



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
WIEN

# DIPLOMARBEIT

## **Entwicklung eines CFK-Standrohrs für die Verwendung in Upside-Down-Motorrad-Teleskopfedergabeln**

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines  
Diplom-Ingenieurs unter Anleitung von

Staff Scientist Dipl.-Ing. Dr.techn. Rudolf KNASMILLNER (TVFA GmbH)

Dipl.-Ing. (FH) Dieter GREBNER (Geschäftsführer Peak Technology GmbH)

Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Vasiliki-Maria ARCHODOULAKI  
(Institut für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie)

eingereicht an der Technischen Universität Wien  
Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften  
von

Matthias REDL

Matr.Nr.: 0325891

Unterwagramerstraße 3, 3100 St. Pölten

Wien, November 2015

## **Danksagung**

Ich möchte mich an dieser Stelle bei Dipl.-Ing. Dr.techn. Rudolf Knasmillner für die Betreuung dieser Arbeit bedanken. Die Unterstützung in zahlreichen Belangen war äußerst wertvoll.

Auch möchte ich meinem jetzigen Arbeitgeber Dipl.-Ing. (FH) Dieter Grebner und dem technischen Leiter Dipl.-Ing. Matthias Lechner der Firma Peak Technology für die Möglichkeit der praktischen Umsetzung und den zahlreichen fachlichen Ratschlägen danken.

Weiters bedanke ich mich bei Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Vasiliki-Maria Archodoulaki, die mich mit fachlichem Rat unterstützt hat.

Für den Prüfstandversuch und die Bereitstellung von technischen Informationen bedanke ich mich bei Dipl.-Ing. (FH) Clemens Schelhaas der Firma KTM Sportmotorcycles AG.

Vielen Dank auch an all meine Kollegen bei Peak Technology, welche mir bei der Fertigung der Testbauteile mit Rat und Tat zur Seite standen.

Mein größter Dank allerdings gilt meinen Eltern, die mir meine Ausbildung ermöglicht haben und mit stets helfend zur Seite standen.

## Kurzfassung

Ziel dieser Arbeit war die Entwicklung eines Standrohrs aus Kohlefaserverbundwerkstoff (CFK) für Motorradgabeln in „up-side-down“-Konstruktion. Die Vorgabe an die CFK-Konstruktion war eine größtmögliche Gewichtseinsparung und eine mindestens gleiche Biegesteifigkeit wie sie die im Motorsport eingesetzte Referenzausführung aus Aluminium aufweist. Eine weitere Forderung war die Austauschbarkeit des Aluminium-Standrohrs gegen die CFK-Ausführung ohne Änderungen an den Bauteilen des Tauchrohrs. Das Standrohr ist bei dieser Gabelanordnung das von zwei Gabelbrücken durch Klemmung gehaltene Außenrohr. Zur Führung des Tauchrohrs sind zwei Gleitbuchsen in das Standrohr eingesetzt.

Nach der grundsätzlichen Materialauswahl wurden die wichtigsten Materialtests zur Ermittlung von Kennwerten, wie Verbundsteifigkeiten und Festigkeiten in Faserlängs- und Faserquerrichtung, durchgeführt und in der folgenden Berechnung verwendet um für die vorgegebene Belastung die minimale Bauteilwandstärke unter Berücksichtigung der Fertigbarkeit zu ermitteln. Untersucht wurde dabei der kritische untere Teil des Standrohrs ab der Einspannung in der unteren Gabelbrücke. Die Berechnung der Verformung und die Bewertung der Bauteilfestigkeit durch Versagenskriterien erfolgten mit dem zylindrischen Schalenmodul aus dem Berechnungsprogramm ESAComp 4.5.

Mit dem optimierten Lagenaufbau und der vorgegebenen Kontur wurde ein Wickelkern konstruiert, welcher beim fertigen Standrohr die Maßhaltigkeit im Gleitbuchsenbereich erfüllt und für die Fertigung von mehreren Prototypen verwendet werden kann. Auf diesen Kern wurden mit einem zur Wickelmaschine erweiterten Industrieroboter die Lagen mit dem getesteten harzgetränkten Kohlefaserfaden gewickelt.

In einem Prüfstandaufbau wurde die Standrohrsteifigkeit gemessen und anschließend das Rohr beim Bruchlastversuch zerstört. Dabei zeigte sich, dass die gemessene Steifigkeit etwas geringer als die mit ESAComp 4.5 berechnete ist. Nach der ersten Belastung bis zur vorgegebenen Mindestbruchlast und anschließender Entlastung hat beim zweiten Belastungszyklus das Rohr an der Einspannstelle versagt. Eine konstruktive Verbesserung des Rohres im Bereich der Einspannstelle wurde erarbeitet und durch die Berechnung mit ESAComp 4.5 bestätigt.

In dieser Arbeit wurde erfolgreich eine Vorgehensweise erarbeitet und experimentell überprüft, die es ermöglicht, ein Faserverbund-Standrohr zu entwickeln, das im Vergleich zum Referenzrohr etwas weniger als die Hälfte wiegt und gleichzeitig im freien Standrohrbereich eine um 25% höhere Biegesteifigkeit aufweist.

Im Ausblick werden Hinweise auf fertigungstechnische Optimierungen und Möglichkeiten zur Feinabstimmung der mechanischen Eigenschaften von CFK-Standrohren gegeben.

## Abstract

The aim of this thesis was the development of a fork tube made of carbon fiber composite material (CFRP) for motorcycle forks in "upside down" construction. The requirements to the CFRP structure were a maximum weight reduction and an equal or better bending stiffness compared to the reference. The reference aluminum fork tube used is state of the art in motorsports. Another requirement was the interchangeability of aluminum and CFRP fork tubes without changes to the components of the inner tube. The fork tube consists of two yokes clamped to the outer tube at the fork assembly. Two sliding bushes within the standpipe guide the inner tube.

After the selection of materials the main material tests were conducted. Relevant parameters were obtained, such as composite stiffness and composite strength in fiber lengthwise and fiber transverse direction. These results were used to determine, for a given load, the minimum component thickness with consideration of manufacturability. The focus was on the critical lower portion of the fork tube, the part beneath the lower triple clamp. For calculation of the deformation and for evaluation of the component strength by failure criteria the cylindrical shell module from the software ESAComp 4.5 was applied. Then a winding core with optimized layer structure was constructed in the predefined contour. This winding core meets the specified accuracy of the fork tube with regard to the slide bushes and can be used to produce several prototypes. The layers of resin-impregnated carbon fiber roving were wrapped around the core by an industrial robot which serves as a winder.

On the test rig the fork tube's bending stiffness was measured and in a second step destroyed in a breaking load test. It was found that the measured bending stiffness is slightly less than the value calculated by ESAComp 4.5. After initial bending with the minimum breaking load and subsequent rebound the pipe failed at the clamping point during the second loading cycle. A constructive improvement of the tube in the clamping point was elaborated and confirmed by ESAComp 4.5 calculations.

In this work an approach to developing a fiber composite fork tube has been successfully demonstrated and experimentally tested. The CFRP fork tubes weigh slightly less than half in comparison to the reference aluminum tube and at the same time have a 25% higher bending stiffness in the lower portion.

As an outlook, indications on production engineering optimizations and opportunities to fine-tune the mechanical properties of CFRP fork tube are given.

## Inhalt

Danksagung .....	i
Kurzfassung.....	ii
Abstract .....	iii
Inhalt.....	iv
1 Einleitung .....	1
1.1 Aufgabenstellung.....	1
1.2 Stand der Technik .....	3
1.2.1 Grundlagen Motorradfahrwerktechnik.....	3
1.2.2 Aufbau einer Upside-Down-Gabel .....	4
1.2.3 Weitere Arten der Vorderradaufhängung .....	5
1.2.5 CFK-Fahrwerk an 1-spurigen Fahrzeugen.....	6
2 Grundlagen Faserverbundwerkstoffe .....	7
2.1 Allgemeines.....	7
2.1.1 Faser.....	9
2.1.2 Polymere Matrixsysteme.....	13
2.2 Laminataufbau.....	15
2.3 Einfluss der Feuchte.....	16
2.4 Einfluss der Temperatur .....	17
2.4.1 Thermische Längenausdehnungskoeffizienten.....	18
2.6 Fertigungstechnik .....	19
2.6.1 Wickeltechnik.....	19
2.6.2 Autoklaventechnik.....	21
3 Grundlagen der Berechnung.....	23

3.1	Klassische Laminattheorie (CLT).....	23
3.2	Versagensverhalten – Bruchkriterien.....	24
3.2.1	Faserbruch.....	25
3.2.2	Zwischenfaserbruch.....	28
3.2.3	Modellierung des Versagensverhaltens .....	29
3.3	Computerunterstützte Berechnung.....	33
3.4	Berechnung von rohrförmigen Faserverbund-Biegeträgern .....	35
4	Entwicklung Standrohr .....	38
4.1	Faserverbund-Standrohr-Dimensionierung .....	38
4.1.1	Festlegen der Randbedingungen.....	38
4.1.2	Werkstofffestlegung .....	40
4.1.3	Ablaufplan der Dimensionierung .....	48
4.1.4	Steifigkeitsoptimierung im unteren Rohrbereich.....	50
4.1.5	Festigkeitsnachweis.....	51
4.2	Klebung der Aluminium-Gewindekappe .....	55
4.3	Fertigung Standrohr.....	57
4.3.1	Kernkonstruktion .....	57
4.3.2	Produktion.....	60
4.4	Steifigkeitstest – Belastungsversuch und Ergebnisse .....	65
4.4.1	Versuchsaufbau .....	65
4.4.2	Steifigkeitstest.....	66
4.4.3	Belastungsversuch.....	68
5	Diskussion.....	69
6	Ausblick.....	71
6.1	Konstruktive Änderung der unteren Klemmung .....	71

---

6.2 Weitere Maßnahmen zur Steigerung der Festigkeit an der Einspannstelle .....	72
6.3 Dauerfestigkeitstests am Prüfstand .....	72
6.4 Individuelle Anpassung der Steifigkeit .....	73
6.5 Fertigungstechnische Optimierungen .....	74
Abbildungsverzeichnis .....	75
Tabellenverzeichnis .....	78
Literaturverzeichnis .....	79
Anhang A .....	81
Anhang B .....	82
Anhang C .....	85

## 1 Einleitung

Die Herausforderung in vielen Bereichen der Konstruktionswissenschaften besteht darin, sich dem Optimum von minimaler Masse bei hoher Steifigkeit und ausreichender Festigkeit anzunähern. Im Fahrzeugbau gilt dies für Bereiche, in denen sprichwörtlich jedes Gramm eingespart werden soll, um entweder die Wirtschaftlichkeit oder, speziell bei Wettbewerbs-Fahrzeugen, die Beschleunigungswerte zu verbessern. Im Falle eines erforderlichen Mindestgewichts kann durch Masseoptimierung der Freiheitsgrad der Gewichtsverteilung besser ausgenutzt werden.

Die Ergebnisse der kontinuierlichen Forschung im Bereich der Faserverbundmaterialien und die Anwendungserfahrungen erschließen immer weitere, aussichtsreiche Einsatzmöglichkeiten für hochfeste Faserverbundwerkstoffe.

Im Motorrad-Rennsport bereits erfolgreich verwendete Teile aus Faser-Kunststoff-Verbunden sind diverse Motoranbauteile, Verkleidungsteile und Chassiskomponenten. Bei der Motorradgabel wurden die technischen Möglichkeiten der Faserverbundtechnologie zur potentiellen Gewichtsreduktion bislang für Rennfahrzeuge nicht genutzt.

### 1.1 Aufgabenstellung

In der vorliegenden Arbeit sollen die Möglichkeiten der Faserverbundtechnologie auf eine optimierte Ausführung des Standrohrs einer Motorradgabel ausgenutzt werden. Für diese Aufgabe ist folgende, zentrale Frage zu lösen:

- Welche Maßnahmen sind notwendig, um ein Standrohr aus Faserverbundmaterial zu entwickeln, das leichter ist als das Prototypen-Aluminiumrohr für die Rennstrecke? Die Biegesteifigkeit der Faserverbundkonstruktion soll dabei mindestens die Werte des Prototypen-Aluminiumrohrs erreichen.

Die Lösung dieser Frage besteht einerseits in der Aneignung und Anwendung von vertieften Kenntnissen der Faserverbundtechnologien und andererseits aus der Beachtung der für die Bauteilprüfung zum Einsatz kommenden Belastungstests (Vorgabe von WP-Performance Systems).

Mit dem angestrebten Ziel des Einsatzes auf der Rennstrecke werden die inneren Bauteile (Tauchrohr und Dämpfereinheit) ohne Konstruktionsänderung von der Originalgabel übernommen.

Ablauf der Entwicklung:

- Vertieftes Studium der Faserverbund-Technologie
- Festlegen der Lastfälle und Randbedingungen
- Materialauswahl
- Materialtests zur Bestimmung wichtiger Parameter
- Steifigkeitsoptimierung des Lagenaufbaus (Berechnung mit ESAComp)
- Festigkeitsnachweis (Versagenskriterien)
- Wickelkernkonstruktion (Temperaturausdehnungen, funktionelle Umsetzung)
- Fertigung des Rohrs (Programmierung der Anlage)
- Zusammenbau einem Gabelholmes (Gleitbuchsen, Tauchrohr, ...)
- Steifigkeits- und Belastungstest am Prüfstand
- Auswertung der Ergebnisse und rechnerische Optimierung
- Ausblick für eine Serienproduktion

## 1.2 Stand der Technik

### 1.2.1 Grundlagen Motorradfahrwerktechnik

Das Standrohr einer Motorradteleskopfedergabel ist hinsichtlich der Biege- und Verwindungssteifigkeit der Vorderradaufhängung von Motorrädern ein maßgebendes Bauteil [1]. An die Vorderradaufhängung werden hinsichtlich der Fahrstabilität folgende Anforderungen gestellt:

- Bereitstellung ausreichender Federwege
- Gutes Ansprechverhalten der Federung und Dämpfung
- Exakte, aber reibungsarme Führung der Räder
- Verwindungssteife Aufnahme und Weiterleitung der am Rad angreifenden Kräfte
- Leichtgängige, spielfreie Lenkbarkeit
- Geringes Gewicht und kleines Massenträgheitsmoment um die Lenkachse

Die Teleskopfedergabel (Abb. 1) erfüllt in einer äußerst kompakten Bauart die Funktion der Radführung, der Federung, der Dämpfung und der Bremsmomentabstützung bei geringem Gewicht und kleinem Massenträgheitsmoment um die Lenkachse. Letzteres ist besonders wichtig, da dies dem Aufschaukeln von Schwingungen im Lenksystem entgegenwirkt (Flattern und Pendeln) und damit die Grundlage für ein sicheres Fahrverhalten schafft.

Die Teleskopfedergabel hat aber auch eine Reihe von Nachteilen, welche sich aufgrund der Funktionsintegration ergeben. Querkräfte in der Gabel verursachen Reibungskräfte in den Gleitbuchsen. Fahrbahnunebenheiten, bei denen die Stoßrichtung mit der Bewegungsrichtung nicht übereinstimmt, haben somit abhängig von den Reibpartnern (z.B. verchromtes Stahlrohr und mit Teflon beschichtete Gleitbuchsen) und der Standrohrsteifigkeit Einfluss auf das Ansprechverhalten und somit auf die Leistungsfähigkeit hinsichtlich Fahrkomfort oder Fahrzeugdynamik.

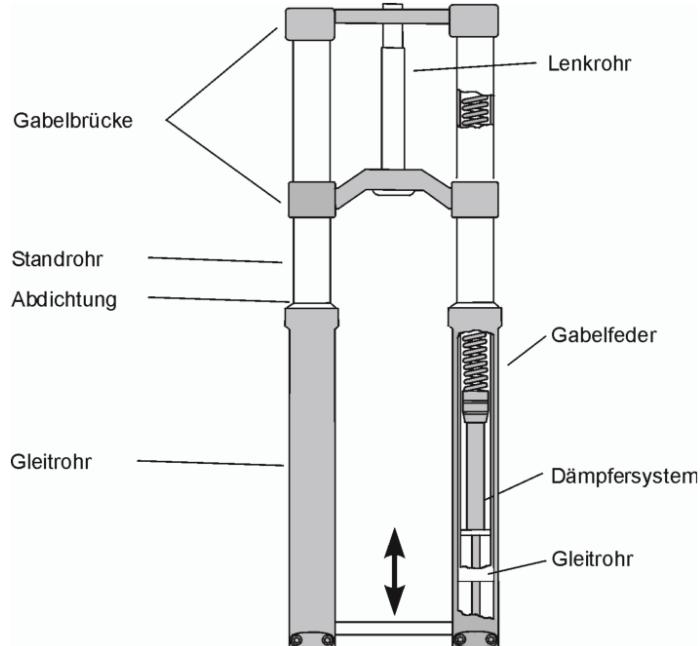


Abb. 1: Grundprinzip der Teleskopfedergabel [1]

### 1.2.2 Aufbau einer Upside-Down-Gabel

Im Rennsport werden seit Jahren Upside-Down-Gabeln eingesetzt (Abb. 2). Bei dieser Telegabelkonstruktion liegen die in den Gabelbrücken gehaltenen Standrohre außen.



Abb. 2: Upside-Down-Gabel [KTM]

Das zu entwickelnde CFK-Standrohr für Upside-Down-Gabeln soll im Vergleich zur derzeitigen Ausführung aus Aluminium durch die Gewichtersparnis das Massenträgheitsmoment der Gabel um die Lenkachse verringern und gleichzeitig durch Ausnutzung des hohen Elastizitätsmoduls der Kohlenstofffasern zu einer biege- und verwindungssteiferen Gesamtkonstruktion führen.

### 1.2.3 Weitere Arten der Vorderradaufhängung

Es gibt neben der im Motorradrennsport und in der Serie überwiegend eingesetzten Teleskopfedergabel noch drei weitere Vorderradführungssysteme, welche in Serienfahrzeugen verwendet wurden:

- die Schwinggabel (Abb. 3-links),
- die *Telever* von BMW (Abb. 3-mitte) und eine
- Achsschenkellenkung von YAMAHA (Abb. 3-rechts).

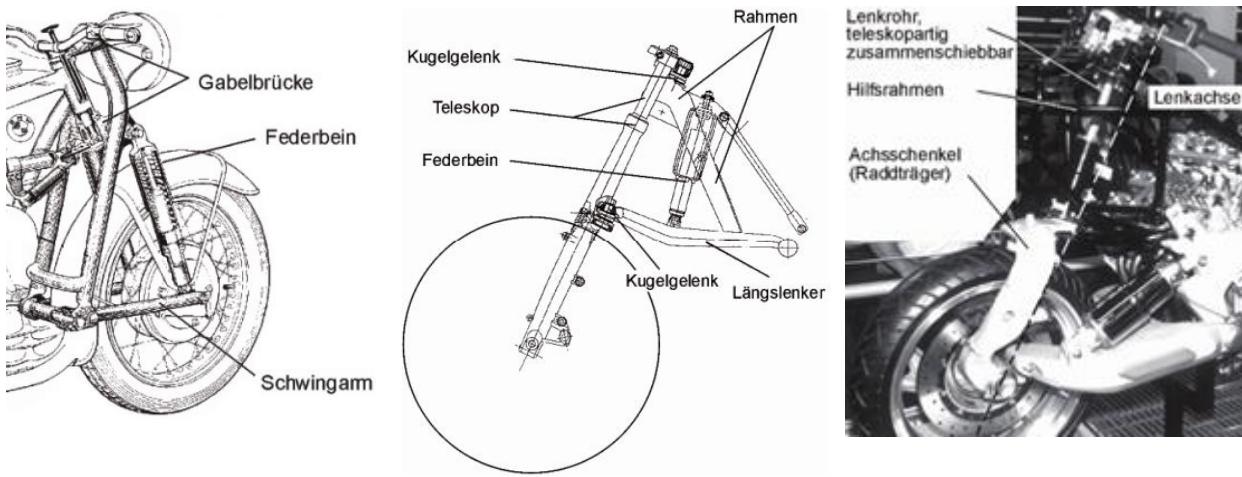


Abb. 3: Vorderradführungssysteme [1]

### 1.2.5 CFK-Fahrwerk an 1-spurigen Fahrzeugen

Im Vorderradbereich sind hier beispielgebend zwei Gabelsysteme aus dem Mountainbike-Segment anführt, welche aus Gewichtsgründen strukturell aus carbonfaserverstärktem Kunststoff (CFK) aufgebaut sind (siehe Kapitel 2). Bei der Upside-Down-Gabel mit nur einer Rohranordnung muss das CFK-Standrohr über einen nadelgelagerten Vierkant zusätzlich Torsionsmomente übertragen (Fa. Cannondale / Modell Lefty). Kohlefaser-verstärkte Standrohre hat die Firma Manitou an einer Downhill Upside-Down-Gabel (Modell Dorado) verbaut. Im Motorradbereich wird der Verbundwerkstoff für die Hinterradführung herangezogen (Fa. Ducati, Abb. 4).



Abb. 4: Strukturelle CFK-Fahrwerksteile an 1-spurigen Fahrzeugen

## 2 Grundlagen Faserverbundwerkstoffe

Ausführliche Darstellungen der Arten von Faserverbundwerkstoffen (FVW), deren Anwendung und Berechnungsmethoden für die Bauteilauslegung sind in [2] gegeben. Aus diesem Standardwerk werden in den nachfolgenden Kapiteln 2.1 bis 2.5 die für die Auslegung des Standrohrs notwendigen Grundlagen, ergänzt durch weitere Literaturstellen, in kurzer Form wiedergegeben.

### 2.1 Allgemeines

Unter Verbundwerkstoffen versteht man Werkstoffe, welche aus verschiedenen Komponenten bestehen. Faserverstärkte Werkstoffe (FVW) bestehen aus einerbettenden Matrix sowie verstärkenden Fasern. Die faserverstärkten Kunststoffe (Faserverbundkunststoffe – FVK) sind eine spezielle Untergruppe der Verbundwerkstoffe, welche aus diversen Fasern wie Glas, Keramik, Aramid- oder Kohlenstofffasern in Kombination mit Kunststoffen wie Duroplasten, Elastomeren oder Thermoplasten bestehen. Durch eine angepasste Kombination der genannten Materialien und einem geeignetem Aufbau können maßgeschneiderte Eigenschaften für die jeweilige Anwendung erreicht werden.

Bei faserverstärkten Kunststoffen erhöhen die Fasern die mechanischen Eigenschaften, wie Festigkeit und E-Modul, zumindest in der Faserrichtung erheblich. Die Steifigkeit und das erreichbare Spannungsniveau werden um Größenordnungen verbessert. Diese gerichteten Eigenschaften ergeben einen anisotropen Ausgangswerkstoff. Die Anisotropie ermöglicht es, die Eigenschaften von einem Bauteil richtungsabhängig zu gestalten ohne die Geometrie oder die Werkstoffe zu ändern. Die Einbindung der Fasern in der Kunststoffmatrix ist dabei von entscheidender Bedeutung.

Gewichtsminderung und eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften im Vergleich zu isotropen metallischen Konstruktionswerkstoffen sind die großen Vorteile der FVW. Diese Faktoren sind nicht nur im Motorsport von hohem Interesse, sondern vor allem in der Flugzeug- und Fahrzeugindustrie. Eine Senkung des Eigengewichts senkt den Treibstoffverbrauch bzw. erhöht die Nutzlast. In der Industrie werden in Anlagen Baugruppen, welche hohen Beschleunigungen ausgesetzt sind, immer öfter aus FVW ausgeführt. Dabei kann neben der vorteilhaften Gewichtseinsparung auch die Steifigkeit und die Wärmeausdehnung entsprechend den Anforderungen optimiert werden.

---

Die Einlagerung von hochfesten Fasern in eine Matrix gibt im Verbund eine Erhöhung der Festigkeit und Steifigkeit. Die Matrix aus Keramik, Glas, Metall, Beton und anderen Werkstoffen, oder im hier betrachteten Fall aus Kunststoff, hat die Aufgabe, die Fasern in der vorgegebenen Position zu halten. Die Fasern sollen im Verbund die mechanischen Lasten übertragen. Bei paralleler Ausrichtung der in die Kunststoffmatrix eingelagerten Fasern werden die Zugfestigkeit und die Steifigkeit in Zugrichtung des Faserverbundwerkstoffes (FVW) um ein Vielfaches gegenüber dem Material der Matrix erhöht. Durch gezielte Ausrichtung der Fasern im Bauteil können die aus Lagen- oder Gewebeaufbau resultierenden anisotropen Eigenschaften des FVW an die aufzunehmenden Beanspruchungen optimal angepasst werden.

Beim Auslegen von FKV muss man die Vor- und Nachteile kennen, um die Vorteile bestmöglich nutzen zu können. Die Nachteile versucht man so gut es geht zu kompensieren. Gegenüber den metallischen Leichtbauwerkstoffen wie z.B. Stahl oder Aluminium besitzen FKV eine Vielzahl herausragender Eigenschaften [2]:

- Hohe Festigkeit und hohe Steifigkeit bei gleichzeitig sehr niedriger Dichte => idealer Leichtbauwerkstoff (Abb. 5)
- Hohe Gestaltungsfreiheit und kostengünstige Integration mehrerer Einzelkomponenten (Freiformgestaltung, Integralbauweise)
- Häufig ausgezeichnete Korrosionsbeständigkeit (Faser und Matrix)
- Elektrische Eigenschaften sind vom sehr guten Isolator bis zum Leiter einstellbar
- Geringe Wärmeleitfähigkeit
- Das auf die Dichte bezogene Energieaufnahmevermögen ist 4 bis 5mal höher als dasjenige metallischer Strukturen
- Anpassen der Bauteileigenschaften durch Ausnutzung der anisotropen Materialeigenschaften verschiedener Fasern und verschiedener Matrixmaterialien
- Einzelstücke und Kleinserien von hochbelasteten Prototypen lassen sich vergleichsweise kostengünstig herstellen

Nachteilig sind der hohe Materialpreis und der zumeist hohe manuelle Aufwand.

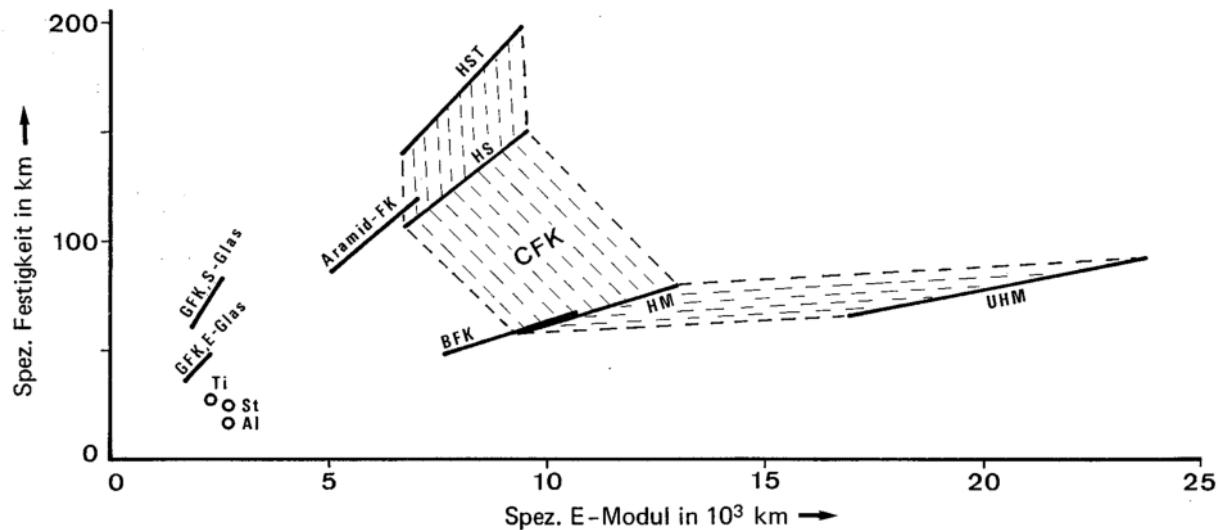


Abb. 5: Spezifische Eigenschaften von metallischen Werkstoffen und nichtmetallischen Leichtbauwerkstoffen [3]

$$E_{spez} = \frac{E}{\rho} \quad Rm_{spez} = \frac{Rm}{\rho}$$

### 2.1.1 Faser

Die Faserwerkstoffe, welche bei FKV zum Einsatz kommen, haben einen Querschnittsdurchmesser von 3 µm - 30 µm. Durch diese geringen Durchmesser haben die Fasern ein sehr gutes Volumen/Oberflächenverhältnis und erreichen zufolge der Kohäsion von Faser und Matrix im Verbund herausragende mechanische Eigenschaften.

Die „endlosen“ Einzelfasern, auch Filamente genannt, werden üblicherweise als Parallelbündel oder mit Verdrillung in Form von sogenannten „Rovings“ auf Spulen gewickelt angeliefert. Die Verdrillung erleichtert durch den besseren Zusammenhalt die gleichmäßige Verteilung der Zugkräfte auf die Filamente. Üblich sind Verdrillungen von 10 bis 15 Umdrehungen/m. Ein Kohlefaserroving besteht aus einer vorgegebenen Anzahl von Filamenten. Ein „1k carbon fibre roving“ besteht aus 1000 Filamenten. Standard sind 12k und 24k Rovings [2].

Im folgenden Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abb. 6) ist eine Reihe von gängigen Verstärkungsfasern angeführt. Daraus ist unmittelbar ersichtlich, warum die Kohlefaser bei Hochleistungsstrukturauteilen zum Einsatz kommt.

## Spannungs- Dehnungsdiagramm

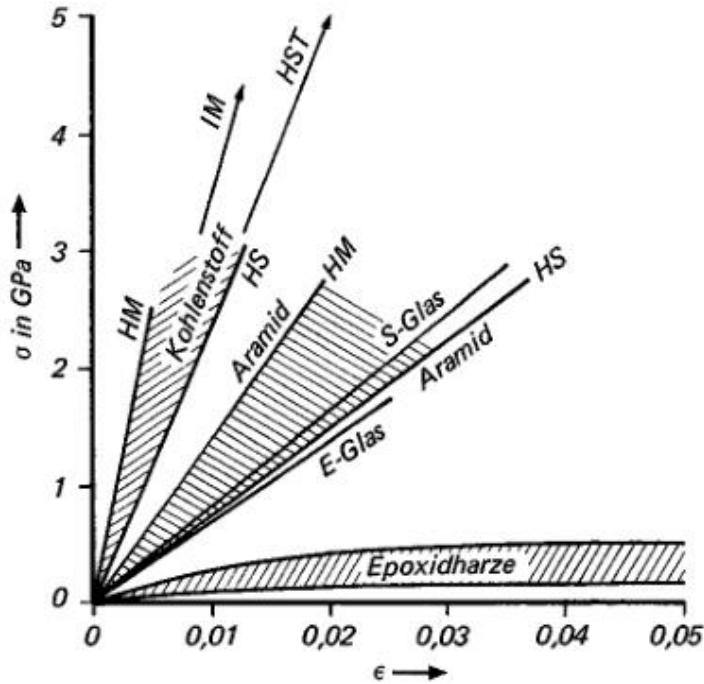


Abb. 6: Spannungs-Dehnungs-Diagramm verschiedener Fasern und unverstärktem Epoxidharz [3]

### 2.1.1.1 Kohlenstofffasern

Kohlenstofffasern sind durch ihre herausragenden Eigenschaften die bedeutendsten Fasern in der Compositebranche [2]. Diese Fasertypen wurden auch für die Entwicklung des Verbund-Standrohres aufgrund der Eigenschaften ausgewählt. Sie weisen neben den hohen Festigkeits- und Steifigkeitswerten auch noch gute Beständigkeit gegen Chemikalien und Temperatur auf.

Die hohe Festigkeit und der hohe E-Modul dieser Fasern basieren auf der starken Bindung der Graphitkristalle in der Schichtebene (Abb. 7).

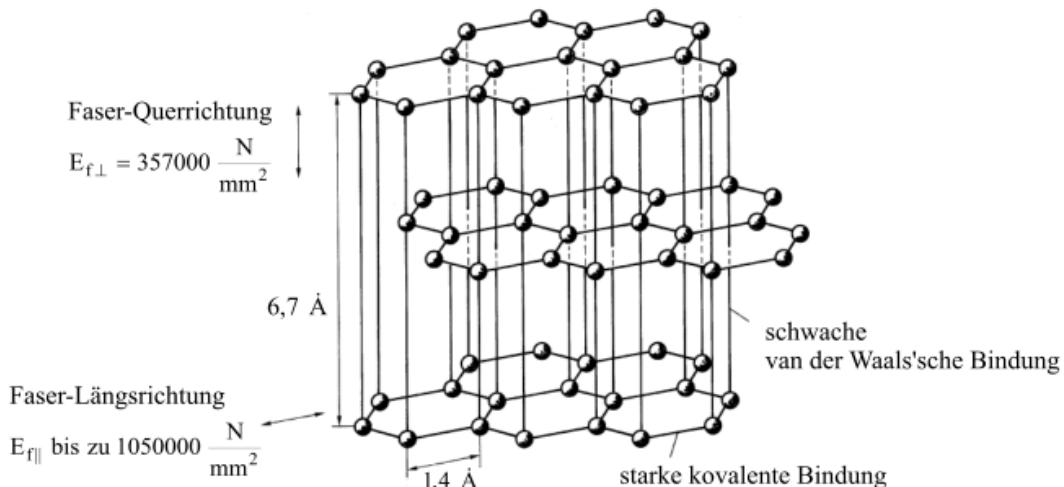


Abb. 7: Elementarzelle des Graphitkristalls [2]

Von der Orientierung der Graphitebenen ist der E-Modul der C-Faser direkt abhängig.

Mechanische Eigenschaften:

- + Hohe Festigkeiten und Steifigkeiten
- + Geringe Dichte ( $\approx 1,8 \text{ g/cm}^3$ )
- + Exzellente Ermüdungsfestigkeit
- + Die Steifigkeit ist fast bis zur Bruchdehnung linear, danach steigt sie etwas aufgrund der zunehmenden Ausrichtung der Graphitkristallebenen.
- + Die Ausrichtung der kovalenten Bindungen des Graphitkristalls in Faserrichtung hat zur Folge, dass sich die E-Moduln in Faserlängs- und Querrichtung stark unterscheiden.
- + Der Wärmeausdehnungskoeffizient ist in Faserlängsrichtung leicht negativ und in Querrichtung positiv
- + Chemisch beständig gegenüber den meisten Säuren und Alkalien.
- - Die Bruchdehnung ist vor allem bei den Hochmodulfasern gering.
- - Die faserparallele Druckfestigkeit ist geringer als die Zugfestigkeit.
- - Bauteilkontrolle in Bezug auf Lufteinschlüsse ist im Vergleich zur Glasfaser schwieriger.

Die verschiedenen Kohlenstofffasertypen werden anhand der Faserfestigkeiten und Steifigkeiten unterschieden:

- HT-Fasern (High Tenacity) - hochfest
- IM-Fasern (Intermediate Modulus) - höherer Modul als HT
- HM-Fasern (High Modulus) - hochsteif
- UHM-Fasern (Ultra High Modulus) - höherer Modul als HM

Bei der Herstellung von Kohlefasern gibt es je nach erwünschtem Fasertyp zwei Ausgangsmaterialien. Aus Pech (wird aus Erdöl oder Steinkohle gewonnen) gesponnene Precursorfasern werden carbonisiert und erreichen sehr hohe Steifigkeiten. Sie sind durch den geringeren notwendigen Energieeinsatz in der Herstellung günstiger. Durch die geringen Bruchdehnungen sind die Einsatzmöglichkeiten beschränkt. Das zweite, und öfters verwendete, Ausgangsmaterial ist ein gesponnener PAN-Precursor (Polyacrylnitril). Hochfeste PAN-Kohlefaser erreichen hohe Bruchdehnungen bis 3% [2].

Im folgenden Diagramm (Abb. 8) ist die Kohlefaserproduktpalette (PAN) der Firma Toray mit den wichtigsten mechanischen Kennwerten (Zugfestigkeit, E-Modul und Bruchdehnung) ersichtlich. Abhängig vom Konstruktionsziel kann damit eine Vorauswahl getroffen werden. Die Materialkosten (Energiekosten) steigen erheblich mit zunehmender Steifigkeit.

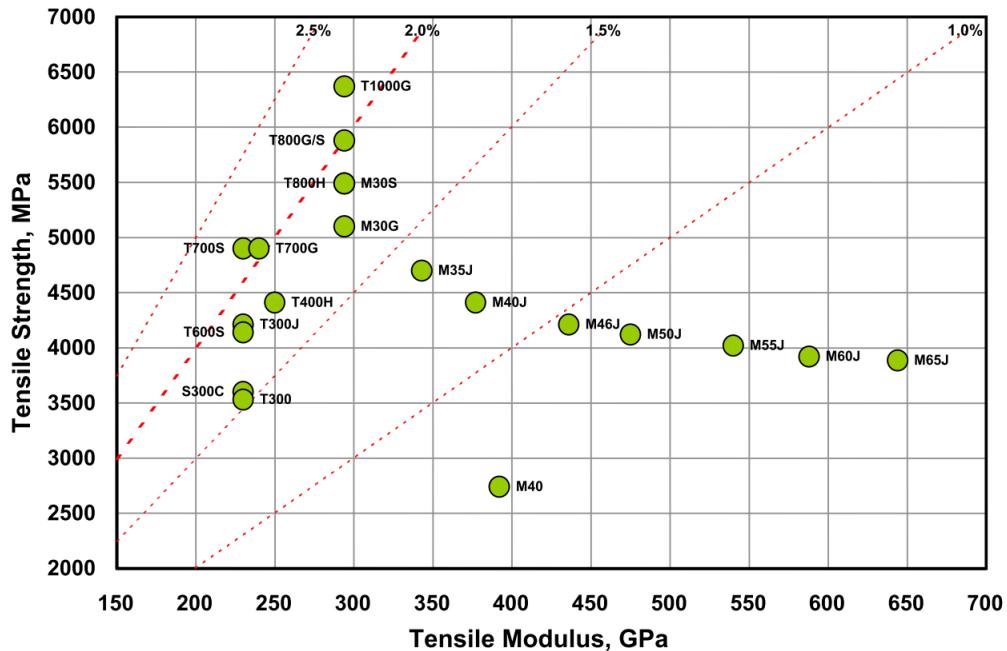


Abb. 8: Fasersteifigkeit und -festigkeit von Fasern der Firma Toray (Marktführer) [4]

## 2.1.2 Polymere Matrixsysteme

Die wichtigsten Aufgaben für die Matrix in einem FKV sind:

- Die Fixierung der Fasern in ihrer gewünschten Lage
- Die Verbindung der einzelnen Fasern untereinander (Kräfte werden aufgeteilt)
- Die Stützung der Faser bei Druckbeanspruchung
- Die Verbindung zwischen den einzelnen Laminatschichten
- Die Übernahme mechanischer Lasten vor allem bei Schub- und Querbelastung
- Der Schutz der Fasern vor Umwelteinflüssen

Folgende Eigenschaften des FKV werden von der Matrix dominiert:

- Dichte
- Festigkeits- und Steifigkeitswerte
- Kriech- und Relaxationsverhalten
- Einsatzmöglichkeit (Temperaturgrenzen, Chemikalien- und Alterungsbeständigkeit)
- Temperaturausdehnungskoeffizienten

Neben der für diese Arbeit ausgewählten Duroplaste werden Thermoplaste, als polymeres Matrixsystem [2], aufgrund besserer Recycelbarkeit immer häufiger angewendet.

### **2.1.2.1 Duroplaste**

Duroplaste aus Reaktionsharzen sind vernetzbar und im ausgehärteten Zustand unschmelzbar. Um das Harz (zähflüssig, aufschmelzbar oder pulverförmig) durch einen chemischen Vernetzungsprozess in einen festen Formstoff überzuführen, muss ein Härter dosiert beigemengt werden. Durch die Vernetzung (Härtung) entsteht eine räumlich engmaschig vernetzte Makromolekularstruktur. Die Vernetzungsreaktion wird durch Wärme, Strahlung oder Katalysatoren gestartet bzw. beschleunigt. Es werden drei Reaktionstypen unterschieden [5]:

- Polymerisation: Geringe Mengen von Reaktionsmittel bewirken, dass die Reaktionsmasse unter Erwärmung fest wird. (z.B. ungesättigte Polyesterharze)
- Polyaddition: Stöchiometrisch genau gemessene Anteile an eigenschaftsbestimmenden Reaktionsmittel werden dem Harz beigegeben. Die Reaktion erfolgt auch exotherm. (z.B. Epoxidharz)
- Polykondensation: Die Ausgangsstoffe reagieren unter Abspaltung von Nebenprodukten wie Wasser. Diese Reaktion ist endotherm (z.B. Phenolformaldehydharz)

#### **Epoxidharz:**

Es erfüllt bei richtiger Zusammensetzung höchste Anforderungen in Faserverbundstrukturnbauteilen. Es wird zwischen Kalthärtern (Verarbeitung bei Raumtemperatur) und Warmhärtern (Härtung oberhalb 80°C) unterschieden. Warmhärtende Systeme haben höhere mechanische Festigkeitswerte, die Glasübergangstemperatur ist höher und die Chemikalienbeständigkeit ist besser.

Vorteile von EP-Harzen:

- Reaktionsschwindung gering
- Haftungseigenschaften sind hervorragend
- Im Faserverbund werden sehr gute Ermüdungsfestigkeiten erreicht
- Sehr gute elektrische Isolationseigenschaften

Nachteile von EP-Harzen:

- Teurer im Vergleich zu ungesättigten Polyesterharzen
- Härtungszeiten sind häufig länger als bei UP-Harzen
- Gefahr der Hautsensibilisierung (Arbeitssicherheit)

## 2.2 Laminataufbau

In einem Mehrschichtenverbund werden durch die Faserorientierung der Schichten und der Schichtreihenfolge die Laminateigenschaften bestimmt. Einen universellen Aufbau, der dem Leichtbaugedanken gerecht wird, gibt es nicht. Es haben sich jedoch Laminattypen bewährt, welche sich mit wenigen Iterationen optimieren lassen. Die gebräuchlichsten Laminattypen sind [2]:

- **Die Unidirektionale Schicht (UD):** Fasern verlaufen nur in einer Richtung. Nur für einachsige Belastungen (Zug / Druck) geeignet. Findet Anwendung z.B. in Umgangsbandagen, Blattfedern und Schlaufenanschlüssen.
- **Der Ausgeglichene Winkelverbund (AWV):** Dieser Aufbau ist in der Lage, einen zweiachsigen Spannungszustand überwiegend durch Faserkräfte aufzunehmen. Der Aufbau besteht aus einer geraden Anzahl von UD-Schichten, welche paarweise mit gleich großem Winkel, aber unterschiedlichem Vorzeichen, angeordnet sind. Der AWV ist in erster Linie bei Wickelbauteilen anzutreffen. Druckbehälter, Antriebswellen und Zug-Druckstäbe sind klassische Anwendungen.
- **Kreuzverbund (KV):** Bei diesem Aufbau sind die Fasern in  $0^\circ$  und  $90^\circ$ -Richtung orientiert. Der KV kommt dann zum Einsatz, wenn bei einem ebenen Spannungszustand die Hauptrichtungen bekannt sind. Ein Nachteil dieser Anordnung sind die höheren thermischen Eigenspannungen aufgrund der maximalen Winkeldifferenz. Als wichtige Anwendung sei das auf Innendruck belastete Rohr genannt (Faserorientierung in Rohrlängs- und in Rohrumfangsrichtung).
- **Schublaminate (SL):** Bei einer Querkraftschub- oder einer Torsionsbelastung eines Rohrs werden Schublaminate eingesetzt. Der klassische Ansatz ist, die Faser in Richtung der Hauptspannungen zu orientieren. Dies entspricht einem  $+/-45^\circ$ -Laminat. Es ist jedoch so, dass alle AWVs als Schublaminate geeignet sind.

Eine Abweichung vom 45°-Winkel ist je nach Anwendung sinnvoll. Als Beispiel sei der querkraftbelastete Biegeträger genannt (3.4).

- **(0/+45/90)-Flugzeugbau-Laminate (FB):** Dieser Aufbau nimmt jede Lastkombination mit mindestens drei Faserrichtungen auf. Die Dicke der Einzelschichten wird der Belastung angepasst. Dieser Aufbau lässt sich in der Fertigung durch Gewebeschichten einfach realisieren. Durch den Einsatz in der Flugzeugindustrie sind viele Versuche durchgeführt und Messdaten publiziert worden.
- **Quasiisotrope Laminate (QI):** Dieser Aufbau hat unter allen Schnittrichtungen in der Ebene isotrope Eigenschaften. Es lassen sich unendlich viele Faserorientierungen zu einem QI-Laminat kombinieren. Die bekanntesten Vertreter sind (0/ $\pm 60$ ), (0/ $\pm 45/90$ ) und (0/ $\pm 30/\pm 60/90$ ). QI-Laminate werden für niedrig beanspruchte Strukturen verwendet, da sie nicht leichtbauoptimiert sind.

## 2.3 Einfluss der Feuchte

Bei einem CFK erfolgt die Wassereinlagerung über Diffusionsvorgänge in der Matrix [2]. Dieser Vorgang ist stark von der Temperatur abhängig. In Polymeren lagert sich Wasser an den Molekülketten und im Raum zwischen den Ketten an. Durch die Feuchteaufnahme werden folgende Eigenschaften beeinflusst: die Masse, das Volumen und die Wärmeleitfähigkeit steigen, der elektrische Isolationswiderstand sinkt.

Vorteile bei moderater Wassereinlagerung:

- Die Wassermoleküle wirken als Weichmacher. Die Steifigkeit nimmt ab und es können höhere Bruchdehnung erreicht werden.
- Die Dämpfung im Laminat nimmt zu.
- Die Spannungsumlagerung hin zu den Fasern erfolgt rascher.
- Thermische Eigenspannungen werden durch das Quellen der Matrix abgebaut. Ein Auslagern von gehärteten Strukturen bei hoher Luftfeuchtigkeit erhöht daher die Festigkeit. Dies gilt es besonders bei der Herstellung von Probekörpern zu beachten.

Nachteile der Wassereinlagerung:

- Bei zu hoher Wassereinlagerung werden die Festigkeiten stark herabgesetzt. Dabei wird vor allem im Bereich der Faser-Matrix-Grenzflächen die Anbindung geschwächt.
- Durch die Feuchteaufnahme wird die Glasübergangstemperatur herabgesetzt. Dadurch sinkt die maximale Einsatztemperatur deutlich.
- Der Schubmodul  $G_{\perp\parallel}$  wird durch die Feuchteaufnahme reduziert. Dies hat einen direkten Einfluss auf die faserparallele Druckfestigkeit  $R_{\perp\parallel}$ .

Die positiven Auswirkungen überwiegen, solange die Struktur keinen extremen Umwelteinflüssen ausgesetzt ist. Sollte dies der Fall sein, müssen Festigkeitsnachweise an ausgelagerten Probekörpern durchgeführt werden. Um die Wasseraufnahme zu beschleunigen erfolgt die Auslagerung oft unter erhöhter Temperatur.

## 2.4 Einfluss der Temperatur

Eine Änderung der Temperatur hat in erster Linie Auswirkungen auf die Matrix [2]. Die Glasübergangstemperatur  $T_g$  bestimmt die maximale Einsatztemperatur. Darüber sind nur Zug- bzw. Membranbeanspruchungen eines Laminats möglich. Hin zu höheren Temperaturen sinken die Steifigkeiten der Matrix, die Querzugfestigkeit  $R_{\perp\perp}$  und die Schubfestigkeit  $R_{\perp\parallel}$ . Dies hat auch einen reduzierenden Einfluss auf die faserparallele Druckfestigkeit  $R_{\perp\parallel}$ . Die Dämpfung des Laminats steigt mit der Temperatur und wird bei  $T_g$  maximal. Durch die thermischen Eigenspannungen der einzelnen Schichten kommt es durch die Kopplungen zu einem Verzug. Je nach Reihenfolge der unterschiedlich gerichteten Schichten kann man diesem unerwünschten Verziehen entgegen wirken. Um die thermischen Eigenspannungen zu minimieren ist es sinnvoll, die Temperaturdifferenz zwischen der Härtetemperatur und der Einsatztemperatur so gering wie möglich zu halten. Ist dies nicht möglich, so sollte zumindest das Gelieren bei einer niedrigeren Temperatur stattfinden.

#### 2.4.1 Thermische Längenausdehnungskoeffizienten

Ist der thermische Ausdehnungskoeffizient (CTE) von einem MSV gesucht, kann er mit Hilfe der CLT und den CTEs der Einzellage ermittelt werden (Abb. 9). Die Bestimmung der UD-CTEs kann auf zwei Arten erfolgen [6]:

- Experimentelle Versuche, z.B. Dilatometermessung. Bei anisotropen Fasern ist für eine genaue Bestimmung eine Messung unabdingbar.
- Berechnung über mikromechanische Beziehungen der Einzelkomponenten.

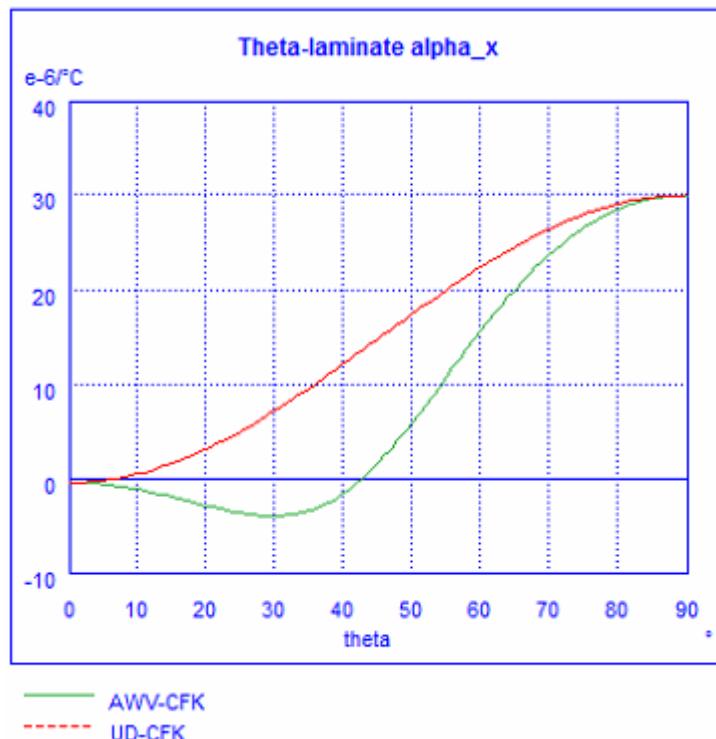


Abb. 9: Abhängigkeit des thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_x$  [ $10^{-6}/\text{C}$ ] vom Faserwinkel  $\theta$  [ $^\circ$ ] eines AWV- und eines UD-Laminats aus hochfester Kohlefaser (Quelle: ESAComp 4.5)

## 2.6 Fertigungstechnik

Eine ausführliche Beschreibung von Fertigungsverfahren für Bauteile aus FKV ist im ASM Handbuch „Composites“ [7] enthalten.

Der grundlegende Fertigungsablauf eines duroplastischen FKV besteht aus drei Hauptbestandteilen:

- Faserimprägnierung
- Faserformgebung
- Aushärtung

Je nach Fertigungsverfahren können die Fasern auch nach der Lagebestimmung in der Form imprägniert werden. Nach dem Aushärten folgen das Entformen und die Endbearbeitung.

Die Wahl des passenden Fertigungsverfahrens hängt von folgenden Auswahlkriterien ab:

- Bauteildimensionen
- Oberflächengüte
- Materialzusammensetzung (Faservolumengehalt, Streuung)
- Reproduzierbarkeit
- Seriengröße

### 2.6.1 Wickeltechnik

Das zu entwickelnde CFK-Standrohr soll im Faserwickelverfahren hergestellt werden. Bei der Wickeltechnik werden meist rotationssymmetrische Bauteile wie Druckbehälter, Wellen und Rohre hergestellt. Die Formgebung erfolgt dabei durch den umwickelten Kern. Das Ablegen des Rovings wird über mindestens zwei gesteuerte Achsen [Kerndrehachse (X) und Linearvorschub (Y)] realisiert. Bei der Maschine in Abb. 10 ist zusätzlich der Fadenarm (Z) normal zur Drehachse, die vertikale Position vom Fadenauge (W), die Kopfschwenkachse (V) und die Bandwendeachse (A) frei programmierbar [8]. Zur Sicherstellung der gewünschten Ablegequalität ist der Roving stets unter einer bestimmten Vorspannung zu halten.

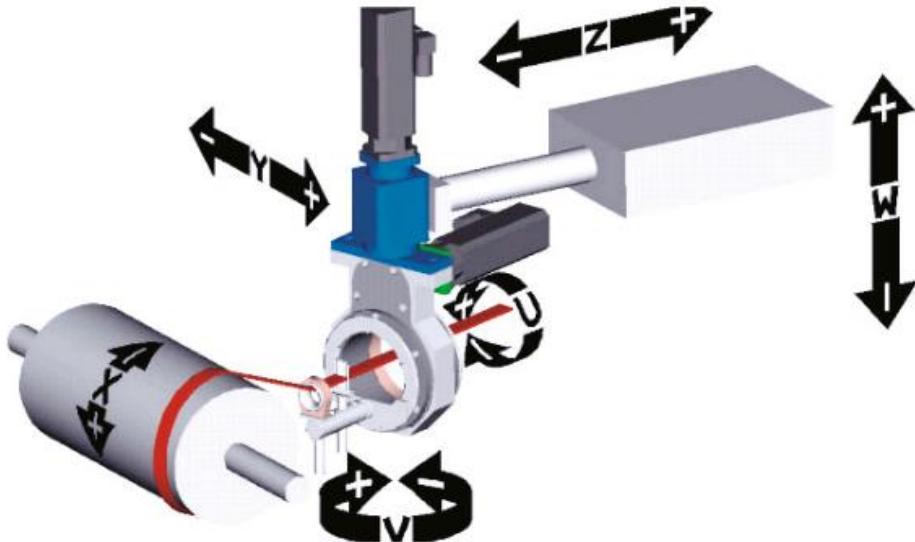


Abb. 10: Bewegungssachsen einer CNC-Wickelmaschine [8]

Vorteile:

- Hohe Reproduzierbarkeit
- Hoher Automatisierungsgrad möglich

Nachteile:

- Eingeschränkte Bauteilgeometrie
- Relativ geringe Verfahrensgeschwindigkeit
- Oberflächenqualität der Außenfläche

#### 2.6.1.1 *Wickelmuster – Kreuzungspunkte* [9]

Eine Wickellage kann entweder als Umfangswicklung oder als Kreuzwicklung ausgeführt werden. Der Wickelwinkel einer Umfangswicklung ist, abhängig von der Ablegebreite und dem Wickeldurchmesser, nahezu  $90^\circ$ .

Sind flachere Wickelwinkel erforderlich, so wird eine vollständige Bedeckung der Wickeloberfläche nur nach mehreren Zyklen erreicht (Abb. 11). Eine Kreuzwicklung mit einem Bedeckungsgrad von 100% ergibt eine Lagendicke von 2-mal der Rovingstärke.

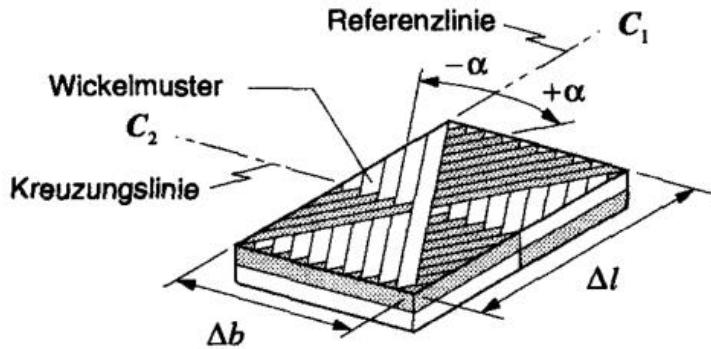


Abb. 11: Kreuzungspunkte im Wickelmuster [9]

Die Verteilung der Kreuzungspunkte ist abhängig von der sogenannten Musterkennzahl. Die Musterkennzahl wird im Programm ausgewählt. Bei der Musterkennzahl 1 ergeben sich Wickelmuster wie es in der Abb. 11 zu sehen ist. Die Verteilung der Kreuzungspunkte wird umso gleichmäßiger je höher die Musterkennzahl ist.

Kreuzungspunkte verursachen lokale Fehlorientierungen und schwächen daher die Struktur. Dabei wird vor allem die faserparallele Druckfestigkeit reduziert.

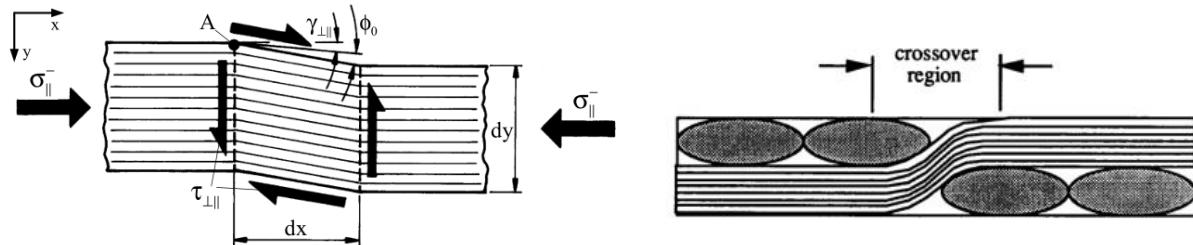


Abb. 12: Momentengleichgewicht an einem infinitesimalen UD-Element mit lokaler Faser-Fehlorientierung [2] und Faserondulation im Kreuzungspunkt [10]

## 2.6.2 Autoklaventechnik

Hochleistungscomposite-Bauteile werden meist in einem Vakiumsack verpackt in einer Druck/Temperaturkammer - einem Autoklaven – ausgehärtet [7]. Durch das Vakuum werden Lufteinschlüsse im Laminat weitgehend vermieden. Der Autoklavendruck sorgt für eine gute Konsolidierung. Als Halbzeug kommen dabei zumeist vorimprägnierte Faser-

materialien (Prepregs) zur Anwendung. Abhängig vom Harzsystem und den Bauteil-anforderungen werden Temperaturen zwischen 80°C und 300°C und Drücke zwischen 2 bar und 20 bar vorgegeben (Abb. 13).

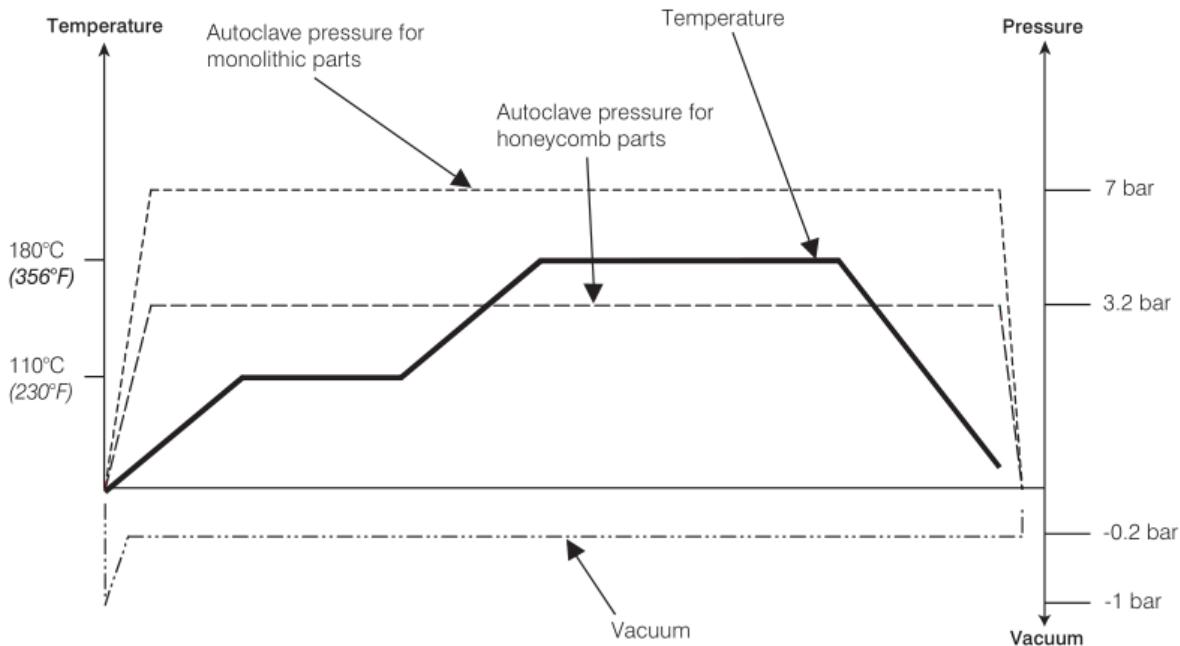


Abb. 13: mögliche Aushärtezyklen in einem Autoklaven für monolithische Bauteile und Bauteile im Wabenkernverbund [11]

Vorteile:

- Hoher Faservolumengehalt
- Hohe Reproduzierbarkeit
- Geringe Anzahl von Lufteinschlüssen im Laminat
- Hohe Oberflächengüte werkzeugseitig

Nachteile:

- Hohe Kosten der notwendigen Infrastruktur (Kühlkammer, Autoklav)
- Hoher Materialeinsatz (Vakuumfolie, Absaugvlies, ...)
- Durch die hohen Taktzeiten nur bei Prototypen und Kleinserien sinnvoll
- Prepregs haben auch bei tiefgekühlter Lagerung nur eine begrenzte Haltbarkeit

### 3 Grundlagen der Berechnung

Die anisotropen Eigenschaften der FKV erfordern andere Berechnungsmethoden als die isotropen Werkstoffe. Dadurch ist es dem Konstrukteur möglich die Freiheitsgrade der gerichteten Eigenschaften vorteilhaft zu nutzen. Die FKV-Laminate bestehen in der Regel aus mehreren Schichten, welche unterschiedliche Faserorientierungen aufweisen können. Es wird zwischen den Faser- und den Laminatkoordinatensystemen unterschieden [8].

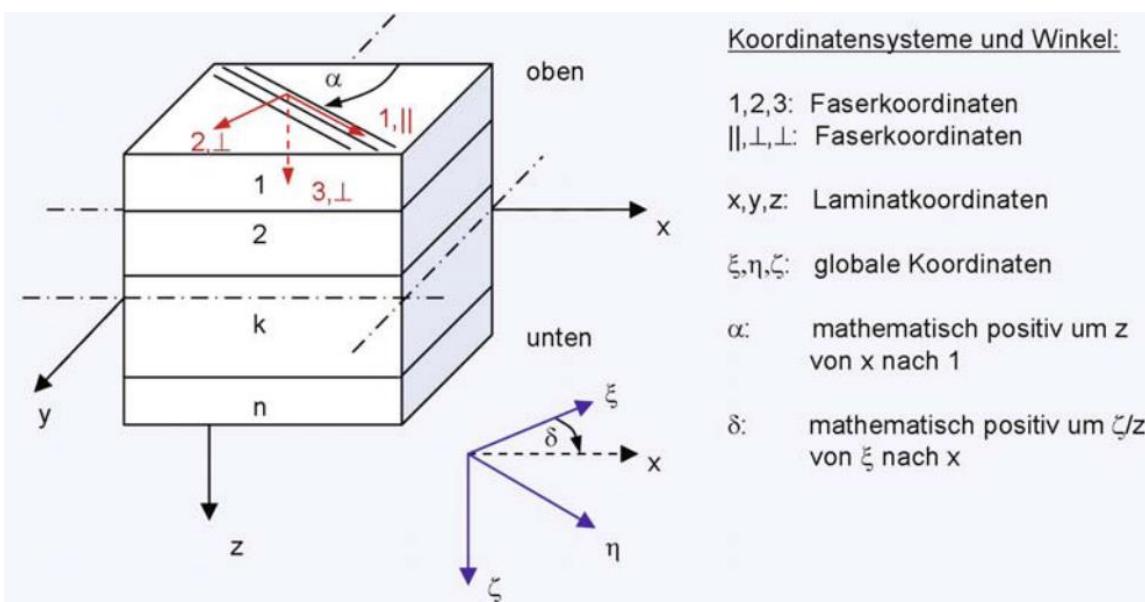


Abb. 14: Koordinatensysteme im Mehrschichtverbund [8]

Kräfte werden im Laminatkoordinatensystem ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ -Koordinaten) definiert, während die Festigkeitsanalyse durch die vorliegenden Werkstoffkennwerte im Faserkoordinatensystem ( $\parallel$ ,  $+$ ,  $-$ ) durchgeführt wird (Koordinatentransformation).

#### 3.1 Klassische Laminattheorie (CLT)

In Abb. 15 wird die prinzipielle Vorgehensweise der CLT gezeigt. Die einzelnen Schritte werden ohne Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung und dem Quellen durch Feuchteaufnahme in [8] beschrieben.

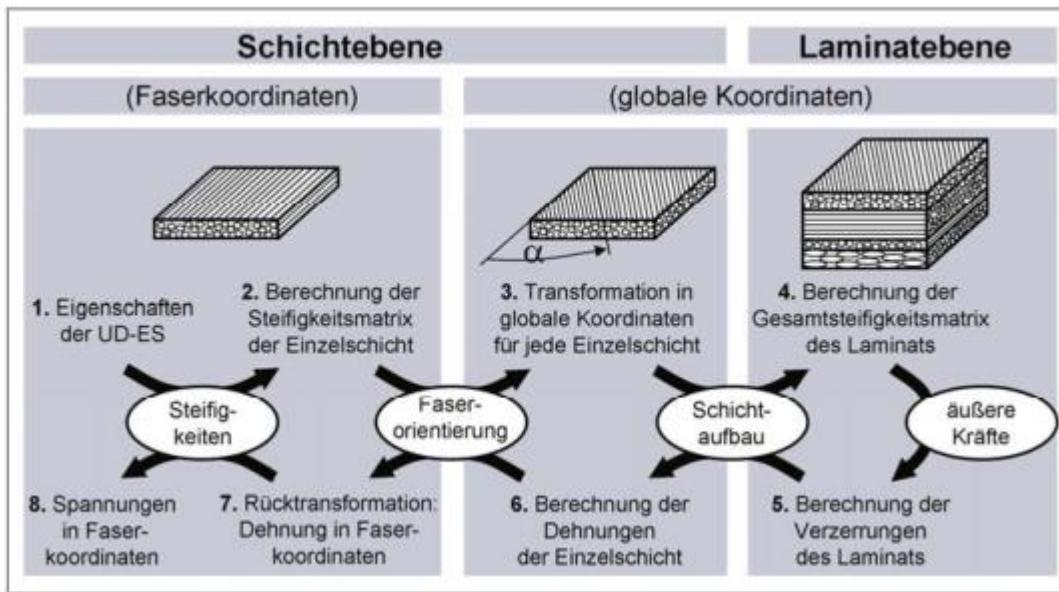


Abb. 15: Prinzipielle Vorgehensweise der CLT [8]

Mit Hilfe von analytischen Berechnungsprogrammen werden diese Berechnungsschritte durchlaufen. Bei der Finite-Elemente-Methode (FEM) ist dieser Durchlauf für jedes Element erforderlich.

### 3.2 Versagensverhalten – Bruchkriterien

Das anisotrope Versagensverhalten von FKV unterscheidet sich wesentlich von isotropen Konstruktionswerkstoffen. Es muss zwischen zwei Versagensarten unterschieden werden:

- Zwischenfaser- und Faserbruch (intralaminares Versagen)
- Delamination (interlaminares Versagen)

Delaminationen werden z.B. verursacht durch hohe thermische Eigenspannungen in dickwandigen Rohren oder durch eine Zug-/Biegebelastung eines gekrümmten gefertigten Laminats entgegen der Krümmungsrichtung. Bei einem Faserbruch wird die Faser quer zur Faserrichtung, durch eine faserparallele Belastung, durchtrennt. Da dies bei sehr hohen Spannungen auftritt, ist der Faserbruch die gewünschte Versagensform in Bezug auf die Werkstoffausnutzung. Im Betrieb ist diese Versagensform jedoch nicht tolerierbar, da dies einem Bauteilversagen entspricht. Tritt ein Bruch der Matrix oder der Grenzfläche

zwischen Faser und Matrix ein, so spricht man von Zwischenfaserbruch. Abhängig von der Belastungsrichtung unterscheidet man die in Abb. 16 gezeigten Versagensarten.

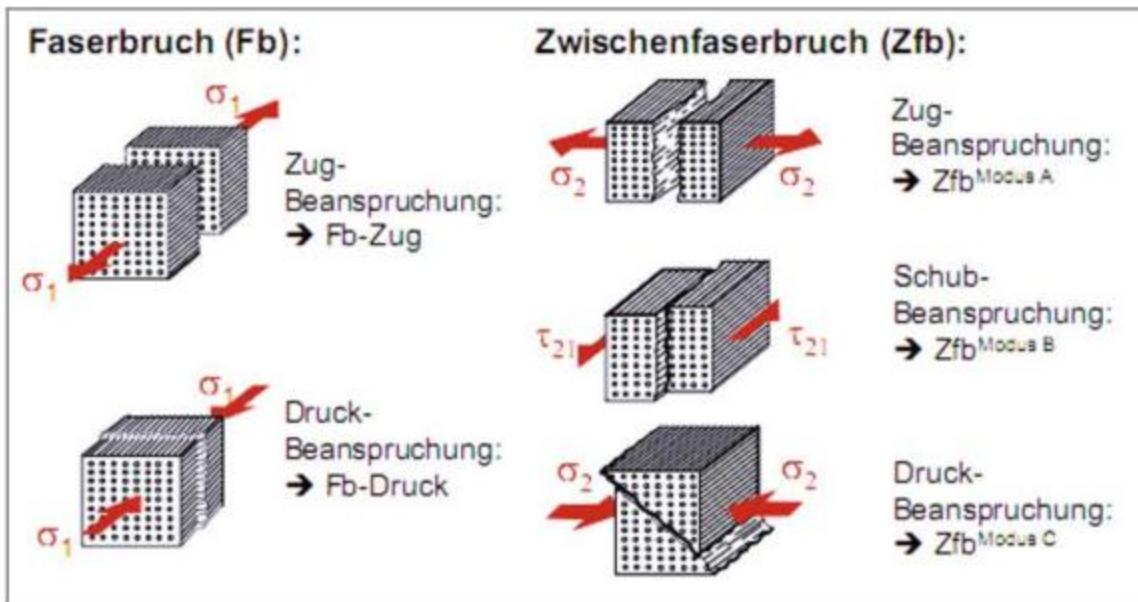


Abb. 16: Versagensformen und Bruchmodi in der unidirektionalen Einzelschicht [8]

### 3.2.1 Faserbruch

#### Faserbruch durch Längs-Zugbeanspruchung

Bei einer kurzzeitigen Zugbelastung bis Bruch (ohne Vorschädigung) wird die Kohäsivfestigkeit der Faser überschritten und sie reißt. Bei einer Dauerbelastung wird der Faserbruch sehr stark von der Matrix beeinflusst. Die entstehenden Zwischenfaserbrüche mindern die Zugfestigkeit der Fasern (Kerbwirkung). Ab etwa 50% der Bruchlast reißen bereits erste Filamente, diese entspannen sich akustisch wahrnehmbar. Dabei wird eine hohe Energiemenge freigesetzt und es kommt zur weiträumigen Zerstörung des Verbundes. Ab einer bestimmten Anzahl von Filamentrissen (Bündel) können die Belastungen bei so einem Versagen nicht umverteilt werden und es kommt zum Bauteilversagen.

Verbesserungsmaßnahmen zur Steigerung der Längs-Zugfestigkeit [2]:

- Bei gegebenem Querschnitt kann der Faservolumenanteil bis zur technologisch sinnvollen Grenze von 65% gehoben werden. Die Belastung der Fasern reduziert sich proportional.
- In der Praxis zeigt sich, dass die Bruchdehnung der Matrix mindestens die doppelte Bruchdehnung der Faser aufweisen muss, damit die Faserfestigkeit bestmöglich genutzt werden kann.

### Faserbruch durch Längs-Druckbeanspruchung

Die Tragfähigkeit der Faser bei einer Längs-Druckbeanspruchung wird durch die zu geringe elastische Stützung der Matrix begrenzt. Dabei kommt es zum „Mikroknicken“ der Faser aufgrund zu niedriger Schubsteifigkeit.

Es sind zwei Formen des Schubknickens zu unterscheiden [2]:

- *Kann man die UD-Schicht als ideal, d.h. frei von Imperfektionen voraussetzen, so liegt Stabilitätsversagen, also ein Verzweigungsproblem vor.*
- *Bei nicht idealer Struktur, d.h. wenn lokal eine Imperfektion in Form einer Faserfehlorientierung auftritt, hat man es nicht mehr mit einem Stabilitätsproblem sondern mit einem Spannungsproblem zu tun.*

Der Einfluss des Schubmoduls der UD-Schicht und die Auswirkung der Faserfehlorientierung ist in Abb. 17 zu erkennen. Um hohe Druckfestigkeiten zu erreichen muss die Faserwelligkeit so gering wie möglich sein. Die Schubsteifigkeit der UD-Schicht sollte hoch sein, um ein Anwachsen der Fehlorientierung unter faserparallelem Druck gering zu halten.

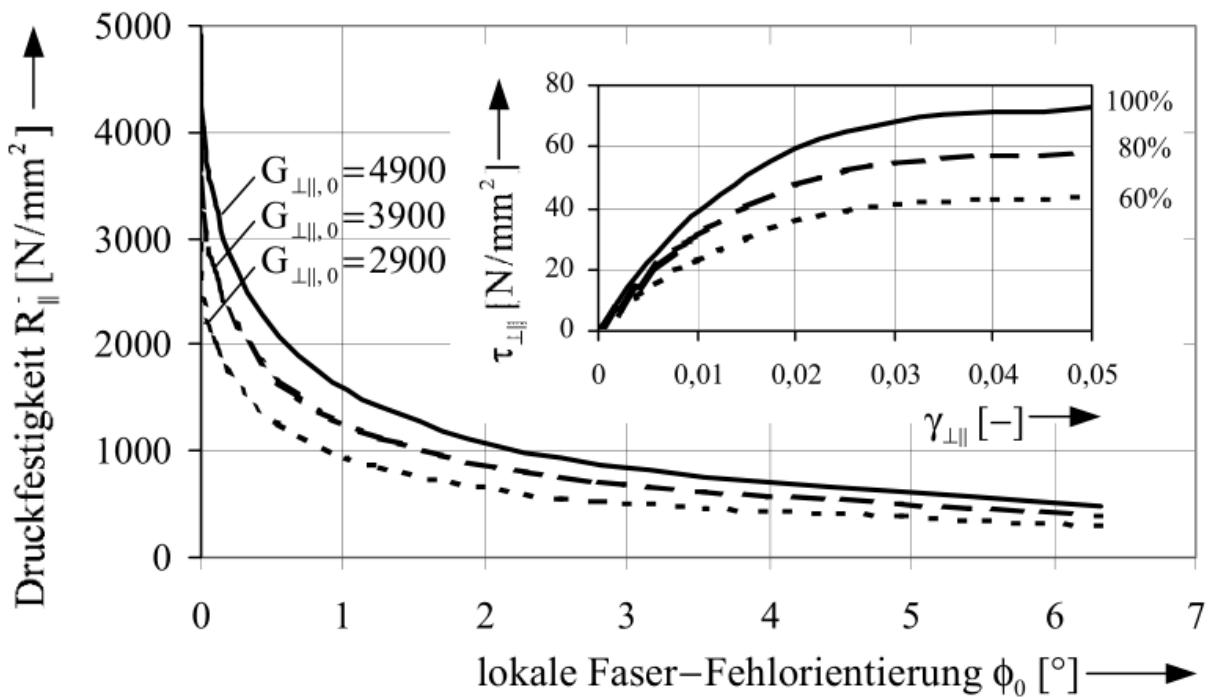


Abb. 17: Einfluss einer lokalen Faser-Fehlorientierung auf die faserparallele Druckfestigkeit [2]

Verbesserungsmaßnahmen zur Steigerung der Längs-Druckfestigkeit [2]:

- Durch höhere Qualität der Fertigung lässt sich die Faserfehlorientierung minimieren.
- Liegen die Faser-Fehlorientierungen an Bauteilrändern, so ist mit vorzeitigem Schubknicken zu rechnen. Während im Laminatinneren die gefährdeten Bereiche von allen Seiten durch intakte, nicht fehlorientierte Zonen gestützt werden, kann sich Schubknicken an den Rändern frei ausbilden. Des Weiteren ist darauf zu achten, dass insbesondere an den Außenrändern die Fasern bestmöglich, ohne Ondulationen verlegt werden.
- Je größer der Filamentdurchmesser der Faser ist, desto höher ist die Längs-Druckfestigkeit.
- Durch Erhöhung der Matrixsteifigkeit und den damit verbundenen größeren Schubmodul lässt sich die Druckfestigkeit  $R_{\parallel}$  nahezu proportional steigern.

### 3.2.2 Zwischenfaserbruch

#### Querzugbeanspruchung $\sigma_{\perp}^+$

Bei einer reinen Querzugbeanspruchung  $\sigma_{\perp}^+$  fallen die Wirkebene dieser einzelnen Beanspruchung und die Bruchebene zusammen. Die Querzugfestigkeit  $R_{\perp}^+$  stellt direkt den Wirkebenen-Bruchwiderstand gegen Querzug dar. (Abb. 18)

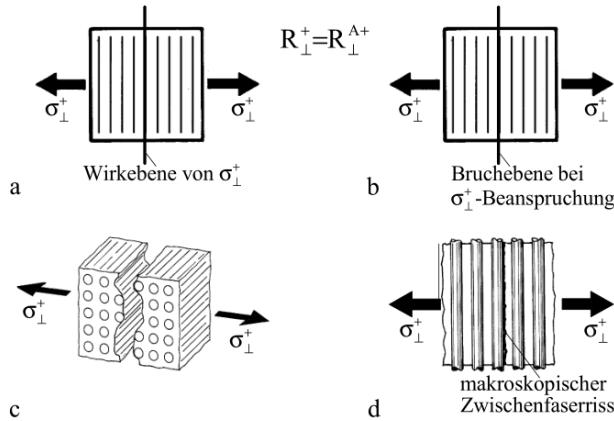


Abb. 18: a) Wirkebene b) Bruchebene c) realer Bruch d) Rissverlauf als Zfb parallel zu den Fasern [2]

#### Querdruckbeanspruchung $\sigma_{\perp}^-$

Bei einer Querzugbeanspruchung  $\sigma_{\perp}^-$  tritt das Versagen unter einem schrägen Schnitt zur Belastungsrichtung auf (Bruchwinkel etwa  $53^\circ$ ). Die Wirkebene und die Bruchebenen fallen nicht zusammen. Das Versagen erfolgt aufgrund einer Schubbelastung in der Schnitt-ebene. Die maximale Schubbeanspruchung  $\tau_{\perp\perp}$  liegt im Schnittwinkel von  $45^\circ$ , jedoch wird durch die Querdruckkomponente normal zur Bruchfläche der Bruch erschwert.

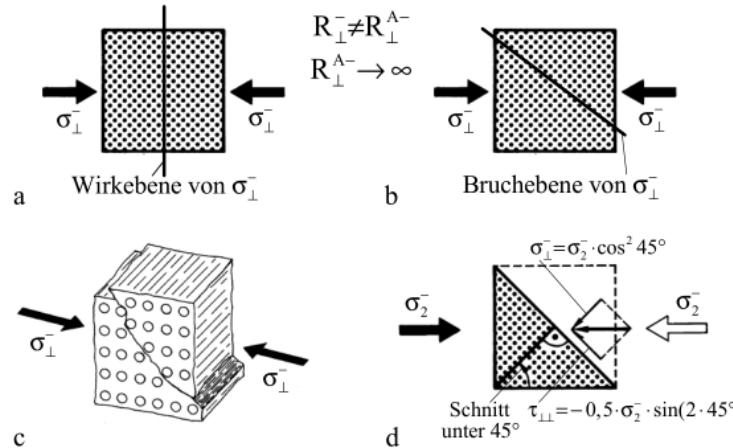


Abb. 19: a) Wirkebene b) Bruchebenen c) realer Bruch d) Schnittebene  $45^\circ \tau_{\perp\perp} \text{ max.}$  [2]

### 3.2.3 Modellierung des Versagensverhaltens

Ziel der Entwicklung von Versagenskriterien ist es, mit einer numerisch effizienten Methode das Bruchverhalten, basierend auf der Analyse der Mikromechanik, zu beschreiben. Es wurden diverse Versagenskriterien entwickelt, wobei einige einen physikalischen Hintergrund haben und andere nur empirisch formuliert sind [12]. Im Folgenden werden Kriterien angeführt, welche in der Berechnung zur Anwendung kommen.

#### 3.2.3.1 Kriterium der maximalen Spannungen

Dieses Kriterium sagt die Versagensart voraus, ohne die Spannungsinteraktionen zu berücksichtigen. Bei diesem Versagenskriterium werden die Spannungen mit den Festigkeiten des Werkstoffs verglichen. Versagen tritt ein, sobald eine der Ungleichungen nicht erfüllt ist.

$$\text{Zugspannungen: } \sigma_1 < X_t, \quad \sigma_2 < Y_t$$

$$\text{Druckspannungen: } |\sigma_1| < X_c, \quad |\sigma_2| < Y_c$$

$$\text{Schubspannungen: } |\tau_{12}| < S$$

- $X_t, X_c$ : Zug- bzw. Druckfestigkeit in Faserrichtung
- $Y_t, Y_c$ : Zug- bzw. Druckfestigkeit in Querrichtung
- $S$ : Schubfestigkeit in der Schichtebene

Durch die fehlende Interaktion lässt dieses Kriterium zu hohe Belastungen zu. Es kann jedoch zur Abschätzung der Versagensgrenze und zur Unterscheidung zwischen Fb und Zfb herangezogen werden.

### 3.2.3.2 Tsai-Wu-Kriterium

Das Tsai-Wu-Kriterium ist eine Weiterentwicklung des Tsai-Hill-Kriteriums, welches auf dem anisotropen Fließkriterium nach von Mises (gewalzte, leicht anisotrope Metalle) basiert. Das Tsai-Wu-Kriterium berücksichtigt die richtungsabhängigen Laminatfestigkeiten  $X_t$ ,  $X_c$ ,  $Y_t$ ,  $Y_c$ ,  $S$  und bildet mit dem wirkenden Spannungszustand  $\sigma_{\parallel}$ ,  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{\perp\parallel}$  einen Versagenskörper, dessen Oberfläche im Grenzzustand durch die Gleichung

$$f = F_{11}\sigma_a^2 + F_{22}\sigma_b^2 + F_{66}\tau_{ab}^2 + 2F_{12}\sigma_a\sigma_b + F_1\sigma_a + F_2\sigma_b + F_6\tau_{ab} = 1$$

bestimmt wird. Die Koeffizienten  $F_{ij}$  sind wie folgt definiert [12]:

$$\begin{aligned} F_{11} &= \frac{1}{X_t X_c}, & F_{22} &= \frac{1}{Y_t Y_c}, & F_{12} &= \frac{F_{12}^*}{\sqrt{X_t X_c Y_t Y_c}}, \\ F_{66} &= \frac{1}{S_{12}^2}, & F_1 &= \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}, & F_2 &= \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}, & F_6 &= 0 \end{aligned}$$

Der Koeffizient  $F_{12}^*$  wird von Tsai als Interaktionskoeffizient bezeichnet und kann zur Anpassung an Versuchsergebnisse im Bereich von -1 bis 1 variiert werden. Alle Spannungszustände ( $\sigma_{\parallel}$ ,  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{\perp\parallel}$ ), die innerhalb der Fläche  $f = 1$  liegen, werden vom Laminat ertragen.

Wirkt bei einem ebenen Spannungszustand die Hauptnormalspannung  $\sigma_1$  in Faserrichtung ergibt die Versagenskurve eine Ellipse, welche die Koordinatenachse bei den maximal zulässigen Spannungen  $R_{\parallel(+)} = X_t$ ,  $R_{\parallel(-)} = X_c$ ,  $R_{\perp(+)} = Y_t$  und  $R_{\perp(-)} = Y_c$  schneidet. Durch die Schieflage der Ellipse ergeben sich zulässige Spannungen über den maximalen zulässigen Spannungen in Längs- bzw. Querrichtung. Das Tsai-Wu-Kriterium lässt Interaktionen zwischen Spannungen zu. Es kann jedoch keine Aussage über die tatsächliche Bruchart getroffen werden. Der größte Nachteil kommt bei einer ( $\sigma_1, \sigma_2$ )-Druck/Druck-Bbeanspruchung zum Tragen. So errechnet sich im ungünstigsten Fall ein Bruch erst bei einer Spannung  $\sigma_1$ , welche 2,5-mal höher ist als die faserparallele Druckfestigkeit  $R_{\parallel(+)}$  (Abb. 20).

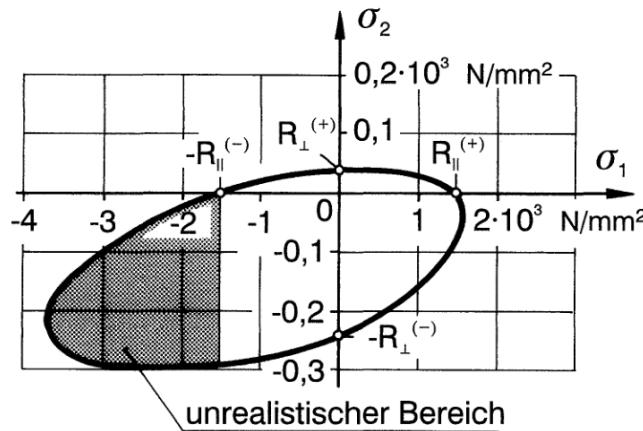


Abb. 20:  $(\sigma_1, \sigma_2)$ -Bruchkurve nach Tsai-Wu für CFK [13]

### 3.2.3.3 Puck-Kriterium

Puck beschreibt ein Zwischenfaserbruchkriterium, bei welchem das Matrixversagen auf Wirkebenen bezogen ist. Es basiert auf der Mohr'schen Festigkeitshypothese – die Bruchgrenze eines sprödbrechenden Materials wird durch die auf der Bruchebene wirkenden Spannungen  $\sigma$  und  $\tau$  bestimmt. Übertragen auf FVW ergibt das für den Zwischenfaserbruch die Hypothese:

„Der Zwischenfaserbruch wird durch die auf der Bruchebene wirkende Quer- spannung  $\sigma_2$  und die beiden Schubspannungen  $\tau_{nt}$  und  $\tau_{nl}$  bestimmt. Demzufolge würde eine Zugspannung die Bruchentstehung unterstützen, wohingegen eine Druckspannung die Bruchentstehung erschweren würde [12].“

Die Bruchkurve ist aus Ellipsen- und Parabelschnitten zusammengesetzt (Abb. 21). Bruchmodi A und B führen zu geraden Zfb, beim Modus C treten schräge Zfb auf.

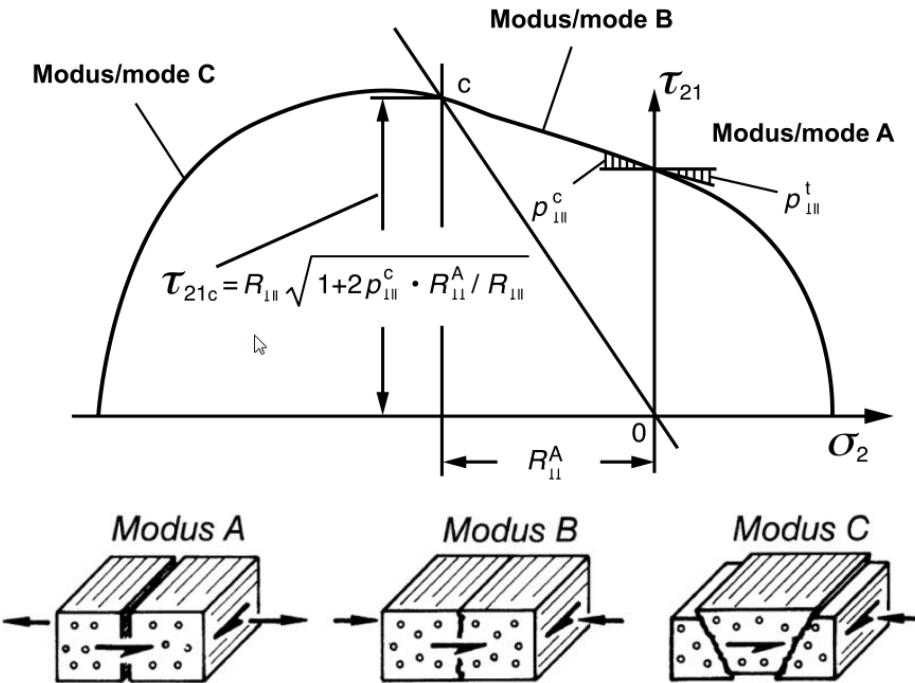


Abb. 21: Bruchmodi an der  $(\sigma_2, \tau_{21})$ -Bruchkurve [3],[13]

Folgende Gleichungen beschreiben die auftretenden Versagensmodi:

Modus A ( $\sigma_2 \geq 0$ ):

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp\parallel}} \left( \sqrt{\left( \frac{R_{\perp\parallel}}{R_{\perp}^t} - p_{\perp\parallel}^t \right)^2} \sigma_2^2 + \tau_{21}^2 + p_{\perp\parallel}^t \sigma_2 \right)$$

Modus B:

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp\parallel}} \left( \sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{\perp\parallel}^c \sigma_2)^2} + p_{\perp\parallel}^c \sigma_2 \right)$$

Modus C:

$$f_E = \frac{\tau_{21}^2}{4(R_{\perp\parallel} + p_{\perp\parallel}^c R_{\perp\perp}^A)} \frac{R_{\perp}^c}{(-\sigma_2)} + \frac{(-\sigma_2)}{R_{\perp}^t}$$

Die Festlegung der Neigungsparameter  $p_{\perp\parallel}^t$  und  $p_{\perp\parallel}^c$  erfolgt aufgrund von Versuchsergebnissen. Die Anstrengung  $f_E$  ergibt sich aus dem Verhältnis der Länge des Vektors der auftretenden Spannungen zur Länge des Vektors der zum Bruch führenden Spannungen.

Ein direkter Vergleich der drei ausgewählten Versagenskriterien anhand einer hochfesten CFK-UD-Schicht, wird in Abb. 22 gezeigt.

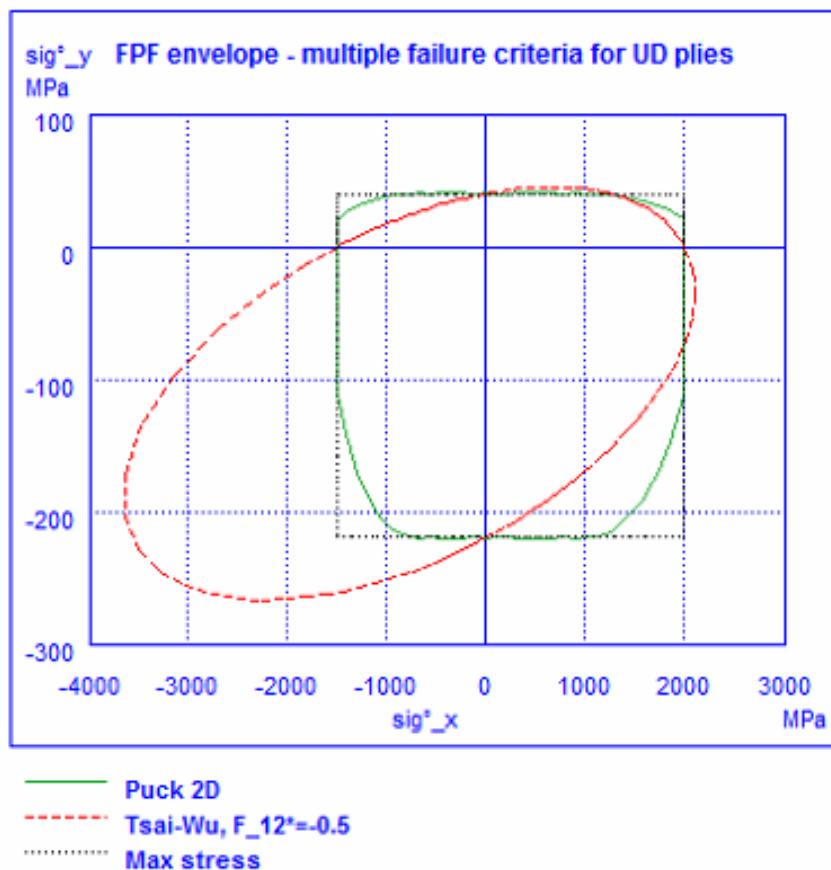


Abb. 22: Vergleich der Versagenskriterien aus ESAComp4.5

### 3.3 Computerunterstützte Berechnung

#### Analytische Softwaresysteme

Zum Dimensionieren von FKV-Laminaten werden PC-Programme herangezogen, welche auf Basis analytischer Gleichungen, z.B. mit der klassischen Laminat-Theorie (CLT) Berechnungen durchführen. Damit kann für verschiedene Bauteilbereiche bei bekannten Schnittgrößen der Laminataufbau ausgelegt werden. Der Programmeinsatz ist auf geometrisch einfache Systeme beschränkt. Es können damit Rohre, Platten und Balken ausgelegt werden.

Je nach Programm können folgende Punkte berechnet werden:

- Verbundkennwerte für die UD-Einzelschicht
- Steifigkeits- und Festigkeitsanalyse von mehrschichtigen Laminaten nach der CLT
- Verformungs- und Festigkeitsanalyse von geometrisch einfachen Systemen
- Stabilitätsberechnung (z.B. Beulen von Platten)
- Optimierung eines Laminataufbaus für einen bestimmten Lastfall

### **Finite-Elemente-Methode Software**

FEM-Programme für dünnwandige FKV-Bauteile rechnen mit mehrschichtigen, anisotropen Schalenelementen. Das Bauteil wird nur in seiner flächigen Ausdehnung modelliert.

Da zur Zeit FE-Programme mit ingenieurgerechten Laminatelementen nicht erhältlich sind, ist die Modellierung von dickwandigen Laminaten mit räumlichen Spannungszuständen, wie sie im Bereich von Krafteinleitungen vorhanden sind, nur mit erheblichem Aufwand möglich.

### **ESAComp 4.5**

Für die Auslegung des Laminataufbaus wird bei dieser Arbeit auf das Programm ESAComp in der Version 4.5 zurückgegriffen. Wie der Name vermuten lässt, wurde dieses Programm ursprünglich für die europäische Raumfahrtforschung entwickelt. Mit diesem Programm ist das Durchführen von Laminatberechnungen rasch möglich, die kurzen Berechnungszeiten erlauben verschiedene Materialparameter bzw. Laminataufbauten zu untersuchen. ESAComp ist mit einer großen Materialdatenbank ausgestattet und ermöglicht dadurch, im frühen Entwicklungsstadium eine Materialvorauswahl zu treffen. Mit dem Tool „Faser-Matrix-Mikromechanik“ lassen sich Materialparameter für Einzelschichten aus den Parametern der Einzelkomponenten (Faser, Harz) errechnen. Mit dem wichtigsten Werkzeug, der klassischen Laminattheorie, lassen sich Lamine, Platten und Träger analysieren. Des Weiteren können Klebe und Nietverbindungen gerechnet werden.

Ein relativ neues Rechenmodul, welches im Kapitel 5 zur Anwendung kommt, ist das zylindrische Schalenmodul. Dieses erlaubt Analysen von zylinder- und rohrförmigen Strukturen. Dabei kann das Rohr konisch sein oder auch in axialer Richtung den Laminataufbau ändern. Es können Kräfte und Momente am Ende des Rohrs aufgebracht werden. Des Weiteren kann das Rohr einer Druckbelastung (Druckspeicher/Außendruck) oder Trägheitsbelastung, durch eine lineare Beschleunigung oder einer Drehbewegung, ausgesetzt werden. Auswerten lassen sich die Verschiebungen und die Belastungszustände der einzelnen Knoten im FE-Netz sowie Beulverhalten und Eigenfrequenzen. Als Solver kommt der integrierte open source „Elmer FE Solver“ zum Einsatz. Eine detaillierte Beschreibung der Software ESAComp ist in folgender Literatur zu finden: [14],[15].

### 3.4 Berechnung von rohrförmigen Faserverbund-Biegeträgern

Die Verformungs- und Spannungsanalyse von röhrenförmigen Biegeträgern ist wegen des sich über den Umfang und die Länge variierenden Spannungszustands relativ aufwendig zu berechnen.

Für die Berechnung nach der CLT von FKV-Biegeträgern gibt es Grenzen in Bezug auf das Radienverhältnis (Außenradius/Innenradius). Für dickwandige FKV-Rohre gibt es eigene Theorien und Berechnungsmethoden, welche das Bauteilverhalten besser beschreiben als die für dünnwandige Bauteile geeignete CLT.

In [16] wurden die Grenzen der zulässigen Radienverhältnisse bei anisotropen Werkstoffen aufgezeigt. Eine Berechnung als dünnwandiger Bauteil, d. h. es liegt mit guter Näherung ein ebener Spannungszustand vor, führt demnach bis zu einem Radienverhältnis von 1,2 zu einem genaueren Ergebnis. Im Bereich der Einspannung ist eine Analyse nicht möglich.

Abhängig von der Wanddicke und dem Grad der Anisotropie klingen Randstörungen (Einspannung) innerhalb eines bestimmten Abstandes, z.B. dem mittleren Radius bei dickwandigen GFK-Rohren, ab und die Dehnungs- und Spannungsverhältnisse stimmen außerhalb des Einspannbereiches ausreichend mit den exakten Werten überein.

Im Querschnitt sind die Normalspannungen cosinusförmig und die Schubspannungen sinusförmig verteilt. Die Schubspannungen erreichen in der Neutralebene ihr Maximum.

Bei der Rohreinspannstelle beträgt das Verhältnis der größten Normalspannung zur größten Schubspannung unter Querkraftbiegung über den Wandaufbau:

$$\left| \frac{\sigma_{x_{max}}}{\tau_{xy_{max}}} \right| = \frac{l}{r_m}$$

Für die Steifigkeitsauslegung von Biegeträgern wird oft ein Absenkungsminimum bei gleichem Materialaufwand durch eine vorteilhafte Faseranordnung angestrebt. Dafür wurden in [17] zwei Ansätze beschrieben und mit Diagrammen veranschaulicht. Den Ausgeglichenen Winkelverbund (AWV) und den  $0^\circ/\pm 45^\circ$ -Verbund. Beispielgebend ist in folgendem Diagramm die Absenkung bezogen auf eine Kraft für Rohre mit AWV angeführt. Darin ist ersichtlich, dass die Forderung nach einer minimalen Durchbiegung sowohl die Bauteilabmessungen (Länge-Radius-Verhältnis) als auch die Faserwinkel des FKV bestimmen (Abb. 23). Bei kurzen Rohren ist der Querkraftschubanteil größer und die Fasern müssen daher näher entsprechend dem schubsteifen  $\pm 45^\circ$ -Aufbau gewickelt werden.

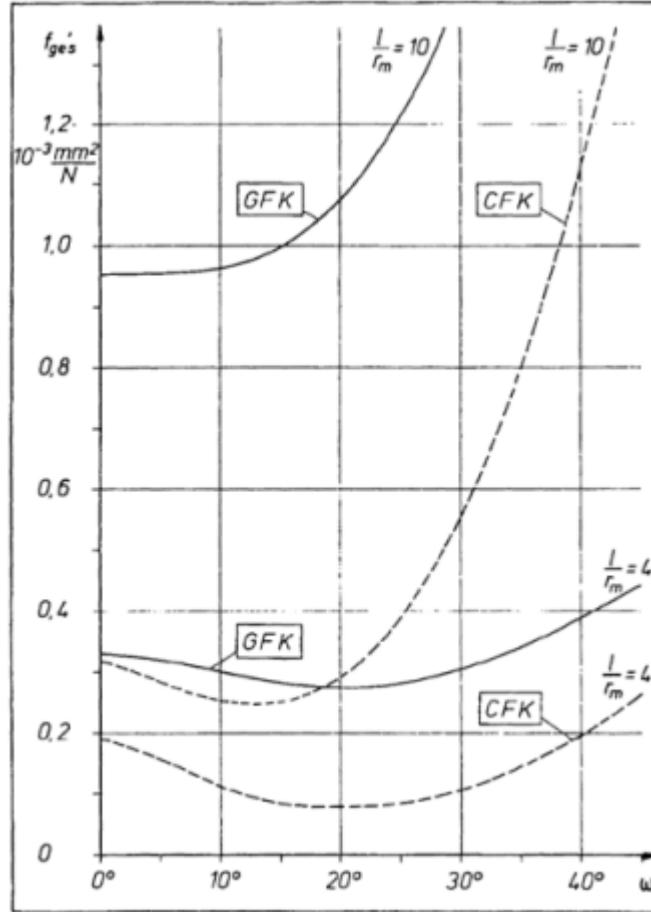


Abb. 23: Auf die Kraft und die Hauptabmessungen bezogene Absenkung  $f'_{ges}$  in Abhängigkeit des Wickelwinkel  $\omega$  [17]

Die zu untersuchenden kritischen Schichtspannungen nahe der Einspannstelle sind:

- Faserparallele Druckspannung  $-\sigma_{\parallel}$
- Querzugspannung  $+\sigma_{\perp}$
- Schubspannung  $\tau_{\parallel\perp}$

Wobei die Querzug- und die Schubspannung für die Dimensionierung auf Rissbildung maßgebend sind. Diese Spannungen sind im hohen Maße harzdominiert (Matrix) und haben damit einen direkten Einfluss auf die Bauteillebensdauer.

In [17] wurden auch die interlaminare Schubspannung (ILS) untersucht. Dabei stellte sich heraus, dass die ILS in einem MSV, welcher aus mehreren dünnen Schichten aufgebaut ist, geringer ist.

## 4 Entwicklung Standrohr

Die Auslegung des CFK-Standrohrs baut auf der Geometrie der Aluminium-Prototypenvariante auf.

### 4.1 Faserverbund-Standrohr-Dimensionierung

#### 4.1.1 Festlegen der Randbedingungen

Da das Tauchrohr samt Dämpfereinheit von der Seriengabel übernommen wird, sind die Dimensionen und Positionen der Gleitbuchsen und der Gewindekappe vorgegeben. Der Außendurchmesser des Rohrs wird durch die Auslegung bestimmt und nach diesem werden die Gabelbrücken angepasst.

##### 4.1.1.1 Lastfälle

Die wesentlichen Belastungsfälle bei einem Motorradfahrwerk im Fahrbetrieb sind auf vier Arten beschränkt:

- Maximale Verzögerung
- Maximale Beschleunigung
- Stoßbelastung (kombiniert mit Verzögerung bzw. Durchfedern nach Hinterradfahrt oder Sprung)
- Kurvenfahrt

Im Rahmen einer Diplomarbeit [18] wurden für diese Belastungen Beschleunigungen und Stoßfaktoren ermittelt. Die zwei wichtigen Beanspruchungen für das Standrohr sind die Verzögerung und die Stoßbelastung. Diese wurden wie folgt bewertet:

- Verzögerung  $b_B = 10,75 \text{ m/s}^2$ ; Stoßfaktor  $s_B = 2,5$
- Stoßbelastung (Erdbeschleunigung)  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ ; Stoßfaktor  $s_s = 4,4$

#### Lastfall: Maximale Verzögerung

Für die Berechnung wird ein Fahrer plus Ausrüstung mit 90 kg angenommen. Das Motorrad selbst hat im vollgetankten Zustand eine Masse von 201 kg. In der Serienmaschine beträgt der Lenkkopfwinkel  $66,7^\circ$ . Dieser erhöht sich auf  $68,3^\circ$  wenn man

annimmt, dass unter starker Verzögerung über 75% des Gesamtfederweges benötigt werden (Anhang C).

Die entscheidende Größe für die Auslegung des Standrohrs ist die radiale Belastung der unteren Gleitbuchse. Der Belastungsfall der Verzögerung mit den angenommenen Randbedingungen und Abmessungen des Motorrades ergibt eine Buchsenbelastung von **9450 N** (Berechnung siehe Anhang C).

Abb. 24 stellt den Querkraft- und Biegemomentverlauf für das Standrohr für den Belastungsfall der maximalen Verzögerung dar.

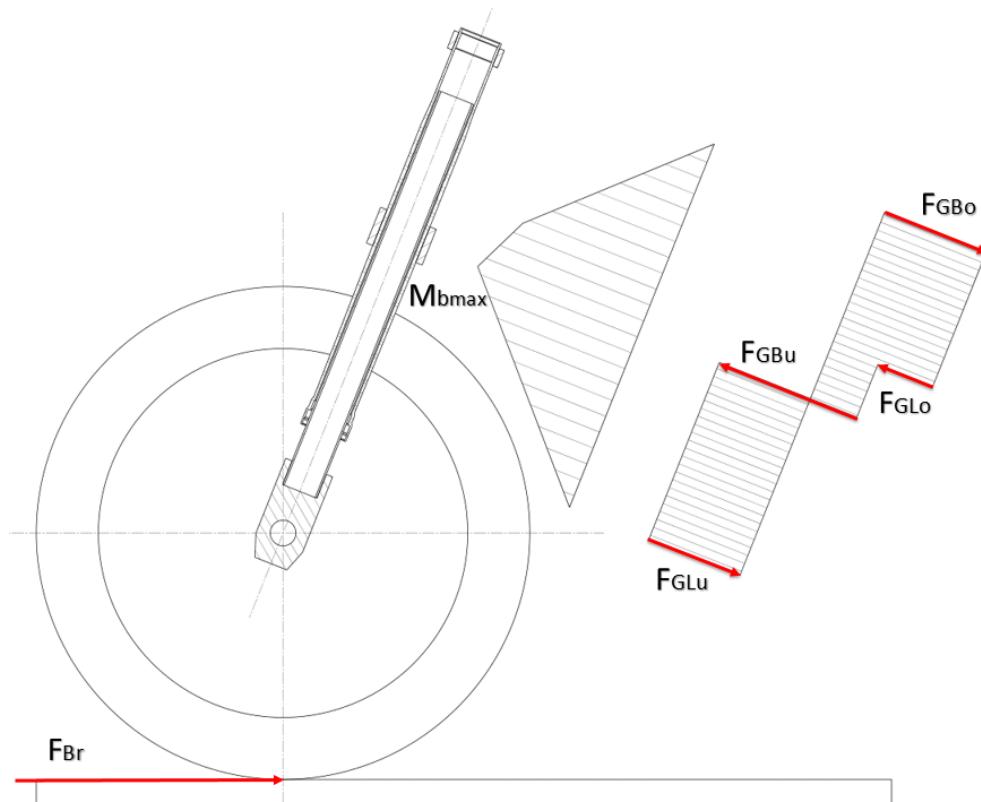


Abb. 24: Querkraft- und Biegemomentenverlauf am Standrohr

Bei beiden Gleitlagern wird aufgrund ihrer geringen Höhe angenommen, dass sie keine Momente übertragen können. Da die Gabelbrücken als torsionsweich angesehen werden und somit kein Biegemoment vom Lenkschaft übertragen, wird das Standrohr im Bereich der Gabelbrücken nur von Normalkräften (längs und quer) beansprucht. Das größte Biegemoment am Standrohr tritt bei der unteren Gabelbrücke auf.

Der Gabelhersteller schreibt für das Bestehen des Belastungstests eine Nabbelastung im ausgefahrenen Zustand von 15 kN für die gesamte Gabeleinheit vor. Für den Steifigkeitsvergleich wird ein Lastniveau von 4 kN pro Gabelholm bei gleicher Tauchrohrposition angefahren. Umgerechnet auf die benötigte untere Buchsenlast ergibt das **13,8 kN** für die Bruchlast und **7,35 kN** für den Steifigkeitsvergleich. Dabei sind ganz offensichtlich die Sicherheitsanforderungen des Herstellers um einiges über den realistisch angenommenen Randbedingungen für ein Rennmotorrad. Wenn man als Belastungsfall den Straßen-einsatz mit Sozius und Gepäck hinzunimmt, kommt man diesem Wert schon sehr nahe.

### Lastfall: Stoßbelastung (Durchschlagen)

Bei dieser Belastung wird angenommen, dass sich die Gesamtmasse von 291 kg auf der Motorradgabel abstützt. Mit dem Stoßfaktor ergibt das eine Last pro Gabelholm von **6,28 kN**. Dieser Durchschlagbelastung muss die Klebung der Aluminium-Gewindekappe am oberen Ende des Standrohres standhalten. Im normalen Fahrbetrieb werden nur die Feder-Dämpferkräfte übertragen.

#### 4.1.2 Werkstofffestlegung

Aufgrund der geforderten hohen Steifigkeit, bei gleichzeitig geringem Gewicht, wurde für die Auslegung die im Motorsport häufig eingesetzte Hochmodulfaser M46J von der Firma Toray ausgewählt [19]. Diese verfügt neben der gewünschten hohen Steifigkeit noch über akzeptable Bruchdehnungen (Tabelle 1).

Tabelle 1: Vergleich von Hochmodulfasern in einem Epoxydharzverbund mit 60% Faservolumengehalt.

Faserbezeichnung	Zug E-Modul [GPa]	Druck E-Modul [GPa]	Bruchdehnung [%]	max. Stauchung [%]
K63712 (MRCFAC)	370	340	0,41	0,13
M60J (Toray)	330	320	0,53	0,24
M46J (Toray)	245	225	0,88	0,44

Aus der Tabelle 1 wird durch Vergleich der Bruchdehnungen bzw. der max. Stauchungen ersichtlich, dass die Druckfestigkeit viel geringer als die Zugfestigkeit ist und mit zunehmendem E-Modul das Verhältnis von Druck- zu Zugfestigkeit schlechter wird.

Um die Werkstoffeigenschaften für die Berechnung mit ESAComp zu ermitteln, werden drei Wege beschritten. Einerseits werden die Laminatdaten dadurch vervollständigt und andererseits können Ausreißer durch einen Abgleich abgefangen werden.

1. Mikro-Mechanik-Tool im ESAComp (Errechnen der Verbundkennwerte aufgrund der Einzeleigenschaften)
2. Gemessene Werte der Faser in Längszug-, Längsdruck- und Querzugrichtung
3. Vollständige Materialcharakterisierung eines Prepregherstellers von der M46J-Faser mit einem vergleichbaren Epoxydharzsystem und ähnlichem Faservolumengehalt

#### **Mechanische Kennwerte für die Faser:**

Type: Toray M46J [19]

E-Modul in Zugrichtung:	$E_f = 436 \text{ GPa}$
Zugfestigkeit:	$\sigma_f = 4210 \text{ MPa}$
Dichte:	$\rho_f = 1,84 \text{ g/cm}^3$
Filamentdurchmesser:	$d_f = 5 \mu\text{m}$
Temperaturausdehnungskoeffizient:	$\alpha_{fil} = -0,9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ (in Faserrichtung)

Verfügbar ist die Faser in 6k und 12k Faserbündel. Bei der realen Umsetzung wurde die 12k Variante mit einem Längengewicht von 445 g/km eingesetzt.

#### **Mechanische Kennwerte für das Harz:**

Type: TCR Composites UF3360 [20]

E-Modul:	$E_m = 3,2 \text{ GPa}$
Bruchdehnung:	3,5%
Dichte:	$1,20 \text{ g/cm}^3$
Glasübergangstemperatur:	161°C

Die Harzauswahl erfolgte einerseits durch die Verfügbarkeit mit der gewählten Faser und andererseits durch die erreichbare Glasübergangstemperatur, welche auch im ausgelagerten, Feuchte absorbierten Zustand über 100°C liegen sollte ( $T_{g,wet} = 114^\circ\text{C}$ ).

### Faservolumengehalt

Da der Faservolumenanteil im direkten Zusammenhang mit der Steifigkeit steht, werden hohe Werte bei Leichtbauteilen angestrebt. Da die Fasern sich nicht gegenseitig berühren sollen, gibt es einen gängigen oberen Grenzwert für UD-Schichten mit  $\varphi_f = 0,65$ . Das für diese Arbeit zur Verfügung stehende Material wurde mit einem Harzgewichtsanteil von 29,1% angeliefert. Dieser ergibt einen Faservolumenanteil  $\varphi_f = 0,614$  und ist damit lt. Literatur an der leichtbauoptimierten Grenze [2].

#### 4.1.2.1 Materialtests

Um möglichst genaue Laminatkennwerte vom gewählten FKV zu erhalten wurden die wichtigsten Steifigkeits- und Festigkeitswerte ermittelt. Zusätzlich wurde eine dynamisch-mechanische Analyse (DMA) einer konditionierten Probekörperserie durchgeführt. Dabei wird die mit dem geplanten Aushärtezyklus erreichte Glasübergangstemperatur bestimmt. Die Proben wurden 4 Wochen bei Raumtemperatur und einer relativen Luftfeuchtigkeit von 50% ausgelagert. Alle Materialtests wurden am Transfercenter für Kunststofftechnik in Wels durchgeführt. Die Messwerte zu den Zug-/Druckprüfungen sind dem Anhang C entnehmen.

#### Dynamisch-mechanische Analyse (DMA) nach ISO6721-7

Die Glasübergangstemperatur  $T_g$  wurde gleich wie im Datenblatt [20] durch das Maximum des Verlustmoduls  $G''$  ausgewertet (Abb. 25). Die Fasern in den Probenkörper sind längsgerichtet. Die Proben haben die Abmessungen 60x10x2 mm. Der gemessene Wert  $T_{g,G''\max} = 134^\circ\text{C}$  weicht erheblich von der Herstellerangabe von  $T_g = 161^\circ\text{C}$  ab. Mögliche Ursachen dieser großen Differenz:

- $161^\circ\text{C}$  sind eine optimistische Darstellung des Herstellers
- Feuchteinlagerung

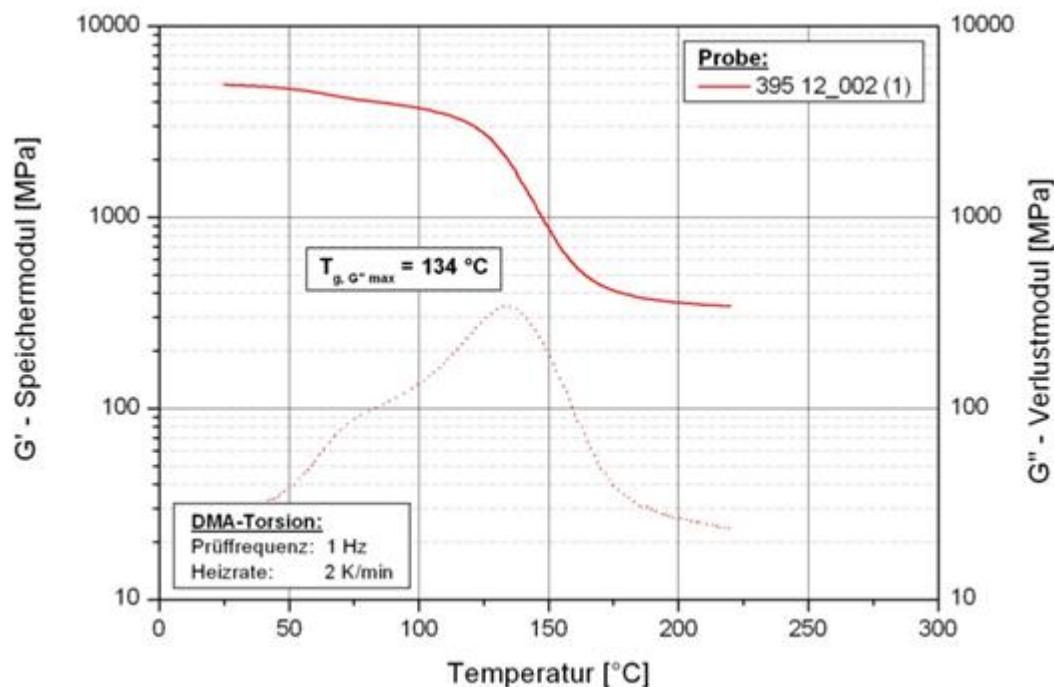


Abb. 25: Speichermodul und Verlustmodul als Funktion der Temperatur für die Probe M46J/3360; Auswertung  $T_g$  als Maximum des Verlustmoduls

### Bestimmung der Zugeigenschaften nach ISO 527-5:2009

Die Probekörper Typ A (für Längsrichtung) haben eine Breite von 15 mm und eine Gesamtlänge von 250 mm. Die Dicke von 1,37 mm liegt über der Norm ( $1 \pm 0,2 \text{ mm}$ ). Die Enden wurden beidseitig mit  $\pm 45^\circ$  Glasfasergewebelamine (50 x 2 mm) verstärkt. Die Verstärkungen wurden mit Epoxydharzklebstoff verklebt (Abb. 26).

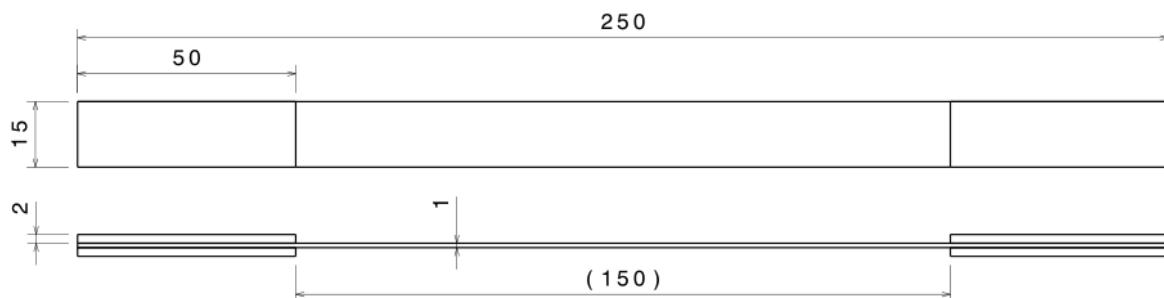


Abb. 26: Längszug-Probekörperabmessungen nach ISO 527-5 Typ A

Ergebnisse und Auswertung: Die Streuung der Probeneigenschaften hinsichtlich Steifigkeit und Festigkeit ist akzeptabel (Abb. 27), so dass für die Mittelwertbildung alle Proben herangezogen werden. Bei einigen Messungen sind Anlaufeffekte zu Beginn der

Messung zu erkennen. Diese können auf einen schlecht angesetzten (rutschenden) Wegaufnehmer zurückgeführt werden. Für die Auswertung wurde nur der lineare Abschnitt dieser Spannungs-Dehnungs-Kurven genutzt.

Gemittelte faserparallele Zugfestigkeit:  $\sigma_{M1} = 1938 \text{ MPa}$

Gemittelter faserparalleler Zug-E-Modul:  $E_{M1} = 236 \text{ GPa}$

Gemittelte faserparallele Bruchdehnung:  $\epsilon_{M1} = 0,86\%$

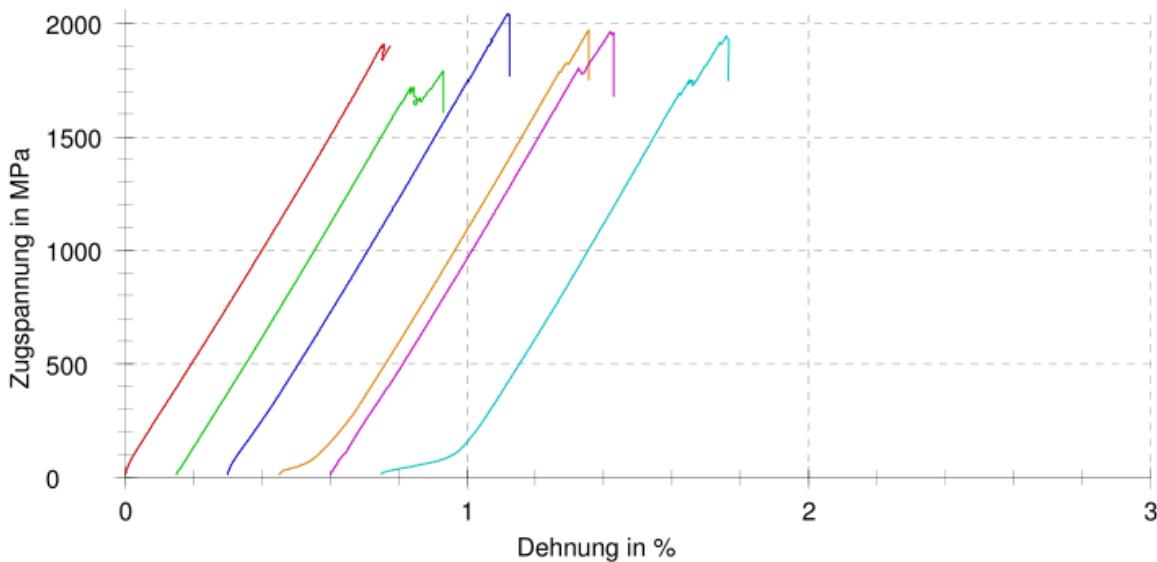


Abb. 27: Zugeigenschaften parallel zur Faserrichtung (M46J/3360)

Die Probekörper Typ B (für Querrichtung) haben eine Breite von 25 mm und eine Gesamtlänge von 250 mm. Die Dicke von ca. 2,35 mm liegt über der Norm ( $2 \pm 0,2 \text{ mm}$ ). Die Anbringung der Glasfaserlaminate an den Probenenden ist wie beim Typ A (Abb. 28).

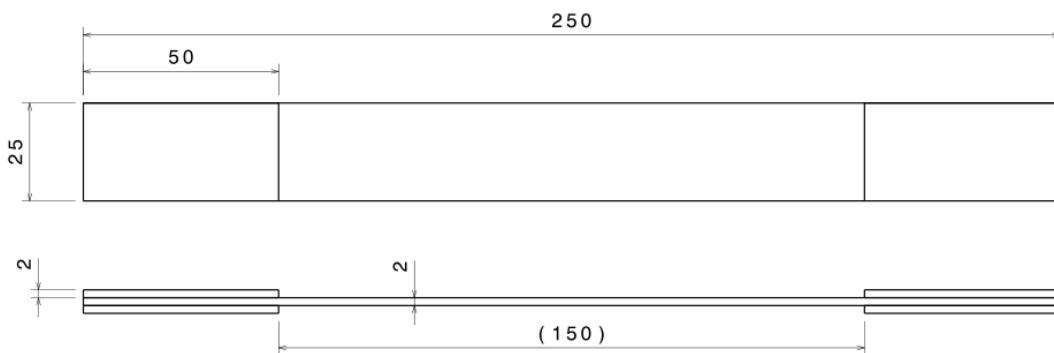


Abb. 28: Querzug-Probekörperabmessungen nach ISO 527-5 Typ B

Ergebnisse und Auswertung: Drei der sechs Proben erreichen nicht annähernd die erwartete Mindestfestigkeit von 25 MPa (Abb. 29) und werden daher für die Mittelwertbildung nicht berücksichtigt. Es ist davon auszugehen, dass diese drei Proben eine Vorschädigung erfahren haben.

Gemittelte Querzugfestigkeit:  $\sigma_{M2} = 19,3 \text{ MPa}$

Gemittelter E-Modul quer zur Faserrichtung:  $E_{M2} = 6,33 \text{ GPa}$

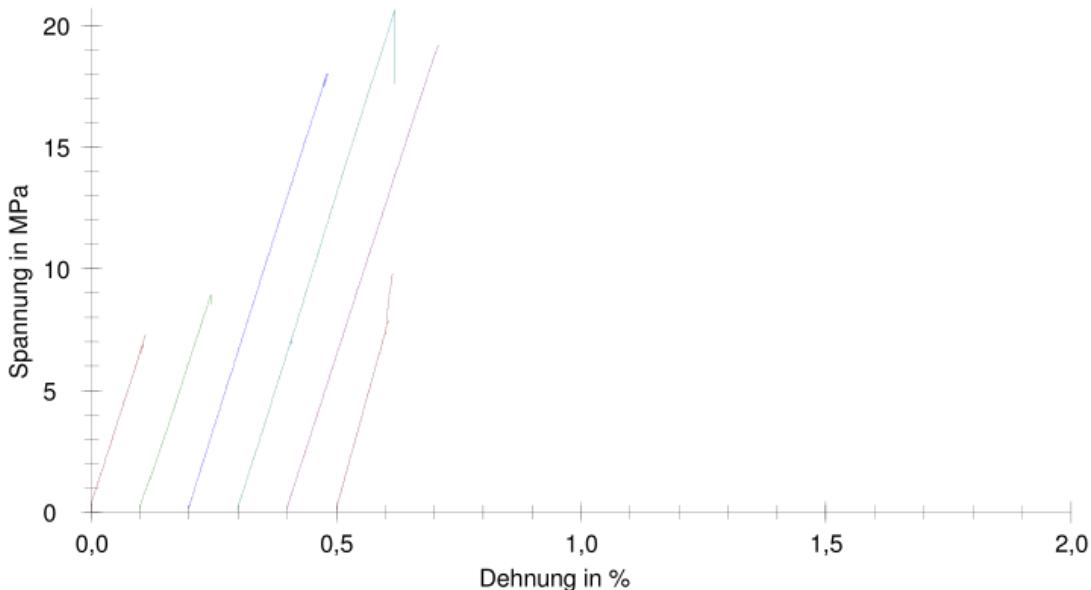


Abb. 29: Zugeigenschaften quer zur Faserrichtung (M46J/3360)

### Bestimmung der Druckeigenschaften nach ISO 14126:1999

Die Probekörper Typ A (für Längsrichtung) haben eine Breite von 10 mm und eine Gesamtlänge von 110 mm (Abb. 30). Die Dicke liegt bei ca. 2,15 mm. 50 mm lange Aufleimer aus Glasfaserverbund mit einer Dicke von 1 mm werden so positioniert, dass in der Mitte eine freie Probenlänge von 10 mm bleibt. Die Dehnungen werden mit 3 mm langen Dehnmessstreifen (DMS) aufgezeichnet.

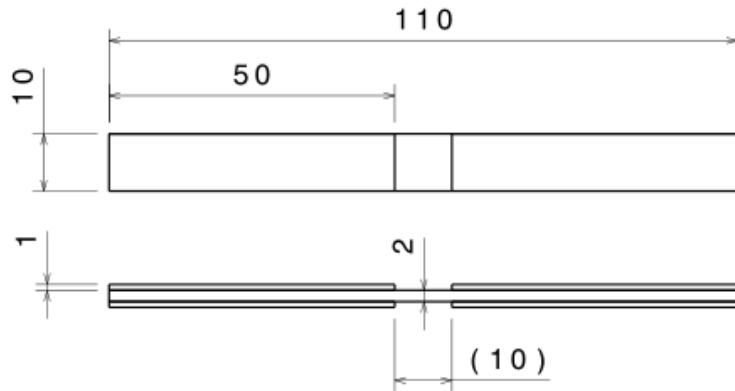


Abb. 30: Längsdruck-Probekörperabmessungen nach ISO 14126 Typ A

Ergebnisse und Auswertung: Die unterschiedlichen Steifigkeiten (Abb. 31) sind zum Teil dadurch erklärbar, dass die DMS nicht genau in Faserrichtung geklebt wurden. Für die gemittelten Werte werden die höchsten und niedrigsten Werte nicht mit einbezogen.

Gemittelte faserparallele Druckfestigkeit:  $\sigma_{MC1} = 740 \text{ MPa}$

Gemittelter faserparalleler Druck-E-Modul:  $E_{MC1} = 206 \text{ GPa}$

Gemittelte faserparalleler Bruchstauchung:  $\varepsilon_{MC1} = 0,35\%$

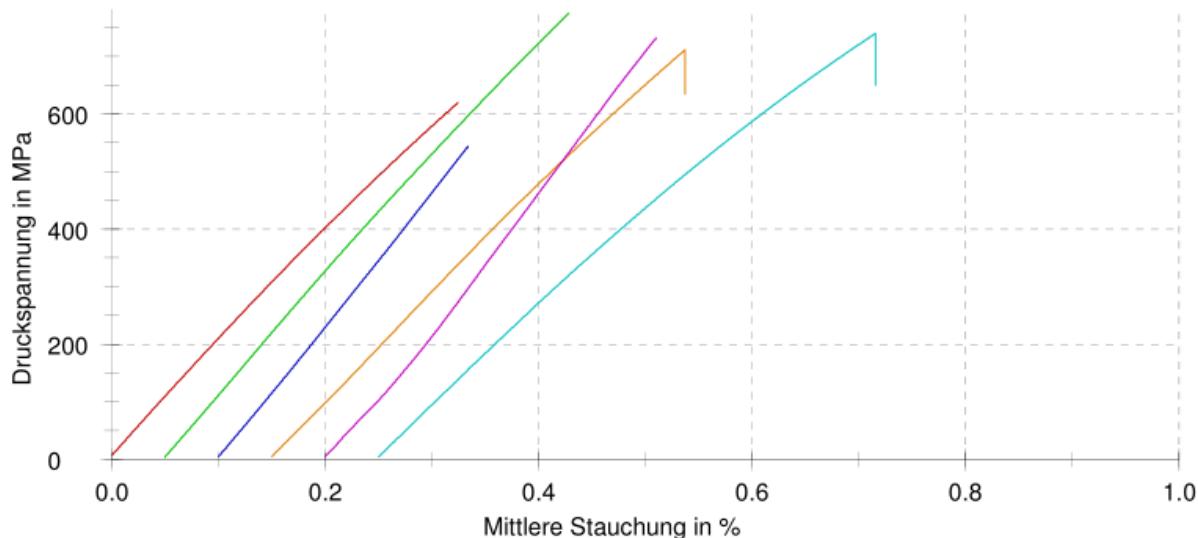


Abb. 31: Druckeigenschaften parallel zur Faserrichtung (M46J/3360)

#### 4.1.2.2 Berechnete Werte aus ESAComp 4.5

Da im ESAComp nicht zwischen Zug- und Druck-E-Modul unterschieden wird, muss für die Berechnung der Durchbiegung des Rohrs ein gemittelter E-Modul verwendet werden:

$$E_1 = (E_{M1} + E_{MC1}) / 2 = (236 + 206) / 2 = 221 \text{ GPa}$$

In Abb. 32 sind sowohl die Steifigkeiten als auch die CTEs der UD-Schicht aus den oben angebenden Materialparameter errechnet. Der E-Modul der Faser in Längsrichtung wurde mit dem Zug/Druck-E-Modul-Verhältnis von den Composite-Werten aus dem Datenblatt [19] gemittelt. Da der Harzhersteller keine Temperaturausdehnungskoeffizienten bekannt gibt wurde hier ein Wert aus der Literatur herangezogen ( $\text{CTE}_{\text{Harz}} = 67 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [2]).

Ply : M46J mittel / 3360 / V\_f=61,4

Modified : Wed Nov 04 10:46:41 2015

Physical nature : reinf.ply      Mech. behavior : transv.is.23  
Form of reinf. : unidirectional

t = - mm      m\_A = - g/m²      V\_f = 61.4%  
rho = 1592.96 kg/m³      f\_1/2 = 100/0%

Engineering constants (transv.is.23)

E\_1 = 257.887 GPa      G\_12 = 5.63746 GPa      nu\_12 = 0.19386  
E\_2 = 7.05543 GPa      G\_31 = 5.63746 GPa      nu\_13 = 0.19386  
E\_3 = 7.05543 GPa      G\_23 = - GPa      nu\_23 = -

Thermal and moisture expansion coeff. (transv.is.23)

alpha\_1 = -0.608308 e-6/K      beta\_1 = - e-2/w%  
alpha\_2 = 46.8389 e-6/K      beta\_2 = - e-2/w%  
alpha\_3 = 46.8389 e-6/K      beta\_3 = - e-2/w%

Abb. 32: Berechnete Werte der UD-Lage aus ESAComp4.5

#### 4.1.2.3 Festlegung der Materialparameter

Der große Unterschied zwischen den gemessenen und den mit ESAComp berechneten Werten des E-Moduls parallel und quer zur Faser zeigt die Grenzen der rechnerischen Ermittlung auf. Der Wärmeausdehnungskoeffizient quer zur Faserrichtung alpha\_2 = 46,8 · 10<sup>-6</sup> K<sup>-1</sup> (Abb. 32) weicht weit von Literaturangaben ab. Für die Berechnungen wird daher der in der Literatur angegebene Wert von 31 · 10<sup>-6</sup> K<sup>-1</sup> [2, Abb. 12.6] eingesetzt. Weitere für die Berechnung notwendige, aber nicht in den Datenblättern

enthaltene oder durch Versuche ermittelte Materialparameter werden aus der ESACOMP-Datenbank bestmöglich ausgewählt.

Bei Wickeltests wurde eine Ablegebreite des Rovings am Wickelkern von 2,65 mm gemessen. Mit der Querschnittsfläche des Rovings, gegeben durch die Garnfeinheit, die Faserdichte, die Harzdichte und den Harzgehalt, ergibt sich für die gemessene Ablegebreite eine theoretische Lagendicke von 0,15 mm.

In der Tabelle 2 sind alle Parameter für die Berechnung zusammengefasst.

Tabelle 2: M46J/3360 Materialparameter für die Berechnung in ESACOMP

Lagendicke	0,15 mm
$E_{\parallel}$	221 GPa
$E_{\perp}$	6,33 GPa
$G_{\parallel\perp}$	4,8 GPa
$G_{\perp\perp}$	3,05 GPa
$V_{\parallel\perp}$	0,29
$V_{\perp\perp}$	0,01
$\alpha_{\parallel}$	$-0,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
$\alpha_{\perp}$	$31 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
$\varepsilon^{\parallel\parallel}$	0,86%
$\varepsilon^{\perp\parallel}$	0,35%
$R^{\parallel\perp}$	19,3 MPa
$R^{\perp\perp}$	120 MPa
$R_{\perp\parallel}$	59 MPa
$R_{\perp\perp}$	40 MPa

#### 4.1.3 Ablaufplan der Dimensionierung

In Abb. 33 ist das Vorgehen einer Auslegung von einem FKV-Biegeträger in Form eines Ablaufplans dargestellt. Der kleinste Wickelwinkel von  $13^\circ$  wird durch den Wickelkern vorgegeben. Im Kapitel 4.3.1 werden die Kernkonstruktion und die möglichen Maßnahmen zur Minimierung des Wickelwinkels näher beschrieben.

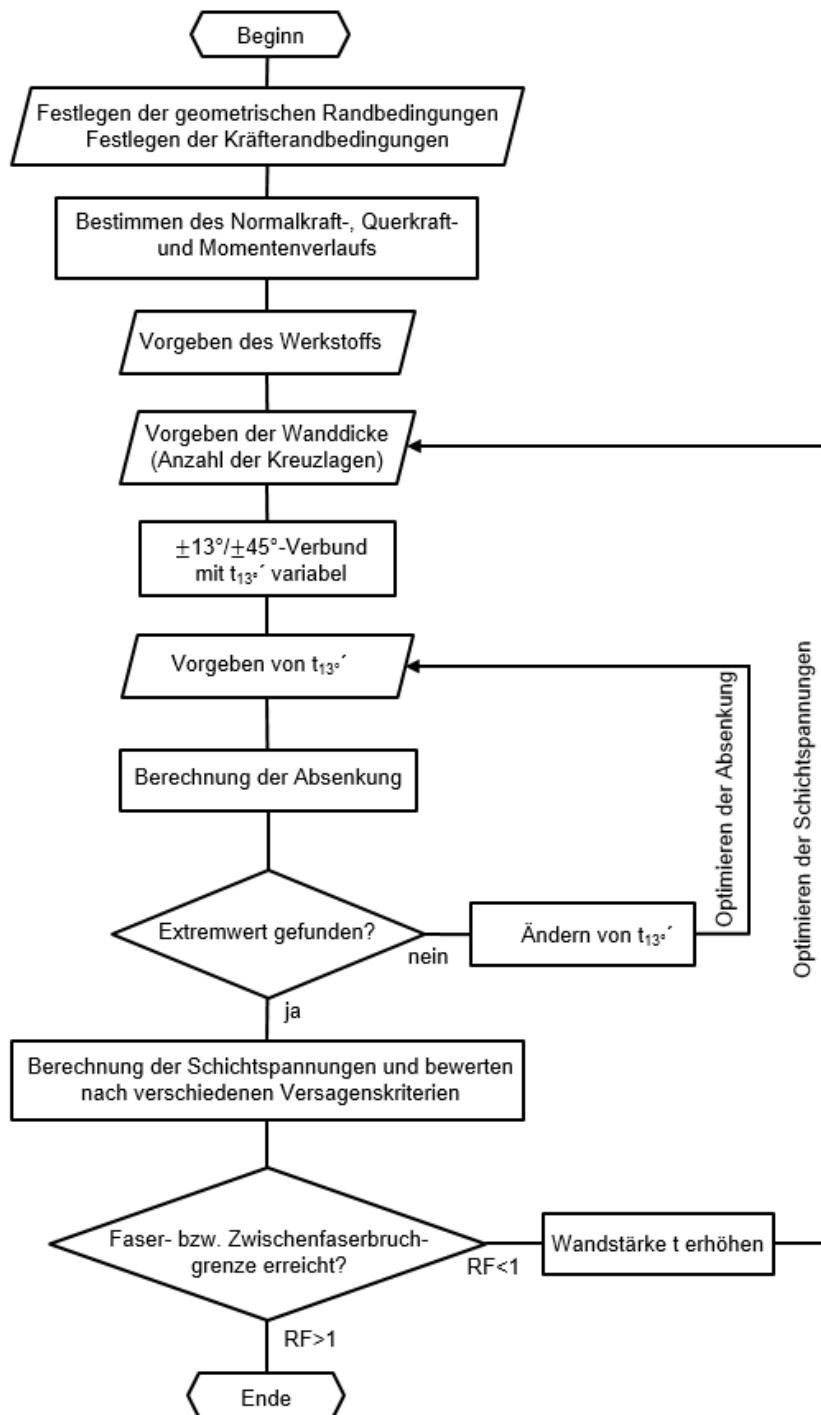


Abb. 33: Ablaufplan einer Faserverbund-Biegeträger-Dimensionierung vgl. [17]

#### 4.1.4 Steifigkeitsoptimierung im unteren Rohrbereich

Bei dieser Optimierung ist der Innendurchmesser 45,6 mm vorgegeben. Die Einspannung wird als steif angenommen und lässt keine Verschiebungen zu. Die Querkraft (Buchsenlast aus Kapitel 4.1.1.1) von 7,35 kN wirkt in der Mitte der unteren Gleitbuchse. Der Abstand zur Einspannung beträgt 200 mm.

Als Referenz wird das von KTM eingesetzte Prototypen-Standrohr aus Aluminium AW-7020 herangezogen. Dieses Rohr hat im unteren Bereich eine durchgehende Wandstärke von 4,2 mm. Die vereinfachte Betrachtung als einseitig eingespannter Biegeträger mit den Rohrabmessungen

$$d = 45,6 \text{ mm}, D = d + 2s = 45,6 + 2 \cdot 4,2 = 54 \text{ mm}$$

und der Kraglänge von 200 mm ergibt mit ESAComp für die Querkraftbelastung von 7,35 kN eine Durchbiegung von 1,54 mm. Der E-Modul der Aluminiumlegierung AW-7020 wurde mit 70 GPa [21] eingesetzt.

Nach einer Iteration gemäß den Ablaufplan Abb. 33 wurde für die minimale Wandstärke die Anzahl von 11 Kreuzlagen gefunden und somit eine Wandstärke von  $2.11.0,15 = 3,3 \text{ mm}$ . Die Forderung nach minimaler Durchbiegung wird sowohl mit einer als auch mit zwei schubsteifen  $\pm 45^\circ$ -Lagen erfüllt. Die Entscheidung fiel auf den höheren  $\pm 45^\circ$ -Anteil, da dieser die niedrige radiale Steifigkeit erhöht und der radiale CTE gesenkt wird. Durch die höhere radiale Steifigkeit lässt sich das Rohr im Klemmbereich mit weniger Verformung spannen. Durch die Verringerung der radialen Wärmeausdehnung spannt sich das Rohr nach dem Härteprozess bei Raumtemperatur weniger stark auf den Kern. Dadurch kann der zweigeteilte Kern leichter aus dem Roh-Standrohr herausgezogen werden. Mit 3,3 mm Wandstärke ergibt sich ein Radienverhältnis  $R$  von 1,145 und erfüllt die Forderung von  $< 1,2$  aus Kapitel 3.4 für die Berechnung als dünnwandiges Bauteil.

$$R = \frac{R_a}{R_i} = \frac{26,1}{22,8} = 1,145$$

Der Lagenaufbau ist in Abb. 36 zu sehen. In Abb. 34 wird die Durchbiegung des Rohres als überhöhte Darstellung der Knotenverschiebungen des ESAComp-Netz-Modells gezeigt. Im Unterschied zum real gewickelten Rohr mit Kreuzlagen wird im Programm mit

kreuzungsfreien UD-Lagen gerechnet. Die mögliche steifigkeits- und festigkeitsmindernde Ondulation wird nicht berücksichtigt. Je dünner die gewickelte Schicht ausgeführt werden kann desto geringer wird der Einfluss der Ondulation [10]. Der Lagenaufbau wurde so gewählt, dass die Umfangslagen in den Buchsenbereichen durch die folgende  $\pm 45^\circ$ -Lage einen geringeren Steifigkeitssprung hervorrufen. Durch den höheren radialen CTE der  $\pm 13^\circ$ -Lagen stellen sich nach dem Härteten im ausgekühlten Zustand erwünschte radiale Druckeigenspannungen ein.

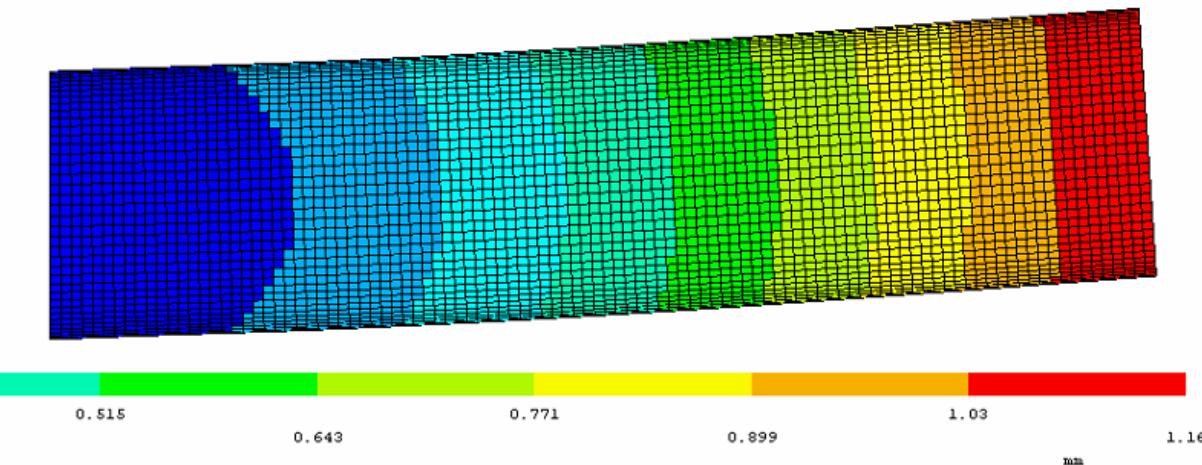


Abb. 34: Durchbiegung des unteren Standrohrbereichs unter der Steifigkeitstestbelastung

#### 4.1.5 Festigkeitsnachweis

Der versagenskritische Bereich unter Bruchtestbelastung (Buchsenlast 13,8 kN aus Kapitel 4.1.1.1) liegt bei der Einspannung auf der druckbelasteten Seite. Hier werden zwei Elemente mit den drei ausgewählten Versagenskriterien bewertet (Puck-3D, Tsai-Wu, Max. Stress). Das erste Element liegt unmittelbar im Einspannungsbereich und das zweite Element im querzugkritischen Bereich ca. 1/2 Rohrdurchmesser von der Einspannung entfernt. Ebenfalls untersucht wird der am stärksten schubbelastete Bereich in der biegeneutralen Ebene (Abb. 35).

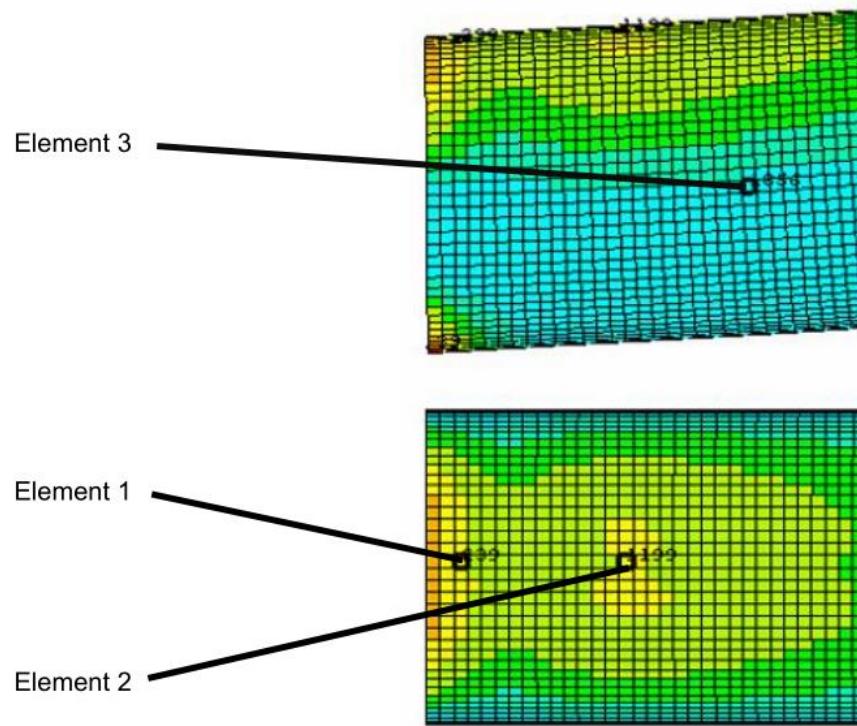


Abb. 35: Ausgewählte Elemente für die Versagensbewertung

#### 4.1.5.1 Bewertung nahe der Einspannung

In diesem Bereich ist die Faser der höchsten Druckbelastung ausgesetzt. Durch die fixe Einspannung sind die Belastungen quer zur Faser gering. In Abb. 36 ist beispielgebend die Auswertung aus ESAComp angeführt.

Laminate : M46J shell peak

Lay-up : - h = 3.30 mm

Load : N\_x = -1421990.00 N/m M\_x = -422.52 Nm/m  
 N\_y = -102447.40 N/m M\_y = 5.80 Nm/m  
 N\_xy = -5627.98 N/m M\_xy = 28.27 Nm/m

Factor of safety : FoS^v = 1

Failure criterion : Puck 3D; Max strain; Von Mises; Out-of-plane shear; non-UD; homogeneous; honeycomb core.  
 Failure crit. param. : p\_TII+TII/TT-s/M(carbon)=0.35/0.3/0.275/0.5/0.5; (other)=0.3/0.275/0.5/0.5

Stress/strain recovery : layer top/bottom

Failure load : (F)\_failure = RF FoS^v (F)^v  
 = 1.17\*1\*(F)^v

Layer stresses/strains - Failure load

Ply	theta	sig_1	sig_2	tau_12
1	a	45°	t	-150.52
			b	-158.58
2	a	-45°	t	-122.66
			b	-130.57
3	a	13°	t	-461.86
			b	-478.26
4	a	-13°	t	-462.39
			b	-478.73
5	a	13°	t	-494.67
			b	-511.07
6	a	-13°	t	-495.06
			b	-511.40
7	a	13°	t	-527.47
			b	-543.87
8	a	-13°	t	-527.74
			b	-544.08
9	a	45°	t	-214.97
			b	-223.02
10	a	-45°	t	-185.92
			b	-193.83
11	a	13°	t	-593.08
			b	-609.48
12	a	-13°	t	-593.09
			b	-609.42
13	a	13°	t	-625.88
			b	-642.28
14	a	-13°	t	-625.76
			b	-642.10
15	a	13°	t	-658.69
			b	-675.09
16	a	-13°	t	-658.44
			b	-674.77
17	a	13°	t	-691.49
			b	-707.89
18	a	-13°	t	-691.11
			b	-707.45
19	a	13°	t	-724.29
			b	-740.70
20	a	-13°	t	-723.78
			b	-740.12
21	a	13°	t	-757.10
			b	-773.50
22	a	-13°	t	-756.46
			b	-772.80

Laminate : M46J shell peak

Lay-up : - h = 3.30 mm

Load : N\_x = -1421990.00 N/m M\_x = -422.52 Nm/m Q\_x = -36284.23 N/m  
 N\_y = -102447.40 N/m M\_y = 5.80 Nm/m Q\_y = 2.62 N/m  
 N\_xy = -5627.98 N/m M\_xy = 28.27 Nm/m

Factor of safety : FoS^v = 1

Failure criterion : Puck 3D; Max strain; Von Mises; Out-of-plane shear; Out-of-plane shear; non-UD; homogeneous; honeycomb core; foam/other core; adhesives.

Failure crit. param. : p\_TII+TII/TT-s/M(carbon)=0.35/0.3/0.275/0.5/0.5; (other)=0.3/0.275/0.5/0.5

Stress/strain recovery : layer top/bottom

Failure load : (F)\_failure = RF FoS^v (F)^v  
 = 1.17\*1\*(F)^v

Laminate reserve factors

FPF	Mode	FPF-only	Mode	Crit. layers	ILS	Crit. interf.
RF = 1.17	ffc	1.17	ffc	21(13°)	4.85	12[-13a/13a]

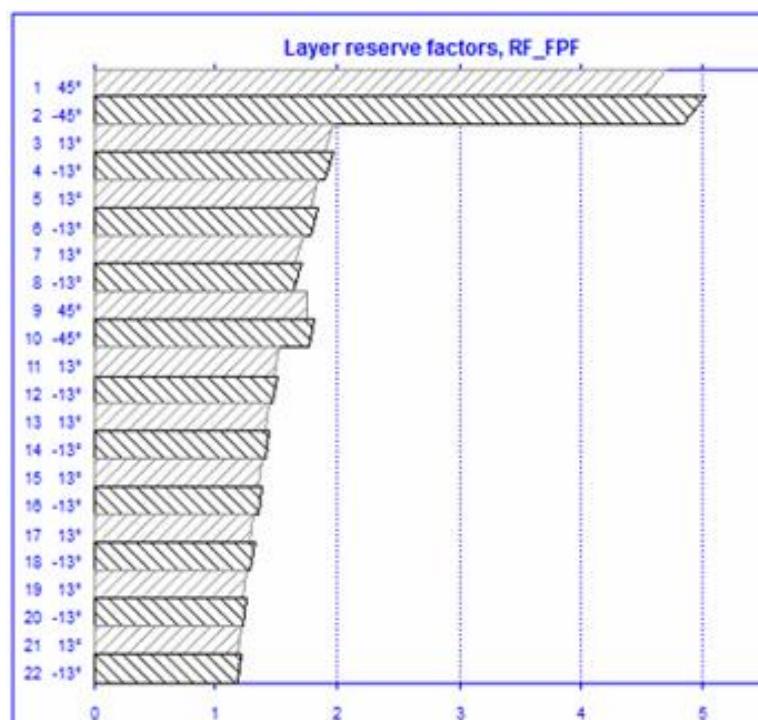


Abb. 36: Lagenaufbau, Schichtspannungen, Versagensbewertung gemäß Puck

Der Reservefaktor (RF) der lastbedingten Spannungen ist derjenige positive Faktor, mit dem alle lastbedingten Spannungen erhöht werden müssten, damit Bruch eintreten würde [13].

Der niedrigste RF von 1,17 tritt wie erwartet in der äußersten „Kreuzlage“ (+13°-Lage 21 und -13°-Lage 22) auf (höchste Dehnung). Als Versagensmode wird ffc (fiber failure compression) entsprechend Puck-3D und somit Faserbruch durch faserparallele Druckbeanspruchung ausgegeben. Die Querbeanspruchung sig\_2 ist negativ und ergibt somit eine, im vorliegenden Fall allerdings geringe, die Faser stützende Wirkung (Tabelle 3).

Tabelle 3: Auswertung der axialen Druckbelastung nahe Einspannung

Versagenskriterium	Puck 3D	Tsai-Wu	Max. Stress
RF	1,17	1,22	1,17
Versagensmode	ffc	1c	1c
Fasersp. sig_1 - krit. Lage 21	-773,5 MPa		
Quersp. sig_2 - krit. Lage 21	-1,3 MPa		

#### 4.1.5.2 Bewertung außerhalb des Einflussbereichs der Einspannung

Die Druckspannung nimmt mit dem Abstand zur Einspannung ab. Es stellen sich jedoch durch den Kreuzverbund Querzugspannungen ein, welche im markiertem Element 2 (Abb. 35) untersucht werden (Tabelle 4). Alle drei Kriterien bewerten die Querzugspannung in der Lage 21 mit dem niedrigsten RF. Der Unterschied in den Bewertungen ist durch die kombinierte Wirkung von Spannungen parallel und quer zur Faserrichtung sehr groß. Während für das Element nahe der Einspannung das Tsai-Wu-Kriterium den höchsten RF ergibt, wird für das Element 2 durch RF < 1 Versagen prognostiziert.

Tabelle 4: Auswertung der axialen Druckbelastung im Element 2

Versagenskriterium	Puck 3D	Tsai-Wu	Max. Stress
RF	1,24	0,8	1,48
Versagensmode	iff(0)	2t	2t
Fasersp. sig_1 - krit. Lage 21	-606,31 MPa		
Quersp. sig_2 - krit. Lage 21	16,14 MPa		

#### 4.1.5.3 Bewertung im schubbelasteten Bereich

In der biegeneutralen Ebene ist die Sicherheit gegen Versagen höher (Vergleich der RF aller 3 untersuchten Elemente). Die am höchsten belastete Lage ist die eingebettete

schubsteife  $\pm 45^\circ$ -Lage (UD-Lage 10, Tabelle 5). Alle drei Kriterien geben ein Versagen durch faserparallele Druckbeanspruchung aus, wobei Max. Stress auch die Querzugbelastung als mögliches erst eintretendes Versagen aufzeigt.

Tabelle 5: Auswertung der Schubbelastung im Element 3

Versagenskriterium	Puck 3D	Tsai-Wu	Max. Stress
RF	2,57	1,69	2,87
Versagensmode	ffc	1c	1c/2t
Fasersp. sig_1 - krit. Lage 10	-642,3 MPa		
Quersp. sig_2 - krit. Lage 10	14,64 MPa		
Schubsp. tau_12 - krit. Lage 21	34,05 MPa		

## 4.2 Klebung der Aluminium-Gewindekappe

Die Gewindekappe ist, wie bei den Lastfällen beschrieben, der Stoßbelastung beim Durchfedern ausgesetzt. Die im Anhang C detailliert dargestellte Berechnung ergibt eine Stoßkraft pro Standrohr von  $F = 6280$  N.

Wie in Abb. 37 ersichtlich ist die Wanddicke im Bereich des Gewindes sehr dünn. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Last näherungsweise nur über die Gewindelänge von 13 mm übertragen wird. Der optimale Klebespalt für hohe Festigkeiten wird sowohl im Kleberdatenblatt [22] als auch in der Literatur [23] mit 0,1 mm bis 0,15 mm angegeben. Für eine leichtere Fügung der Kappe in das Rohr wurde der Spalt mit 0,15 mm festgelegt. Zur Sicherstellung einer möglichst geringen Achsabweichung (Exzentrizität und Winkelabweichung) wird der Klebespalt mit einer leichten Presspassung im Bereich des Kappenanschlags zentriert und ein Kippen durch das Fügen bis zur Anschlagfläche vermieden.

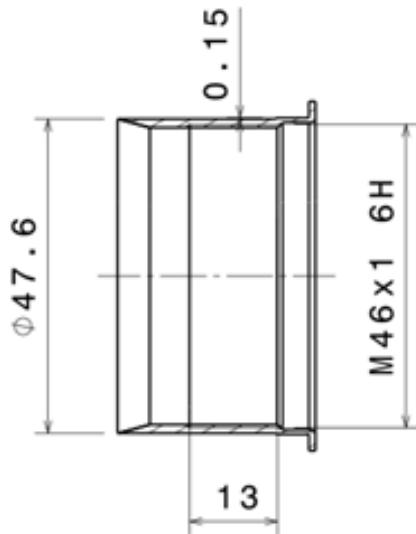


Abb. 37: Gewindekappe für die Befestigung der Feder-/Dämpfereinheit

Es wurde der Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff „Scotch-Weld DP760“ der Firma 3M [22] gewählt, da dieser hohe Zugscherfestigkeiten auch bei erhöhten Temperaturen aufweist. Es werden bei einer Temperatur von 80°C im ausgelagerten Zustand noch Zugscherfestigkeiten  $\tau_{KB}$  von ca. 22 MPa angegeben. Im Datenblatt wird auch auf die ausgezeichnete Alterungs- und chemische Beständigkeit hingewiesen.

Tabelle 6: Klebstoffeigenschaften

Klebstoffeigenschaften / Verarbeitungsmerkmale	
Viskosität bei RT	pastös
Härtung	1 Tag bei 23°C + 2 Std. bei 65°C
Glasüberangstemp. Tg	147°C
Zugscherfestigkeit bei 23°C	30,4 MPa

Zugscherfestigkeitsnachweis der Klebung [21]:

$$\tau_K = \frac{F}{A_K} = \frac{F}{D \cdot \pi \cdot l} \leq \frac{\tau_{KB}}{S}$$

Belastung pro Standrohr F: 6280 N

Durchmesser D: 47,6 mm

Länge l:	13 mm
Klebefläche $A_K$ :	1944 mm <sup>2</sup>
Schubspannung $\tau_K$ :	3,23 MPa
Sicherheit bei 80°C:	$S = 6,81$

Bei einer Sicherheit von  $S = 6,8$  kann auch ohne Kappenausreißversuch von einer betriebsfesten Verbindung ausgegangen werden. Noch dazu ist die Lastspielzahl dieser hohen Belastung über die Einsatzdauer gering.

## 4.3 Fertigung Standrohr

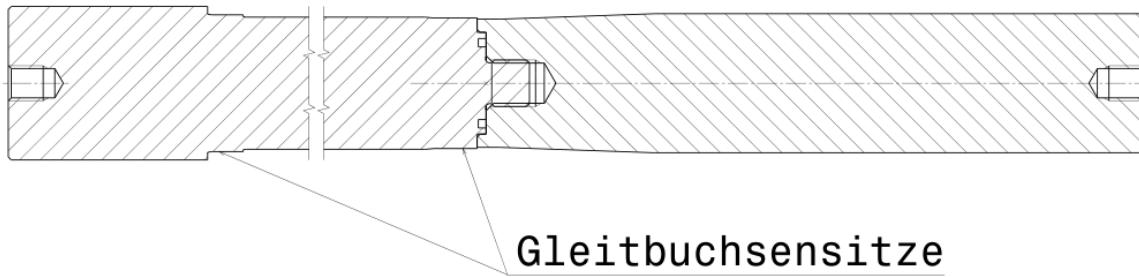
### 4.3.1 Kernkonstruktion

Bei der Prototypenfertigung wurde darauf geachtet, den Prozess so seriennah wie möglich zu gestalten, ohne die Kosten zu sehr nach oben zu treiben.

Der Wickelkern muss mehrere Aufgaben erfüllen. Die wichtigste ist die zerstörungsfreie Trennung vom gehärteten Bauteil. Das Kernmaterial sollte eine geringe Wärmeausdehnung haben und dem Druck und der Temperatur im Autoklaven standhalten. Die beiden Durchmesser im Bereich der Gleitbuchsen sind eng toleriert und müssen auch von der Lage her zueinander achsparallel laufen. Die Fadenumkehr muss im automatischen Wickelbetrieb sicher gewährleistet sein.

Die Anforderung an das Kernmaterial würde die Nickel-Eisen-Legierung Invar 36 am besten erfüllen, da diese im vorgesehenen Temperaturbereich (150°C) ein sehr geringe Temperaturausdehnung von weniger als  $2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  aufweist. Aufgrund der sehr hohen Materialkosten von Invar 36 fiel die Materialauswahl auf einen Vergütungsstahl (1.7223) mit einem Ausdehnungskoeffizienten bei 150°C von  $12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

Da die Gleitbuchsen von einer Seite eingepresst werden und der Anschlag der oberen Gleitbuchse einen kleineren Durchmesser als der für die Klebung der Gewindekappe Notwendige hat, muss der Kern zweigeteilt ausgeführt werden (Abb. 38). Die Kernhälften sind über ein Gewinde verbunden, welches durch einen O-Ring vor dem Eindringen von Harz geschützt wird.



**Gleitbuchsensitze**

Abb. 38: Schnittdarstellung vom Wickelkern

Um den Entformungsvorgang zu erleichtern ist bei einem Kern ohne Entformschrägen auf eine geringe Oberflächenrauigkeit zu achten. Die gilt besonders bei Laminataufbauten mit flachem Wickelwinkel, da sich durch den hohen Harzschrumpf beim Abkühlen das Bauteil ohne die radiale Stützwirkung der Faser auf den Kern spannt. Dies tritt ein, sobald der Wärmeausdehnungskoeffizient (CTE) vom Rohr größer ist als der vom Kernmaterial.

### Wickelwinkel

Bei jedem Wickelvorgang stellen sich abhängig vom Wickelwinkel und den Reibungsverhältnissen zwischen dem Faden (Towpreg) und dem Kern bzw. der letzten gewickelten Lage unterschiedlich große Wendebereiche ein. In diesen Bereich weicht der Faden von dem vorgegebenen Wickelwinkel ab, damit an einer bestimmten Kernumfangsposition in die Gegenrichtung gewickelt werden kann. Der Bereich wird umso länger, je niedriger der Reibungskoeffizient und der Wickelwinkel sind. Da die Reibung nur sehr begrenzt beeinflusst werden kann (Klebrigkeitskoeffizient kann vom Towpreghersteller geändert werden bzw. kann in manchen Fällen ein Wickeln bei höherer Temperatur helfen), lässt man die Wendezonen durch Kernabsätze komplett wegfallen. Der Roving wird entlang der geodätischen Linie abgelegt. Dabei ergibt sich, je nach möglichem Absatz- zu Wickelkerndurchmesser-Verhältnis, ein minimaler Wickelwinkel. Dies wird durch den Satz von *Alexis Claude Clairaut* beschrieben [9]. Dieser lautet

$$r \cdot \sin(\alpha) = C_c = \text{const.}$$

wobei  $C_c$  auch als Konstante von *Clairaut* bezeichnet wird.

Die zur Konstante gehörige geodätische Linie beschreibt den Parallelkreis vom Radius  $r_w = C_c (\alpha = \pi/2)$  der Drehfläche. Der Ablegewinkel  $\alpha = \pi/2$  steht bei Kreuzwicklungen immer für den Wendepunkt der Linearbewegung.

Bei einem Kerndurchmesser von 48 mm auf der dünneren Seite und einem Kernaufnahmedurchmesser von 11 mm erhält man einen minimal wickelbaren Winkel von  $13,25^\circ$ . Berücksichtigt man die Reibungsverhältnisse, sind  $\pm 13^\circ$  Kreuzwickellagen umsetzbar.

$$\alpha_\omega = \arcsin\left(\frac{r \cdot \sin(90^\circ)}{R}\right) = \arcsin\left(\frac{11 \text{ mm}}{48 \text{ mm}}\right) = 13,25^\circ$$

### Kernskalierung

Da der Kern und das ausgehärtete FKV-Rohr unterschiedliche Temperaturausdehnungskoeffizienten haben, ist für das Einhalten der engen Durchmessertoleranzen eine Kernskalierung, speziell in radialer Richtung, unumgänglich. Dabei wird angenommen, dass ein Großteil der Vernetzung der Matrix bei vollkommen durchgeheiztem Kern abläuft und ein näherungsweise konstanter Ausdehnungskoeffizient der Compositestruktur vorliegt.

Berechnet werden drei Kernbereiche, die zwei Gleitbuchsenpresssitze und ein allgemeiner Skalierungsfaktor für die restliche Kernkontur. Für die Schichtstärke der Umfangslagen werden Mittelwerte gebildet (Abb. 39).

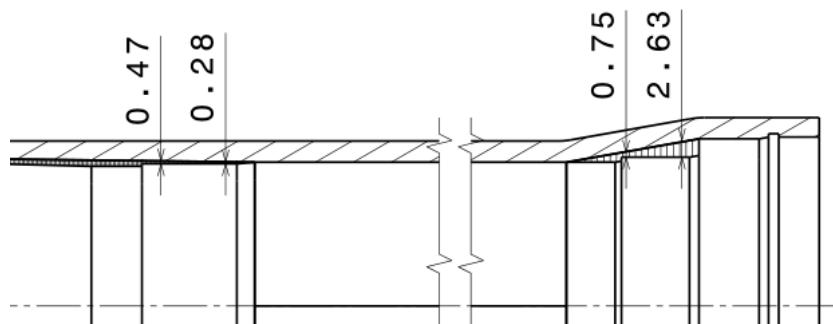


Abb. 39: Schichtstärke der Auffüll-Umfangslagen im Bereich der Gleitbuchsen

Berechnete CFK-Wärmeausdehnungskoeffizienten aus ESAComp:

radialer CTE obere Gleitbuchse:  $13,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

radialer CTE untere Gleitbuchse:  $6,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

radialer CTE im freien Rohrbereich:  $14,9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Der Skalierfaktor SF (Schwindmaß) ist gegeben durch:

$$SF = 1 - (\alpha_{Kern} - \alpha_{radial\ CFK}) \cdot (T_{Härte} - T_{Raum})$$

Mit dem CTE des Stahlkerns von  $12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  und der Aushärtetemperatur von  $155^\circ\text{C}$  (siehe 4.3.2) ergeben sich für die korrekten Abmessungen des Werkstücks bei  $20^\circ\text{C}$  folgende Skalierfaktoren:

$$SF_{oG} = 1,00015$$

$$SF_{uG} = 0,9993$$

$$SF_{fR} = 1,0004$$

#### 4.3.2 Produktion

Damit ein Entformen mit geringem Kraftaufwand und eine hohe Oberflächengüte ermöglicht werden, wurden die skaliert gefertigten Kernhälften vor dem ersten Bewickeln mit einem Trennmittel versiegelt.

Für die Umsetzung der Wickelfertigung stand ein 6-Achsen KUKA-Roboter mit zwei zusätzlichen Achsen zur Verfügung. Die erste externe Achse dient als Kerndrehachse. Die Zweite wird für den Bandwendevorgang eingesetzt. In Abb. 40 wird das Auffüllen der Gleitbuchsenbereiche durch Umfanglagen gezeigt.

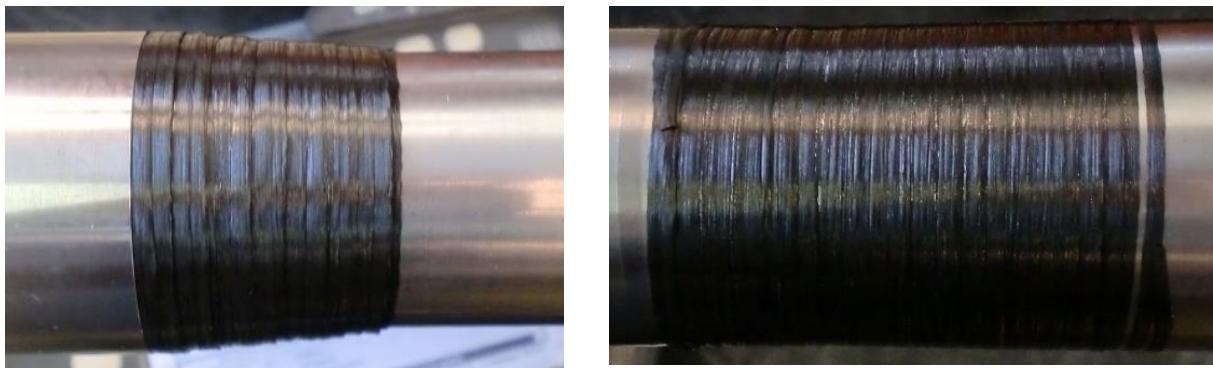


Abb. 40: Auffüllen der Gleitbuchsenlagersitze

Abb. 41 zeigt die gewickelte  $\pm 45^\circ$ -Lage und den vorderen Teil des Wickelkopfs in der Zyklus-Endposition.



Abb. 41: Wickeln der ersten  $\pm 45^\circ$ -Kreuzlage

Für die Erstellung von Maschinenprogrammen wurde eine speziell für Wickelbauteile entwickelte Software verwendet (CADWIND). Ein Programmausschnitt ist in Abb. 42 dargestellt. Mit dieser Simulationssoftware lassen sich Kerne erstellen bzw. CAD-Modelle übernehmen und mit vorgegeben Material- und Wickelparameter Bauteile modellieren. Dabei werden folgende Parameter berücksichtigt:

- Kerndurchmesser /-länge
- Art der Wendezone (Verlängerung, Absatz, ...)
- Faserwinkel

- Fadenablegebreite
- Anzahl der Fäden
- Längengewicht (Tex-Zahl)
- Bedeckungsgrad
- Musterkennzahl
- Reibungskoeffizient

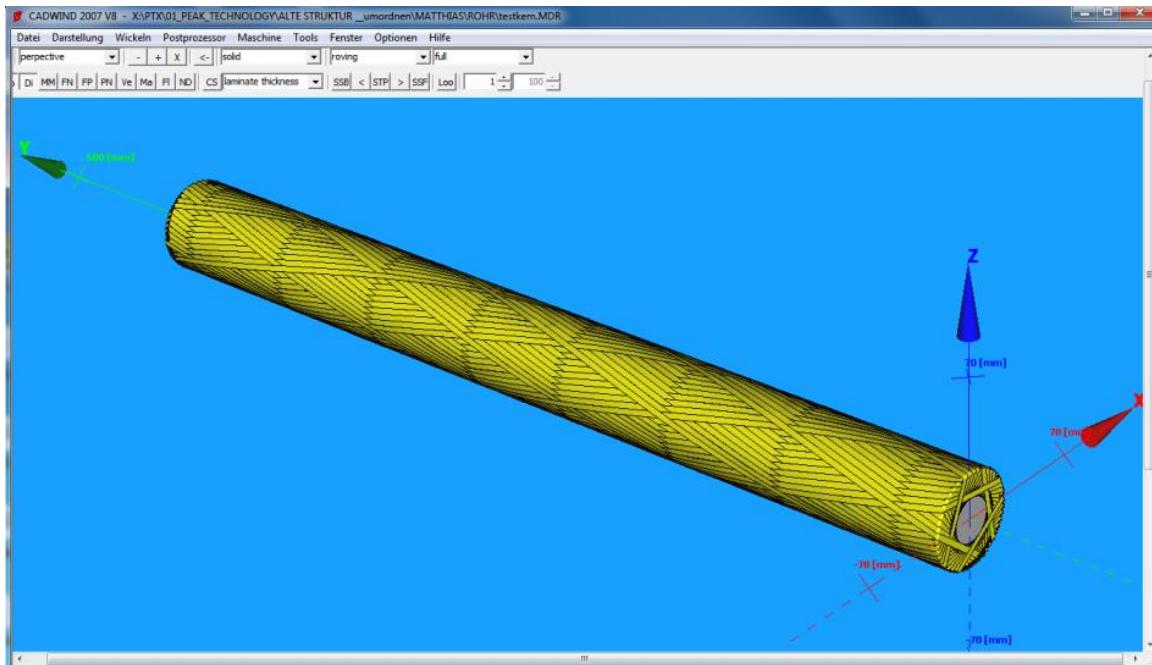


Abb. 42: Erstellung einer  $\pm 13^\circ$ -Kreuzlage mit der Wickelsimulationssoftware CADWIND  
Durch Vorgabe der Reibungsverhältnisse zwischen Faden und Kern bzw. gewickelten Lagen kann der Fadenweg abweichend vom geodätischen Pfad berechnet werden. Abhängig von der Reibung und dem Bedeckungsgrad kann somit auch der Faserwinkel über die Bauteillängsachse geändert werden. Werden mehrere Lagen erstellt, errechnet das Programm für jede folgende Lage eine neue Kernkontur. Vor allem bei Druckspeichern ist dies von großer Bedeutung, da die Wendezonen im Bereich der Polkappen einer strukturellen Belastung ausgesetzt sind. Die sich einstellenden Wandstärken und Faserorientierungen können für FEM-Analysen exportiert werden.

Wie im Lagenaufbau (Anhang A) ersichtlich ist, ist der Wickeldurchmesser vom Standrohr nicht konstant. Die Absätze für die Gleitbuchsen und dem Gabeldichtring sind mit Kohle-

faserumfangslagen aufgefüllt. Als programmiertes Kerndurchmesser wurde der Durchmesser von dem am höchsten belasteten Bereich, der unteren Gabelbrücke, herangezogen. Der größere Umfang der zu bewickelnden Kernflächen an beiden Wickelkernenden führt zu einem geringeren Bedeckungsgrad. Die abgestuften Lagen im oberen Bereich wurden durch das Einlegen eines Stahlbandes vor dem Wickelvorgang und dem nachträglichen Trennen mit einem Rollmesser realisiert. Da die unvermeidbaren Laminatkrümmungen vor allem die faserparallele Druckfestigkeit erniedrigen (Abb. 43) sollten Laminatstufen nur in Strukturbereichen mit ausreichendem Reservefaktor vorgesehen werden.

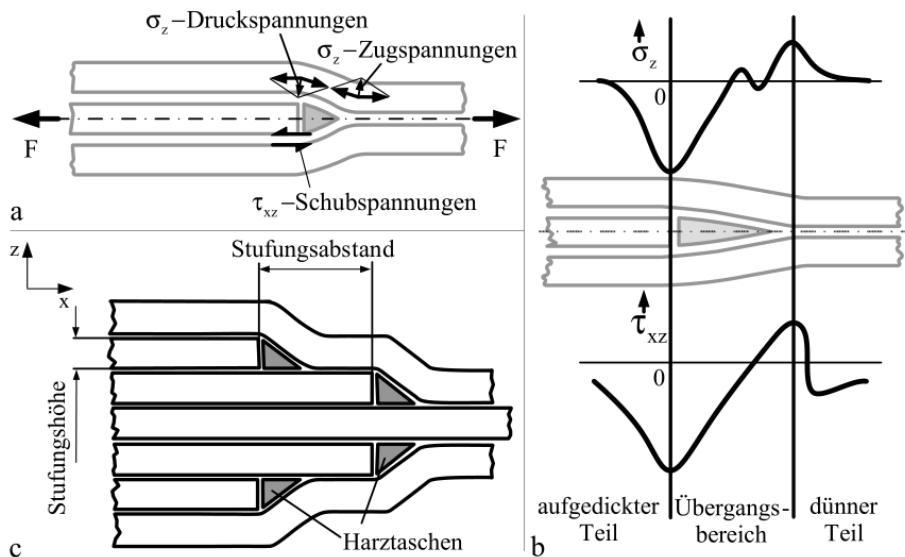


Abb. 43: interlaminare  $\sigma_z$ -Normalspannungen und Schubspannungen  $\tau_{xz}$  an Laminatstufen [2]

Der Aushärtevorgang erfolgte wie im Kapitel 2.6.2 beschrieben im Autoklaven nach einer programmierten Heizrampe bei einer Haltetemperatur von 155°C. Abb. 44 zeigt den dafür notwendigen Vakuumsackaufbau.



Abb. 44: Bewickelter Wickelkern mit Vakuumsack, vorbereitet für den Autoklavenhärteprozess.

Für die Fertigung des Prototypenrohres wurde eine spanabhebende Drehbearbeitung für die Außenkontur und die Sicherungsringnut vorgesehen. Diese Methode erlaubt eine vergleichsweise kostengünstige Fertigung mit geringem Ausschussrisiko. Eine Alternative für einen Serienprozess wird im Kapitel 6.5 beschrieben. Um die Lagetoleranzen der Gleitbuchsensitze in Bezug auf die der Gabelbrückeneinspannflächen einhalten zu können, wurde ein Aluminiumschrumpfkern gefertigt, welcher das Standrohr nur an den beiden eng tolerierten Sitzen durch Temperaturausdehnung spannte. Der Nachteil dieser mechanischen Bearbeitung ist das Durchtrennen der Fasern in der hochbelasteten Randzone. Für die Bauteilfestigkeit hat dies, wie in der Auswertung (Kapitel 5) vom Belastungsversuch ersichtlich ist, gravierende Folgen. Besonders die Lebensdauer wird, abhängig vom Lastniveau, massiv verkürzt. Für den Steifigkeitstest hat die Bearbeitung keinen Einfluss, da als Bearbeitungszugabe Lagen (Opferlagen) mit gleichem Faserwinkel gewählt wurden und so eine eventuelle Störung der äußeren Wickellagen keinen Einfluss auf die Steifigkeit des gedrehten Rohres hat.

Bevor das gewickelte Standrohr den ersten Belastungen ausgesetzt wurde, vergingen mehrere Wochen. Es kann daher davon angegangen werden, dass thermische Eigenspannungen durch Relaxation der Matrix und durch Einlagern von Wassermolekülen aus der Luftfeuchte verringert wurden [2].

## 4.4 Steifigkeitstest – Belastungsversuch und Ergebnisse

### 4.4.1 Versuchsaufbau

Die Versuche wurden mit einem servohydraulischen Aktuator bei der Firma WP Performance Systems in Munderfing durchgeführt (Abb. 45).

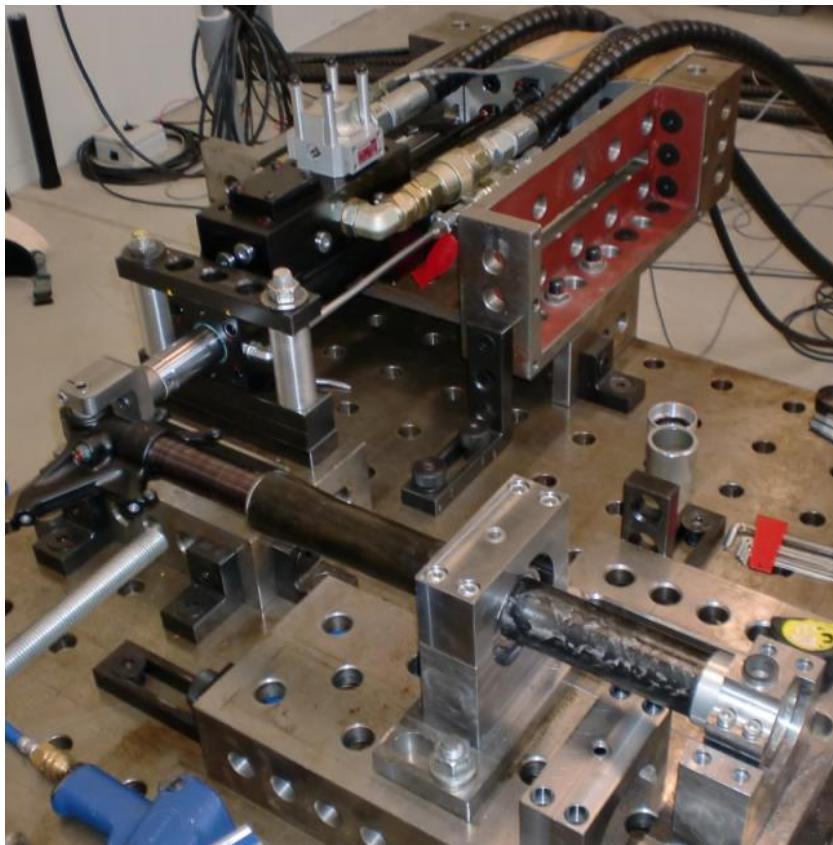


Abb. 45: Servohydraulischer Versuchsaufbau - WP Performance Systems

Die Querkraftbiegebelastung auf das Tauchrohr wurde in ausgefahrener Position aufgebracht (Anhang A). Das Standrohr wurde an beiden Rohrklemmen mit zwei M8-Schrauben geklemmt. Das Anzugsmoment von 15 Nm erzeugt durch die Vorspannkraft eine tangentiale Druckspannung im Rohr, welche in der Berechnung nicht berücksichtigt werden konnte. Zuerst wurde abwechselnd mehrmals in beide Richtungen eine Belastung von 3 kN aufgebracht um unerwünschten Setzungserscheinungen vorzubeugen. An sieben Messstellen (Abb. 46) wurden die Verschiebungen bei der jeweiligen Querkraft dokumentiert. Mit der Messposition 1 wurde über einen Linearsensor die Verschiebung des Kraftangriffspunktes aufgezeichnet. An Messposition 2 wurde eine Messuhr zum

Ablesen angebracht. Die restlichen Positionen wurden mit einem Messschieber aufgenommen.

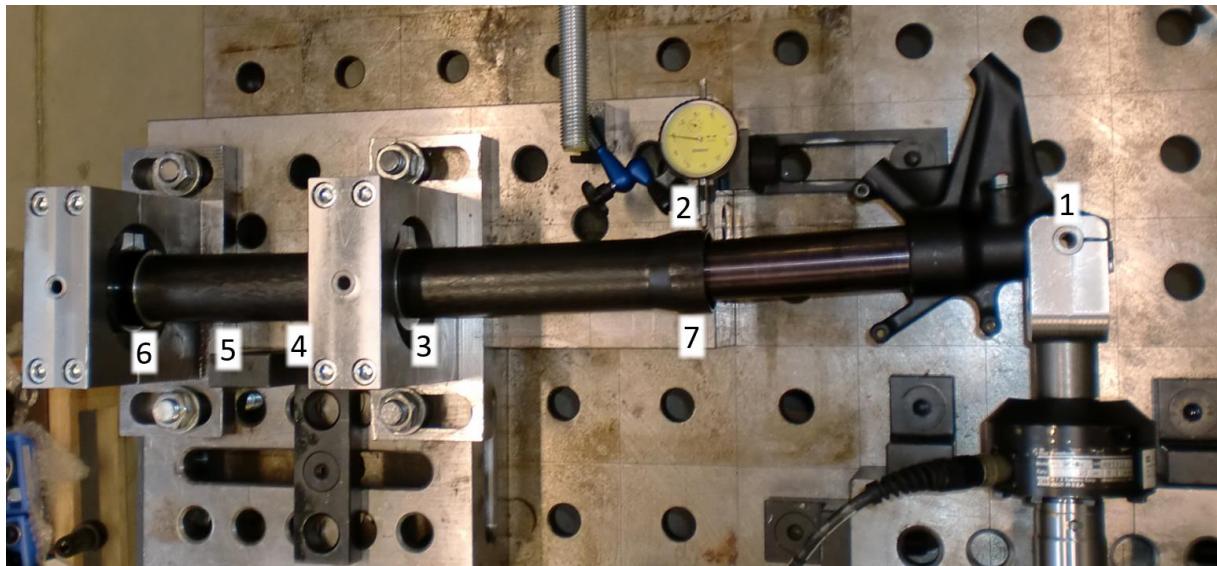


Abb. 46: CFK-Standrohr am Prüfstand unter Belastung

#### 4.4.2 Steifigkeitstest

Für die Validierung der berechneten Steifigkeit wurde eine Nabbelastung von 4 kN vorgegeben. In Tabelle 7 sind die Verschiebungen aufgelistet, wobei im Bereich der unteren Gleitbuchse ein Mittelwert aus Messposition 2 und 7 gebildet wurde. Bei 4000 N wurde ein Verschiebungsunterschied (Ovalisierung) von 0,15 mm gemessen.

Tabelle 7: Gemessene Verschiebungen unter steigender Belastung

Kraft [N]		0	1000	2000	3000	4000
Messposition	Abstand Standrohr- oben [mm]	Verschiebung normal zur Achse [mm]				
1	728	0	-3,37	-6,19	-9,02	-11,84
2/7	483	0	-0,90	-1,77	-2,63	-3,46
3	277	0	-0,10	-0,17	-0,27	-0,33
4	207	0	0,05	0,02	0,08	0,12
5	127	0	0,10	0,19	0,27	0,35
6	47	0	0,03	0,07	0,10	0,13

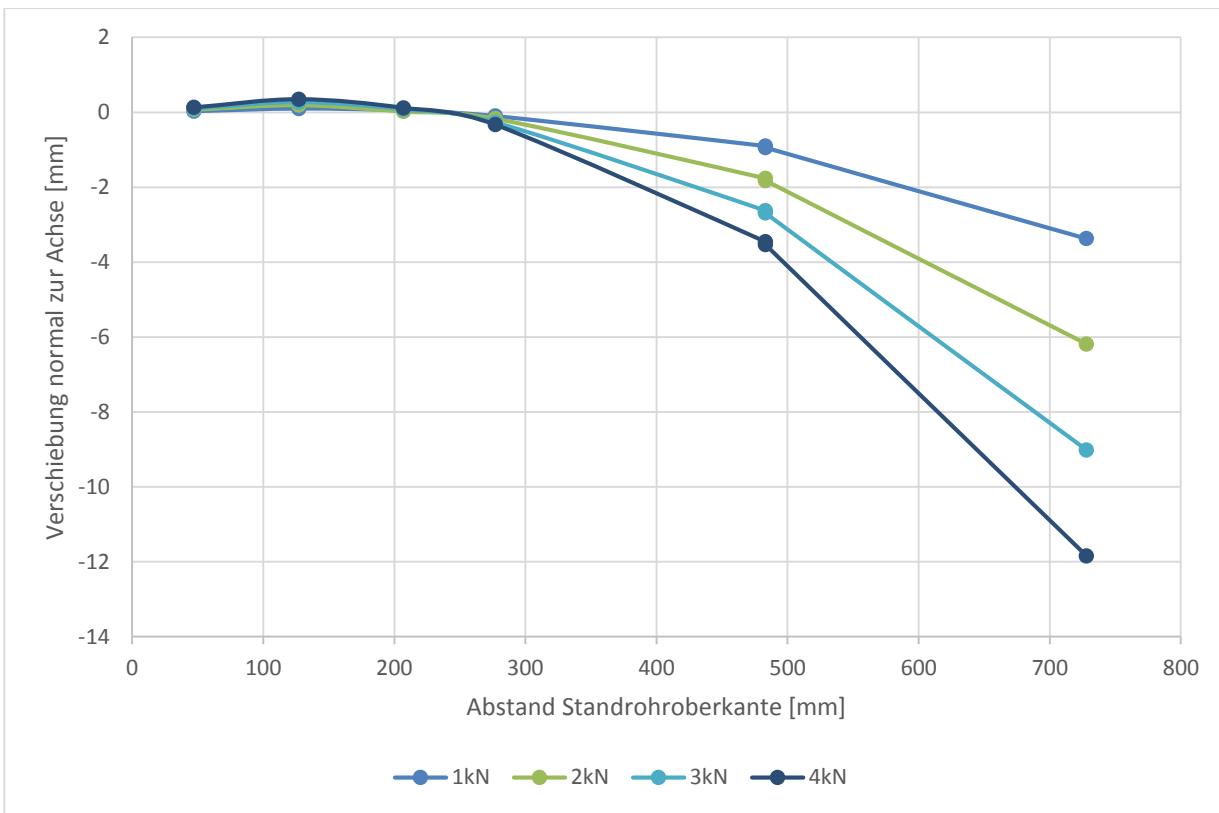


Abb. 47: Gemessene Verschiebungen (Durchbiegung) normal zur Achse

Um die gemessenen Werte mit der Berechnung vergleichen zu können muss sowohl die Verschiebung als auch die Verdrehung der unteren drehbar gelagerten Klemme (Messpunkte 3 und 4) abgezogen werden (Abb. 48), da im Berechnungsprogramm mit einer fixen Einspannung gerechnet wird. Mit Hilfe eines CAD-Programms konnte durch Kompensation der nachgiebigen Einspannung die Durchbiegung des Standrohres von 1,287 mm bei 4 kN ermittelt werden.

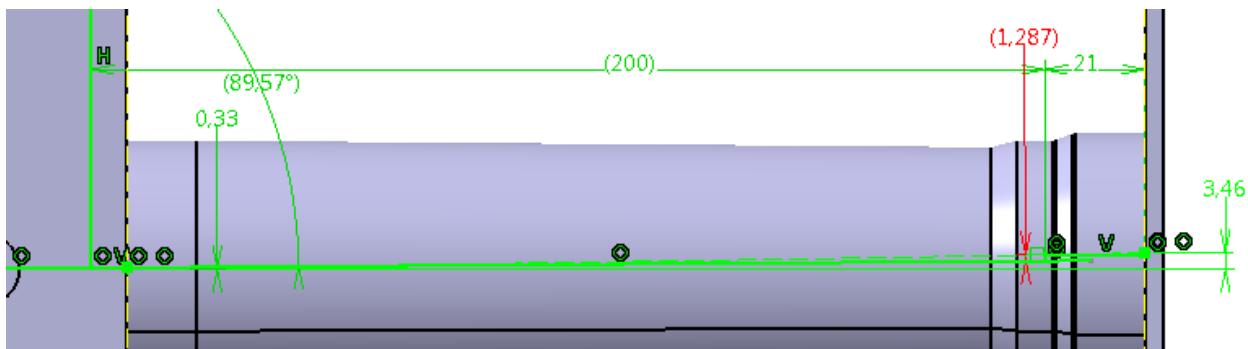


Abb. 48: Verschiebung der unteren Gleitbuchse bezogen auf die Einspannung in der unteren Klemme

#### 4.4.3 Belastungsversuch

Für die Freigabe der Standrohre zum Renneinsatz auf Rundstrecken ist eine an der Radnabe wirkende Mindestbruchkraft von 15 kN vorgeschrieben (Kapitel 4.1.1). Vom Standrohr müssen daher 7,50 kN im Belastungstest ohne Bruch ertragen werden.

Bei der Prüfung mit eingebautem Standrohr (Abb. 42) wurde im ersten Prüfzyklus die Prüfkraft bis 7,41 kN gesteigert. Diese Prüfkraft war um 90 N bzw. um 1,2% geringer als die vorgeschriebene Mindestbruchlast von 7,50 kN. Bei 7,41 kN Belastung wurde eine Auslenkung des Kraftangriffspunktes von 21,47 mm gemessen.

Beim zweiten Belastungszyklus versagte das Rohr bei einer Kraft von 6,68 kN. Daraus kann auf eine gravierende Vorschädigung beim ersten Durchlauf geschlossen werden. In Abb. 45 ist das Schadensbild im Bereich der Einspannung zu sehen. Im druckbelasteten Bereich bis ca. 15 mm Abstand von der Kante der Einspannung kam es zum Ausknicken einiger Faserbündel bevor das Rohr direkt am Austritt aus der Einspannung versagte.



Abb. 49: Beschädigtes CFK-Standrohr an der Einspannung

## 5 Diskussion

Ausgehend von einer Masse des Aluminium-Prototypenstandrohrs von 840 g konnte folgende Gewichtseinsparung erreicht werden:

• Gewickelte M46J-Rohrstruktur	371 g
• Gewindekappe	14 g
• 2K-Klebstoff	2 g
Gesamtgewicht	<b>387 g</b>
Einsparung gegenüber der Referenz	453 g das sind 53,9%.

### Vergleich der Steifigkeiten

Die berechnete Durchbiegung des Standrohrs in Bezug auf eine feste Einspannung in der unteren Gabelbrücke von 1,16 mm (siehe Abb. 34) wurde im Versuch mit 1,29 mm um 0,13 mm überschritten. Folgende Ursachen, für die um 11,2% geringere Biegesteifigkeit, können zu dieser Differenz beitragen:

- Ondulationen der Kreuzlagen im realen Bauteil mindern die Steifigkeit (Abb. 17)
- die Einspannung ist real im Zug- und Druckbereich nachgiebig
- geringerer Faservolumengehalt durch die Harzgehaltstoleranz von  $\pm 2\%$  des Rovings auf der Spule
- Abweichung aufgrund der Berechnung als dünnwandiges Bauteil [16]

### Beurteilung der Bruchstelle

Die Auslegung hinsichtlich der Festigkeit wurde mit Hilfe der Materialtests und den Versagenskriterien mit geringer Sicherheit zur Bruchlast auf minimale Masse optimiert. Das aufgezeigte Versagen ( $RF = 0,8$ ) im Element 2 nach Tsai-Wu trat nicht ein und bestätigt die für diesen Spannungszustand bessere Bewertung nach Puck. Wahrscheinliche Ursachen für die Schädigung im Bereich der Einspannstelle (Element 1):

- ausknicken der Faserbündel aufgrund der Ondulation in den Kreuzungspunkten (Abb. 17)

- in Kombination mit der Biegebeanspruchung zu hohe Klemmkräfte
- Kantenpressung am Ende der Klemmung
- Schubrisse an der höchstbelasteten spanabhebend bearbeiteten Kreuzlage

## 6 Ausblick

### 6.1 Konstruktive Änderung der unteren Klemmung

Die Sicherheit gegen Versagen im Bereich der Einspannstelle wird bei Erhöhung der Wandstärke größer. Eine lokale Erhöhung im gefährdeten Bereich ist eine sinnvolle Maßnahme, da dabei die Gesamtmasse und die Rohrsteifigkeit nur im geringen Ausmaß steigen. Hierfür würde sich eine aufgeklebte Aluminiumhülse im Bereich der unteren Gabelbrücke eignen (Abb. 50). Die Wirkung der Kantenpressung auf das Laminat wird durch diese Maßnahme verringert. Mit ESAComp ergibt diese Maßnahme eine Erhöhung des Reservefaktors von 1,17 auf 1,34 (nach Puck-3D). Es wurde ein Klebespalt von 0,15 mm und eine Hülse aus der Aluminiumlegierung AW-7075 mit einer beidseitig auskragenden Länge von 25 mm und einer Wandstärke von 0,75 mm dem Lagenaufbau im Einspannbereich hinzugefügt. Neben der höheren Sicherheit gegen Faserbruch wird auch ein Ausknicken der Faserbündel, wie es beim Versuch zu sehen war, unterbunden. Durch die lokale Verstärkung steigt die Masse des Standrohres mit Aluminiumhülse um 35 g.

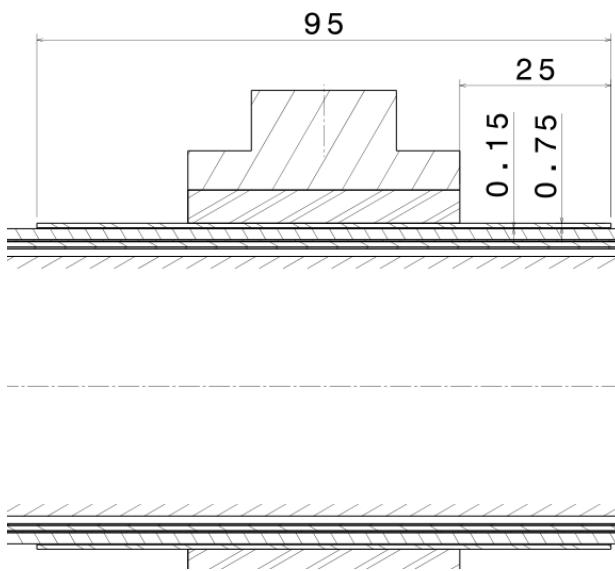


Abb. 50: Aluminiumhülse als Verstärkung im unteren Klemmbereich

## 6.2 Weitere Maßnahmen zur Steigerung der Festigkeit an der Einspannstelle

- Ein Durchtrennen der hoch belasteten Fasern im Zug- und Druckbereich verringert die Dauerfestigkeit. Wie auch der Belastungstest gezeigt hat, kommt es schon nach wenigen Lastwechsel zu SchubrisSEN zwischen den Fasern (Abb. 51). Grund ist die Schubspannungsspitze  $\tau_{\perp\parallel}$  in der Faser-Matrix-Grenzfläche am Faserende an der die Faserspannung  $\sigma_{f\parallel}$  von Null auf die im ungestörten Bereich wirksame Spannung anwächst [2]. Durch die in Kapitel 6.5 beschriebene fertigungs-technische Optimierung würde die spanabhebende Nachbearbeitung und somit die genannten Festigkeitsminderungen entfallen.

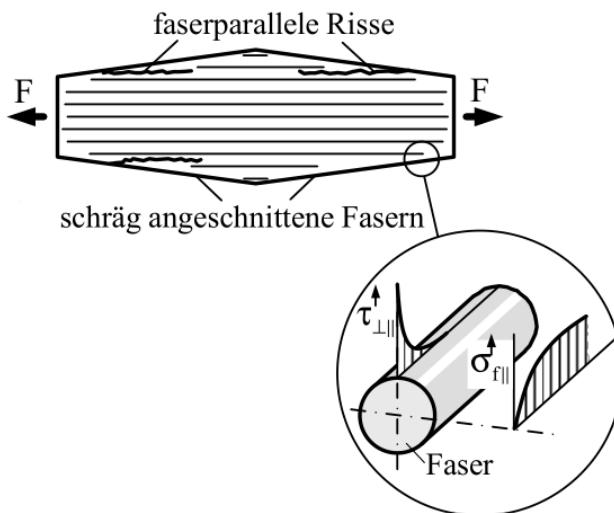


Abb. 51: Schubrisse an geschnittenen Kanten [2]

- Ein Harzsystem mit einer höheren Steifigkeit hebt die faserparallele Druckfestigkeit (3.2.1).

## 6.3 Dauerfestigkeitstests am Prüfstand

Damit das entwickelte Standrohr auf der Rennstrecke sicher eingesetzt werden kann, sind zusätzlich zum statischen Belastungstest Dauerschwingversuche am servohydraulischen Prüfstand notwendig. Dabei werden sich die geänderte Klemmung und die neuen serientauglichen Fertigungsverfahren beweisen müssen.

## 6.4 Individuelle Anpassung der Steifigkeit

Moderne Prototypen-Ringmotorräder können durch viele verschiedene Eingriffe in das Motorradsetup optimal an die jeweilige Rennstrecke angepasst werden. Dabei wird das Fahrverhalten für den jeweiligen Fahrer nach Möglichkeit so eingestellt, dass das Gripniveau hoch ist und der Grenzbereich transparent, d.h. durch Fahrzeugreaktionen angekündigt wird. Die höchst möglichen Seitenkräfte sind wertlos, wenn sich der Fahrer nicht durch eine entsprechende Rückmeldung an den Grenzbereich herantasten kann bzw. die Seitenführung im Grenzfall zu sehr einbricht und ein Sturz unvermeidlich eintritt. Als Einstellparameter können folgende Punkte genannt werden: Lenkkopfwinkel, Schwingenanlenkpunkt, Federsteifigkeiten, Dämpfereinstellungen in Zug- und Druckstufe, Motorposition (Motorradschwerpunkt), Rahmensteifigkeit, Fahrzeughöhe u.v.m. [24].



Abb. 52: Maximaler Schräglagenwinkel in der obersten Motorradrennkategorie [MotoGP]

Durch neue Reifenentwicklungen wurde der Schräglagenwinkel erhöht und die lateralen Kräfte am Motorrad gewinnen an Bedeutung (Abb. 52). Die Einleitung dieser Kräfte in die Standrohre ist einerseits vom Reifendruck und -aufbau abhängig und andererseits von der Motorradgabel-Lenkkopfsteifigkeit. Durch einen gerichteten Lagenaufbau der CFK-Standrohre sind unterschiedliche Steifigkeiten in Längs- und Querrichtung umsetzbar. Zwischen den gewickelten Lagen werden dabei handlaminierte Lagen aufgebracht. Ein schubsteifer  $\pm 45^\circ$ -Bereich an den Seiten des Standrohres und UD-Lagen an der Vorder- und Rückseite hebt die Steifigkeit in Längsrichtung und verringert sie in lateraler Richtung.

Dabei kann auch die Verwendung von Fasern mit geringerer Steifigkeit sinnvoll sein. Die Umsetzung mit gleich bleibender Außenkontur ermöglicht ein rasches Wechseln der Gabelholme und erlaubt optimale Nutzung der kostbaren Testzeit auf der Rennstrecke ohne Vergeudung durch hohe Wechselzeiten.

Eine weitere Möglichkeit die Steifigkeit zu verringern und gleichzeitig Gewicht einzusparen besteht darin, einen Teil der flachen  $\pm 13^\circ$ -Lagen von der Einspannstelle weg in Richtung zur unteren Gleitbuchse abzustufen.

## 6.5 Fertigungstechnische Optimierungen

Der Wickelvorgang an sich läuft, bis auf das Anbinden des Rovings und dem Trennen der abgestuften Lagen, vollautomatisch ab. Das größte Optimierungspotential liegt in der Einsparung der mechanischen Nachbearbeitung der Außenkontur. Dies wäre mit einer Außenform und einem Auffüllen der Hohlräume mit Harz umsetzbar. Voraussetzungen dafür sind:

- Ein neuer Kern, welcher in der Außenform zentriert gelagert werden kann.
- Die gefräste Form muss sehr genau der gewickelten Kontur entsprechen, um keine dicken Harzansammlungen an der Oberfläche entstehen zu lassen. Sichtbar sind solche Stellen durch Schwindungsmarken, welche durch chemischen Harzschrumpf und thermische Eigenspannungen hervorgerufen werden. Da das Bruchverhalten vom unverstärktem Harz sehr spröde ist, platzen diese Ansammlungen leicht ab.
- Da kein Autoklavendruck die Lagen konsolidiert, sondern die verbleibenden Hohlräume mit Harz unter hohem Druck aufgefüllt werden, muss für den gleichen gewünschten Faservolumengehalt der Harzgehalt vom Ausgangsmaterial (Towpreg) reduziert werden.

## **Abbildungsverzeichnis**

Abb. 1: Grundprinzip der Teleskopfedergabel [1] .....	4
Abb. 2: Upside-Down-Gabel [KTM] .....	4
Abb. 3: Vorderradführungssysteme [1] .....	5
Abb. 4: Strukturelle CFK-Fahrwerksteile an 1-spurigen Fahrzeugen.....	6
Abb. 5: Spezifische Eigenschaften von metallischen Werkstoffen und nichtmetallischen Leichtbauwerkstoffen [3].....	9
Abb. 6: Spannungs-Dehnungs-Diagramm verschiedener Fasern und unverstärktem Epoxidharz [3].....	10
Abb. 7: Elementarzelle des Graphitkristalls [2] .....	11
Abb. 8: Fasersteifigkeit und -festigkeit von Fasern der Firma Toray (Marktführer) [4] ...	13
Abb. 9: Abhängigkeit des thermischen Ausdehnungskoeffizient $\alpha_x$ [ $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ] vom Faserwinkel $\theta$ [ $^{\circ}$ ] eines AWV- und eines UD-Laminats aus hochfester Kohlefaser (Quelle: ESAComp 4.5) .....	18
Abb. 10: Bewegungssachsen einer CNC-Wickelmaschine [8] .....	20
Abb. 11: Kreuzungspunkte im Wickelmuster [9] .....	21
Abb. 12: Momentengleichgewicht an einem infinitesimalen UD-Element mit lokaler Faser-Fehlorientierung [2] und Faserondulation im Kreuzungspunkt [10].....	21
Abb. 13: mögliche Aushärtezyklen in einem Autoklaven für monolithische Bauteile und Bauteile im Wabenkernverbund [11].....	22
Abb. 14: Koordinatensysteme im Mehrschichtverbund [8].....	23
Abb. 15: Prinzipielle Vorgehensweise der CLT [8].....	24
Abb. 16: Versagensformen und Bruchmodi in der unidirektionalen Einzelschicht [8] ....	25
Abb. 17: Einfluss einer lokalen Faser-Fehlorientierung auf die faserparallele Druckfestigkeit [2] .....	27
Abb. 18: a) Wirkebene b) Bruchebene c) realer Bruch d) Rissverlauf als Zfb parallel zu den Fasern [2] .....	28
Abb. 19: a) Wirkebene b) Bruchebene c) realer Bruch d) Schnittebene $45^{\circ} \tau_{\perp\perp}$ max. [2].	29
Abb. 20: $(\sigma_1, \sigma_2)$ -Bruchkurve nach Tsai-Wu für CFK [13] .....	31
Abb. 21: Bruchmodi an der $(\sigma_2, \tau_{21})$ -Bruchkurve [3],[13] .....	32
Abb. 22: Vergleich der Versagenskriterien aus ESAComp4.5 .....	33

---

Abb. 23: Auf die Kraft und die Hauptabmessungen bezogene Absenkung $f'_{ges}$ in Abhängigkeit des Wickelwinkel $\omega$ [17].....	37
Abb. 24: Querkraft- und Biegemomentenverlauf am Standrohr.....	39
Abb. 25: Speichermodul und Verlustmodul als Funktion der Temperatur für die Probe M46J/3360; Auswertung $T_g$ als Maximum des Verlustmoduls .....	43
Abb. 26: Längszug-Probekörperabmessungen nach ISO 527-5 Typ A .....	43
Abb. 27: Zugeigenschaften parallel zur Faserrichtung (M46J/3360) .....	44
Abb. 28: Querzug-Probekörperabmessungen nach ISO 527-5 Typ B .....	44
Abb. 29: Zugeigenschaften quer zur Faserrichtung (M46J/3360) .....	45
Abb. 30: Längsdruck-Probekörperabmessungen nach ISO 14126 Typ A .....	46
Abb. 31: Druckeigenschaften parallel zur Faserrichtung (M46J/3360) .....	46
Abb. 32: Berechnete Werte der UD-Lage aus ESAComp4.5 .....	47
Abb. 33: Ablaufplan einer Faserverbund-Biegeträger-Dimensionierung vgl. [17] .....	49
Abb. 34: Durchbiegung des unteren Standrohrbereichs unter der Steifigkeitstestbelastung .....	51
Abb. 35: Ausgewählte Elemente für die Versagensbewertung .....	52
Abb. 36: Lagenaufbau, Schichtspannungen, Versagensbewertung gemäß Puck .....	53
Abb. 37: Gewindekappe für die Befestigung der Feder-/Dämpfereinheit.....	56
Abb. 38: Schnittdarstellung vom Wickelkern.....	58
Abb. 39: Schichtstärke der Auffill-Umfanglagen im Bereich der Gleitbuchsen .....	59
Abb. 40: Auffillen der Gleitbuchsenlagersitze .....	61
Abb. 41: Wickeln der ersten $\pm 45^\circ$ -Kreuzlage .....	61
Abb. 42: Erstellung einer $\pm 13^\circ$ -Kreuzlage mit der Wickelsimulationssoftware CADWIND .....	62
Abb. 43: interlaminare $\sigma_z$ -Normalspannungen und Schubspannungen $T_{xz}$ an Laminatstufen [2] .....	63
Abb. 44: Bewickelter Wickelkern mit Vakumsack, vorbereitet für den Autoklavenharte prozess. ....	64
Abb. 45: Servohydraulischer Versuchsaufbau - WP Performance Systems.....	65
Abb. 46: CFK-Standrohr am Prüfstand unter Belastung .....	66
Abb. 47: Gemessene Verschiebungen (Durchbiegung) normal zur Achse.....	67

Abb. 48: Verschiebung der unteren Gleitbuchse bezogen auf die Einspannung in der unteren Klemme .....	67
Abb. 49: Beschädigtes CFK-Standrohr an der Einspannung.....	68
Abb. 50: Aluminiumhülse als Verstärkung im unteren Klemmbereich .....	71
Abb. 51: Schubrisse an geschnittenen Kanten [2] .....	72
Abb. 52: Maximaler Schräglagenwinkel in der obersten Motorradrennkategorie [MotoGP]	73

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Vergleich von Hochmodulfasern in einem Epoxydharzverbund mit 60% Faservolumengehalt.....	40
Tabelle 2: M46J/3360 Materialparameter für die Berechnung in ESAComp .....	48
Tabelle 3: Auswertung der axialen Druckbelastung nahe Einspannung .....	54
Tabelle 4: Auswertung der axialen Druckbelastung im Element 2.....	54
Tabelle 5: Auswertung der Schubbelastung im Element 3 .....	55
Tabelle 6: Klebstoffeigenschaften.....	56
Tabelle 7: Gemessene Verschiebungen unter steigender Belastung .....	66

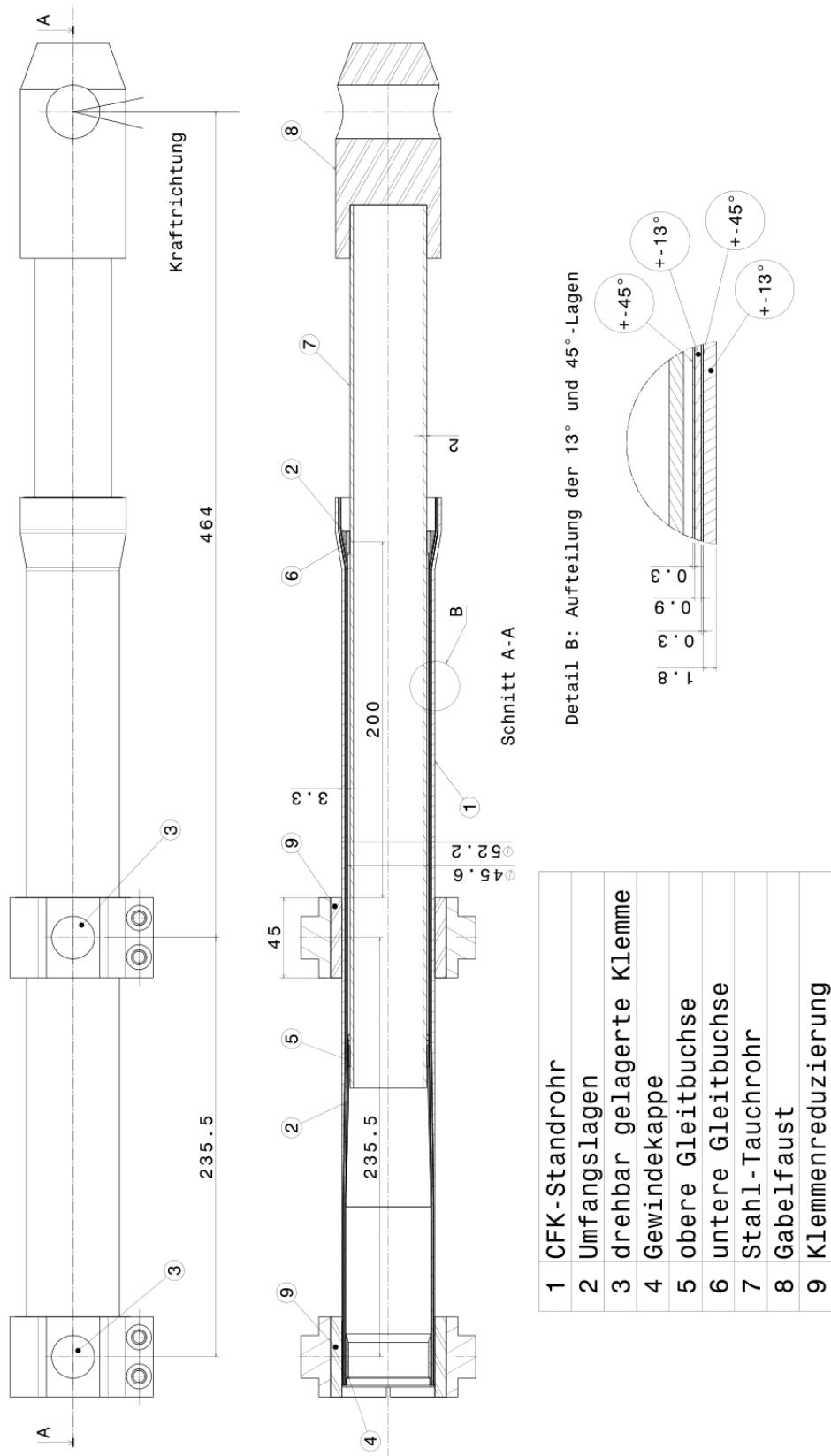
## Literaturverzeichnis

- [1] J. Stoffregen. Motorradtechnik. Springer Vieweg, Olching (2012)
- [2] H. Schürmann. Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg (2005)
- [3] VDI. Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund. (2006)
- [4] Sigmatax. Major PAN-Based Carbon Fibre Producers Product Comparison. (2006)
- [5] K. Moser. Faser-Kunststoff-Verbund. Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, Düsseldorf (1992)
- [6] C. Ludwig. Glasfaserverstärkte Kunststoffe unter hoher thermischer und mechanischer Belastung, (2009), online: <http://elib.uni-stuttgart.de/>, aufgerufen am 4.09.2015
- [7] D.B. Miracle, S.L. Donaldson. ASM Handbook Composites, Vol. 21. ASM International, Ohio (2012)
- [8] AVK Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe. Handbuch Faserverbundkunststoffe. Vieweg+Teubner / GWV Fachverlage, Wiesbaden (2010)
- [9] J. Romagna. Neue Strategien in der Faserwickeltechnik, (1997) online: <http://e-collection.library.ethz.ch/>, aufgerufen am 1.09.2015
- [10] NASA. Structural design criteria for filament-wound composite shells. , Pennsylvania (1994), online: <http://ntrs.nasa.gov/>, aufgerufen am 15.09.2015
- [11] Hexcel\_Composites. HexPly 8552 Product Data. (2008)
- [12] C. Mildner. Numerische und experimentelle Untersuchungen des Crashverhaltens von FVK-verstärkten Metallstrukturbauten, (2012), online: <https://mediatum.ub.tum.de/>, aufgerufen am 29.09.2015
- [13] A. Puck. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Carl Hanser Verlag, München Wien, Immenhausen (1996)

- [14] N. Nisa. ESAComp Manual. Componeering Inc., Helsinki (2012)
- [15] HUT/LLS. Theroretical Background of ESAComp Analyses. , Helsinki (2012)
- [16] R. Jakobi. Zur Spannungs-, Verformungs- und Bruchanalyse an dickwandigen, rohrförmigen Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden. VDI Verlag, Düsseldorf (1987)
- [17] A. Puck, R. Jakobi. Zur Konstruktion und Berechnung von röhrenförmigen Faserverbund-Biegeträgern. 18. A VK-Jahrestagung Freudenstadt (1982)
- [18] R. Lutz. Begleitende Messungen bei Bremsversuchen von Motorrad-Fahrtechnikkursen. , TU - Wien (1993)
- [19] Toray\_Carbon\_Fibers\_America\_Inc. M46J Carbon Fiber - Data Sheet. (2012)
- [20] TCR\_Composites. UF3360 TCR™ Resin - Datasheet. (2007)
- [21] W. Matek. Roloff/Matek Maschinenelemente. Vieweg, Braunschweig (1995)
- [22] 3M\_Deutschland. Scotch-Weld DP 760. (2009)
- [23] G. Habenicht. Kleben. Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, Berlin Heidelberg (2006)
- [24] Private Kommunikation mit Martin Bauer von MB Bike Performance. (2013)

## Anhang A

### Prüfstandsaufbau - Steifigkeits- und Bruchtest



## Anhang B

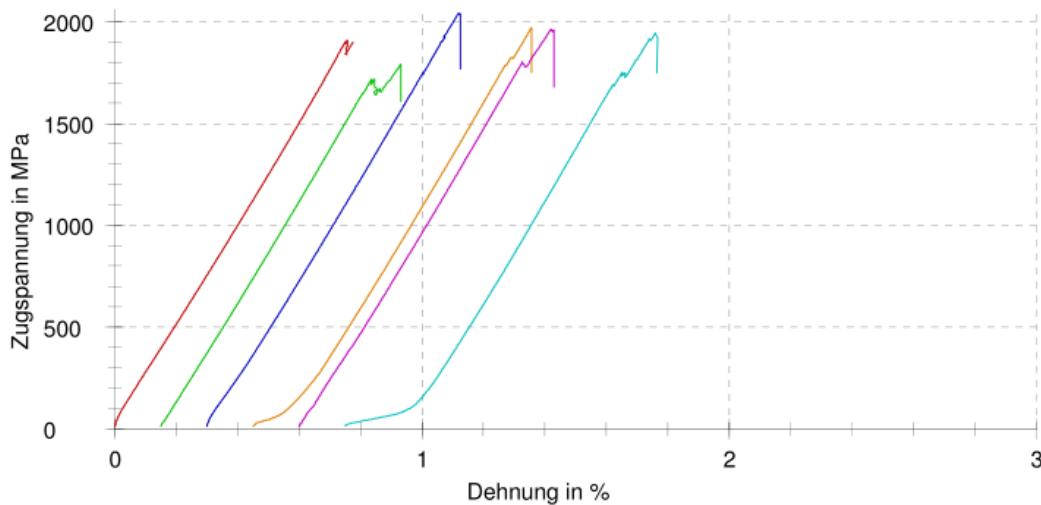
### Prüfparameter:

Projektnummer	:	395 12	Material	:	002
Prüfer	:	GOS	Charge	:	0°
Prüfnorm	:	ISO 527-5/A/2	Art der E Modulermittlung	:	Regression
Konditionierung	:	ISO 291	Bereich der E-Modulermittlung	:	0,05 - 0,25% Längsdehnung
Prüftemperatur	:	23 °C	Prüfmaschine	:	Zwick/Roell Z150
Prüfgeschwindigkeit	:	2 mm/min	Maschinendaten	:	Steuerung WN: 188696 Traverse WN: 188696 Kraft 150 kN WN: 188680
Einspannlänge	:	136 mm			Makro-Wegaufnehmer WN: 1

### Ergebnisse:

Legende	Nr	h mm	b mm	E <sub>1</sub> GPa	σ <sub>M1</sub> MPa	ε <sub>M1</sub> %	F <sub>max</sub> N	Bruchart
■	1	1,37	15,2	236,28	1909,34	0,78	39760	SMV
■	2	1,36	15,21	241,15	1790,49	0,78	37037	SMV
■	3	1,33	15,17	230,59	2044,87	0,82	41258	SMV
■	4	1,34	15,12	238,27	1970,42	0,91	39922	SMV
■	5	1,33	15,19	231,55	1965,66	0,83	39712	SMV
■	6	1,35	15,16	239,61	1944,93	1,02	39805	SMV

### Diagramm:



### Statistik:

Serie	h mm	b mm	E <sub>1</sub> GPa	σ <sub>M1</sub> MPa	ε <sub>M1</sub> %	F <sub>max</sub> N
n = 6						
—	1,347	15,18	236,24	1937,62	0,86	39582
s	0,02	0,03	4,32	84,69	0,09	1378

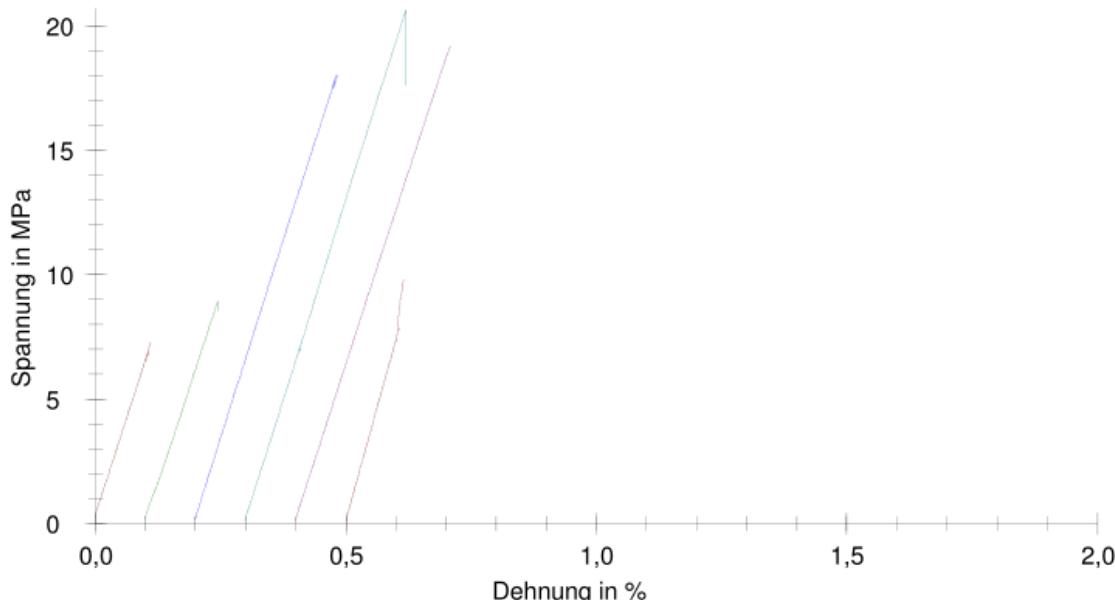
## Prüfparameter:

Projektnummer	: 395 12	Material	: 002
Prüfer	: GOS	Charge	: 90°
Prüfnorm	: ISO 527-5/B/1	Art der E-Modulermittlung	: Regression
Probenform	: ISO 527-5 Typ B	Prüfmaschine	: Zwick/Roell Z2020
Konditionierung	: ISO 291	Maschinendaten	: Steuerung WN: 154423 Traverse WN: 154423
Prüftemperatur	: 23 °C		Kraft WN: 154424 20 kN
Geschwindigkeit E-Modul:	1 mm/min		Makro-Wegaufnehmer WN: 1
Prüfgeschwindigkeit	: 1 mm/min		
Einspannlänge	: 150 mm		

## Ergebnisse:

Legende	Nr	Probendicke h0 mm	Probenbreite b0 mm	E <sub>2</sub> MPa	σ <sub>M2</sub> MPa	ε <sub>M2</sub> %	Fmax N	Bruchart
■	1	2,35	25,25	-	7,29	0,11	433	LIT
■	2	2,35	25,27	-	8,93	0,14	530	LIT
■	3	2,35	25,26	6323,22	18,05	0,28	1071	LAT
■	4	2,4	25,25	6471,86	20,67	0,32	1253	LIT
■	5	2,35	25,22	6199,54	19,22	0,31	1139	LGB
■	6	2,3	25,22	-	9,78	0,11	567	LIB

## Diagramm:



## Statistik:

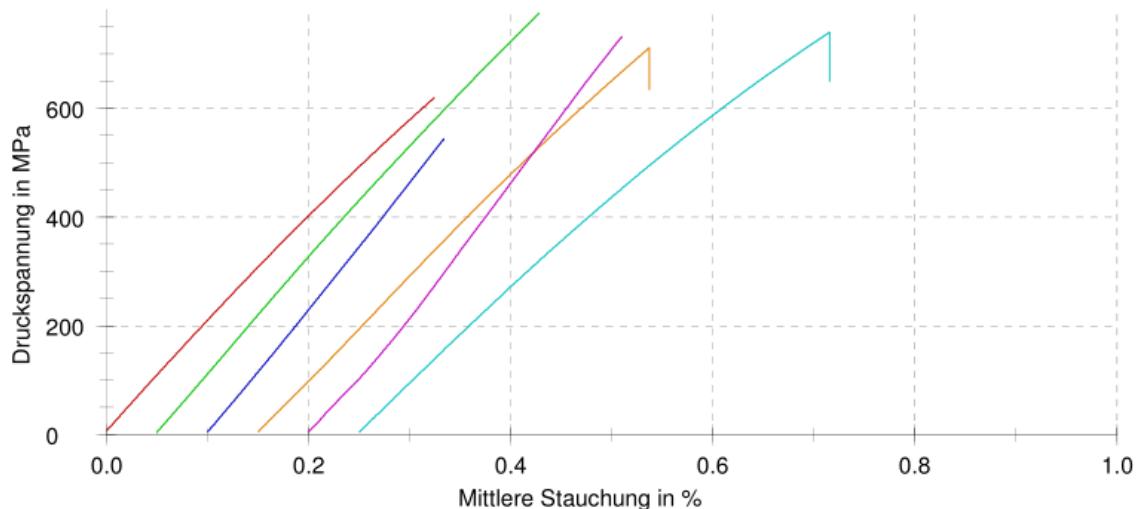
Serie n = 6	Probendicke h0 mm	Probenbreite b0 mm	E <sub>2</sub> MPa	σ <sub>M2</sub> MPa	ε <sub>M2</sub> %	Fmax N
$\bar{x}$	2,35	25,25	6331,54	13,99	0,21	832
s	0,03162	0,02074	136,35	5,95	0,10	360

**Prüfparameter:**

Projektnummer	:	395 12	Material	:	002
Prüfer	:	GOS	Charge	:	-
Prüfnorm	:	ISO 14126	Art der Druckmodulermittlung	:	Sekante
Prüfverfahren	:	Verfahren 1	Prüfmaschine	:	Zwick/Roell Z150
Probenform	:	Probekörper A	Maschinendaten	:	Steuerung WN: 188691 Traverse WN: 188696 Kraft 150kN WN: 1886 Dehnmessstreifen WN Dehnmessstreifen WN
Konditionierung	:	ISO 291			
Prüftemperatur	:	23 °C			
Prüfgeschwindigkeit	:	1 mm/min			
Einspannlänge	:	10 mm			
DMS Messgitterlänge	:	3 mm			

**Ergebnisse:**

Legende	Nr	h mm	b mm	$E_c$ GPa	$\sigma_{cM}$ MPa	$\varepsilon_{cM}$ %	$F_{max}$ N	$f_{bmax}$	Angaben zum Bruch
[Red]	1	2,20	10,04	191,52	619,66	0,32	13687	0,08	Durchgehende Dickenscherung
[Green]	2	2,19	9,98	209,63	775,60	0,38	16952	0,21	Durchgehende Dickenscherung
[Blue]	3	2,22	10,10	233,15	544,21	0,23	12202	0,25	Komplexer Bruch
[Orange]	4	2,25	10,11	190,55	711,40	0,39	16182	0,18	Komplexer Bruch
[Magenta]	5	2,28	10,04	242,25	732,35	0,31	16764	0,30	Durchgehende Dickenscherung
[Cyan]	6	2,33	10,04	170,99	740,13	0,47	17314	0,02	Durchgehende Dickenscherung

**Diagramm:****Statistik:**

Serie	h mm	b mm	$E_c$ GPa	$\sigma_{cM}$ MPa	$\varepsilon_{cM}$ %	$F_{max}$ N
n = 6						
x	2,25	10,05	206,35	687,22	0,35	15517
s	0,05	0,05	27,34	87,46	0,08	2080

## Anhang C

### Berechnung des Einfederwegs bei einer Vollbremsung

Gabelfederrate  $c_f$ : 10 N/mm

Gesamtfederweg  $s_g$ : 120 mm

Statischer Negativfederweg SAG: 27 mm

Gesamtfahrzeugmasse  $m_g$ : 291 kg

Gewichtsverteilung mit Fahrer: 50/50

Bei einer Vollbremsung wirken zufolge der dynamischen Radlastverteilung 100% der Gesamtfahrzeugmasse, vertikal auf die Gabelfederung des Vorderrads [18]. Jede der beiden Federn wird daher mit der Federkraft von  $F_f = m_g \cdot g / 2$  belastet. Das ergibt bei einer Vollbremsung einen Einfederweg  $s_t$  von:

$$s_t = SAG + \frac{m_g / 2 \cdot g}{2 \cdot c_f} = 27 \text{ mm} + \frac{291 \text{ kg} / 2 \cdot 9,81 \text{ m/s}^2}{2 \cdot 10 \text{ N/mm}} = 98,4 \text{ mm}$$

Das entspricht 82% vom Gesamtfederweg.

### Berechnung der Stoßbelastung auf die Federkappe

Nach [18] ist für die Berechnung der Stoßbelastung anzunehmen, dass die Gesamtfahrzeugmasse von der Gabel abgestützt wird und ein Stoßfaktor von  $s_s = 4,4$  wirkt. Die auf die Federkappe wirkende Kraft ist daher mit

$$F = s_s \frac{m_g}{2} g = 4,4 \frac{291 \text{ kg}}{2} 9,81 \text{ m/s}^2 = 6280 \text{ N}$$

gegeben.

### Berechnung der Kraft auf untere Gleitbuchse

Verzögerung  $a_{Br}$ : 10,75 m/s<sup>2</sup>

Gesamtfahrzeugmasse  $m_g$ : 291 kg

Stoßfaktor S:	2,5
Lenkkopfwinkel $\beta$ :	68,3°
Reifenabrollradius $r_a$ :	288,5 mm
Abstand Nabe - untere Gleitbuchse $L_{NGLu}$ :	151,7 mm
Abstand Nabe - obere Gleitbuchse $L_{NGLo}$ :	440,4 mm

Bremskraft pro Gabelholm in der Nabe, mit Berücksichtigung des Stoßfaktors S [18]:

$$F_{Br} = \frac{a_{Br} \cdot m \cdot g \cdot S}{2} = \frac{10,75 \frac{m}{s^2} \cdot 291 \text{ kg} \cdot 2,5}{2} = 3910 \text{ N}$$

Bremskraft normal zum Gabelholm:

$$F_{Bry} = F_{Br} \cdot \sin(\beta) = 3910,3 \text{ N} \cdot \sin(68,3^\circ) = 3633 \text{ N}$$

Bremsmoment pro Gabelholm:

$$M_{Br} = F_{Br} \cdot r_a = 3910 \text{ N} \cdot 0,2885 \text{ m} = 1128 \text{ Nm}$$

Tauchrohr - Summe aller Momente um die obere Gleitbuchse = 0

⇒ Kraft auf untere Gleitbuchse:

$$F_{GLu} = \frac{F_{Bry} \cdot L_{NGLo} + M_{Br}}{L_{NGLo} - L_{NGLu}} = \frac{3633 \text{ N} \cdot 0,4404 \text{ m} + 1128 \text{ Nm}}{0,4404 \text{ m} - 0,1517 \text{ m}} = 9450 \text{ N}$$