



Diplomarbeit

Grundlagen zur Elastokinematik mit Faser-Kunststoff-Verbunden

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines

Diplom-Ingenieurs unter der Leitung von

Univ.-Prof. Dipl. Ing. Dr. Bleicher

(Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik)

eingereicht an der Technischen Universität Wien

Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Michael Kandolf

0425126 (E740)

Hohlweggasse 2

1030 Wien

Wien, im Nov. 2014

Michael, Kandolf

Ich habe zur Kenntnis genommen, dass ich zur Drucklegung meiner Arbeit unter der Bezeichnung

Diplomarbeit

nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Ich erkläre weiters an Eides statt, dass ich meine Diplomarbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen selbstständig ausgeführt habe und alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, genannt habe.

Weiters erkläre ich, dass ich dieses Diplomarbeitsthema bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt habe und, dass diese Arbeit mit der vom Begutachter beurteilten Arbeit übereinstimmt.

Wien, im Nov. 2014

Michael, Kandolf

Danksagung

Bedanken möchte ich mich zu allererst bei Prof. Dr. Bleicher, für die Möglichkeit der Ausführung meiner Diplomarbeit und die Bereitstellung der Infrastruktur am Institut für Fertigungstechnik und Hochleistungslasertechnik. Bei Herrn Dipl.-Ing. Zemann möchte ich mich für die Themenfindung und die Betreuung der Diplomarbeit bedanken. Außerdem für seine hilfreichen Diskussionen, die immer wieder neue Ideen hervorgebracht haben. Bei meinem Studienkollegen Wolfgang Hake und bei den Kollegen im Labor für Produktionstechnik, die mir mit sehr viel Engagement bei diversen Problemen der Arbeit geholfen haben und mir mit Rat und Tat zur Seite standen. An dieser Stelle möchte ich auch Frau Dr. Skrna-Jakl für die generelle Unterstützung und die Hilfe bei den komplexen Berechnungen danken.

Bei allen Freunden, im Besonderen bei Harti, die mir durch ihre Hilfe die Zeit während der Diplomarbeit erleichtert haben, bei meiner Familie und meiner Freundin Bea, die mich während der Arbeit unterstützt hat, sodass ich mich voll und ganz auf diese konzentrieren konnte, will ich mich ebenfalls bedanken.

Aber vor allem möchte ich mich bei meiner Mutter bedanken, die mir während meiner gesamten Studienzzeit immer mit Rat und Hilfe zur Seite gestanden ist und mich immer in jeder nur erdenklichen Weise unterstützt hat.

Kurzfassung

Im Hinblick auf die Bedeutung von Faser-Kunststoff-Verbunden und ihrem großen Anwendungsbereich wird im Zuge dieser Arbeit der Begriff der Elastokinematik erklärt und in Zusammenhang mit FKV gesetzt. Im weiteren Verlauf werden Grundlagen zur Berechnung von Strukturen erläutert, zusammengefasst und ein Vergleich mit den in der Literatur vorherrschenden mikromechanischen Berechnungen gezogen. Auf die Theorie des Langzeitverhaltens von Kunststoffen wird ebenso eingegangen wie auf das Verhalten von Faser-Verbund-Werkstoffen unter Langzeitbelastung.

In Bezug auf das viskoelastische Verhalten der Kunststoffmatrix wurde ein technisch einfacher Prüfstand entwickelt, der das Langzeitverhalten von gewickelten Faser-Kunststoff-Rohren untersucht. Es werden die mechanischen Grundlagen zum Prüfstand als auch der Prüfstand selbst jeweils bei der Biegeprüfung und der Torsionsprüfung anschaulich erklärt.

In weiterer Folge werden Ausgangsmaterialien und die Wickelwinkel der Proben definiert. Die Fertigung der FKV-Rohre mittels der am Institut verwendeten Wickelmaschine wird beschrieben.

Die kreuzungsfrei gewickelten Proben werden in dieser Arbeit auf ihr Kriechverhalten untersucht und die Rohre mit verschiedenen Wickelwinkeln untereinander verglichen. Die dazugehörigen Versuchsergebnisse werden aufgearbeitet, grafisch dargestellt und Erkenntnisse über das vom Faserwinkel abhängige Kriechverhalten zusammengefasst.

Abstract

With regard to the importance of fiber-reinforced polymers (FRP) and their widespread fields of application the concept of elasto-kinematics and its interrelation with FRPs will be the main focus of the thesis on hand. In the further course of the thesis the calculation basics of complete FRP structures will be outlined and summarized, including a short comparison with micromechanical calculations predominant in the corresponding literature available. The work will cover theories of general long-term behavior of synthetic materials as well as the behavior of FRPs experiencing sustained loading.

In relation to the viscoelastic behavior of the synthetic matrix, a testing station monitoring and analyzing the long-term behavior of winded FRP-pipes has been developed. Its mechanical basics as well as the testing station at both the bending testing and the torsional testing will be explained in a detailed way.

Subsequently, the starting materials and winding-angles of the probes will be defined. The manufacturing of the FRP-pipes using the department's winding-machine will be described.

The creeping behavior of the cross-free winded probes is examined and pipes with different winding angles are compared. The obtained results are presented and graphically displayed to gain knowledge about how the material's creeping behavior is correlated to the fiber's angle.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	7
2	Begriffserklärung	8
2.1	Faser-Kunststoffe-Verbund	8
2.2	Elastizität	9
2.3	Kinematik	10
2.4	Elastokinematik	10
2.5	Retardation/Kriechen	11
2.6	Relaxation	12
3	Ziel der Arbeit	14
4	Stand der Technik	16
4.1	Berechnung von FKV	16
4.1.1	Mikromechanik	17
4.1.2	Makromechanik	22
4.2	Langzeitverhalten	25
4.3	Viskoelastizität	27
4.4	Rheologische Modelle	28
4.5	Prüfungen	31
4.6	Mechanische Grundlagen bei Biegung und Torsion	34
5	Proben	36
5.1	Proben aus FKV	36
5.1.1	Wickeln	37
5.1.2	Härten	39
5.1.3	Entformen	40
5.2	Referenzprobe aus Aluminium und Stahl	40
6	Entwicklung des Prüfstandes	41
6.1	Prüfstand bei Biegung	42
6.2	Torsion	45
6.3	Messuhren	47
6.4	Aufzeichnung der Daten	48
6.5	Versuchsdurchführung	49

7	Versuchsauswertung Einpunktmessung	51
7.1	Biegung	51
7.2	Torsion	58
7.3	Zusammenfassung Einpunktmessung	65
8	Versuchsauswertung Dreipunktmessung	71
8.1	Biegung	71
8.2	Torsion	81
8.3	Zusammenfassung Dreipunktmessung	91
9	Kritische Betrachtung des Prüfstandes	97
10	Resümee	98
	Nachwort	101
11	Anhang	102
12	Literaturverzeichnis	112
13	Abbildungsverzeichnis	116
14	Tabellenverzeichnis	118
15	Abkürzungsverzeichnis	119

1 Einleitung

Leichtbau wird in allen Bereichen immer gefragter, auch im Fahrzeugbau, wo der Ruf nach weniger Verbrauch und geringerem Gewicht bei gleich hoher Sicherheit oder auch Steifigkeit lauter wird. Deshalb kommt in den letzten Jahrzehnten den Faserverbundwerkstoffen mehr und mehr Bedeutung zu. Diese werden nicht nur im ursprünglichen Sinne in Form von Leichtbaukonstruktionen im Flugzeugbau eingesetzt, sondern darüber hinaus auch immer öfter in kommerziellen Bereichen wie in der Sportgeräte- oder Automobilindustrie und auch im Schiffbau.

Abgesehen von der Reduzierung des Gewichts bei annähernd gleicher Steifigkeit erhalten vor allem die elastischen Eigenschaften dieser Werkstoffe immer mehr Beachtung. Diese Eigenschaften werden in der Kraftfahrzeugindustrie schon in Form von Blattfedern – zukünftig auch in Form von Schraubenfedern [1] - genutzt. Auch für die Fahrradindustrie wurden bereits FKV-Federn entwickelt, und FKV-Rahmen sowie -Gabeln werden wegen ihrer dämpfenden Eigenschaften und dem dadurch erhöhten Komfort geschätzt. Weitere Beispiele für den Einsatz dieser Werkstoffe sind Golfschläger, Angelruten oder Prothesen, bei denen die elastischen Eigenschaften und auch die Dämpfung von Faser-Kunststoff-Verbunden gut ausgenutzt werden können.

Da in einem FKV die Faser im Vergleich zur Matrix eine höhere Steifigkeit aufweist und die Matrix im Grunde zähfließend ist, wirken sich Zug- und Druckkräfte auf Fasern und Matrix im Verbund unterschiedlich aus. Diese Unterschiede werden deutlich, wenn z.B. bei einer unidirektionalen Schicht (hier sind alle Fasern in eine Richtung orientiert) die Belastung parallel zur Faserrichtung oder quer zur Faserrichtung auftritt.

Durch die unterschiedliche Anordnung der Fasern (Faserorientierung) in einem Bauteil, oder aber auch durch die Art der verwendeten Faser- und Matrixwerkstoffe an sich (bei den Fasern z.B.: Aramid- Glas- oder Kohlenstofffaser; bei der Matrix: Elastomere, Duroplaste und Thermoplaste) ändert sich das elastische Verhalten des konstruierten Teiles. Aber nicht nur das elastische Verhalten, sondern auch das Zeitstandverhalten wird dadurch geprägt. Im Gegensatz zu den steiferen Fasern gelten Kunststoffe als zähfließend und auch im Verbund wird diese Eigenschaft nicht eliminiert. Somit gelten FKV in gewissem Sinne als fließend. Dies muss bei Konstruktionen unbedingt berücksichtigt werden. Als Beispiel wird in dieser Arbeit die Radaufhängung eines Fahrzeuges genannt. Ein Achslenker, der sich mit der Zeit (über Zug-, Druck-, Torsions- oder Biegebelastung) verformt, kann die kinematischen Beziehungen ab einer gewissen Grenze nicht mehr erfüllen. Dies kann im einfachen Fall zu einer verschobenen Kinematik und im schlimmsten Fall zum Blockieren oder später zum Totalversagen des Systems führen.

2 Begriffserklärung

2.1 Faser-Kunststoffe-Verbund

Faser-Kunststoff-Verbunde, FKV, zählen zu den Verbundwerkstoffen. Unter einem Verbundwerkstoff (engl.: Composite) versteht man einen Werkstoff, der aus zwei oder mehr verschiedenartigen und fest verbundenen Materialien besteht. Die einzelnen Bestandteile haben klar erkennbare Grenzflächen und unterschiedliche mechanische Eigenschaften. Die Eigenschaften des Verbundes ergeben sich aus denen der Einzelmaterialien und können sich durch vorteilhafte Kombination der Ausgangswerkstoffe gegenüber denen der einzelnen Bestandteile verbessern. Der Verbund kann so für den jeweiligen Verwendungszweck optimal ausgelegt und konstruiert werden.

Verbundwerkstoffe werden durch Art und Form der Verstärkungswerkstoffe in Teilchenverbundwerkstoffe, Durchdringungsverbundwerkstoffe, Schichtverbundwerkstoffe und Faserverbundwerkstoffe unterschieden. Aus der Brockhaus Enzyklopädie Online [2] zu Faserverbundwerkstoffen:

*„... Faser- und Teilchenverbundwerkstoffe bestehen aus einer Matrix, in die die Fasern, Fäden, Drähte oder Whisker beziehungsweise Partikel des anderen Materials eingebettet sind. Bei **Faserverbundwerkstoffen** hängen Festigkeit und Steifigkeit weitgehend vom Fasermaterial ab. Die Matrix schützt die Fasern vor Umwelteinwirkungen und Beschädigungen, verleiht dem Verbundwerkstoff eine gewisse Risszähigkeit und bestimmt Wärme- und Stromleitfähigkeit. Die Fasern können als Endlosfasern parallel oder als kurze Fasern mehr oder weniger orientiert in die Matrix eingebettet sein. [...] Mechanisches Verhalten und Zugfestigkeit von Faserverbundwerkstoffen werden aber nicht nur durch die Anordnung der Fasern, sondern auch durch das Zusammenspiel von Fasern und Matrix bestimmt. Beim Bruch einer Faser behält diese, im Gegensatz zur Anordnung ohne Matrix, einen Teil ihrer Verstärkungswirkung bei, da die elastische oder plastische Verformung der daran hängenden Matrix Scherkräfte ausübt, die allmählich die Spannung in die Bruchstücke zurückleiten. Umgekehrt werden Risse in der Matrix durch die Fasern an ihrer Ausbreitung gehindert.“*

In FKV finden verschiedenste Fasern Verwendung, diese sind grob in Naturfasern (Sisal-, Hanf-, Flachsfasern, ...), organische Fasern (Aramid-, Nylon-, Polyester-, Kohlenstofffasern, ...) und anorganische Fasern (Glas-, Bor-, Keramikfasern, ...) eingeteilt. Als Matrixwerkstoffe kommen bei FKV Kunststoffe zum Einsatz, hauptsächlich Thermoplaste und Duroplaste aber auch Elastomere finden in Spezialbauteilen Verwendung [3, p. 83 ff].

FKV werden in ihrer Faserlänge grundsätzlich in folgende Gruppen unterteilt [3, p. 138]:

- Kurzfaser: 0,1 mm – 1 mm lange Fasern
- Langfaser: 1 mm – 50 mm lange Fasern
- Endlosfaser: Länge der Faser > 50 mm

Außerdem gilt für Kurz- und Langfasern ein Länge-zu-Durchmesser Verhältnis zwischen 10 und 10000, für Endlosfasern geht dieser Wert gegen unendlich.

In dieser Arbeit werden ausschließlich endlosfaserverstärkte Faser-Kunststoff-Verbunde behandelt.

2.2 Elastizität

Die Elastizität ist die Charakteristik eines Materials, seine Form unter einer von außen zugeführten Kraft zu verändern und die Ursprungsform nach dem Wegfall der Kraft wieder zu erlangen. Diese Verformung kann linear, z.B. bei Stahl, und nicht-linear z.B. bei Elastomeren erfolgen. Diese Eigenschaft wird vom E-Modul (kurz für Elastizitäts-Modul) bestimmt. Wird ein Bauteil über seine Elastizitätsgrenze hinaus belastet, bleibt auch nach der Entlastung eine bleibende plastische Verformung zurück. Die elastischen Eigenschaften von Stoffen sind in den Bindungskräften zwischen den Atomen beziehungsweise deren Lage in der Gitterstruktur begründet. Anziehende und abstoßende Kräfte sind an den Atompositionen im Gleichgewicht. Daher haben auch unterschiedliche Stahlsorten trotzdem den gleichen E-Modul [4, p. 83 f].

Bis zur Dehngrenze/Streckgrenze gilt für einachsige Beanspruchung das Hooke'sche Gesetz in der Form,

$$\sigma = \varepsilon * E, \quad (1)$$

wobei σ [N/mm²] die Spannung und ε die dimensionslose Dehnung bezeichnet. Der Elastizitätsmodul gibt den linearen Zusammenhang von Spannung und Dehnung wieder. Erhard [5, p. 188] beschreibt, dass bei vielen unverstärkten Thermoplasten das lineare Hookesche Gesetz im Spannungs-Dehnungsdiagramm gar nicht nachzuweisen wäre, bei faserverstärkten Thermoplasten, je nach Abhängigkeit des Fasergehalts, würde der lineare Bereich jedoch bis zu 1% der Dehnung reichen. Neben der Elastizität sind auch die eben erwähnte Plastizität und die Viskosität wichtige Faktoren für die Rheologie. Näheres dazu wird im Kapitel 4.4 beschrieben.

2.3 Kinematik

Die Kinematik gibt, auf den Raum bezogen, die geometrischen und zeitlichen Abläufe von Bewegungen wieder. Im Gegensatz zur Kinetik oder der Dynamik werden in der Kinematik keine Ursachen dieser Bewegungen, also keine Kräfte, berücksichtigt. Typische Bewegungsmuster sind Translation, eine geradlinige Bewegung und Rotation, eine kreisförmige Bewegung. Die Bewegung eines Körpers kann grundsätzlich beliebig erfolgen, jedoch können kinematische Nebenbedingungen die Freiheitsgrade reduzieren und so den Körper in eine gewisse Bahn zwingen [6, p. 434].

2.4 Elastokinematik

Der Begriff der Elastokinematik wird im Automobilbau definiert, genauer wird er mit der Fahrwerks- bzw. Radaufhängung eingeführt. Die Kinematik gibt hier die Bewegung der Räder gegenüber dem Rest des Fahrzeuges an, und die Elastokinematik beschreibt die Kompensation der elastischen Bauteile in Bezug auf die durch äußere Belastung entstehenden Verformungen. Matschinsky definiert die Elastokinematik in folgender Weise [7, p. 287]:

„Unter dem Begriff „Elasto-Kinematik“ versteht man die sorgfältige Abstimmung der Federraten aller beteiligten elastischen Lager und der räumlichen Anordnung der Achslenker sowie der Elastizitäten der Achslenker und der betroffenen Fahrgestellpartien (Hilfsrahmen oder „Fahrschemel“, Karosserieträger usw.) aufeinander mit dem Ziel, die durch die Elastizitäten entstehenden und unvermeidlichen Verformungen unter äußerer Belastung zu kompensieren oder sogar in wünschenswerte Bewegungen umzuwandeln.“

Laut Heißing und Ersoy [8, p. 280] ist die Elastokinematik die Wechselwirkung zwischen der Kinematik und der Elastizität an der Radaufhängung, wobei diese hauptsächlich in den horizontalen Bewegungen zu sehen ist, im Gegensatz zu Reifen und Motorlagerung, die vertikal schwingende Systeme darstellen. Nach Matschinsky war die Einführung von Gürtelreifen der Grund für die nötige Entwicklung einer Längsfederung an der Radaufhängung, was zum Auslegungsverfahren der Elastokinematik führte [7, p. 64].

Die elastokinematische Auslegung wird meist durch elastische Gummilager realisiert, die je nach Einsatzgebiet weich oder steif sein können. Außerdem können die Lager auf symmetrisches oder asymmetrisches Elastizitätsverhalten ausgelegt werden [9, p. 285].

Im Sinne von Heißing und Ersoy [8, p. 33 f] lässt sich über die Elastokinematik nicht nur der Fahrkomfort, sondern auch das Fahrverhalten verbessern. Die Autoren

geben hier Kenngrößen wie Spur, Sturz, Wankpol und Bremsausgleich an. Bestimmt werden diese Einflüsse nicht nur durch die Verwendung von Gummilagern, sondern auch durch die Verzerrung und Biegung von Lenker und Achsträgern unter Belastung. Werden diese steif genug ausgelegt, sind sie dann oft zu schwer oder zu groß.

Hier könnten FKV zur Gewichtsersparnis sinnvoll eingesetzt werden. Jedoch muss besonders auf das Kriechverhalten von FKV geachtet werden. In Abbildung 1 ist eine übertriebene Darstellung der Spuränderung über die Verformung der Achsträger aufgezeichnet.

Heißing und Ersoy [8, p. 33] geben in ihrem Werk weiters an, dass 2-Punkt-Lenker ohne Versatz, die nur auf Druck und Zug belastet werden, als starr betrachtet werden können. Wenn dagegen Biegung bzw. Torsion auftritt, dann dürfen die 2-Punkt-Lenker wegen der deutlich höheren Nachgiebigkeit nicht mehr als starr angenommen werden. Die Autoren geben hier berechnete Werte von bis zu 40 % Unterschied zwischen starren und elastischen Radträgern an.

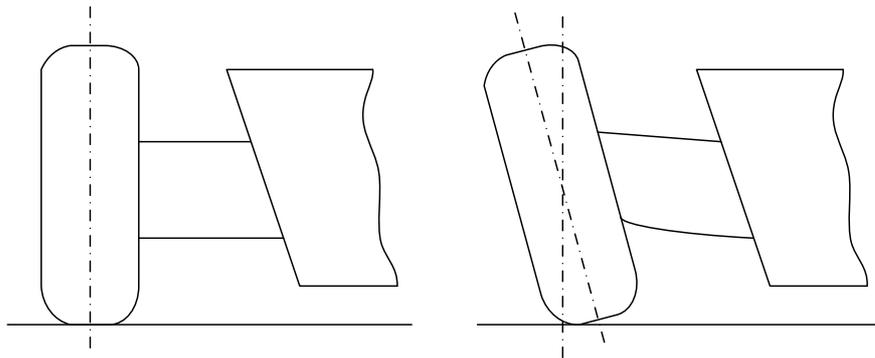


Abbildung 1: Übertriebene schematische Darstellung der Spuränderung

2.5 Retardation/Kriechen

Kriechen ist die zeitliche Verformung eines Werkstoffes unter gleichbleibender Belastung. Weist ein Stoff Kriechverhalten auf, erhöht sich die Verformung in Belastungsrichtung mit fortlaufender Zeit. Bei festen Stoffen ist die Verformung rein von der Belastung abhängig. Viskoelastische Stoffe weisen jedoch eine Abhängigkeit von Belastung und Zeit auf. Darüber hinaus haben Temperatur, Luftfeuchtigkeit und Wasseraufnahme des Stoffes auch einen Einfluss auf das Kriechen eines Werkstoffes [10].

Beim Kriechen erzeugt eine über Zeit konstante Belastung eine über dieselbe Zeit veränderliche Verformung in Richtung der Last. Dies ist in Abbildung 2 dargestellt.

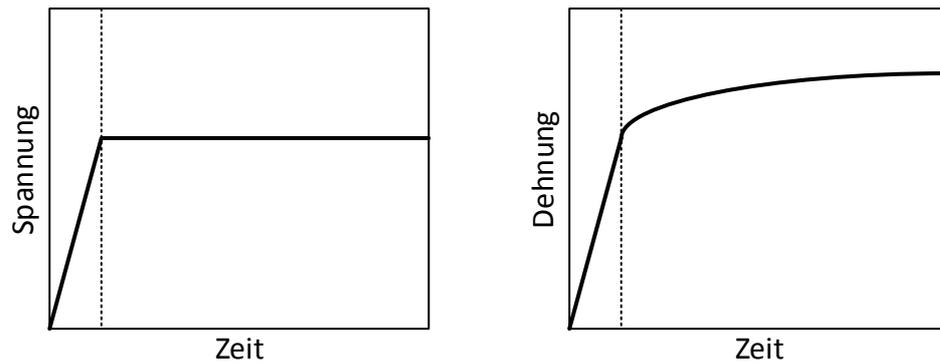


Abbildung 2: Kriechen schematisch dargestellt

Mikromechanische Vorgänge, die zum Kriechen führen, sind abhängig von der Temperatur und dem Werkstoff selbst. Die wichtigsten Kriechvorgänge sind nach Roos und Maile [11, p. 96]:

- Viskose Verformung bei teilkristallinen oder amorphen Stoffen, wie bei Kunststoffen
- Plastische Verformungen bei kristallinen Werkstoffen

Sarabi [12, p. 5 ff] erklärt zu den drei Teilbereichen des Kriechens:

1. Primäres Kriechen; die Anfangsgeschwindigkeit der Deformation fällt mit der Zeit ab und strebt eine fast konstante Geschwindigkeit an.
2. Sekundäres Kriechen; in diesem Bereich bleiben Deformation und Deformationsgeschwindigkeit nahezu konstant.
3. Tertiäres Kriechen; im dritten Bereich kommt es zu ersten Schädigungen, im Werkstoff entstehen hohe Spannungen. Dies führt zu einer steigenden Deformationsgeschwindigkeit und schließlich zum Versagen des Werkstoffes. (in Abbildung 2 ist dieser Bereich nicht mehr dargestellt)

2.6 Relaxation

Im Gegensatz zu Kriechversuchen wird bei Retardationsversuchen die Verformung oder Dehnung konstant gehalten und die Prüfspannung über die Zeit aufgezeichnet. In Abbildung 3 ist dies dargestellt. Die Umlagerungen von elastischer Dehnung in plastische Dehnung werden als Relaxation bezeichnet. Die Folge daraus ist der Abfall der Prüfkraft. Ähnlich wie bei Retardation sind hier die Vorgänge bei erhöhter Temperatur ausgeprägter [11, p. 99].

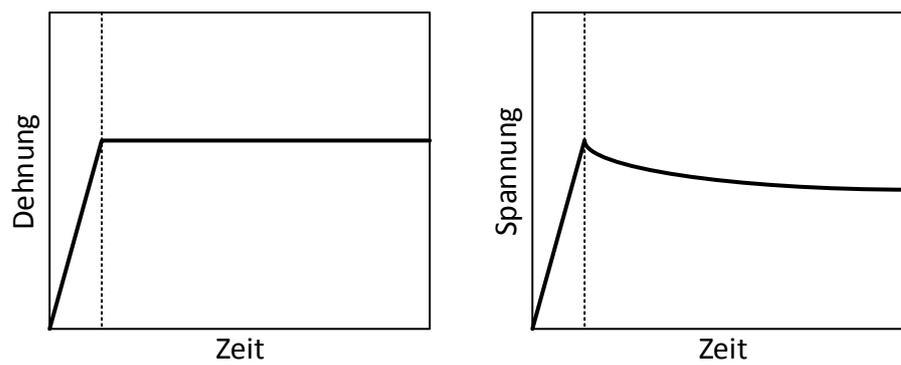


Abbildung 3: Retardation schematisch dargestellt

3 Ziel der Arbeit

Sarabi berichtet in seinem Werk [12, p. 21], in dem er das ein- und zweiachsige Kriechen an Polymerwerkstoffen untersucht, folgendes: Faserverstärkte Kunststoffe zeigen dann geringere Kriechneigung, wenn die Belastung in der Richtung der durchlaufenden Fasern ansetzt. Diese Aussage und eigene Überlegungen zum Einfluss des Faserwinkels von FKV und der Belastungsrichtung auf die Kriecheigenschaften bilden den Grundbaustein dieser Arbeit. Es wird vermutet, dass in Analogie zur Bauteilsteifigkeit [13] – wie in Abbildung 4 ersichtlich - bei Biegung und somit Belastungen längs zur Faserrichtung Kriechen erhöht mit größeren Faserwinkeln auftritt. Bei Torsionsbelastung wird erwartet, dass die Kriechkurve bei einem Winkel von 45° am wenigsten ausgeprägt ist und bei 0° bzw. 90° am höchsten.

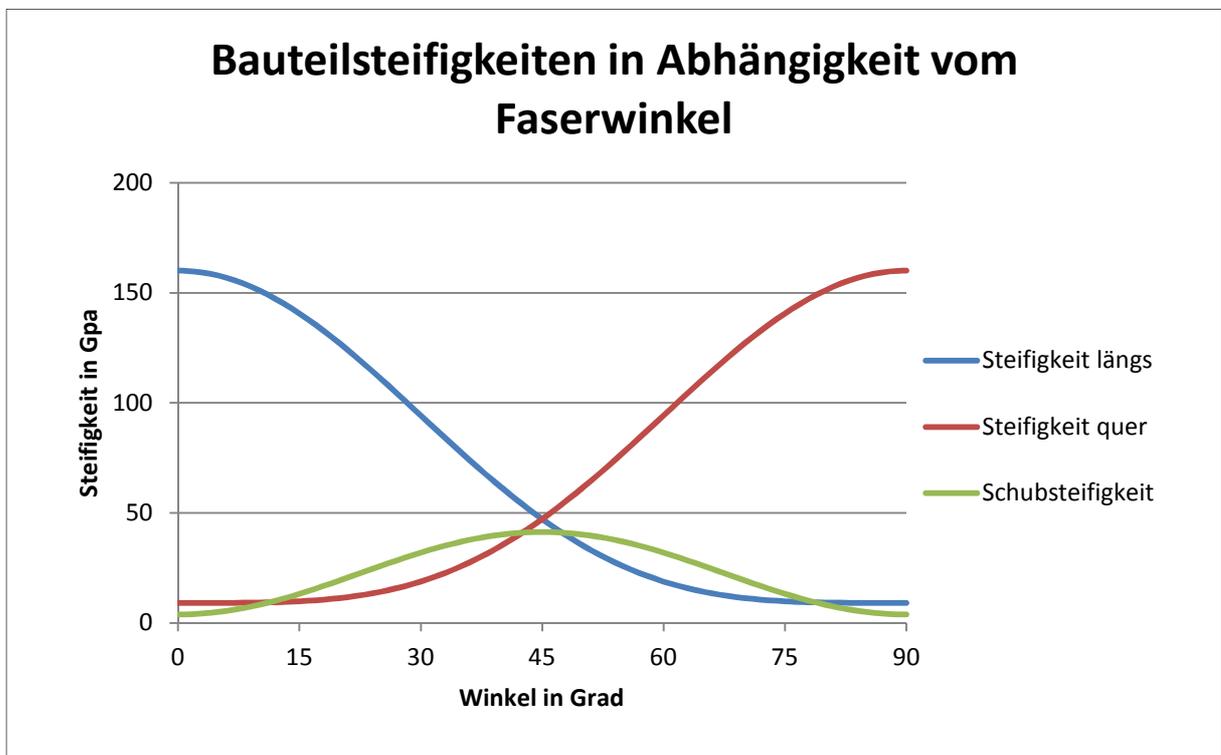


Abbildung 4: Steifigkeiten einer UD-Schicht in Bezug auf den Faserwinkel [13]

Ziel dieser Arbeit ist es, die These, dass der Wickelwinkel maßgebenden Einfluss auf das Kriechverhalten von gewickelten Rohren hat, zu unterstützen. Hierzu soll der Einfluss der Faserorientierung auf das Langzeitverhalten von FKV untersucht werden. Ein technisch einfacher Versuchstand, der das Langzeitverhalten von FKV-Rohren auf Biegung und Torsion unter realen Bedingungen untersuchen kann, soll konstruiert und produziert werden. Unter realen Bedingungen ist hier der nicht geregelte Einfluss von z.B. Temperatur oder Luftfeuchtigkeit zu verstehen.

Geeignete Wickelwinkel sollen ausgewählt und die Proben mit den unterschiedlichen

Wickelwinkeln produziert werden. Diese Proben sollen, um sie auch entsprechend miteinander vergleichen zu können, im Prüfstand jeweils mehrere Tage auf Torsion und Biegung belastet werden. Zusätzlich werden metallische Standardwerkstoffe in gleicher Weise geprüft.

Anschließend sollen die experimentell ermittelten Werte untereinander verglichen und in Bezug zur vorgestellten These gesetzt werden.

Erkenntnisse, einer dieser Arbeit zugrunde liegende Literaturrecherche werden in den nächsten Kapiteln dargestellt. Außerdem wird der Begriff der Elastokinematik definiert und ihr Zusammenhang mit dieser Arbeit erläutert. Anhand der Literaturrecherche werden elastische Eigenschaften von FKV erklärt und das rheologische Modell von FKV veranschaulicht.

Rohrförmige FKV-Proben mit gerader Lagenanzahl sollen am Labor für Produktionstechnik mit der dafür vorgesehenen Wickelmaschine hergestellt und in den praktischen Versuchen untersucht werden.

4 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden Berechnungen von Verbundwerkstoffen aufgearbeitet, von der Mikro- über die Makroebene bis hin zum quasihomogenen Bauteil. Im weiteren Verlauf wird auf das Langzeitverhalten von Faser-Kunststoff-Verbunden eingegangen, Modellvorstellungen zum Kriechverhalten aufgezeigt und miteinander verglichen. Auch verschiedene Prüfungen und Normen zum Langzeitverhalten von FKV werden in diesem Kapitel vorgestellt. Abschließend werden die Berechnungsgrundlagen für die spätere Arbeit erläutert und zusammengefasst.

4.1 Berechnung von FKV

Um eine Verstärkung der Matrix zu erhalten und so die Eigenschaften von FKV zu nutzen, werden in der Literatur von den Autoren folgende Forderungen an Faser und Matrix gestellt, Schürmann et al. [3, 14, 15, 5]:

- Der E-Modul in Vorzugsrichtung der Faser muss größer sein als der E-Modul der Matrix
- Die Bruchfestigkeit der Faser in Vorzugsrichtung muss größer sein als die Bruchfestigkeit der Matrix
- Die Bruchdehnung der Matrix muss größer sein als die Bruchdehnung der Faser

Auf diesen Forderungen, die für die Verstärkung des Kunststoffes und damit für die Eigenschaften von FKV von sehr hoher Bedeutung sind, aufbauend, werden in Kapitel 4.1.1 noch weitere Bedingungen hinzugefügt, die für die Berechnung relevant sind.

Die experimentelle Ermittlung von Kennwerten ist zeitaufwendig und kostspielig. Versuche sind aber unbedingt erforderlich, wenn neben den Steifigkeiten auch die Festigkeitswerte von UD-Schichten benötigt werden [3, p. 185]. Eine UD-Schicht bezeichnet die Schicht eines FKV, in der alle Fasern in der gleichen Richtung angeordnet sind.

4.1.1 Mikromechanik

Dieses Kapitel gibt die mikromechanischen Berechnungen für UD-Schichten faserverstärkter Kunststoffe wieder. FKV sind nicht wie Metalle isotrop sondern anisotrop, besser: transversal isotrop und somit werden nicht nur wie bei isotropen Stoffen 2 unabhängige Konstanten, E und ν benötigt, sondern insgesamt 5 (E_{\parallel} , E_{\perp} , G_{\parallel} , ν_{\parallel} , ν_{\perp}), im Folgenden auch als Ingenieurskonstanten bezeichnet. Eine Auflistung der Materialmodelle und der benötigten Terme ist in Tabelle 1 auf Seite 23 ersichtlich. Im ebenen Spannungszustand benötigt man hingegen nur eine der beiden unabhängigen Querkontraktionszahlen (ν_{\parallel} , ν_{\perp}), und die Ermittlung von ν bzw. G in der Ebene quer zur Faserlängsrichtung fällt somit aus [3, p. 181 f].

Experimentell wurden die nachstehenden Formeln von den Autoren meist mit FKV bestehend aus isotropen Glasfasern und einer Epoxid-Matrix verglichen. Die genauen Werte müssen den Werken der jeweiligen Autoren (auf den nächsten Seiten jeweils in der Überschrift angegeben) entnommen werden.

Folgende Hypothesen gelten für die nachstehenden Berechnungen nach Erhard und Schürmann [5, p. 103, 3, p. 220 f]:

- Die Fasern haben eine geometrische Vorzugsrichtung.
- Die Fasern müssen eine ausreichende Länge besitzen.
- Die Fasern müssen einen konstanten Querschnitt besitzen.
- Ein bestimmter Mindestfasergehalt darf nicht unterschritten werden.
- Eine optimale Verbindung zwischen Faser und Matrix muss vorherrschen.
- Lufteinschlüsse und Fehler zwischen Faser und Matrix werden ausgeschlossen.

Die folgenden Seiten beinhalten einen Auszug der verschiedenen mikromechanischen Grundlagen zur Berechnung der Ingenieurskonstanten längs und quer zur Faserrichtung. Weitere Details zu den Berechnungen können in den Hauptwerken der Autoren nachgelesen werden.

Faservolumengehalt

Die wichtigste Kenngröße neben den technischen Konstanten in der Mikromechanik ist der Faservolumengehalt, da Festigkeit und Steifigkeit des Verbundes von den Fasern und deren Anteil im Verbund abhängen. Der relative Faservolumenanteil ϕ gibt den prozentuellen Anteil der Fasern in einem FKV an und kann über das Volumen der Fasern im betrachteten Verbundvolumen oder über den Querschnitt der Fasern im betrachteten Verbundquerschnitt berechnet werden [3, p. 161 f].

$$\varphi = \frac{V_F}{V_M + V_F + (V_{\text{Fehlstellen}})} = \frac{A_F}{A_M + A_F + (A_{\text{Fehlstellen}})} \quad (2)$$

Das Grundmodell – die Mischungsregel

Die einfachsten Modelle zur Berechnung der Ingenieurskonstanten basieren auf der Annahme, dass Faser und Matrix je nach Richtung der Betrachtung Federn in Reihen- bzw. Parallelschaltung darstellen. Dies wird weitestgehend als *Mischungsregel*, bzw. im englischen Raum als *rule of mixture* beschrieben. In der Literatur sind sich die Autoren einig; für die Berechnung des Elastizitätsmoduls parallel zur Faserrichtung in einer UD-Schicht gilt die allgemeine Formel (3) nach Stellbrink [16, p. 15] und Schürmann [3, p. 186].

$$E_{\parallel} = \varphi * E_{\parallel F} + (1 - \varphi) * E_M \quad (3)$$

Die Mischungsregel längs zur Faser gibt experimentell ermittelte Werte in sehr guter Näherung wieder und reicht hierfür aus. Ähnliches gilt für die Querdehnzahl:

$$v_{\perp\parallel} = \varphi * v_{\perp\parallel F} + (1 - \varphi) * v_M \quad (4)$$

Bei der Querdehnzahl ist jedoch die experimentelle Ermittlung der Faser-Querkontraktionszahl zumindest bei anisotropen Fasern problematisch. Bei ca. 7 μm Faserdicke ist bei C-Fasern die Messung kaum realisierbar. Hier verwendet man die umgekehrte Methode und berechnet über ein bekanntes Laminat die Querkontraktion der anisotropen Faser [3, p. 187].

Für den Schub- und den E-Modul längs zur Faser wird idealisiert über ein Federsystem gerechnet, bei dem Faser und Matrix hintereinander geschaltet sind. Bei diesen Berechnungen gibt es höhere Diskrepanzen zwischen Berechnung und experimentellen Werten. Aus diesem Grund und auch um die Festigkeitswerte zu erhalten, empfiehlt Schürmann, diese Werte über Zug/Druck-Torsionsprüfmethoden zu ermitteln [3, p. 186]:

$$E_{\perp} = \frac{E_M * E_{\perp F}}{(1 - \varphi) * E_{\perp F} + \varphi * E_M} \quad (5)$$

$$G_{\perp\parallel} = \frac{G_M * G_{\perp\parallel F}}{(1 - \varphi) * G_{\perp\parallel F} + \varphi * G_M} \quad (6)$$

Falls in den weiteren Aufzählungen nicht anders angegeben, benutzen die Autoren in ihren Werken die zuvor genannten Berechnungen.

Berechnung nach Schürmann

Schürmanns [3, p. 193 ff] Überlegungen¹ führen das Grundmodell an und gehen weiter zur Überlegung, dass ein Anteil Verzerrung mit in die Berechnung einfließt. Es wird anstelle des Matrixmoduls $E_M/(1-\nu_M^2)$ angegeben

$$E_{\perp} = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} * \frac{1}{(1 - \varphi) + \varphi * \frac{E_M}{(1 - \nu_M^2) * E_{\perp F}}} \quad (7)$$

Da diese Formel nur bei niedrigeren Faservolumengehalten die experimentellen Werte gut wiedergibt, beruft sich Schürmann weiters auf Pucks halbempirische Formel für den E-Modul quer zur Faser (siehe Formel (9)).

Auch der berechnete Schubmodul baut auf eine halbempirische Formel auf. Schürmann gibt dafür in seinem Werk die Formel nach Förster an:

$$G_{\perp\parallel} = G_M * \frac{1 + 0,4 * \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} + \varphi * \frac{G_M}{G_{\perp\parallel F}}} \quad (8)$$

Zahlenmäßig geben die Formeln experimentell ermittelte Werte in guter Näherung wieder.

Berechnung nach Puck

Puck legt ähnlich wie Schürmann den Anteil des Querschubs der Formel bei und ergänzt diese mit den von ihm berechneten Konstanten zu den halb-empirischen Formeln:

$$E_{\perp} = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} * \frac{1 + 0,85 * \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \varphi * \frac{E_M}{(1 - \nu_M^2) * E_{\perp F}}} \quad (9)$$

$$G_{\perp\parallel} = G_M * \frac{1 + 0,6 * \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,25} + \varphi * \frac{G_M}{G_{\perp\parallel F}}} \quad (10)$$

Berechnung nach Hashin

Dieses mikromechanische Berechnungsmodell ist nach einem Interview mit Prof. Böhm [17] zum Stand der Technik erhoben worden. Da dieses Zylindermodell unter anderem auch in den VDI-Richtlinien [18] zu FKV angegeben ist, soll hier nicht

¹ [3, p. 196] Schürmann gibt hier an, dass die Validierung von Werkstoffkennwerten quer zur Längsrichtung anisotroper Fasern wie Kohlenstofffasern oder Aramidfasern sehr schwierig und kaum messbar sei. Daher geht man, um diese Werte zu evaluieren, den umgekehrten Weg und misst über bekannte UD-Laminat E_{\perp} und berechnet den Faserwert über halb-empirische Formeln.

darauf verzichtet werden. Hashin gibt für matrixdominierte Kennwerte eine obere und untere Grenze an. Innerhalb dieser Grenzen sind die experimentell ermittelten Werte sehr genau wiederzufinden. Jedoch ist die Berechnung sehr komplex und es müssen für die einzelnen Komponenten des Verbundes sehr viele Ingenieurskonstanten im Vorhinein bekannt sein. Falls sich die experimentell ermittelten Werte nicht zwischen den Grenzen befinden, liegt es nahe, dass ebendiese Konstanten der Matrix und der Faser nicht korrekt vorliegen.

Formel von Zvi Hashin zur Berechnung des E-Moduls längs zur Faser [16, p. 103 f]:

$$E_{\parallel} = \varphi * E_{\parallel F} + (1 - \varphi) * E_M + \frac{4(v_F - v_M)^2 * \varphi(1 - \varphi)}{\frac{(1 - \varphi)}{k_F} + \frac{\varphi}{k_M} + \frac{1}{G_M}} \quad (11)$$

$$v_{\parallel} = \varphi * v_F + (1 - \varphi) * v_M + \frac{(v_F - v_M) * \varphi * (1 - \varphi) * \left(\frac{1}{k_M} - \frac{1}{k_F}\right)}{\frac{(1 - \varphi)}{k_F} + \frac{\varphi}{k_M} + \frac{1}{G_M}} \quad (12)$$

mit:

$$k_F = \frac{E_{\parallel F}}{3(1 - 2v_F)} \quad k_M = \frac{E_M}{3(1 - 2v_M)} \quad (13)$$

Nach der VDI-Richtlinie [18, p. 13], die sich auch auf das Modell von Hashin stützt, werden die E-Module längs zur Faserrichtung näherungsweise über die Mischungsregel berechnet, die durch die Matrix dominierten Kennwerte jedoch nach dem Zylindermodell von Hashin. Somit gilt weiter nach VDI 2014 und Stellbrink mit der empfohlenen oberen Grenze von $G_{\perp\perp}$:

$$G_{12} = G_M + \frac{\varphi}{\frac{1}{G_{F12} - G_M} + \frac{1 - \varphi}{2G_M}} \quad (14)$$

$$G_{23}^{(+)} = G_M + \left(1 + \frac{(1 + c_m) * \varphi}{c_3 - \varphi \left(1 + \frac{3c_m^2(1 - \varphi)^2}{1 + c_2\varphi^3} \right)} \right) \quad (15)$$

$$E_{22} = \frac{4G_{23}K_{23}}{K_{23} + G_{23} + \frac{4v_{21}^2 G_{23} K_{23}}{E_{11}}} \quad (16)$$

$$K_{23} = K_{23M} + \frac{\varphi}{\frac{1}{K_{23F} - K_{23M}} + \frac{1 - \varphi}{K_{23M} + G_M}} \quad (17)$$

Die weiteren Berechnungsbeiwerte² können beispielweise aus [16] oder [18]

² Die Notation und Indizes in diesem Unterkapitel wurden den Berechnungen der VDI-Richtlinie angepasst.

entnommen werden.

Berechnung nach Chamis

Ein relativ einfaches mathematisches Modell mit Bezug zu Lufteinschlüssen [19]:

$$E_{\perp} = \frac{E_M}{1 - \sqrt{\varphi} * \frac{1 - E_M}{E_{\perp F}}} \quad (18)$$

$$G_{\perp||} = \frac{G_M}{1 - \sqrt{\varphi} * \frac{1 - G_M}{G_{\perp||F}}} \quad (19)$$

Chamis gibt hier bei seinen Berechnungen von φ auch explizit den Volumengehalt von Lufteinschlüssen an. Es gilt: Die Summe aus Volumengehalt der Faser, der Matrix und der Lufteinschlüsse ergibt genau 1.

Stellbrink zeigt in seinem Werk, dass Chamis mit seiner relativ einfachen Formel sehr nahe an der unteren Grenze von Hashin liegt, dessen Herangehensweise jedoch um einiges komplexer ist und genauere Kenntnisse der Ingenieurskonstanten der verwendeten Materialien voraussetzt [16, p. 26].

Zusammenfassung der mikromechanischen Modelle

Bei allen Autoren ist neben der Auswahl des Matrix- und des Faserwerkstoffes der relative Faservolumenanteil φ ein wichtiger Konstruktionskennwert. Festigkeit, Steifigkeit, Wärmeausdehnung, Wasseraufnahme, Langzeitverhalten etc. sind von diesem Wert direkt abhängig. Konstruktiv kann dieser Wert maximal mit 79 % bei quadratischer Packung und 91 % bei hexagonaler Packung angegeben werden [3, p. 188].

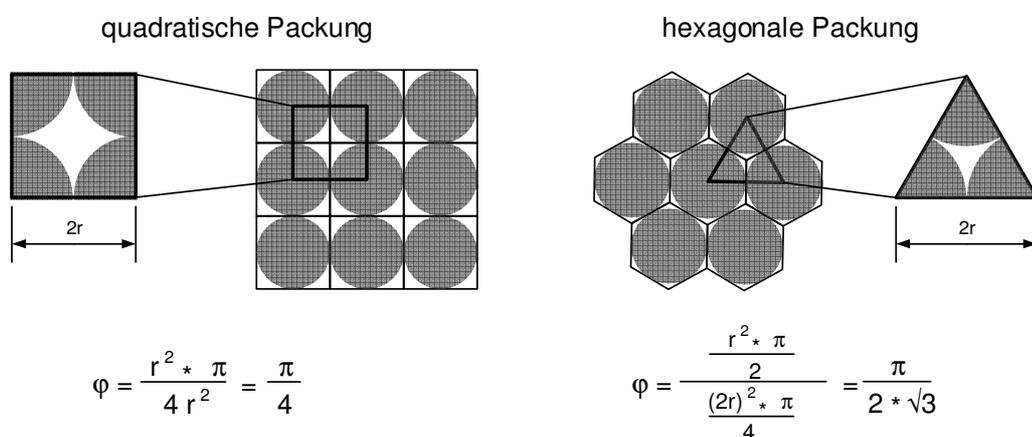


Abbildung 5: Bestimmung des maximalen Fasergehalts

Je nach Herstellungsverfahren, z.B. beim Handlaminieren, unter sorgfältiger Arbeitsweise sind hier Werte von bis zu 40 % oder über die Prepregtechnologie Werte von 60 % problemlos erreichbar, schwankt dieser Wert beträchtlich. Eine für den Konstrukteur wichtige Grenze in der Praxis liegt aber bei einem Faservolumensanteil $\varphi = 65\%$, da ein höherer Wert dazu führen kann, dass nicht mehr alle Fasern vollkommen von der Matrix bedeckt und verklebt sind. Das Laminat wäre somit zu *trocken* [3, p. 161 f].

Ein Vergleich zwischen den verschiedenen oben angegebenen Modellen und noch weiteren Modellen zeigt Stellbrink in seinem Werk [16] auf. Ein moderner Vergleich zwischen den mikromechanischen Materialmodellen ist in [20] zu finden. Weiters sei folgendes noch zu erwähnen: Da die Matrix weitestgehend nicht lineares Elastizitätsverhalten aufweist, gelten die vorhergegangenen Formeln und Berechnungen nur im Ursprung eines jeweiligen Spannung-Verzerrung-Diagramms. Nach Schürmann [3, p. 203] ist die Nichtlinearität der Matrix aber nur im geringen Maße dafür verantwortlich, sondern mikromechanische Schädigungen, die die Steifigkeit des Verbundes kontinuierlich vermindern. Diese Schädigungen sind irreversibel, was sich bei anhaltenden Belastungen in einem weniger steilen Verlauf der Kurven zeigt. Weiters gibt Schürmann an, dass E_{\parallel} und E_{\perp} sehr gut als konstant angenommen werden können, hierbei muss nur auf wiederkehrende Belastung geachtet werden. Hingegen zu den Schubmodulen: Diese dürfen nicht als konstant betrachtet werden. Für Berechnungen und Konstruktionen sollen diese, um Sicherheiten einzuhalten, als Sekanten-Schubmodule aus den Diagrammen entnommen werden.

4.1.2 Makromechanik

Für die makromechanischen Betrachtungen werden die Steifigkeitsmatrix und die Nachgiebigkeitsmatrix benötigt. Um die unabhängigen Terme in den Matrizen berechnen zu können, benötigt man die experimentell ermittelten Werte oder die analytisch/numerisch berechneten Werte aus dem vorhergehenden Kapitel. Die Anzahl der Kennwerte und der jeweiligen Terme in der Nachgiebigkeits- und Steifigkeitsmatrix können für das jeweilige Materialmodell aus Tabelle 1 entnommen werden. FKV werden bedingt durch ihre Symmetrieebenen als transversal isotrop angegeben und berechnet.

	Materialgesetz	Unabhängige Stoffkennwerte	Terme in der Matrix
3D	Anisotrop	21	36
	Orthotrop	9	36
	Transversal Isotrop	5	12
	Isotrop	2	12
Ebener Spannungsfall	Anisotrop	6	9
	Orthotrop/Transversal Isotrop	4	5
	Isotrop	2	5

Tabelle 1: Übersicht der Materialmodelle [3, p. 178 ff]

Nach den VDI-Richtlinien [21, p. 15] werden Schichten als homogen angesehen und das Faser-Matrix-System gilt als „verschmiert“. Rechnerisch können diese homogenisierten Einzellagen addiert werden und so das komplette Laminat berechnet werden. Das Laminat bestehend aus Einzelschichten darf demnach auch als homogen angesehen werden. Dies gilt aber nur für Steifigkeitsberechnungen. Bei Festigkeitsanalysen darf das Laminat nicht mehr als quasihomogen angesehen werden.

Berechnung der Unidirektionalen Schicht

Der E-Modul sowie der G-Modul werden über die Polartransformation einer UD-Schicht berechnet. Nach Schürmann et al. [3, 18, 22, 23] lauten die Berechnungen, mit dem Faserwinkel α für die Scheiben-Steifigkeitsmatrix einer einzelnen UD-Schicht, wie folgt:

$$\bar{Q}_{11} = q_{\parallel} * \cos^4(\alpha) + q_{\perp} * \sin^4(\alpha) + \frac{1}{2} * (q_{\perp\parallel} + 2G_{\perp\parallel}) * \sin^2(2\alpha) \quad (20)$$

$$\bar{Q}_{22} = q_{\parallel} * \sin^4(\alpha) + q_{\perp} * \cos^4(\alpha) + \frac{1}{2} * (q_{\perp\parallel} + 2G_{\perp\parallel}) * \sin^2(2\alpha) \quad (21)$$

$$\bar{Q}_{12} = q_{\perp\parallel} + \frac{1}{4} * (q_{\parallel} + q_{\perp} - 2q_{\perp\parallel} - 4G_{\perp\parallel}) * \sin^2(2\alpha) \quad (22)$$

$$\bar{Q}_{66} = G_{\perp\parallel} + \frac{1}{4} * (q_{\parallel} + q_{\perp} - 2q_{\perp\parallel} - 4G_{\perp\parallel}) * \sin^2(2\alpha) \quad (23)$$

mit:

$$q_{\parallel} = \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad q_{\perp} = \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad q_{\perp\parallel} = \nu_{\perp\parallel} * q_{\perp} \quad (24)$$

Die vorhergehenden Werte sind auf das Laminat-Koordinatensystem bezogen.

Classical Laminate Theory – CLT

In der CLT werden die auf die einzelnen Schichten bezogenen Werte zusammen geführt und somit kann das komplette Laminat über eine Bezugsebene berechnet werden. Koeffizienten der Scheibensteifigkeitsmatrix A, der Koppelsteifigkeitsmatrix B, und der Plattensteifigkeitsmatrix D:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} (z_k - z_{k-1}) = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} * t_k \quad (25)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} (z_k^2 - z_{k-1}^2) = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} * t_k * t_{km} \quad (26)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} (z_k^3 - z_{k-1}^3) = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} * \left(\frac{t_k^3}{12} + t_k \left(z_k - \frac{t_k}{2} \right)^2 \right) \quad (27)$$

Einheit von A [N/mm], von D [N*mm]

Netztheorie nach Schürmann

Nach Schürmann [8, p. 451 ff] gilt: In der Netztheorie, welche vor der CLT entwickelt wurde, wird das Matrixsystem nicht mit einbezogen und die Berechnungen so aufgestellt, dass quasi nur die Fasern die Belastungen ertragen. Dadurch gibt sie die Realität aber nur ungenau wieder. Durch die mathematisch-mechanische Einfachheit - es genügt das Kräftegleichgewicht aufzustellen - ist die Netztheorie als Entwurfshilfe jedoch nicht wegzudenken. Auch bei langzeitbelasteten Laminaten gilt diese Theorie als die Wichtigste. Da die Kunststoffmatrix nach längeren Belastungszeiten Kräfte nicht mehr aufnehmen kann, lagern sich ebendiese infolge von Kriech- und Relaxationsvorgängen in Faserrichtung um. Somit werden die Kräfte alleine von den Fasern aufgenommen und es lässt sich gut beschreiben, ob ein Laminat auch nach langen Betriebszeiten noch tragfähig bleibt. Wird ein Laminat nach der Netztheorie dimensioniert, so wird auch immer auf Sicherheit dimensioniert, da hierbei der tragende Anteil der Matrix in der Berechnung nicht berücksichtigt wird und das Laminat in der Realität gegenüber der Rechnung eine höhere Steifigkeit aufweist.

Ein Laminat gilt als *netztheoretisch in Ordnung*, wenn es alleine durch sein Faser-Netzwerk tragfähig ist. Ist ein Laminat netztheoretisch in Ordnung, so treten darin die niedrigsten Kriechraten und somit die kleinsten Verformungen auf. Vorgänge, die durch Relaxation oder Kriechen herrühren, kommen eher zum Stillstand. Ist ein Laminat nicht in Ordnung, können dessen Verformungen – vor allem durch hohe Schubbeanspruchungen – zum „Weglaufen“ neigen und das Laminat bei längerer Belastungszeit Schaden nehmen.

Da man bei der Netztheorie die Tragfähigkeit der Matrix vernachlässigt ($E_{\perp} = G_{\perp\parallel} = \nu_{\perp\parallel} = 0$) wird nur E_{\parallel} benötigt. Lamine mit nur einer Faserrichtung können somit nur Zug- oder Druckbelastungen aufnehmen. Die Fasern sollen daher immer in Belastungsrichtung angeordnet sein. Bei Laminaten mit 2 Faserrichtungen können die Fasern nicht Belastungen in jede mögliche Richtung aufnehmen. Über Variation der Faserwinkel können Lamine aber dem wichtigsten Belastungsfall angepasst werden. Außerdem kann die Matrix, die in der Berechnung vernachlässigt wird, bei tatsächlicher Beanspruchung geringe Belastungen in anderen Richtungen aufnehmen.

Da diese Theorie hauptsächlich in der Auslegung von Laminaten Verwendung findet, für die Kenntnisse über Hauptspannungsverhältnisse und Belastungsrichtungen benötigt werden und die Feindimensionierung grundsätzlich über die CLT berechnet werden sollte, wird hier auf eine Beschreibung der Berechnungen verzichtet.

4.2 Langzeitverhalten

Bei der Langzeitbetrachtung spielt die Matrix, die als viskos gilt, eine tragende Rolle für die Eigenschaften des FKV. Die viskoelastischen Eigenschaften können in Kapitel 4.3 nachgelesen werden. Das Langzeitverhalten wird durch Kriechen und Relaxation ausgedrückt, wie bereits in Kapitel 2 definiert. Da diese Vorgänge fast ausschließlich die Kunststoffmatrix betreffen, werden in diesem Kapitel auch vorwiegend Formeln für den Kunststoffbereich verwendet.

Erhard [5, p. 122 f] gibt für die mathematische Beschreibung der Kriechkurve folgende Formeln an:

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{relax} + \varepsilon_{viskos} \quad (28)$$

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{el} + m * t^n \triangleq \varepsilon(t) = \varepsilon(0) + m(t)^n \quad (29)$$

Gleichung (29) zeigt den Findley-Ansatz, wobei ε_{el} die erste spontane Deformation direkt nach dem Anbringen der Kraft bezeichnet. Die Werte m und n sind stoffspezifische Werte, über die die Kriechkurve definiert wird. Logarithmiert ergibt die Gleichung eine Gerade, somit kann die Ermittlung der Kennwerte m und n durch lineare Regression erfolgen. Nach Schürmann [3, p. 315] hat diese Methode jedoch keinen physikalischen Hintergrund und die Formel muss an experimentelle Ergebnisse angepasst werden. Durch die lineare Regressionsanalyse, über die die beiden Freiwerte m und n berechnet werden, ergibt sich das Problem, dass sie nicht exakt sind, da nicht $\log \varepsilon(t)$ sondern $\varepsilon(t)$ gemessen wird.

$$\log(\varepsilon(t) - \varepsilon(0)) = n * \log(t) + \log m \quad (30)$$

Sarabi [12, p. 95 f] zeigt auf, dass der Findley-Ansatz durch Extrapolation der Dehnungswerte eine sehr gute Näherung zu den experimentellen Ergebnissen darstellt. Jedoch gibt er zu bedenken, dass diese gute Übereinstimmung nur durch das Nichtbeachten der ersten 100 Stunden zustande kommt. Als Grund für die Nichtübereinstimmung gibt Sarabi das Logarithmieren des Ansatzes an, wodurch ein linearer Zusammenhang entstünde, der aber in den ersten ca.100 Stunden an den Proben nicht festgestellt werden kann. Der Findley-Ansatz bleibt jedoch ein gutes Näherungsverfahren von einfacher mathematischer Natur.

Dallner und Ehrenstein [24] geben eine Messzeit von mindestens 10000 Stunden vor, um auf längere Zeiten extrapolieren zu können, da sich zuvor noch kein einigermaßen stationärer Zustand bei den Proben eingestellt hat.

Nach Schürmann [3, p. 304] laufen Kriechvorgänge im FKV mikromechanisch in der Verbindungsschicht zwischen Faser und Matrix und in der Matrix ab, außerdem makromechanisch zwischen den einzelnen Schichten. Die mathematisch-mechanische Analyse wird auf die makromechanischen Berechnungen beschränkt. Für den ebenen Spannungszustand sind nach Kapitel 4.1.2 somit 4 unabhängige Kriechfunktionen zu ermitteln und es gilt nach Schürmann mit dem zeitlich veränderliche Spannungstensor im ebenen Fall [3, p. 305]:

$$[\Psi(t)] = \begin{bmatrix} \Psi_{11}(t) & \Psi_{21}(t) & 0 & 0 \\ \Psi_{12}(t) & \Psi_{22}(t) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \Psi_{66}(t) \end{bmatrix} \quad (31)$$

$$\{\sigma(t)\} = [\Psi(t)] * \{\varepsilon(0)\} \quad (32)$$

Bei einem Mehrschichtverbund ergibt sich die Relaxationsmatrix aus der Addition aller Relaxations-Steifigkeiten der einzelnen Schichten bezogen auf das Laminat-Koordinatensystem. Somit wäre $[\hat{\Psi}]$ als Relaxationsmatrix für das gesamte Laminat wie folgt zu berechnen:

$$\hat{\Psi}_{ij} = \sum_{k=1}^n \Psi_{ijk} \frac{t_k}{t_{ges}} \quad (33)$$

Hier werden die Dicke des Laminats mit t_{ges} und die Dicke der einzelnen Schicht mit t_k angegeben. t_k / t_{ges} ist somit die relative Dicke der Schicht auf die Gesamtdicke des Laminats bezogen. Nach Schürmann [3, p. 305 f] ist diese Berechnung nur für den idealen Fall linear viskoelastischen Verhaltens gültig. Wichtig ist hier zu erwähnen,

dass nach Schürmann die Kriechmatrix nicht – ähnlich wie bei der Nachgiebigkeitsmatrix und der Steifigkeitsmatrix – über die Inversion der Relaxationsmatrix überführt werden kann. Dies wäre nur im rein elastischen Fall möglich. Da die Relaxations- und Kriechfunktionen jedoch voneinander abhängig sind, lassen sie sich laut Schürmann und nach Wiedemann [14] über Rekursionsbeziehungen umrechnen. Einen einfacheren Zugang zum Berechnen ganzer Laminat über die Zeit bietet der quasistationäre Ansatz nach Schürmann [3, p. 307]. Hierbei geht man von einem elastischen Verhalten des Werkstoffes aus, ersetzt aber in der UD-Schicht die Grundelastizitätsgrößen (E_{\parallel} , E_{\perp} , $G_{\perp\parallel}$, $\nu_{\perp\parallel}$) durch Größen, die von der Zeit abhängig sind ($E_{\parallel}(t)$, $E_{\perp}(t)$, $G_{\perp\parallel}(t)$, $\nu_{\perp\parallel}(t)$). Diese Kennwerte können aus den technisch einfachen Kriechversuchen für bestimmte Zeiten entnommen werden. Wie im elastischen Fall kann nun über Inversion umgerechnet werden. Der quasistationäre Ansatz gibt in guter Näherung experimentell ermittelte Werte wieder und wird wie folgt formuliert:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n Q_{ijk}(t) * t_k \quad (34)$$

Wie weiter oben schon beschrieben, werden die Steifigkeitswerte für $E_{\perp}(t)$ und $G_{\perp\parallel}(t)$ bei sehr langen Belastungen relativ klein und es kann ebenso gut nach der Netztheorie berechnet werden [3, p. 307].

4.3 Viskoelastizität

Erhard [5, p. 109 ff] unterscheidet drei verschiedene Bereiche die bei Verformung von Kunststoffen unter äußerer Belastung auftreten. Diese überlagern sich und werden durch im Werkstoff ablaufende Schädigungen und Verformungen hervorgerufen. Sie sind von Temperatur und Zeit abhängig und je nach Werkstoff auch von Feuchte:

1. Die spontane elastische Verformung wird durch Verschiebung von Atomen und Valenzwinkelverschiebungen hervorgerufen und ist genauso spontan reversibel.
2. Der zeitabhängigen viskoelastischen Verformung liegt die Verformung und Entwirrung der teilweise knäuel-förmigen Molekülketten zu Grunde. Bei Entlastung stellt sich die Gleichgewichtslage zeitversetzt wieder ein. Sie ist also ebenfalls zeitabhängig reversibel.
3. Die zeitabhängige viskose Verformung ist irreversibel und setzt bei zunehmender Belastung ein. Die Molekülketten richten sich weiter parallel zur Zugrichtung aus, was eine Dichteänderung in diesen Bereichen zufolge hat.

Da die Begrenzungsflächen aber noch miteinander verbunden sind, entstehen noch keine Risse. Bei weiterer Zunahme der Belastung kommt es zur Rissbildung und somit auch zur makroskopischen Schädigung des Werkstoffes.

Nach Schürmann [3, p. 298] gilt ein Stoff als viskoelastisch, wenn bei diesem elastische und viskose Vorgänge zusammenwirken. Die elastischen Vorgänge können reversibel oder auch durch Abgabe von Wärme irreversibel ablaufen. Bei viskoelastischen Stoffgesetzen ist zu beachten, dass nicht nur Momentanwerte verknüpft sind, sondern der gesamte zeitliche Verlauf bis zum beobachteten Zeitpunkt eine Rolle spielt. Somit wäre die gesamte Vorgeschichte einzubeziehen. Dies erschwert jedoch eine allgemeine theoretische Betrachtung der Viskoelastizität. Deshalb beschränkt sich Schürmann auf die lineare Viskoelastizität, die für einen großen Bereich von Betrachtungen in Näherung ausreichend ist. Schürmann gibt auch an, dass die Temperatur einen großen Einfluss auf das viskoelastische Verhalten hat. Weiters gibt er an, dass Faser-Kunststoff-Verbunde mit duroplastischer Matrix bei niedrigen Spannungen in sehr guter Näherung linear viskoelastisches Verhalten aufweisen [3, p. 300]. Wiedemann [25, p. 497] gibt in Bezug auf FKV an, dass sich Kunststoffe vor allem bei Wärme viskoplastisch oder viskoelastisch verhalten, wobei Glas- und Kohlefasern keine und Aramidfasern nur geringe Viskosität zeigen. Entsprechend den Eigenschaften von FKV gibt Wiedemann weiters an, dass für den Fall, dass die Kunststoffmatrix durch die Fasern weitestgehend entlastet wird, sich Kriech- und Dämpfungsfaktoren verringern. Da selbst komplizierte Analysemodelle das wirkliche Verhalten der Kunststoffe nur bedingt genau erfassen, wird vorgeschlagen, von empirischen Kriechkurven der Verbundwerkstoffe auszugehen und die Verformung unter veränderlicher Belastung oder die Lastumlagerung in Zeitschritten zu berechnen.

4.4 Rheologische Modelle

Die Rheologie (vom altgriechischem Verb $\rho\epsilon\iota$, sprich: rhei „fließen“) behandelt die Lehre vom Fließen von Fluiden und das elastische Verhalten von festen Stoffen. Ihre Hauptelemente stellen die lineare Elastizität, Viskosität und Plastizität dar. Diese werden durch Feder-, Dämpfer-, oder Reibelemente beschrieben. Kriechverläufe lassen sich durch rheologische Modelle idealisieren. Diese geben zwar die physikalischen Abläufe bei Belastung nicht richtig wieder, aber sind dafür mathematisch einfach zu beschreiben. Die wichtigsten sind in Abbildung 6 dargestellt

und folgend aufgelistet³:

- Das Hooke-Element: $\varepsilon * E = \sigma$
- Das Newton-Element $\dot{\varepsilon} * \eta = \sigma$
- Der Maxwell-Körper: bestehend aus in Serie geschalteten Hooke- und Newton-Elementen: $\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta}$
- Der Kelvin-Voigt-Körper bestehend aus parallel geschalteten Hooke- und Newton-Elementen: $\sigma = E * \varepsilon + \eta * \dot{\varepsilon}$
bzw. $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} * \left(1 - e^{-\frac{E}{\eta} * t}\right)$

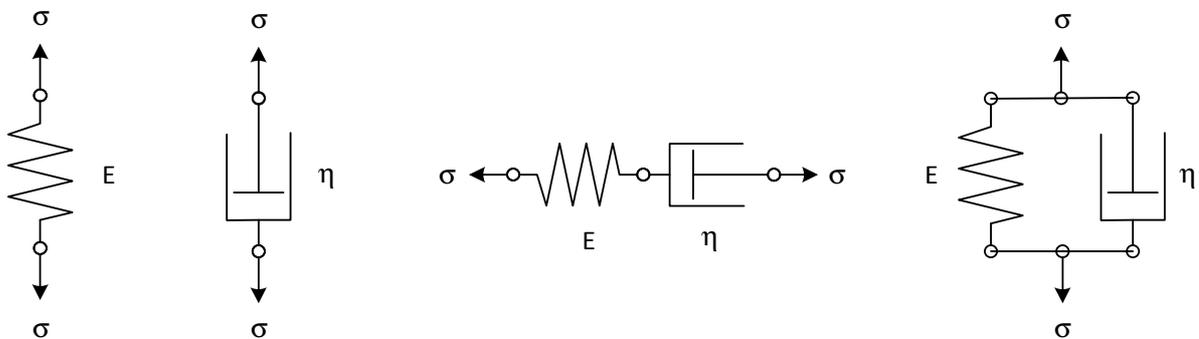


Abbildung 6: v. li. n. re.: Hooke- und Newton-Elemente, Maxwell- und Kelvin-Körper

Die Modellrheologie bietet zwar keine exakte Abbildung der Wirklichkeit, jedoch können Kriech- und Relaxationsvorgänge bestimmt, ineinander umgerechnet und bei gegebenem Zeitverlauf der Belastung der Zeitverlauf der Verzerrung berechnet werden [3, p. 203].

Rheologisches Modell von Kunststoffen

Das einfachste Modell, um einen Kunststoff darzustellen, ist laut Schürmann [3, p. 302 f] das Burgers-Modell, ein 4-Parametermodell. Es besteht aus einem in Serie geschalteten Kelvin-Voigt- und einem Maxwell-Körper.

Schürmann kritisiert jedoch, dass das Burgers-Modell Versuchsergebnisse nicht in allen Zeitbereichen gleich gut wiedergibt [3, p. 315]. Er schlägt vor, die Parameter des Modells zeitabhängig zu machen, um so die unterschiedlichen Werte zu kompensieren. In Abbildung 7 ist das Burgers-Modell nach DIN 13 343 [26] aufgezeichnet.

³ E, ε und η gelten hier als Äquivalent für Zug-, Druck- oder Scherbeanspruchung.

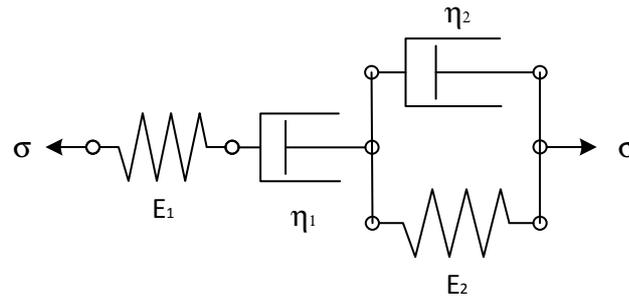


Abbildung 7: Burgers-Modell

Die mathematische Gleichung für das Burgers-Modell zwischen Spannung und Dehnung lautet wie folgt:

$$\sigma + \left(\frac{E_1 \eta_1 + E_1 \eta_2 + E_2 \eta_1}{E_1 E_2} \right) \dot{\sigma} + \frac{\eta_1 \eta_2}{E_1 E_2} \ddot{\sigma} = \eta_1 \dot{\epsilon} + \frac{\eta_1 \eta_2}{E_2} \ddot{\epsilon} \quad (35)$$

oder in anderer Form nach Erhard [5, p. 123]:

$$\epsilon = \left[\frac{1}{E_1} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{E_2} \left(1 - e^{-\frac{t * E_2}{\eta_2}} \right) \right] \sigma \quad (36)$$

In Abbildung 8 sind die einzelnen Teile der Formel (36) schematisch aufgezeichnet. Die gesamte Verformung bei Zugbelastung errechnet sich nach Erhard aus einem Teil spontaner elastischer Verformung, einem Teil viskoser Verformung und einem Teil relaxierender Verformung. Im Gegensatz zum Findley-Ansatz können über das Burgers-Modell elastische, viskose und relaxierende Verformungen dargestellt werden. Dies trägt zum Verständnis des Verformungsverhalten bei Be- und Entlastung bei [24, p. 5].

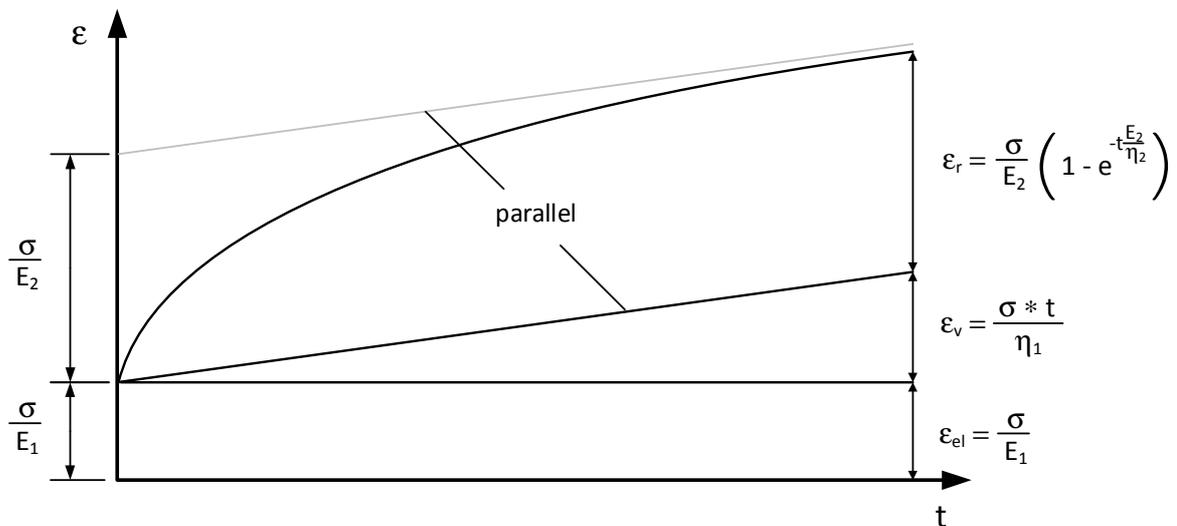


Abbildung 8: Viskose Verformung nach sprunghafter Belastung [5]

Rheologisches Modell von Fasern

Nach Schürmann [3, p. 313] ist bei Fasern in guter Näherung anzunehmen, dass sie nicht kriechen. Insofern gilt für die Vorzugsrichtung der Faser annähernd das gleiche Modell wie für die meisten metallischen Werkstoffe bei Raumtemperatur: eine Hooke'sche Feder.

Rheologisches Modell von FKV

Da sich Fasern also generell nicht mit der Zeit verformen, wird für das rheologische Modell von FKV das gleiche Modell wie für Kunststoffe verwendet. Das Federsystem der Faser-Kunststoff-Verbunde wird somit in das Federsystem des Burgers-Modell überführt. Nach Schürmann [3, p. 313] würde sich die experimentelle Ermittlung von Kriechkurven längs der Faserrichtung nicht lohnen, da $E_{||}(t)$ über die Netztheorie berechnet werden kann.

4.5 Prüfungen

In diesem Kapitel wird auf verschiedene Prüfungen zum Langzeitverhalten von Kunststoffen und Faser-Kunststoff-Verbunden eingegangen. Zum Ende des Kapitels wird zusätzlich, dem Titel dieser Arbeit entsprechend, auch noch ein Prüfstand vorgestellt.

Prüfung von Kunststoffen

Der Zeitstand-Zug-Versuch nach DIN EN ISO 899-1 [27] sowie der Zeitstand Biegeversuch nach DIN EN ISO 899-2 [28] dienen als Standardprüfungen im Zeitstandsbereich. Da Langzeitversuche durch ihre Natur zeit- und außerdem kostenaufwendig sind, kommt immer öfter eine Schnellprüfmethode zum Einsatz, die auf dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip beruht. Es wird hierbei davon ausgegangen, dass höhere Temperaturen und geringere Zeiten gleiche Kriecheffekte an Werkstoffen hervorrufen, wie niedrige Temperaturen bei längeren Zeiten [12, p. 94]. Sarabi [12] und Schürmann [3] empfehlen aber weiterhin, Versuche zur Kontrolle des Langzeitverhaltens nicht außer Acht zu lassen.

Dallner und Ehrenstein [24, p. 22] geben für die Extrapolationsstrategien zu Langzeitversuchen folgende Vor- und Nachteile an:

<u>Modell / Prinzip</u>	<u>Vorteile</u>	<u>Nachteile</u>	<u>Extrapolationsgüte</u>
Findley-Modell	einfache Anpassung gute Extrapolationsfähigkeit	kein asymptotischer Kurvenverlauf	gut geeignet
Burgers-Modell	asymptotischer Kurvenverlauf exakte Beschreibung der Kriechkurven	viele Parameter schwierige Anpassung lange Messzeiten erforderlich	ohne Kombination mit Findley nur bedingt geeignet
Zeit-Temperatur- Verschiebung	kurze Messzeiten	aufwändige Ermittlung von Masterkurven Extrapolation oft mit erheblichen Abweichungen	mit Einschränkungen geeignet

Tabelle 2: Vor- und Nachteile der Extrapolationsstrategien

Prüfung von FKV

Nach Pusch [29, p. 539] ist die Prüfung von Faser-Kunststoff-Verbunden ein komplexes Gebiet, welches eine umfassende Charakterisierung solcher Strukturen beinhalten muss und auf Grund der Vielfalt der existierenden Verfahren nicht vollständig dargestellt werden kann. Pusch gliedert die Prüfungen in folgende Gruppen:

- Prüfungen ohne mechanische Belastung
- Prüfungen mit hoher Verformungsgeschwindigkeit
- Prüfungen mit geringer Verformungsgeschwindigkeit.

Prüfungen zur Retardation oder Relaxation fallen hier in den dritten der aufgezählten Bereiche.

Langzeitversuche werden, hauptsächlich wegen der technisch einfacheren Realisierbarkeit, eher als Kriechversuche denn als Relaxationsversuche durchgeführt. Nach Schürmann [3, p. 313] wird das Langzeitverhalten ausschließlich von der Kunststoffmatrix bestimmt und geprägt. Daher gibt es Überlegungen, die Prüfungen an unverstärkten Kunststoffen durchzuführen und mittels halb-empirischer Berechnungen auf FKV umzurechnen. Für Kunststoffe, für die Kriechkurven in Datenblättern angegeben werden, ist dies eine sinnvolle Vorgehensweise. Größere

Unstimmigkeiten sind hierbei jedoch möglich, da es durch sehr lange Belastungszeiten zu Mikrorissen und Schädigungen in der Matrix kommen kann. Schürmann [3, p. 314] sieht vor allem Versuche bezüglich E_{\perp} und $G_{\perp\parallel}$ als sinnvoll an, da E_{\parallel} hauptsächlich von der Faser abhängt und die Zeitabhängigkeit der Querkontraktionszahl berechnet werden kann. In Abbildung 9 ist links eine Zug-Prüfung, rechts eine kombinierte Zug/Druck Torsions-Prüfung für Rohrquerschnitte schematisch aufgezeichnet. Konzepte für Kriechprüfstände nach Schürmann [3, p. 313]:

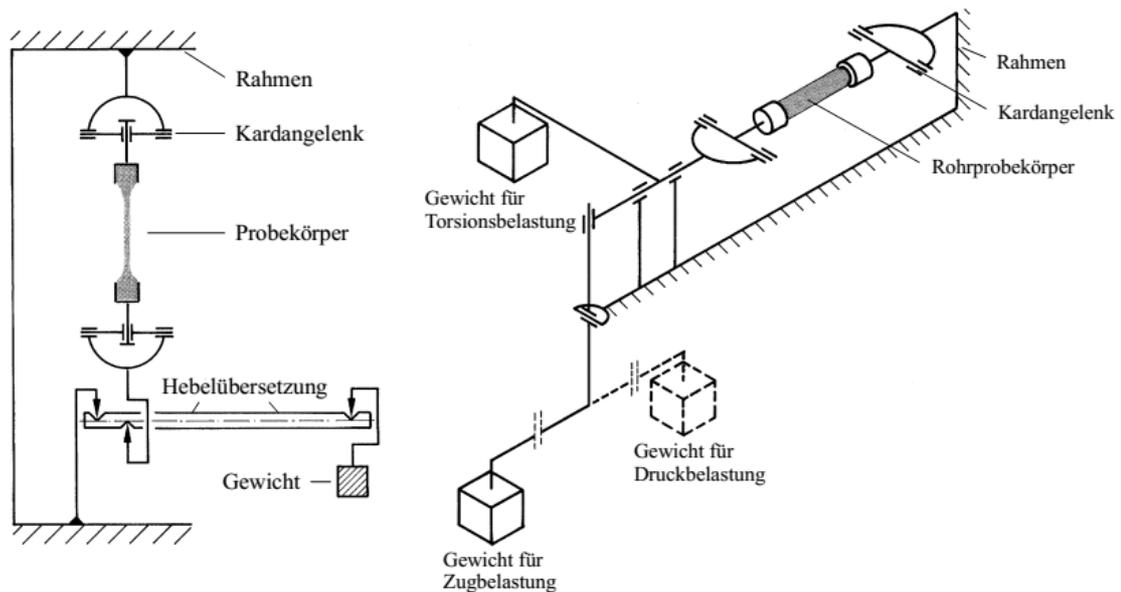


Abbildung 9: Konzepte für Kriechprüfstände nach Schürmann [3, p. 313]

Prüfung zur Elastokinematik

Heißing und Ersoy [8, p. 511 f] geben für elastokinematische Tests den Prüfstand Kinematics & Compliance Rig der Firma K&C Rig als maßgebend an. Man kann bei diesem kinematische und elastokinematische Kenngrößen unterscheiden. Bei kinematischen Tests ist die Achse fest eingespannt und die Räder werden schwingend ein- und ausgefedert. Spur, Sturz und Radmittelpunktsbewegungen werden dabei festgehalten. Bei elastokinematischen Tests wird auch die Achse fest eingespannt, nur werden dann Belastungen an den Radaufstandspunkten in Längs- und Querrichtungen aufgebracht. Auch hier werden Spur, Sturz und Radmittelpunktsbewegungen aufgezeichnet.

Diese Tests haben jedoch keinen Bezug zu Kriechtests oder ähnlichem, da die Belastungen schnell schwingend aufgebracht werden. Jedoch geben Tests zur Elastokinematik gute Aufschlüsse über den Komfort eines Fahrwerks.

4.6 Mechanische Grundlagen bei Biegung und Torsion

In diesem Kapitel angegebene Formeln basieren auf den Grundlagen der Mechanik und gelten für lange schlanke Stäbe. Die Berechnungen sind unter anderen bei Dankert [6] zu finden.

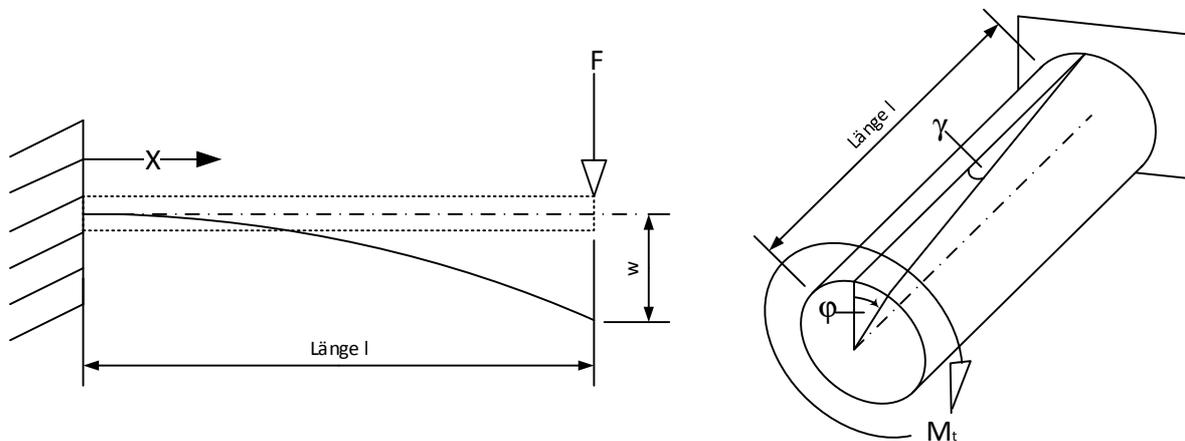


Abbildung 10: Absenkung bei Biegung li. und Verdrillung bei Torsion re.

Berechnung zur Absenkung w der durch die Kraft F hervorgerufenen Durchbiegung. Für isotropes Werkstoffverhalten werden folgende Berechnungen verwendet:

$$w = \frac{F * l^3}{6 * E * I} * \left[2 - 3 * \frac{l-x}{l} + \left(\frac{l-x}{l} \right)^3 \right] = \frac{F * l}{6 * E * I} * x^2 \left(3 - \frac{x}{l} \right) \quad (37)$$

Für die Verdrillung gilt:

$$\Delta\varphi = \frac{M_t * l}{G * I_p} \quad (38)$$

Mit dem Flächenträgheitsmoment I_x und dem polaren Flächenträgheitsmoment I_p für Kreisquerschnitte:

$$I_x = \frac{(d_a^4 - d_i^4) * \pi}{64} \quad I_p = \frac{(d_a^4 - d_i^4) * \pi}{32} \quad (39)$$

Für Laminate müssen E-Modul und Schub-Modul gesondert berechnet werden. Die Formeln der Flächenträgheitsmomente sind ohne Änderung zu übernehmen. Nach Schürmann [3, p. 266] sollen, wie auch bei den einzelnen Schichten schon erwähnt, experimentell ermittelte Werte für ganze Laminate Verwendung finden. Rechnerisch können die Ingenieurskonstanten wie folgt ermittelt werden. Für einachsige Belastung ohne Querkontraktionsbehinderung (QKB) und somit reine Zug-Belastung gilt:

$$E_x = \frac{1}{(A^{-1})_{11} * t} \quad G_{xy} = \frac{1}{(A^{-1})_{66} * t} \quad (40)$$

Die ABD-Matrix wurde bereits im vorangegangenen Kapitel angegeben. Die Einheit der A-Matrix ist [N/mm]. t ist in den Formeln mit der Laminatdicke gleichzusetzen. $(A^{-1})_{11}$ ist der 1 1-Koeffizient der invertierten Scheibensteifigkeitsmatrix. Schürmann gibt im gleichen Zug an, dass bei Biegebelastung mit der Plattensteifigkeitsmatrix gerechnet werden muss.

Für die Ingenieurskonstanten inklusive Querkontraktionsbehinderung und somit Biegebelastungen geben Schürmann [3, p. 338], er schreibt bei seinen Berechnungen, über einen Rechteckstab; und auch Kaw [23, p. 435], mit D als Plattensteifigkeitsmatrix, folgende Berechnungen an:

$$E_x = D_{11} \frac{12}{t^3} \quad G_{xy} = D_{66} \frac{12}{t^3} \quad (41)$$

Für den Schubmodul erhält man mit und ohne QKB mit den genannten Formeln dieselben Ergebnisse solange A- und D-Matrix voneinander entkoppelt sind.

Gay [22, p. 303] berechnet die gesamt Steifigkeit des Stabes aus den Einzelsteifigkeiten der Schichten. Der Schubmodul wird bei Gay ähnlich berechnet.

$$E_x * I_x = \sum_i E_{x,i} * I_{x,i} \quad (42)$$

Metiche und Masmoudi [30] berechnen das E-Modul des gesamten Laminats über den prozentuellen Anteil einzelner Schichten:

$$E_x = \sum_i E_i * (P_i) \quad (43)$$

Mit $I_{x,i}/I_{ges} = P_i$ lässt sich zeigen, dass die Berechnung des E-Moduls von Gay und den Autoren Metiche und Masmoudi auf den gleichen Grundlagen basieren.

Nach [21] gilt für die Steifigkeitsberechnungen von FKV, dass sowohl die Schicht als auch das Laminat als homogen betrachtet werden können und die Steifigkeit des Laminates sich aus den Summen der Schichtsteifigkeiten ergibt. Die Festigkeitsberechnung von Laminaten, auf die in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen wird, ist hingegen komplexer und hierbei darf auf die Inhomogenität nicht verzichtet werden. Zur ABD-Matrix und der Koppelung zwischen A- und D-Anteil wird weiters erklärt: Bei rotations-symmetrischen FKV-Schalen kommt der Kopplungseffekt aus Gründen der Symmetrie nicht zum Tragen und man kann das Platten- und Scheibenproblem gesondert betrachten [21, p. 62].

5 Proben

Da es technisch nicht möglich ist, mit der vorhandenen Wickelmaschine Rohre mit Winkeln von 0° oder 90° zu produzieren, wurden die Winkel noch vor Beginn der Arbeit nach Erfahrungswerten gewählt. Es sollten Proben mit den Winkeln 15° , 30° und 45° hergestellt werden, wobei die Probengeometrie der Rohre mit 8 mm Außendurchmesser und 6 mm Innendurchmesser festgelegt wurde. Um der Forderung nachzukommen, eine gerade Anzahl an Lagen zu verwenden und um den gewählten Außendurchmesser zu erreichen, wurde entschieden, jeweils 4 Lagen pro Probe zu wickeln.

Die Probenlänge wurde unter anderem auch vom verwendeten Ofen zum Tempern der Proben limitiert und belief sich auf 540 mm. Um Einlauffehler am Anfang und am Ende der Proben zu eliminieren, wurden die Proben an beiden Enden gekürzt und schließlich auf 330 mm zugeschnitten.

5.1 Proben aus FKV

Es wurden CFK-Proben gewählt da es nach Schürmann [3, p. 39 f] wesentlich „einfacher“ ist, mit Kohlenstofffasern zu konstruieren, denn im Gegensatz zu Glasfasern nehmen die Kohlenstofffasern durch ihre hohe Steifigkeit deutlich mehr Last als die schwächere Matrix auf und entlasten diese somit. Durch die geringe Dehngrenze der C-Faser entstehen in einem CFK-Laminat so auch sehr viel später Risse in der Matrix oder der Verklebungsschicht zwischen Matrix und Faser als bei GFK-Laminaten.

Es kam ein Prepreg bzw. Towpreg der Firma TCR Composites mit dem Faserwerkstoff: T700 SC – 12k – 50C der Firma Toray und dem Matrixwerkstoff: UF 3369 – 100, einem Epoxidharz der Firma TCR, zum Einsatz. Die Datenblätter zu den verwendeten Werkstoffen und der Berechnungskennwerte sind im Anhang zu finden.

Prepregs (*Preimpregnated Fibers*) sind eine Sonderform der FKV, bei diesen Halbzeugen sind die Fasern schon in eine vorgehärtete Matrix bzw. Harz-Härter-Mischung eingebettet. Durch Lagerung bei tiefen Temperaturen wird verhindert, dass Harz und Härter frühzeitig reagieren und polymerisieren. Schürmann [3, p. 146 f] gibt an, dass Prepregs sich aus der Forderung heraus, hochviskose Harze zu verwenden und einen hohen Faservolumenanteil zu realisieren, entwickelten. Auch die Reproduzierbarkeit ist bei Prepregs eher sichergestellt als beim Handlaminierverfahren. Der Begriff Prepreg beschreibt ausschließlich endlosfaserverstärkte UD-Bänder, Gewebe und Multiaxialgelege. Beim Harz-Härter Gemisch unterscheidet man drei Vernetzungsgrade: A (nicht vernetzt), B (leicht vernetzt) und C (vollständig vernetzt).

Jeweils drei Proben mit den Wickelwinkeln 15° , 30° und 45° wurden für die Versuche produziert. Davon war jeweils eine Probe für den Biege-, eine Probe für den Torsionsversuch und eine Probe als Ersatz bestimmt. Bedingt durch den Wickelprozess konnte zwar der verlangte Innendurchmesser von 6 mm, bedingt durch den Wickelkern, jedoch nicht der Außendurchmesser von 8 mm eingehalten werden. Der tatsächliche Außendurchmesser der verwendeten Proben ist bei den jeweiligen Grafiken der Prüfungen angegeben. Der Durchmesser wurde an mehreren Stellen des Rohres gemessen und der Mittelwert daraus gebildet.

5.1.1 Wickeln

Die Proben wurden kreuzungsfrei in je 4 Schichten in der Art $[\alpha, -\alpha, \alpha, -\alpha]$ gewickelt.

Richtung und Definition des Wickelwinkels wurde von Schürmann [3] übernommen, der in seinem Werk nach dem amerikanischen System arbeitet. In Abbildung 11 ist dies bezogen auf die Wickelmaschine und den Rohrkern schematisch aufgezeichnet. In den VDI-Richtlinien [21, p. 12] ist die positive Richtung in entgegengesetzter Richtung angenommen.

„Der Faserwinkel α hat einen positiven Wert, wenn man durch eine mathematisch positive Drehung – d.h. entgegen dem Uhrzeigersinn – von der x-Richtung (Laminat-KOS) in die 1-Richtung (Schicht-KOS) gelangt.“ [3, p. 208].

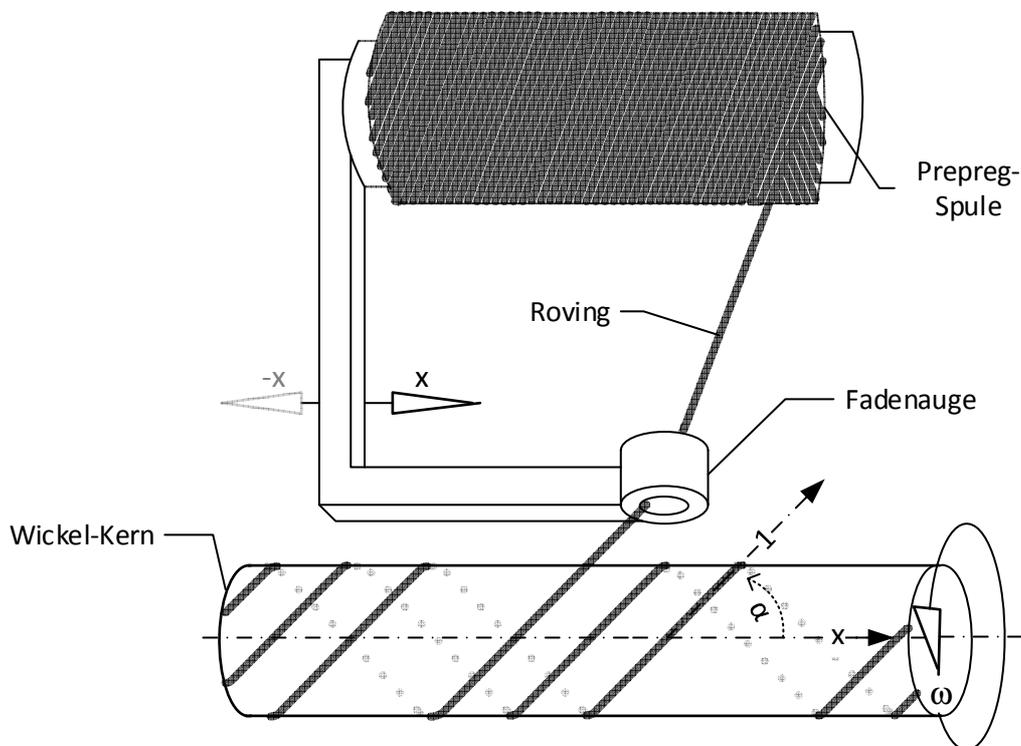


Abbildung 11: Definition des Faser-Wickelwinkels

Auf Abbildung 12 sind Wickelfehler zu sehen, die durch z.B. die unterschiedliche

Dicke des Roving-Fadens oder auch durch das Umschlagen des Rovings zustande kamen. Bei dieser Probe wurde eine komplette Lage von 15° mit 6 Hüben und einer Überdeckung von 1,0 gewickelt. Fehler in der ersten Schicht konnten sofort erkannt und durch Herabziehen und neuerliches Wickeln des gleichen Hubes ausgebessert werden. Durch den farblichen Unterschied zwischen dem schwarzen Roving und dem polierten Metall war dies sofort während des Wickelvorgangs möglich. Schwieriger gestaltete sich das Erkennen von Wickelfehlern dieser Art bei den darüber liegenden Lagen. Während des Wickelvorganges musste das Fadenauge beobachtet werden, um Umschläge oder zu große Breitenunterschiede an dem Roving sofort zu erkennen. Nicht erkannte Fehler dieser Art führen dazu, dass derartige Fehlstellen beim Aushärten im Ofen mit überschüssiger Kunststoffmatrix aufgefüllt werden, somit wird der relative Faservolumenanteil gemindert. Solche Fehler sind nach dem Ausbacken nicht mehr bzw. nur an den Außenseiten zu erkennen.



Abbildung 12: Möglicher Wickelfehler

Die für die Prüfung verwendeten Proben wurden mit einer Überdeckung von 1,0 gewickelt. Ein höherer Wert hilft zwar, die Breitenschwankung des Rovings auszugleichen, jedoch wurde eine hohe Welligkeit des fertigen Rohres festgestellt. Auf Abbildung 13 ist ein CFK-Rohr mit der Überdeckung von 1,2 und zum Vergleich auf Abbildung 14 mit 1,0 abgebildet. Diese Rohre wurden jeweils mit 4 Lagen und mit 45° Faserwinkel gewickelt.



Abbildung 13: CFK-45°-Probe mit Überdeckung = 1,2



Abbildung 14: CFK-45°-Probe mit Überdeckung = 1,0

5.1.2 Härten

Das Härten bzw. Tempern dient dazu, die einzelnen Wickelschichten zu konsolidieren, das Harz zu verfestigen und außerdem mögliche Fehlstellen, die z.B. durch das Umschlagen des Rovings entstehen, über die Matrix aufzufüllen. Die einfachste und auch hier gewählte Methode ist das Härten mit Shrinktape in einem typischen Ofen. Das gewickelte Rohr verbleibt auf dem Kern und wird mit einem thermoplastischen Band umwickelt. Durch die erhöhte Temperatur im Ofen zieht sich das Band zusammen. Durch den Druck werden die Schichten konsolidiert, außerdem wird überschüssiges Harz herausgepresst. Durch den Winkel und die benötigte Überdeckung des Bandes entsteht keine glatte Oberfläche, ersichtlich in Abbildung 13. Des Weiteren kann eine gewisse Faserwelligkeit auftreten, da durch die hohe Vorspannkraft die Fasern gequetscht werden und somit nicht mehr gerade liegen, dies kann zur Abminderung der Werkstoffeigenschaften führen.

Die in dieser Arbeit verwendeten Proben wurden mit einem Winkel von 85° mit HI-Shrinktape der Firma Dunstone – Breite: 13,3 mm Dicke: 0,05 mm – überlappend umwickelt und im Ofen bei 150 Grad über 1 Stunde und 30 Minuten ausgehärtet. Der Shrinktape-Wickelwinkel wurde über mehrere Vorversuche variiert, wobei mit 85° schließlich das beste Ergebnis erzielt wurde. Bedingt durch diesen Wert ergibt sich bei den Proben eine helixartige Struktur am Umfang der Probe mit 2 mm Abstand zwischen den einzelnen Erhöhungen an der Oberfläche (siehe Abbildung 15), die Erhebungen selbst sind in der Größenordnung von 0,1 mm im Durchmesser.

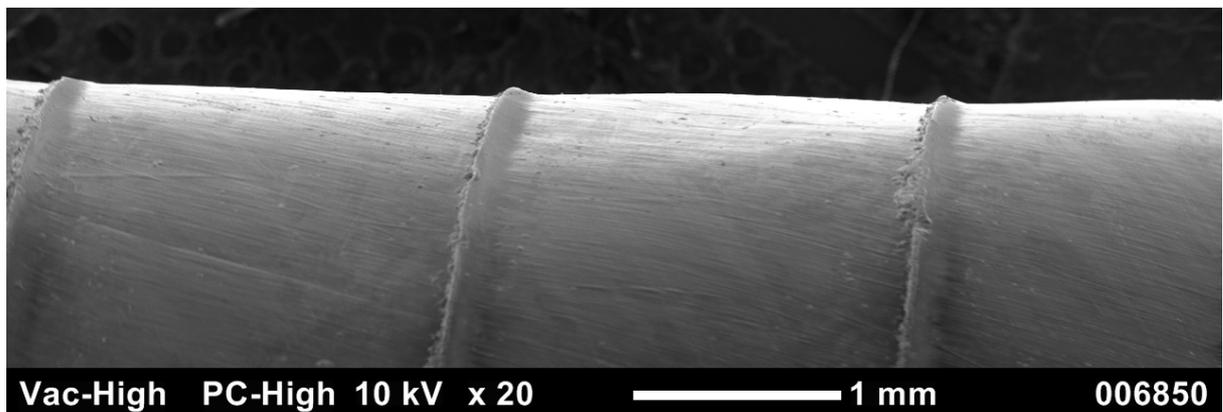


Abbildung 15: REM-Aufnahme einer CFK 15°-Probe

Eine weitere jedoch technisch anspruchsvollere Methode wäre es Rohre mit einem Vakuumsack im Autoklaven zu härten. Um beste Oberflächen zu erhalten, müsste der Kern im noch nicht gehärteten Zustand vom Rohr entfernt, der Rohling so in eine Negativ-Form gelegt und ein Vakuum-Sack durch das Rohr und über die Form gelegt werden, um unter Vakuum im Autoklaven auszuhärten. Bei einem Rohr dieser Größenordnung scheint dies jedoch nicht realisierbar zu sein.

5.1.3 Entformen

Das Entformen - das Trennen der gewickelten und gehärteten Probe vom Wickelkern - stellte sich anfänglich als relativ schwierig heraus. Nach Schürmann [3, p. 39 f] besitzen C-Fasern einen positiven thermischen Ausdehnungskoeffizienten quer zur Faserrichtung, in Faserrichtung jedoch einen negativen. Matrix und Stahl weisen auch jeweils einen positiven Wärmeausdehnungskoeffizienten auf. Um diesen Vorteil zu nutzen, wurde im Zuge der Wickelversuche versucht, die noch nicht getrennten Proben in einem Tiefkühlgerät abzukühlen und nach der Abkühlung zu entformen, doch hierbei konnte kein annehmbares Ergebnis erreicht werden. Versuche mit Aluminium als Kernwerkstoff waren nicht zufriedenstellend, da die Oberfläche des Kerns zu grob war, um den Kern herauszupressen, ohne die Proben zu zerstören. Versuche mit unbehandelten Stahlkernen, aber auch Versuche mit verschiedenen Trennmitteln brachten zuerst nicht den gewünschten Erfolg. Ebenso wurden mit Kolbenstangen eines Durchmessers von 6 mm und der Passung f7 aus poliertem CK 45 - Stahl der Firma Rohr-Mertl vorerst keine annehmbaren Ergebnisse erzielt. Da auch hier beim Versuch, die Probe vom Kern zu trennen, über den Einlaufbereich zerstört wurden.

Das beste Ergebnis wurde durch nochmalige Variation der Trennmittel und dem Hochtemperaturwachs Partall® der Firma R+G und dem zuvor genannten Kern aus poliertem CK 45 Stahl erzielt. Die Rohre mit dem Wickelwinkel von 45° ließen sich ohne größere Kraftanstrengung vom Stahlkern trennen, nachdem etwaige Kunststoffreste, die an den jeweiligen Enden des Rohres mit dem Kern verklebt waren, entfernt wurden. Bei den Rohren mit den Wickelwinkeln 30° und 15° konnte der Kern von den Rohren nur direkt nach dem Backen ohne größeren Kraftaufwand entfernt werden.

5.2 Referenzprobe aus Aluminium und Stahl

Die Referenzproben, mit dem Außendurchmesser $D_a = 8$ mm und der Wandstärke 1 mm, wurden über die Firma Fixmetall GmbH zugekauft. Es wurden jeweils drei Proben aus einem Rohr der Länge 1000 mm zugeschnitten. Stoffwerte wurden aus [31, 32] entnommen.

Stoffkennwerte der Aluminiumprobe (EN AW 6060 (T6) nach DIN 755-2)

- E-Modul: 70 GPa
- G-Modul: 27 GPa

Stoffkennwerte der Stahlprobe (E 235 nach DIN EN 10305-1)

- E-Modul: 210 GPa
- G-Modul: 81 GPa

6 Entwicklung des Prüfstandes

Nach anfänglichem Studium der vorhandenen Literatur und einschlägigen Normen wurde entschieden, den Prüfstand in Annäherung an Schürmanns schematischen Kriechversuchsstand (Abbildung 9) nach Art eines Kragträgers zu konstruieren, um mit ein und demselben Prüfaufbau Proben auf Biegung und Torsion zu prüfen. Der Halteblock nimmt die Proben einseitig auf, während auf der gegenüberliegenden Seite zur Belastung Gewichte angehängt werden. Im Zuge der Literatur- und Normenrecherche wurde festgestellt, dass Biegeprüfungen ausschließlich über 3- oder 4-Punkt-Biegeprüfungen realisiert werden, um der Steifigkeit der Einspannung, wie sie bei Kragträgern auftritt, entgegenzuwirken. Bei Torsionsprüfungen ist aber solch eine Einspannung über einen Teil des Umfangs der rohrförmigen Proben erforderlich. Zur Absicherung der Torsionsprüfung ohne Biegeeinfluss wurde zusätzlich ein Bauteil zum Stabilisieren des Rohres entwickelt, welches je nach Prüfungsart auf- und abgebaut werden kann. Eine Schelle sorgt auf der gegenüberliegenden Seite bei beiden Prüfungsarten für die Übertragung der Kräfte oder Momente.

Zwei unterschiedliche Versuchsdurchführungen wurden angestrebt. Bei der Versuchsdurchführung „Einpunktmessung“ wurde die Höhe der verwendeten Gewichte und somit der Belastung in Vorversuchen evaluiert. Es sollte, um Vergleichbarkeit zu gewährleisten, bei jeder Prüfung die gleiche spontane Absenkung oder Verdrehung eingestellt werden. Bei den Versuchen auf Biegung und Torsion sollte die erste Absenkung nach dem Anhängen des Gewichtes am gemessenen Punkt zwischen 6 und 7 mm betragen. Der Bereich von 1 mm wurde gewählt, da eine exakte Absenkung nicht wiederholt mit anderen Proben des gleichen Wickelwinkels erreicht werden konnte. Bei den Stahlproben konnte ein Bereich zwischen 6 und 7 mm nicht erreicht werden, da wegen der hohen Steifigkeit bei solch einer Absenkung die Streckgrenze des Werkstoffes erreicht werden würde. Daher wurde die Absenkung bei den Stahlproben verringert. Die verwendeten Gewichte wurden außerdem vor jedem Versuch mittels einer kalibrierten Waage gemessen und in den jeweiligen Kapiteln dokumentiert. Bei dieser Art des Versuchs wurde nur an einer Stelle der Probe die Absenkung bzw. Verdrehung gemessen und dokumentiert. Bei der Versuchsdurchführung „Dreipunktmessung“ kamen insgesamt drei Messuhren zum Einsatz, außerdem wurde hier nicht das angehängte Gewicht variiert, sondern mit jeweils demselben Gewicht auf Biegung und auf Torsion belastet.

Halteblock

Der Halteblock besteht aus einem Ober- und Unterteil, zwischen denen die Probe eingespannt werden kann. Er wurde aus einem Block der Stahlsorte CK 45 gefertigt

und auf Maß geschnitten. Danach wurden die beiden Teile voneinander getrennt. Ein Blech von 1 mm Dicke wird zwischen die beiden Teile eingefügt, woraufhin eine Bohrung mit einem Durchmesser von 8,1 mm 70 mm tief in den Block gebohrt wurde. Danach wurde das Blech wieder entfernt. So entstand ein Offset von einem Millimeter, welcher beim Zusammenschrauben der beiden Halteblockteile bewirkt, dass auch eine Probe mit kleinerem Durchmesser als die angegebenen 8 mm fest eingespannt werden kann.

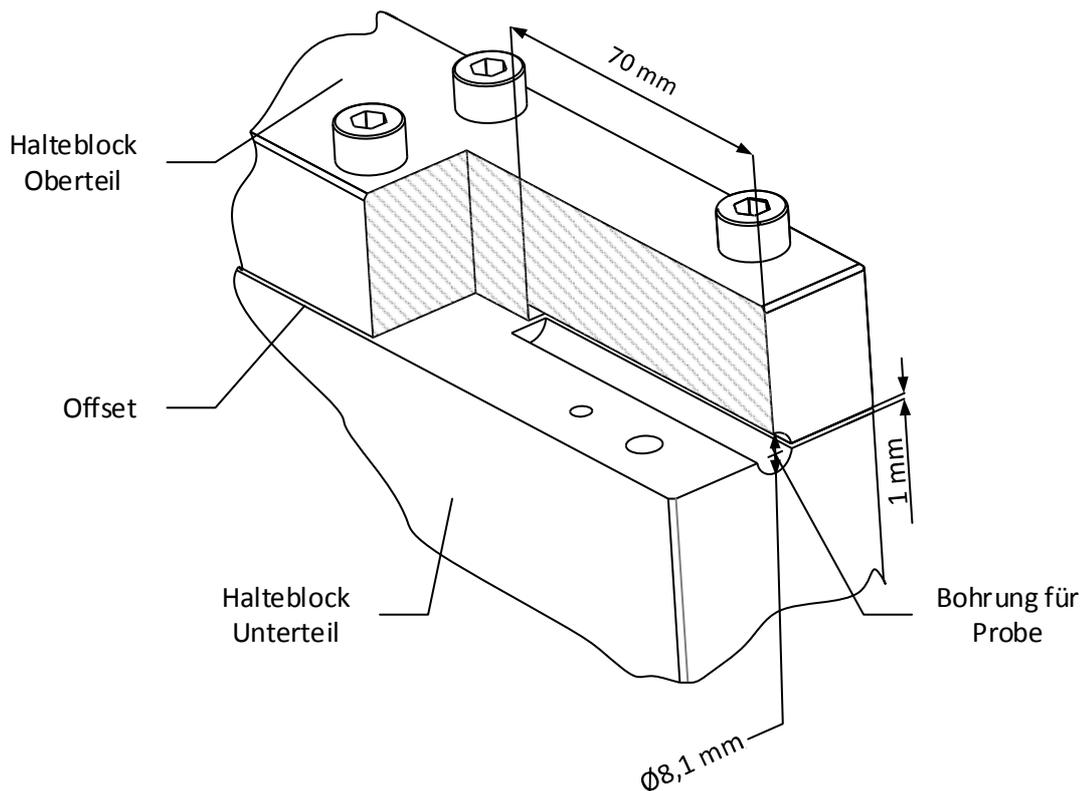


Abbildung 16: Detailansicht Halteblock

6.1 Prüfstand bei Biegung

In Abbildung 17 ist der fertige Versuchsaufbau bei Einpunktmessung - Biegung dargestellt. Die Messuhr wurde 200 mm von der Einspannung am Halteblock angesetzt und das Gewicht bei 250 mm in der gleichen Zählrichtung angehängt. Bei der Dreipunktmessung (siehe Abbildung 18) kamen, wie schon zuvor angemerkt, drei Messuhren zum Einsatz. Diese fanden Verwendung, um bei der Auswertung der Daten die Querschnittsverformung, die durch die Andruckkraft des Halteblocks entsteht, zu kompensieren und gegenzurechnen. Von der Außenkante des Halteblocks gesehen wurden die Uhren hier in einem Abstand von 10 mm, 110 mm und 210 mm aufgestellt. Das Gewicht war, wie auch schon bei der Einpunktmessung, an der Stelle von 250 mm angehängt.

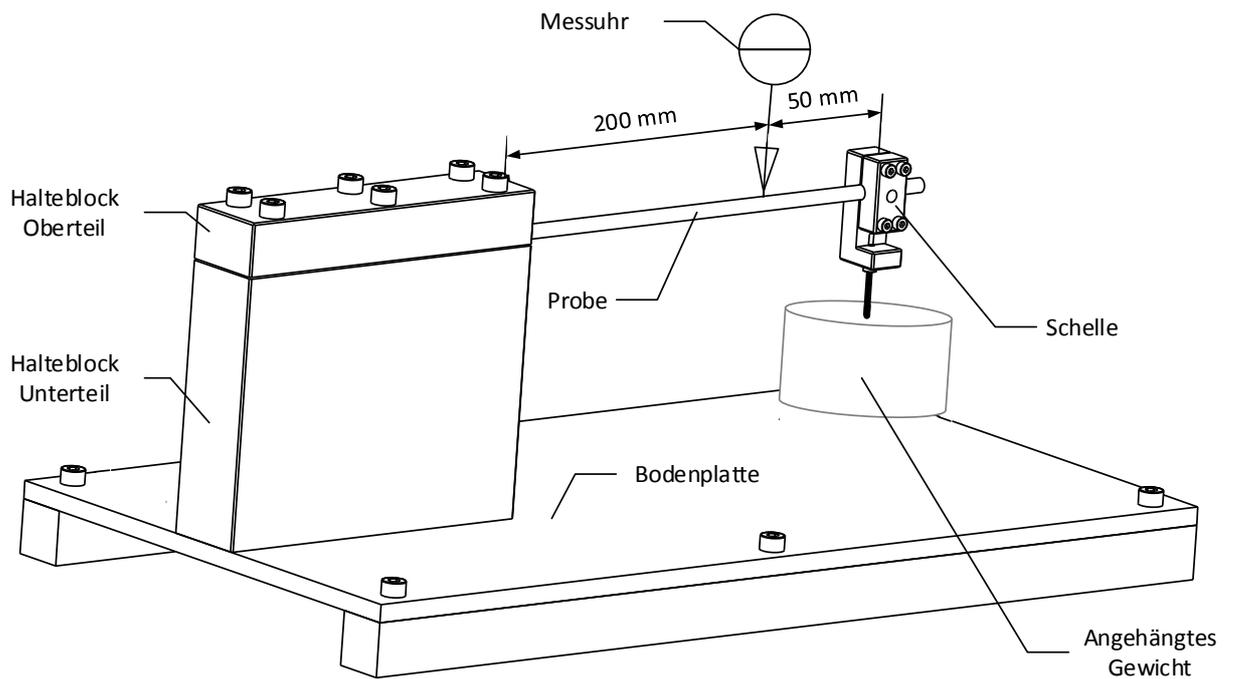


Abbildung 17: Prüfaufbau bei Biegung - Versuchsdurchführung Einpunktmessung

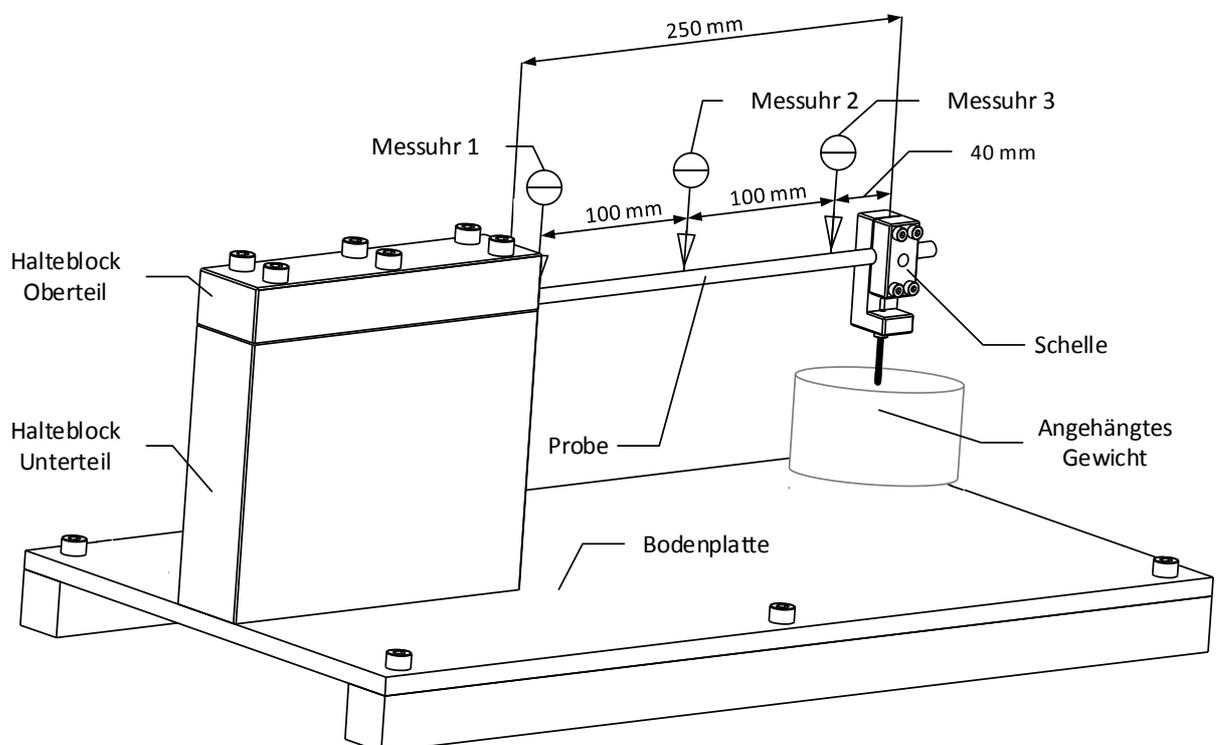


Abbildung 18: Prüfaufbau bei Biegung - Versuchsdurchführung Dreipunktmessung

Schelle

Die Schelle (siehe Abbildung 19) wird benutzt, um das jeweilige Gewicht zu befestigen. Dies gilt für die Biegeprüfung, als auch für die Torsionsprüfung. Bei der Prüfung zur Torsion wird das Gewicht mit einer Schnur an der Nut des Torsionsauslegers befestigt, bei der Biegung dagegen an der zentrischen Bohrung an der Unterseite des linken Schellen-Teils. Bei der Biegeprüfung können die Torsionsausleger, da diese hierbei nicht von Nutzen sind, abgeschraubt werden. Die Bohrung für die Probe hat mit 8,1 mm im Durchmesser die gleichen Maße wie der Halteblock. Auch der Offset mit 1 mm wurde beibehalten.

Das Gewicht der Schelle, mitsamt den vier Befestigungsschrauben, liegt bei 224,15 g. Der Torsionsausleger mit Nut wiegt 54,35 g, derjenige ohne Nut 58,04 g. Die angegebenen Werte bezüglich des Gewichts beinhalten bei der Biegeprüfung immer das Gewicht der Schelle, das angehängte Gewicht und das Gewicht der Schnur, die zum Befestigen verwendet wurde. Bei Angaben zum Gewicht bezüglich der Torsionsprüfung gilt hier nur die Summe von angehängtem Gewicht und verwendeter Schnur. Bei der Dreipunktmessung kamen zusätzlich zwei weitere Schellen hinzu, um die für die zwei zusätzlichen Messuhren geeigneten Ausleger zur Verdrehwinkel-Messung bereit zu stellen. Da bei diesen jedoch keine größeren Momente übertragen werden, konnten sie in einer weniger massiven Ausführung gefertigt werden. Das Gewicht der vom Halteblock aus gesehen Vorderen beläuft sich auf 114,90 g das der Hinteren auf 114,83 g, inkl. der Befestigungsschrauben.

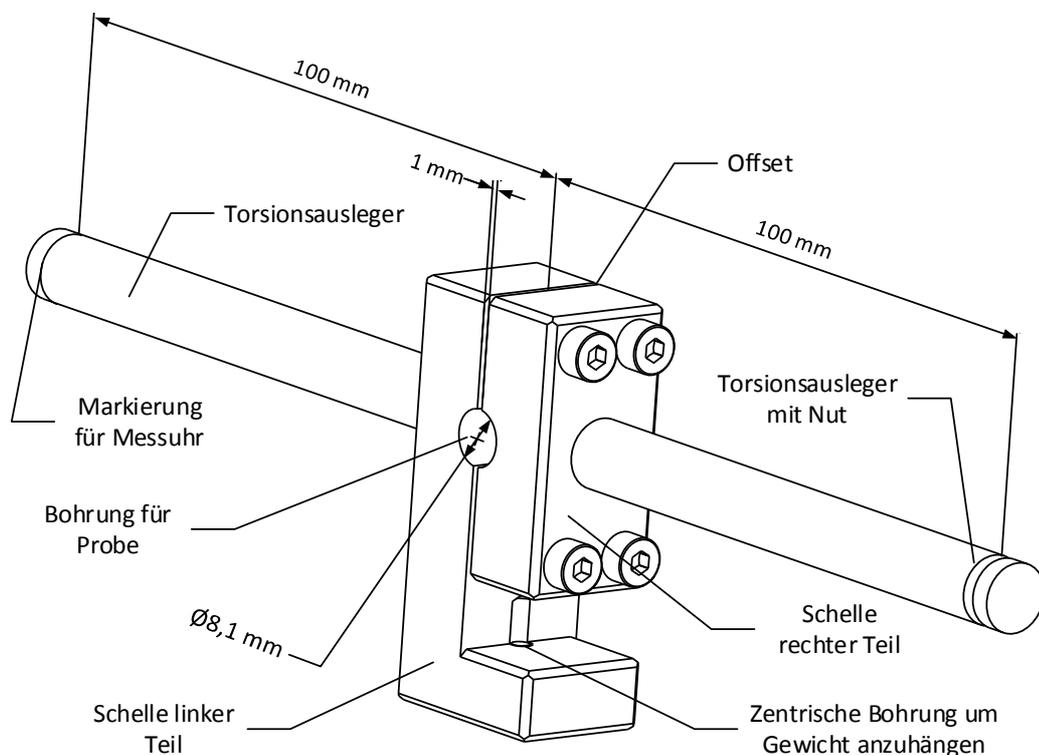


Abbildung 19: Schelle

6.2 Torsion

In Abbildung 20 ist der fertige Versuchsaufbau bei Prüfung auf Torsion in der Einpunktmessung dargestellt. Die Messuhr wurde hierbei 100 mm von der Probenachse entfernt über den Torsionsausleger angesetzt. Das Gewicht wurde bei 100 mm jedoch in der entgegengesetzten Richtung über den Torsionsausleger mit Nut angehängt. Die Achsen der Torsionsausleger schneiden sich mit der Probenachse in einem Abstand von 250 mm zur Außenkante des Halteblocks. Der Abstand zwischen den beiden gegenüberliegenden Flächen von Halte- und Torsionsblock beträgt 270 mm. Der Verdrehwinkel wurde über die Tangens-Funktion mit der beobachteten Absenkung an der Messuhr und dem Abstand zwischen Probenachse und Messuhr berechnet.

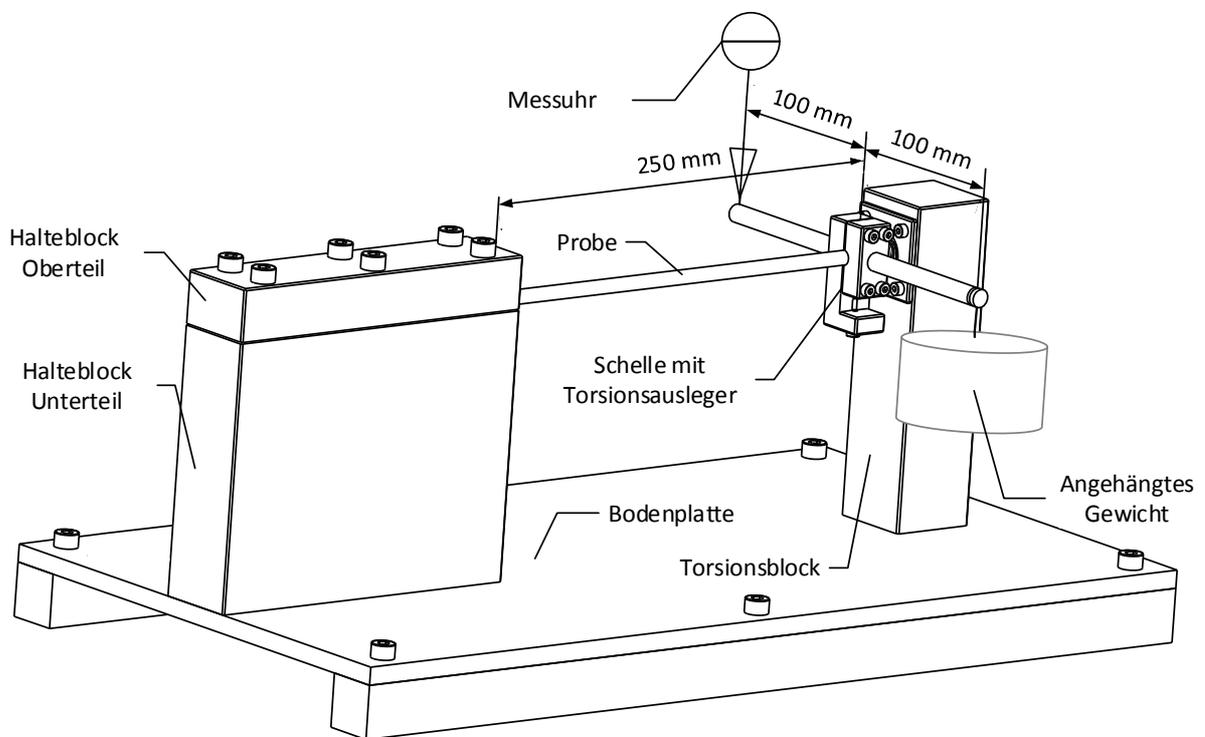


Abbildung 20: Prüfaufbau bei Torsion - Versuchsdurchführung Einpunktmessung

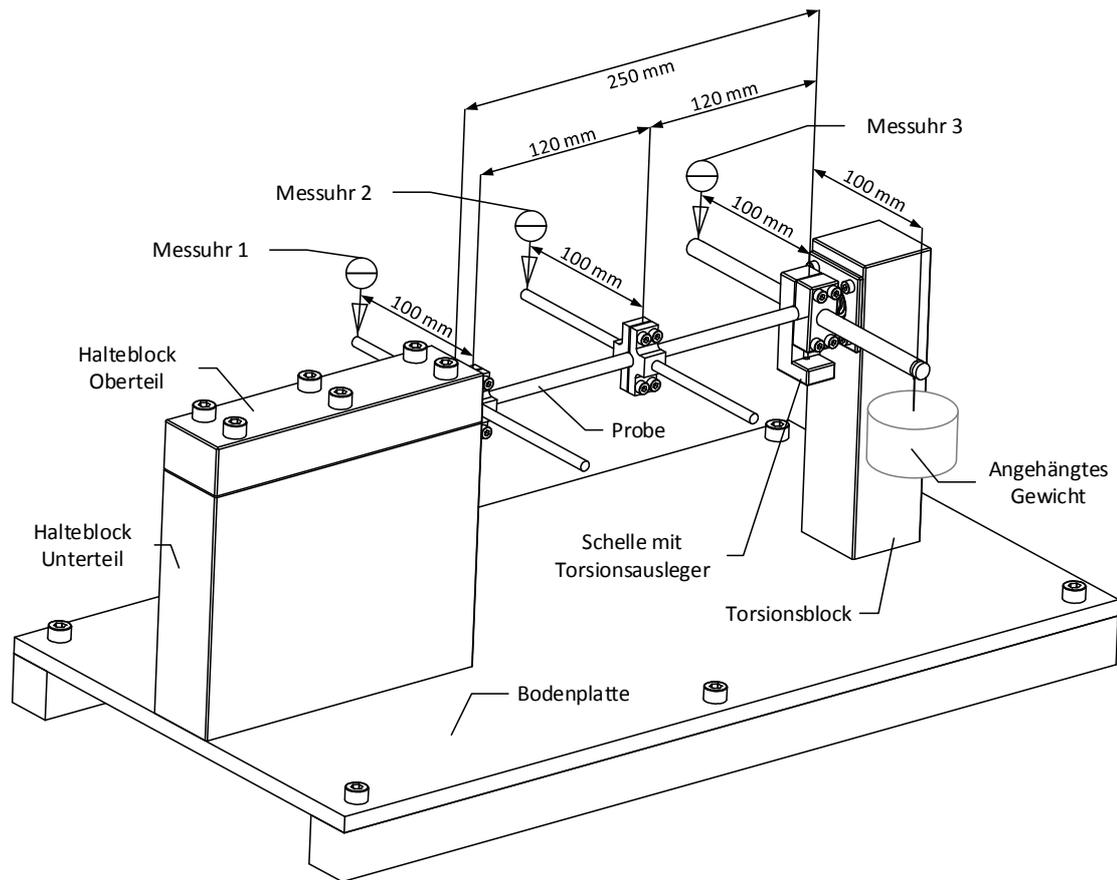


Abbildung 21: Prüfaufbau bei Torsion - Versuchsdurchführung Dreipunktmessung

Bei der Dreipunktmessung ist die Schelle, die das Drehmoment aufnimmt, im gleichen Abstand zum Halteblock platziert worden wie schon im Versuch mit einer Messuhr bei 250 mm. Die zusätzlichen Schellen wurden bei 10 mm und 130 mm montiert. Auch hier bezieht sich der Abstand auf die Achse des Torsionsauslegers und die Halteblock-Außenkante.

Torsionsblock

Die grundlegende Aufgabe des Torsionsblocks (Abbildung 22) ist es, die Probe während der Torsionsprüfungen horizontal zu halten, somit den Biegeeinfluss zu minimieren und eine reine Torsionsbelastung der Probe zu ermöglichen. Durch ein einreihiges Rillenkugellager der Firma SKF (Bezeichnung E2.629-2Z/C3) und einem passenden Stahlbolzen konnte dies realisiert werden. Der Bolzen wurde probenseitig mit dem Durchmesser von 6 mm und der Passung h7 gefertigt. Die Proben konnten so problemlos auf den Bolzen gezogen werden. Die zweite Funktion des Bolzens ist es, bei den FKV-Rohren Quetschungen und Verformungen, ähnlich wie bei der Einspannung des Halteblocks, zu unterbinden.

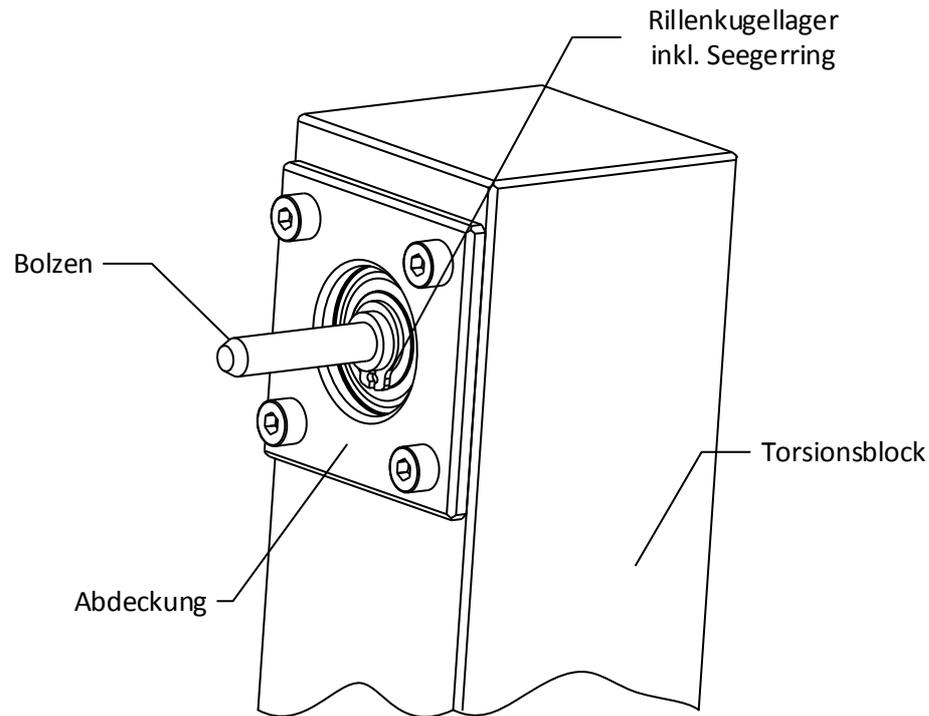


Abbildung 22: Torsionsblock

6.3 Messuhren

Die Absenkungen wurden per Messuhren ermittelt, wobei drei verschiedene Messuhren zum Einsatz kamen. Bei Vorversuchen wurde eine analoge Messuhr der Firma Horex vom Typ 43 1980 10/58 verwendet. Wegen der einfacheren Handhabung wurde diese bei den späteren Einpunktmessungen gegen eine digitale Messuhr ausgetauscht, hier kam das Modell Mitutoyo Digimac ID-S1012 zum Einsatz.

Bei der Dreipunktmessung kamen die eben erwähnten Messuhren zum Einsatz. An Stelle 1 die Horex 43 1980 10/58, an Stelle 2 die Mitutoyo und an dritter Stelle eine Horex 43 3060 50/58. Die Stellen 1, 2 und 3 entsprechen den Messuhren 1, 2 und 3 in Abbildung 18 und Abbildung 21. Die technischen Daten können aus dem Anhang entnommen werden. Bei der Einpunktmessung kam ein Messuhrtester mit horizontal zylindrischer Form zum Einsatz, der Durchmesser dieses Zylinders betrug 2 mm. Der Taster wurde jeweils am angegebenen Messpunkt bei den Biegeversuchen mit der Zylinderachse im rechten Winkel zur Probenachse angesetzt, bei den Torsionsversuchen im rechten Winkel zur Achse des Torsionsauslegers (siehe Abbildung 23).

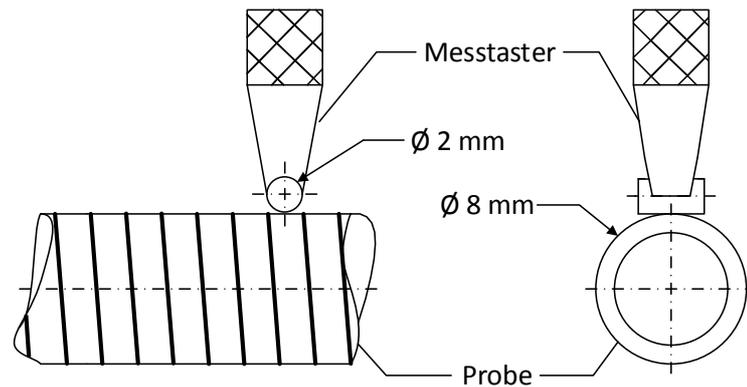


Abbildung 23: Positionierung des Messtasters bei Biegung - Einpunktmessung

Bei der Dreipunktmessung kamen kugelförmige Messtaster zum Einsatz, zusätzlich wurden an den Messpunkten vor der Prüfung zurechtgeschnittene Hasberg-Bänder angeklebt. Hasberg-Bänder sind rostfreie kaltgewalzte Fühlerlehrenbänder mit einer blanken Oberfläche. Diese sollten Rauigkeitseinflüsse der Proben unterbinden.

Die Messuhren wurden vor dem ersten Einsatz mit Parallelendmaßen auf ihre Genauigkeit überprüft. Bei dieser Überprüfung konnte keine Abweichung zu den jeweils verwendeten Endmaßen festgestellt werden, die Ergebnisse blieben immer im bzw. unter dem Bereich der Messtoleranz von 0,01 mm. Die Messtoleranz von 0,02 mm der Mitutoyo wurde nie erreicht. Zusätzlich wurden die Messuhren über 24 Stunden auf eine Granitplatte aufgesetzt, um etwaige Setzungsvorgänge im Messgerät zu dokumentieren. Es konnte jedoch über die definierte Zeit keine Änderung beobachtet werden.

6.4 Aufzeichnung der Daten

Während der Vorversuche wurde der abgelesene Wert der Messuhr in gewissen Abständen manuell dokumentiert. Diese Methode führte jedoch zu keiner angemessenen Vergleichbarkeit der Proben. Vor allem über Nacht konnten keine Kriechvorgänge dokumentiert und verglichen werden, auch die Auflösung der Daten war entsprechend gering. Deshalb wurde entschieden, mit einer Kamera im Zeitraffermodus Bilder von den Messuhren aufzunehmen. Die verwendete Kamera der Firma Drift wurde so neben dem Versuchsstand positioniert, dass die Ziffernanzeige der Messuhren im Aufnahmewinkel lag. In der Nacht kam, aufgrund der Dunkelheit, eine LED-Tischlampe mit Zeitschaltuhr zum Einsatz. Die erste spontane Absenkung und Verdrehung wurde dokumentiert, danach wurden jeweils im Abstand von 10 Minuten die Daten der Uhren ausgewertet.

Gegenüber der manuellen Methode brachte diese Methode eine erhebliche Verbesserung der Auflösung der Datenpunkte, Absenkung und Zeit.

6.5 Versuchsdurchführung

Vor jedem neuen Versuch wurde zuerst die verwendete Befestigungsschnur und das verwendete Gewicht (bei Biegeprüfungen inkl. der Schelle) nochmals gewogen und dokumentiert. Aufgrund der Anisotropie von FKV wurde befürchtet, dass das Rohr beim Zusammenpressen durch den Halteblock Schaden nehmen könnte. Deshalb wurde bei besagten Proben ein 60 mm langes Stück des Wickelkerns an der Seite in das Rohr eingeführt, in der die Pressung erfolgte.

Das neue Proben-Rohr wurde zuerst zwischen oberem und unterem Halteblock befestigt und die Schrauben mittels einer Ratsche festgezogen. Bei den Biegeprüfungen wurden dann bereits die Messuhren an den ausgemessenen Stellen platziert und eingestellt. Bei der Einpunktmessung wurden die Proben so eingelegt, dass der zylindrische Messtaster immer zwischen den feinen Erhebungen, die durch das in der Herstellung verwendete Shrinktape entstanden, ansetzte. Bei den Versuchen mit drei Messuhren war dies durch die Verwendung der Hasberg-Bänder nicht nötig, da hier eine ebene Fläche vorgegeben war.

Danach wurde die Kamera ausgerichtet, auf Betrieb gestellt, die Schelle mitsamt dem Gewicht angehängt und mit den Schrauben gegen Verrutschen gesichert.

Vor den Torsionsprüfungen musste zuerst der Torsionsblock mit der Bodenplatte verschraubt werden. Daraufhin wurden die Proben auf den Bolzen gepresst, auf der gegenüberliegenden Seite im Halteblock fixiert und danach die Schelle mit den beiden Auslegern auf Höhe des Bolzens in definiertem Abstand zum Halteblock fest verschraubt und die Messuhr am zuvor markierten Punkt angesetzt. Ebenso wurde mit den weiteren Schellen bei den Dreipunktmessungen verfahren. Ähnlich wie bei der Prüfung auf Biegung konnte danach die Kamera ausgerichtet und aktiviert werden. Auch hier wurde die erste spontane Verdrehung dokumentiert. Abbildung 24 zeigt eine dieser Aufnahmen, hier die Aluminiumprobe, auf Biegung belastet.

Beim Einspannen einer neuen Probe wurde immer mittels einer Wasserwaage überprüft, ob die Schelle und die Ausleger in einer waagerechten Position lagen, um so Exzentrizitäten zu vermeiden. Auf die Richtung der eingespannten Probe musste aufgrund der Geometrie der Rohre nicht geachtet werden. Jedoch wurde das Torsionsmoment so angesetzt, dass die Fasern in der äußersten Lage auf Zug und nicht auf Druck beansprucht wurden.

Bei der Einpunktmessung erfolgte eine Belastung der Probe über 166 Stunden, bei der Dreipunktmessung über 100 Stunden.

Nach Ende einer Prüfung wurden die erhaltenen Fotos gesichert, ausgewertet, die Datenpaare in Excel-Tabellen eingefügt und per Matlab Berechnungen durchgeführt, auf deren Basis Diagramme erstellt wurden.



Abbildung 24: Aufnahme bei Biegung-Einpunktmessung

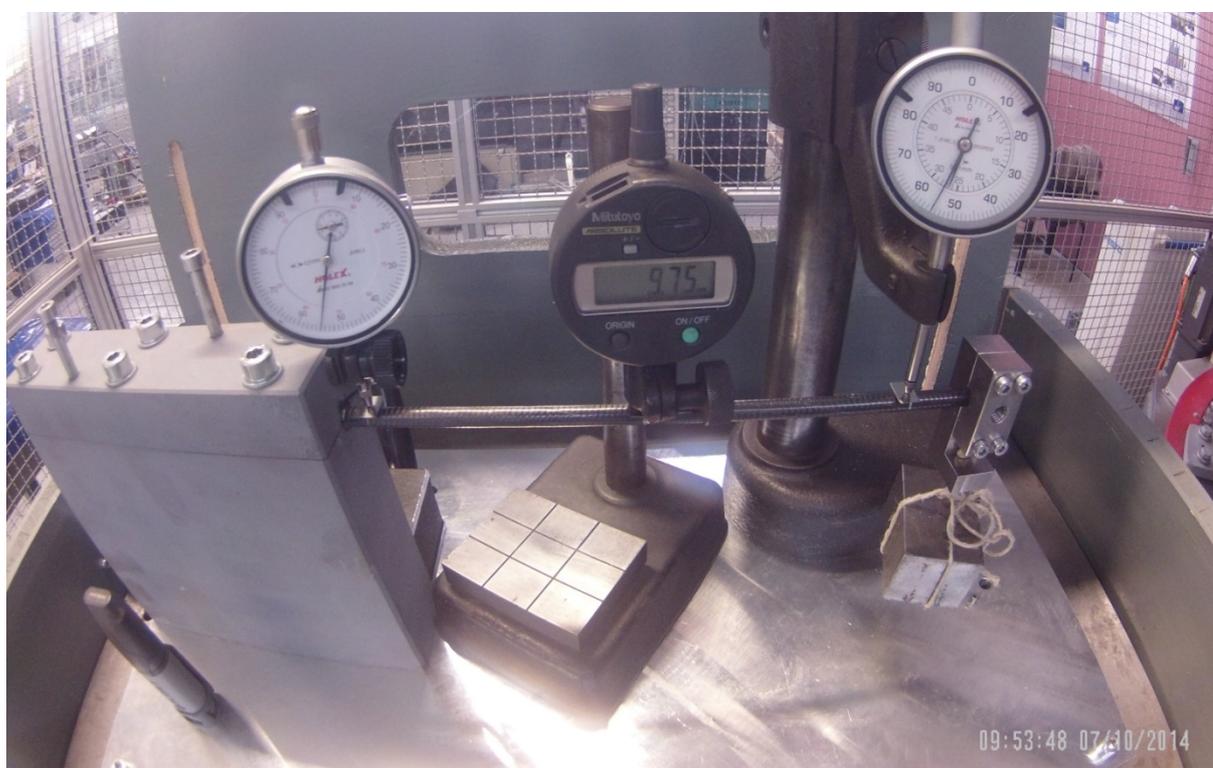


Abbildung 25: Aufnahme bei Biegung-Dreipunktmessung

7 Versuchsauswertung Einpunktmessung

Grundlegend muss angemerkt werden, dass die Vorausberechnungen sich durch den Einfluss vieler Faktoren schwierig gestalten. Zur ersten anfänglichen Absenkung nach Anhängen der Gewichte ist zu sagen, dass diese über die Geometrie (schlanker Balken) unter Verwendung der Euler-Bernoulli-Theorie berechnet werden kann. In der VDI 2014 [21, p. 71] ist dazu ein Breiten- zu Längenverhältnis des Laminats von kleiner als 20 angegeben. Bei der Stahl- und Aluminium-Probe wurde jeweils eine Abweichung zwischen Berechnung und tatsächlich gemessenen Werten in den Vorversuchen festgestellt. Der Einfluss der Querkraft kommt für die Diskrepanz aber nicht in Frage, da dieser drei Größenordnungen unter der Verformung durch die Biegung liegt. Der Unterschied zwischen Berechnung und der Messung liegt bei etwa 10%, was angesichts der Ungenauigkeiten in den verwendeten Größen gar nicht so bedeutend erscheint.

Legt man bei der Berechnung zur ersten spontanen Absenkung für eine lineare Fehlerrechnung bei diversen Längen, der Kraft und der Materialkonstante, eine Größenordnung von 1% Fehler zugrunde, so ergibt sich ein erwarteter Fehler von nahezu 6%. Dabei sind Effekte wie die Weichheit bzw. Steifigkeit der Einspannung und die Verformung des Querschnittes durch die Einspannung noch nicht berücksichtigt. Letztere Einflüsse führen ebenfalls dazu, dass die tatsächliche Verformung von der berechneten abweicht. Bei den CFK-Proben kommen noch weitere Unsicherheiten, wie Faserwinkel, Lufteinschlüsse, Wickelwinkel, etc. hinzu, die den Fehler noch vergrößern können.

Daher darf die folgende Auswertung nicht als Berechnung des E-Moduls herangezogen werden, sondern soll grundsätzlich nur als Vergleich zwischen den Absenkungen der Rohre mit verschiedenen festgelegten Faserwickelwinkeln dienen.

7.1 Biegung

Für die vorliegenden Berechnungen wurde auf die Formeln von Kapitel 4.6 zurückgegriffen. Speziell für den E-Modul wurde Gleichung (40) verwendet, die für die Berechnung verwendeten Kennwerte sind im Anhang zu finden. Der Einfluss der Messuhr wurde über das Superpositionsprinzip mit einberechnet, die dafür verwendete Messkraft von 0,8 N wurde nach dem Überprüfen der Messuhr mittels einer Federwaage festgestellt (siehe Anhang).

Für die mathematische Darstellung der Kriechkurve wurde der Findley-Ansatz (Formel (29), Seite 25) verwendet. Dazu wurden die kompletten Datenpaare pro Prüfung in das Programm Matlab R2011 eingefügt und per CF-Tool die Werte in die gewünschte Form überführt:

$$x(t) = x(0) + m * t^n \quad (44)$$

Bei dieser Formel gilt $x(t)$ als Absenkung über die Zeit, $x(0)$ als erste spontane Absenkung nach dem Anhängen des Gewichtes (jeweils in mm), m und n sind die von der Belastung und vom Kriechverhalten abhängigen Koeffizienten und t gibt die Zeit in Stunden an.

In diesem Kapitel sind Gewichtsangaben grundsätzlich inkl. des Gewichtes der Befestigungsschnur und der Schelle zu verstehen.

Des weiteren wird auf die Angabe des berechneten E-Moduls über die Netztheorie verzichtet, da über die Berechnung der invertierten A-Matrix keine annähernd verwertbaren Ergebnisse berechnet werden könnten – der Wert für 15°-Rohre würde sich auf 1,2820E-1 GPa belaufen.

Stahl:

			Stahl
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	137,44
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	34,36
angehängtes Gewicht		[g]	2466,13
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	6,21
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	180,62
spontane Absenkung berechnet		[mm]	-3,15
spontane Absenkung gemessen	$x(0)$	[mm]	-3,65
E-Modul aus Datenblatt		[GPa]	210
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x(0)$		[GPa]	181,02
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul		[%]	-14%
Absenkung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[mm]	-3,68
Absenkung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[mm]	-0,03

Tabelle 3: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – Stahl

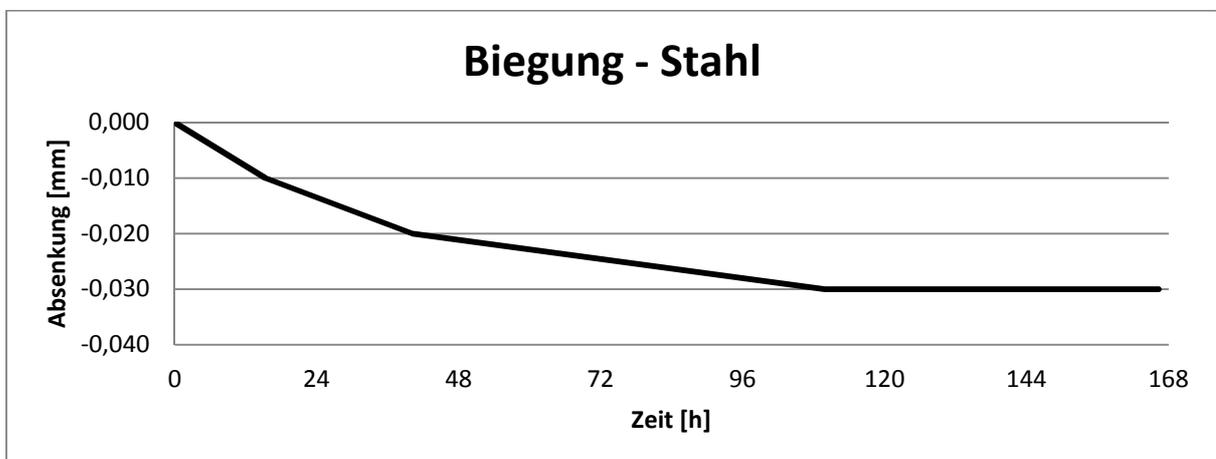


Abbildung 26: Relative Absenkung der Stahlprobe bei Biegung

Da die Absenkung über den Testzeitraum sehr gering ist - die tatsächlich gemessene Absenkung der Kriechkurve beläuft sich auf 30 μm - und Metalle außerdem bei Raumtemperatur keine Kriecheigenschaften aufweisen, wird angenommen, dass hier nicht der Stahlwerkstoff zum Kriechen neigt, sondern eher der Versuchstand gewisse Setzungsvorgänge durchlaufen hat. Daher wird bei dieser Probe darauf verzichtet, die Kriechkurve nach Findley aufzustellen. Außerdem sei noch zu erwähnen, dass die gemessene Absenkung über die Zeit mit 30 μm sehr nahe an der Toleranz von 20 μm der verwendeten Messuhr liegt.

Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass diese angenommenen Setzungsvorgänge in ähnlicher Form auch bei den nachfolgenden Prüfungen aufgetreten sind.

Aluminium:

			Aluminium
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	137,44
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	34,36
angehängtes Gewicht		[g]	1661,23
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	4,23
max. Spannung	σ_{\max}	[N/mm ²]	123,19
spontane Absenkung berechnet		[mm]	-6,43
spontane Absenkung gemessen	$x(0)$	[mm]	-6,19
E-Modul berechnet		[GPa]	70
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x(0)$		[GPa]	72,72
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul		[%]	+4%
Absenkung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[mm]	-6,94
Absenkung durch Kriechen nach 166 Stundengemessen		[mm]	-0,75

Tabelle 4: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – Aluminium

Nach den Messergebnissen der Biegeprüfung mit der Stahlprobe wurde auch bei der Biegeprüfung der Aluminiumprobe ein geringer Ausschlag der Messuhr über die Zeit erwartet, jedoch kam es nach 166 Stunden zu einer relativen Absenkung von 0,75 mm. Da dieser Wert auch weit über der Messtoleranz des verwendeten Gerätes liegt, können Kriechvorgänge nicht ausgeschlossen werden. Allgemein gilt, dass Metalle ab ca. 40% der Schmelztemperatur zu kriechen beginnen, Leichtmetall wie Aluminium jedoch schon bei 100° Celsius. Da die Versuche bei Raumtemperatur durchgeführt wurden, können solch hohe Temperaturen jedoch ausgeschlossen werden. Die maximal aufgetretene Spannung liegt auch unter der in der Norm [33] angegebenen Streckgrenze von 190 MPa und der 0,2 Dehngrenze von 150 MPa.

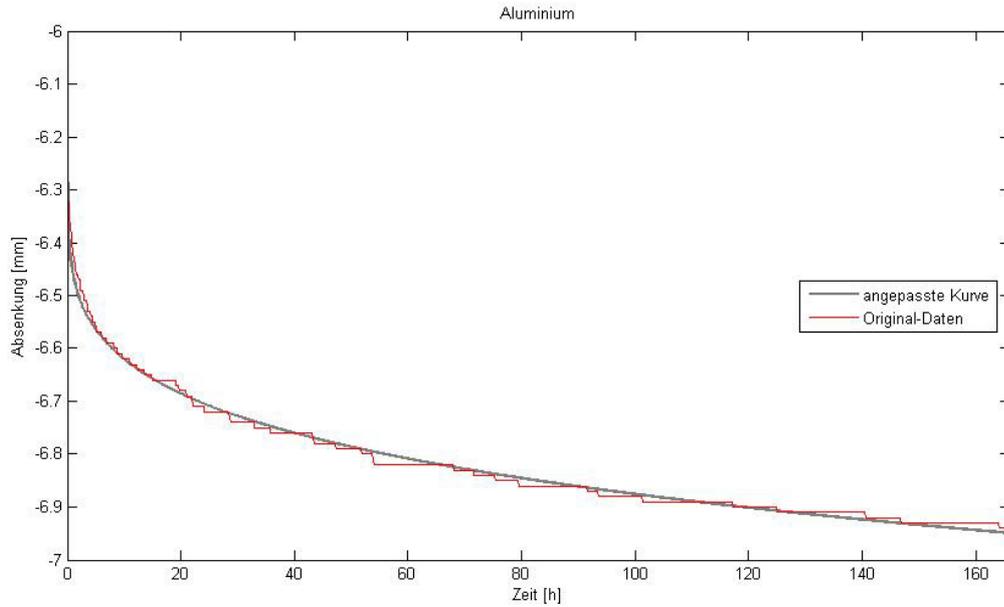


Abbildung 27: Curve Fitting bei Biegung – Aluminium

Probe	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
	$x(0)=$ [mm]	$m=$	$n=$	R^2 [1]
Aluminium	-6,19	-0,2711	0,2015	0,9915

Tabelle 5: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - Aluminium

CFK 15°:

			CFK 15°
Winkel	φ	[°]	15
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,68
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	107,15
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	27,90
angehängtes Gewicht	[g]		1934,93
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	4,90
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	175,74
spontane Absenkung berechnet	[mm]		-6,50
spontane Absenkung gemessen	$x(0)$	[mm]	-6,77
E-Modul berechnet	[GPa]		102,92
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x(0)$	[GPa]		98,85
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul	[%]		-4%
Absenkung nach 6 Tagen und 22 Stunden	[mm]		-7,25
Absenkung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen	[mm]		-0,48

Tabelle 6: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°

Die relative Absenkung beläuft sich beim CFK-15° Rohr auf nahezu einen halben Millimeter. Die Verformungsgeschwindigkeit geht gegen Ende des Versuchs schon in den konstanten Bereich über. Der Verlauf der Kriechkurve zeichnete sich wie

erwartet ab.

Zu erwähnen ist noch, dass bei diesem Versuch die berechneten Werte gegenüber der gemessenen ersten Absenkung die geringste Differenz bei den CFK-Proben bei Biegeversuchen aufweisen.

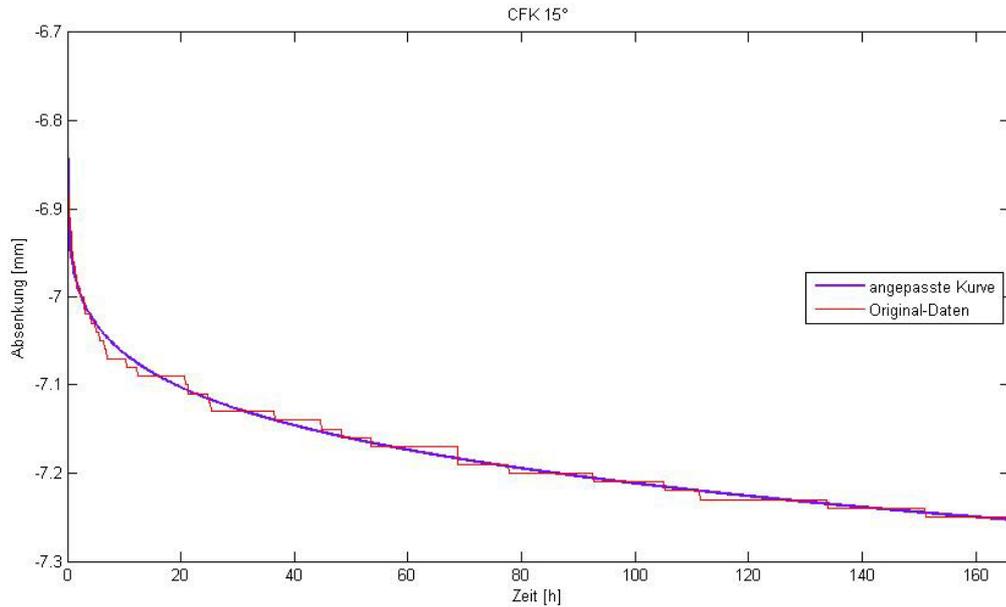


Abbildung 28: Fitting bei Biegung - CFK 15°

Probe	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		m=	n=	
	x(0)=	[1]		R ²
	[mm]	[1]		[1]
CFK 15	-6,77	-0,1964	0,176	0,9912

Tabelle 7: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 15°

CFK 30°:

			CFK 30°
Winkel	φ	[°]	30
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,67
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	106,27
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	27,71
angehängtes Gewicht		[g]	926,06
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	2,43
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	87,71
spontane Absenkung berechnet		[mm]	-8,58
spontane Absenkung gemessen	$x(0)$	[mm]	-6,77
E-Modul berechnet		[GPa]	38,86
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x(0)$		[GPa]	49,25
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul		[%]	+27%
Absenkung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[mm]	-8,33
Absenkung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[mm]	-1,56

Tabelle 8: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 30°

Die relative Absenkung über den Testzeitraum von 166 Stunden liegt bei über 1,5 mm. Hier scheint der Kriechvorgang noch nicht soweit fortgeschritten wie bei der CFK-15°-Probe zuvor. Auch zu erwähnen ist, dass die berechnete erste spontane Absenkung höher ist als die gemessene.

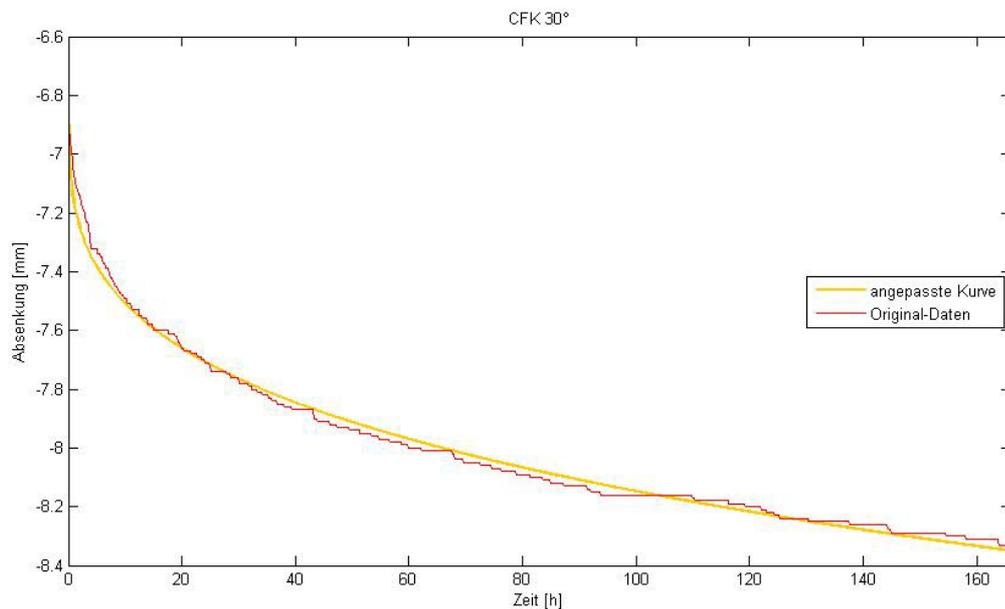


Abbildung 29: Fitting bei Biegung - CFK 30°

Probe	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		$m=$	$n=$	
	$x(0)=$			R^2
	[mm]	[1]		[1]
CFK 30	-6,77	-0,3969	0,2703	0,9916

Tabelle 9: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 30°

CFK 45°:

			CFK 45°
Winkel	φ	[°]	45
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,69
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	108,05
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	28,10
angehängtes Gewicht		[g]	425,83
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	1,20
max. Spannung	σ_{\max}	[N/mm ²]	42,85
spontane Absenkung berechnet		[mm]	-12,71
spontane Absenkung gemessen	$x(0)$	[mm]	-6,49
E-Modul berechnet		[GPa]	12,70
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x(0)$		[GPa]	24,88
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul		[%]	+96%
Absenkung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[mm]	-9,39
Absenkung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[mm]	-2,90

Tabelle 10: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 45°

Bei dieser Probe ist eine relative Absenkung von knapp 3 mm zu erkennen. Die Verformungsgeschwindigkeit wird noch nicht als nahezu konstant angenommen (siehe Seite 11). Bei der Auswertung der Bilder war zu erkennen, dass sich auch nach den ersten Tagen die Anzeige der Messuhr des Öfteren über 20 μm geändert hat. Eine mögliche Ursache wären beispielsweise innere Reibungsvorgänge in der Messuhr, aber auch Reibung zwischen Messtaster und Oberfläche der Probe.

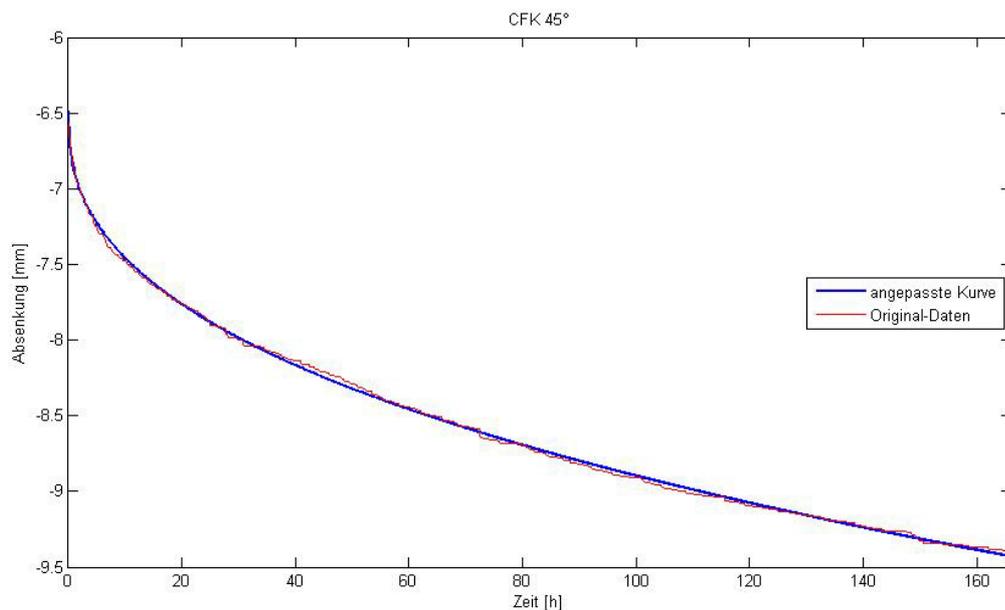


Abbildung 30: Fitting bei Biegung - CFK 45°

Probe	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		m=	n=	
	x(0)=			R ³
	[mm]	[1]		[1]
CFK 45	-6,49	-0,3918	0,3942	0,9989

Tabelle 11: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 45°

7.2 Torsion

Hier wurde für die vorliegenden Berechnungen auf die Formeln zur Torsion von Kapitel 4.6 zurückgegriffen. Zur Berechnung des G-Moduls wurde Gleichung (40) benutzt. Weitere für die Berechnung verwendete Kennwerte können im Anhang nachgeschlagen werden. Der Einfluss der Messuhr wurde über das Superpositionsprinzip mit einberechnet, die dafür verwendete Messkraft von 0,8 N wurde nach dem Überprüfen der Messuhr mittels einer Federwaage festgestellt (siehe Anhang).

Im Folgenden ist hier nicht die Absenkung angegeben, die über die Messuhr aufgezeichnet wurde, sondern der Verdrehwinkel am Ende der Probe in einem Abstand von 250 mm gemessen ab der Einspannung. Dieser Winkel wurde mittels der Tangens-Beziehung aus den Werten der Absenkung und denen des Abstandes zwischen Rohrmittelachse und Messpunkt berechnet.

Hierfür wurde zur Darstellung der Kriechkurven der schon bekannte Findley-Ansatz (Formel (29) aus Seite 25) verwendet.

$$\alpha(t) = \alpha(0) + a * t^b \quad (45)$$

Bei dieser Formel gilt $\alpha(t)$ als Verdrehung über die Zeit, $\alpha(0)$ als erste spontane Verdrehung nach dem Anhängen des Gewichtes (jeweils in Grad), a und b sind die von der Belastung und vom Kriechverhalten abhängigen Koeffizienten und t gibt die Zeit in Stunden an. Die Daten wurden mittels der CF-Toolbox des Programms Matlab R2011 berechnet.

In diesem Kapitel sind Gewichtsangaben inkl. des Gewichtes der Befestigungsschnur zu verstehen.

Stahl:

			Stahl
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	274,89
angehängtes Gewicht		[g]	3700
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss	M_t	[Nmm]	3549
Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	68,72
max Schubspannung	τ_{max}	[N/mm ²]	51,64
spontane Verdrehung berechnet		[°]	2,2828
spontane Verdrehung gemessen	$\alpha(0)$	[°]	2,1132
G-Modul berechnet		[GPa]	81
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha(0)$		[GPa]	87,50
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul		[%]	+8%
Verdrehung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[°]	2,1476
Verdrehung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[°]	0,0344

Tabelle 12: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Stahl

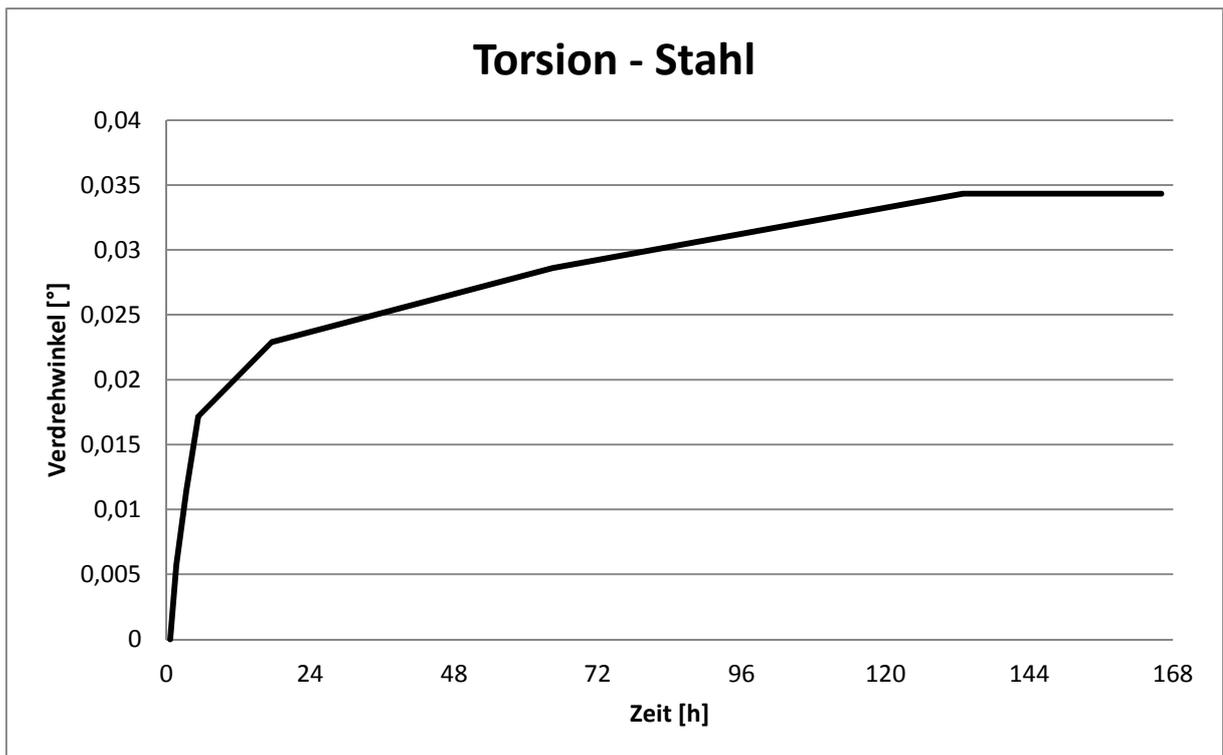


Abbildung 31: Relative Verdrehung der Stahlprobe bei Torsion

Da auch hier die Verdrehung über den Testzeitraum sehr gering erscheint - eine Verdrehung von 0,034° konnte über den Testzeitraum gemessen werden - wird analog zur Biegeprüfung angenommen, dass hier nicht der Stahlwerkstoff zum Kriechen neigt, sondern der Versuchstand wiederum gewisse Setzungen durchlaufen hat. Daher wird auch bei dieser Probe darauf verzichtet, die Kriechkurve nach Findley aufzustellen.

Aluminium:

			Aluminium
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	274,89
angehängtes Gewicht		[g]	1868,38
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss	M_t	[Nmm]	1752
Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	68,72
max Schubspannung	τ_{max}	[N/mm ²]	25,50
spontane Verdrehung berechnet		[°]	3,3819
spontane Verdrehung gemessen	$\alpha(0)$	[°]	3,348
G-Modul berechnet		[GPa]	27
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $a(0)$		[GPa]	27,27
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul		[%]	+1%
Verdrehung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[°]	3,5592
Verdrehung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[°]	0,2112

Tabelle 13: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Aluminium

Die Verdrehung über die 166 Stunden beläuft sich bei diesem Versuch auf 0,21°. Gut zu erkennen sind auch die sprunghaftigen Anstiege während der Versuchsdurchführung (siehe Abbildung 32). Die schon erwähnten inneren Reibungsvorgänge der Messuhr und zusätzlich dazu die Reibung des verwendeten Rillenkugellagers werden hierfür verantwortlich gemacht.

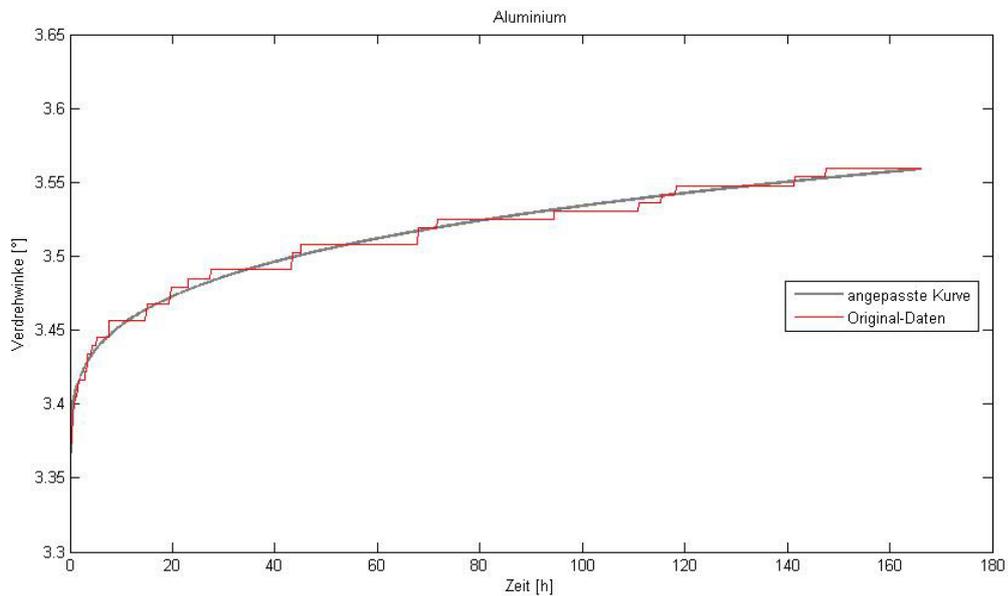


Abbildung 32: Fitting bei Torsion – Aluminium

Probe	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
	$\alpha(0)=$	a=	b=	R^2
	[°]	[1]		[1]
Aluminium	3,348	0,09542	0,2478	0,9861

Tabelle 14: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – Aluminium

CFK 15°:

			CFK 15°
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,67
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	212,53
angehängtes Gewicht		[g]	699,78
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss	M_t	[Nmm]	605
Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	55,42
max Schubspannung	τ_{max}	[N/mm ²]	10,92
spontane Verdrehung berechnet		[°]	3,7351
spontane Verdrehung gemessen	$\alpha(0)$	[°]	3,605
G-Modul berechnet		[GPa]	10,92
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha(0)$		[GPa]	11,32
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul		[%]	+4%
Verdrehung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[°]	4,2379
G-Modul berechnet über Netztheorie		[GPa]	8,40
Verdrehung nach Netztheorie		[°]	4,8592
Verdrehung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[°]	0,6329

Tabelle 15: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 15°

Wie vermutet stellte sich bei diesem Versuch die größte Verformung bei den Torsionsversuchen ein: 0,6°. Es scheint sich eine nahezu konstante Verdreh-Geschwindigkeit gegen Ende des Versuchs eingestellt zu haben, dies kann aber nicht mit Bestimmtheit behauptet werden, da die zuvor bei Aluminium erwähnten Reibungswiderstände ein solches Ergebnis verfälschen könnten.

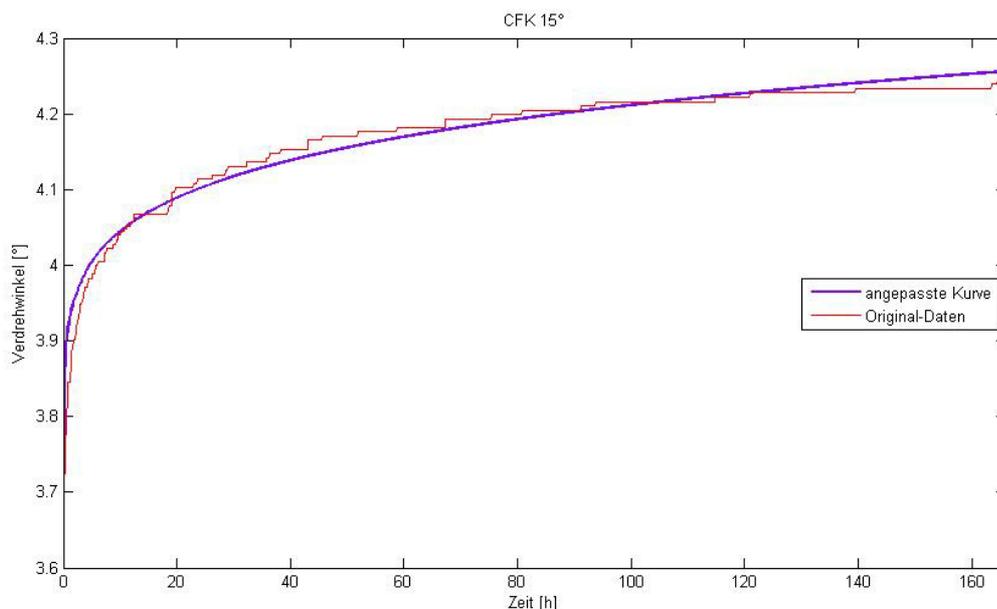


Abbildung 33: Fitting bei Torsion - CFK 15°

Probe	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		$\alpha(0)=$	a=	
	[°]	[1]		R ²
CFK 15	3,6108	0,3131	0,1415	0,9616

Tabelle 16: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 15°

CFK 30°:

			CFK 30°
Außendurchmesser	D _a	[mm]	7,65
polares Flächenträgheitsmoment	I _p	[mm ⁴]	209,00
angehängtes Gewicht	[g]		1200,1
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss	M _t	[Nmm]	1095
Widerstandsmoment	W _p	[mm ³]	54,64
max Schubspannung	τ_{\max}	[N/mm ²]	20,04
spontane Verdrehung berechnet	[°]		2,9105
spontane Verdrehung gemessen	$\alpha(0)$	[°]	3,365
G-Modul berechnet	[GPa]		25,78
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha(0)$	[GPa]		22,30
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul	[%]		-14%
Verdrehung nach 6 Tagen und 22 Stunden	[°]		3,5363
G-Modul berechnet über Netztheorie	[GPa]		25,19
Verdrehung nach Netztheorie	[°]		2,9798
Verdrehung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen	[°]		0,1713

Tabelle 17: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 30°

Die beobachtete Verdrehung beläuft sich bei diesem Versuch auf 0,17° und somit ergibt sich eine weniger ausgeprägte Kriechkurve als bei dem Torsionsversuch mit Aluminium.

Der durch Reibungswiderstände hervorgerufene sprunghafte Anstieg ist an dieser Kurve gut zu erkennen. Eine bessere Darstellung ist in Abbildung 39 ersichtlich.

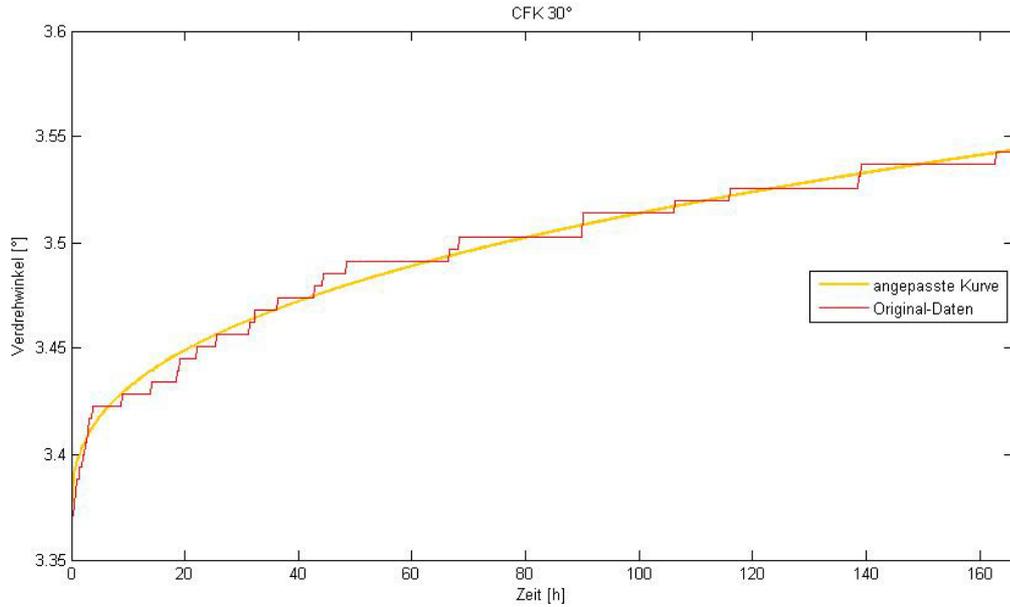


Abbildung 34: Fitting bei Torsion - CFK 30°

Probe	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		a=	b=	
	$\alpha(0)=$	[1]		R^2
	[°]			[1]
CFK 30	3,371	0,0241	0,3749	0,9856

Tabelle 18: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 30°

CFK 45°:

			CFK 45°
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,68
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	214,31
angehängtes Gewicht		[g]	1435,54
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss	M_t	[Nmm]	1326
Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	55,81
max Schubspannung	τ_{max}	[N/mm ²]	23,75
spontane Verdrehung berechnet		[°]	2,6676
spontane Verdrehung gemessen	$\alpha(0)$	[°]	3,348
G-Modul berechnet		[GPa]	33,22
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha(0)$		[GPa]	26,47
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul		[%]	-20%
Verdrehung nach 6 Tagen und 22 Stunden		[°]	3,542
G-Modul berechnet über Netztheorie		[GPa]	33,58
Verdrehung nach Netztheorie		[°]	2,6387
Verdrehung durch Kriechen nach 166 Stunden gemessen		[°]	0,1940

Tabelle 19: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 45°

Die gezeichnete Kurve ist ähnlich der Kriechkurve der CFK-30°-Probe. Jedoch liegt die Verdrehung nach 166 Stunden hier bei 0,19°, ein höherer Wert als bei der CFK-30°-Probe. Dieser Unterschied ist durch das höhere angehängte Gewicht und die damit höhere Spannung bedingt.

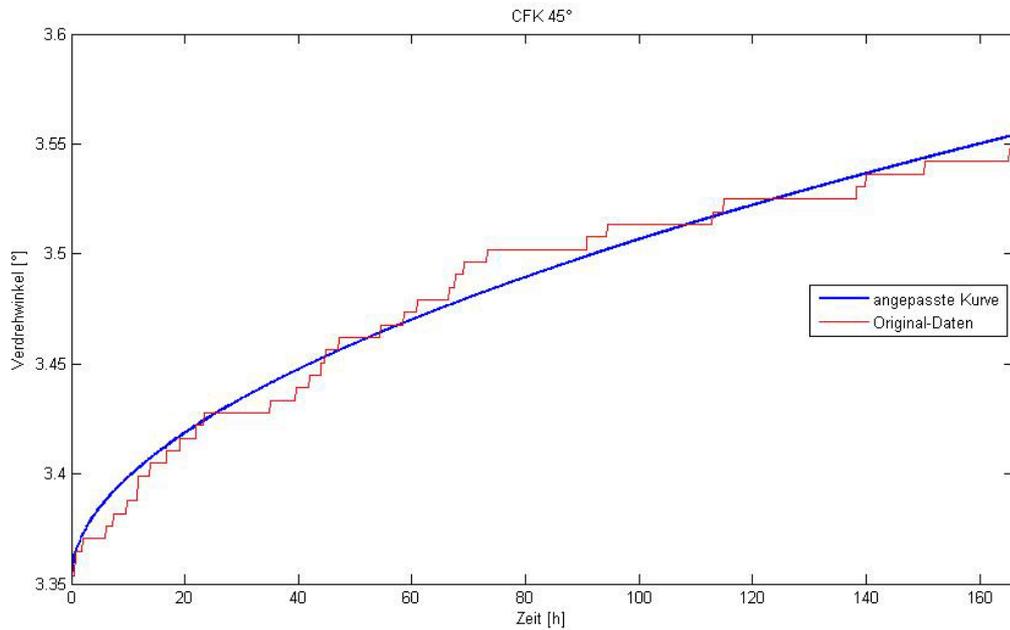


Abbildung 35: Fitting bei Torsion - CFK 45°

Probe	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		$\alpha(0)=$	a=	
	[°]	[1]		[1]
CFK 45	3,3533	0,01333	0,5305	0,9773

Tabelle 20: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 45°

7.3 Zusammenfassung Einpunktmessung

Abbildung 36 zeigt den Vergleich aller getesteten Rohre bei Biegung. Die Absenkung wurde hier relativ zur ersten Spontanauslenkung der jeweiligen Probe gewählt. Um einen besseren Überblick über die Kriechkurven zu erhalten, wurde zusätzlich die absolute Auslenkung aufgezeichnet. Entsprechend ihres berechneten E-Moduls, weist die CFK-15°-Probe eine flachere Kriechkurve als die CFK-30°-Probe und diese wiederum eine flachere Kriechkurve als die CFK-45°-Probe auf. Bei Biegung in Längsrichtung der Faser ist also mit steigendem Wickelwinkel mit erhöhtem Kriechen zu rechnen. Die hier aufgezeichneten Kurven wurden mit den jeweiligen Koeffizienten der Findley-Formel aufgezeichnet, die Werte dazu sind auf den vorhergehenden Seiten angegeben.

Gut zu erkennen ist, dass das Aluminium-Rohr, bei dem kein Kriechen angenommen wurde, ein stärkeres Kriechverhalten aufweist, als das CFK-Rohr mit 15° Wickelwinkel.

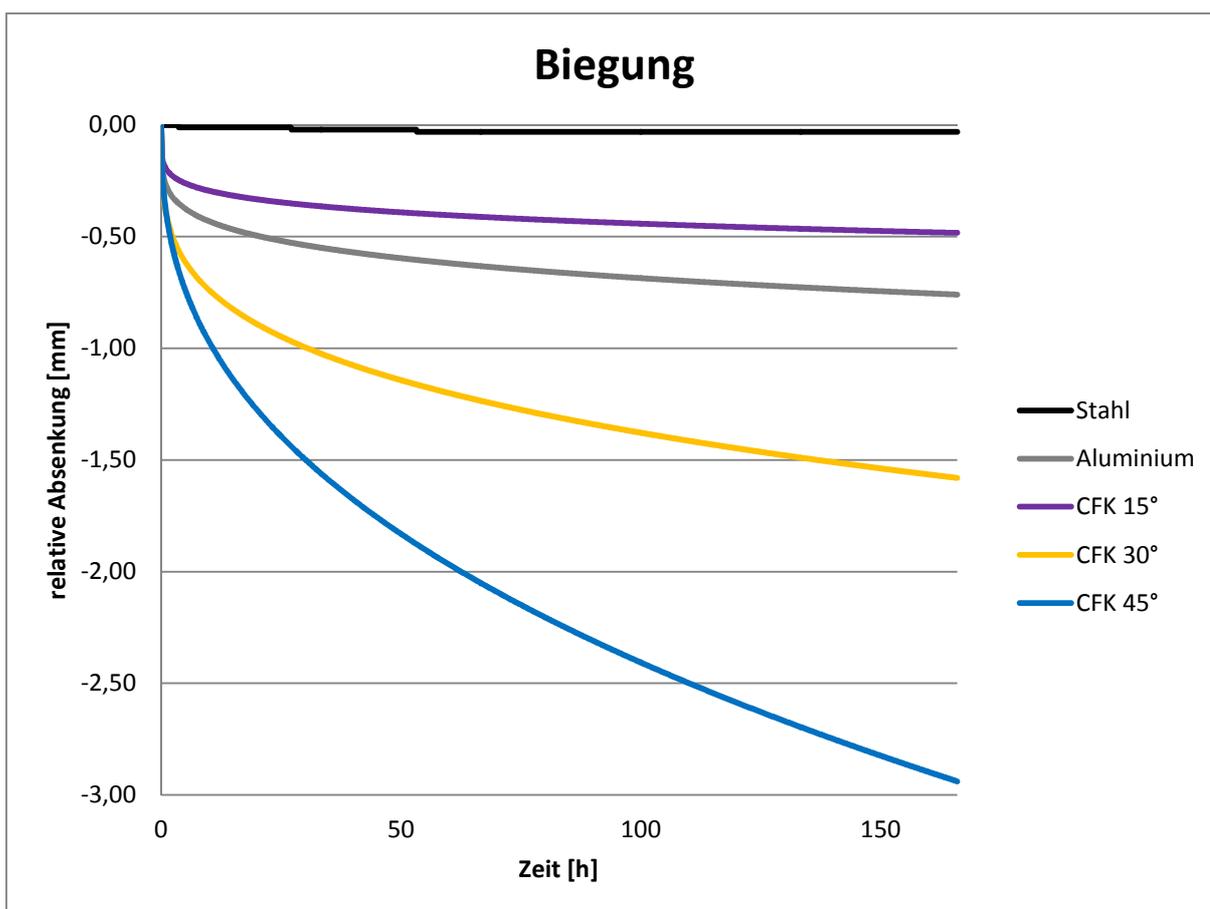


Abbildung 36: Vergleich der relativen Absenkung bei Biegung - Einpunktmessung

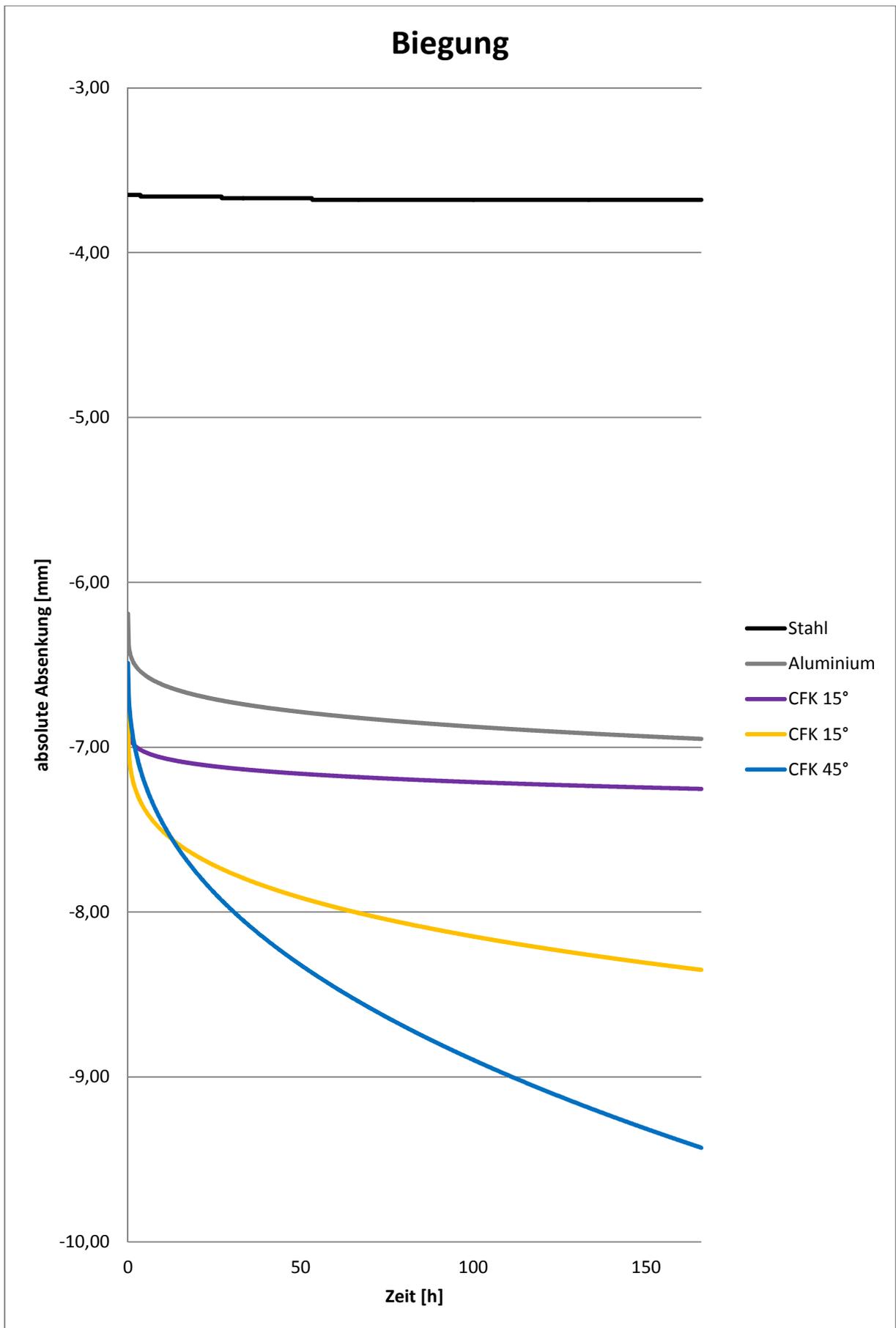


Abbildung 37: Vergleich der absoluten Absenkung bei Biegung - Einpunktmessung

In Tabelle 21 sind nochmals zum Vergleich die Werte der Biegeprüfung aufgezeichnet. Die Diskrepanz zwischen den berechneten und den gemessenen Werten der ersten spontanen Absenkung ist hier gut ersichtlich.

	erste spontane Absenkung	relative Absenkung nach 166 Stunden	spontane Absenkung berechnet	E-Modul berechnet	E-Modul gemessen über spontane Absenkung $\times(0)$	Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul
	[mm]	[mm]	[mm]	[GPa]	[GPa]	[%]
Stahl	-3,65	-0,03	-3,15	210,00	181,02	-14%
Aluminium	-6,19	-0,75	-6,43	70,00	72,72	+4%
CFK 15°	-6,77	-0,48	-6,50	102,92	98,85	-4%
CFK 30°	-6,77	-1,56	-8,58	38,86	49,25	+27%
CFK 45°	-6,49	-2,90	-12,71	12,70	24,88	+96%

Tabelle 21: Vergleich der Proben bei Biegung Einpunktmessung

Aus vorangegangener Tabelle kann entnommen werden, dass die berechnete Absenkung der Proben, abgesehen von Aluminium, niedriger ist, als die tatsächlich gemessene Absenkung.

Abbildung 38 zeigt alle Rohre, die auf Biegung belastet wurden. Nur bei dem Rohr mit dem Wickelwinkel von 45° ist eine bleibende Verformung mit freiem Auge zu erkennen.



Abbildung 38: Optischer Vergleich zwischen den Rohren nach Biegebelastung; von oben nach unten: Stahl, Aluminium, CFK 15°, CFK 30°, CFK 45°

In Abbildung 39 ist ähnlich wie zuvor, nun aber auf die Torsionsprüfung bezogen, die relative Änderung des Verdrehwinkels über die Zeit aufgezeichnet, dazu die absolute Änderung. Zu erkennen ist hier, dass das Rohr mit dem Wickelwinkel von 30° über den geplanten Zeitraum eine schwächere Kriechkurve aufweist, als das Rohr mit dem Wickelwinkel von 45°. Ein möglicher Produktionsfehler während der Herstellung des CFK-Rohres wird als Ursache für die Überschneidung nicht in Betracht gezogen, wie z.B. Umschlagen des Rovings. Vielmehr der geringe Unterschied zwischen den G-Modulen und das höhere verwendete Gewicht - somit eine höhere Belastung, bei

der CFK-45°-Probe sind mögliche Begründungen dafür. Eine größere Temperaturerhöhung oder höhere Feuchtigkeitsaufnahme wird ebenso mit hoher Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen. Darüber hinaus können auch Schwingungen von anlaufenden Maschinen oder ähnlichen Einflüssen durch den vom Boden entkoppelten Tisch, auf dem die Versuche durchgeführt wurden, ausgeschlossen werden.

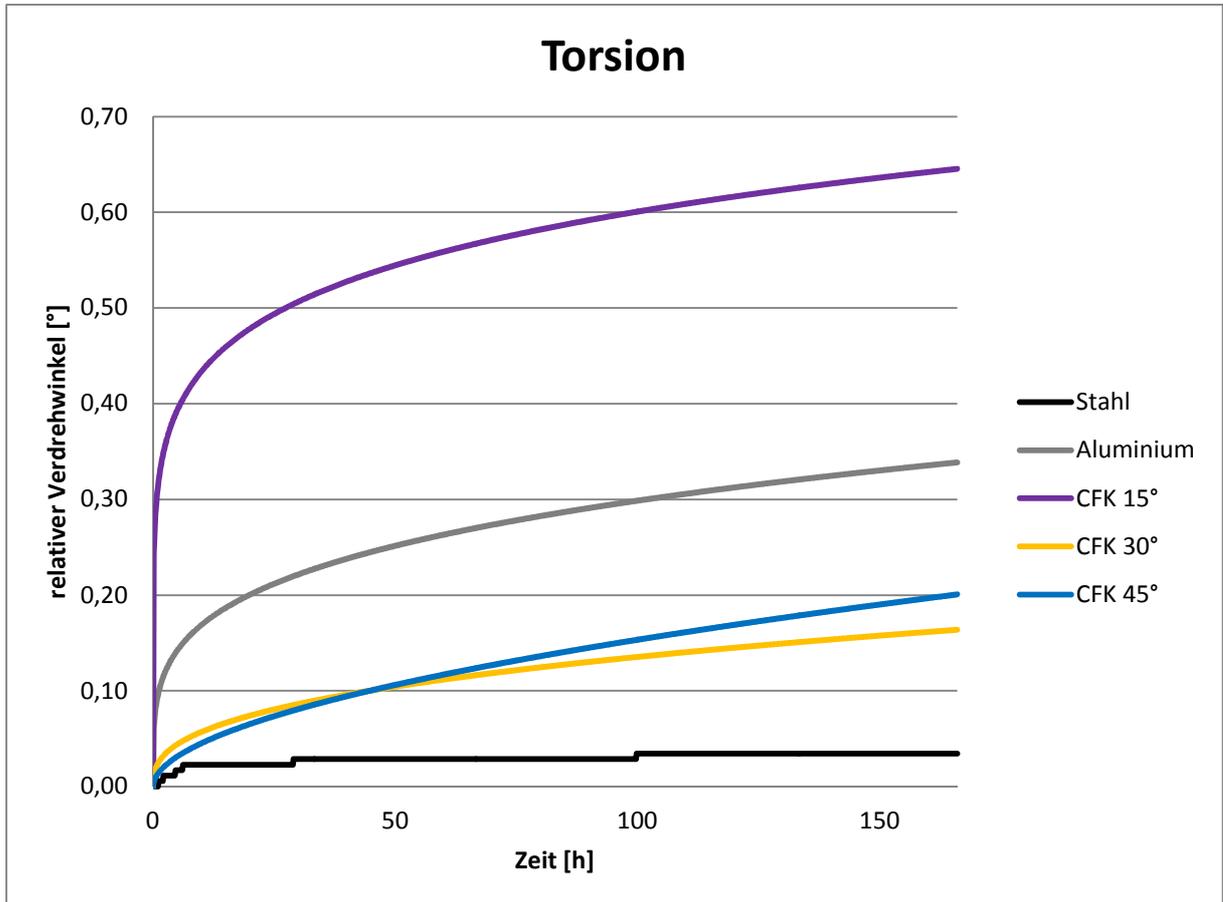


Abbildung 39: Vergleich der relativen Verdrehung bei Torsion - Einpunktmessung

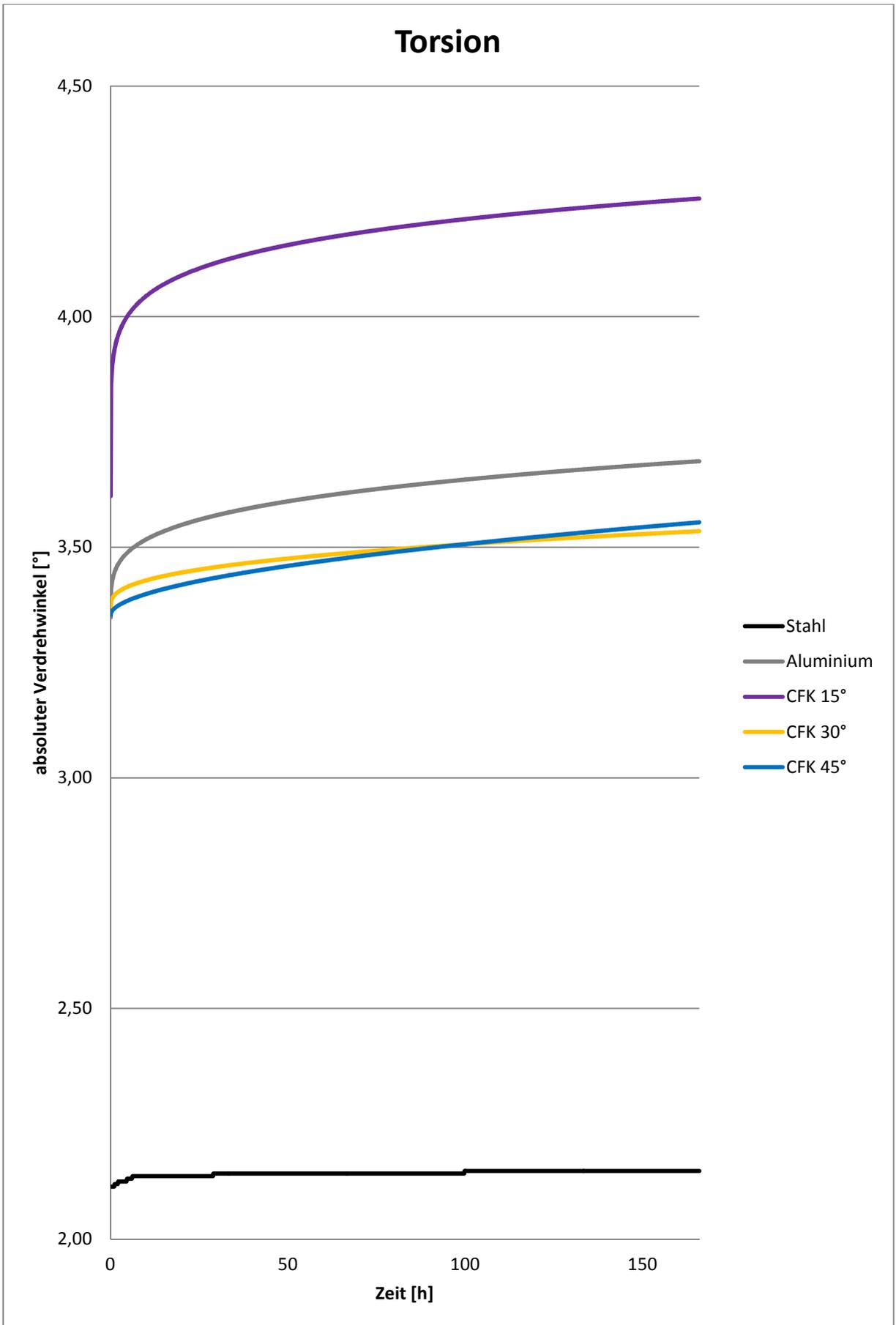


Abbildung 40: Vergleich der absoluten Verdrehung bei Torsion - Einpunktmessung

Generell kann angenommen werden, dass durch das verwendete Rillenkugellager Reibungskräfte entstehen. Dies wird durch teilweise sprunghaften Anstieg des Wertes der Messuhr und somit auch in der Güte des Fittings bestätigt. Es konnte beim Annähern der Messwerte über das Programm Matlab eine minimal geringere Qualität als im Falle der Biege-Kurven erreicht werden. In Tabelle 22 sind nochmals zum Vergleich die Werte der Torsionsprüfung aufgezeichnet. Die Diskrepanz zwischen den berechneten und den gemessenen Werten der ersten spontanen Verdrehung ist hier gut ersichtlich.

	spontane Verdrehung	relative Winkeländerung nach 166 Stunden	spontane Verdrehung berechnet	G-Modul berechnet	G-Modul gemessen über spontane Verdrehung a(0)	Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul
	[°]	[°]	[°]	[GPa]	[GPa]	[%]
Stahl	2,1133	0,0343	2,2828	81,00	87,50	+8%
Aluminium	3,3480	0,2112	3,3819	27,00	27,27	+1%
CFK 15°	3,6108	0,6340	3,7351	10,92	11,32	+4%
CFK 30°	3,3710	0,1716	2,9105	25,78	22,30	-14%
CFK 45°	3,3533	0,1944	2,6676	33,22	26,47	-20%

Tabelle 22: Vergleich der Proben bei Torsion - Einpunktmessung

Es wurde erwartet, dass die berechneten Werte ähnlich ausfallen als bei den Biege-Versuchen. Bei Stahl zeigt sich, dass die gemessenen Werte niedriger liegen als die berechneten, selbst die Verdrehung nach 166 Stunden ist noch unter dem berechneten Wert der ersten spontanen Verdrehung. Die Ursachen können die Reibungswiderstände des verwendeten Lagers und die Reibungsvorgänge der Messuhr sein, dies wird durch die Aluminium-Probe wiederum nicht bestätigt.

An Tabelle 21 und Tabelle 22 ist außerdem zu sehen, dass sich mit steigendem Wickelwinkel der berechnete vom im Experiment ermittelten Wert immer mehr unterscheidet.

8 Versuchsauswertung Dreipunktmessung

Im Gegensatz zur Einpunktmessung konnte durch die Verwendung von 3 Messuhren die Differenz und so der Einfluss der Querschnittsverformung, die durch den Druck im Halteblock entsteht, berechnet werden. Im weiteren Verlauf dieses Kapitels sind die Messuhren (auch als Stellen bezeichnet) mit den arabischen Ziffern die tatsächlichen Werte, diejenigen mit den römischen Ziffern die berechneten Werte:

$$\text{Stelle}_{\text{II}} = \text{Stelle}_2 - \text{Stelle}_1 \quad (46)$$

$$\text{Stelle}_{\text{III}} = \text{Stelle}_3 - \text{Stelle}_1 \quad (47)$$

Aufgrund der erarbeiteten Werte bei der Einpunktmessung ist auf die Auswertung der Stahl-Proben in diesem Kapitel verzichtet worden. Zusätzlich zu den Prüfungen über 100 Stunden wurden über die gleiche Test-Zeit die Temperatur und die Luftfeuchte gemessen, die so entstandenen Diagramme sind im Anhang zu finden. Es kann jedoch vorweggenommen werden, dass sich die Temperaturschwankungen zwischen 25° und 21° Celsius befanden.

Auf die Güte der ersten Messuhr soll hier nicht eingegangen werden, da durch die Auflösung der Messuhr von 0,01 mm und der - in Relation zu den anderen Messuhren gesehen - sehr geringen Absenkung keine bessere Annäherung mit der Findley Formel erreicht werden kann.

8.1 Biegung

Es wird in ähnlicher Weise wie in Kapitel 7.1 verfahren. Durch dasselbe Gewicht ergeben sich jedoch unterschiedliche Absenkungen an den Messpunkten und somit unterschiedliche Kräfte an diesen Stellen, welche in den einzelnen Unterkapiteln angeführt sind.

Da die Berechnung der Biegelinie nicht linear ist, muss bei der Berechnung zum E-Modul über die gemessene Absenkung besonders umsichtig vorgegangen werden. Es darf beispielsweise nicht einfach in der Formel (37) die Differenz der Stelle 1 und Stelle 2 = 100 mm für x eingesetzt werden, sondern es muss erst die Absenkung an der Stelle 2 berechnet werden, dann jene an Stelle 1 und erst dann darf diese abgezogen werden.

Auf die Angabe des E-Moduls über die Netztheorie wurde wie im vorhergehenden Kapitel zur Biege-Prüfung verzichtet, da sich über die Berechnung der invertierten A-Matrix zu geringe Werte ergeben.

Aluminium:

			Aluminium
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	137,44
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	34,36
angehängtes Gewicht		[g]	875,2
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	2,42
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	70,57
Messkraft - Stelle 2		[N]	0,92
Messkraft - Stelle 3		[N]	0,77
spontane Absenkung berechnet Stelle II		[mm]	-1,27
spontane Absenkung berechnet Stelle III		[mm]	-3,82
spontane Absenkung gemessen - Stelle II	$x_{II}(0)$	[mm]	-1,24
spontane Absenkung gemessen - Stelle III	$x_{III}(0)$	[mm]	-3,74
E-Modul berechnet		[GPa]	70
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{II}(0)$		[GPa]	71,45
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{III}(0)$		[GPa]	71,47
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle II		[%]	+2%
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle III		[%]	+2%
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[mm]	-0,09
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[mm]	-0,22

Tabelle 23: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°

Bei diesem Versuch sind keine Auffälligkeiten eingetreten, auch der gemessene E-Modul stimmt mit dem aus dem Datenblatt entnommenen Modul sehr gut überein.

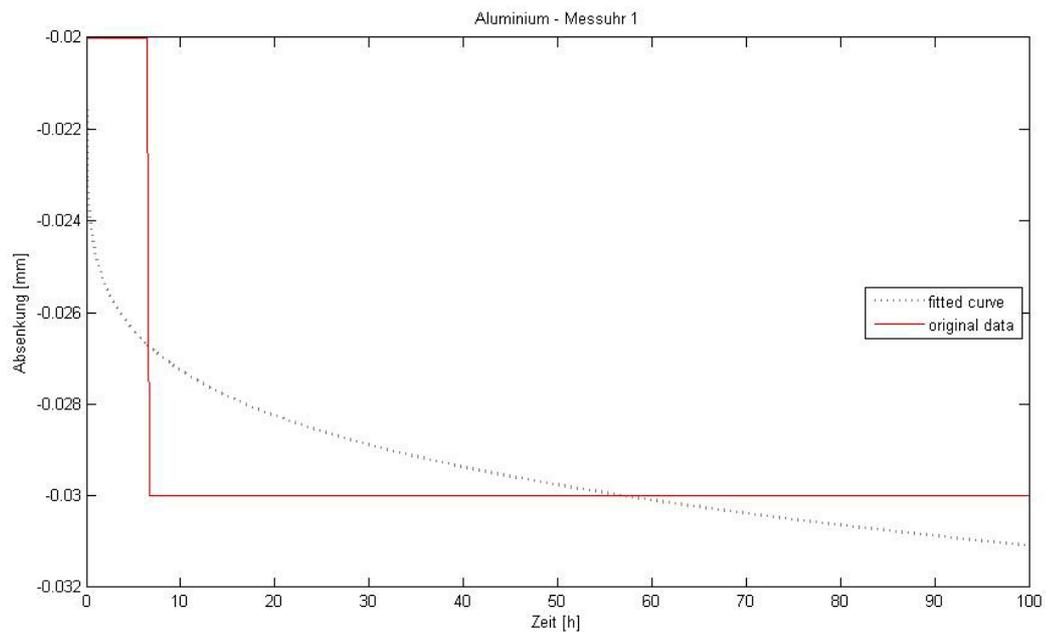


Abbildung 41: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 1

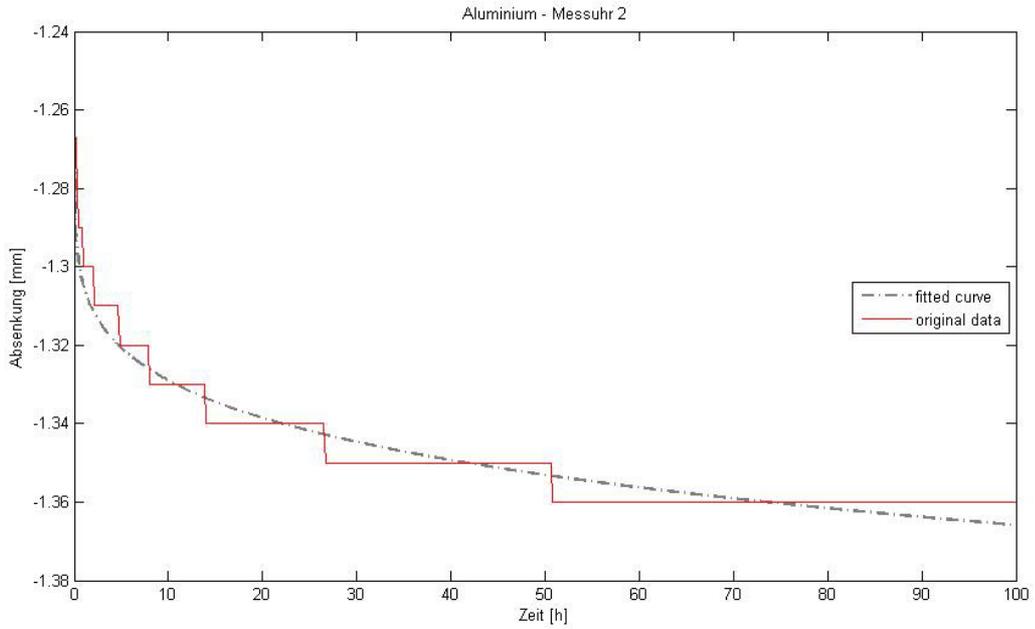


Abbildung 42: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 2

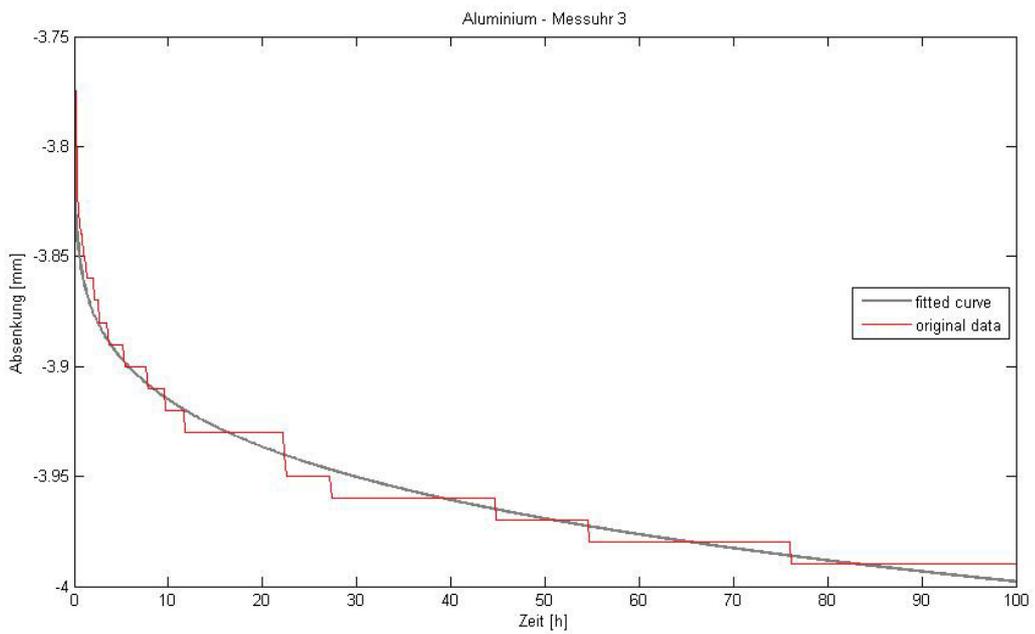


Abbildung 43: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			m=	n=	
		x(0)=	[1]		R ²
		[mm]	[1]		[1]
Aluminium	Stelle 1	-0,02	-0,004765	0,1833	0,4439
	Stelle 2	-1,26	-0,04506	0,1855	0,9361
	Stelle 3	-3,76	-0,1014	0,1851	0,9727

Tabelle 24: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung – Aluminium

CFK 15°:

			CFK 15
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,59
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	98,86
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	26,07
angehängtes Gewicht		[g]	875,2
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	2,52
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	96,57
Messkraft - Stelle 2		[N]	0,98
Messkraft - Stelle 3		[N]	1,50
spontane Absenkung berechnet Stelle II		[mm]	-1,27
spontane Absenkung berechnet Stelle III		[mm]	-3,83
spontane Absenkung gemessen - Stelle II	$x_{II}(0)$	[mm]	-1,21
spontane Absenkung gemessen - Stelle III	$x_{III}(0)$	[mm]	-3,34
E-Modul berechnet		[GPa]	102,92
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{II}(0)$		[GPa]	108,34
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{III}(0)$		[GPa]	118,12
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle II		[%]	+5%
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle III		[%]	+15%
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[mm]	-0,10
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[mm]	-0,23

Tabelle 25: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°

Im Gegensatz zur Prüfung mit Aluminium hat sich hier die Messuhr an Stelle 1 weiter abgesenkt und auch über die gemessene Zeit öfters.

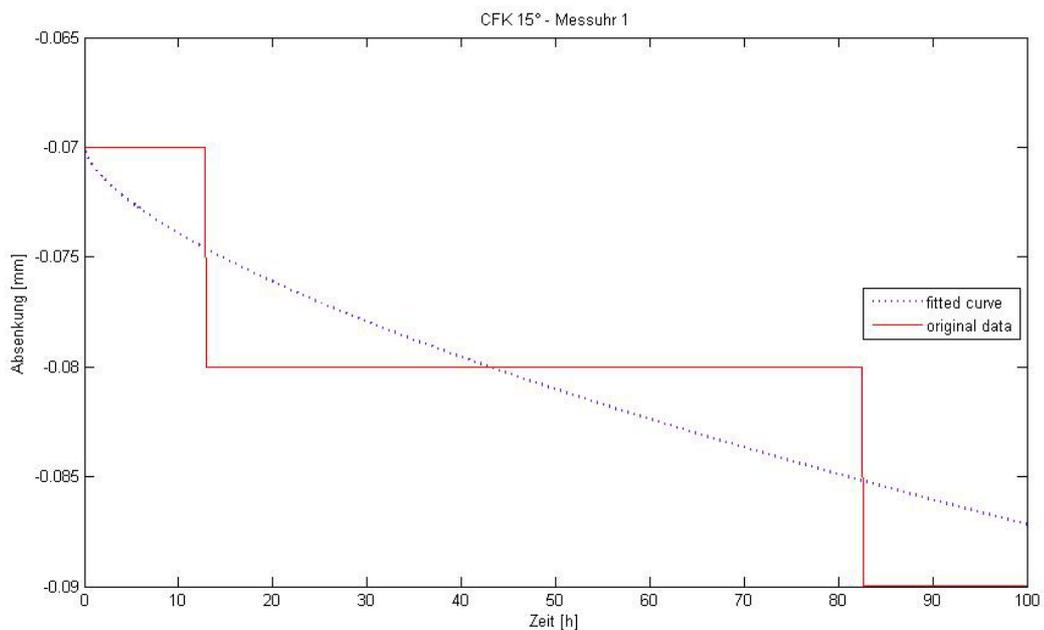


Abbildung 44: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 1

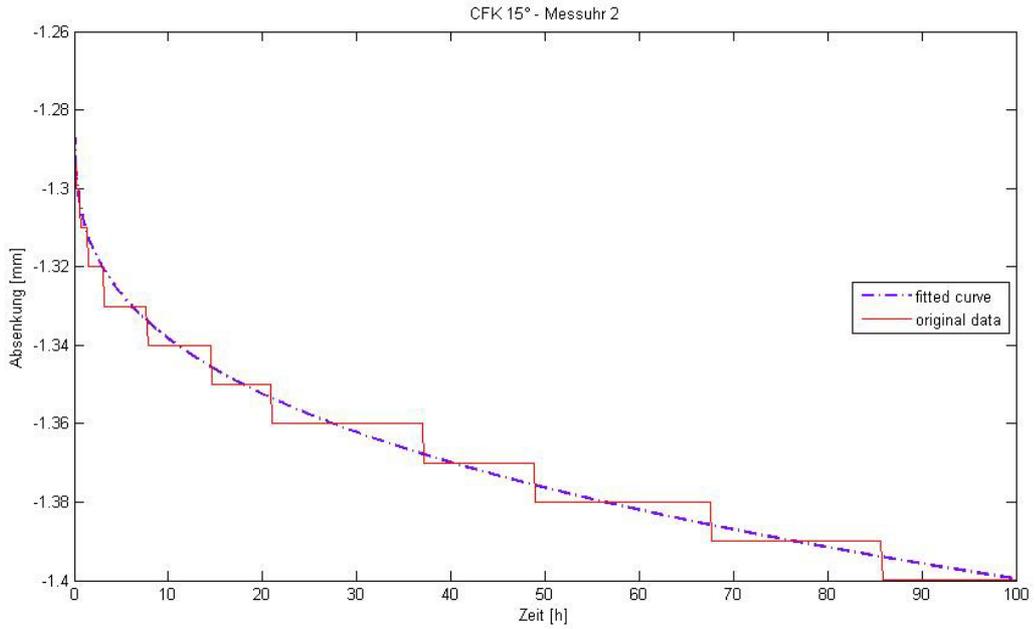


Abbildung 45: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 2

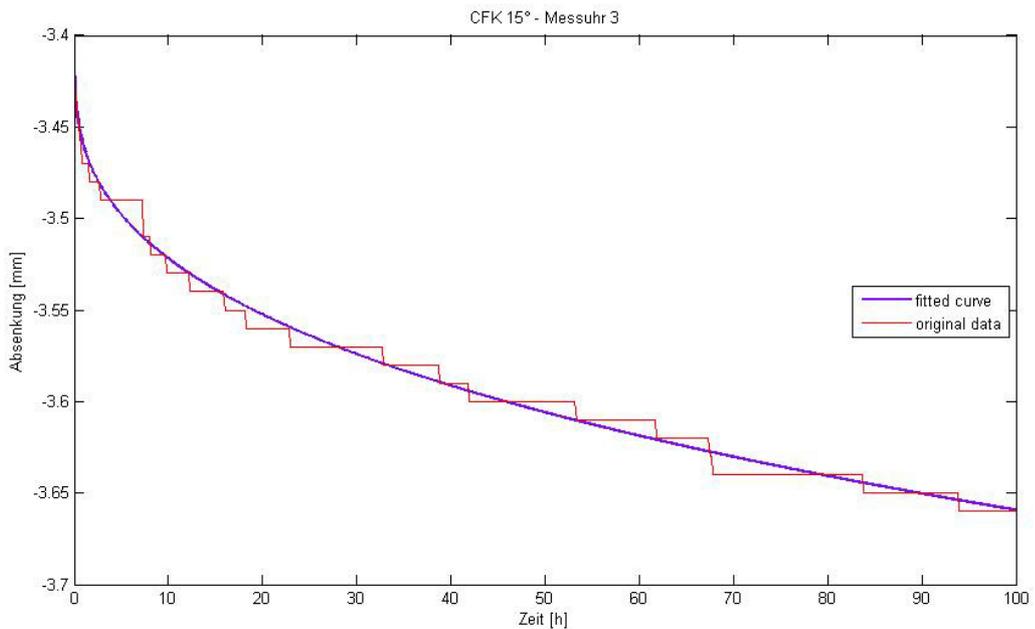


Abbildung 46: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		x(0)= [mm]	m= [1]	n=	R ² [1]
CFK 15°	Stelle 1	-0,07	-0,0009006	0,6401	0,665
	Stelle 2	-1,28	-0,02849	0,3114	0,9784
	Stelle 3	-3,41	-0,05038	0,3472	0,8973

Tabelle 26: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 15°

CFK 30°:

			CFK 30
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,64
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	103,84
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	27,18
angehängtes Gewicht		[g]	875,2
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	2,48
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	91,37
Messkraft - Stelle 2		[N]	0,90
Messkraft - Stelle 3		[N]	1,34
spontane Absenkung berechnet Stelle II		[mm]	-3,16
spontane Absenkung berechnet Stelle III		[mm]	-9,54
spontane Absenkung gemessen - Stelle II	$x_{II}(0)$	[mm]	-2,54
spontane Absenkung gemessen - Stelle III	$x_{III}(0)$	[mm]	-7,12
E-Modul berechnet		[GPa]	38,86
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{II}(0)$		[GPa]	48,38
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{III}(0)$		[GPa]	52,05
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle II		[%]	+25%
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle III		[%]	+34%
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[mm]	-0,70
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[mm]	-1,98

Tabelle 27: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 30°

Auffällig ist, dass gegenüber den beiden vorherigen Prüfungen, ähnlich wie beim Versuch mit nur einer Messuhr, eine höhere Diskrepanz zwischen berechneten und gemessenen Modulen besteht. Gut zu erkennen ist, dass sich die Messuhren an Stelle 2 und 3 ähnliche Sprünge nach ca. 10 Stunden und noch einen markanten Sprung bei ca. 40 Stunden nach Testbeginn aufweisen.

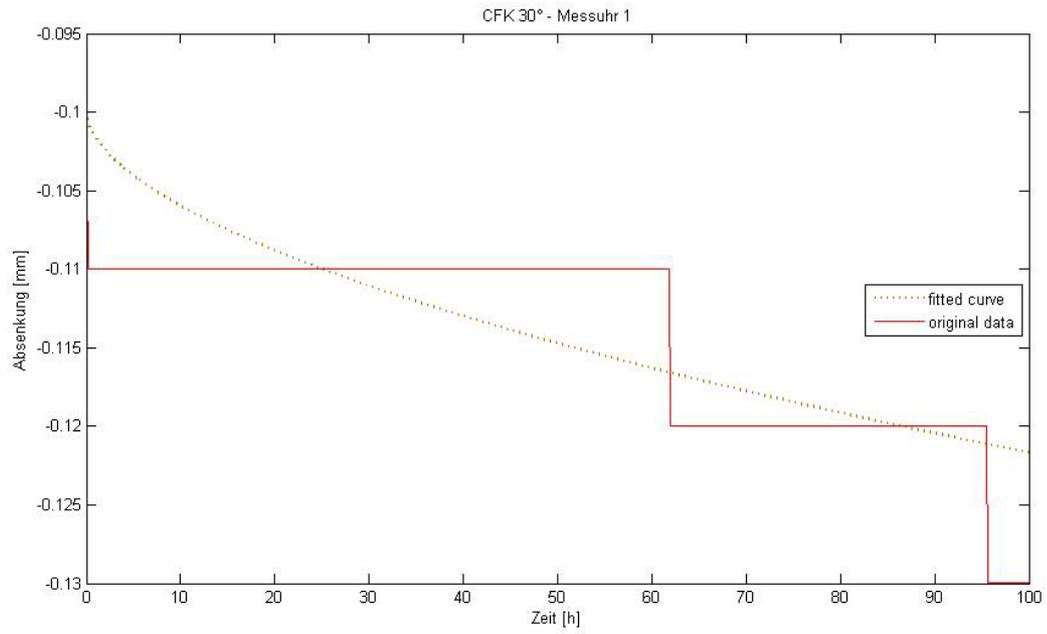


Abbildung 47: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 1

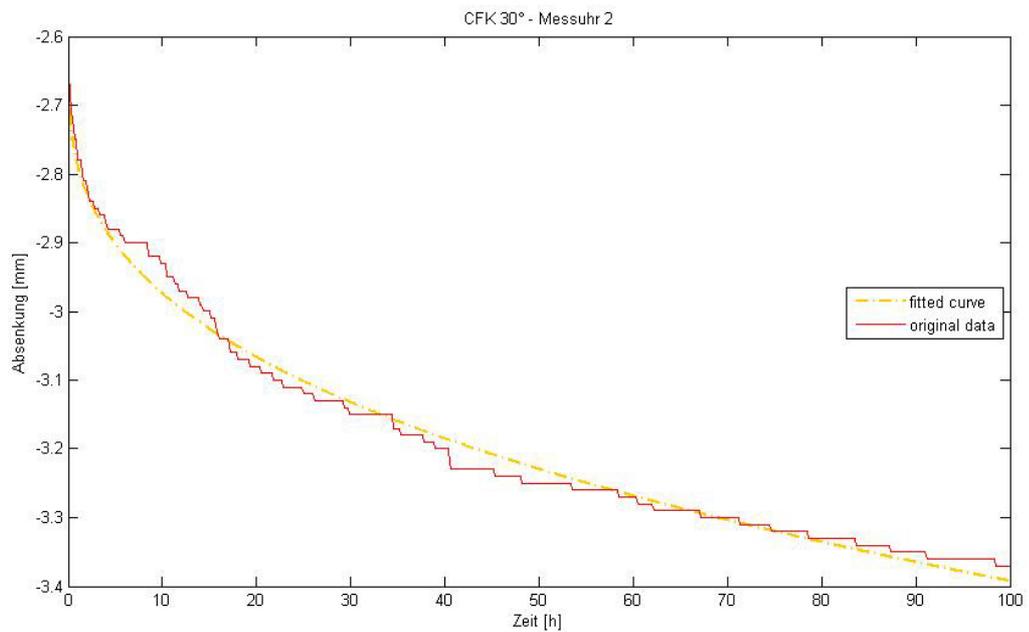


Abbildung 48: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 2

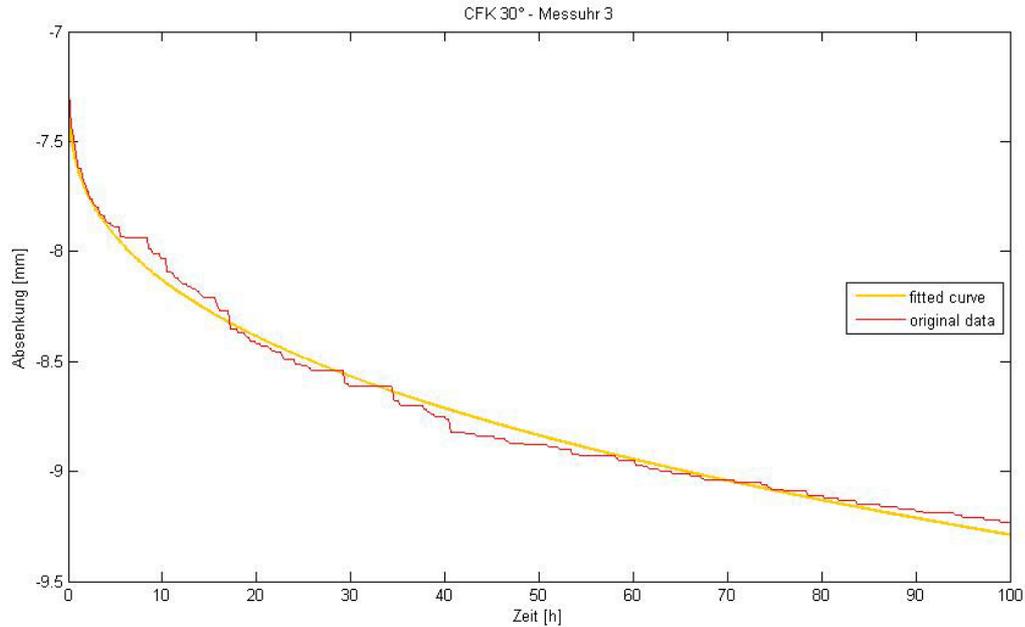


Abbildung 49: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			m=	n=	
		x(0)=	[1]		R ²
		[mm]			[1]
CFK 30°	Stelle 1	-0,1	-0,001468	0,5595	0,5625
	Stelle 2	-2,64	-0,1488	0,3519	0,9863
	Stelle 3	-7,22	-0,4023	0,3556	0,9898

Tabelle 28: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 30°

CFK 45°:

Das hier verwendete Gewicht ist doppelt so hoch wie das Gewicht der CFK 45°-Probe bei der Einpunktmessung, entsprechend ist die gemessene Absenkung auch fast doppelt so hoch, jedoch muss darauf geachtet werden, dass sich die Messpunkte um 10 mm unterscheiden. Ein direkter Vergleich ist also nicht zulässig.

Wie angenommen ist die hier gemessene Absenkung an allen 3 Messpunkten sowohl bei der ersten spontanen Absenkung, als auch bei der relativen Absenkung über 100 Stunden am höchsten. Da bei Messuhr 1 eine höhere Absenkung gemessen werden konnte ist hier die Qualität der angenäherten Kurve auch besser, als bei den vorhergehenden Prüfungen. Wie schon beobachtet ist auch hier der Unterschied von berechnetem zu gemessenen Modulen höher als bei den vorherigen CFK-Proben.

			CFK 45
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,67
Flächenträgheitsmoment	I	[mm ⁴]	106,07
Widerstandsmoment	W	[mm ³]	27,67
angehängtes Gewicht		[g]	875,2
max. Biegemoment	M_b	[Nm]	2,40
max. Spannung	σ_{max}	[N/mm ²]	86,82
Messkraft - Stelle 2		[N]	0,71
Messkraft - Stelle 3		[N]	0,98
spontane Absenkung berechnet Stelle II		[mm]	-9,13
spontane Absenkung berechnet Stelle III		[mm]	-27,66
spontane Absenkung gemessen - Stelle II	$x_{II}(0)$	[mm]	-5,54
spontane Absenkung gemessen - Stelle III	$x_{III}(0)$	[mm]	-15,73
E-Modul berechnet		[GPa]	12,70
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{II}(0)$		[GPa]	20,92
E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{III}(0)$		[GPa]	22,34
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle II		[%]	+65%
Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle III		[%]	+76%
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[mm]	-3,08
Absenkung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[mm]	-8,48

Tabelle 29: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 45°

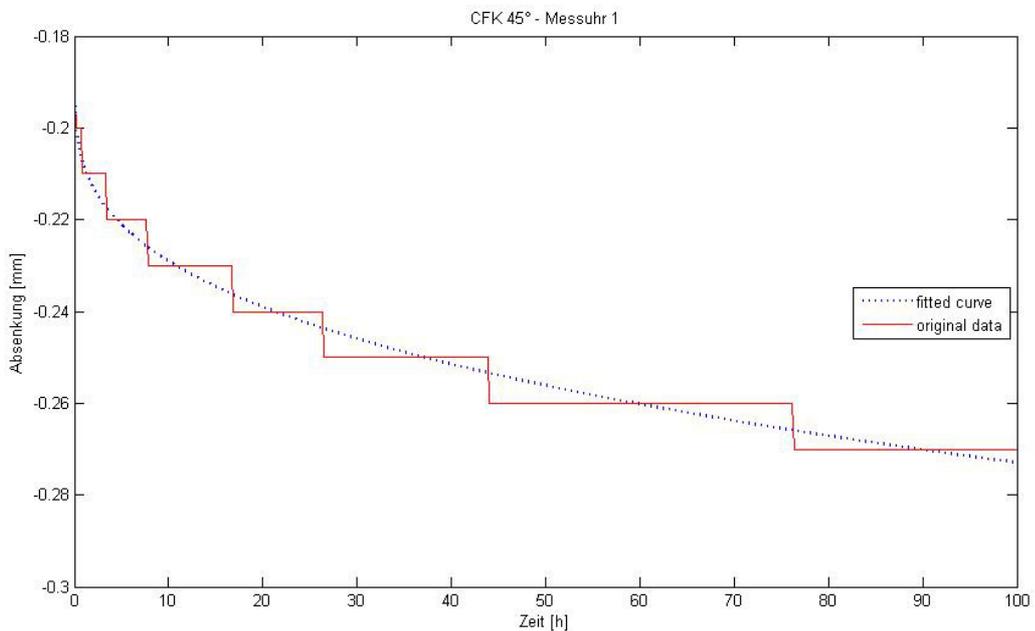


Abbildung 50: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 1

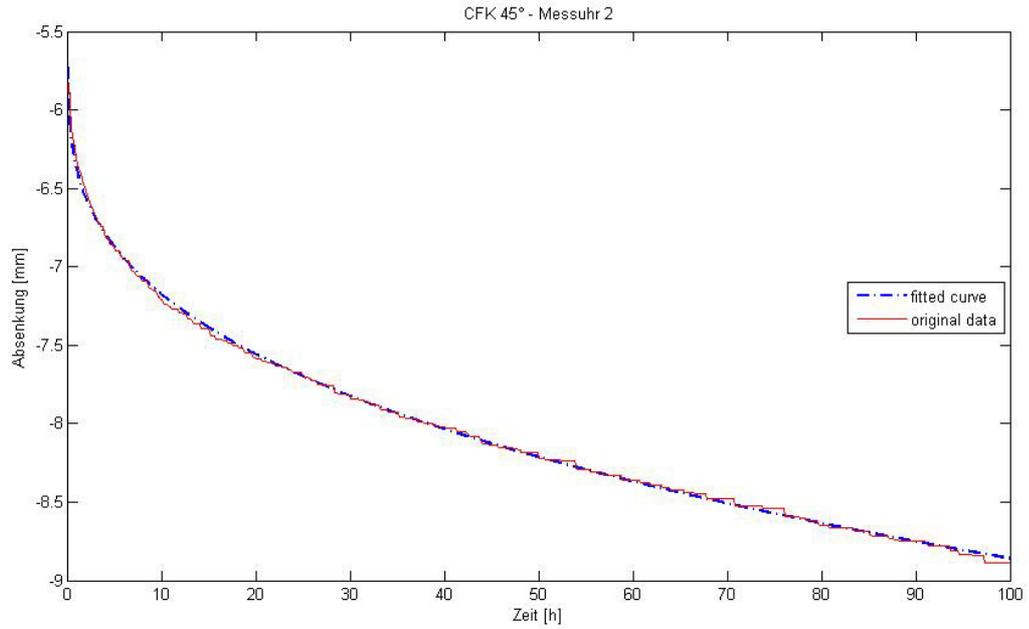


Abbildung 51: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 2

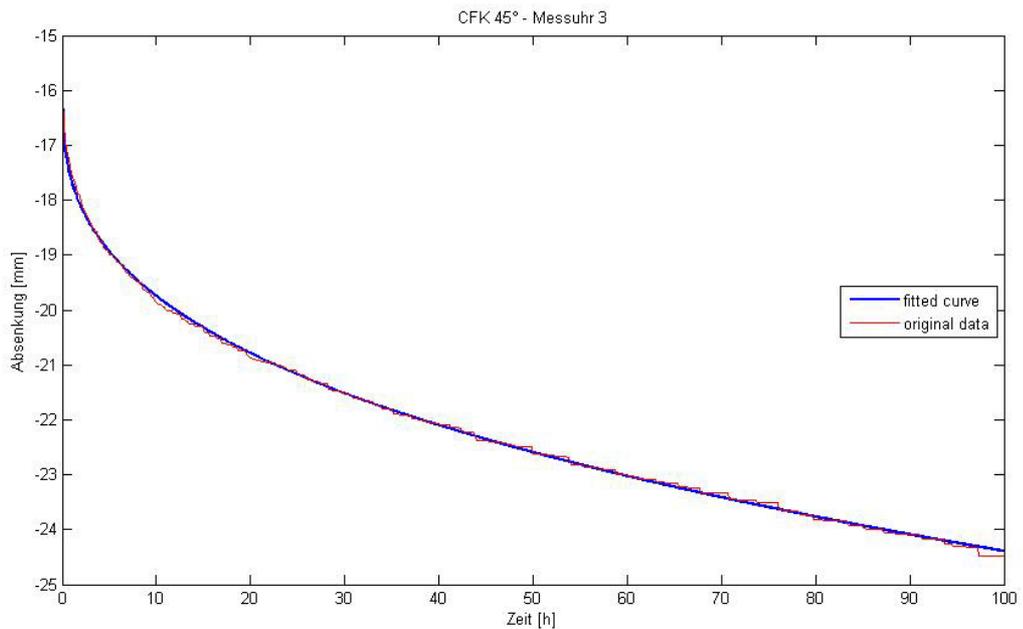


Abbildung 52: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Absenkung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			m=	n=	
		x(0)=			R ²
		[mm]		[1]	[1]
CFK 45°	Stelle 1	-0,19	-0,01841	0,3269	0,9657
	Stelle 2	-5,73	-0,6734	0,3336	0,9989
	Stelle 3	-15,92	-1,736	0,3442	0,999

Tabelle 30: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 45°

8.2 Torsion

Es wird in ähnlicher Weise wie in Kapitel 7.2 verfahren. Durch dasselbe Gewicht ergeben sich jedoch unterschiedliche Absenkungen an den Messuhren und somit unterschiedliche Kräfte an diesen Stellen. Diese sind in den einzelnen Unterkapiteln angeführt.

Da die Berechnung der Verdrehung im Gegensatz zur Biegung linear ist, kann bei der Berechnung zum G-Modul über die Formel (40) die Differenz der Stelle 1 und 2 = 120 mm für x eingesetzt werden.

Aluminium:

			Aluminium
Außendurchmesser	D_a	[mm]	8
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	274,89
angehängtes Gewicht		[g]	932,08
Drehmoment Stelle 2	M_{t2}	[Nmm]	-77
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss 3	M_{t3}	[Nmm]	835
maximales Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	68,72
max Schubspannung	τ	[N/mm ²]	12,15
spontane Verdrehung berechnet - Stelle II		[°]	0,7019
spontane Verdrehung berechnet - Stelle III		[°]	1,4753
spontane Verdrehung gemessen - Stelle II	$\alpha_{II}(0)$	[°]	0,7162
spontane Verdrehung gemessen - Stelle III	$\alpha_{III}(0)$	[°]	1,5924
G-Modul berechnet		[GPa]	27
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{II}(0)$		[GPa]	26,46
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{III}(0)$		[GPa]	25,02
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle II		[%]	-2%
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle III		[%]	-7%
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[°]	0,0401
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[°]	0,0688

Tabelle 31: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Aluminium

Im Gegensatz zur Biege-Prüfung mit Aluminium konnte hier keine so gute Übereinstimmung zwischen den beiden gemessenen G-Modulen festgestellt werden, der Unterschied liegt jedoch noch im vertretbaren Bereich von 1 GPa.

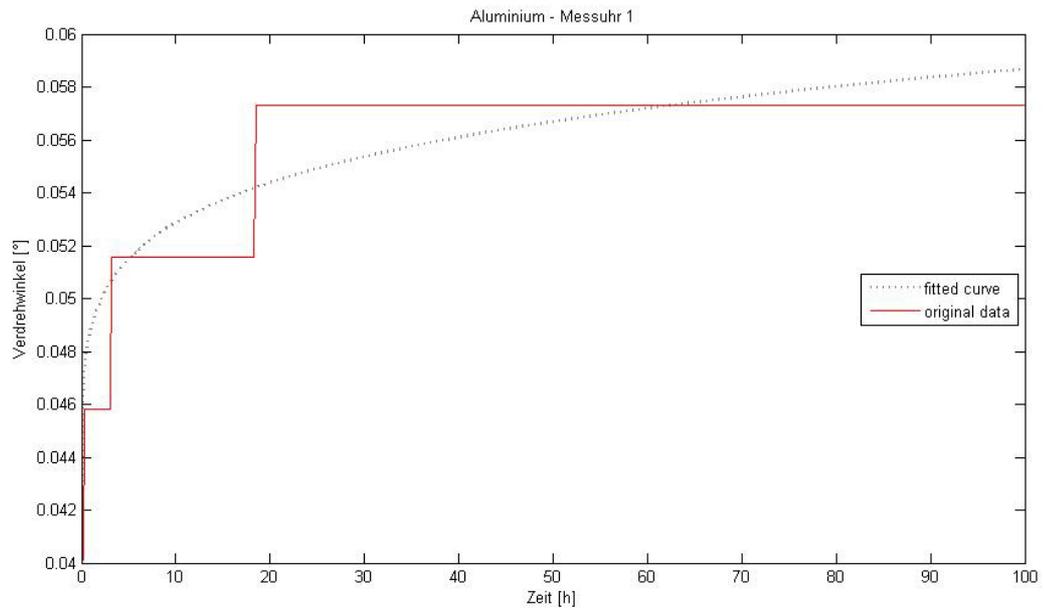


Abbildung 53: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 1

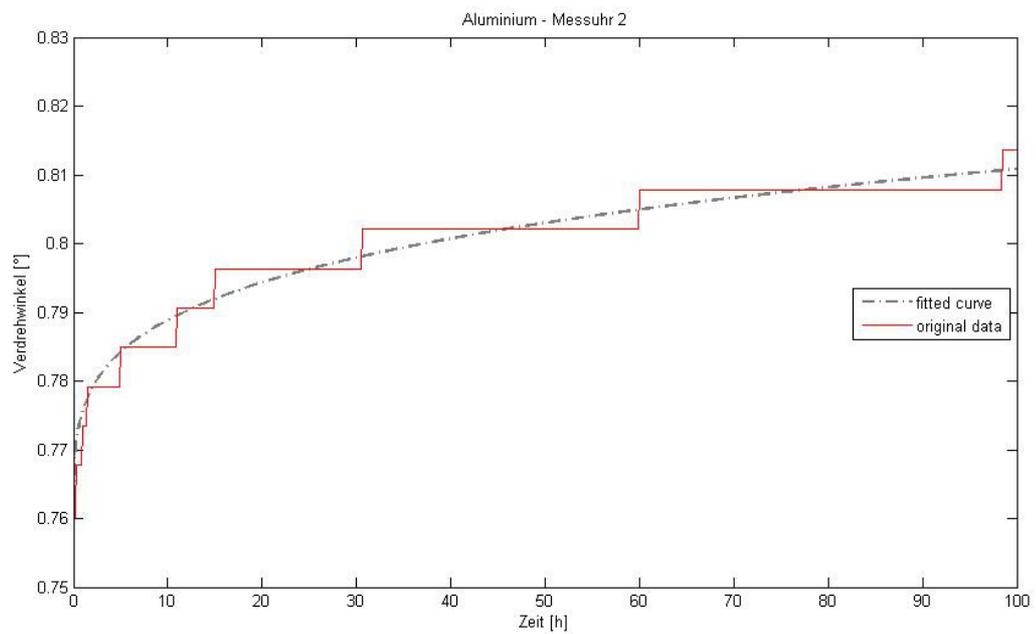


Abbildung 54: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 2

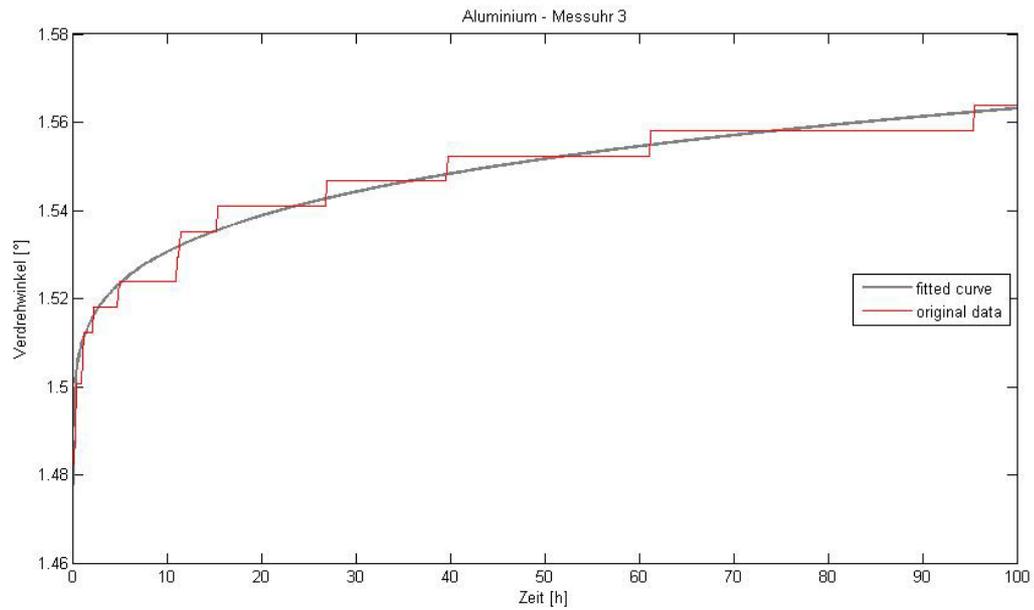


Abbildung 55: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			a=	b=	
		$\alpha(0)=$			R^2
		[°]	[1]		[1]
Aluminium	Stelle 1	0,0401	0,008753	0,1634	0,7325
	Stelle 2	0,7563	0,01944	0,224	0,9478
	Stelle 3	1,4779	0,03265	0,2084	0,9632

Tabelle 32: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion - Aluminium

CFK 15°:

			CFK 15
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,66
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	210,76
angehängtes Gewicht		[g]	932,08
Drehmoment Stelle 2	M_{t2}	[Nmm]	-75
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss 3	M_{t3}	[Nmm]	822
maximales Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	55,03
max Schubspannung	τ	[N/mm ²]	14,93
spontane Verdrehung berechnet - Stelle II		[°]	2,2298
spontane Verdrehung berechnet - Stelle III		[°]	4,6845
spontane Verdrehung gemessen - Stelle II	$\alpha_{II}(0)$	[°]	1,9790
spontane Verdrehung gemessen - Stelle III	$\alpha_{III}(0)$	[°]	3,8842
G-Modul berechnet		[GPa]	10,92
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{II}(0)$		[GPa]	12,31
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{III}(0)$		[GPa]	13,17
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle II		[%]	+13%
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle III		[%]	+21%
G-Modul berechnet über Netztheorie		[GPa]	8,40
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[°]	0,2296
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[°]	0,5165

Tabelle 33: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 15°

Wie erwartet ergaben sich bei diesem Versuch die größten spontanen Verformungen, auch die Verdrehung durch Kriechen ist hier am größten. Verglichen mit der Biege-Prüfung des CFK 45°-Rohres konnte auch bei dieser Probe durch die höhere Absenkung an der Messuhr 1 eine bessere Qualität der angenäherten Kurve erreicht werden.

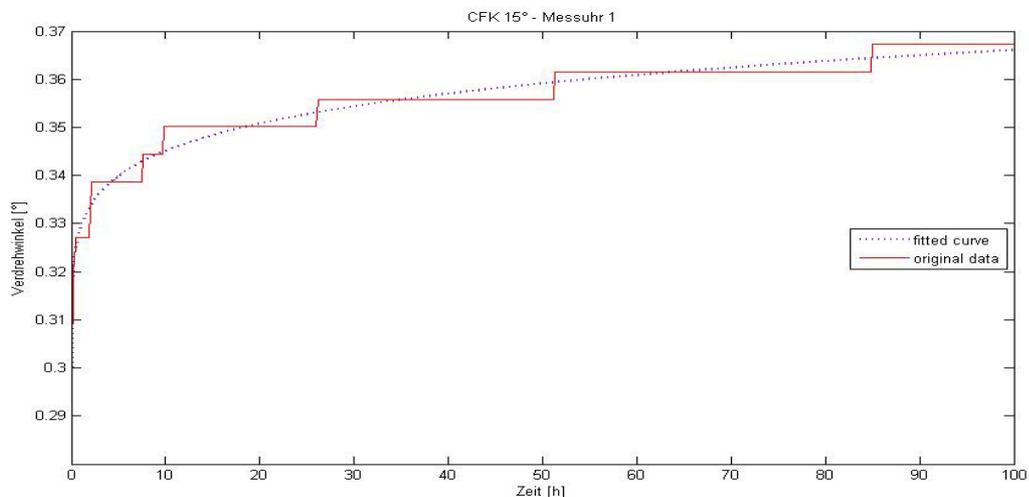


Abbildung 56: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 1

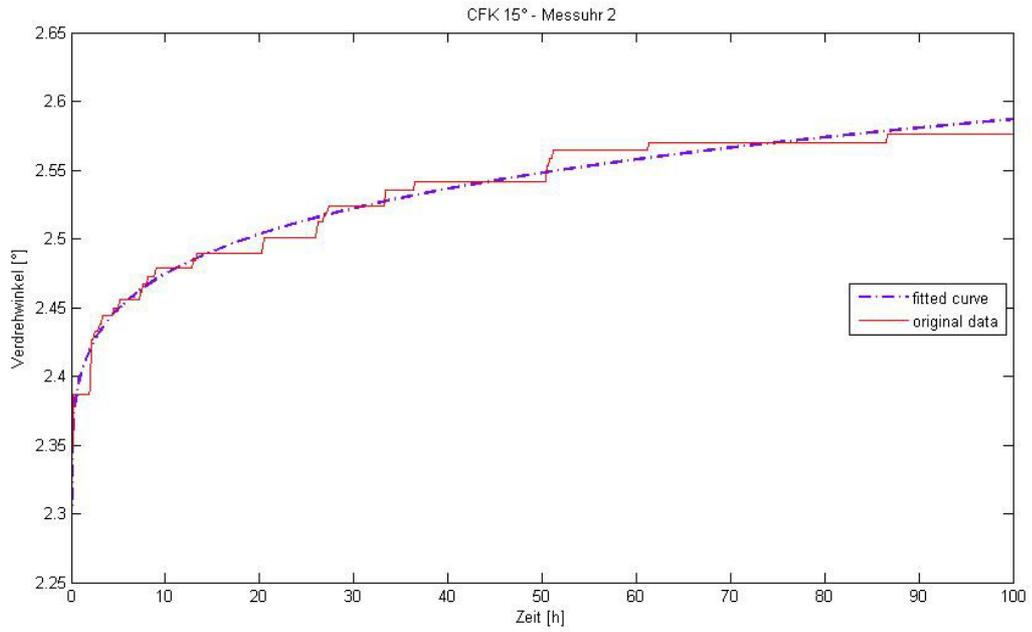


Abbildung 57: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 2

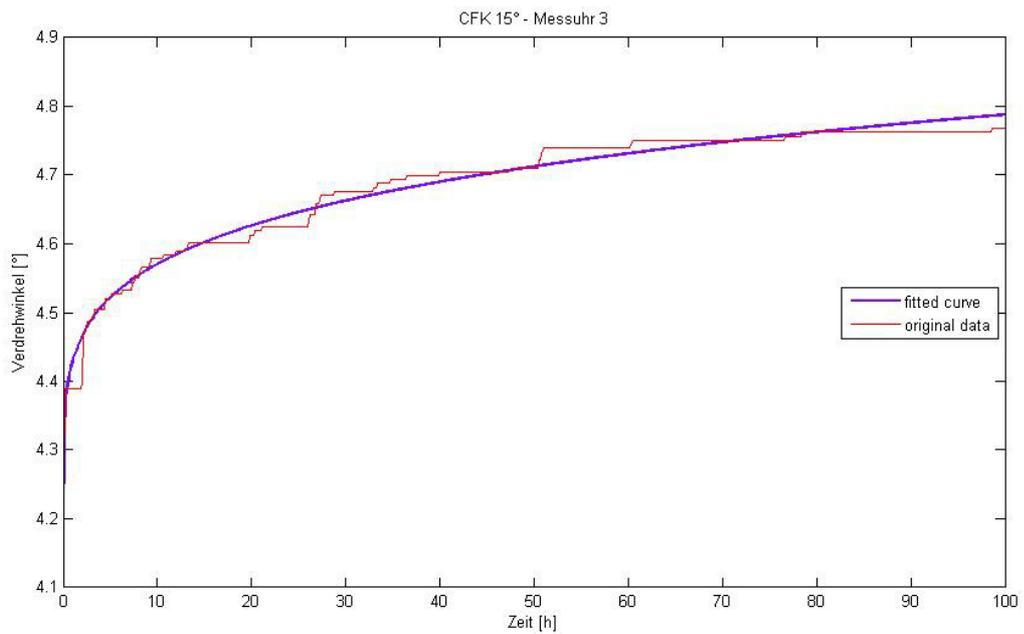


Abbildung 58: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			a=	b=	
		$\alpha(0)=$			R^2
		[°]	[1]		[1]
CFK 15°	Stelle 1	0,2812	0,0481	0,1233	0,952
	Stelle 2	2,2602	0,1404	0,1834	0,9743
	Stelle 3	4,1654	0,2637	0,1865	0,9753

Tabelle 34: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 15°

CFK 30°:

			CFK 30
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,63
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	205,75
angehängtes Gewicht		[g]	932,08
Drehmoment Stelle 2	M_{t2}	[Nmm]	-83
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss 3	M_{t3}	[Nmm]	833
maximales Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	53,92
max Schubspannung	τ	[N/mm ²]	15,45
spontane Verdrehung berechnet - Stelle II		[°]	0,9724
spontane Verdrehung berechnet - Stelle III		[°]	2,0518
spontane Verdrehung gemessen - Stelle II	$\alpha_{II}(0)$	[°]	1,1192
spontane Verdrehung gemessen - Stelle III	$\alpha_{III}(0)$	[°]	2,2717
G-Modul berechnet		[GPa]	25,78
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{II}(0)$		[GPa]	22,40
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{III}(0)$		[GPa]	23,29
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle II		[%]	-13%
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle III		[%]	-10%
G-Modul berechnet über Netztheorie		[GPa]	25,19
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[°]	0,0976
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[°]	0,2468

Tabelle 35: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 30°

An den Diagrammen der Messuhr 2 und 3 sind größere Sprünge ca. 48 Stunden nach anhängen des Gewichtes zu erkennen. Wie auch schon bei der Einpunktmessung werden hier Reibungsvorgänge in den Messuhren verantwortlich gemacht, außerdem Reibungen im verwendeten Kugellager. Die Änderungen über die Mess-Zeit und die erste spontane Verdrehung, liegen wie erwartet unter den Werten der CFK 15°-Probe.

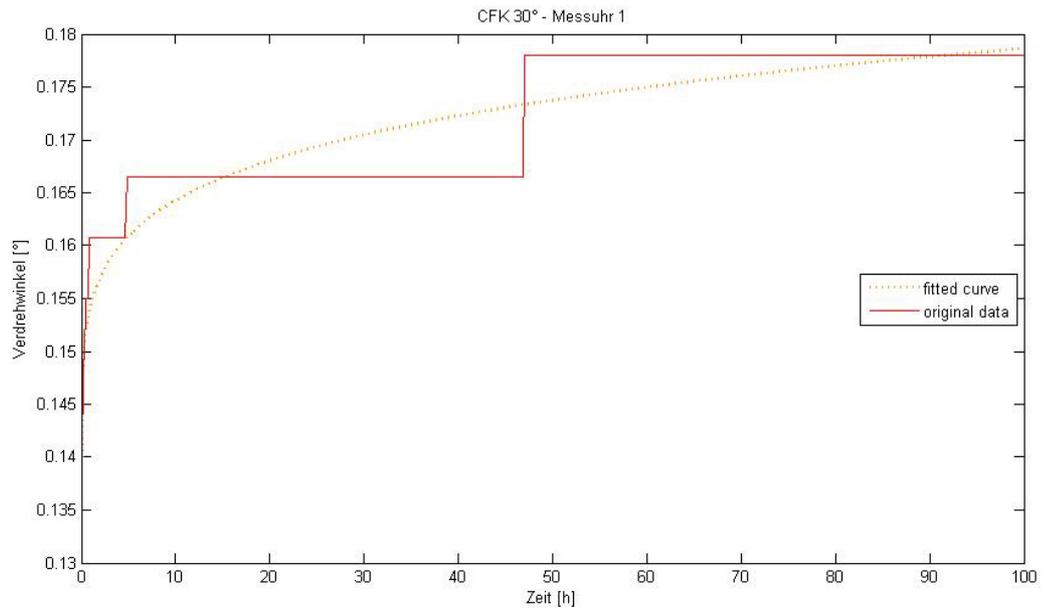


Abbildung 59: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 1

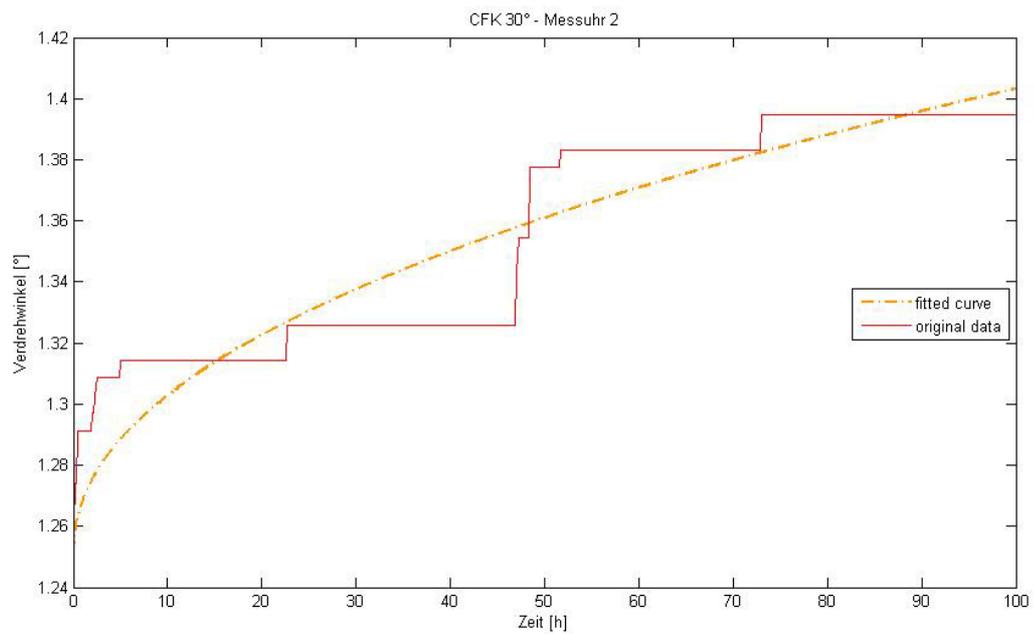


Abbildung 60: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 2

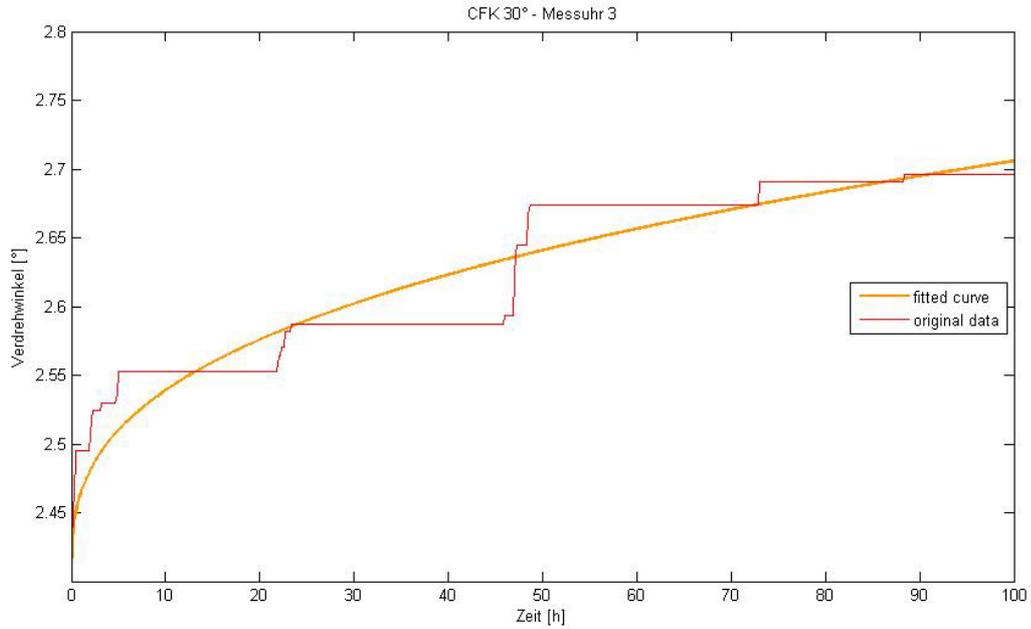


Abbildung 61: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
			a=	b=	
		$\alpha(0)=$			R^2
		[°]	[1]		[1]
CFK 30°	Stelle 1	0,132	0,02232	0,16	0,7551
	Stelle 2	1,2512	0,01751	0,4693	0,8483
	Stelle 3	2,4037	0,06054	0,349	0,8907

Tabelle 36: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 30°

CFK 45°:

Hier ist ähnlich wie bei der Probe zuvor ein markanter Sprung an den Messuhren zu erkennen, ca. 43 Stunden nach anhängen des Gewichtes. Ein direkter Zusammenhang wird jedoch ausgeschlossen. Es werden wie vorher Reibungseinflüsse dafür verantwortlich gemacht. Wie erwartet ist gegenüber den anderen CFK-Proben geringeres Kriechen festzustellen. Auch die erste spontane gemessene Verdrehung ist abgesehen von Aluminium die Geringste bei den Torsionsprüfungen.

			CFK 45
Außendurchmesser	D_a	[mm]	7,63
polares Flächenträgheitsmoment	I_p	[mm ⁴]	204,63
angehängtes Gewicht		[g]	932,08
Drehmoment Stelle 2	M_{t2}	[Nmm]	-78
Drehmoment inkl. Messuhreinfluss 3	M_{t3}	[Nmm]	832
maximales Widerstandsmoment	W_p	[mm ³]	53,67
max Schubspannung	τ	[N/mm ²]	15,50
spontane Verdrehung berechnet - Stelle II		[°]	0,7624
spontane Verdrehung berechnet - Stelle III		[°]	1,6038
spontane Verdrehung gemessen - Stelle II	$\alpha_{II}(0)$	[°]	0,9355
spontane Verdrehung gemessen - Stelle III	$\alpha_{III}(0)$	[°]	1,8648
G-Modul berechnet		[GPa]	33,22
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{II}(0)$		[GPa]	27,07
G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $\alpha_{III}(0)$		[GPa]	28,57
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle II		[%]	-19%
Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G-Modul Stelle III		[%]	-14%
G-Modul berechnet über Netztheorie		[GPa]	33,58
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle II		[°]	0,0344
Verdrehung durch Kriechen nach 100 Stunden gemessen - Stelle III		[°]	0,1378

Tabelle 37: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 45°

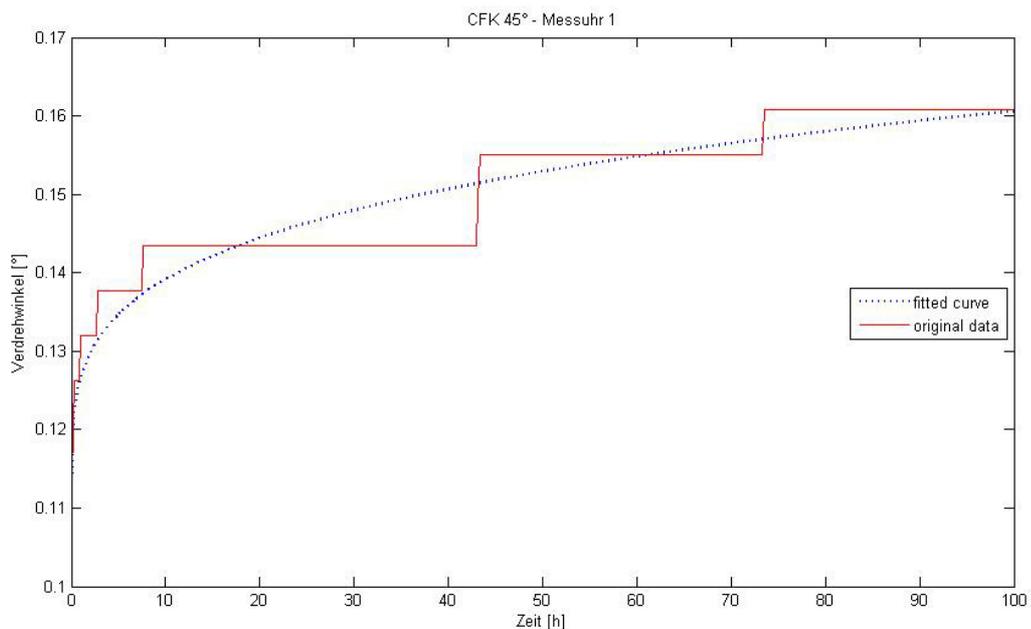


Abbildung 62: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 1

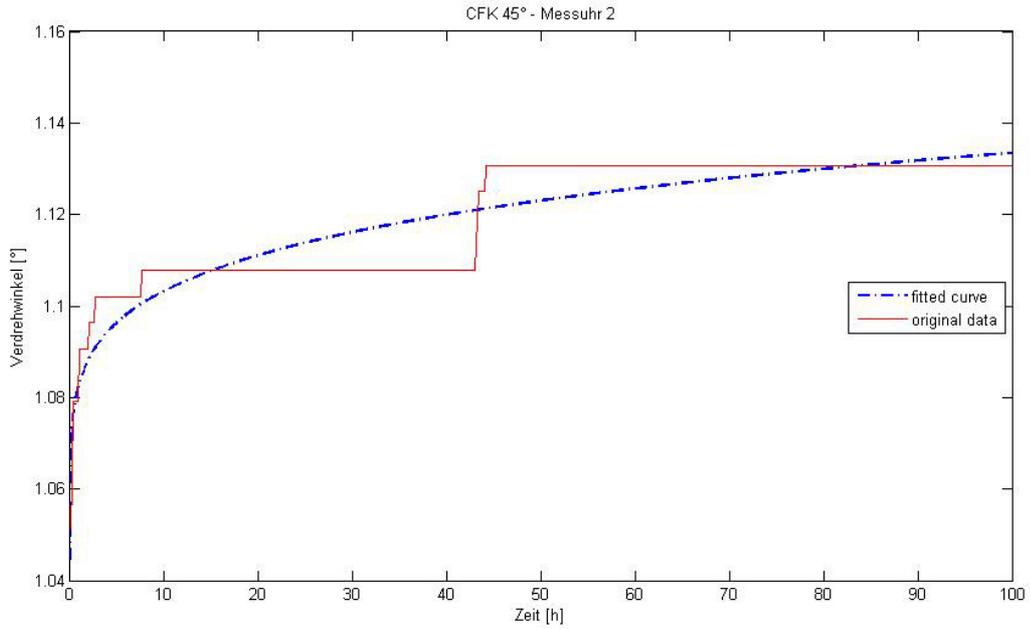


Abbildung 63: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 2

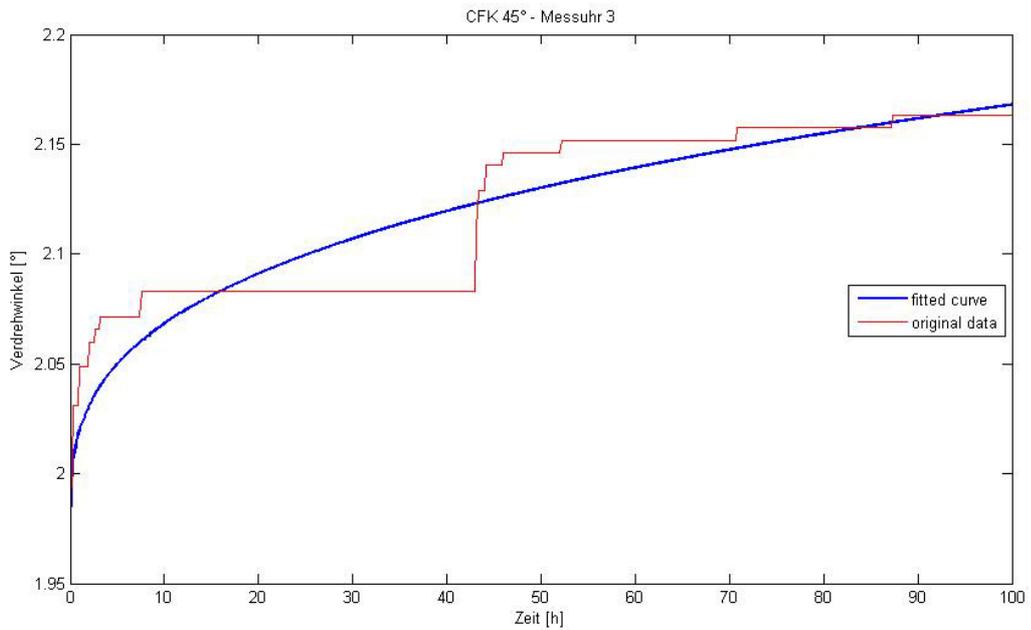


Abbildung 64: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 3

Probe	Messuhr	spontane Verdrehung gemessen	Koeffizient des Findley Ansatz		Güte
		$\alpha(0)=$	a=	b=	
		[°]	[1]		[1]
CFK 45°	Stelle 1	0,1091	0,01752	0,2342	0,8622
	Stelle 2	1,0446	0,03877	0,1801	0,7984
	Stelle 3	1,9739	0,04588	0,3132	0,8159

Tabelle 38: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion - Aluminium

8.3 Zusammenfassung Dreipunktmessung

Durch die Erfahrungswerte, die während der Versuchsdurchführung der Einpunktmessung gewonnen werden konnten, konnte bei den Dreipunktmessungen keine weitere Auffälligkeit festgestellt werden. Innere Reibungsvorgänge bei den Messuhren traten bei beiden Versuchsdurchführungen auf. Bei den Dreipunktmessungen jedoch waren diese meist an allen drei Messuhren zu erkennen, ein gutes Beispiel hierzu ist auf den beiden vorhergehenden Seiten ersichtlich: beim Torsionsversuch von CFK 45° konnte nach ca. 40 Stunden je ein größerer Sprung an allen drei Uhren festgestellt werden.

Abbildung 65 und Abbildung 66 geben die absolute und die relative Absenkung über die Versuchszeit wieder. Es ist jeweils zu erkennen, dass die CFK-Rohre mit größerem Wickelwinkel ausgeprägtere Kriechkurven aufweisen. Relativ gesehen ist auch die Absenkung eines Rohres mit größerem Wickelwinkel an Stelle II höher als die Absenkung eines Rohres mit geringerem Wickelwinkel an Stelle III. Da die Aluminium-Probe sehr ähnliche Werte wie die CFK 15°-Probe aufweist, und der CFK-Probe mehr Bedeutung in dieser Arbeit zukommt, wird diese in den Diagrammen im Vordergrund gezeichnet.

Im Gegensatz zur Einpunktmessung wurde bei der Durchführung mit drei Messuhren mit demselben Gewicht belastet, daher stellen sich auch weitaus unterschiedlichere Absenkungen zueinander heraus. In Tabelle 39 sind nochmals alle Werte der Biege-Prüfungen angegeben. Wie eben erklärt, ist hier auch der ähnliche Wert bei Aluminium und CFK 15° zu erkennen.

	spontane Absenkung			relative Absenkung nach 100 Stunden		
	[mm]			[mm]		
	Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3	Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3
Aluminium	-0,02	-1,26	-3,76	-0,01	-0,10	-0,23
CFK 15°	-0,07	-1,28	-3,41	-0,02	-0,12	-0,25
CFK 30°	-0,10	-2,64	-7,22	-0,03	-0,73	-2,01
CFK 45°	-0,19	-5,73	-15,92	-0,08	-3,16	-8,56

Tabelle 39: Vergleich der Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung

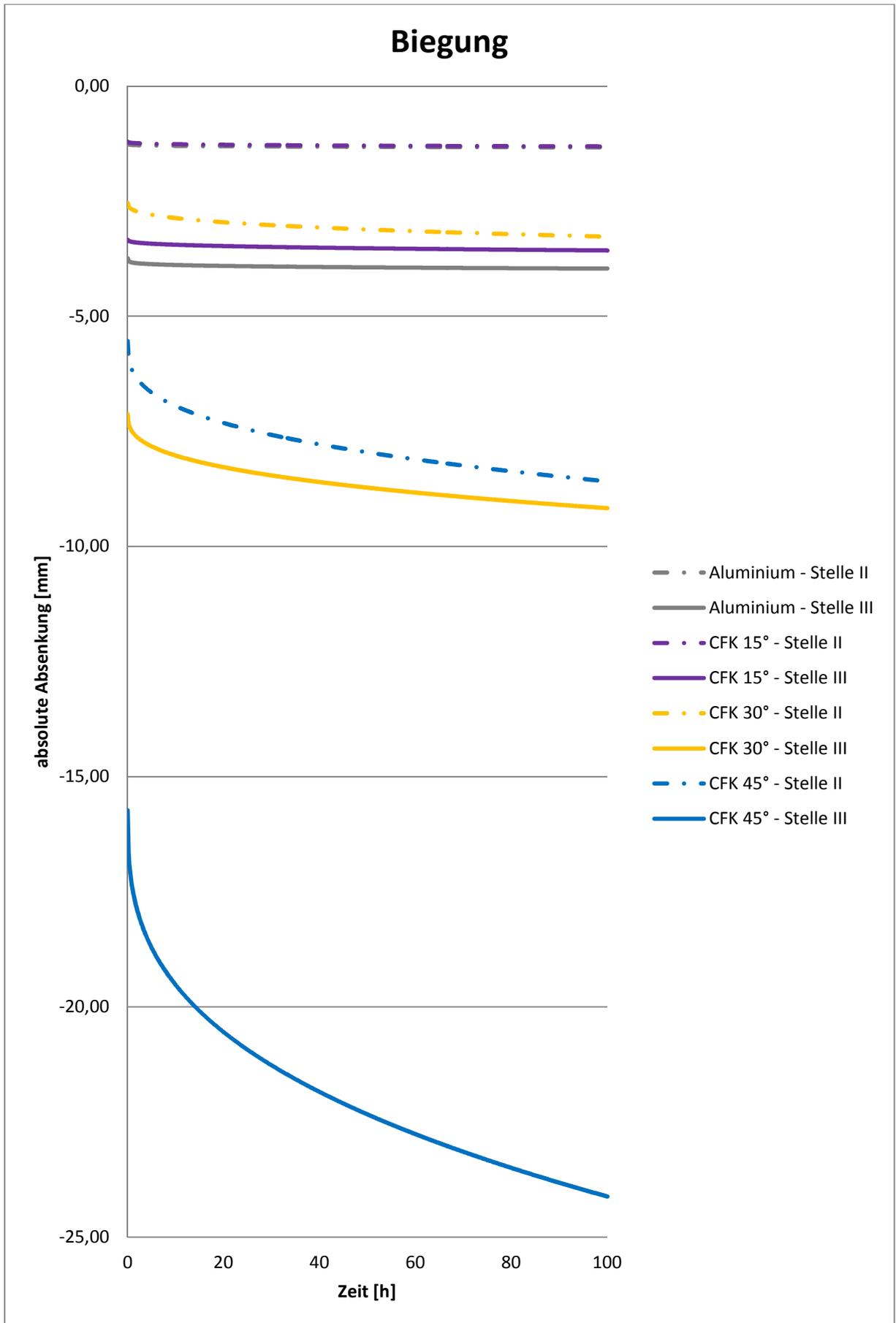


Abbildung 65: Vergleich der absoluten Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung

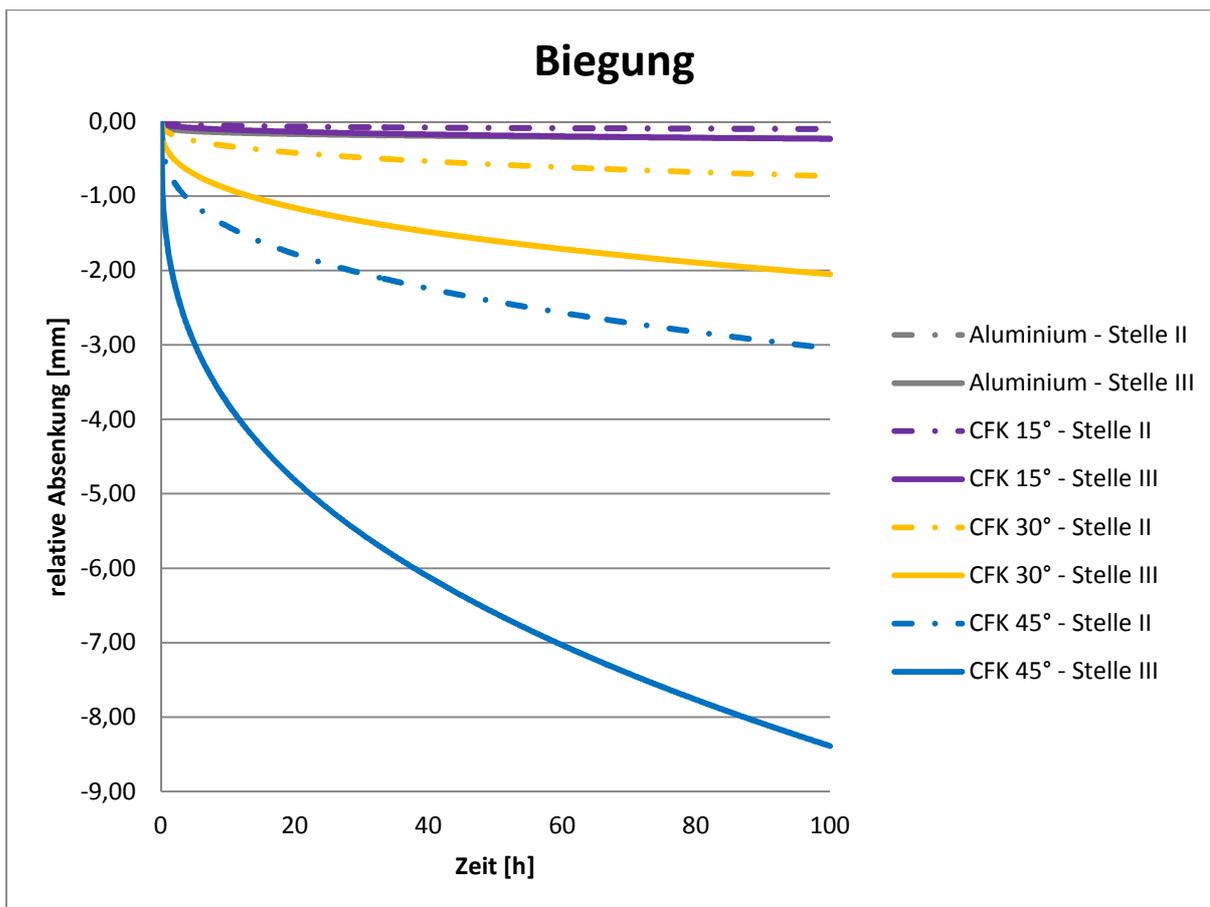


Abbildung 66: Vergleich der relativen Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung

Da es bei der Messung zu den E-Moduli über Stelle II und III zu verschieden hohen Werten kommt - diese sind bei der CFK 15° Probe mit 10 GPa am höchsten, jedoch wurden beim isotropen Werkstoff Aluminium keine so hohen Werte festgestellt - wurde mit einem Stahl-Rohr ein Versuch durchgeführt und nur die erste spontane Absenkung überprüft. Die Ergebnisse dazu sind in Tabelle 39 zu finden.

	E-Modul berechnet	E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{II}(0)$	E-Modul gemessen über spontane Absenkung $x_{III}(0)$	Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle II	Unterschied von berechneten E-Modul zu gemessenen E-Modul - Stelle III
	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[%]	[%]
Stahl	210,00	200,83	211,84	-4%	+1%

Tabelle 40: Vergleich E-Modul von Stahl bei Biegung - Dreipunktmessung

Wie man erkennen kann, weicht der gemessene E-Modul an Stelle II von dem an Stelle III um ca. 11 GPa ab. Dieser Wert liegt im Bereich der auf Seite 51 angegebenen Fehlerrechnung. Diese Diskrepanz ist also nicht rein bei FKV vorhanden. Ebenfalls wurden bei den Torsionsversuchen unterschiedliche Werte beim Schub-Modul gemessen (auch bei der Aluminium-Probe).

In Abbildung 68 und Abbildung 67 sind die relativen und absoluten Verdrehwinkel

über die getestete Zeit aufgezeichnet. Es ist leicht zu sehen, dass CFK-Proben mit dem Wickelwinkel näher bei 45° weniger kriechen, als Proben mit geringerem Wickelwinkel. In Anlehnung an die Schubsteifigkeit aus Abbildung 4 ist hier auch gut zu erkennen, dass der Unterschied in der Verdrehung zwischen den CFK-Proben mit 45° und 30° geringer ist, als zwischen 30° und 15°.

Im Gegensatz zur Einpunktmessung wurde hier mit demselben Gewicht belastet. In nachfolgender Tabelle sind die Ergebnisse zur Torsions-Prüfung nochmals zusammengefasst.

	spontane Verdrehung			relative Verdrehung nach 100 Stunden		
	[°]			[°]		
	Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3	Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3
Aluminium	0,0401	0,7563	1,4779	0,0172	0,0573	0,0859
CFK 15°	0,2812	2,2602	4,1654	0,0861	0,3157	0,6026
CFK 30°	0,1320	1,2512	2,4037	0,0459	0,1435	0,2927
CFK 45°	0,1091	1,0446	1,9739	0,0517	0,0861	0,1894

Tabelle 41: Vergleich der Absenkung bei Torsion - Dreipunktmessung

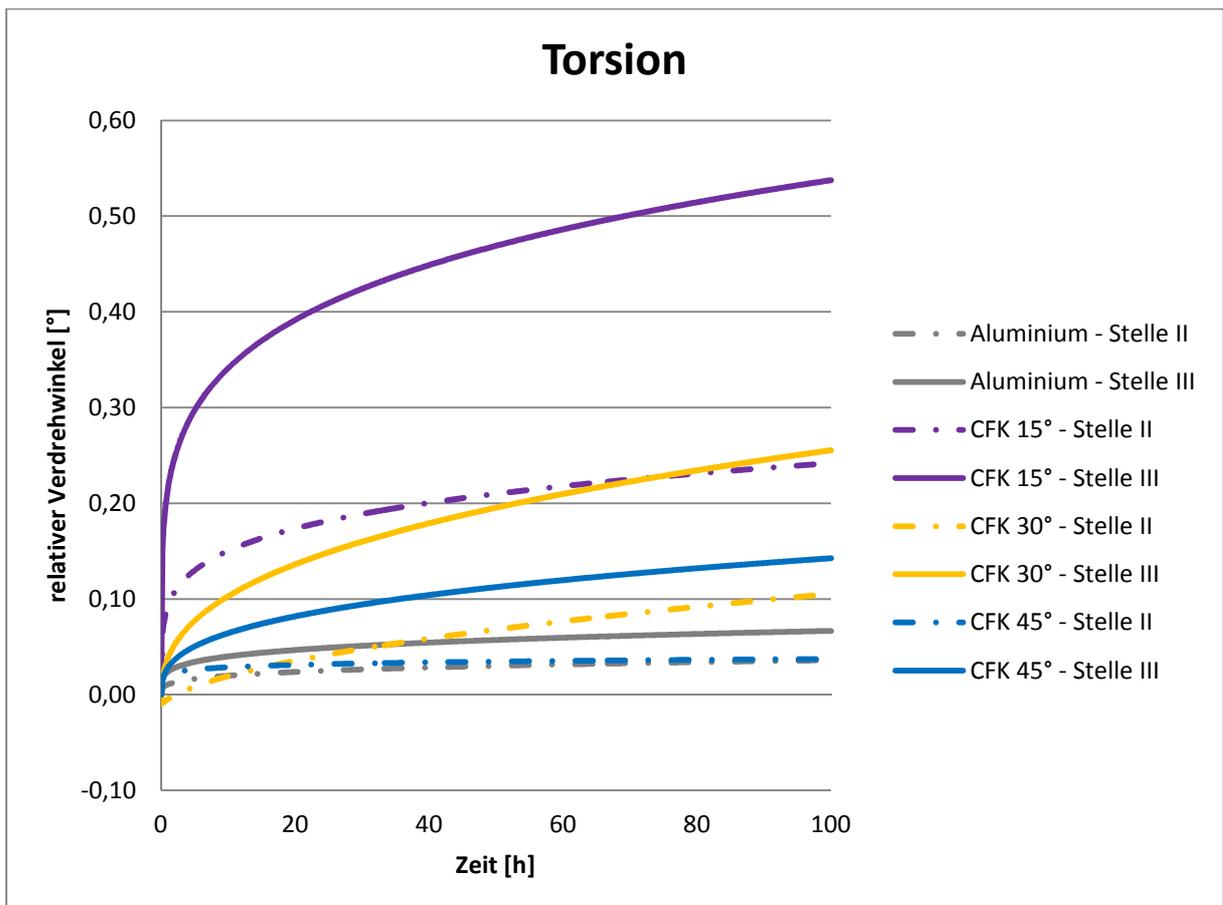


Abbildung 67: Vergleich der relativen Verdrehung bei Torsion - Dreipunktmessung

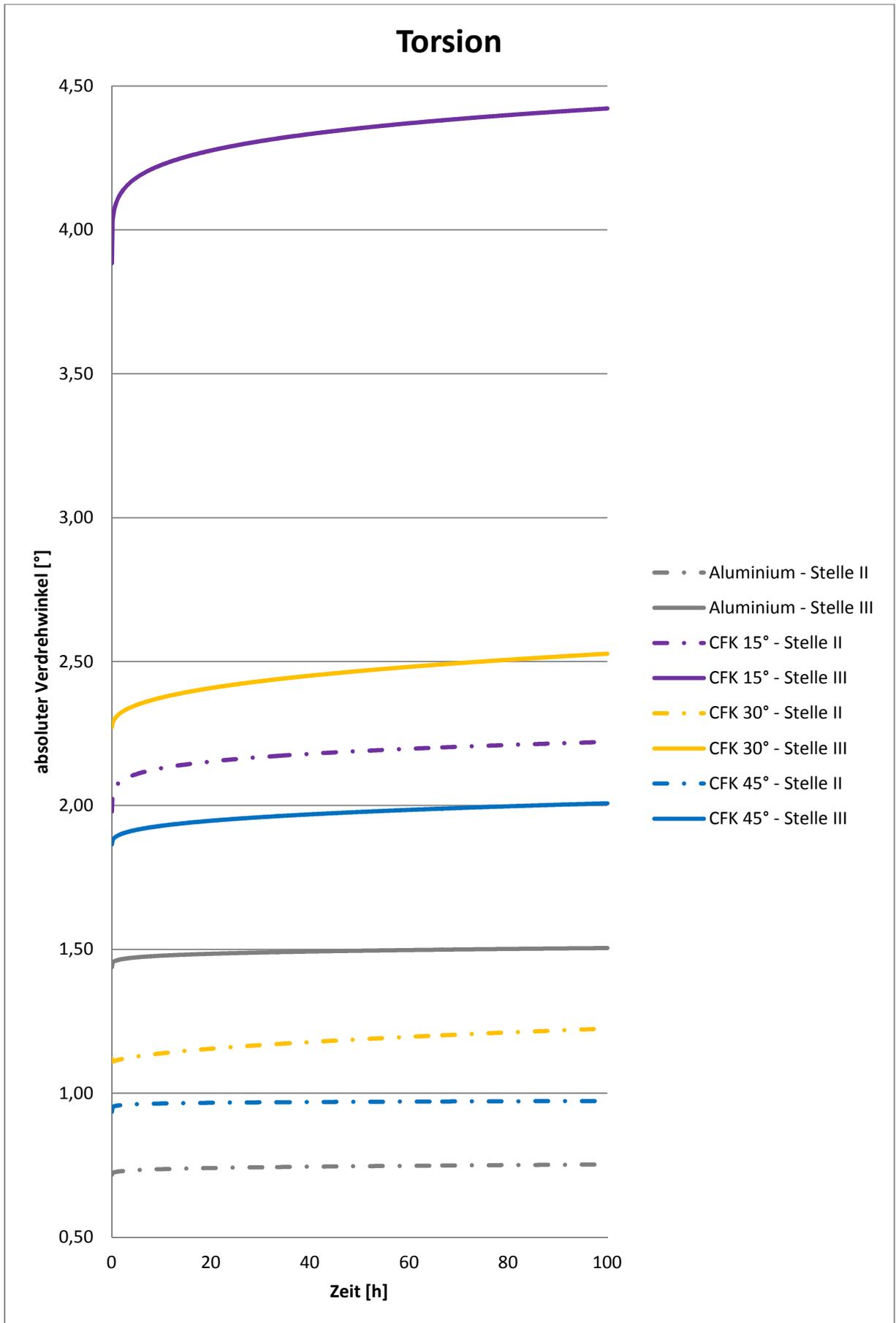


Abbildung 68: Vergleich der absoluten Verdrehung bei Torsion - Dreipunktmessung

Wie auch bei den Biege-Prüfungen zuvor erwähnt, wurden an Stelle II und III verschiedene G-Moduli gemessen. Tabelle 42 gibt hier zusätzlich die Werte für Stahl an.

	G-Modul berechnet	G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $a_{II}(0)$	G-Modul gemessen über spontane Verdrehung $a_{III}(0)$	Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G- Modul Stelle II	Unterschied von berechneten G-Modul zu gemessenen G- Modul Stelle III
	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[%]	[%]
Stahl	81,00	85,38	86,16	+5%	+6%

Tabelle 42: Vergleich G-Modul von Stahl bei Torsion - Dreipunktmessung

Ähnlich wie in den Einpunktmessversuchen, ist zu sehen, dass sich mit steigendem Wickelwinkel die berechneten von den im Experiment ermittelten Werten immer mehr unterscheiden. Dies gilt einerseits für Biegung, aber auch bei der Torsionsprüfung weist der berechnete G-Modul des CFK 45°-Rohres eine höhere Diskrepanz zu den ermittelten G-Modulen auf, als beim CFK 15°-Rohr.

9 Kritische Betrachtung des Prüfstandes

Da die Kriechvorgänge sehr stark von Temperaturschwankungen abhängen, erkennbar an den Tages- und Nachtzeiten, sollten diese bei kommenden Prüfungen an FKV-Proben dokumentiert werden. Dies war durch Aufstellen eines USB-Temperaturloggers, der neben der Temperatur auch die Luftfeuchte und die Taupunkttemperatur gemessen hat, bei der Dreipunktmessung gewährleistet.

Wie oben erwähnt, sollte wegen der Steifigkeit der Einspannung der Versuchsstand nicht zur Berechnung des E-Moduls herangezogen werden. Zur E-Modul-Ermittlung eignen sich 3- oder 4-Punkt-Biegeversuche besser. Hierzu sollten einschlägige Normen herangezogen werden. Da es in dieser Arbeit ein Ziel war, einen Versuchsstand zu konstruieren, der das Kriechverhalten von FKV-Proben sowohl bei Biegung als auch bei Torsion prüfen kann, war ein reiner Biegeversuchsstand keine Option.

Durch den produktionsbedingten kleineren Durchmesser der FKV-Proben änderte sich das Drehmoment aufgrund der Verkürzung des Torsionsauslegers geringfügig. Dies wurde in den Berechnungen und Diagrammen berücksichtigt. Somit ist bei weiteren Versuchen darauf zu achten, dies zu kompensieren.

Trotz der Auswahl eines reibungsarmen Rillenkugellagers ist der Einfluss der Reibung bei den Torsionsprüfungen zu erkennen. Dies zeigt sich an den abgelesenen Werten der Messuhr, die bei Torsionsprüfungen des öfteren Sprünge über 2 μm aufwies.

Nach Möglichkeit sollten die Tests mit Proben einer glatten Oberflächengeometrie durchgeführt werden, da durch das Tempern mittels Shrinktape eine helixartige Struktur auf der Oberfläche entstand. Solche Oberflächen könnten durch das Tempern in einem Autoklaven und unter Zuhilfenahme eines Vakuumsacks und einer Negativform beseitigt werden. Dies bedeutet jedoch auch einen technisch weit höheren Aufwand als die hier gewählte Methode. Ein weiterer Vorteil einer solchen Methode wäre, dass der Außendurchmesser über die Länge des Rohres konstant bliebe.

Die Setzungsvorgänge, die auf Grund des Versuches mit den Stahlproben angenommen werden, treten in ähnlich ausgeprägter Form auch bei den Prüfungen der anderen Werkstoffe auf. Diese Vorgänge werden jedoch nicht weiter behandelt, da grundsätzlich nur der Vergleich zwischen den einzelnen Proben Gegenstand dieser Arbeit ist und hier durch die ähnliche Absenkung bei der Einpunktmessung und die gleiche Belastung bei der Dreipunktmessung ein guter Vergleich zwischen den Proben gezogen werden kann.

10 Resümee

Die Möglichkeiten, FKV zu konstruieren und herzustellen, scheinen sehr vielfältig. FKV bieten eine Fülle an Anwendungsmöglichkeiten. Je nach Bedarf können Werkstücke konstruiert werden, die der Art der Anwendung am besten gerecht werden. Hierzu können nicht nur die Materialien von Faser und Kunststoffmatrix, sondern auch Faser- bzw. Wickelwinkel, Faservolumengehalt, etc. variiert werden. Einflussfaktoren wie Temperatur und Luftfeuchte sind zwar in dieser Arbeit nicht behandelt worden, haben jedoch einen Einfluss auf vorhandene FKV-Strukturen. Auch bei der Berechnung und der Konstruktion gibt es eine Vielzahl an unterschiedlichen Herangehensweisen. Alle diese Faktoren machen das Thema Faser-Kunststoff-Verbunde sehr komplex. Deshalb ist das Prüfen auf Kriechen auch ein wichtiger Teil bei der Charakterisierung von FKV. Es gestaltet sich jedenfalls schwierig, ein geeignetes Berechnungsschema zu finden, welches das Kriechverhalten von FKV genau wiedergeben kann. Hierzu nehmen die zuvor genannten Einflüsse einen zu großen Stellenwert ein.

In dieser Arbeit konnte jedoch ein Zusammenhang zwischen verschiedenen Wickelwinkeln von FKV-Rohren und deren Kriechkurve hergeleitet werden. Je größer der Einfluss der Matrix ist, welche über den Faserwinkel definiert werden kann, umso stärker bildet sich die Kriechkurve aus. Dies konnte bei den Prüfungen auf Biegung bei den beiden Arten der Versuchsdurchführung gezeigt werden. Beim Vergleich der Torsion bei Einpunktmessung überschneiden sich zwar zwei der gezeichneten Kurven, es wird aber davon ausgegangen, dass durch das größere angehängte Gewicht – und somit eine höhere Spannung im Bauteil – diese Überschneidung verursacht wird. Über die Dreipunktmessung, bei der mit jeweils demselben Gewicht belastet wurde, konnte dieser unterschiedliche Einfluss eliminiert und wie anfänglich behauptet gezeigt werden, dass das Kriechverhalten bei größerem Matrix-Einfluss auch höher ist.

Darüber hinaus interessant ist die Tatsache, dass die verwendeten Aluminium-Rohre bei Biegung sowie auch die Proben bei Torsion schon bei Raumtemperatur eine Kriechkurve aufweisen. Dies wurde nach der vorhergegangenen Literaturrecherche nicht erwartet.

Auch die während der Arbeit angestellten Berechnungen zum E-Modul und G-Modul für die erste Absenkung nach dem Anhängen des Gewichts stimmten mit den experimentellen Werten innerhalb der Sicherheit von 2 gut überein. Auch hier ist wieder festzustellen, dass bei der Untersuchung der Biegung am Kragbalken weniger Einflüsse durch den Wegfall der Reibung des Rillenkugellagers und der Einspannung auftraten als bei der Torsion. Nichtsdestotrotz müssen Werkstücke experimentell überprüft werden. Dies wird auch in [3] immer wieder betont und verlangt.

Dass die errechneten Werte der spontanen Absenkung, die während der Arbeit ermittelt wurden, nicht mit der Realität übereinstimmen, ist bei den FKV-Proben nicht alleine durch die Querschnittsverformung an der Stelle der Einspannung bedingt, diese ist jedenfalls durch den verwendeten Kern bei FKV relativ gering, was durch die Dreipunktmessung widerlegt werden konnte. Bei Aluminium und Stahl liegen die Werte noch in einem vertretbaren Bereich, bei den FKV-Proben unterscheiden sich die Werte aber teilweise um knapp das Doppelte.

Berechnungen zum E-Modul und G-Modul wurden über die Formeln ohne Querkontraktionsbehinderung (QKB) durchgeführt, somit wurden die Rohre als Schalen und nicht als Platten angesehen. In [30] wird ebenfalls mit diesen Werten gerechnet und eine sehr gute Näherung zum Experiment angegeben. Auch am ILSB der TU-Wien [34] konnte diese Art der Modul-Berechnung über einen Vergleich der analytischen Berechnung mit einer Finiten-Elemente-Berechnung bestätigt werden. Berechnet man die Module jedoch über die Formel mit QKB, erhält man Werte, die von den Experimenten weniger abweichen (siehe Tabelle 43). Zu den Schubmodulen ist zu sagen, dass sich bei Berechnung über das Platten- als auch das Schalen-Element dieselben Ergebnisse ergeben.

	berechnet mit QKB	berechnet ohne QKB	Experiment Einpunktmessung	Experiment Dreipunktmessung über $x_{III}(0)$	Experiment Dreipunktmessung über $x_{II}(0)$
	[Gpa]	[Gpa]	[Gpa]	[Gpa]	[Gpa]
CFK 15°	102,92	113,96	98,85	108,34	118,12
CFK 30°	38,86	76,74	49,25	48,38	52,05
CFK 45°	12,70	38,77	24,88	20,92	22,34

Tabelle 43: Vergleich der E-Module ohne und mit QKB

Weiterführung

Um die Versuche statistisch abzusichern, sollte jeder Versuch mit zwei zusätzlichen Proben der gleichen Bauart wiederholt werden. Der daraus errechnete Mittelwert sollte damit Werte von einzelnen, fehlerhaften Proben minimieren.

Der Halteblock wurde so konstruiert, dass auf der gegenüberliegenden Seite der vorhandenen Bohrung eine neue Haltegeometrie gefertigt werden kann. Somit könnten auch Proben anderer Bauart mittels des vorhandenen Prüfstandes getestet werden. Auch die Unterseite des unteren Halteblockteils wurde symmetrisch zur Oberseite konstruiert. Somit können, wenn noch ein zusätzliches Oberteil hergestellt wird, zwei weitere Probengeometrien in Langzeitversuchen geprüft werden.

Um die Berechnungen von Rohren weiter zu untersuchen empfiehlt es sich, die von TCR bereitgestellten Daten der UD-Schicht zu überprüfen. Hierzu sollten einschlägige Normen und Prüfungen Verwendung finden. Es würden sich auch reine

Zugversuche an den vorhandenen Proben anbieten, um die berechneten Werte aus der invertierten A-Matrix (siehe Kapitel 4.1.2) vergleichen zu können, da die vorhandenen Formeln grundsätzlich für plattenähnliche Werkstücke und nicht für Rohre gedacht sind.

Nachwort

Während der Arbeit ergab sich ein unerwartet breites Gebiet an Aufgabenstellungen, welche immer wieder neue Herausforderungen bereithielten. Von der Konstruktion und Herstellung des Versuchsaufbaus über die Herstellung der Proben wurde handwerkliches Geschick sowie Know-How im Umgang mit den vorhandenen Programmen erwartet. Hier stellte das kreuzfreie Wickeln eine besondere Herausforderung dar. In den Vorversuchen zur Herstellung geeigneter Proben blieb oft nur der Ausweg über das Trial-and-Error-Verfahren. Im Zuge dieses Verfahrens konnten schließlich das Wickelprogramm umgeschrieben und geeignete Proben hergestellt werden. Auch die Qualität der Oberfläche der Proben, die maßgeblich durch die Verwendung des Shrinktapes bestimmt wurde, konnte gesichert werden.

Abschließend kann gesagt werden, dass die dieser Arbeit zugrundeliegende Aufgabenstellung, einen Versuchsstand zu entwickeln und FKV-Rohre mit unterschiedlichen Wickelwinkeln auf Kriechen zu vergleichen, gelöst und die weiters erklärten Ziele erreicht wurde.

11 Anhang

Datenblatt der verwendeten Kunststoffmatrix [Quelle: TCR Composites mitgeliefertes Datenblatt zu den Towpreges]

UF3369 TCR™ Resin

June 2007, Revision 10

TCR Composites offers a unique thermosetting **Bisphenol A** epoxy matrix resin system featuring a **3-month shelf life without refrigeration**. This resin is currently used for tow/roving, unitape, and fabric, and is available for carbon, glass, aramid, and other fibers. Resin content, resin flow during cure, and tack levels can be tailored to suit your process requirements.

Neat Resin Properties and Applications

Density (g/cc)	Tg (°F/°C) (from G'' DMA curve)	Tensile Modulus (ksi/GPa)	Tensile Strength (ksi/MPa)	Elongation at Break (%)	Tg after 24-Hr Water-Boil (°F/°C)	Water Absorption (%)	Available Fiber Form
1.18	242 / 117	417 / 2.83	10.9 / 68.9	5.3	152 / 67	5.1	Tow/Roving, Unitape, Fabric

Typical Use

High pressure SCBA tanks, rocket motor cases, sporting goods, infrastructure repair, etc., where moderately low-temperature cure is required. High translation/performance in pressure vessels when used with Toray T700SC, Toho G30-700 and Mitsubishi TRH-50 and most other Carbon fibers.

Cure*

There are three recommended cure cycles for UF3369 resin. All three will produce similar properties.

1. $\leq 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp up to 250°F (121°C), hold for 1.5 hours, $< 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp down to at least 150°F (66°C) before removing from oven.
2. $\leq 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp up to 230°F (110°C), hold for 4 hours, $< 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp down to at least 150°F (66°C) before removing from oven.
3. $\leq 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp up to 210°F (99°C), hold for 24 hours, $< 5^\circ\text{F-per-minute}$ ramp down to at least 150°F (66°C) before removing from oven.

*Higher temperatures and shorter hold times should also work but have not yet been thoroughly tested.

Storage Requirements

The prepregged materials manufactured from this resin shall remain sealed and stored in the original package. The material is to be stored indoors, out of the weather.

The shelf life is 3 months from the date of manufacture when the maximum storage temperature shall not exceed 75°F (24°C).

The shelf life is 1.5 months from the date of manufacture when the maximum storage temperature shall not exceed 90°F (32°C).

The shelf life is 6 months from the date of manufacture when the maximum storage temperature shall not exceed 40°F (4°C), with an additional 2 months at $\leq 75^\circ\text{F}$ (24°C).

The shelf life is 18 months from the date of manufacture when the maximum storage temperature shall not exceed 0°F (-18°C), with an additional 2 months at $\leq 75^\circ\text{F}$ (24°C)

The values here represent expected ranges based on actual test data. Since the values are specimen-preparation- and test-method-dependent, TCR Composites cannot guarantee that these properties will be obtained in all cases. The data should be used as an indication only, since part or component properties are highly equipment- and process-dependent. It is recommended that end users determine the suitability of this material for each application through their own testing and evaluation. TCR™ is a trademark of TCR Composites, Inc.

TCR Composites 219 North 530 West, Ogden, Utah 84404 USA 1-800-827-3746 1-801-622-3800

www.tcrcomposites.com

TCR DS-0001/Rev. 10/June 2007

Datenblatt der verwendeten Kohlenstofffaser T700 [Quelle: Toray.com]

Specification of T700S Family Fibres							
Type/Grade	Sizing	Tensile Strength MPa Min./nom.	Tensile Modulus GPa min. · max.	Elongation % min.	Yield tex min. · max.	Density g/cm ³ min. · max.	Sizing % min. · max.
T700SC-12K	50C 60E	4510/4900	221 · 240	1.9	776 · 824	1.76 · 1.84	0.8 · 1.6 0.05 – 0.5
T700SC-24K	50C 60E	4510/4900	221 · 240	1.9	1600 – 1700	1.76 – 1.84	0.8 – 1.6 0.05 – 0.5
T600SC-24K	50C 60E	3720/4140	221 · 240	1.5	1650 · 1750	1.76 · 1.84	0.8 · 1.6 0.05 · 0.5
T700SC-12K	F0E	4510/4900	221 · 240	1.9	776 · 824	1.76 · 1.84	0.4 – 0.9
T700GC-12K	31E	4510/4900	230 · 250	1.8	776 · 824	1.76 · 1.84※	0.3 – 0.9
T700GC-24K	31E	4510/4900	230 · 250	1.8	1600 · 1700	1.76 · 1.84※	0.3 – 0.9

※ : To be reviewed and determined.

Sizing for Torayca Fibres

Sizing code	Description	Recommended Matrix	Typical sizing content (%)
1	Epoxy	Epoxy	0.5
2	Bisphenol A epoxy	Epoxy	1.2
3	Epoxy (strong adhesion)	Epoxy	0.6
4	Bisphenol A epoxy + Urethane	Epoxy	1.0
5	Bisphenol A epoxy + Unsaturated polyester	Epoxy, Polyester	1.2
6	Bisphenol A ester	Epoxy	0.2
F	Urethane ester	Vinylester, Epoxy	0.6

Note : Sizing content depends on sizing agent, fiber type and filament count.

Berechnungskennwerte eines UD-Laminats [Quelle: TCR Composites]

- Young's Modulus in the 0° direction = 129 GPa
- Composite Young's Modulus in the transverse fiber direction = 7.38 GPa
- Composite Shear Modulus in the 12 and 31 directions = 3.49 GPa
- Composite Shear Modulus in the 23 direction = 2.70 GPa
- Composite Poisson's ratio in the 12 and 31 directions = 0.278
- Composite Poisson's ration in the 23 direction = 0.375
- Poisson's ratio for UF3369 resin = 0.20

Berechnungskennwerte für Netztheorie [Quelle: Toray Datenblatt berechnet mit Mischungsregel und Fasergehalt $\varphi = 58,4\%$]

- Young's Modulus in the 0° direction = 134,32 GPa
- Composite Young's Modulus in the transverse fiber direction = 0 GPa
- Composite Shear Modulus in the 12 and 31 directions = 0 GPa
- Composite Poisson's ratio in the 12 and 31 directions = 0.16

Technische Daten der Messuhr Horex 43 1980 10/58 [Quelle: <http://www.hoffmann-tools.com>]

Ausführung: Abmessungen nach DIN EN ISO 463, Ausgabe Juni 2006. Präzisionsmessuhren mit Metallgehäuse, Einspannschaft-Ø 8 mm h6, gehärtet und geschliffen. Zifferblatt durch Außenring auf Zeigernullstellung drehbar. Außenring mit 2 verstellbaren Toleranzmarken. Zentralzeiger für 1/100-mm-Ablesung, kleiner Zeiger der Nebenskala für 1-mm-Ablesung. 43 1950 – Beide Zeiger sind konzentrisch angeordnet für eine besonders übersichtliche Ablesung.			
Sonderzubehör: Sondertaster Nr. 43 4900 / 4910 / 4915.			
Messbereich / Gehäuse-Ø		mm	
46C	43 1900 Messuhr		10/58: XXX, 10/58B: —
46C	43 1950 Messuhr mit konzentrischer Anzeige		10/58: XXX, 10/58B: —
44A	43 2050 Mitutoyo Messuhr		10/58: XXX, 10/58B: XXX
42C	43 1980 HOLEX Messuhr		10/58: XXX, 10/58B: XXX
Skalenwert		mm	0,01
1 Zeiger-Umdrehung		mm	1
Messkraft (43 1900, 43 1950)		N	0,7 – 1,4
Messkraft (43 2050, 43 1980)		N	0,4 – 1,4
Messhrrückwand			Standard mit Öse

Technische Daten der Messuhr Mitutoyo Digimac ID-S1012 [Quelle: www.mitutoyo.com]

Modell *1	ID-S1012	ID-S1012M	ID-S1012E
Bestell-Nr.	543-681	543-682	543-683
Anwendungsbereich	12.7 - 0.01 mm	12.7 - 0.01 mm/.5 - .0005"	
Ziffernschrittwert	0.01mm	0.01 mm/.0005"	
Meßbereich	12.7mm	12.7 mm/.5"	
Genauigkeit*2	0.02mm	0.02 mm /.0008"	
Standard	ISO R463/JIS B7503		ANSI B89.1.10/AGD
Schaftdurchmesser	ø8mm		ø9.52mm(3/8" DIA)
Tastspitze	Harmetall (M2.5 x 0.45)		Stahlkugel (#4-48UNF)
Meßkraft	1.4 N		
Schutzart	IP-42 (IEC 529) Voreingestellt		
Meßrichtung	In alle Richtungen		
Stromverbrauch	1 Stück Silberoxyd-Knopfzelle (SR44, Nr. 938882)		
Batterie Lebensdauer	ca, 20000 Stunden bei normaler Belastung		
Gewicht	120 g		
Betriebstemperatur	0°C - 40°C		
Lagertemperatur	-10°C - 60°C		

*1: Index "B" Dieses Modell wird mit einem flachen Deckel geliefert.

*2: Der Zählfehler ist nicht berücksichtigt.

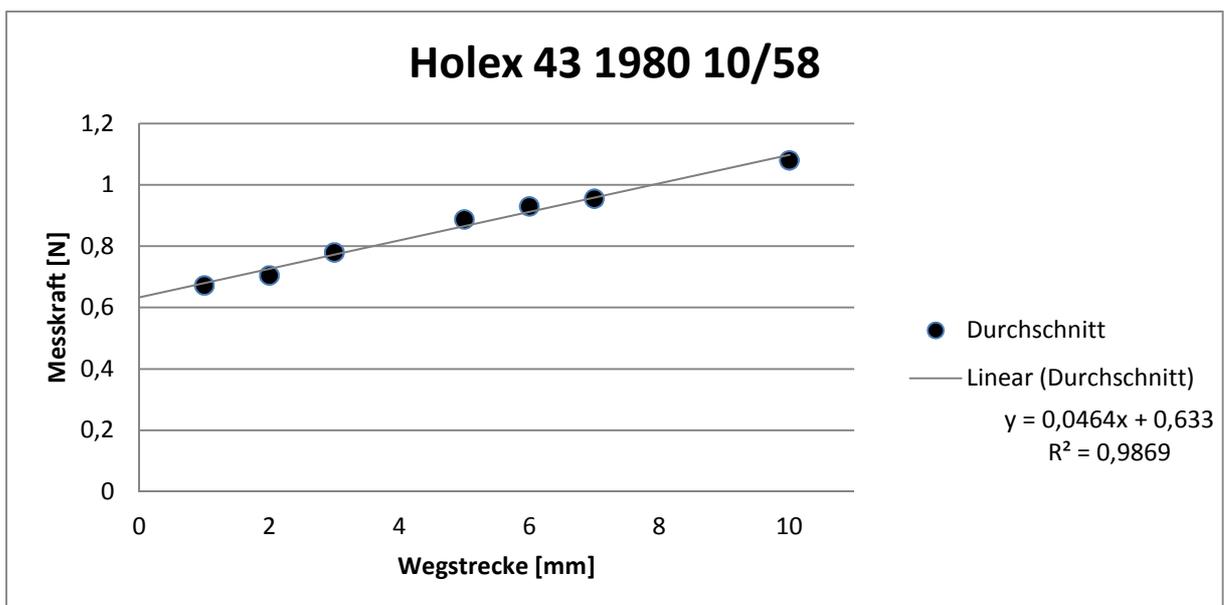
Technische Daten der Messuhr Horex 43 3060 50/58 [Quelle: <http://www.hoffmann-tools.com>]

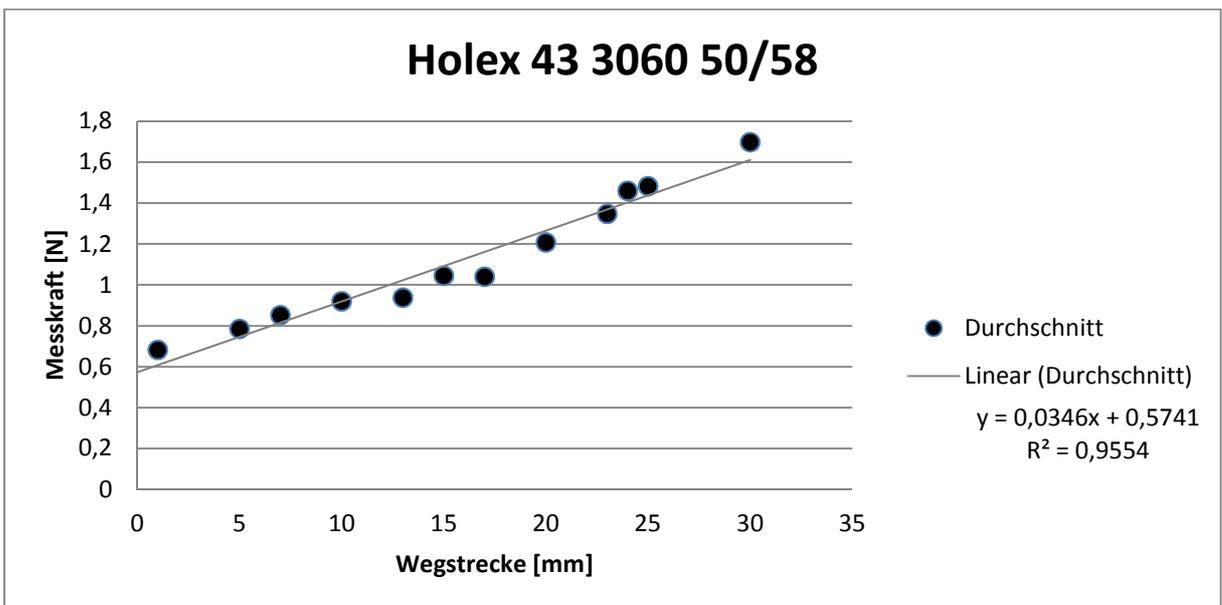
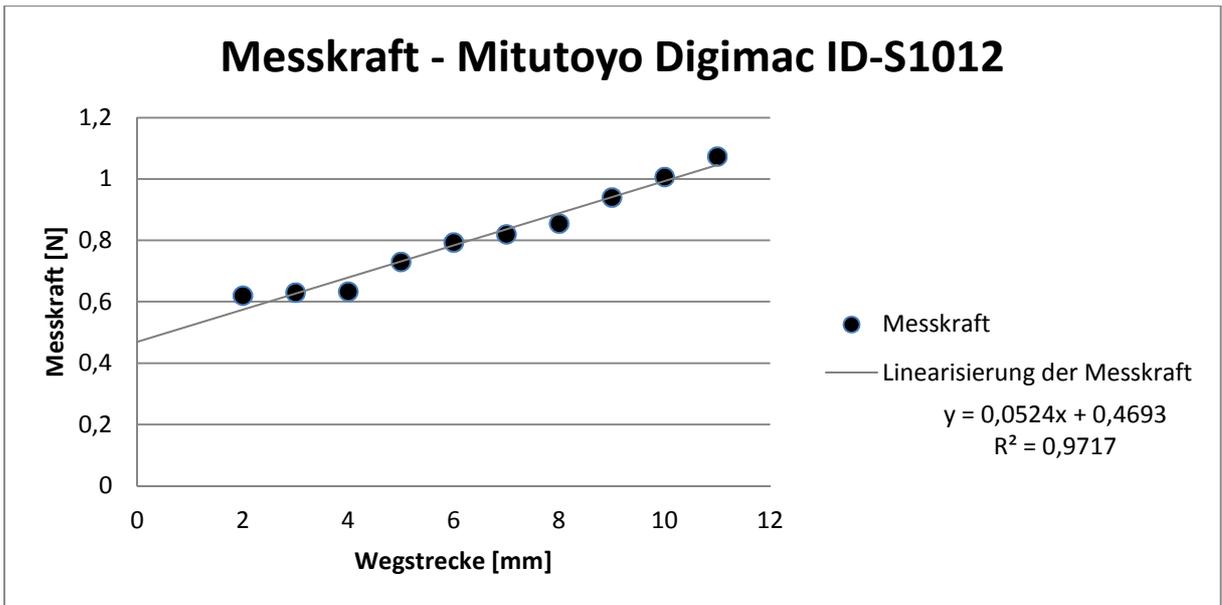
Ausführung: Abmessungen nach DIN EN ISO 463, Ausgabe Juni 2006 (außer Gr. 100/80).
Stabiles, mattverchromtes Messinggehäuse.
Einspannschaft gehärtet und geschliffen.
Zifferblatt durch Außenring auf Zeiger-Nullstellung drehbar.
Zentralzeiger für 1/100-mm-Ablesung,
kleiner Zeiger für 1-mm-Ablesung.

Sonderzubehör: Sondertaster Nr. 43 4900 / 4910 / 4915.

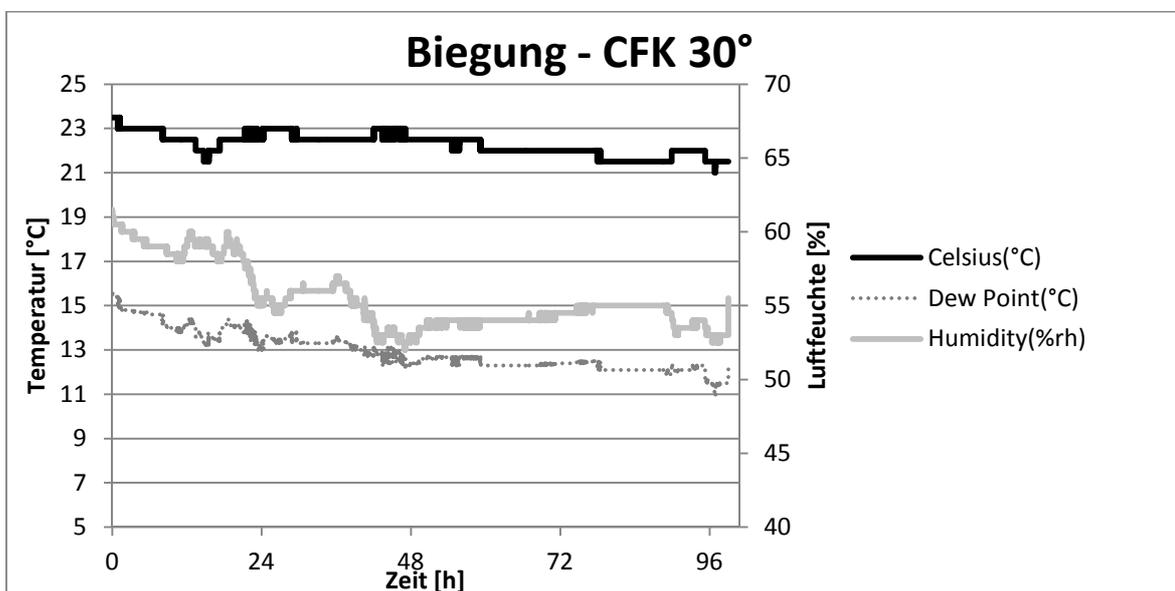
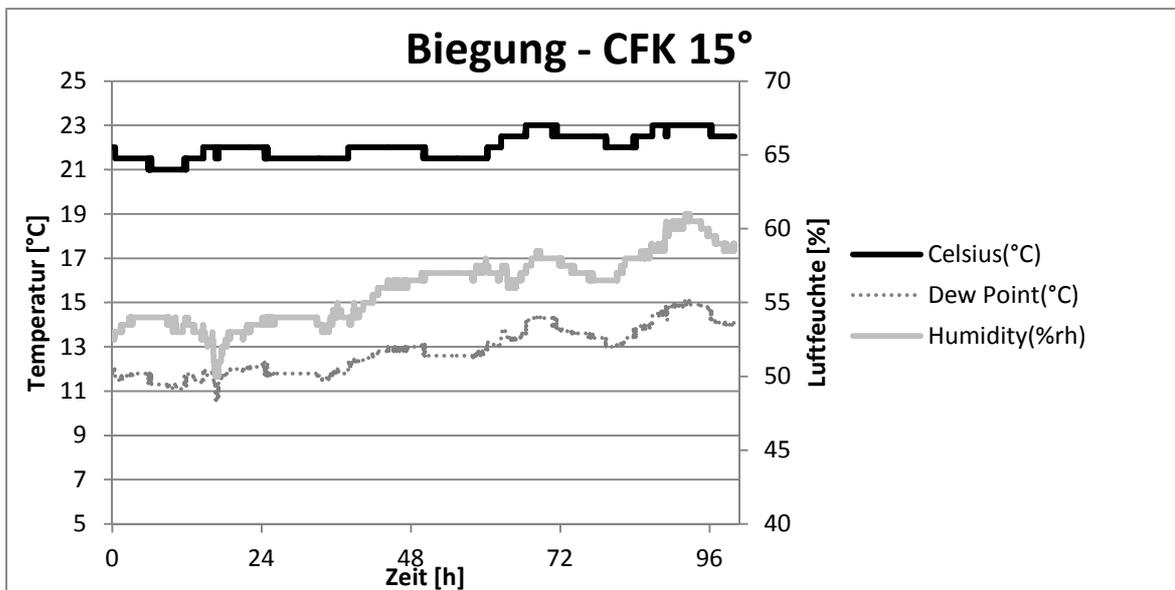
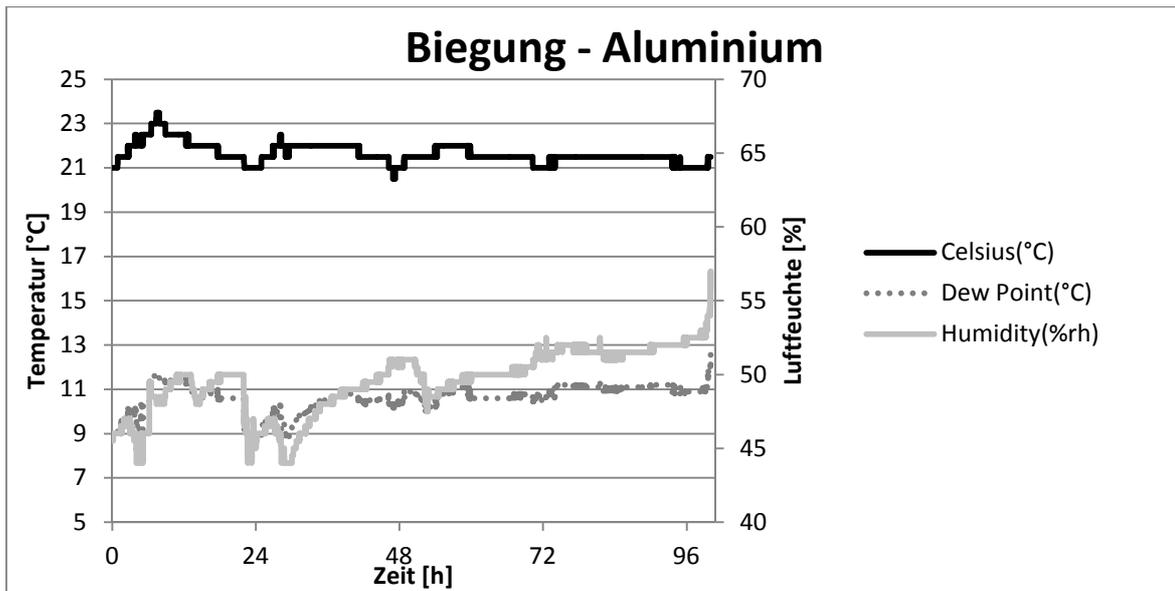
Messbereich / Gehäuse-Ø	mm	30/58	40/58	50/58	80/58	100/80
^{46C} 43 3050  Präzisions-Messuhr stoßgeschützt		XXX	XXX	XXX	XXX	XXX
^{42C} 43 3060 HOLEX Präzisions-Messuhr stoßgeschützt		XXX	—	XXX	—	—
Skalenwert	mm	0,01				
1 Zeiger-Umdrehung	mm	1				
Messkraft	N	0,8 – 1,6	0,8 – 1,8	1,5 – 2,3	1,7 – 2,8	1,2 – 2,5
Einspannschaft-Ø h6	mm	8	8	8	8	10
Abweichungsspanne f_e	µm	20	25	25	30	50
Abweichungsspanne f_{ges}	µm	25	30	—	—	—

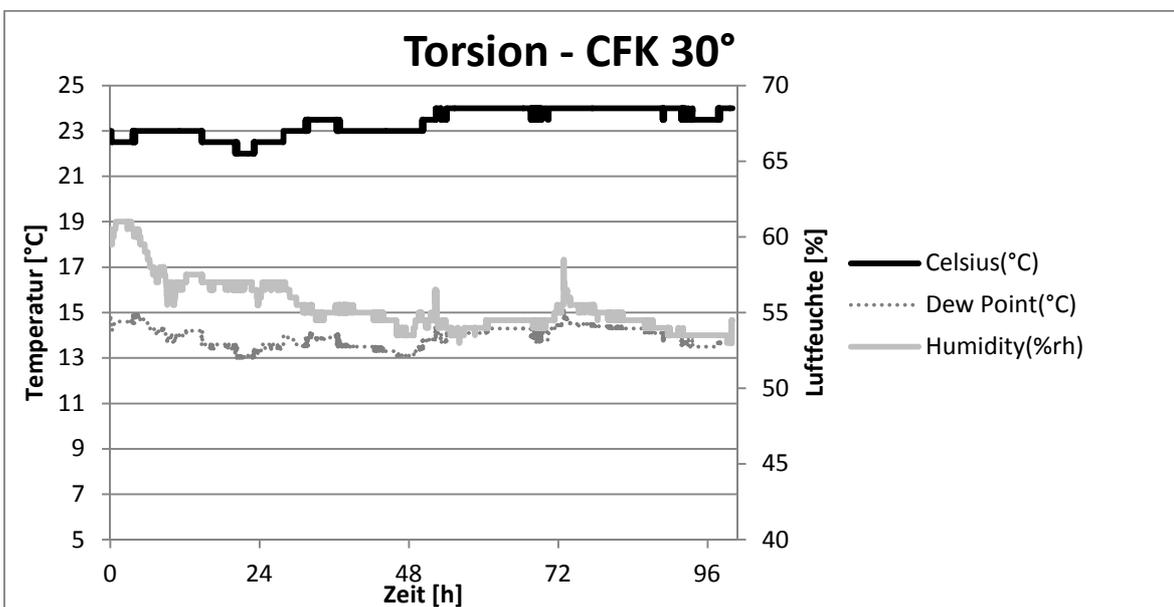
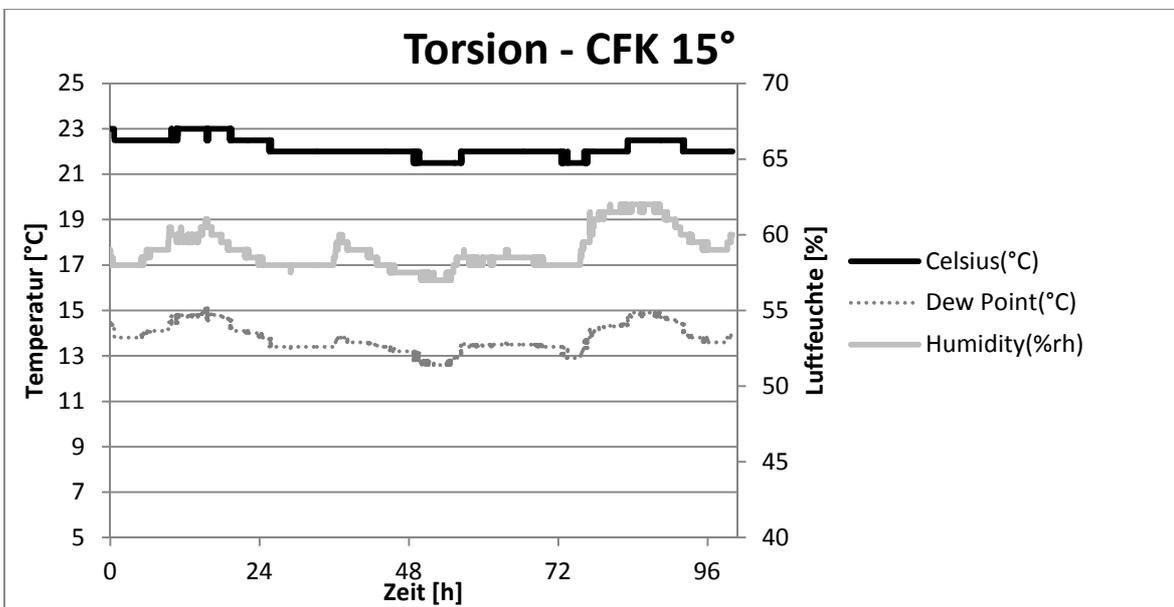
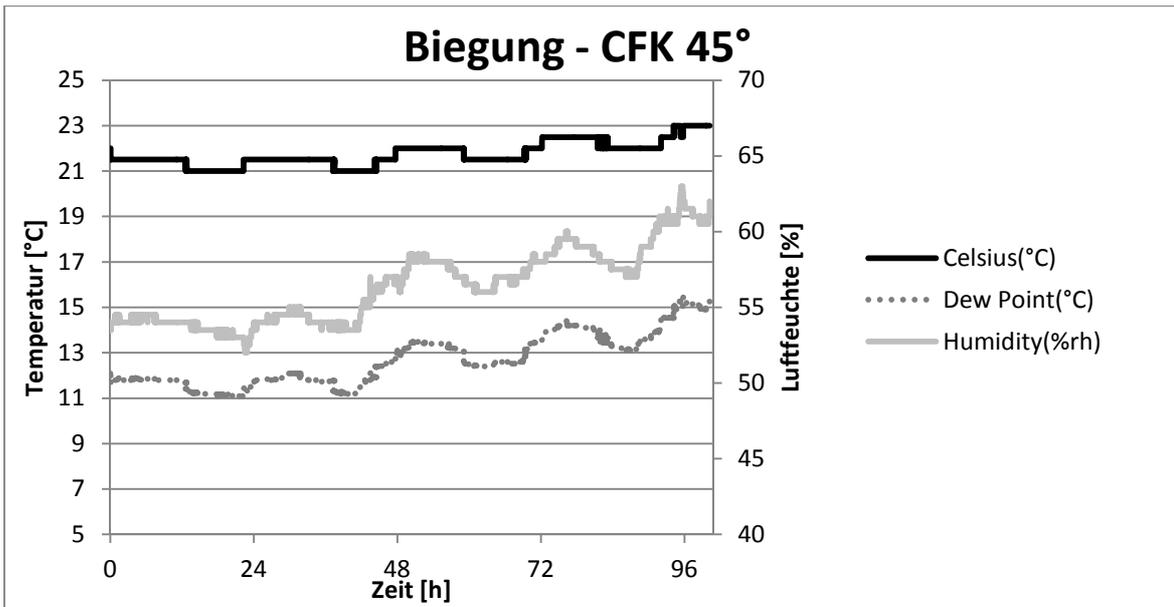
Messkraft der verwendeten Messuhren

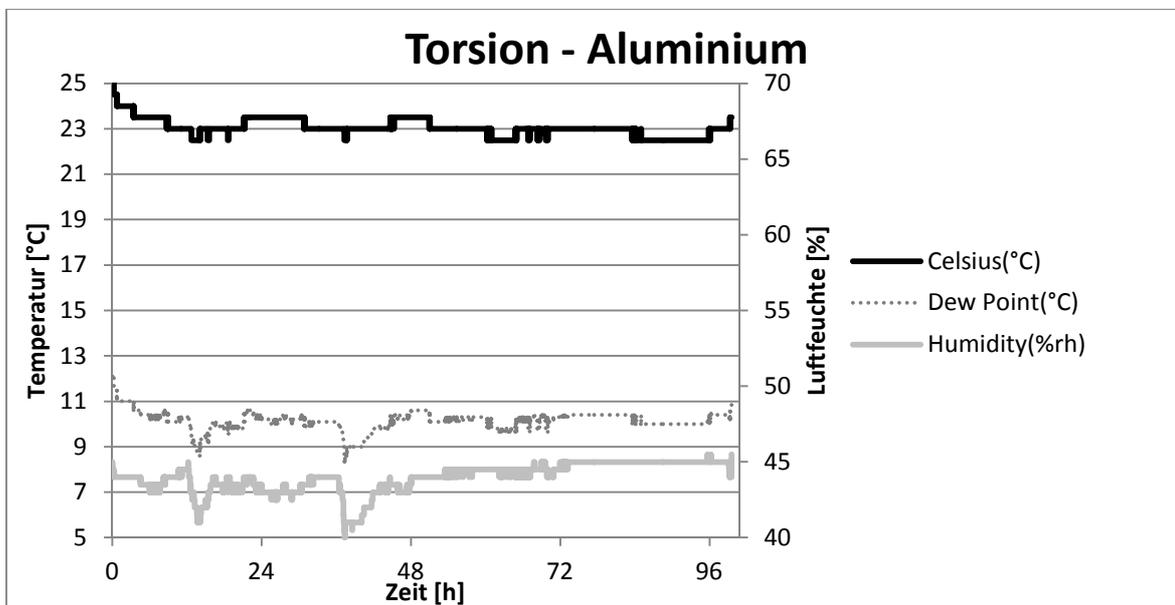
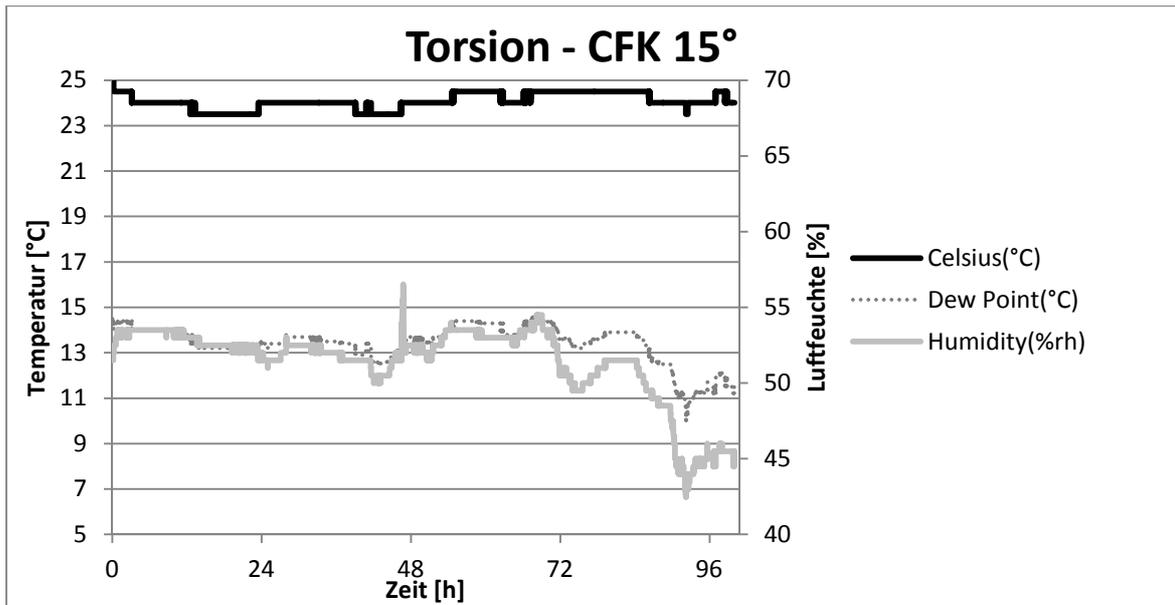




Aufgenommene Daten von Templogger EL-USB2 bei Dreipunktmessung







Daten der gewickelten CFK-Proben

Die angegebenen Querschnittsänderungen in den nachstehenden Tabellen wurden jeweils nach den Versuchen an der Stelle der Pressung des Halteblockober- und Unterteil von 10 mm hinter der Außenkante gemessen. Die angegebenen Werte beziehen sich auf die Umfangs-Breite und die Umfangs-Höhe. Der angegebene Durchmesser nach Konsolidierung ist der Mittelwert gemessen über die respektive Länge der Probe.

Biegeversuche (Einpunktmessung):

<u>Wickelwinkel</u>	<u>kreuzungsfrei</u>	<u>Lagen</u>	<u>Überdeckung</u>	<u>Hübe pro Lage</u>
15°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 6 Hübe 3. und 4. Lage: 7 Hübe
30°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 5 Hübe 3. und 4. Lage: 6 Hübe
45°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 4 Hübe 3. und 4. Lage: 5 Hübe
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Ø nach Konsolidierung</u>	<u>Querschnittsänderung Breite</u>		<u>Querschnittsänderung Höhe</u>
15°	7,68 mm	7,66 mm		7,53 mm
30°	7,67 mm	7,63 mm		7,52 mm
45°	7,69 mm	7,68 mm		7,55 mm
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Shrinktapewinkel</u>	<u>Rohrlänge</u>	<u>Backzeit</u>	<u>Backtemperatur</u>
15°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
30°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
45°	85°	540 mm	1,5 h	150°C

Torsionsversuche (Einpunktmessung):

<u>Wickelwinkel</u>	<u>kreuzungsfrei</u>	<u>Lagen</u>	<u>Überdeckung</u>	<u>Hübe pro Lage</u>
15°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 6 Hübe 3. und 4. Lage: 7 Hübe
30°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 5 Hübe 3. und 4. Lage: 6 Hübe
45°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 4 Hübe 3. und 4. Lage: 5 Hübe
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Ø nach Konsolidierung</u>	<u>Querschnittsänderung Breite</u>		<u>Querschnittsänderung Höhe</u>
15°	7,67 mm	7,67 mm		7,55 mm
30°	7,65 mm	7,68 mm		7,51 mm
45°	7,68 mm	7,65 mm		7,56 mm
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Shrinktapewinkel</u>	<u>Rohrlänge</u>	<u>Backzeit</u>	<u>Backtemperatur</u>
15°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
30°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
45°	85°	540 mm	1,5 h	150°C

Daten des verwendeten Towpregs (Einpunktmessung)

PrepregLOT#	20802-19
Fibre	T700SC 12K50C
Resin-System	UF 3369-100
NetKG	2,99
RC	31,80%
DOM	3/1/08
CUSTPO	117811

Biegeversuche (Dreipunktmessung):

<u>Wickelwinkel</u>	<u>kreuzungsfrei</u>	<u>Lagen</u>	<u>Überdeckung</u>	<u>Hübe pro Lage</u>
15°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 6 Hübe 3. und 4. Lage: 7 Hübe
30°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 5 Hübe 3. und 4. Lage: 6 Hübe
45°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 4 Hübe 3. und 4. Lage: 5 Hübe
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Ø nach Konsolidierung</u>	<u>Querschnittsänderung Breite</u>		<u>Querschnittsänderung Höhe</u>
15°	7,59 mm	7,62 mm		7,59 mm
30°	7,64 mm	7,65 mm		7,62 mm
45°	7,67 mm	7,71 mm		7,69 mm
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Shrinktapewinkel</u>	<u>Rohrlänge</u>	<u>Backzeit</u>	<u>Backtemperatur</u>
15°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
30°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
45°	85°	540 mm	1,5 h	150°C

Torsionsversuche (Dreipunktmessung):

<u>Wickelwinkel</u>	<u>kreuzungsfrei</u>	<u>Lagen</u>	<u>Überdeckung</u>	<u>Hübe pro Lage</u>
15°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 6 Hübe 3. und 4. Lage: 7 Hübe
30°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 5 Hübe 3. und 4. Lage: 6 Hübe
45°	ja	4	1	1. und 2. Lage: 4 Hübe 3. und 4. Lage: 5 Hübe
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Ø nach Konsolidierung</u>	<u>Querschnittsänderung Breite</u>		<u>Querschnittsänderung Höhe</u>
15°	7,66 mm	7,68 mm		7,65 mm
30°	7,63 mm	7,62 mm		7,58 mm
45°	7,63 mm	7,62 mm		7,59 mm
<u>Wickelwinkel</u>	<u>Shrinktapewinkel</u>	<u>Rohrlänge</u>	<u>Backzeit</u>	<u>Backtemperatur</u>
15°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
30°	85°	540 mm	1,5 h	150°C
45°	85°	540 mm	1,5 h	150°C

Daten des verwendeten Towpregs (Dreipunktmessung)

PrepregLOT#	20802-19
Fibre	T700SC 12K50C
Resin System	UF 3369-100
NetKG	2,99
RC	31,80%
DOM	2/29/08
CUSTPO	117811

12 Literaturverzeichnis

- [1] „Pressemitteilung: Audi bringt neue Leichtbau-Federn in Serie,“ Audi Media Services, 30. 6. 2014. [Online]. Available: https://www.audi-mediaservices.com/publish/ms/content/de/public/pressemitteilungen/2014/06/30/audi_bringt_neue_leichtbau-federn.html. [Zugriff am 19. 8. 2014].
- [2] Die Brockhaus Enzyklopädie Online, „Verbundwerkstoffe,“ [Online]. Available: <https://tuwien.brockhaus-wissensservice.com/sites/brockhaus-wissensservice.com/files/pdfpermlink/verbundwerkstoffe-61cc898a.pdf>. [Zugriff am 8. Juli 2014].
- [3] H. Schürmann, Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden: mit 39 Tabellen, Berlin; Heidelberg; New York, NY: Springer, 2007.
- [4] H.-P. Degischer und S. Lüftl, Leichtbau Prinzipien, Werkstoffauswahl und Fertigungsvarianten, Weinheim: Wiley-VCH, 2009.
- [5] G. Erhard, Konstruieren mit Kunststoffen, München: Carl Hanser Verlag, 2008.
- [6] J. Dankert und H. Dankert, Technische Mechanik: Statik, Festigkeitslehre, Kinematik, Kinetik ; mit 77 Tabellen sowie 390 Übungsaufgaben mit Lösungen und zahlreichen weiteren Aufgaben im Internet, Wiesbaden: Teubner, 2006.
- [7] W. Matschinsky, Radführungen der Strassenfahrzeuge: Kinematik, Elasto-Kinematik und Konstruktion, Berlin: Springer, 1998.
- [8] B. Heißing und M. Ersoy, Fahrwerkhandbuch: Grundlagen, Fahrdynamik, Komponenten, Systeme, Mechatronik, Perspektiven, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden, 2011.
- [9] M. Trzesniowski, Rennwagenteknik: Grundlagen, Konstruktion, Komponenten, Systeme; mit ... 99 Tabellen, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2012.
- [10] W. K. Goertzen und M. R. Kessler, „Creep behavior of carbon fiber/epoxy matrix composites,“ in *s Materials Science and Engineering A421*, Iowa, USA, Department of Materials Science and Engineering, Iowa State University, 2005, pp. 217-225.

- [11] E. Roos und K. Maile, Werkstoffkunde für Ingenieure Grundlagen, Anwendung, Prüfung, Heidelberg: Springer, 2011.
- [12] B. Sarabi, Das Anstrengungsverhalten von Polymerwerkstoffen infolge ein- und zweiachsigen Kriechens, Kassel: Universität Kassel, 1984.
- [13] R. Zemann, Dissertation zu FKV Federn in Bearbeitung, Wien: TU Wien, noch nicht veröffentlicht.
- [14] J. Wiedemann, Schrittweise Berechnung des Kriechverhaltens orthotroper Schichtlaminat, Freudenstadt: 14. AVK Jahrestagung, 1977.
- [15] A. Puck, Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis, München; Wien: Hanser Verlag, 1996.
- [16] K. K. U. Stellbrink, Micromechanics of composites: composite properties of fibre and matrix constituents, Munich ; New York : Cincinnati, OH: Hanser ; Distributed by Hanser-Gardner Publications, 1996.
- [17] H. Böhm, Interviewee, *Interview mit Prof. Helmut Böhm zu FKV am ILSB TU Wien*. [Interview]. 28 Mai 2014.
- [18] Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 Blatt 1, Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund; Grundlagen, Verein Deutscher Ingenieure, 1989.
- [19] J. W. Weeton, D. M. Peters und K. L. Thomas, Engineers' guide to composite materials, Metals Park, Ohio: American Society for Metals, 1987.
- [20] H. Böhm, „A short introduction to basic aspects of continuum micromechanics; ILSB-Arbeitsbericht 206,“ Institute of Lightweight Design and Structural Biomechanics, TU Wien, 2014.
- [21] Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 Blatt 3, Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund; Konzeption und Gestaltung, Verein Deutscher Ingenieure, 1993.
- [22] D. Gay und S. V. Hoa, Composite materials: design and applications, Boca Raton, FL: CRC Press, 2007.
- [23] A. K. Kaw, Mechanics of composite materials, Boca Raton, FL: Taylor & Francis, 2006.
- [24] C. Dallner und G. W. Ehrenstein, „Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen, Teil I: Kriechverhalten unter statischer Belastung,“ kunststoffe.de,

- [Online]. Available: <https://www.kunststoffe.de/kunststoffe-zeitschrift/aktuelles-heft/artikel/thermische-einsatzgrenzen-von-kunststoffen-548946.html>. [Zugriff am 9 April 2014].
- [25] J. Wiedemann, *Leichtbau Elemente und Konstruktion*, Berlin; New York: Springer, 2007.
- [26] DIN 13 343, *Linear-viskoelastische Stoffe*, Deutsche Norm, 1994.
- [27] DIN EN ISO 899-1, *Kunststoffe Bestimmung des Kriechverhaltens, Teil 1: Zeitstand-Zugversuch*, Internationale Norm, 2003.
- [28] DIN EN ISO 899-2, *Kunststoffe Bestimmung des Kriechverhaltens, Teil 2: Zeitstands-Biegeversuch bei Dreipunkt-Belastung*, Internationale Norm, 2003.
- [29] T. Pusch und C. Cherif, *Textile Werkstoffe für den Leichtbau Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften*, Berlin: Springer, 2011.
- [30] S. Metiche und R. Masmoudi, „Full-Scale Flexural Testing on Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Poles,“ in *s The Open Civil Engineering Journal, 2007, 1,*, Sherbrooke, Canada, Department of Civil Engineering, Université de Sherbrooke, 2007, pp. 37-50.
- [31] H. Wittel, D. Muhs, D. Jannasch und J. Voßiek, *Roloff/Matek Maschinenelemente 20.*, überarbeitete und erweiterte Auflage, Wiesbaden: Vieweg und Teubner Verlag, 2011.
- [32] Matbase, „Matbase - ALMgSi0, 5 (6060),“ [Online]. Available: <http://www.matbase.com/material-categories/metals/non-ferrous-metals/wrought-aluminium/material-properties-of-almgsi0-5-6060-wrought-aluminium-grade.html>. [Zugriff am 6 3 2014].
- [33] DIN EN 755-2, *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Stranggepresste Stangen, Rohre und Profile – Teil 2: Mechanische Eigenschaften*, Deutsche Norm, 2013.
- [34] I. Skrna-Jakl, Interviewee, *Berechnungen zu FKV-Rohren am ILSB der TU Wien*. [Interview]. 22 10 2014.
- [35] R. Liebich, K. H. Grote und J. Feldhusen, *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*, 23. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.

- [36] AVK, Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe, Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen ; mit 46 Tabellen, Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011.
- [37] S. W. Tsai und T. H. Hahn, Introduction to composite materials, Westport, Connecticut: Technomic Pub, 1980.
- [38] C. H. Lenz, Untersuchung des Langzeitverhaltens von kohlenstofffaserverstärkten Faser-Kunststoff-Verbunden unter betriebsnaher Belastung, Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, 2004.
- [39] Verein Deutscher Ingenieure, VDI 2014 Blatt 2, Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund; Berechnungen, Verein Deutscher Ingenieure, 2006.
- [40] TCR Composites, „TCR™Prepregs,“ [Online]. Available: http://www.tcrcomposites.com/tcr_prepregs.html. [Zugriff am 09 09 2014].
- [41] K. M. Adamow, Einfluss von Wasser auf die Kohlenstofffaser/Epoxid-Polymermatrix Wechselwirkung, Bremen: Universität Bremen, 2014.

13 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Übertriebene schematische Darstellung der Spuränderung.....	11
Abbildung 2: Kriechen schematisch dargestellt.....	12
Abbildung 3: Retardation schematisch dargestellt.....	13
Abbildung 4: Steifigkeiten einer UD-Schicht in Bezug auf den Faserwinkel [13].....	14
Abbildung 5: Bestimmung des maximalen Fasergehalts.....	21
Abbildung 6: v. li. n. re.: Hooke- und. Newton-Elemente, Maxwell- und Kelvin-Körper.....	29
Abbildung 7: Burgers-Modell.....	30
Abbildung 8: Viskose Verformung nach sprunghafter Belastung [5].....	30
Abbildung 9: Konzepte für Kriechprüfstände nach Schürmann [3, p. 313].....	33
Abbildung 10: Absenkung bei Biegung li. und Verdrillung bei Torsion re.....	34
Abbildung 11: Definition des Faser-Wickelwinkels.....	37
Abbildung 12: Möglicher Wickelfehler.....	38
Abbildung 13: CFK-45°-Probe mit Überdeckung = 1,2.....	38
Abbildung 14: CFK-45°-Probe mit Überdeckung = 1,0.....	38
Abbildung 15: REM-Aufnahme einer CFK 15°-Probe.....	39
Abbildung 16: Detailansicht Halteblock.....	42
Abbildung 17: Prüfaufbau bei Biegung - Versuchsdurchführung Einpunktmessung.....	43
Abbildung 18: Prüfaufbau bei Biegung - Versuchsdurchführung Dreipunktmessung.....	43
Abbildung 19: Schelle.....	44
Abbildung 20: Prüfaufbau bei Torsion - Versuchsdurchführung Einpunktmessung.....	45
Abbildung 21: Prüfaufbau bei Torsion - Versuchsdurchführung Dreipunktmessung.....	46
Abbildung 22: Torsionsblock.....	47
Abbildung 23: Positionierung des Messtasters bei Biegung - Einpunktmessung.....	48
Abbildung 24: Aufnahme bei Biegung-Einpunktmessung.....	50
Abbildung 25: Aufnahme bei Biegung-Dreipunktmessung.....	50
Abbildung 26: Relative Absenkung der Stahlprobe bei Biegung.....	52
Abbildung 27: Curve Fitting bei Biegung – Aluminium.....	54
Abbildung 28: Fitting bei Biegung - CFK 15°.....	55
Abbildung 29: Fitting bei Biegung - CFK 30°.....	56
Abbildung 30: Fitting bei Biegung - CFK 45°.....	57
Abbildung 31: Relative Verdrehung der Stahlprobe bei Torsion.....	59
Abbildung 32: Fitting bei Torsion – Aluminium.....	60
Abbildung 33: Fitting bei Torsion - CFK 15°.....	61
Abbildung 34: Fitting bei Torsion - CFK 30°.....	63
Abbildung 35: Fitting bei Torsion - CFK 45°.....	64
Abbildung 36: Vergleich der relativen Absenkung bei Biegung - Einpunktmessung.....	65
Abbildung 37: Vergleich der absoluten Absenkung bei Biegung - Einpunktmessung.....	66
Abbildung 38: Optischer Vergleich zwischen den Rohren nach Biegebelastung; von oben nach unten: Stahl, Aluminium, CFK 15°, CFK 30°, CFK 45°.....	67
Abbildung 39: Vergleich der relativen Verdrehung bei Torsion - Einpunktmessung.....	68
Abbildung 40: Vergleich der absoluten Verdrehung bei Torsion - Einpunktmessung.....	69
Abbildung 41: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 1.....	72

Abbildung 42: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 2	73
Abbildung 43: Fitting bei Biegung – Aluminium – Stelle 3	73
Abbildung 44: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 1	74
Abbildung 45: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 2.....	75
Abbildung 46: Fitting bei Biegung – CFK 15° – Stelle 3.....	75
Abbildung 47: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 1.....	77
Abbildung 48: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 2.....	77
Abbildung 49: Fitting bei Biegung – CFK 30° – Stelle 3.....	78
Abbildung 50: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 1.....	79
Abbildung 51: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 2.....	80
Abbildung 52: Fitting bei Biegung – CFK 45° – Stelle 3.....	80
Abbildung 53: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 1.....	82
Abbildung 54: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 2.....	82
Abbildung 55: Fitting bei Torsion – Aluminium – Stelle 3.....	83
Abbildung 56: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 1.....	84
Abbildung 57: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 2.....	85
Abbildung 58: Fitting bei Torsion – CFK 15° – Stelle 3.....	85
Abbildung 59: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 1.....	87
Abbildung 60: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 2.....	87
Abbildung 61: Fitting bei Torsion – CFK 30° – Stelle 3.....	88
Abbildung 62: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 1.....	89
Abbildung 63: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 2.....	90
Abbildung 64: Fitting bei Torsion – CFK 45° – Stelle 3.....	90
Abbildung 65: Vergleich der absoluten Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung	92
Abbildung 66: Vergleich der relativen Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung	93
Abbildung 67: Vergleich der relativen Verdrehung bei Torsion - Dreipunktmessung	94
Abbildung 68: Vergleich der absoluten Verdrehung bei Torsion - Dreipunktmessung	95

14 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Übersicht der Materialmodelle [3, p. 178 ff]	23
Tabelle 2: Vor- und Nachteile der Extrapolationsstrategien.....	32
Tabelle 3: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – Stahl.....	52
Tabelle 4: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – Aluminium	53
Tabelle 5: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - Aluminium.....	54
Tabelle 6: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°	54
Tabelle 7: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 15°	55
Tabelle 8: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 30°	56
Tabelle 9: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 30°	56
Tabelle 10: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 45°	57
Tabelle 11: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 45°	58
Tabelle 12: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Stahl.....	59
Tabelle 13: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Aluminium.....	60
Tabelle 14: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – Aluminium	60
Tabelle 15: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 15°	61
Tabelle 16: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 15°	62
Tabelle 17: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 30°	62
Tabelle 18: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 30°	63
Tabelle 19: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 45°	63
Tabelle 20: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 45°	64
Tabelle 21: Vergleich der Proben bei Biegung Einpunktmessung	67
Tabelle 22: Vergleich der Proben bei Torsion - Einpunktmessung	70
Tabelle 23: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°	72
Tabelle 24: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung – Aluminium	73
Tabelle 25: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 15°	74
Tabelle 26: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 15°	75
Tabelle 27: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 30°	76
Tabelle 28: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 30°	78
Tabelle 29: Berechnete und gemessene Werte bei Biegung – CFK 45°	79
Tabelle 30: Werte für Findley-Ansatz bei Biegung - CFK 45°	80
Tabelle 31: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – Aluminium.....	81
Tabelle 32: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion - Aluminium	83
Tabelle 33: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 15°	84
Tabelle 34: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 15°	85
Tabelle 35: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 30°	86
Tabelle 36: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion – CFK 30°	88
Tabelle 37: Berechnete und gemessene Werte bei Torsion – CFK 45°	89
Tabelle 38: Werte für Findley-Ansatz bei Torsion - Aluminium	90
Tabelle 39: Vergleich der Absenkung bei Biegung - Dreipunktmessung	91
Tabelle 40: Vergleich E-Modul von Stahl bei Biegung - Dreipunktmessung	93
Tabelle 41: Vergleich der Absenkung bei Torsion - Dreipunktmessung	94
Tabelle 42: Vergleich G-Modul von Stahl bei Torsion - Dreipunktmessung	96
Tabelle 43: Vergleich der E-Module ohne und mit QKB	99

15 Abkürzungsverzeichnis

bzw.	beziehungsweise
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter-Kunststoff
CLT	engl.: Classical Laminate Theory
Da	Außendurchmesser
Di	Innendurchmesser
E / E-Modul	Elastizitätsmodul [N/mm ²]
ε ..	Dehnung [dimensionslos]
engl.	englisch
et al.	und andere
F	(Tiefgestellt) Kennwert, auf Faser bezogen
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
g	Gramm
G / G-Modul	Schubmodul [N/mm ²]
GFK	Glasfaserverstärkter-Kunststoff
GPa	Gigapascal
kg	Kilogramm
KOS	Koordinatensystem
M	(tiefgestellt) Kennwert, auf Matrix bezogen
m	Meter
max.	maximal
mm	Millimeter
N	Newton
ν	Querdehnzahl
QKB	Querkontraktionsbehinderung
σ	Spannung [N/mm ²]
t	Zeit
τ	Zeitpunkt
UD	Unidirektional
z. B.	zum Beispiel
φ	Faservolumen in Bezug auf FKV meist auf UD-Schicht bezogen
	(tiefgestellt) bezogen auf Richtung parallel zur Faser
⊥	(tiefgestellt) bezogen auf Richtung senkrecht zur Faser
x, y, z	(tiefgestellt) Richtung, bezogen auf Koordinatensystem
1, 2, 3	(tiefgestellt) Richtung, bezogen auf Koordinatensystem