8, S. 275–281

-
- [30] Borosnyoi, A.: *Serviceability of CFRP Prestressed Concrete Beams*. Dissertation. Budapest University of Technology and Economics, 2002
- [31] Botker, S.; Johannessen, T. B.: *Composite Risers and Tethers: The Future for Deep Water TLPs*. Offshore, 2002
- [32] Brandenburger: *BRA-GLA SI: Hightech-Isolationswerkstoff für extreme Belastungen*. Produktbroschüre, 2014. www.brandenburger.de
- [33] Braschos, E.: *Faserkabel statt Reckstangen*. SegelReporter, 2015
- [34] Burningham, C. A.: *Development of a Carbon Fiber reinforced Polymer Prestressing System for Structural Applications*. Dissertation. University of Utah, 2011
- [35] Burningham, C. A.; Pantelides, C. P.; Reaveley, L. D.: *New Unibody Clamp Anchors for Posttensioning Carbon Fiber Reinforced Polymer Rods*. PCI Journal 59, 2014, Nr. 1, S. 103–113
- [36] Burtscher, S. L.: *Neue Keilverankerung zum Vorspannen von CFK-Zugelementen*. Fortbildungsveranstaltung der Sektion Spannbeton zusammen mit dem Institut für Tragkonstruktionen der TU Wien, 2005
- [37] Burtscher, S. L.: *Wedge Anchorage for CFRP Strips*. Journal of Composites for Construction 12, 2008, Nr. 4, S. 446–453
- [38] Burtscher, S. L.: *Anchoring for Pre-tensioned and/or Stressed Tensile Elements*. Patent US 7857542 B2, Anmelder: Austria Wirtschaftsservice, 2010
- [39] Camanho, P. P.; Matthews, F. L.: *A Progressive Damage Model for Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates*. Journal of Composite Materials 33, 1999, Nr. 24, S. 2248–2280
- [40] Canadian Standards Association: *S806-12: Design and Construction of Building Structures with Fibre-reinforced Polymers*. Mississauga, Kanada, 2012
- [41] Carbo-Link: *Solid Carbon Furling Cables: Torsionally Stiff, Long Lasting, without Environmental Degradation*. Produktbroschüre. www.carbo-link.com
- [42] Carbon Composites e.V.: *Composites-Marktbericht 2014: Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*. 2014
- [43] Carbon Composites e.V.: *Composites-Marktbericht 2015: Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*. 2015
- [44] Choi, D.; Ha, S.; Kin, K.: *Use of Uni-Axial Pseudo-Ductile Hybrid FRP Sheet to Strengthen Existing Reinforced Concrete Flexural Members*. 2nd Asia-Pacific Conference on FRP in Construction (APFIS), 2009

- [45] Collings, T. A.: *The Strength of Bolted Joints in Multi-directional CFRP Laminates*. British Royal Aircraft Establishment, 1975, Nr. 1380
- [46] COMAT Composites Materials GmbH: *Krafteinleitungselement für Faserverbundstreben in Flugzeugen*. Patent DE 202008008215 U1, Anmelder: COMAT Composites Materials GmbH, 2008
- [47] Conen, H.: *Deformation und Versagen von GFK-Strangschlaufen*. Kunststoffe 56, 1966, Nr. 9
- [48] Correia, L.; Teixeira, T.; Sena-Cruz, J.; Michels, J.: *Flexural Strengthening of RC Slabs with Prestressed CFRP Strips Using Different Anchorage Systems*. 7th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2014, S. 1–6
- [49] Correia, L.; Teixeira, T.; Sena-Cruz, J.; Michels, J.: *Flexural Strengthening of RC Slabs with Prestressed CFRP Strips Using Different Anchorage Systems*. Composites Part B 81, 2015, S. 158–170
- [50] Cowi: *Herning CFRP bridge*. www.cowi.com
- [51] Crews, J.: *Bolt-Bearing Fatigue of a Graphite/Epoxy Laminate*. Technical Memorandum 81851. Nasa, 1980
- [52] Czaderski, C.; Motavalli, M.; Winistörfer, A. U.: *Prestressed Shear Strengthening of a Box Girder Bridge with Nonlaminated CFRP Straps*. Fourth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2008
- [53] Dawson, D.: *Composites Connect with the World of Cabling*. Composites World, 2006, Nr. 2
- [54] Decker, T.: *Verfahren zur Ausbildung einer Verankerung eines länglichen Faserverbundteils*. Patent EP 1820999 A2, Anmelder: Faigle Kunststoffe Gesellschaft, 2007
- [55] Decker, T.: *Faserverbundkunststoffe verbessern Zugstangen*. Maschinenmarkt, 2012. www.maschinenmarkt.de
- [56] Demelt, P.: *Vorspannung von Windkrafttürmen aus Stahlbetonfertigteilen*. Diplomarbeit. Technische Universität Dresden, 2012
- [57] Department of Defense: *Polymer Matrix Composites: Material Properties*. Composite Materials Handbook 2, 2002, Nr. MIL-HDBK-17-2F
- [58] Detke, A.: *Herstellung von Lamellenankern und Carbonschlaufen mit verschiedenen Geometrien*. Praktikumsbericht. SGL, 2014
- [59] Deuring, M.: *Verstärken von Stahlbeton mit gespannten Faserverbundwerkstoffen*. Dissertation. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 1993

-
- [60] DIN: *DIN 65562 Faserverstärkte Kunststoffe: Prüfung von multidirektionalen Laminaten. Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit: Norm.* 1991
- [61] DIN: *DIN 18800 Stahlbauten: Teil 1 - Bemessung und Konstruktion: Norm.* 2008
- [62] Doerstelmann, M.; Knippers, J.; Koslowski, V.; Magna, R.; Menges, A.; Prado, M.; Schieder, G.; Vasey, L.: *ICD/ITKE Research Pavilion 2014–15: Fibre Placement on a Pneumatic Body Based on a Water Spider Web.* Architectural Design 85, 2015, Nr. 5, S. 60–65
- [63] Doerstelmann, M.; Knippers, J.; Menges, A.; Parascho, S.; Prado, M.; Schwinn, T.: *ICD/ITKE Research Pavilion 2013–14: Modular Coreless Filament Winding Based on Beetle Elytra.* Architectural Design 85, 2015, Nr. 5, S. 54–59
- [64] dpp: *High Performance Micro Pultrusion Profiles.* Produktbroschüre, 2014
- [65] Durech, D.; Girgle, F.; Horak, D.; Lanikovca, I.; Stepanek, P.: *Anchoring Method for Prestressing of FRP Reinforcement.* 35th Conference on Our World in Concrete and Structures (OWICS), 2010
- [66] Dywidag-Systems-International: *Dywicarb: Dywidag Carbon Tension Element.* Produktbroschüre
- [67] Dywidag-Systems-International: *Image Broschüre Suspa-Systems.* 2006
- [68] Eibl, J.: *Zur Berechnung von Spannbandbrücken.* Düsseldorf: Werner-Verlag, 1973
- [69] Ekau, S.: *Möglichkeiten zur Verseilung von Carbonstäben.* Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2016
- [70] El-Hacha, R.; Elbadry, M.: *Strengthening Concrete Structures with Externally Prestressed Carbon Fiber Composite Cables: Experimental Investigation.* PTI Journal 4, 2006, Nr. 2, S. 53–70
- [71] El-Tahan, M.; Galal, K.; van Hoa, S.: *New Thermoplastic CFRP Bendable Rebars for Reinforcing Structural Concrete Elements.* Composites Part B 45, 2013, S. 1207–1215
- [72] Elrefai, A.; West, J. S.; Soudki, K.: *Performance of CFRP Tendon–Anchor Assembly under Fatigue Loading.* Composite Structures 80, 2007, S. 352–360
- [73] Eriksson, I.: *On the Bearing Strength of Bolted Graphite/Epoxy Laminates.* Journal of Composite Materials 24, 1990, S. 1246–1269
- [74] Erki, M. A.; Rizkalla, S. H.: *Anchorage for FRP Reinforcement.* Concrete International: Design and Construction 15, 1993, Nr. 6, S. 54–59
- [75] European Organisation for Technical Approvals: *ETAG 013: Guideline for European Technical Approval of Post-Tensioning Kits for Prestressing of Structures.* 2002

- [76] www.pultruders.com/en/pultrusion.html
- [77] Fan, H.; Vassilopoulos, A. P.; Kebabze, E.: *Experimental and Numerical Investigation of Tensile Behavior of Non-laminated CFRP Straps*. Composites Part B 91, 2016, S. 237–336
- [78] Farquhar, D. S.; Mutrelle, F. M.; Phoenix, S. L.; Smith, R. L.: *Lifetime Statistics for Single Graphite Fibres in Creep Rupture*. Journal of Material Science 24, 1989, Nr. 6, S. 2151–2164
- [79] Federation Internationale du Beton (fib): *Acceptance of Stay Cable Systems Using Prestressing Steels*. fib Bulletin 30, 2005
- [80] Feng, P.; Ye, L.; Teng, J. G.: *Large-Span Woven Web Structure Made of Fiber-Reinforced Polymer*. Journal of Composites for Construction 11, 2007, Nr. 2, S. 110–119
- [81] Feyrer, K.: *Pressure between Tape and Pulley*. OIPEEC-Bulletin 52, 1986, S. 23–31
- [82] Feyrer, K.: *Stehende Drahtseile und Seilendverbindungen*. Ehningen: Expert Verlag, 1990
- [83] Feyrer, K.: *Drahtseile: Bemessung, Betrieb, Sicherheit*. Springer, 2000
- [84] FibreMax: *FibreMax Carbon Cables*. Produktbroschüre. www.fibremax.nl
- [85] Fischli, F.; Clenin, R.; Silva, A.; Chaemmangkang, P.: *Strengthening of Structures with the Carbostress System*. 1st Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS), 2007, S. 387–392
- [86] Foto: *Herstellungsverfahren Duroplastwickeln*. www.lawrietechnology.com/cm.html
- [87] Foto: *Herstellungsverfahren Pullwinding*. www.compositesworld.com/blog/post/carbon-fiber-cryotank-angles-for-a-place-in-heavy-lift-launch-systems
- [88] Foto: *Herstellungsverfahren Strangziehen*. Quelle: Maarten van Dijk
- [89] Foto: *Herstellungsverfahren Thermoplastwickeln*. www.compositesworld.com/blog/post/carbon-fiber-cryotank-angles-for-a-place-in-heavy-lift-launch-systems
- [90] Foto: *Radiuspultrudiertes Profil*. www.konstruktionspraxis.vogel.de, 2009
- [91] Foto: *Gebogener thermoplastischer Stab MST-BAR*. www.bandbfrp.com, 2012
- [92] Foto: *Gekrümmter Bewehrungsstab Combar*. www.schoeck-combar.com, 2012
- [93] Foto: *Ringseildach an der Technischen Universität Berlin*. Rimini Berlin (Beckmann T.), 2014

-
- [94] Fraunhofer IPT: *Tape- und Prepreg-Verarbeitung*. Produktbroschüre, 2015
- [95] Freyssinet: *The Benchmark for Specialized Civil Engineering*. Produktbroschüre, 2011
- [96] Fu, Y.; Li, H.; Fei, J.; Yang, G.: *Study on Friction Performance of Carbon/Carbon Composite under Lubrication Condition*. 17th International Conference on Composite Materials (ICCM), 2009
- [97] Fujifilm: *Fuji Prescale Film: Instruction Manual*. Produktbroschüre, 2015. www.fujifilm.eu
- [98] Future Fibres: *Enabling Innovative Bridge Design*. www.futurefibres.com
- [99] Future Fibres: *Innovation in Fibre*. Bericht, 2012. www.futurefibres.com
- [100] Gamstedt, E. K.; Talreja, R.: *Fatigue Damage Mechanisms in Unidirectional Carbon-Fibre-Reinforced Plastics*. Journal of Material Science 34, 1999, S. 2535–2546
- [101] Gao, J.; Chen, C. M.; Winistörfer, A. U.; Meier, U.: *Proposal for the Application of Carbon Fiber Reinforced Polymers (CFRP) for Suspenders of Arch Bridges in China*. 2nd Conference on Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures (SMAR), 2013
- [102] Gaubinger, B.: *Entwicklung einer Vergussverankerung für vorgespannte CFK-Zugglieder*. Dissertation. Technische Universität Wien, 2003
- [103] Geffroy, R.-L.: *The Laroin Footbridge with Carbon Composite Stay-cables*. Footbridge, 2002, S. 191
- [104] Goldack, A.; Schlaich, M.; Meiselbach, M.: *Stress Ribbon Bridges: Mechanics of the Stress Ribbon on the Saddle*. Journal of Bridge Engineering, 2016, Nr. 1
- [105] Goldmann, S.: *Carbon für die Hänger einer GFK-Fußgängerbrücke*. Masterarbeit. Technische Universität Berlin, 2014
- [106] Gößl+Pfaff: *GP 11: Pastöser 2K-EP-Konstruktionsklebstoff*. Produktbroschüre, 2015
- [107] Gößl+Pfaff: *GP 49: Pastöser 2K-EP-Konstruktionsklebstoff*. Produktbroschüre, 2015
- [108] Grace, N. F.: *First CFRP Bridge in the USA*. Construction and Technology 93, 2003, Nr. 2, S. 1–4
- [109] Grace, N. F.: *Fiber Reinforced Polymers*. Precast Solutions 9, 2008, S. 8–14
- [110] Grace, N. F.; Bebawy M.; Ushijima K.: *Field Application of Composite Post-Tensioning System*. Concrete International, 2014, Nr. 11, S. 39–42

- [111] Grace, N. F.; Navarre, F. C.; Nacey, R. B.; Bonus, W.; Collavino, L.: *Design-Construction of Bridge Street Bridge: First CFRP Bridge in the United States*. PCI Journal 47, 2002, Nr. 5, S. 20–35
- [112] Gustafson, C.-G; Echtermeyer, A.: *Long-term Properties of Carbon Fibre Composite Tethers*. International Journal of Fatigue 28, 2006, S. 1353–1362
- [113] Häberle, B.: *Pressung zwischen Drahtseil und Seilscheibe*. Dissertation. Universität Stuttgart, 1995
- [114] Hashin, Z.: *Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites*. Journal of Applied Mechanics 47, 1980, Nr. 2, S. 329–334
- [115] Havar, T.: *Beitrag zur Gestaltung und Auslegung von 3D-verstärkten Faserverbundschlaufen*. Dissertation. Universität Stuttgart, 2002
- [116] Henkel: *Frecote: Formentrennmittel für Mehrfachentformungen*. Produktbroschüre
- [117] Herbst, R.: *Technische Keramik: Fachinfo und Werkstoffüberblick*. Produktbroschüre, 2015
- [118] Herrington, P. D.; Sabbaghian, M.: *Effect of Radial Clearance between Bolt and Washer on the Bearing Strength of Composite Bolted Joints*. Journal of Composite Materials 26, 1992, Nr. 12, S. 1826–1843
- [119] Hohberg, F.: *Experimentelle Ermittlung der radialen Pressung bei der Umlenkung von Carbonfasern*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2015
- [120] Hohberg, N.: *Experimentelle Untersuchungen an neuartigen Carbonschlaufen mit thermoplastischer Matrix*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2015
- [121] Horvatits, J.: *Erstmaliger Einsatz von CFK – Spanngliedern im Österreichischen Brückenbau*. Beton- und Stahlbetonbau 100, 2005, S. 101–104
- [122] Horvatits, J.: *Segmentierte Vergussverankerung für Spannglieder mit Kohlenstofffaserverbundkunststoff*. Dissertation. Universität Wien, 2008
- [123] Horvatits, J.; Gaubinger, B.; Dorn, M.; Cserno, T.; Kollegger, J.: *Entwicklung einer Vergussverankerung aus Faserverbundkunststoff*. Bauingenieur 79, 2004, S. 101–110
- [124] Huster, U.; Brönnimann, R.; Winistörfer, A. U.: *Strengthening of a Historical Roof Structure with CFRP-Straps*. 4th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2008
- [125] Hwash, M.: *Umgeleitete Lamellen aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff als freistehende Spannglieder im Konstruktiven Ingenieurbau*. Dissertation. Universität Stuttgart, 2013

-
- [126] Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e.V. (AVK): *Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. 3. Auflage. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010
- [127] Institut für Luft- und Raumfahrttechnik: *Faserverbundtechnologie und Design*. Vorlesungsunterlagen. Technische Universität Berlin, 2013
- [128] ISIS: *An Introduction to FRP Composites for Construction*. 2006
- [129] Jackson, D.: *Taking a New Technology to Deepwater*. Offshore 65, 2005, Nr. 11
- [130] Jackson, D.; Shephard, B.; Kebabdz, E.; Castellares, L. G.; Araujo, R. T.; Rossi, R.; Goncalves, R. C.: *CFRP Mooring Lines for Modu Applications*. Deep Offshore Technology Conference, 2004
- [131] Jackson, D.; Teles, R.; Hines, F.: *Carbon Fiber Shows Potential for Deepwater, Ultra-Deep Mooring*. Offshore 66, 2006, Nr. 1
- [132] Japan Society of Civil Engineers: *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*. Tokyo, 1997
- [133] Jing, Z.; Tanqing, L.; Shijian, X.; Mi, Z.: *An Innovative External Prestressing Method with Carbon Fiber Sheet Anchored to Structures*. China Civil Engineering Journal 40, 2007, Nr. 1, S. 15–19, 41
- [134] Joshi, K.: *Investigation of Carbon Fiber Composite Cables (CFCC) in Prestressed Concrete Piles*. Florida State University, 2013
- [135] Karbhari, V. M.: *Use of Composite Materials in Civil Infrastructure in Japan*. Baltimore: International Technology Research Institute, 1998
- [136] Keller, T.: *Erd- und Felsanker*. Patent EP 2829661 A1, Anmelder: F. J. Anschwanden AG, 2015
- [137] Keller, Thomas: *Material-tailored Use of FRP Composites in Bridge and Building Construction*. Swiss Federal Institute of Technology, 2006
- [138] Kelly, G.; Hallström, S.: *Bearing Strength of Carbon Fibre/Epoxy Laminates: Effects of Bolt-Hole Clearance*. Composites Part B 35, 2004, S. 331–343
- [139] Khashaba, U. A.; Sallam, H. E. M.; Al-Shorbagy, A. E.; Seif, M. A.: *Effect of Washer Size and Tightening Torque on the Performance of Bolted Joints in Composite Structures*. Composite Structures 73, 2006, S. 310–317
- [140] Kleinwächter, S.: *Anschluss von aufgespaltenen CFK-Lamellen an multiaxiale Laminate*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2014
- [141] Kleinwächter, S.: *Vorschlag zur metallfreien Durchbildung einer Schlaufenverankerung aus Carbon*. Masterarbeit. Technische Universität Berlin, 2016

- [142] Knippers, J.; Hwash, M.: *Umgelenkte Lamellen aus kohlefaserverstärktem Kunststoff für freistehende Spannglieder im Konstruktiven Ingenieurbau*. Beton- und Stahlbetonbau 103, 2008, Nr. 10, S. 682–688
- [143] Knippers, J.; Magna, R.; Menges, A.; Reichert, S.; Schwin, T.; Waimer, F.: *ICD/ITKE Research Pavilion 2012: Coreless Filament Winding Based on the Morphological Principles of an Arthropod Exoskeleton*. Architectural Design 85, 2015, Nr. 5, S. 48–53
- [144] Kollegger, J.: *Anwendung von CFK-Spanngliedern im Brückenbau*. In: Dehn, F. (Hrsg.): *Faserverbundwerkstoffe: Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*. Berlin: Bauwerk, 2005, S. 51–64
- [145] Kollegger, J.: *Verankerung für ein vorgespanntes und/oder belastetes Zugelement und Ankerbuchse*. Patent EP 1259679 B1, 2006
- [146] Kollegger, J.; Bergmeister, K.; Gaubinger, B.: *Spannglieder und Vorspannsysteme*. Betonkalender, 2004, Nr. Teil 1, S. Ernst und Sohn. 235–246
- [147] Kollegger, J.; Gaubinger, B.; Horvatits, J.: *Vergussverankerung für Zugglieder aus Faserverbundwerkstoff: Verstärkung der Autobahnüberführung Golling*. 14. Dresdner Brückenbausymposium, 2004
- [148] Kondo, S.; Ushijima, K.: *End Anchoring Structure and Method for Fiber-Reinforced Plastic Filament Body*. Patent US 8425143 B2, Anmelder: Tokyo Ropes Manufacturing, 2013
- [149] Kottner, R.; Krystek, J.; Zemcik, R.; Hynek, R.: *Strength Analysis of Carbon Fiber-reinforced Plastic Coupling for Tensile and Compressive Loading Transmission*. 52th Structural Dynamics and Materials Conference, 2011
- [150] Kraiyem, A.: *Numerische Berechnungen an Carbonschlaufen mit alternativen Geometrien*. Diplomarbeit. Technische Universität Berlin, 2015
- [151] Krebs, B.: *Beitrag zur Gestaltung von Keil-Krafteinleitungen in hoch beanspruchten Faserverbundstrukturen*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2014
- [152] Krenkel, W.: *Verbundwerkstoffe: 17. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*. Universität Bayreuth: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2009
- [153] Krüger, U.: *Stahlbau Teil 2: Stabilitätslehre*. 3. Auflage. Ernst & Sohn, 2004
- [154] Krystek, J.; Kottner, R.: *Load-Capacity Prediction for the Carbon- or Glass-Fibre-Reinforced Plastic Part of a Wrapped Pin Joint*. Materials and Technologie 49, 2015, Nr. 6, S. 957–960
- [155] Kuczera, T.: *Die Ermittlung der Beanspruchung großer Seilscheiben*. Dissertation. Universität Stuttgart, 2011

- [156] Kuhnhardt, L.: *Möglichkeiten zur Erhöhung der Verankerungsgüte eines CFK-Schlaufenanschlusses*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2013
- [157] Kunz, J.: *Die Querkontraktionszahl in der Konstruktionspraxis*. KunststoffXtra 6, 2011, S. 27–30
- [158] Lee, K. S.: *An Experimental Study on Non-Compression X-Bracing Systems Using Carbon Fiber Composite Cable for Seismic Strengthening of RC Buildings*. Polymers 7, 2015, Nr. 9, S. 1716–1731
- [159] Lees, J. M.; Winistörfer, A. U.: *Nonlaminated FRP Strap Elements for Reinforced Concrete, Timber, and Masonry Applications*. Journal of Composites for Construction 15, 2011, S. 146–155
- [160] Liang, P.; Wu, X.: *Nonlinear Properties of Carbon Fiber-Reinforced Plastic Stay Cables*. International Conference on Electric Technology and Civil Engineering (ICETCE), 2011, S. 472–475
- [161] Liang, Y.; Sun, C.; Ansari, F.: *Damage Assessment and Ductility Evaluation of Post Tensioned Beams with Hybrid FRP Tendons*. Journal of Composites for Construction 15, 2011, Nr. 3, S. 274–283
- [162] Liebherr: *First Liebherr Crawler Crane for Crane Service Inc.*
<http://www.liebherr.com/en/deu/latest-news/news-press-releases/detail/first-liebherr-crawler-crane-for-crane-service-inc..html>. Version: 2015
- [163] Liu, D.; Hou, L.: *Three-dimensional Size Effects in Composite Pin Joints*. Experimental Mechanics 43, 2003, Nr. 2, S. 115–123
- [164] Liu, D.; Raju, B. B.; You, J.: *Thickness Effects on Pinned Joints for Composites*. Journal of Composite Materials 33, 1999, Nr. 1, S. 2–21
- [165] Liu, K.-S.; Tsai, S. W.: *A Progressive Quadratic Failure Criterion for a Laminate*. In: Hinton, M. J. (Hrsg.); Kaddour, A. S. (Hrsg.); Soden, P. D. (Hrsg.): *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. Elsevier, 2004, S. 334–352
- [166] Liu, Y.: *Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) Cables for Orthogonally Loaded Cable Structures: Advantages and Feasibility*. Dissertation. Technische Universität Berlin, 2015
- [167] Liu, Y.; Zwingmann, B.; Schlaich, M.: *Carbon Fiber Reinforced Polymer for Cable Structures: A Review*. Polymers 7, 2015, Nr. 10, S. 2078–2099
- [168] Lu, Z.; Mei, K.: *First Application of CFRP Cables for a Cable-Stayed Bridge in China*. China Civil Engineering Journal 40, 2007, Nr. 1, S. 54–59
- [169] Luo, R.; Qu, J.; Ding, H.; Xu, S.: *Static Friction Properties of Carbon-Carbon Composites*. Material Letters 58, 2004, S. 1251–1254

- [170] Magna, R.; Waimer, F.; Knippers, J.: *Coreless Winding and Assembled Core – Novel Fabrication Approaches*. Construction and Building Materials, 2016
- [171] Maier, M.: *Brückenverstärkung und -instandsetzung durch externe Carbonvorspannung*. Carbon meets Concrete, 2012
- [172] Mansfield, E. H.: *Load Transfer from a Pin to a Wound Fibre Composite Strip*. Journal of Composite Materials 17, 1983, Nr. 5, S. 414–419
- [173] Matta, F.; Nanni, A.; Abdelrazaq, A.; Gremel, D.; Koch, R.: *Externally PT CFRP Bar System for Deflection Control*. Construction and Building Materials 23, 2009, S. 1628–1639
- [174] Meier, H.; Meier, U.; Brönnimann, R.: *Zwei CFK-Kabel für die Storchenbrücke*. Schweizer Architekt und Ingenieur 114, 1996, Nr. 44, S. 980–985
- [175] Meier, U.: *How Carbon Fiber Reinforced Polymers Will Challenge the Construction of Suspended Bridges*. wmrif.bam.de
- [176] Meier, U.: *Seismic Retrofit with Pre-Tensioned Pin-Loaded CFRP Tendons*.
- [177] Meier, U.: *Proposal for a Carbon Fibre Reinforced Composite Bridge across the Strait of Gibraltar at its Narrowest Site*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Management and Engineering Manufacture 201, 1987, Nr. B2, S. 73–78
- [178] Meier, U.: *Structural Tensile Elements Made of Advanced Composite Materials*. Structural Engineering International, 1999, Nr. 9, S. 281–285
- [179] Meier, U.: *Erfahrungen mit der Anwendung von CFK im Bauwesen*. In: Dehn, F. (Hrsg.): *Faserverbundwerkstoffe: Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*. Berlin: Bauwerk, 2005, S. 19–38
- [180] Meier, U.: *Carbon Fiber Reinforced Polymer Cables: Why? Why Not? What If?* Arabian Journal for Science and Engineering 37, 2012, S. 399–411
- [181] Meier, U.: *CFRP Tendons: Quo Vadis?* Future Infrastructure Forum 2. University of Cambridge, 2012
- [182] Meier, U.; Brönnimann, R.; Widmann, R.; Winistörfer, A. U.; Irniger, P.: *Bowstring-Arch Bridge made of CFRP, GFRP and Glulam*. 2nd Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS), 2009, S. 557–562
- [183] Meier, U.; Farshad, M.: *Connecting High-Performance Carbon-Fiber-Reinforced Polymer Cables of Suspension and Cable-Stayed Bridges Through the Use of Gradient Materials*. Journal of Computer-Aided Materials Design 3, 1996, S. 379–384

-
- [184] Meier, U.; Meier, H.; Kim, P.: *Verankerung für Hochleistungsfaserverbundwerkstoff-Drähte*. Patent EP 0710313 B1, Anmelder: Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, 2000
- [185] Meier, U.; Winistörfer, A. U.: *Multilayer, Traction Element in the Form of a Loop*. Patent US 6209279 B1, Anmelder: Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, 2001
- [186] Meier, U.; Winistörfer, A. U.: *Advanced Thermoplastic CFRP Tendons*. International Workshop on Thermoplastic Matrix Composites, 2007, S. 1–7
- [187] Meier, U.; Winistörfer, A. U.; Stöcklin, I.: *Neue Entwicklungen beim Einsatz von kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) im Brückenbau*. Deutsche Bauzeitung, 2000, Nr. 3
- [188] Meinhard, B.: *Verankerung von CFK-Lamellen*. Diplomarbeit. Technische Universität Berlin, 2006
- [189] Michel, S. A.; Kieselbach, R.; Martens, H. J.: *Fatigue Strength of Carbon Fibre Composites up to the Gigacycle Regime (Gigacycle-Composites)*. International Journal of Fatigue 28, 2006, Nr. 3, S. 261–270
- [190] Momentive: *Epikote Resin MGS LH 235 and Epicure Curing Agent MGS LH 233-238*. Produktbroschüre, 2006
- [191] Mönig, D.; Preis, L.: *Vorrichtung zum Einleiten von Zugkräften in Zuggliedern aus gerichteten Faserverbundwerkstoffen*. Patent EP 0001235 A1, Anmelder: Bayer, 1979
- [192] Nanni, A.; Bakis C. E.; O’Neil, E. F.; Dixon, T. O.: *Performance of FRP Tendon-Anchor Systems for Prestressed Concrete Structures*. PCI Journal, 1996, Nr. 2, S. 34–44
- [193] Nanni, A.; Bakis C. E.; O’Neil, E. F.; Dixon, T. O.: *Short-Term Sustained Loading of FRP Tendon Anchor Systems*. Construction and Building Materials 10, 1996, Nr. 4, S. 255–266
- [194] Nass, M.: *Entwurf und Konstruktion eines Werkzeugs für das Heißpressen thermoplastischer Carbontapes*. Bachelorarbeit. Hochschule Augsburg und Technische Universität Berlin, 2015
- [195] Noesgen, J.: *Vorgespannte Seiltragwerke: Zum Tragverhalten des quadratischen Netzes mit starrem Rand: Sonderforschungsbereich 64*. Werner-Verlag, 1976
- [196] Noisternig, J. F.: *Zum Tragverhalten von Verankerungssystemen für CFK-Litzen*. Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 4, 1996, Nr. 133
- [197] Noisternig, J. F.: *Carbon Fibre Composites as Stay Cables for Bridges*. Applied Composite Materials, 2000, Nr. 7, S. 139–150

- [198] Nordin, H.: *Strengthening Structures with Externally Prestressed Tendons*. Luleå University of Technology, 2005
- [199] Ochoa, O. O.; Salama, M. M.: *Offshore Composites Transition Barriers to an Enabling Technology*. Composites Science and Technology 65, 2005, S. 2588–2596
- [200] Odru, P.; Geffroy, R.-L.: *Carbon Fiber Tethers: Key for Ultra-Deepwater Production*. Offshore, 2002, Nr. 8
- [201] Ortega, C.; López, R.: *New Stress Ribbon Footbridge over Jucar River*. International Conference on Research in Construction, 2011
- [202] Park, H.-J.: *Effect of Stacking Sequence and Clamping Force on the Bearing Strength of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates*. Composite Structures 53, 2001, S. 213–221
- [203] Park, J. S.; Jung, W. T.; Kang, J. Y.; Kum, M. S.: *Behavior Characteristics of Bonded Type Anchorage for CFRP Tendon*. Engineering 5, 2013, S. 909–918
- [204] Paulotto, C.; Hernandez, M. A.; Primi, S.; Navarro, E.: *Mechanical Tests on Carbon-Fiber-Epoxy Cables for Bridge Applications*. 7th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2014
- [205] Peroni, M.; Casadei, P.: *An Innovative Type of Suspension Bridge Structure*. 4th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2008, S. 1–6
- [206] Peters, H.: *Verstärken mit vorgespannten CFK-Lamellen*. In: Dehn, F. (Hrsg.): *Faserverbundwerkstoffe: Beiträge aus Praxis und Wissenschaft*. Berlin: Bauwerk, 2005, S. 39–50
- [207] Petersen, C.: *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2013
- [208] Pincheira, J. A.; Woyak, J. P.: *Anchorage of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) Tendons Using Cold-Swaged Sleeves*. PCI Journal 46, 2001, Nr. 6, S. 100–111
- [209] Post-Tensioning Institute (PTI): *Recommendations for Stay Cable Design, Testing and Installation*. 4. Auflage. Phoenix, 2001
- [210] ProfileComp: *DExWin-Profile: Endlosfaserverstärkte thermoplastische Halbzeuge*. Produktbroschüre, 2015
- [211] Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München: Hanser, 1996
- [212] Puck, A.; Schürmann, H.: *Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models*. In: Hinton, M. J. (Hrsg.); Kaddour, A. S. (Hrsg.); Soden, P. D. (Hrsg.): *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. Elsevier, 2004, S. 264–297

-
- [213] Qi, Y.; Feng, P.; Ye, L.: *Mechanical Model and Analysis of FRP Woven Web Structures*. Advances in FRP Composites in Civil Engineering, 2010
- [214] Ra, Y.: *Lochleibungsfestigkeit von multiaxialen CFK-Laminaten bei großen Bolzendurchmessern*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2014
- [215] Reda Taha, M. M.; Shrive, N. G.: *New Concrete Anchors for Carbon Fiber-Reinforced Polymer Post-Tensioning Tendons - Part 1: State of the Art. Review/Design*. ACI Structural Journal, 2003, Nr. 2, S. 86–95
- [216] Richards, A.: *Location Named for World's Largest Floating Wind Farm*. *Epoche Times*, 2015
- [217] Rizkalla, S.; Tadros, G.: *FRP for Prestressing of Concrete Bridges in Canada: Field Application of FRP reinforcement*. ACI Special Publications 215, 2003, S. 75–82
- [218] Rohleder, W. J.; Tang, B.; Doe, T. A.; Grace, N. F.; Burgess, Christopher J.: *CFRP Strand Application on Penobscot Narrows Cable Stayed Bridge*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board 12, 2008, Nr. 2050, S. 169–176
- [219] Roos, F.; Noisternig, J. F.: *CFRP-Tendons: Development and Testing*. Civil Engineer Group, 2011
- [220] Sayed-Ahmed, E. Y.: *Single- and Multi-Strand Steel Anchorage Systems for CFRP Tendons/Stays*. Structural Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineers, 2002
- [221] Sayed-Ahmed, E. Y.; Shrive, N. G.: *A New Steel Anchorage System for Post-tensioning Applications Using Carbon Fibre Reinforced Plastic Tendons*. Canadian Journal of Civil Engineering 25, 1998, S. 113–127
- [222] Schacht, S.: *Verbindungsstrebe und Verfahren zur Herstellung derselben*. Patent DE 102013007284 A1, Anmelder: Volkswagen AG, 2014
- [223] Schädlich, P.: *Entwicklung eines Zugelements aus CFK*. Masterarbeit (abgebrochen). Hochschule Augsburg und Technische Universität Berlin, 2013
- [224] Schesser, D.; Yang, Q. D.; Nanni A.; Giancaspro, J. W.: *Expansive Grout-Based Gripping Systems for Tensile Testing of Large Diameter Composite Bars*. Journal of Materials in Civil Engineering 26, 2014, S. 250–258
- [225] Schinner, G.; Brandt, J.; Richter, H.: *Recycling of Carbon-Fiber-Reinforced Thermoplastic Composites*. Journal of Thermoplastic Composite Materials 9, 1996, Nr. 3, S. 239–245
- [226] Schlaich, M.: *Die Fußgängerbrücken auf der Internationalen Gartenausstellung IGA in Rostock*. Bauingenieur 78, 2003, Nr. 10, S. 441–448

- [227] Schlaich, M.; Bleicher, A.: *Spannbandbrücke mit CFK Lamellen*. Bautechnik 84, 2007, Nr. 5, S. 311–319
- [228] Schlaich, M.; Liu, Y.; Zwingmann, B.: *Ringseildächer mit CFK-Zugelementen*. Bautechnik 91, 2014, Nr. 10, S. 728–741
- [229] Schlaich, M.; Liu, Y.; Zwingmann, B.: *Carbon Fibre Reinforced Polymer for Orthogonally Loaded Cable Net Structures*. Structural Engineering International, 2015, Nr. 1, S. 34–42
- [230] Schlaich, M.; Zwingmann, B.; Liu, Y.; Goller, R.: *Zugelemente aus CFK und ihre Verankerungen*. Bautechnik 89, 2012, Nr. 12, S. 841–850
- [231] Schmidt, H.: *Spannbandbrücken mit kohlenstofffaserverstärkten Lamellen*. Diplomarbeit. Technische Universität Berlin, 2005
- [232] Schmidt, J. W.; Bennitz, A.; Täljsten, B.; Pedersen, H.: *Development of Mechanical Anchor for CFRP Tendons Using Integrated Sleeve*. Journal of Composites for Construction 14, 2010, Nr. 4, S. 397–405
- [233] Schmidt, J. W.; Bennitz, A.; Täljsten B.; Goltermann, P.; Pedersen, H.: *Mechanical Anchorage of FRP Tendons: A Literature Review*. Construction and Building Materials 32, 2012, S. 110–121
- [234] Schmidt, J. W.; Goltermann, P.; Hertz, K. D.: *Finite Element Simulation and Testing of ISW CFRP Anchorage*. 4th Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS), 2013
- [235] Schön, J.: *Coefficient of Friction for Aluminum in Contact with a Carbon Fiber*. Tribology International 37, 2004, S. 395–404
- [236] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. bearbeitete und erweiterte Auflage. Heidelberg: Springer, 2007
- [237] Schwengler, G.: *Reinforcement Device for Supporting Structures*. Patent WO 9910613, Anmelder: Stresshead, 1999
- [238] Schwengler, G.: *Device and Method for the Reinforcing of Support Structures*. Patent WO 2004003316 A1, Anmelder: Stresshead, 2004
- [239] Sena-Cruz, J.; Michels, J.; Harmanci, Y. E.; Correia, L.: *Flexural Strengthening of RC Slabs with Prestressed CFRP Strips Using Different Anchorage Systems*. Polymers 7, 2015, Nr. 10, S. 2100–2118
- [240] Sentry, M.; Liodl, D.; Al-Mahaidi, R.; Carrigan, L.; Bouazza, A.; Bluff, C.: *Tensile Capacity of Stressed CFRP Strand Exposed to Extreme Aggressive Groundwater Environments*. 9th International Symposium of the Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS), 2009

- [241] Sentry, M. R.: *Anchorage System*. Patent US 0297703 A1, Anmelder: Geotech PTY, 2012
- [242] Serdjuks, D.; Rocens, K.; Pakrastinsh, L.: *Utilization of Composite Materials in Saddle-Shaped Cable Roofs*. *Mechanics of Composite Materials* 36, 2000, Nr. 5, S. 385–388
- [243] SGL: *SGL Sigratex Prepreg CE 1201-230*. Produktbroschüre, 2013
- [244] SGL: *SIGRAFIL Lamellen/Profile: Pultrudierte CFK-Lamellen/Profile für die Bauteilverstärkung*. Produktbroschüre, 2013
- [245] SGL: *SIGRAFIL Carbon-Endlosfasern*. Produktbroschüre, 2015
- [246] Shrive, N. G.; Sayed-Ahmed, E. Y.; Damson, E.; Tilleman, D.; Tadros, G.: *Prestressing Anchorage System for Fiber Reinforced Plastic Tendons*. Patent US 6082063, Anmelder: University Technologies International, 2000
- [247] Sika: *Sika Carbodur Lamellen: Pultrudierte CFK-Lamellen für die Bauteilvertstärkung*. Produktbroschüre, 2009
- [248] Simulia: *Getting Started with ABAQUS: Keyword Edition*. Handbuch
- [249] Sperling, S.: *Vorbereitung von CFK-Oberflächen für strukturelle Klebungen*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2013
- [250] Stahlton: *Vorgespannte CFK-Klebelamellen: System AVENIT*. Stahlton News. www.stahlton.ch
- [251] Statens Vegvesen: *Feasibility Study for Crossing the Sognefjord: Floating Bridge*. <http://www.vegvesen.no/vegprosjekter/ferjefriE39/English/Fjordcrossings>. Version: 2012
- [252] Stenger, F.: *Tragverhalten von Stahlbetonscheiben mit vorgespannter externer Kohlenstofffaser-Schubbewehrung*. Dissertation. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 2001
- [253] StoCretec: *StoCretec S&P FRP*: Systeme zur Tragwerk-Verstärkung*. Produktbroschüre
- [254] StoCretec: *Tragwerksverstärkung: Höhere Belastbarkeit für Stahlbetonbauwerke*. Produktbroschüre, 2016
- [255] Stresshead: *Innovative Strengthening of Structures*. Produktbroschüre
- [256] Sun, H.-T; Chang, F.-K; Qing, X.: *The Response of Composite Joints with Bolt-Clamping Loads: Part II: Model Verification*. *Journal of Composite Materials* 36, 2002, Nr. 1, S. 69–92

- [257] Suprem: *Suprem R: Pultruded Uni-directional Rods*. www.suprem.ch
- [258] Talreja, R.; Singh, C. V.: *Damage and Failure of Composite Materials*. Cambridge University Press, 2012
- [259] Terrasi, G. P.; Bättig, G.; Winistörfer, A. U.: *Klemm- und Spannhalterung für den temporären Einsatz an CFK-Verstärkungsstäben mit kreisrundem Querschnitt sowie zugehörige CFK-Verstärkungsstäbe*. Patent DE 102004033015 A1, Anmelder: Sacac Schleuderbetonwerk AG und Carbo Link GmbH, 2005
- [260] Terrasi, G. P.; Maluk, C. H.; Bisby, L. A.; Hugli, E.; Kanik, B.: *Fire Experiments of Thin-Walled CFRP Pretensioned High Strength Concrete Slabs under Service Load*. 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2012
- [261] Thomas Technik: *Radius-Pultrusion: Faserverstärkte Bogenprofile im Endlosverfahren*. Produktbroschüre, 2015. www.thomas-technik.de
- [262] Thompson, B.; Parlin, M.: *Post-tensioned Carbon Fiber Composite Cable*. Maine Department of Transportation, 2013
- [263] Tokyo Ropes: *CFCC Pre-tensioning Manual for Precast Pre-stressed Concrete Beam*. Präsentation,
- [264] Tokyo Ropes: *Best Solution CCFC*. Präsentation, 2014
- [265] Toolcraft: *Epoxy-Kleber: 60-90 Min*. Produktbroschüre, 2011
- [266] Toray: *T700S*. Produktbroschüre, 2015
- [267] Tsai, S. W.: *Theory of Composites Design: Think Composites*. Dayton, 1992
- [268] Ujjin, R.; Crosky, A.; Schmidt, L.; Kelly, D.; Li, R.; Carr, D.: *Damage Development during Pin Loading of a Hole in a Quasi-Isotropic Carbon Fibre Reinforced Epoxy Composite*. Structural Integrity and Fracture International Conference (SIF), 2004, S. 359–365
- [269] V-Rod: *Pre-stressing Concrete with V-Rod CFRP FiberLoc*. Produktbroschüre, 2012
- [270] Valenza, A.; Fiore, V.; Borsellino, C.; Calabrese, L.; Di Bella, G.: *Failure Map of Composite Laminate Mechanical Joint*. Journal of Composite Materials 41, 2007, Nr. 8, S. 951–964
- [271] Verein Deutscher Ingenieure: *VDI 2014. Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund: Konzeption und Gestaltung*. Düsseldorf, 1993
- [272] Verreet, R.: *Casar Spezialdrahtseile: Seilendverbindungen*. Aachen: Werbeagentur & Verlag GmbH, 2003

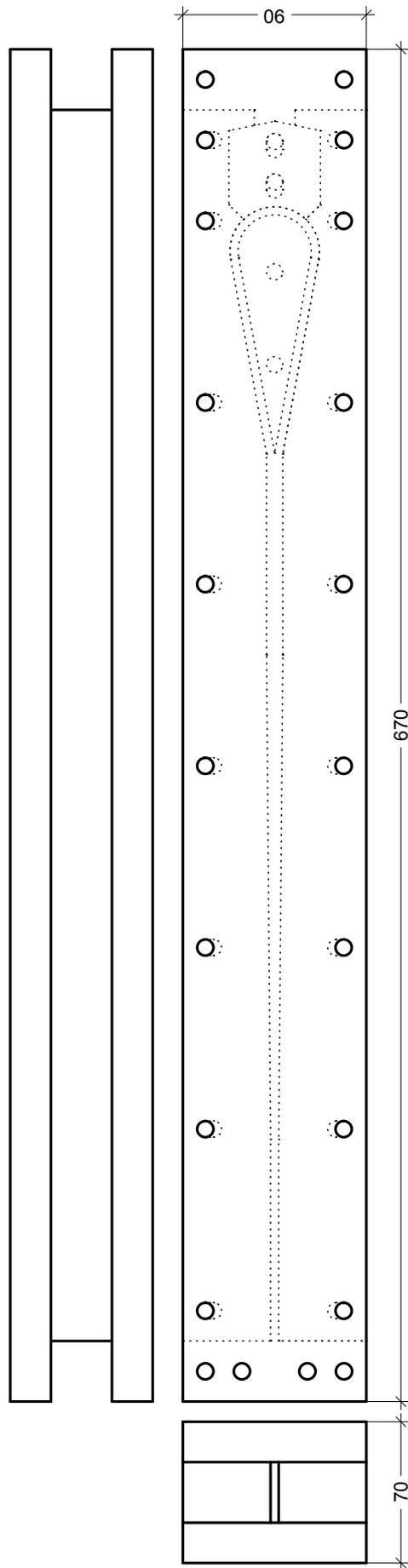
- [273] Vorwagner, A.: *Entwicklung eines effizienten und dauerhaften Verankerungssystems für vorgespannte eingeschlitzte Kohlefaserlamellen zur Bauteilverstärkung*. Dissertation. Technische Universität Wien, 2011
- [274] Vorwagner, A.; Burtscher, S. L.; Grass, G.: *Effizientes Vorspannen von CFK-Lamellen*. Beton- und Stahlbetonbau 108, 2013, Nr. 3, S. 188–197
- [275] Vorwagner, A.; Burtscher, S. L.; Grass, G.; Kollegger, J.: *Verstärkung mit vorgespannten eingeschlitzten Lamellen*. Beton- und Stahlbetonbau 105, 2010, Nr. 1, S. 9–18
- [276] Wade, C. J.; Abdelrahmen, A. A.; Rizkalla, S. H.; Tadros, G.: *First Concrete Highway Bridge in Canada Prestressed by Carbon Fiber Cables*. www.ce.ncsu.edu
- [277] Wang, H.-S.; Hung, C.-L.; Chang, F.-K.: *Bearing Failure of Bolted Composite Joints: Part I: Experimental Characterization*. Journal of Composite Materials 30, 1996, Nr. 12, S. 1284–1313
- [278] Wang, X.; Wu, Z. S.: *Design Considerations of FRP Stay Cable for Extra Long Span Cable-Stayed Bridges*. 17th International Conference on Composites or Nano Engineering, 2009
- [279] Warianka, B.: *Crane Service in Liebherr first*. Heavy Lift & Project Forwarding International, 2015
- [280] Winistörfer, A. U.: *Development of Non-laminated Advanced Composite Straps for Civil Engineering Applications*. Dissertation. Universität Warwick, 1999
- [281] Winistörfer, A. U.: *Strangschlaufen als externe Spannlieder*. CFK im Bauwesen - heute Realität! Festschrift zum 60. Geburtstag von Professor Urs Meier, 2003, S. 53–58
- [282] Winistörfer, A. U.; Mottram, J. T.: *Finite Element Analysis of Non-Laminated Composite Pin-Loaded Straps for Civil Engineering*. Journal of Composite Materials 35, 2001, Nr. 7, S. 577–602
- [283] Wölm, P.: *Experimentelle Ermittlung der statischen Tragfähigkeit eines Zugelements aus Carbonlamellen*. Bachelorarbeit. Technische Universität Berlin, 2015
- [284] Wörndle, R.: *Verbindung aus einem Bolzen und einer Schlaufe*. Patent EP 0143163 B1, Anmelder: Messerschmidt-Bölkow-Blohm, 1984
- [285] Wörndle, R.; Daschner, W.: *Rechnerische Untersuchung von zug- und druckbelasteten FVK-Strangschlaufen*. Zeitschrift für Flugwissenschaften und Weltraumforschung 4, 1980, Nr. 1, S. 38–47
- [286] Wu, Z. S.; Wang, X.: *Investigation on a Thousand-meter Scale Cable-stayed Bridge with Fibre Composite Cables*. 4th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE), 2008

- [287] Xiao, Y.; Ishikawa, T.: *Bearing Strength and Failure Behavior of Bolted Composite Joints: (Part I: Experimental Investigation)*. Composites Science and Technology 65, 2005, S. 1022–1031
- [288] Xiong, W.; Cai, C. S.; Zhang, Y.; Xiao, R.: *Study of Super Long Span Cable-Stayed Bridges with CFRP Components*. Engineering Structures 33, 2011, S. 330–343
- [289] Yan, X.; Miller, B.; Nanni, A.; Bakis, C. E.: *Characterization of CFRP Rods Used as Near-Surface-Mounted-Reinforcement*. 8th International Structural Faults and Repair Conference, 1999
- [290] Zhang, B.; Benmokrane, B.; Chennouf, A.: *Prediction of Tensile Capacity of Bound Anchorages for FRP Tendons*. Journal of Composites for Construction 4, 2000, Nr. 2, S. 39–47
- [291] Zhang, B.; Benmokrane, B.; Ebead, U. A. A.: *Design and Evaluation of Fiber-Reinforced Polymer Bond-Type Anchorages and Ground Anchors*. International Journal of Geomechanics 6, 2006, Nr. 3, S. 166–175
- [292] Zhang, X.; Ying, L.: *Aerodynamic Stability of Cable-supported Bridges Using CFRP Cables*. Journal of Zhejiang University SCIENCE A 8, 2007, Nr. 5, S. 693–698
- [293] Zobel, H.; Wrobel, M.; Karwowski, W.; Zoltowski, P.; Grotte, B.; Wasiliew, P.: *Pedestrian Steel Arch Bridge with Composite Polymer Deck and CFRP Stays*. IABSE Symposium Report 88, 2004, Nr. 8, S. 76–81
- [294] Zwingmann, B.; Liu, Y.; Schlaich, M.: *Zum Potential von Carbon: Anwendungen im Bauwesen*. Deutsche Bauzeitung, 2014, Nr. 7, S. 58–62
- [295] Zwingmann, B.; Liu, Y.; Schlaich, M.: *Zugelement aus faserverstärktem Kunststoff*. Patent EP 3162546 A1, Anmelder: Technische Universität Berlin, 2016
- [296] Zwingmann, B.; Liu, Y.; Schlaich, M.: *Traction Element made of Fibre-Reinforced Plastic*. Patent US 2017/0113403 A1, Anmelder: Technische Universität Berlin, 2017
- [297] Zwingmann, B.; Liu, Y.; Schlaich, M.; Janetzko, S.: *The Sling Anchorage: Approach to Anchor the Full Load Bearing Capacity of Pin-loaded Straps*. Composite Structures, accepted for publishing in 2017

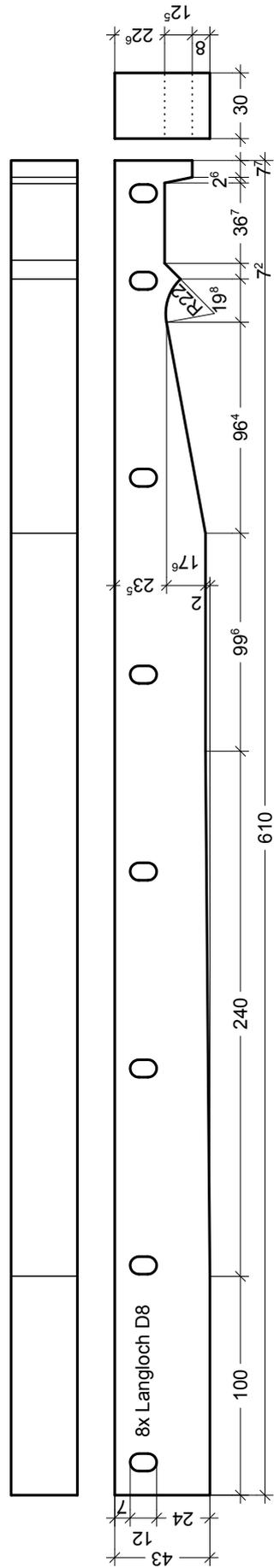
A Technische Zeichnungen

A.1 Technische Zeichnungen des kleinen Presswerkzeugs

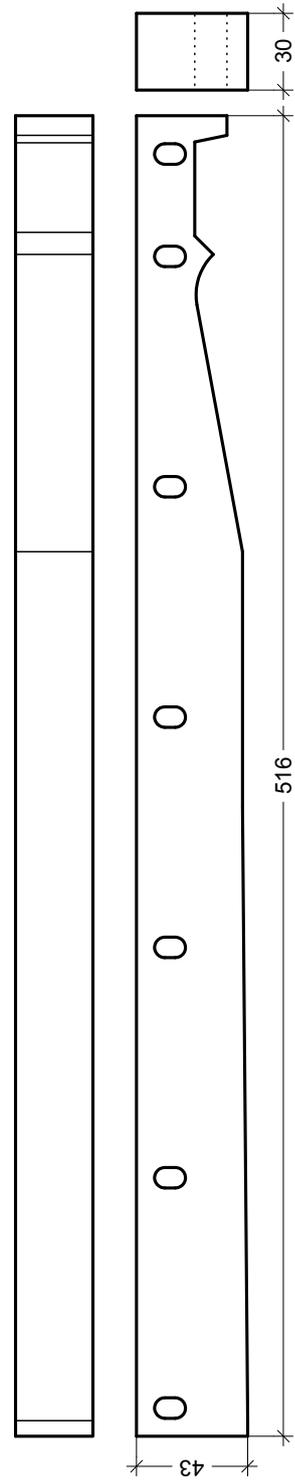
Übersichtszeichnung



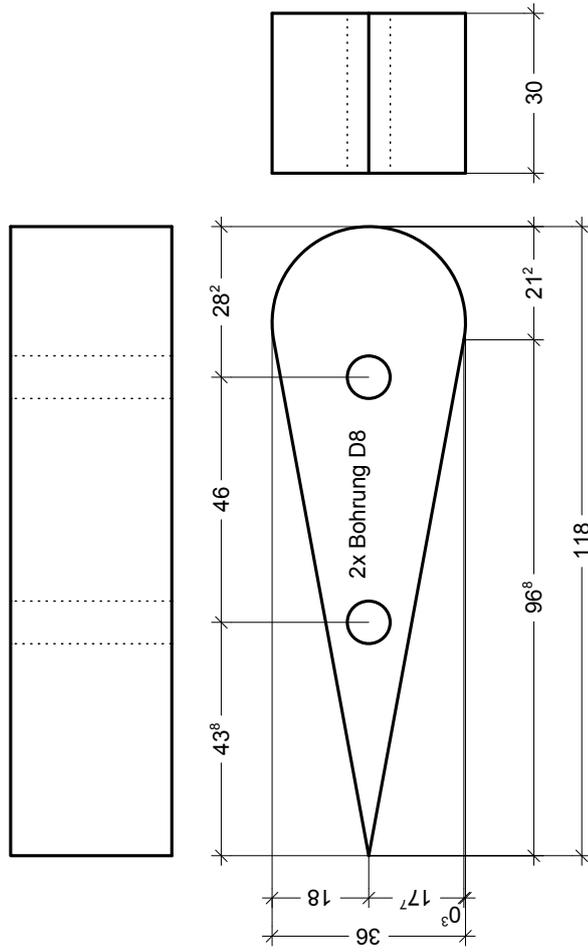
Stempel



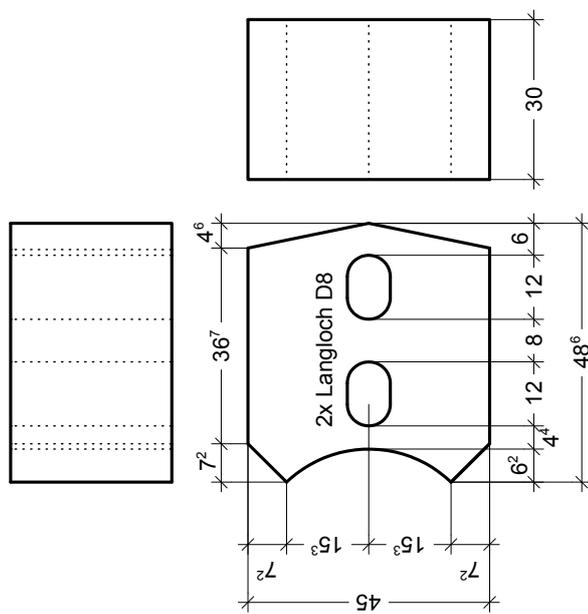
Stempel (überarbeitet)



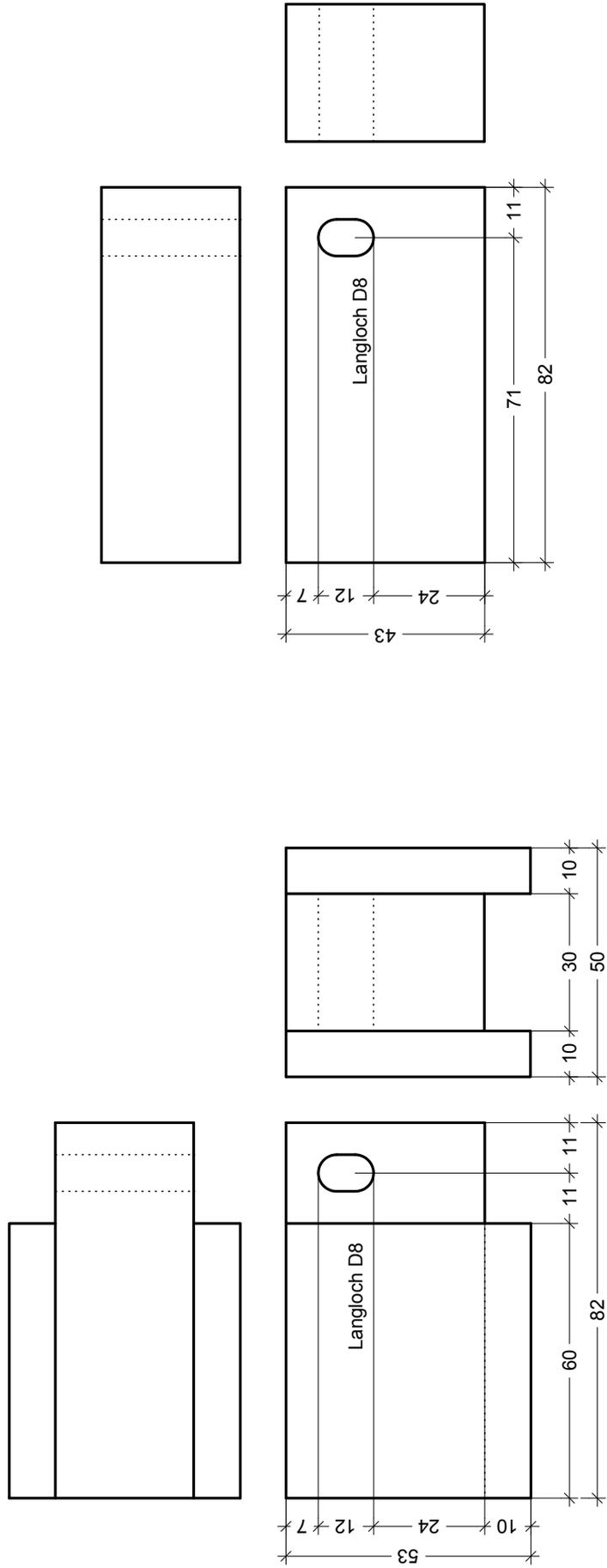
Inlay



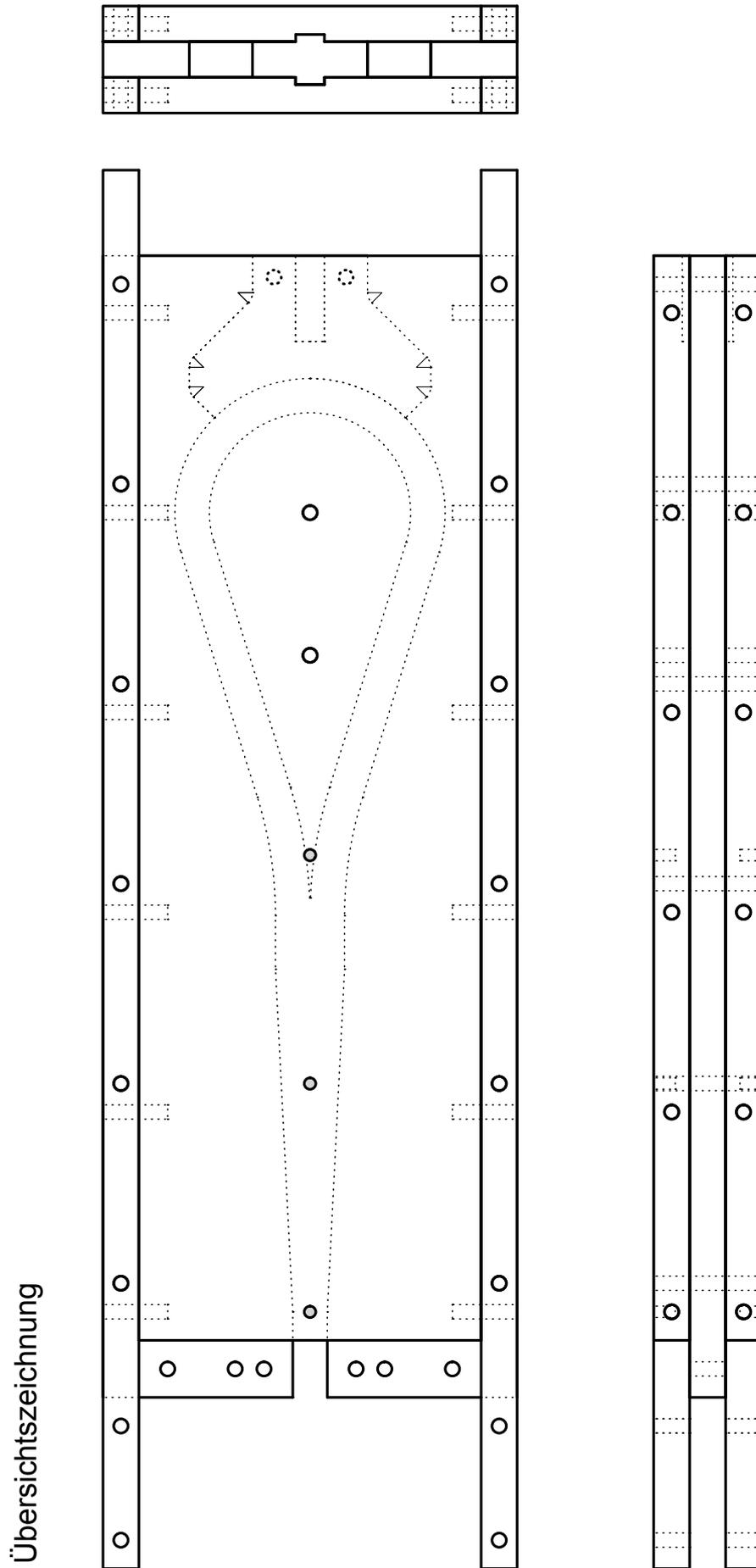
Schieber



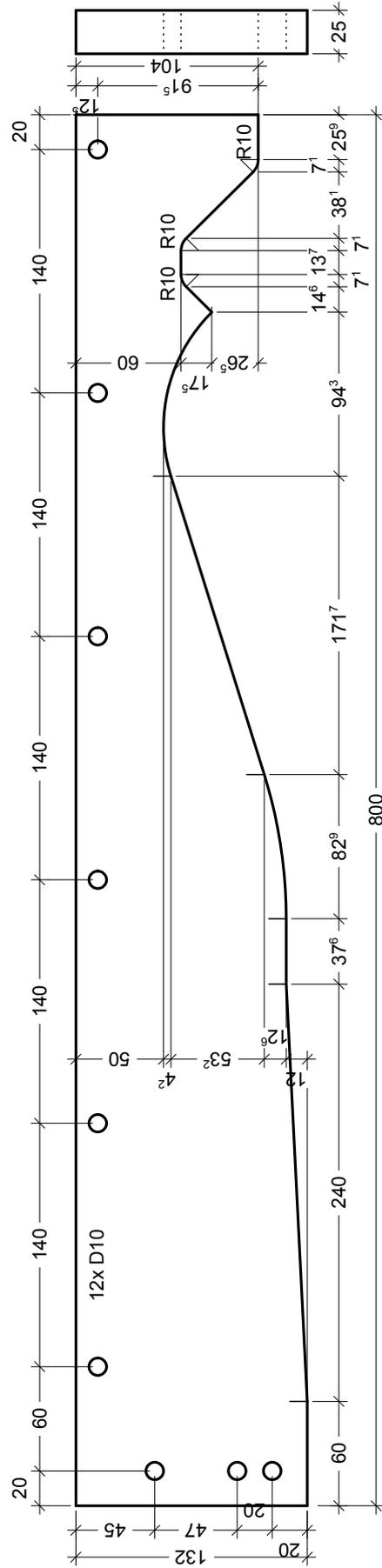
Isolator, BRA-GLA SI



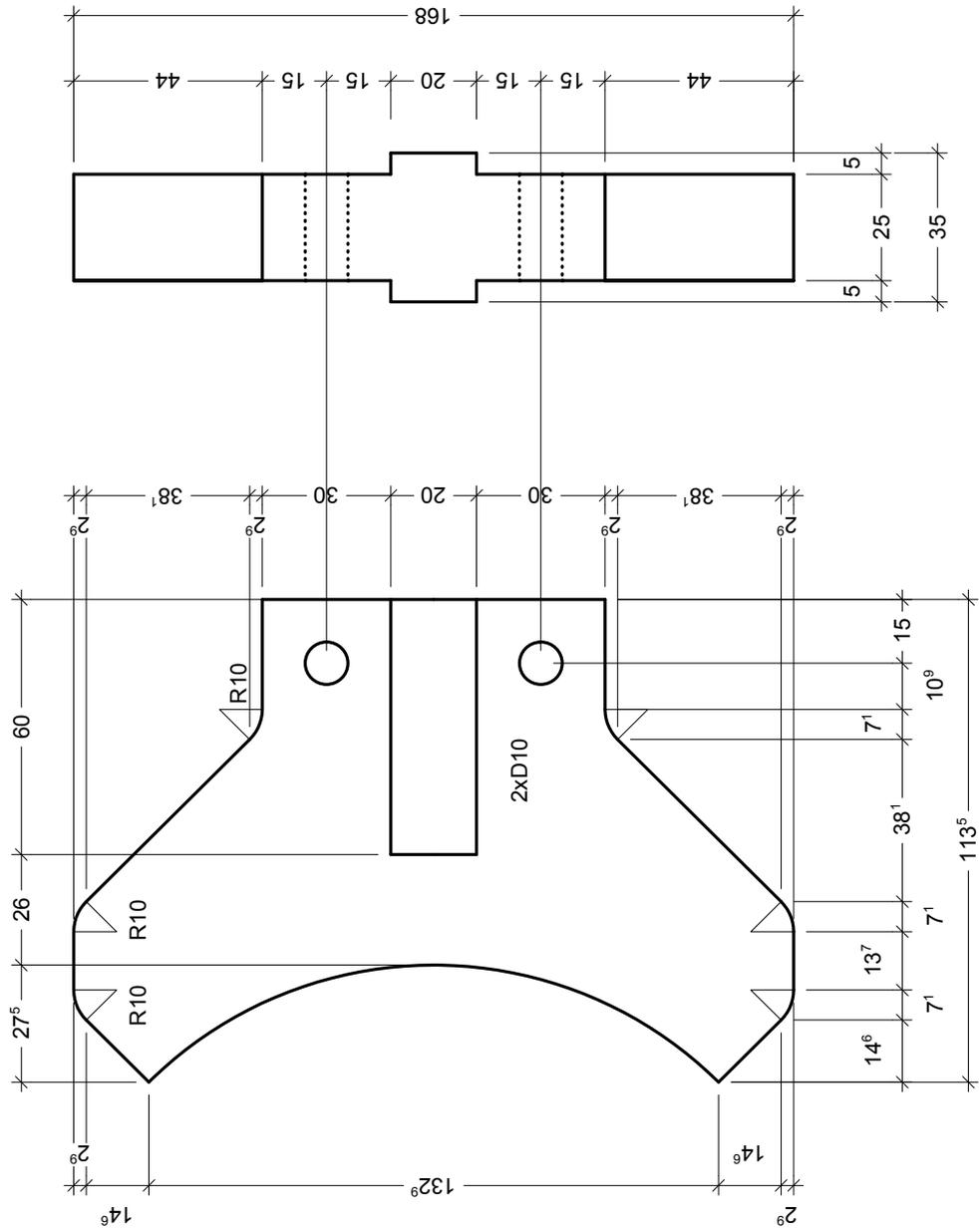
A.2 Technische Zeichnungen des großen Presswerkzeugs



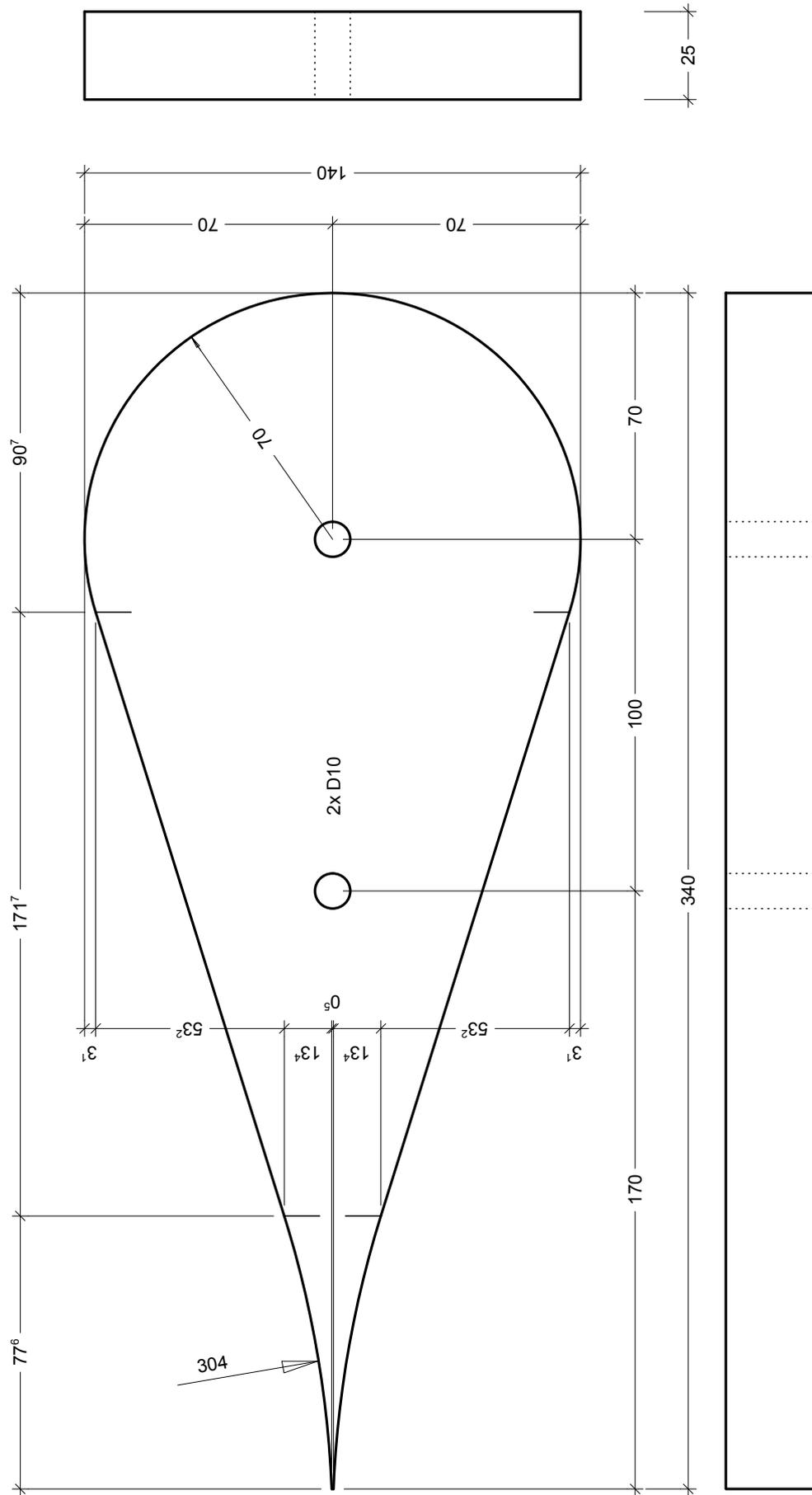
Stempel
2x, Aluminium Gemplan 5083 plus, harteloxieren



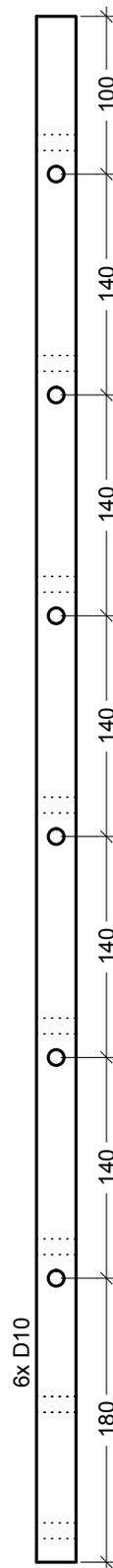
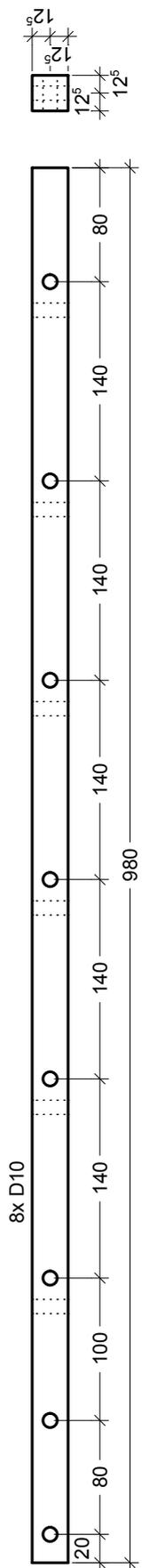
Schieber
1x, Aluminium Gemplan 5083 plus, harteloxieren



Inlay
1x, Aluminium Gemplan 5083 plus, harteloxieren



Stange
4x, Aluminium Gemplan 5083 plus



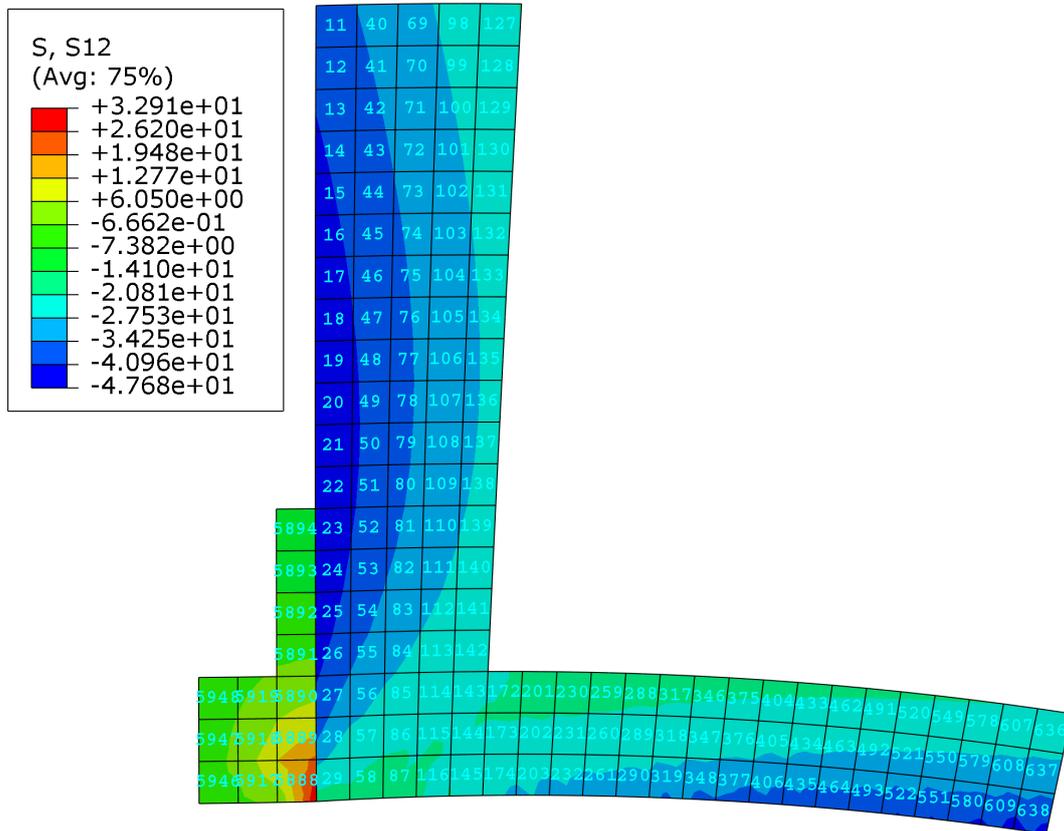
B Längen der thermoplastischen Bänder und Lamellen

Längen der thermoplastischen Bänder	
[mm]	[mm]
4591,5	4270,2
4586,6	4275,1
4581,6	4280,1
4576,7	4285,0
4571,8	4290,0
4566,8	4294,9
4561,9	4299,9
4556,9	4304,8
4552,0	4309,7
4547,0	4314,7
4542,1	4319,6
4537,1	4324,6
4532,2	4329,5
4527,3	4334,5
4522,3	4339,4
4517,4	4344,4
4512,4	4349,3
4507,5	4354,2
4502,5	4359,2
4497,6	4364,1
4492,7	4369,1
4487,7	4374,0
4482,8	4379,0
4477,8	4383,9
4472,9	4388,8
4467,9	4393,8
4463,0	4398,7
4458,1	4403,7
4453,1	4408,6
4448,2	4413,6
4443,2	4418,5
4438,3	4423,4
4433,3	4428,4

Längen der thermoplastischen Lamellen	
[mm]	[mm]
4578,8	4417,8
4565,4	4270,2
4552,0	4283,6
4538,5	4297,0
4525,1	4310,5
4511,7	4323,9
4498,3	4337,3
4484,9	4350,7
4471,5	4364,1
4458,0	4377,5
4444,6	4391,0
4431,2	4404,4

C Berechnung der Anstrengung nach Puck

C.1 Knotennummern der Elemente



C.2 Ausgabedatei abaqus.rpt

```

*****
Field Output Report, written Tue Jul 12 14:57:31 2016
Source 1 -----
   ODB: C:/Temp/Global.odb
Step: Load
Frame: Increment      5: Step Time =      1.000
Loc 1 : Centroidal values from source 1
Output sorted by column "Element Label".
Field Output reported at element centroid for region: SCHLAUFE-1.Region_1

```

Label	Element @Loc 1	S.S11 @Loc 1	S.S22 @Loc 1	S.S33 @Loc 1	S.S12
11	11	581.479	-12.7888	5.18769	-36.5931
12	12	597.476	-14.5890	4.60625	-37.7216
13	13	613.885	-16.4395	4.00782	-38.8223
14	14	630.844	-18.3410	3.39489	-39.8858
15	15	648.500	-20.2934	2.77038	-40.9000
16	16	667.009	-22.2956	2.13792	-41.8495
17	17	686.542	-24.3445	1.50254	-42.7153
18	18	707.296	-26.4354	870.452E-03	-43.4739
19	19	729.493	-28.5613	249.665E-03	-44.0960
20	20	753.400	-30.7104	-348.696E-03	-44.5448

C Berechnung der Anstrengung nach Puck

21	21	779.343	-32.8670	-910.261E-03	-44.7727
22	22	807.732	-35.0087	-1.41564	-44.7177
23	23	839.104	-37.1022	-1.83751	-44.2960
24	24	874.194	-39.1017	-2.13831	-43.3916
25	25	914.061	-40.9440	-2.26540	-41.8342
26	26	960.333	-42.5356	-2.13954	-39.3734
27	27	1.01575E+03	-43.8233	-1.67958	-35.5679
28	28	1.08500E+03	-44.4995	-638.343E-03	-29.8589
29	29	1.17675E+03	-48.2016	-661.904E-03	-21.6905
40	40	581.283	-14.6809	4.23776	-32.7963
41	41	597.342	-16.6952	3.55046	-33.8074
42	42	613.820	-18.7871	2.83273	-34.7883
43	43	630.857	-20.9592	2.08606	-35.7284
44	44	648.604	-23.2146	1.31185	-36.6137
45	45	667.217	-25.5566	511.545E-03	-37.4272
46	46	686.873	-27.9894	-313.320E-03	-38.1480
47	47	707.770	-30.5171	-1.16095	-38.7504
48	48	730.136	-33.1445	-2.02915	-39.2029
49	49	754.247	-35.8779	-2.91557	-39.4661
50	50	780.437	-38.7255	-3.81775	-39.4895
51	51	809.130	-41.7001	-4.73350	-39.2086
52	52	840.887	-44.8227	-5.66224	-38.5385
53	53	876.479	-48.1328	-6.60834	-37.3651
54	54	917.027	-51.7075	-7.58809	-35.5333
55	55	964.268	-55.7232	-8.65495	-32.8426
56	56	1.02109E+03	-60.5555	-9.93924	-29.0108
57	57	1.09240E+03	-67.3823	-11.9323	-24.2276
58	58	1.18256E+03	-77.4669	-15.1788	-19.3355
69	69	581.110	-16.6912	3.22918	-29.1820
70	70	597.228	-18.9253	2.43315	-30.0977
71	71	613.773	-21.2654	1.59266	-30.9812
72	72	630.888	-23.7163	708.126E-03	-31.8215
73	73	648.724	-26.2845	-220.739E-03	-32.6044
74	74	667.441	-28.9785	-1.19490	-33.3125
75	75	687.219	-31.8088	-2.21609	-33.9245
76	76	708.259	-34.7884	-3.28686	-34.4149
77	77	730.793	-37.9345	-4.41106	-34.7526
78	78	755.101	-41.2695	-5.59440	-34.8997
79	79	781.523	-44.8239	-6.84530	-34.8092
80	80	810.495	-48.6416	-8.17707	-34.4231
81	81	842.585	-52.7872	-9.61068	-33.6701
82	82	878.576	-57.3631	-11.1817	-32.4626
83	83	919.602	-62.5343	-12.9502	-30.7028
84	84	967.404	-68.6001	-15.0310	-28.2932
85	85	1.02482E+03	-76.0259	-17.6002	-25.2570
86	86	1.09647E+03	-85.8758	-21.0980	-21.8785
87	87	1.18534E+03	-98.8347	-25.8074	-20.6412
98	98	580.943	-18.7720	2.18546	-25.7538
99	99	597.119	-21.2323	1.27747	-26.5952
100	100	613.728	-23.8258	311.554E-03	-27.4033
101	101	630.918	-26.5599	-713.105E-03	-28.1677
102	102	648.841	-29.4447	-1.79852	-28.8748
103	103	667.660	-32.4934	-2.94801	-29.5077
104	104	687.556	-35.7226	-4.16629	-30.0464
105	105	708.734	-39.1533	-5.45985	-30.4671
106	106	731.430	-42.8132	-6.83772	-30.7414
107	107	755.926	-46.7377	-8.31203	-30.8355
108	108	782.570	-50.9747	-9.89982	-30.7098
109	109	811.799	-55.5896	-11.6251	-30.3180
110	110	844.188	-60.6752	-13.5228	-29.6079
111	111	880.517	-66.3664	-15.6447	-28.5248
112	112	921.901	-72.8638	-18.0691	-27.0284
113	113	970.011	-80.4770	-20.9175	-25.1103
114	114	1.02749E+03	-89.6671	-24.3677	-22.9910
115	115	1.09846E+03	-101.188	-28.7146	-21.0158
116	116	1.18530E+03	-115.582	-34.1820	-22.1364
127	127	580.766	-20.8801	1.12785	-22.5162
128	128	596.997	-23.5724	105.017E-03	-23.3022
129	129	613.668	-26.4222	-987.847E-03	-24.0552
130	130	630.929	-29.4401	-2.15299	-24.7658
131	131	648.934	-32.6397	-3.39414	-25.4216
132	132	667.849	-36.0383	-4.71668	-26.0075
133	133	687.855	-39.6580	-6.12802	-26.5053

134	134	709.160	-43.5264	-7.63789	-26.8940
135	135	732.002	-47.6787	-9.25906	-27.1493
136	136	756.666	-52.1604	-11.0086	-27.2437
137	137	783.5	-57.0305	-12.9092	-27.1461
138	138	812.944	-62.3678	-14.9914	-26.8237
139	139	845.569	-68.2786	-17.2969	-26.2441
140	140	882.146	-74.9082	-19.8832	-25.3831
141	141	923.757	-82.4630	-22.8318	-24.2442
142	142	971.989	-91.2220	-26.2506	-22.8891
143	143	1.02925E+03	-101.616	-30.3069	-21.6067
144	144	1.09910E+03	-114.090	-35.1529	-20.9143
145	145	1.18355E+03	-129.569	-41.2102	-23.3571
172	172	1.03022E+03	-112.114	-35.5369	-20.7651
173	173	1.09874E+03	-125.227	-40.7284	-21.2481
174	174	1.18059E+03	-141.370	-47.1696	-24.2167
201	201	1.03052E+03	-121.393	-40.1701	-20.2898
202	202	1.09764E+03	-135.014	-45.6441	-21.7470
203	203	1.17667E+03	-151.142	-52.1338	-25.1046
230	230	1.03022E+03	-129.655	-44.3073	-20.0808
231	231	1.09588E+03	-143.701	-50.0224	-22.2607
232	232	1.17208E+03	-159.781	-56.5444	-26.2727
259	259	1.02941E+03	-137.055	-48.0230	-20.0635
260	260	1.09360E+03	-151.436	-53.9350	-22.7483
261	261	1.16690E+03	-167.292	-60.4032	-27.8614
288	288	1.02818E+03	-143.727	-51.3840	-20.1715
289	289	1.09089E+03	-158.283	-57.4127	-23.2128
290	290	1.16132E+03	-174.000	-63.8685	-29.5296
317	317	1.02655E+03	-149.771	-54.4384	-20.3563
318	318	1.08779E+03	-164.430	-60.5481	-23.7692
319	319	1.15565E+03	-180.674	-67.3183	-30.6751
346	346	1.02459E+03	-155.222	-57.2029	-20.5875
347	347	1.08438E+03	-169.921	-63.3613	-24.4866
348	348	1.14978E+03	-186.449	-70.3228	-31.6359
375	375	1.02234E+03	-160.126	-59.6995	-20.8382
376	376	1.08068E+03	-174.809	-65.8793	-25.2418
377	377	1.14393E+03	-191.529	-72.9795	-31.9914
404	404	1.01983E+03	-164.550	-61.9616	-21.1142
405	405	1.07680E+03	-179.316	-68.2099	-25.9412
406	406	1.13796E+03	-195.759	-75.2135	-32.2895
433	433	1.01708E+03	-168.557	-64.0200	-21.4322
434	434	1.07270E+03	-183.451	-70.3590	-26.5219
435	435	1.13190E+03	-199.629	-77.2691	-32.9622
462	462	1.01413E+03	-172.189	-65.8949	-21.7883
463	463	1.06845E+03	-187.190	-72.3131	-26.9919
464	464	1.12569E+03	-203.016	-79.0860	-34.0679
491	491	1.01101E+03	-175.488	-67.6064	-22.1545
492	492	1.06407E+03	-190.485	-74.0482	-27.3966
493	493	1.11947E+03	-206.177	-80.7906	-35.2970
520	520	1.00773E+03	-178.491	-69.1733	-22.4986
521	521	1.05957E+03	-193.400	-75.5953	-27.8243
522	522	1.11335E+03	-209.284	-82.4657	-36.1244
549	549	1.00432E+03	-181.221	-70.6061	-22.8053
550	550	1.05498E+03	-196.006	-76.9895	-28.3340
551	551	1.10734E+03	-212.209	-84.0481	-36.4792
578	578	1.00083E+03	-183.705	-71.9176	-23.0862
579	579	1.05037E+03	-198.406	-78.2816	-28.8668
580	580	1.10136E+03	-214.572	-85.3487	-36.3683
607	607	997.218	-185.962	-73.1179	-23.3798
608	608	1.04569E+03	-200.716	-79.5297	-29.3861
609	609	1.09547E+03	-217.002	-86.6811	-36.1712
636	636	993.529	-187.981	-74.2009	-23.7121
637	637	1.04098E+03	-202.847	-80.6889	-29.8357
638	638	1.08939E+03	-218.638	-87.6201	-36.6874
Minimum		580.766	-218.638	-87.6201	-44.7727
At Element		127	638	638	21
Maximum		1.18534E+03	-12.7888	5.18769	-19.3355
At Element		87	11	11	58
Total		130.479E+03	-13.2237E+03	-4.01293E+03	-4.34949E+03

C.3 Quelltext des EXCEL-Markros

```
Sub Makro1()
Dim sig1(1 To 22000, 1 To 6), T(1 To 3, 1 To 5), sig4(1 To 22000, 1 To 3) As Double
Dim f_FB0(1 To 22000), f_Fb(1 To 22000), f_Zfb(1 To 22000) As Double
Dim maxf_Zfb(1 To 22000), maxsig_n(22000), maxtau_nt(22000), maxtau_nl(22000) As Double
Dim sig2(1 To 5), sig3(1 To 3) As Double
Dim i, j As Integer
Dim maxw(1 To 22000) As Integer
Dim anz, anfa As Integer
Dim E_ll, E_llF, v_Tll, v_TllF As Double
Dim R_llz, R_lld, R_Tz, R_TT, R_Tll As Double
Dim m_sF, p_Tllz, p_Tlld, p_TTz, p_TTd As Double
Dim w, tet, c, s, a_z, a_d, b As Double

Dim strPfad As String
Dim lngFN As Long
Dim strText As String
Dim vntArrayZeilen As Variant
Dim lngZeileNr As Long
Dim vntArrayWerte As Variant
Dim lngSpalte As Long
Dim wksZ As Worksheet

Set wksZ = ActiveWorkbook.Worksheets("Tabelle1")
strPfad = "C:\temp\abaqus.rpt"
lngFN = FreeFile
Open strPfad For Binary As lngFN
strText = Space(LOF(lngFN))
Get lngFN, 1, strText
Close lngFN strText = Replace(strText, vbTab, " ", 1, -1, 1)
For i = 1 To 100 strText = Replace(strText, " ", " ", 1, -1, 1)
Next
vntArrayZeilen = Split(strText, vbCrLf, -1, 1)
For lngZeileNr = 0 To UBound(vntArrayZeilen)
vntArrayWerte = Split(vntArrayZeilen(lngZeileNr), " ", -1, 1)
For lngSpalte = 0 To UBound(vntArrayWerte)
If IsNumeric(vntArrayWerte(lngSpalte)) Then
wksZ.Cells(lngZeileNr + 2, lngSpalte + 1).Value =
Val(Replace(vntArrayWerte(lngSpalte), ",", ".", 1, -1, 1))
Else
wksZ.Cells(lngZeileNr + 2, lngSpalte + 1).Value = vntArrayWerte(lngSpalte)
End If
Next
Next
Next

' VARIABLEN ZUWEISEN
anz = 145 ' UBound(vntArrayZeilen) + 1
anfa = 21
' STEIFIGKEITEN
E_ll = 98000
E_llF = 230000
v_Tll = 0.32
v_TllF = 0.23
' FESTIGKEITEN
R_llz = 1460
R_lld = 1200
R_Tz = 60
R_TT = 200
R_Tll = 80
' BRUCHPARAMETER
m_sF = 1.1
p_Tllz = 0.3
p_Tlld = 0.25
p_TTz = 0.2
p_TTd = 0.2
' SPANNUNGEN EINLESEN
For i = 1 To anz
For j = 1 To 6
sig1(i, j) = Cells(anfa + i, 3 + j)
Next
Next
```

```

' Berechnung auf Faserbruch
For i = 1 To anz
f_FB0(i) = sig1(i, 1) - (v_T11 - v_T11F * E_11 / E_11F * m_sF) * (sig1(i, 2) + sig1(i, 3))
If f_FB0(i) >= 0 Then
f_Fb(i) = f_FB0(i) / R_11z
Else
f_Fb(i) = -f_FB0(i) / R_11d
End If
Next

' Berechnung auf Faserzwischenbruch
For i = 1 To anz
maxf_Zfb(i) = 0
Next
For w = 1 To 360
tet = w * 3.14 / 180
c = Cos(tet)
s = Sin(tet)
For i = 1 To 3
For j = 1 To 5
T(i, j) = 0
Next
Next
T(1, 1) = c ^ 2
T(1, 2) = s ^ 2
T(1, 3) = 2 * c * s
T(2, 1) = -c * s
T(2, 2) = c * s
T(2, 3) = c ^ 2 - s ^ 2
T(3, 4) = s
T(3, 5) = c
' Schleife über alle Elemente
' Spannungen in Bruchebene bestimmen
For i = 1 To 3
sig3(i) = 0
Next
For i = 1 To anz
sig2(1) = sig1(i, 2) ' sig_22
sig2(2) = sig1(i, 3) ' sig_33
sig2(3) = sig1(i, 6) ' tau_23
sig2(4) = sig1(i, 5) ' tau_31
sig2(5) = sig1(i, 4) ' tau_21
For j = 1 To 3
sig3(j) = 0
Next
For j = 1 To 5
sig3(1) = sig3(1) + T(1, j) * sig2(j)
sig3(2) = sig3(2) + T(2, j) * sig2(j)
sig3(3) = sig3(3) + T(3, j) * sig2(j)
Next
sig4(i, 1) = sig3(1)
sig4(i, 2) = sig3(2)
sig4(i, 3) = sig3(3)
sig_n = sig3(1)
tau_nt = sig3(2)
tau_nl = sig3(3)
'Hilfswert Faserzwischenbruch
b = tau_nt ^ 2 / (tau_nt ^ 2 + tau_nl ^ 2)
If sig_n >= 0 Then
a = p_TTz / R_TT * b + p_T11z / R_T11 * (1 - b)
f_Zfb(i) = Sqr((sig_n / R_Tz - a * sig_n) ^ 2 + (tau_nt / R_TT) ^ 2
+ (tau_nl / R_T11) ^ 2) + a * sig_n
Else
a = p_TTd / R_TT * b + p_T11d / R_T11 * (1 - b)
f_Zfb(i) = Sqr((a * sig_n) ^ 2 + (tau_nt / R_TT) ^ 2 + (tau_nl / R_T11) ^ 2) + a * sig_n
End If
If (f_Zfb(i) >= maxf_Zfb(i)) Then
maxf_Zfb(i) = f_Zfb(i)
maxw(i) = w
maxsig_n(i) = sig_n
maxtau_nt(i) = tau_nt
maxtau_nl(i) = tau_nl
End If

```

```
Next
Next

' WERTE AUSGEBEN
Cells(anfa, 2) = "Nr"
Cells(anfa, 3) = "???"
Cells(anfa, 4) = "S11"
Cells(anfa, 5) = "S22"
Cells(anfa, 6) = "S33"
Cells(anfa, 7) = "S12"
Cells(anfa, 8) = "S13"
Cells(anfa, 9) = "S23"
Cells(anfa, 10) = "sig_n"
Cells(anfa, 11) = "tau_nt"
Cells(anfa, 12) = "tau_nl"
Cells(anfa, 13) = "f_Fb"
Cells(anfa, 14) = "maxf_Zfb"
Cells(anfa, 15) = "maxw"
For i = 1 To anz
Cells(anfa + i, 10) = maxsig_n(i)
Cells(anfa + i, 11) = maxtau_nt(i)
Cells(anfa + i, 12) = maxtau_nl(i)
Cells(anfa + i, 13) = f_Fb(i)
Cells(anfa + i, 14) = maxf_Zfb(i)
Cells(anfa + i, 15) = maxw(i)
For j = 1 To 6
'Cells(anfa + i, 16 + j) = sig1(i, j)
Next
Next
For i = 1 To 3
For j = 1 To 5
'Cells(i, j) = T(i, j)
Next
Next
For i = 1 To 3
'Cells(1 + i, 7) = sig3(i)
Next
End Sub
```

C.4 Ergebnis der Berechnung

Nr	S11	S22	S33	S12	sig_n	tau_nt	tau_nl	f_Fb	maxf_Zfb	w
[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[°]
12,00	597,48	-14,59	4,61	-37,72	-14,59	-0,03	37,72	0,41	0,43	180
13,00	613,89	-16,44	4,01	-38,82	-16,44	-0,03	38,82	0,42	0,44	180
14,00	630,84	-18,34	3,39	-39,89	-18,34	-0,03	39,89	0,43	0,44	180
15,00	648,50	-20,29	2,77	-40,90	-20,29	-0,04	40,90	0,45	0,45	180
16,00	667,01	-22,30	2,14	-41,85	-22,30	-0,04	41,85	0,46	0,46	180
17,00	686,54	-24,34	1,50	-42,72	-24,34	-0,04	42,72	0,47	0,46	180
18,00	707,30	-26,44	0,87	-43,47	-26,44	-0,04	43,47	0,49	0,47	180
19,00	729,49	-28,56	0,25	-44,10	-28,56	-0,05	44,10	0,50	0,47	180
20,00	753,40	-30,71	-0,35	-44,54	-30,71	-0,05	44,54	0,52	0,47	180
21,00	779,34	-32,87	-0,91	-44,77	-32,87	-0,05	44,77	0,54	0,47	180
22,00	807,73	-35,01	-1,42	-44,72	-35,01	-0,05	44,72	0,56	0,46	180
23,00	839,10	-37,10	-1,84	-44,30	-37,10	-0,06	44,30	0,58	0,45	180
24,00	874,19	-39,10	-2,14	-43,39	-39,10	-0,06	43,39	0,60	0,43	180
25,00	914,06	-40,94	-2,27	-41,83	-40,94	-0,06	41,83	0,63	0,41	180
26,00	960,33	-42,54	-2,14	-39,37	-42,54	-0,06	39,37	0,66	0,38	180
27,00	1015,75	-43,82	-1,68	-35,57	-42,03	8,51	34,80	0,70	0,33	192
28,00	1085,00	-44,50	-0,64	-29,86	-36,73	16,75	27,08	0,75	0,27	205
29,00	1176,75	-48,20	-0,66	-21,69	-32,65	22,31	17,79	0,81	0,20	215
40,00	581,28	-14,68	4,24	-32,80	-14,68	-0,03	32,80	0,40	0,37	180
41,00	597,34	-16,70	3,55	-33,81	-16,70	-0,03	33,81	0,41	0,37	180
42,00	613,82	-18,79	2,83	-34,79	-18,79	-0,03	34,79	0,42	0,38	180
43,00	630,86	-20,96	2,09	-35,73	-20,96	-0,04	35,73	0,43	0,39	180
44,00	648,60	-23,21	1,31	-36,61	-23,21	-0,04	36,61	0,45	0,39	180
45,00	667,22	-25,56	0,51	-37,43	-25,56	-0,04	37,43	0,46	0,39	180
46,00	686,87	-27,99	-0,31	-38,15	-27,99	-0,04	38,15	0,47	0,40	180
47,00	707,77	-30,52	-1,16	-38,75	-30,52	-0,05	38,75	0,49	0,40	180
48,00	730,14	-33,14	-2,03	-39,20	-33,14	-0,05	39,20	0,51	0,40	180
49,00	754,25	-35,88	-2,92	-39,47	-35,88	-0,05	39,47	0,52	0,39	180
50,00	780,44	-38,73	-3,82	-39,49	-38,73	-0,06	39,49	0,54	0,39	180
51,00	809,13	-41,70	-4,73	-39,21	-41,70	-0,06	39,21	0,56	0,38	180
52,00	840,89	-44,82	-5,66	-38,54	-44,82	-0,06	38,54	0,58	0,36	180
53,00	876,48	-48,13	-6,61	-37,37	-48,13	-0,07	37,37	0,61	0,34	180
54,00	917,03	-51,71	-7,59	-35,53	-47,98	12,27	34,00	0,64	0,31	197
55,00	964,27	-55,72	-8,65	-32,84	-47,83	-17,58	-29,96	0,67	0,28	336
56,00	1021,09	-60,56	-9,94	-29,01	-47,21	22,30	24,89	0,71	0,24	211
57,00	1092,40	-67,38	-11,93	-24,23	-48,16	-26,39	19,58	0,76	0,21	144
58,00	1182,56	-77,47	-15,18	-19,34	-50,78	30,82	14,62	0,82	0,18	221
69,00	581,11	-16,69	3,23	-29,18	-16,69	-0,03	29,18	0,40	0,32	180
70,00	597,23	-18,93	2,43	-30,10	-18,93	-0,03	30,10	0,41	0,32	180
71,00	613,77	-21,27	1,59	-30,98	-21,27	-0,04	30,98	0,42	0,33	180
72,00	630,89	-23,72	0,71	-31,82	-23,72	-0,04	31,82	0,44	0,33	180
73,00	648,72	-26,28	-0,22	-32,60	-26,28	-0,04	32,60	0,45	0,33	180
74,00	667,44	-28,98	-1,19	-33,31	-28,98	-0,04	33,31	0,46	0,34	180
75,00	687,22	-31,81	-2,22	-33,92	-31,81	-0,05	33,92	0,48	0,34	180
76,00	708,26	-34,79	-3,29	-34,41	-34,79	-0,05	34,41	0,49	0,33	180
77,00	730,79	-37,93	-4,41	-34,75	-37,93	-0,05	34,75	0,51	0,33	180
78,00	755,10	-41,27	-5,59	-34,90	-41,27	-0,06	34,90	0,52	0,33	180
79,00	781,52	-44,82	-6,85	-34,81	-44,82	-0,06	34,81	0,54	0,32	180
80,00	810,50	-48,64	-8,18	-34,42	-46,84	-8,34	-33,65	0,56	0,30	348
81,00	842,59	-52,79	-9,61	-33,67	-48,13	-13,39	-31,80	0,59	0,29	341
82,00	878,58	-57,36	-11,18	-32,46	-49,62	-17,25	-29,62	0,61	0,27	336
83,00	919,60	-62,53	-12,95	-30,70	-50,96	20,98	26,88	0,64	0,25	209
84,00	967,40	-68,60	-15,03	-28,29	-52,80	24,43	23,76	0,67	0,23	213
85,00	1024,82	-76,03	-17,60	-25,26	-55,68	-27,83	-20,39	0,72	0,21	324
86,00	1096,47	-85,88	-21,10	-21,88	-59,24	31,87	16,79	0,77	0,19	220
87,00	1185,34	-98,83	-25,81	-20,64	-66,28	36,30	15,37	0,83	0,19	222
98,00	580,94	-18,77	2,19	-25,75	-18,77	-0,03	25,75	0,40	0,27	180
99,00	597,12	-21,23	1,28	-26,60	-21,23	-0,04	26,60	0,41	0,27	180
100,00	613,73	-23,83	0,31	-27,40	-23,83	-0,04	27,40	0,42	0,28	180
101,00	630,92	-26,56	-0,71	-28,17	-26,56	-0,04	28,17	0,44	0,28	180
102,00	648,84	-29,44	-1,80	-28,87	-29,44	-0,04	28,87	0,45	0,28	180
103,00	667,66	-32,49	-2,95	-29,51	-32,49	-0,05	29,51	0,46	0,28	180
104,00	687,56	-35,72	-4,17	-30,05	-35,72	-0,05	30,05	0,48	0,28	180
105,00	708,73	-39,15	-5,46	-30,47	-39,15	-0,05	30,47	0,49	0,28	180
106,00	731,43	-42,81	-6,84	-30,74	-41,28	7,26	30,08	0,51	0,27	192
107,00	755,93	-46,74	-8,31	-30,84	-43,39	-10,84	-29,46	0,53	0,27	343
108,00	782,57	-50,97	-9,90	-30,71	-45,26	14,21	28,49	0,54	0,26	202
109,00	811,80	-55,59	-11,63	-30,32	-47,64	-16,92	-27,44	0,57	0,25	335
110,00	844,19	-60,68	-13,52	-29,61	-50,17	-19,62	-26,10	0,59	0,24	332

C Berechnung der Anstrengung nach Puck

111,00	880,52	-66,37	-15,64	-28,52	-52,78	-22,46	-24,41	0,62	0,23	329
112,00	921,90	-72,86	-18,07	-27,03	-55,58	-25,46	-22,36	0,64	0,22	326
113,00	970,01	-80,48	-20,92	-25,11	-59,02	28,59	20,08	0,68	0,21	217
114,00	1027,49	-89,67	-24,37	-22,99	-63,62	-31,97	-17,83	0,72	0,19	321
115,00	1098,46	-101,19	-28,71	-21,02	-68,88	36,02	15,65	0,77	0,19	222
116,00	1185,30	-115,58	-34,18	-22,14	-78,91	-40,50	-16,41	0,83	0,20	318
127,00	580,77	-20,88	1,13	-22,52	-20,88	-0,04	22,52	0,40	0,22	180
128,00	597,00	-23,57	0,11	-23,30	-23,57	-0,04	23,30	0,41	0,23	180
129,00	613,67	-26,42	-0,99	-24,06	-26,42	-0,04	24,06	0,42	0,23	180
130,00	630,93	-29,44	-2,15	-24,77	-29,44	-0,04	24,77	0,44	0,23	180
131,00	648,93	-32,64	-3,39	-25,42	-31,94	4,47	25,12	0,45	0,23	189
132,00	667,85	-36,04	-4,72	-26,01	-34,16	-7,44	-25,22	0,46	0,23	346
133,00	687,86	-39,66	-6,13	-26,51	-36,40	-9,94	-25,18	0,48	0,23	342
134,00	709,16	-43,53	-7,64	-26,89	-38,85	-12,09	-25,08	0,49	0,23	339
135,00	732,00	-47,68	-9,26	-27,15	-41,28	-14,31	24,79	0,51	0,23	156
136,00	756,67	-52,16	-11,01	-27,24	-43,74	16,60	24,30	0,53	0,23	207
137,00	783,50	-57,03	-12,91	-27,15	-46,67	18,70	-23,75	0,55	0,22	29
138,00	812,94	-62,37	-14,99	-26,82	-49,68	-20,98	-22,95	0,57	0,22	329
139,00	845,57	-68,28	-17,30	-26,24	-53,02	-23,35	-21,97	0,59	0,21	327
140,00	882,15	-74,91	-19,88	-25,38	-56,66	-25,91	-20,75	0,62	0,20	325
141,00	923,76	-82,46	-22,83	-24,24	-60,70	-28,71	-19,32	0,65	0,20	323
142,00	971,99	-91,22	-26,25	-22,89	-65,31	-31,81	-17,75	0,68	0,19	321
143,00	1029,25	-101,62	-30,31	-21,61	-70,72	-35,34	-16,27	0,72	0,19	319
144,00	1099,10	-114,09	-35,15	-20,91	-77,53	39,36	15,32	0,77	0,19	223
145,00	1183,55	-129,57	-41,21	-23,36	-88,65	44,06	17,11	0,84	0,21	223
172,00	1030,22	-112,11	-35,54	-20,77	-77,61	-38,10	-15,39	0,73	0,19	318
173,00	1098,74	-125,23	-40,73	-21,25	-85,82	-42,15	15,52	0,78	0,20	137
174,00	1180,59	-141,37	-47,17	-24,22	-97,74	46,97	17,74	0,84	0,22	223
201,00	1030,52	-121,39	-40,17	-20,29	-83,52	-40,52	14,82	0,73	0,19	137
202,00	1097,64	-135,01	-45,64	-21,75	-93,20	-44,59	-15,86	0,78	0,20	317
203,00	1176,67	-151,14	-52,13	-25,10	-105,13	49,38	-18,37	0,84	0,23	43
230,00	1030,22	-129,66	-44,31	-20,08	-88,64	42,64	14,47	0,73	0,19	224
231,00	1095,88	-143,70	-50,02	-22,26	-99,87	-46,74	-16,24	0,78	0,21	317
232,00	1172,08	-159,78	-56,54	-26,27	-111,97	51,48	19,25	0,83	0,24	223
259,00	1029,41	-137,06	-48,02	-20,06	-94,13	44,49	-14,44	0,73	0,19	44
260,00	1093,60	-151,44	-53,94	-22,75	-104,58	48,71	16,40	0,78	0,22	224
261,00	1166,90	-167,29	-60,40	-27,86	-117,79	53,30	20,41	0,83	0,25	223
288,00	1028,18	-143,73	-51,38	-20,17	-98,91	-46,15	-14,47	0,73	0,20	316
289,00	1090,89	-158,28	-57,41	-23,21	-109,81	50,40	16,73	0,78	0,22	224
290,00	1161,32	-174,00	-63,87	-29,53	-124,38	-54,80	-21,89	0,83	0,26	318
317,00	1026,55	-149,77	-54,44	-20,36	-103,50	-47,65	-14,60	0,73	0,20	316
318,00	1087,79	-164,43	-60,55	-23,77	-114,51	51,90	17,13	0,78	0,23	224
319,00	1155,65	-180,67	-67,32	-30,68	-129,60	-56,40	-22,74	0,83	0,27	318
346,00	1024,59	-155,22	-57,20	-20,59	-107,65	-48,99	-14,77	0,73	0,21	316
347,00	1084,38	-169,92	-63,36	-24,49	-118,71	53,24	17,65	0,78	0,23	224
348,00	1149,78	-186,45	-70,32	-31,64	-134,13	-57,78	-23,45	0,82	0,27	318
375,00	1022,34	-160,13	-59,70	-20,84	-110,11	50,21	14,76	0,73	0,21	225
376,00	1080,68	-174,81	-65,88	-25,24	-122,46	54,42	18,19	0,78	0,24	224
377,00	1143,93	-191,53	-72,98	-31,99	-138,12	-58,98	-23,71	0,82	0,28	318
404,00	1019,83	-164,55	-61,96	-21,11	-113,46	51,29	14,96	0,73	0,21	225
405,00	1076,80	-179,32	-68,21	-25,94	-125,92	55,51	18,70	0,77	0,24	224
406,00	1137,96	-195,76	-75,21	-32,29	-141,45	-59,98	-23,93	0,82	0,28	318
433,00	1017,08	-168,56	-64,02	-21,43	-116,50	52,27	15,18	0,73	0,21	225
434,00	1072,70	-183,45	-70,36	-26,52	-129,10	56,50	19,11	0,77	0,24	224
435,00	1131,90	-199,63	-77,27	-32,96	-144,50	-60,88	-24,43	0,82	0,28	318
462,00	1014,13	-172,19	-65,89	-21,79	-119,25	53,15	15,44	0,73	0,22	225
463,00	1068,45	-187,19	-72,31	-26,99	-131,98	57,40	19,45	0,77	0,25	224
464,00	1125,69	-203,02	-79,09	-34,07	-147,18	-61,66	-25,25	0,81	0,29	318
491,00	1011,01	-175,49	-67,61	-22,15	-121,76	53,94	15,70	0,73	0,22	225
492,00	1064,07	-190,49	-74,05	-27,40	-134,53	58,17	19,75	0,77	0,25	224
493,00	1119,47	-206,18	-80,79	-35,30	-150,28	62,32	26,28	0,81	0,30	222
520,00	1007,73	-178,49	-69,17	-22,50	-124,05	54,66	15,94	0,73	0,22	225
521,00	1059,57	-193,40	-75,60	-27,82	-138,28	-58,78	-20,30	0,76	0,25	317
522,00	1113,35	-209,28	-82,47	-36,12	-152,75	63,04	26,89	0,80	0,30	222
549,00	1004,32	-181,22	-70,61	-22,81	-126,13	55,31	16,16	0,72	0,23	225
550,00	1054,98	-196,01	-76,99	-28,33	-140,32	-59,39	-20,67	0,76	0,26	317
551,00	1107,34	-212,21	-84,05	-36,48	-155,08	63,70	27,16	0,80	0,30	222
578,00	1000,83	-183,71	-71,92	-23,09	-128,03	55,89	16,36	0,72	0,23	225
579,00	1050,37	-198,41	-78,28	-28,87	-142,20	-59,94	-21,06	0,76	0,26	317
580,00	1101,36	-214,57	-85,35	-36,37	-156,97	64,23	27,07	0,80	0,30	222
607,00	997,22	-185,96	-73,12	-23,38	-131,19	-56,40	-16,77	0,72	0,23	316
608,00	1045,69	-200,72	-79,53	-29,39	-144,01	-60,47	-21,44	0,76	0,26	317
609,00	1095,47	-217,00	-86,68	-36,17	-158,49	-64,82	26,85	0,79	0,30	138
636,00	993,53	-187,98	-74,20	-23,71	-132,76	-56,87	-17,01	0,72	0,23	316
637,00	1040,98	-202,85	-80,69	-29,84	-145,69	-60,95	-21,76	0,75	0,27	317
638,00	1089,39	-218,64	-87,62	-36,69	-160,03	65,14	-27,27	0,79	0,31	42