

Polymerwerkstoff-Direktverschraubung: Einsatz von Experiment und Simulation zur Analyse des Vorspannkraftverlaufs

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Erlangung des akademisches Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Yuan Yao

aus Wuhan

Dakan: Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer

Promotionskommission:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Jörg Seewig

Referent: Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb

Korreferate: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. G.W. Ehrenstein
PD Dr.-Ing. Ralph J. Hellmig

Tag der mündlichen Prüfung: 22. August 2011

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Ressourcengerechte ProduktEntwicklung (RPE) der TU Kaiserslautern.

Angeregt und ermöglicht wurde die Arbeit durch Herrn Professor Dr.-Ing. R. Renz, dem ich für die Betreuung aufrichtig danke. Er bot mir die einmalige Möglichkeit, mich zu entfalten und meinen Interessen entsprechend weiter zu entwickeln. Ihm gilt mein aufrichtiger Dank für seine stete Unterstützung, seine wertvollen Hinweise und Anregungen.

Herzlich danken möchte ich auch Herrn Professor Dr.-Ing. Alois K. Schlarb, Lehrstuhl für Verbundwerkstoffe der TU Kaiserslautern, für sein großes Interesse an der Arbeit und die Übernahme des Hauptreferats.

Herrn Professor Dr.-Ing. Dr. h.c. G.W. Ehrenstein, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, und Herrn PD Dr.-Ing. Ralph J. Hellmig, Fa. EJOT, danke ich ebenfalls herzlich für die wertvollen Hinweise und für die Übernahme des Koreferats.

Herrn Professor Dr.-Ing. Jörg Seewig, Lehrstuhl für Messtechnik und Sensorik der TU Kaiserslautern, danke ich für die freundliche Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Allen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Ressourcengerechte ProduktEntwicklung, insbesondere Herrn Dr.-Ing. Gerhard Stelzer, danke ich sehr herzlich für vielfältige Unterstützung. Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Klaus Arnegger, früher Fa. Mann und Hummel, für zahlreiche Diskussionen und wertvolle Hinweise.

Schließlich bedanke ich mich herzlich bei meiner Familie, die mir hilfreich zur Seite standen.

Hagenbüchach, im August 2011

Yuan Yao

Kurzfassung

Für die lösbare Verbindung von Bauteilen aus Polymerwerkstoffen sind Direktverschraubungen das kostengünstigsten Fügeverfahren. Nachteilig sind allerdings die durch das viskoelastische Verhalten der Polymerwerkstoffe bedingte zeit- und temperaturabhängige Abnahme der Vorspannkraft und deren weitere Beeinflussung durch den Wärmeausdehnungsunterschied von Polymerwerkstoff und Metall. Ziel der Arbeit ist es, durch den gekoppelten Einsatz von Experiment und FE-Simulation den Einfluss von Zeit und Temperatur auf die Vorspannkraft bei Direktverschraubungen in Polymerwerkstoffen zu beschreiben. Der Tubus aus Polymerwerkstoff, der aufgrund der Faserorientierung inhomogen und anisotrop ist, wird orts aufgelöst untersucht, und hierauf aufbauend werden die lokalen Werkstoffparameter für die FE-Analyse ermittelt. Die FE-Analyse der Direktverschraubung selbst wird experimentell anhand des Vorspannkraftverlaufs sowie der Oberflächendeformation überprüft. Beim betrachteten Verbindungssystem ist deutlich zu beobachten, dass der Vorspannkraftabbau hauptsächlich im Bereich der Entlastungsbohrung bis zu einer bestimmten Einschraubtiefe stattfindet.

Abstract

To obtain a detachable polymer material component, direct assembly using self-tapping screws can be seen as the joining technique with low costs. However, the typical behaviors of plastic material are dependent on the time and temperature, this leads to a significant decrease of the clamp load, and the other influence is the different thermal expansion coefficient between plastic and metal. The aim of this work is to investigate, the influence of time and temperature on the clamp load of a direct assembly with self-tapping screw by using experiment and FE-Simulation. The boss, which exhibits in homogeneity and anisotropy due to the fibre orientation, was investigated with a high spatial resolution to obtain the local material parameters for FE Analysis. The results of the FEA of the Joining were validated by experimental for the clamp load changes as well as the surface deformation of the boss. It is clearly observed, that the relaxation of the clamp load of the joining will mainly be occurring in counterbore to a certain assembly depth.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	I
Kurzfassung	II
Abkürzungs- und Formelverzeichnis	VI
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Kenntnisstand	7
3 Versuchseinrichtung und Messtechnik	13
3.1 Prüfmaschinen	13
3.1.1 Universalprüfmaschine	13
3.1.2 Hydropulsator	14
3.2 Verschraubungsprüfeinrichtungen	14
3.2.1 Verschraubungsprüfstand	14
3.2.2 Temperaturwechselschrank	15
3.2.3 Kraftmessdose	16
3.2.4 Thermoelemente	18
3.3 Optische Messtechnik	18
3.3.1 Electronic Speckle Pattern Interferometry (ESPI).....	18
3.3.2 Digital Image Correlation (DIC)	20
4 Bauteiluntersuchungen für die Werkstoffmodellierung	22
4.1 Gewindeformende Schraube	22
4.2 Polymerwerkstofftubus	23
4.2.1 Ermittlung der Tubuseigenschaften	26
4.2.1.1 Steifigkeit des Tubus	31
4.2.1.2 Thermische Kennwerte	39
4.2.1.3 Plastische Verformung	43
4.2.1.4 Kriechverhalten	44

4.2.1.5	Volumenabnahme	47
4.3	Reibzahl der Verschraubung	49
5	Füllsimulation bei der Herstellung der Tuben	52
5.1	Faserorientierung	52
5.2	Mechanische Kennwerte	56
5.3	Thermische Kennwerte.....	60
6	Experimentelle Untersuchung der Direktverschraubung	62
6.1	Versuchsaufbau	63
6.2	Montageparameter	64
6.3	Einschraubvorgang	64
6.3.1	Bestimmung des Momentenverlaufs	64
6.3.2	Bestimmung der Temperaturerhöhung.....	66
6.4	Vorspannkraftverlauf der Direktverschraubung	68
6.4.1	Vorspannkraftverlauf bei Tuben aus PA6-GF30.....	68
6.4.1.1	Einmaliges Erwärmen und Abkühlen.....	68
6.4.1.2	Zyklisches Erwärmen und Abkühlen.....	69
6.4.2	Oberflächendeformation bei Tubus aus PA6-GF30.....	71
6.4.3	Vorspannkraftverlauf bei Tubus aus PP-GF30.....	75
6.4.3.1	Einmaliges Erwärmen und Abkühlen.....	75
6.4.3.2	Zyklisches Erwärmen und Abkühlen.....	75
7	Werkstoffmodellierung und Parameteridentifikation.....	77
7.1	Werkstoffmodell.....	78
7.2	Parameteridentifikation mit empirischem Ansatz.....	80
7.2.1	Nichtlineare Anpassung	81
7.2.2	Parameter zur Beschreibung der Plastizität	83
7.2.3	Parameter des Kriechens.....	84

7.2.4	Parameter der Volumenabnahme	87
7.3	Ermittlung der Werkstoffeigenschaften bei erhöhter Temperatur	88
8	FE-Simulation der Direktverschraubung	92
8.1	FE Modell	93
8.2	Verifikation.....	95
8.2.1	Kriechen	96
8.2.2	Subroutine für Volumenabnahme.....	97
8.3	Simulationsergebnisse	98
8.3.1	Vorspannkraftverlauf	98
8.3.2	Oberflächendeformation.....	103
8.3.3	Kontaktpressung zwischen Trennfugenflächen.....	104
8.3.4	Spannungs- und Lastverteilung im Gewinde	105
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	109
10	Literaturverzeichnis	111

Abkürzungs- und Formelverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
CAE	Computer aided Engineering
DMA	Dynamisch-mechanische Analyse
FEM	Finite Element Methode
FKV	Faser Kunststoff Verbund
Gew.-%	Gewichtsprozent
GF	Glasfaser
PA	Polyamid
PP	Polypropylen
RSS	Residuum-Quadratsumme
SSreg	Regression-Quadratsumme
TMA	Thermisch-Mechanische Analyse
TSS	Totalsumme des Quadrats
RT	Raumtemperatur
SMC	Sheet Molding Compound
If	luftfeucht (Feuchteausgleich im Normalklima 23 °C, 50 % rel. Feuchte)
tr	trocken

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
A	-	Parameter der Potenzfunktion
C	-	Faserorientierungsvektor
C	%	Wassergehalt
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
E ₀	N/mm ²	Ursprungsmodul
E _c	N/mm ²	Kriechmodul
E _i	N/mm ²	E-Modul des i-ten Elementes
E _f	N/mm ²	Elastizitätsmodul der Fasern
E _m	N/mm ²	Elastizitätsmodul der Matrix

E_{RT}	N/mm ²	Elastizitätsmodul unter Raumtemperatur
E_T	N/mm ²	Elastizitätsmodul unter Temperatur T
F	N	Kraft
$F_V(t_0)$	N	Vorspannkraft zum Zeitpunkt t = 0
$F_V(t)$	N	Vorspannkraft zum Zeitpunkt t
G	N/mm ²	Schubmodul
G_f	N/mm ²	Schubmodul der Fasern
G_m	N/mm ²	Schubmodul der Matrix
K_m	N/mm ²	Kompressionsmodul der Matrix
L	mm	Schraubenlänge
M	Nm	Drehmoment
M_A	Nm	Anzugsmoment
M_E	Nm	Eindrehmoment
M_F	Nm	Gewindeformmoment
M_{KR}	Nm	Kopfreibmoment
M_{GR}	Nm	Gewindereibmoment
M_R	-	Halpin-Tsai-Parameter
$M_{\ddot{U}}$	Nm	Überdrehmoment
P	mm	Gewindesteigung
P	-	Parameter der Potenzfunktion für Kriechen
Q	-	Parameter der Potenzfunktion für Volumenabnahme
Q	g	Gewicht
S	µm	Sensitivität der ESPI-Messung
T	°C	Temperatur
V_f	-	Faservolumengehalt
X	-	Variable bei nichtlinearer Anpassung
Y	-	Funktion bei nichtlinearer Anpassung
c	-	Konstante bei nichtlinearer Anpassung
d_1	mm	Schraubendurchmesser
d_2	mm	Gewindekerndurchmesser
d_A	mm	Außendurchmesser des Tubus
d_K	mm	Kernlochdurchmesser des Tubus

d_{KA}	mm	Schraubenkopfdurchmesser
d_M	mm	Wirksamer Durchmesser für das Reibungsmoment in der Tubusaufgabe
d_m	mm	Wirksamer Durchmesser für das Reibungsmoment im Tubusgewinde
d_s	mm	Durchmesser der Entlastungsbohrung
h	mm	Messlänge des Tubus
i	-	Anzahl
k	-	Umrechnungsfaktor für Elastizitätsmodul
l	mm	Länge
l_E	mm	Einschraublänge
m	-	Parameter der Potenzfunktion
n	-	Parameter der Potenzfunktion
n	U/min	Drehzahl
n	-	Anzahl
r	-	Richtungskomponente des Schrumpfens
s	mm	Wanddicke
t	s, m, h	Zeit
t_s	mm	Tiefe der Entlastungsbohrung
Δt	s, m, h	Zeitinkrement
v	mm/min	Geschwindigkeit der Prüfmaschine
α	°	Gewindeflankenwinkel
α	°	Orientierungswinkel einer Einzelfaser in der Schliffebene
α	K	Thermischer Längenausdehnungskoeffizient
β	°	Neigungswinkel einer Einzelfaser zur Schliffebene
ε	-	Dehnung
ε_{cr}	-	Kriechdehnung
ε_{el}	-	Elastische Dehnung
ε_{pl}	-	Plastische Dehnung
ε^{sw}	-	Dehnung des Schrumpfens
ε_t	-	Dehnung bei Zeitpunkt t
ε_{ve}	-	Viskoelastische Dehnung
ε_v	-	Viskose Dehnung

η_v	Pa·s	Viskosität
η_i	Pa·s	Viskosität des i-ten Elementes
η	-	Halpin-Tsai-Parameter
θ	-	Parameter bei nichtlinearer Anpassung
θ	°	Winkel
μ_k	-	Reibungszahl im Kopfbereich bzw. an der Auflage
ρ_G	°	Reibungswinkel im Gewinde
σ	N/mm ²	Spannung
σ_0	N/mm ²	Anfangsspannung
τ	N/mm ²	Schubspannung
C	-	Abweichung bei nichtlinearer Anpassung
φ	°	Steigungswinkel des Schraubengewindes
\dot{g}	1/s	Schergeschwindigkeit
ξ	-	Halpin-Tsai-Parameter
ν	-	Querkontraktionszahl
ν_f	-	Querkontraktionszahl der Faser
ν_m	-	Querkontraktionszahl der Matrix

Indizes**Bedeutung**

F, f	Faser
ii	Komponente der Vektoren
M, m	Matrix
x	Koordinatenrichtung
y	Koordinatenrichtung
z	Koordinatenrichtung

1 Einleitung und Zielsetzung

Polymerwerkstoffe werden wegen ihres niedrigen spezifischen Gewichts und ihrer günstigen mechanischen Eigenschaften zunehmend als Konstruktionswerkstoff eingesetzt [1, 2]. Ein weiterer Vorteil ergibt sich bei Polymerwerkstoffen aufgrund ihrer niedrigen Schmelztemperatur, die eine kostengünstige Bauteilherstellung im Spritzgießprozess ermöglicht. Beim Konstruieren mit Polymerwerkstoffen ist, im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen, das zeit- und temperaturabhängige mechanische Verhalten verstärkt zu berücksichtigen.

Bei Bauteilen aus Polymerwerkstoff werden häufig Direktverschraubungen eingesetzt, z. B. um Einzelelemente einer Gesamtkonstruktion miteinander zu verbinden oder die Gesamtkonstruktion an einem übergeordneten Bauteil zu befestigen. Allerdings treten auf Grund polymerwerkstofftypischer Eigenschaften bei thermischer Belastung Vorspannkraftverluste auf, und das Lösemoment kann ebenfalls beeinflusst werden.

Für die lösbare Verbindung von Bauteilen aus Polymerwerkstoffen sind Direktverschraubungen ein mechanisches Fügeverfahren. Im Vergleich zur klassischen Schraubenverbindung von Teilen aus metallischen Werkstoffen werden beim Einsatz von Direktverschraubungen Materialkosten und Arbeitsgänge eingespart, da das Kernloch für die Direktverschraubungen direkt im Bauteil integriert ist und die Schraube beim Einschrauben in das Kernloch ihr Gewinde selbst schneidet bzw. furcht.

Das Gewinde einer gewindeformenden Schraube hat zwei Funktionen:

- Es dient als Werkzeug für den Umformprozess bei der Gewindeformung: Aufgrund großer Unterschiede der Werkstoffeigenschaften von Polymerwerkstoff und Metall wird das das Kernloch umgebende Material während des Eindrehvorgangs durch das Schraubengewinde je nach Art des Polymerwerkstoffs gefurcht oder geschnitten. Bei diesem Vorgang macht man sich die gute Umformbarkeit der Polymerwerkstoffe zunutze.
- Darüber hinaus dient das Gewinde als Formschlussverbindung. Diese Formschlussverbindung entsteht bei der Montage durch den Anziehvorgang. Bei wei-

terer Drehung der Schraube baut sich eine Vorspannkraft auf, die die Stahlschraube auf Zug belastet und zu einer Stauchung (Abstützung auf der Stirnfläche) oder Zug (Abstützung auf der Fußfläche) des Tubus aus Polymerwerkstoff führt. Der Reibungskoeffizient zwischen Schraube und Tubus aus Polymerwerkstoff, die durch die Vorspannkraft erzeugte Druckspannung in den Gewindegängen und die bei dem Einschraubprozess entstandene Tubusaufweitung bewirken, dass bei einer gegebenen Gewindesteigung sich die Schraube nicht von selbst löst [3].

Die axiale Klemmkraft zwischen Schraubenkopf und Tubus aus Polymerwerkstoff wird als Vorspannkraft bezeichnet. Es liegt ein geschlossener Kraftfluss in dem Spannungssystem vor. Die Vorspannkraft wird durch die elastischen und viskoelastischen Anteile der Paarung von Schraube und Tubus nach dem Ende der Montagephase bestimmt. Die plastische Deformation des Tubus während der Einschraubvorgangs hat keinen Einfluss auf die vordefinierte bzw. gewählte Vorspannkraft am Ende der Montage.

Die nach Montageende vorliegenden weiteren Randbedingungen z.B. die vorliegende Temperaturerhöhung aufgrund des Einschraubens, weitere plastische Deformation aufgrund von Wärmespannung, sowie zeit- und temperaturbedingte viskose Deformationen, sind bei thermischer Belastung und nachfolgender Abkühlung die wesentlichen Gründe für den Vorspannkraftabbau. Darüber hinaus wird u. a. das Setzverhalten der Schraubenverbindung durch die gegenüber der metallischen Schraube höhere Wärmeausdehnung des Polymerwerkstoffs bestimmt.

Die spritzgegossenen kurzglasfaserverstärkten Bauteile aus Polymerwerkstoff weisen wegen des Schmelzflusses anisotrope und inhomogene Materialeigenschaften auf. Die lokalen Eigenschaften (Steifigkeit und Kriechverhalten des Tubus aus Polymerwerkstoff) haben direkten Einfluss auf den Vorspannkraftabbau der Direktverschraubung. Mit orts aufgelösten optischen Messverfahren kann der Tubus hinsichtlich seiner lokalen mechanischen und thermischen Eigenschaften analysiert und die Deformation des Tubus beim Verschraubungsvorgang erfasst werden.

Ziel der Arbeit ist es, durch den gekoppelten Einsatz von Experiment und FE-Simulation den Einfluss von Zeit und Temperatur auf die Vorspannkraft bei Direktverschraubungen in Polymerwerkstoffen zu beschreiben. Auf dieser Basis können

der Vorspannkraftabbau minimiert und die Festigkeit der Verbindung optimiert werden. In diesem Zusammenhang sind die lokalen Werkstoffeigenschaften des Tubus für die FE-Simulation zu ermitteln, um die Werkstoffparameter zu identifizieren. Des Weiteren wird für die Überprüfung und Optimierung der FE-Simulation der Direktverschraubung bei thermomechanischer Belastung neben dem Vorspannkraftverlauf ebenfalls der Verlauf der orts aufgelösten Deformation des verschraubten Tubus herangezogen. Ein entsprechendes Vorgehen zur Analyse von Direktverschraubungen ist bislang in der Literatur nicht bekannt geworden.

Die weiteren Merkmale eines Verschraubungssystems, z.B. Kontaktpressung zwischen Trennfugen sowie Spannung und Lastverteilung in Gewindegängen, werden mittels FE-Simulation analysiert. Die hierbei ermittelten Werte können zur weiteren Optimierung der Schraubengeometrie oder der Eigenschaften des Tubus und der Werkstoffwahl hinsichtlich der Reduzierung des Vorspannkraftabbaus und der Erhöhung der Festigkeit des gesamten Verspannungssystems herangezogen werden.

Das Arbeitsprogramm erfasst während der experimentellen Untersuchungen sowohl den Tubus aus Polymerwerkstoff selbst, als auch das Verschraubungssystem. Das Deformationsverhalten des Tubus wird orts aufgelöst mittels DIC (Digital Image Correlation) ermittelt. Die Untersuchungen werden an Tuben in unverschraubtem Zustand und bei eingedrehter und angezogener Schraube sowohl bei freier Wärmeausdehnung als auch bei Druckbelastung (Universalprüfmaschine) durchgeführt, um damit die lokalen Eigenschaften der Wärmeausdehnung und der Steifigkeit bei erhöhter Temperatur zu ermitteln. Die Deformation des Tubus bei der Direktverschraubung wird nach dem Fügevorgang untersucht. Die Vorspannkraft der Direktverschraubung wird durch Kraftmessdosen erfasst. DIC Messungen zeigen, dass über den gesamten Umfang entlang einer Mantellinie eine ungleichmäßige Deformation des Tubus bei angezogener Schraube unterhalb des Schraubenkopfs vorliegt. Dies ist auf ein nicht axialsymmetrisches Eindrehen der Schraube zurückzuführen. Bei der Messung befindet sich der Tubus auf einer Verdreheinrichtung, die eine Rundummessung des Tubus ermöglicht. Die Deformationen werden orts aufgelöst erfasst und über den gesamten Umfang gemittelt und liefern die Basis für die Validierung der FE-Analyse. Als Demonstrator für ein Bauteil mit einem Loch zur Befestigung mittels Direktverschraubung wird ein axialsymmetrischer, spritzgegossener Tubus gewählt.

Mit Hilfe einer FE-Analyse wird, basierend auf den Untersuchungen zum Deformationsverhalten des Tubus, die Vorspannkraftänderung simuliert. Hierzu werden geeignete Materialgesetze und lokale Materialkennwerte benötigt, z.B. E-Modul, plastische Dehnung, Kriechdehnung und Wärmeausdehnungskoeffizient. Die Qualität der Parameter beeinflusst die Simulationsergebnisse. Die Eigenschaften von Tubus aus Polymerwerkstoff und Metallschraube sowie die Art der Verschraubung bestimmen die Eigenschaften des Verschraubungssystems.

Für die Untersuchung, Kennwertermittlung und Verifizierung der Simulation von Direktverschraubungen und die Entwicklung von Werkstoffmodellen für die FE-Analyse sind experimentelle und analytische Vorarbeiten notwendig. In Abb. 1.1 ist die Vorgehensweise strukturiert.

Planung: Das gesamte Untersuchungskonzept besteht aus folgenden Teilaufgaben:

- Auswahl von Materialmodellen für die FE-Analyse
- Untersuchungen an Tuben aus im Fahrzeugbau und hier im Motorraum (bei Temperatur- und Zeitbelastung) häufig eingesetzten Polymerwerkstoffen (PA6-GF30 und PP-GF30) für die Parameteridentifikation und Werkstoffkennwertermittlung
- Untersuchungen an Direktverschraubungen in Tuben aus unterschiedlichen Polymerwerkstoffen zur Validierung der Simulation

Versuch: Untersuchung des Werkstoffverhaltens von Tubus und Direktverschraubung.

Parameteridentifikation: Bestimmung der für das Werkstoffmodell benötigten FE-Kennwerte (E-Modul, plastische Dehnung, Kriechparameter, Wärmeausdehnungskoeffizient und Reibungszahl zwischen den Partnern der Verschraubungspaarung), Generierung der Werkstoffparameter bei hoher Temperatur basierend auf der Werkstoff-Datenbank (CAMPUS).

FE-Modellierung von Tubus mit montierter Schraube: Erstellung eines geometrischen Modells unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen und Festlegung der Randbedingungen. Auswahl eines mechanischen Werkstoffmodells aus dem FE-Programm und Entwicklung einer Subroutine für die Beschreibung der Materialeigenschaften.

Verifikation: Wichtige Werkstoffparameter, z.B. Kriechen, Einfluss des Schrumpfens durch den Feuchtigkeitsverlust des Werkstoffs, werden mit einfachen Randbedingungen und unter Verwendung des ausgewählten Werkstoffmodells oder einer Subroutine getestet, um die Güte der Parameter und die Realitätsnähe der Ergebnisse der Subroutine zu überprüfen.

Validierung: Abgleich der auf den Werkstoffmodellen basierenden FE-Analyse mit den Messungen an Direktverschraubungen unter komplexen anwendungsnahen Randbedingungen.

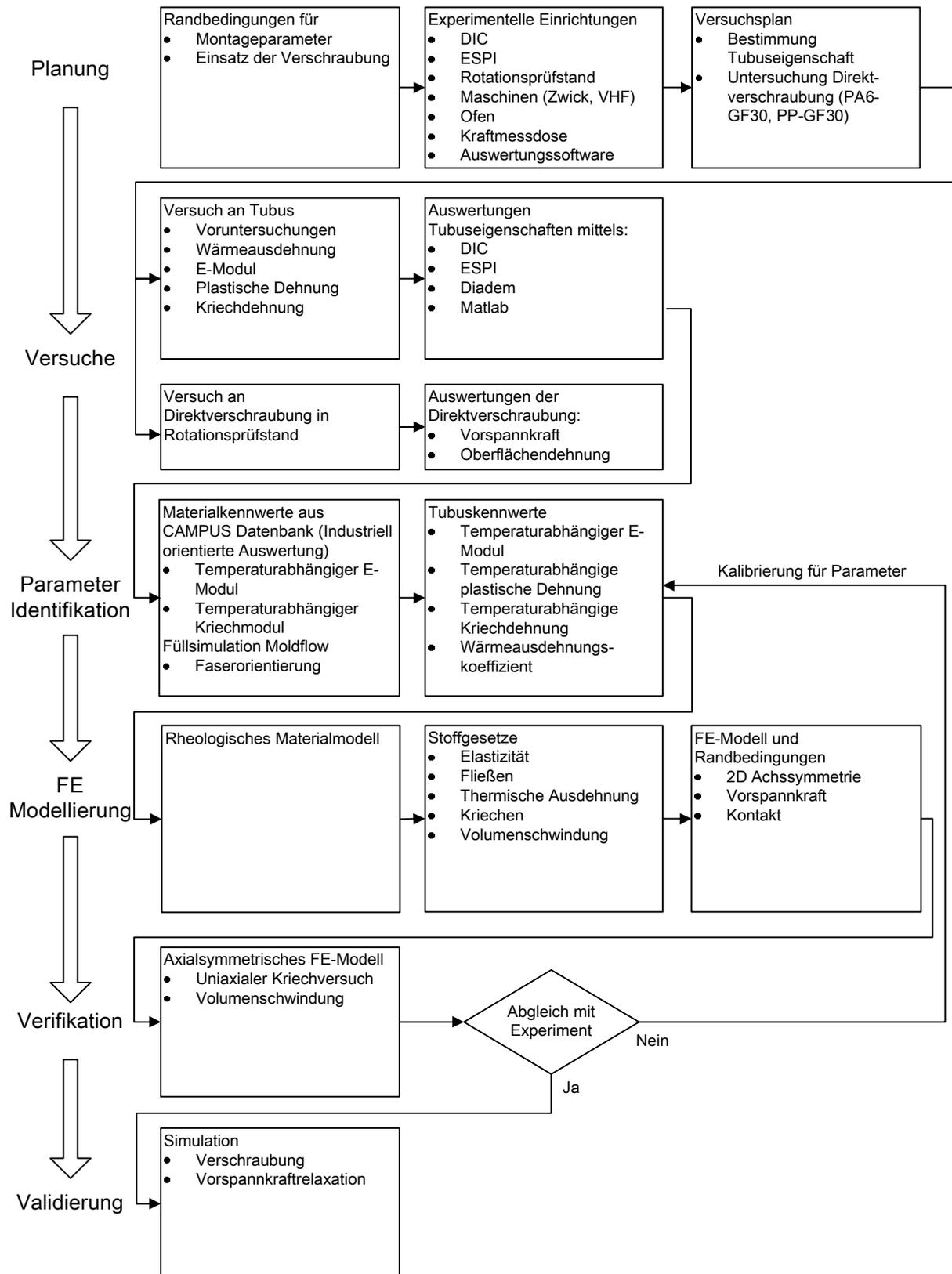


Abb. 1.1: Konzept von Experiment und Simulation

2 Kenntnisstand

Seit Ende der 70er Jahre werden industriell Polymerwerkstoff-Direktverschraubungen mit gewindeformenden Metallschrauben eingesetzt. Als Auslegungsbasis für Schraubverbindungen in Polymerwerkstoffen liegt eine DVS-Richtlinie vor [4].

Zur Direktverschraubung von teilkristallinen Polymerwerkstoffen und Duroplasten liegt eine umfangreiche Literatur vor [5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22, 23, 24, 25, 26, 27, 28]. Zu den einzelnen Aspekten wie Schraubengeometrie, Verschraubungsbedingungen bei Montage und Festigkeit der Verbindung wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt und auf dieser Basis Modelle erstellt. Basierend auf Labor- und Feldversuchen wurden praxistaugliche Dimensionierungsrichtlinien entwickelt.

Es wurden ab 1980 in Automobilfirmen Untersuchungen zum temperatur- und zeitabhängigen Vorspannkraftverhalten von Direktverschraubungen durchgeführt, um unter automobilspezifischen Bedingungen das Anwendungspotenzial dieser Verbindungsart zu ermitteln. Im Hinblick auf Vorspannkraft- und Lösemomentverlauf von Direktverschraubungen bei langzeitiger und thermischer Belastung liegt eine systematische Untersuchung zum thermisch bedingten Vorspannkraftabbau bei unterschiedlichen Polymerwerkstoffen und Schraubentypen vor [29]. Diese Untersuchungen waren die wesentliche Voraussetzung für eine Daimler-Benz Liefervorschrift [30] für gewindeformende Schrauben. Damit war die Basis für den Serieneinsatz dieser Verbindungsart im Automobil gelegt.

Beim FKM-Forschungsvorhaben „Recyclinggerechte Befestigungstechnik bei Bauteilen aus thermoplastischen Polymerwerkstoffen“ [31] wurde das Verhalten von Direkt- und Durchgangslochverschraubungen in thermoplastischen Bauteilen bei erhöhter Temperatur bis 120 °C (60 h) dominierend an glasfaserverstärktem Polyamid (PA66-GF35) untersucht, das z.B. bei Polymerwerkstoffsaugrohren des Automobils zur Anwendung kommt. An Direktverschraubungen wurden anwendungsorientierte Untersuchungen zur Vorspannkraftrelaxation bei konstanter langzeitiger und zyklischer Temperaturbelastung und bei überlagerter dynamischer Belastung durchgeführt. Es wurde festgestellt, dass die Vorspannkraft nach einer Lagerung (60 h) bei 120 °C

und einer anschließenden Abkühlung auf RT auf 20 – 35 % absinkt. Bei kurzzeitigen Versuchen für 0,5 h zeigt sich für das Lösemoment bei erhöhten Umgebungstemperaturen (Lösetemperaturen) kein erheblicher Unterschied. Ebenso ergibt sich bei dynamischer Beanspruchung auf einem Shaker bei verschiedenen Frequenzen und Beschleunigungen kein erkennbarer Einfluss auf die mittlere Vorspannkraft und die Lösemomente. Es wurden orientierende Untersuchungen zur Deformation des Tubus aufgrund der Direktverschraubung mit Verfahren der orts aufgelösten Deformationsanalyse (ESPI, DIC) durchgeführt, die das unterschiedliche Deformationsverhalten entlang der Tubusachse bei Direktverschraubung zeigen.

Onasch [3] hat in seiner Dissertation wesentliche experimentelle und theoretische Grundlagen zu Direktverschraubungen gelegt. Er analysiert die mechanischen Deformationsvorgänge beim Einschrauben. Aus der Analyse der Spannungs- und Verformungsbeziehungen und aus Momenten- und Auszugskraftmessungen werden Richtlinien zur Dimensionierung von Direktverschraubungen abgeleitet. Anhand von Schlißbildern wird der Fließvorgang beim Einschrauben in Gewindenähe und der Einfluss der Gewindegeometrie analysiert. Die wichtigsten Einflussgrößen und beeinflussten Kenngrößen, z.B. Konstruktion, Werkstoffe, Montage und Einsatzbedingungen, werden in der Arbeit diskutiert.

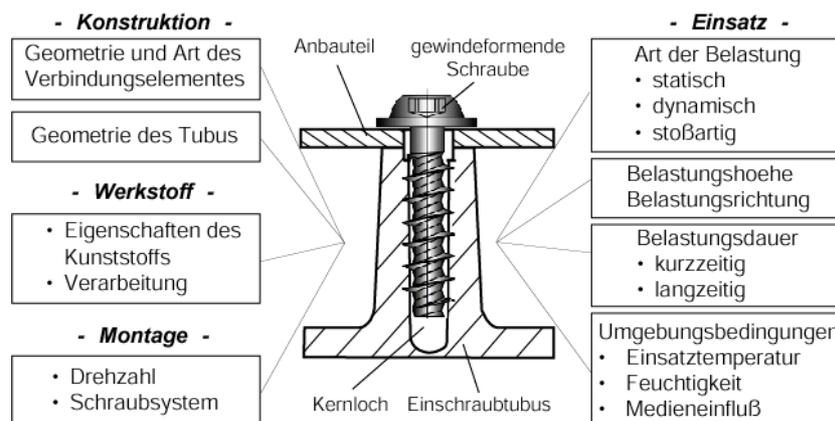


Abb. 2.1: Einflussgrößen auf Kunststoff-Direktverschraubung [27]

Die Konstruktionsauslegungen von gewindeformender Schraube und Polymerwerkstofftubus wurden in vielen Forschungsarbeiten hinsichtlich der Festigkeit berechnet und experimentell untersucht. Die Geometrie des Polymerwerkstofftubus steht in direktem Zusammenhang mit dem Schraubendurchmesser. Die folgenden

Angaben (Abb. 2.2) sind Grundlage für die Auslegung des Polymerwerkstofftubus und der Schraube:

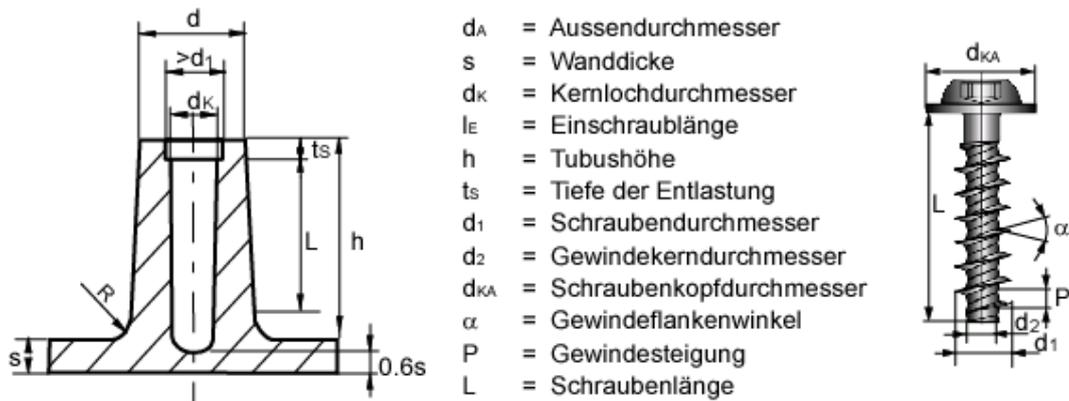


Abb. 2.2: Konstruktionsauslegung von Schraube und Einschraubauge [27]

Einschraublänge l_E : $l_E = (2 \sim 2,5) \cdot d_1$ Gl. 2.1

Kernlochdurchmesser d_K : $d_K = (0,7 \sim 0,9) \cdot d_1$ Gl. 2.2

Entlastungsbohrung t_s : $t_s \approx (0,4 \sim 0,6) \cdot d_1$ Gl. 2.3

Entlastungsbohrung d_S : $d_S = 1,1 \times d_1$ Gl. 2.4

Außendurchmesser d_A : $d_A \geq \sqrt{\frac{4}{\sqrt{3}} \cdot d_1 \cdot l_E + d_K^2}$ Gl. 2.5

Trinter [32] untersucht die Festigkeit von gewindeschneidenden Schrauben und Gewindeeinsätze an Bauteilen aus SMC (Sheet Molding Compound). In Bauteilen aus Fließpresswerkstoffen mit hochgefüllten Matrizie herrscht eine sehr stark anisotrope Festigkeit. Die Festigkeiten des Werkstoffs SMC-GM30% (Glasfasern Gew. 30 %) werden mittels Biegversuch und kombinierter Druck-/ Schubbeanspruchung in drei Hauptrichtungen bestimmt. Durch die Überlagerung von Pressung und Schub kann ein Schub-/Druckfestigkeitsdiagramm experimentell erstellt werden. Um der Einförmungswiderstand zu bestimmen, wird ein Druckversuch mit Gewindeprofilstempel an Plattenprobekörpern eingedrängt.

Die wesentliche Arbeit besteht in der Ermittlung der Verankerungsfestigkeit der Verbindungen unter statischer Belastung. Durch gezielte Variation ausgewählter Gestaltungsmerkmale der Gewindeeinsätze, z.B. Kernlochdurchmesser, Gewindeflanken-

pressung, Domdurchmesser, Kerbwirkung der Einsatzkante und Abmessungsverhältnisse, werden die Einflussfaktoren auf die Festigkeit der Verbindung mit Einsätzen systematisch untersucht. Es wird bei der Untersuchung der Verankerungsfestigkeit der Verschraubung festgestellt, dass die Festigkeit proportional zur Gewindeflankenüberdeckung ist und vom Anziehmoment der Verschraubung unabhängig ist.

Eine FE-Analyse wird unabhängig von den Versuchsparametern der Gewindeeinsätze und Schraubverbindungen durchgeführt. Das FE-Modell wird mit Ringelemente modelliert und isotrop linearelastisch berechnet. Die Auswertungen zeigen die Spannungsverteilung unter Einfluss der Gestaltungsgeometrie der Gewindeeinsätze und Schrauben.

Dratschmidt [33] vergleicht verschiedene Fügeverfahren (gewindeformende Metallschrauben, Messing-Inserts, Polymerwerkstoff-Inserts unter statischer und dynamischer Belastung) mit dem Ziel, Grundlagen für die zuverlässige Auslegung von dynamisch beanspruchten Polymerwerkstoff-Direktverschraubungen zu ermitteln. Im Hinblick auf den Vorspannkraftabbau von Direktverschraubungen wird mittels eines modifizierten Findley-Ansatzes die Extrapolation der Vorspannkraft bis 10^3 h angegeben.

In seiner Dissertation werden die Verankerungseigenschaften von gewindeformenden Metallschrauben, von warmeingebetteten Messing-Inserts und ultraschalleingebetteten Polymerwerkstoff-Inserts in PA6-GF50 anhand der Montageeigenschaften sowie durch Kurz- und Langzeitversuche unter statischer und dynamischer Beanspruchung untersucht und bewertet. Hier sind die verfahrens- und werkstoffspezifischen Einflussgrößen unter Berücksichtigung des Konditionierungszustandes, der Umgebungstemperatur und der Einschraubparameter variiert worden. Direktverschraubungen weisen aufgrund ihrer besseren Werkstoffausnutzung, d.h. aufgrund der größeren im Eingriff befindlichen Flächen, höhere Auszugsfestigkeiten auf, wobei verschiedene industriell eingesetzte gewindeformende Metallschrauben mit einem Flankenwinkel von 30° nur geringfügige Unterschiede bei gleichem Gewindedurchmesser und gleicher Einschraubtiefe aufweisen. Das Langzeitverhalten ist gekennzeichnet von einem Verlust der Vorspannkraft, sofern einer der Verbindungskomponenten aus Polymerwerkstoff besteht. Für Direktverschraubungen sind Abnahmen der Vorspannkraft auf ca. 60 – 70 % bei 23°C (Extrapolation auf 10^4 h) und auf 10 – 20

% bei 80 °C (Extrapolation auf 10^4 h) der ursprünglichen Montagekraft zu erwarten (PA6-GF30, Wassergehalt 2,1 %). Die Reduzierung der Flächenpressung wirkt dem Abbau der Vorspannkraft entgegen. Bei dynamischer Belastung ist nicht der Verbindungspartner aus Polymerwerkstoff, sondern die Schraubenfestigkeit für die Auslegung von Direktverschraubungen relevant.

Von Tome [34] werden wichtige Aspekte im Zusammenhang mit der Vorspannkraftrelaxation dargestellt: Die Vorspannkraftrelaxation entsteht aufgrund von Wärmeausdehnungsunterschieden der Fügepartner und wird durch eine von thermisch induzierten Spannungen verursachte plastische Deformation des Polymerwerkstofftubus beeinflusst. Abhängig von Einbauzustand und Lasteinleitung führt dieser Effekt zu einem charakteristischen Vorspannkraftverlauf bei zyklischer Temperaturbeanspruchung, wobei die wesentlichen Relaxationseffekte beim ersten Aufheizen der Bauteilverbindung ablaufen. Es werden umfangreiche Untersuchungen und Ergebnisse zum Einfluss von Verschraubungsbedingungen und Werkstoffwahl auf den Vorspannkraftabbau des Polymerwerkstofftubus unter Berücksichtigung der Gewindegeometrien angegeben.

Die 2001 erschienene DVS-Richtlinie 2241 „Direktverschraubung von Formteilen aus Polymerwerkstoffen“ [3] stellt die wesentlichen Einflussgrößen dieser Verbindungstechnik vor und liefert dem Konstrukteur Kriterien zur Auslegung derartiger Verbindungen. Hinsichtlich des Langzeitverhaltens wird festgestellt, dass eine rein rechnerische Auslegung aufgrund der vielfältigen Einflussgrößen derzeit nicht möglich ist.

Zur FE-Analyse der Schraubenverbindung liegen verschiedene Arbeiten vor [35, 36, 37, 38, 39, 40]. In den meisten Fällen werden Verschraubungen von Stahlschrauben in ein Stahlsubstrat simuliert. Die FE-Berechnung dienen dazu, die Schraubenkräfte und -momente, sowie Dehnungen und Stauchungen der beteiligten Partner zu ermitteln. In [35] wird die Gewindegeometrie nicht berücksichtigt und das Gewinde durch ein zylindrisches Teil ersetzt. Daher ist die Beschreibung der Spannungsverteilung im Gewinde nicht möglich. Es werden nur die elastische Nachgiebigkeit des Ersatzmodells sowie das Verformungsverhalten bei Vorspannung im elastischen Bereich simuliert.

Solche FE-Modelle sind für eine Simulation von Polymerwerkstoffdirektverschraubungen ungeeignet, da sie die Realität nicht ausreichend genau abbilden.

Eine FE-Analyse wurde für die Direktverschraubung mit Polymerwerkstoff unter Berücksichtigung der Gewindegeometrie durchgeführt von [41, 42, 43, 44].

In den genannten Arbeiten wird eine Direktverschraubung mit einem Tubus aus unverstärktem teilkristallinen Polymerwerkstoff berechnet. Die Schwerpunkte liegen bei der Ermittlung der maximalen Auszugkraft unter Zugrundelegung eines elastisch-viskoelastisch-plastischen Stoffgesetzes. Basis für die Vorspannkraftermittlung ist die Relativverschiebung zwischen Schraube und Tubusstirnfläche. Allerdings ist es nicht möglich, die Relativverschiebung für die weitere Berechnung des Vorspannkraftabbaus heranzuziehen, da die Vorspannkraft keinen geschlossenen Kraftfluss im Verbindungssystem bewirkt und im FE-Modell auch nur als Randbedingung für den weiteren Berechnungsprozess betrachtet wird.

Von Seybold [45, 46] wird eine metallische Schraubenverbindung untersucht. Es wird ein vollständiges 3D FE-Modell herangezogen. Die lokale Beanspruchung im Schraubengewinde wird basierend auf einem elastisch-plastischen Werkstoffmodell berechnet. Als Ergebnis wird die Spannungsverteilung über die Gewindelänge sowie im Gewindegrund erhalten. Es wird ein axialsymmetrisches FE-Modell und ein 3D Modell mit einem sehr feinen FE-Netz verwendet. Der Rechenaufwand ist sehr hoch wegen der hohen Anzahl der gesamten Freiheitsgrade des 3D FE-Modells. In weiteren Arbeiten [47, 48, 49] wird ähnlich verfahren, wie in Abb. 1.1 dargestellt.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Veröffentlichungen und die Richtlinie insgesamt einen wichtigen Beitrag zum vertieften Verständnis der Verbindungen leisten, aber zumeist eher beschreibender als analytischer Natur sind. In den bisherigen Untersuchungen wird deutlich, dass es bislang nicht möglich war, differenziert die reale Deformation des Polymerwerkstofftubus allein und die des Polymerwerkstofftubus bei Direktverschraubung zu erfassen, um hiermit die Werkstoffdaten für eine FE-Analyse zu erhalten und die FE-Berechnung der Direktverschraubung anhand der Realität zu überprüfen.

3 Versuchseinrichtung und Messtechnik

Für die Durchführung von Versuchen an Tuben und Direktverschraubungen, insbesondere zur Ermittlung der Setz-, Kriech- und Relaxationsvorgänge und der plastischen Deformation bei thermischer und thermisch-zyklischer Beanspruchung, kommen folgende Messeinrichtungen zum Einsatz:

3.1 Prüfmaschinen

3.1.1 Universalprüfmaschine

Für die Durchführung von Druckversuchen an Bauteilen und Prüfkörpern wird eine Universalprüfmaschine der Fa. Zwick vom Typ 1454 eingesetzt.

Die Maschine verfügt über eine maximale Kraft von 20 kN. Die Messwerte werden als Analogsignal (± 10 V) ausgegeben. Es können Traversengeschwindigkeiten von 0,02 bis 1000 mm/min bei Wegregelung eingestellt werden.



Abb. 3.1: Universalprüfmaschine (Fa. Zwick)

3.1.2 Hydropulsator

Für Druckschwell- oder Zugschwellversuche steht ein servohydraulischer Hochfrequenzpulsator (VHF 7) der Fa. Carl Schenck zur Verfügung. Es kann im Arbeitsbereich bis 1000 Hz die Frequenz gewählt, sowie eine konstante statische Last bis 7 kN aufgebracht werden.



Abb. 3.2: Hydropulsator (Fa. Carl Schenck)

3.2 Verschraubungsprüfeinrichtungen

3.2.1 Verschraubungsprüfstand

Zum definierten Anziehen und Lösen von Schraubenverbindungen kommt ein EC-Spindelschrauber (Electrical Commutation) der Firma Robert Bosch GmbH zum Einsatz.

Das Gerät der Baugröße 3 (Einsatzbereich 4 Nm bis 55 Nm) ermöglicht das drehmoment-, drehwinkel- und nach einem Umbau auch das axialkraftgesteuerte Anziehen von Schraubenverbindungen. Es stehen zwei Drehmomentgeber mit einem Messbereich von 12 Nm bzw. 60 Nm zur Verfügung.

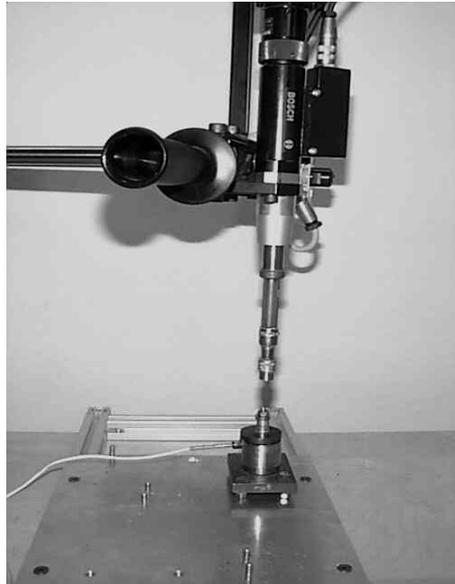


Abb. 3.3: EC-Schraubspindel (Fa. Robert Bosch GmbH)

Technische Daten

Antrieb: EC-Motor mit n_{\max} 15000 U/min und M_{\max} 1,4 Nm

Abtrieb bei Untersetzung:

$i = 67,4$ M_{\max} 55 Nm; n_{\max} 220 U/min

$i = 27,0$ M_{\max} 35 Nm; n_{\max} 580 U/min

Genauigkeit: $\pm 1 \%$ von M_{\max}

3.2.2 Temperaturwechselschrank

Für die Mehrzahl der thermischen und thermisch-zyklischen Versuche wird ein mit Umluft ausgestatteter Temperaturwechselschrank der Firma Vötsch Industrietechnik (Modell VT 4010) eingesetzt.



Abb. 3.4: Temperaturwechselschrank VT 4010 (Fa. Vötsch Industrietechnik)

Es können mehrere frei programmierbare Temperaturzyklen gewählt werden.

Technische Daten

Temperaturbereich: -40 °C bis 180 °C

Temperaturabweichung: ± 1 K / ± 2 K (zeitlich / räumlich)

Aufheizgeschwindigkeit: 3,0 K/min

Abkühlgeschwindigkeit: 2,5 K/min

3.2.3 Kraftmessdose

Zur Ermittlung des Klemmkraftverlaufs an Sacklochverschraubungen kommen Kraftmessdosen der Fa. Wazau vom Typ TMD 10, die eine geringe Dicke aufweisen, zum Einsatz (Abb. 4.3).



Abb. 3.5: Ringkraftmessdose Typ TMD 10 (Fa. Wazau)

Technische Daten

Arbeitsbereich:	0 kN bis 10 kN
Temperatureinsatzbereich:	-40 °C bis 120 °C
Speisespannung:	3,33 VDC
Nichtlinearität:	$\pm 0,2 \%$
Thermische Hysterese:	$\pm 0,1 \%$

Die Kraftmessdosen wurden seitens des Herstellers so modifiziert, dass auch Messungen bei 120 °C möglich sind, allerdings ohne Angaben des temperaturbedingten Einflusses auf das Messsignal. Diese Abweichungen wurden im Rahmen eines thermisch-zyklischen Versuchs ermittelt.

Die Abbildung 3.6 zeigt den zyklischen Temperaturverlauf der Umgebung – hierbei wurde auf zwei unterschiedliche Temperaturniveaus erwärmt und anschließend gekühlt. Bedingt durch den internen Aufbau der Kraftmessdose zeigt das Messsignal über Temperatur und Zeit (Abb. 3.6 oben) Schwankungen auf.

In weiteren Versuchen an Direktverschraubungen wird der Temperatureinfluss auf die Kraftmessdose ermittelt und über die gesamte Versuchszeit für die Auswertungen berücksichtigt.

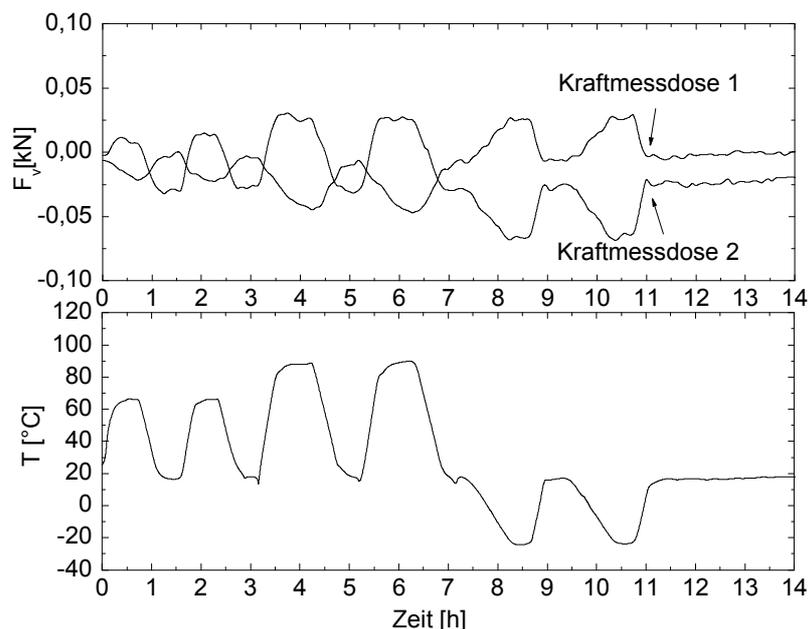


Abb. 3.6: Temperatureinfluss von zwei Kraftmessdosen bei thermischer Belastung (Typ TMD 10, Fa. Wazau)

3.2.4 Thermoelemente

Für Temperaturmessungen direkt am Probenkörper werden Mantelthermoelemente verwendet. Der in Abb. 3.7 dargestellte batteriebetriebene Adapter (Typ TA1, Fa. Conrad Electronics) mit Verstärkerbaustein und Kaltstellenkompensation liefert eine der Temperatur in °C entsprechende absolute Analogspannung in Höhe von 1 mV/ °C. Der maximale Fehler liegt bei 0,75 % des Messbereichs von -45 °C bis 300 °C, was einer Abweichung von max. 2,5 K entspricht. Zusätzlich zur Proben-temperatur wird die Temperatur der Umgebung mit Hilfe des in den Temperaturwechselschrank integrierten Messfühlers vom Typ PT-100 gemessen.

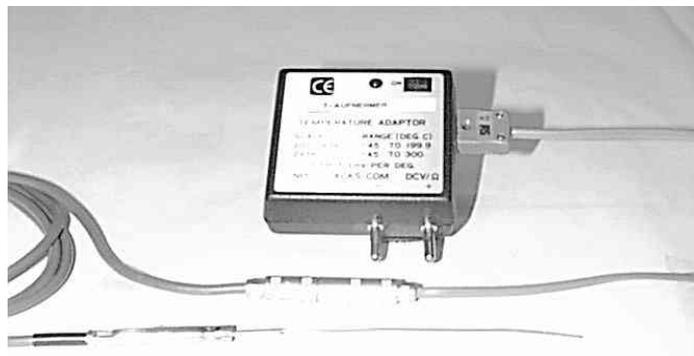


Abb. 3.7: Mantelthermoelement mit Adapter

3.3 Optische Messtechnik

Zur ortsaufgelösten Bestimmung der lokalen Deformationen und Dehnungen werden unterschiedliche optische Messverfahren eingesetzt, die nachfolgend kurz vorgestellt werden.

3.3.1 Electronic Speckle Pattern Interferometry (ESPI)

Die Electronic Speckle Interferometry (ESPI) ist ein berührungsloses 3D-Feldmessverfahren, das für die ortsaufgelöste Erfassung von Verschiebungs- und Dehnungsfeldern geeignet ist [50].

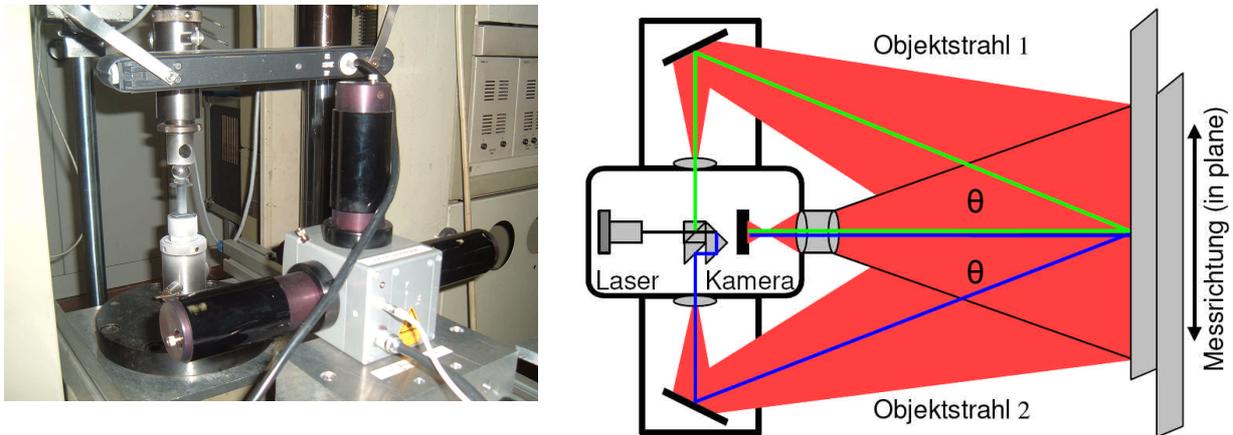


Abb. 3.8: Links: Polymerwerkstofftubus in Universal-Prüfmaschine und 3D-ESPI Messkopf (Fa. Dantec Q300-System, Laser mit Wellenlänge $\lambda = 780 \text{ nm}$); rechts: schematische Darstellung des Strahlengangs bei in-plane Messungen [51]

Das Funktionsprinzip der ESPI beruht auf der Interferenz zweier kohärenter Wellenfronten, die von derselben Laserlichtquelle ausgehen. Das entstehende Interferenzmuster charakterisiert dabei die Phasenbeziehung zwischen den superponierten Strahlen. Abhängig von der beobachteten Messrichtung wird mindestens ein Strahl von der zu untersuchenden Oberfläche diffus remittiert, so dass Oberflächendeformationen sowohl bei in-plane als auch bei out-of-plane Messungen zu einer Veränderung der Phasenrelation und somit zu einem geänderten Interferogramm führen. Die rechnergestützte Korrelation zweier Interferogramme, von denen das eine einen Referenzzustand und das andere den aktuellen deformierten Zustand repräsentieren, ermöglicht die Echtzeit-Beobachtung des entstehenden Interferenzmusters. Die Interferenzstreifen stellen dabei Linien gleicher Verschiebung in Richtung des durch die optische Konfiguration vorgegebenen Sensitivitätsvektors dar. Der Betrag der Deformationsdifferenz in der betrachteten Sensitivitätsrichtung zwischen zwei auf benachbarten Interferenzstreifen liegenden Punkten ist dabei gleich der Empfindlichkeit des Messsystems, die vom optischen Aufbau des Versuchs und/oder der Wellenlänge des verwendeten Lasers abhängt. Die theoretische Auflösung bei in-plane-Messungen ergibt sich aus der Wellenlänge des Laserlichts und dem Winkel θ zwischen Mittelachse und Laserstrahlung (Abb. 3.8). Eine Aussage bezüglich Vorzeichen und Absolutwert der Deformation kann jedoch anhand eines solchen Interferenzstreifenbildes nicht gemacht werden. Hierzu wird das Phasenshift-Verfahren eingesetzt.

Die theoretische Sensitivität des ESPI in der In-Plane Richtung hängt vom geometrischen Aufbau ab.

$$S_{In-Plane} = \frac{1}{2 \cdot \sin \varphi} \quad \text{Gl. 3.1}$$

Die Sensitivität, geteilt durch die Anzahl der Grauwertstufen in einem Interferenzbild, liefert die theoretische Auflösung zwischen 0,02 μm und 0,08 μm .

3.3.2 Digital Image Correlation (DIC)

Das Digital Image Correlation Verfahren (DIC) [52, 53] eignet sich zur orts aufgelösten Erfassung von Verschiebungs- und Dehnungsfeldern von Objektoberflächen. Zur genauen räumlichen Deformationsanalyse der Tuben erfolgt eine 3D-Erfassung mit zwei CCD-Kameras. Die zuvor kontrastierte Bauteiloberfläche wird in den unterschiedlichen Lastzuständen und ihre Verformung mittels digitaler Bildverarbeitung aufgenommen und ausgewertet. Es werden die dreidimensionalen Verschiebungen und die axialen und tangentialen Dehnungen ermittelt.

Das Messprinzip beruht primär auf der Erzeugung und Abbildung von Mustern in Form von Grauwertverteilungen in der Bildebene der dazugehörigen Kameras. Die Bildkoordinaten eines Rasterpunkts, der fest mit der Objektoberfläche verbunden ist, sind unter Berücksichtigung der Abbildungsbedingung ein Maß für die Position der entsprechenden Objektpunkte.

Es werden Ortsvektoren der Rasterpunkte zwischen zwei Zuständen bestimmt. Im Falle einer Formänderung der betrachteten Objektoberfläche infolge einer Belastung erhält man aus der Aufzeichnung des unverformten Rasters und des deformierten Formzustandes jeweils die Bildkoordinaten aller Rasterpunkte. Die Differenz der beiden Koordinatenpaare eines jeweiligen Punktes liefert seinen Verschiebungsvektor.

Durch Transformation in den Objektraum erhält man die Objektkoordinaten und die Verschiebungsvektoren aller durch das Raster markierten Oberflächenpunkte.

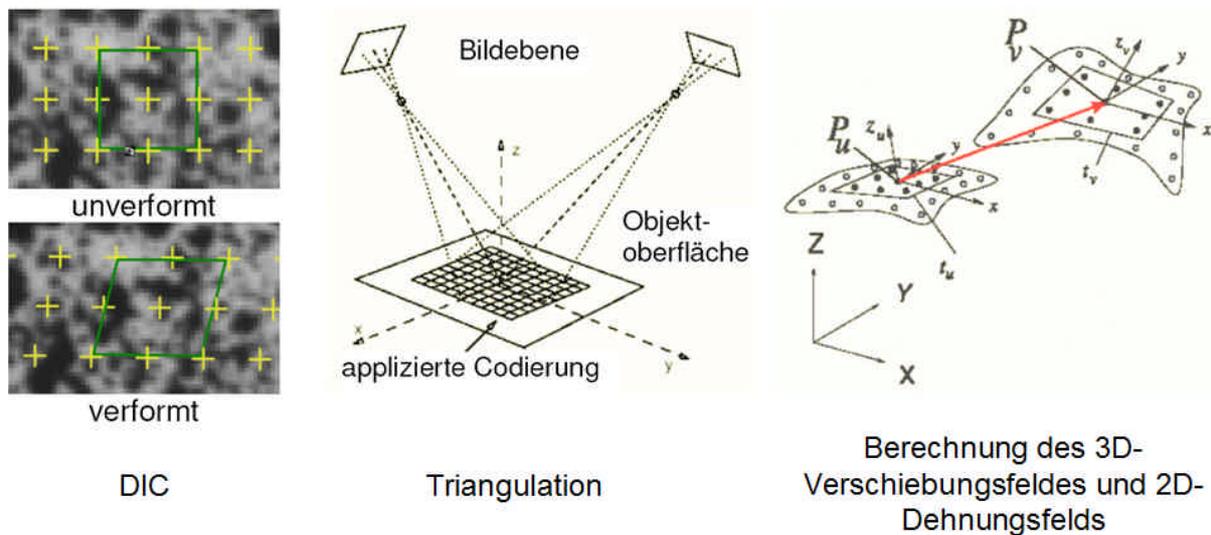


Abb. 3.9: Ermittlung der Verschiebung von Objektpunkten bei Verformung[54]

Durch eine entsprechende Differenzierung der Verschiebungsfelder erhält man die flächenhaften Dehnungsverteilungen. Die Darstellung der Genauigkeit (Abb. 3.9) wird hilfsweise an einem Kreuzraster erläutert. Betrachtet man z. B. einen $10 \times 10 \text{ mm}^2$ großen Probenbereich, auf dem ein Kreuzraster mit 10 Linien/mm aufgebracht ist, mit einer hochauflösenden Kamera (1000x1000 Pixel), so können ca. 100×100 Dehnungswerte mit einer Dehnungsgenauigkeit von 0,05 % bestimmt werden [55]. Die Genauigkeit kann durch erhöhte Auflösung der Kamera noch verbessert werden. Mit einer Kamera (2D-Messung) können die Verformungen auf einer Ebene gemessen werden. Mit zwei Kameras (3D-Messung) bietet das System die Vorteile, dass die kleinste Verschiebung in z-Richtung auch im 3D-Raum erkannt werden kann. Dies ist wichtig, wenn z.B. der Probekörper während der Messungen seine Position verändert.

4 Bauteiluntersuchungen für die Werkstoffmodellierung

4.1 Gewindeformende Schraube

Die Untersuchungen an Direktverschraubungen werden mit gewindeformenden Schrauben, die speziell für thermoplastische Polymerwerkstoffe entwickelt wurden, durchgeführt. Diese unterscheiden sich von normalen metrischen Schrauben durch die Geometrie der Flanken und des Gewindegrunds.

Es kommen handelsübliche Schraubenvarianten Delta PT[®] 60 mit einem Nenn-durchmesser von 6 mm aus dem Sortiment der Fa. EJOT zum Einsatz. Gegenüber anderen gewindeformenden Schrauben hat die Delta PT[®] 60 nach Herstellerangaben folgende Vorteile [56]:

- Geringer Widerstand bei Materialverdrängung in der Umformungsphase
- Reduzierte Radialdehnung gegenüber einer herkömmlichen Schraube aufgrund eines flachen Flankenwinkels
- Hohe Vorspannkraft bei konstanter Flächenpressung im Gewindegang durch optimierte Gewindesteigung und optimierten Flankenwinkel
- Hohe Zug- und Torsionsfestigkeit durch einen vergrößerten Kernquerschnitt
- Gesteigerte Dauerschwingfestigkeit durch Optimierung des Gewindeprofils, des Flankenfußes, des Kernquerschnitts und der Steigung

Die Schraube Delta PT[®] 60 aus vergütetem Stahl (DIN EN ISO 10263 T4 mit Werkstoffeigenschaft Festigkeitsklasse 10.9, mit Chrom-VI-freier Oberfläche) ist verzinkt.

Abb. 4.1 zeigt die Schraube mit ihrer Flankengeometrie.

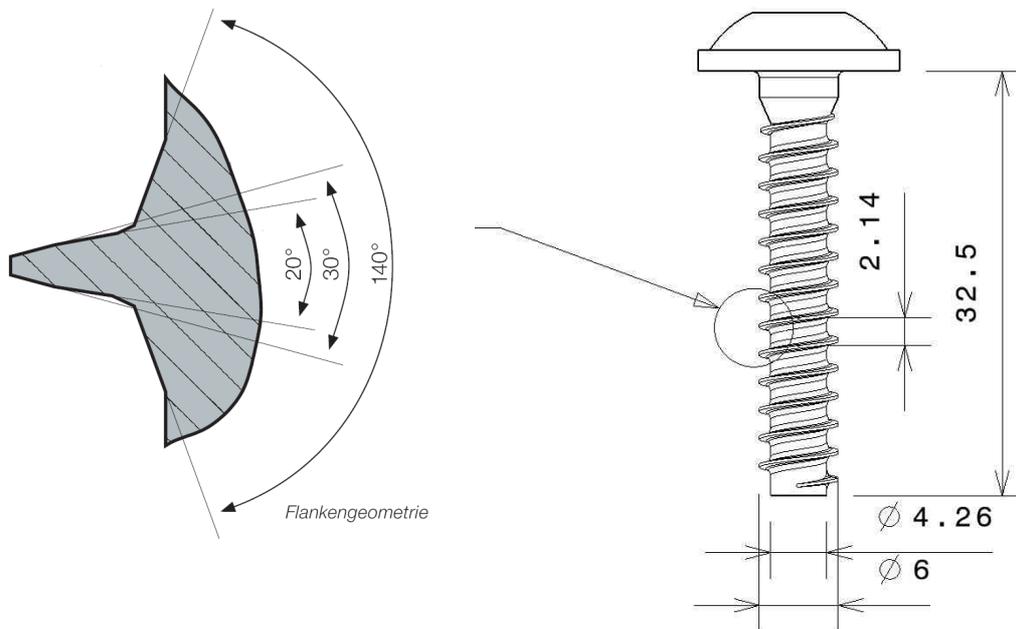


Abb. 4.1: Rechts: EJOT Delta PT[®] 60 Schraube für Thermoplaste; links: Spezielle Flankengeometrie der Schraube [56]

4.2 Polymerwerkstofftubus

Die Untersuchungen der Vorspannkraftrelaxation werden an spritzgegossenen Tuben aus kurzglasfaserverstärktem teilkristallinen Polymerwerkstoff Polyamid PA6-GF30 (Ultramid[®] B3WG6, BASF AG) und Polypropylen PP-GF30 (Hostacom[®] G3 R11, Fasern mit Oberflächenschichtung zur chemischen Kopplung, Fa. Basell) durchgeführt. Um Lunker in dem spritzgegossenen Tubus zu vermeiden, wird die Verarbeitung mit schnellem Einspritzen und relativ langer Zykluszeit durchgeführt.

Die Verarbeitungsparameter sind:

- Masstemperatur PA6-GF30: 280 °C
- Masstemperatur PP-GF30: 245 °C
- Volumengeschwindigkeit: 130 cm³/s
- Einspritzdruck 1200 bar
- Nachdruck 900 bar
- Werkzeugtemperatur 60 °C
- Zykluszeit: 60 s

Die Materialeigenschaften nach Herstellerangaben sind in Tabelle 4.1 aufgeführt [57, 58, 59].

Tabelle 4.1: Materialkennwerte der verwendeten Werkstoffe für den Polymerwerkstofftubus

Eigenschaften	Einheit	PA6-GF30 Ultramid® B3WG6		PP-GF30 Hostacom® G3 R11
		tr.	lf.	
Zug-Modul	N/mm ²	9500	6200	6500
Streckspannung	N/mm ²	*	*	*
Streckdehnung	%	*	*	*
Bruchspannung	N/mm ²	185	115	88
Bruchdehnung	%	3,5	8	3
Zug-Kriechmodul (1 h, parallel)	N/mm ²	*	-	5000
Zug-Kriechmodul (1000 h, 10 N/mm ² , parallel)	N/mm ²	*	4490	3200
Schmelztemperatur (10 °C/min)	°C	220	220	165
Glasübergangstemperatur (10 °C/min)	°C	55	10	5
Formbeständigkeitstemperatur (ISO 75-1/-2, 1,80 N/mm ²)	°C	210	*	140
Längenausdehnungskoeffizient (längs)	1E-6/ °C	22,5	*	36,6
Längenausdehnungskoeffizient (quer)	1E-6/ °C	65	*	83,1
Wasseraufnahme	Gew.-%	6,6	*	<0,10
Feuchtigkeitsaufnahme	Gew.-%	2,1	*	-
Verarbeitungsschwindigkeit (parallel)	%	0,25	*	0,3
Verarbeitungsschwindigkeit (senkrecht)	%	0,7	*	1,0
Dichte	g/cm ³	1,36	-	1,14

* nicht relevant; keine Angabe

Polyamid ist ein teilkristalliner Polymerwerkstoff. Der Kristallitanteil liegt im Gleichgewichtszustand bei 30 – 40 % [60]. Der Werkstoff zeichnet sich durch hohe Festigkeit, Steifigkeit und thermische Beständigkeit aus und hat darüber hinaus eine hohe Zähigkeit bei tiefen Temperaturen und ausreichendem Wassergehalt, ist verschleißfest und vielseitig einsetzbar. Im Rahmen der Arbeit wird ein kurzglasfaserverstärktes Polyamid (PA 6) mit einem Glasfasergehalt von 30 Gew.-%, Ultramid® B3WG6

(BASF AG) untersucht. Auf Grund seiner guten mechanischen Eigenschaften wird dieser Werkstoff für anspruchsvolle Anwendungen im technischen Bereich eingesetzt.

Polyamid ist ein polarer Polymerwerkstoff, der Luftfeuchtigkeit aufnimmt. Die eindiffundierten Wassermoleküle treten in eine physikalische Wechselwirkung und lockern die vorhandenen Wasserstoffbrückenbindungen, indem sie mit den Säure-Amid Gruppen selbst Wasserstoffbrücken bilden. Dieser Vorgang hat zwei Effekte: Erstens nimmt das Volumen mit der Wasseraufnahme zu; es handelt sich hierbei um die sogenannte „Quellung“. Zweitens wird die ursprüngliche Bindungskraft zwischen den Molekülen reduziert, wodurch die mechanischen Eigenschaften wie Festigkeit und Elastizitätsmodul abnehmen und die Bruchdehnung und Zähigkeit zunehmen [61].

Der Wassergehalt des Polymerwerkstofftubus aus PA6-GF30 liegt nach dem Spritzgießen i.A. unterhalb von 0,1 Gew.-% [58]. Nach der Anlieferung wird der Polymerwerkstofftubus unter Laborbedingungen (23 °C, rel. Feuchte ca. 30 %) für 30 Tage gelagert. Es stellt sich hierbei ein Wassergehalt insgesamt von 1,2 % ein (Wassergehaltsbestimmung nach ISO 62). Dieser Feuchtigkeitsgehalt entspricht einem Erfahrungswert vom Ultramid® B mit 30 % GF in einem Werkstattraum [62]. Die Feuchtverteilung über Wandstärke wird nicht untersucht.

Polypropylen (PP) ist ebenfalls ein teilkristalliner Polymerwerkstoff mit einem Kristallitanteil von 60 – 70 % [59]. Die thermischen Einsatzgrenzen von PP liegen unter jenen von PA. Glasfaserverstärktes PP wird wegen seiner günstigen mechanischen und thermischen Eigenschaften z. B. für Motorraumteile im PKW verwandt. Ein weiterer Vorteil von PP-GF30 ist, dass der Werkstoff kostengünstiger als PA6-GF30 ist.

Herstellung der Tuben

Für die Untersuchungen werden in einem Einfachwerkzeug Tuben aus o.g. Materialien spritzgegossen. Der Angusspunkt liegt mittig am Tubusboden (Zentralanspritzung). Beim Spritzgießen mit diesem Werkzeug stellt sich in der Regel eine zur Tubuswand symmetrische Faserorientierung ein.

Um beim Druckversuch eine eindeutige Auflagefläche des Tubus zu erhalten, wird dieser im Kopf- und Fußbereich planparallel abgedreht (Abb. 4.2).

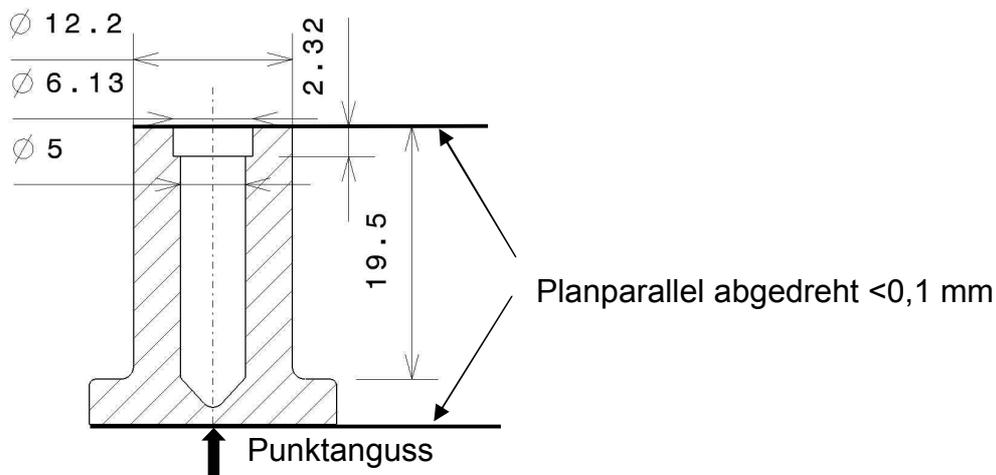


Abb. 4.2: Polymerwerkstofftubus mit zentralem Anguss, Entformungsschräge $<1^\circ$

4.2.1 Ermittlung der Tubuseigenschaften

Die Faserorientierung bestimmt die Steifigkeit des Tubus. Die Orientierung einer Faser im Raum wird eindeutig durch zwei Winkel angegeben. Die zylindrische Faser (Durchmesser ca. $20 \mu\text{m}$) stellt in der Schnittebene eine Ellipse dar. Aus der Hauptrichtung der Achsen können die zwei Raumwinkel α und β bestimmt werden. Der Raumwinkel ergibt sich aus dem Verhältnis der Hauptachsen a und b der Schnittellipse (Abb. 4.3).

$$b = \arccos\left(\frac{a}{b}\right) \quad \text{Gl. 4.1}$$

Die Orientierung einer einzelnen Faser kann durch einen Vektor beschrieben werden (Winkeldefinition in Abb. 4.3):

$$\vec{C} = |C| \begin{pmatrix} \cos a \sin b \\ \sin a \cos b \\ \cos b \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 4.2}$$

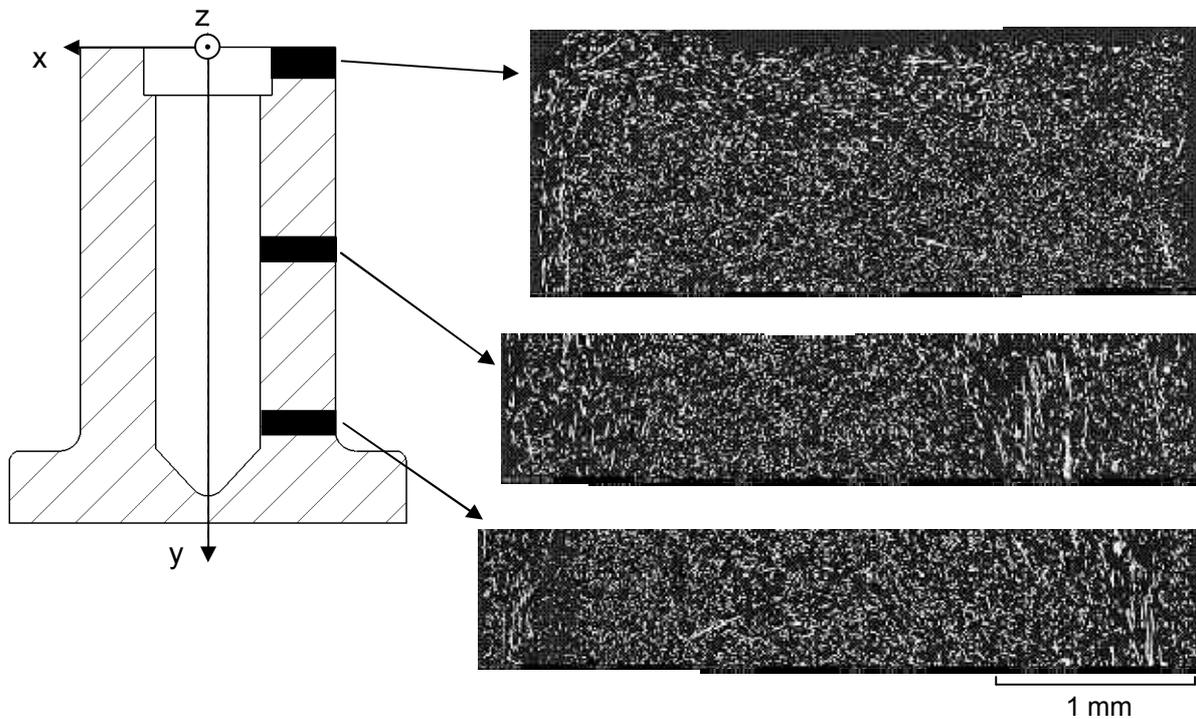


Abb. 4.4: REM Aufnahme, Schnitt durch xy-Ebene (Tubus aus PA6-GF30)

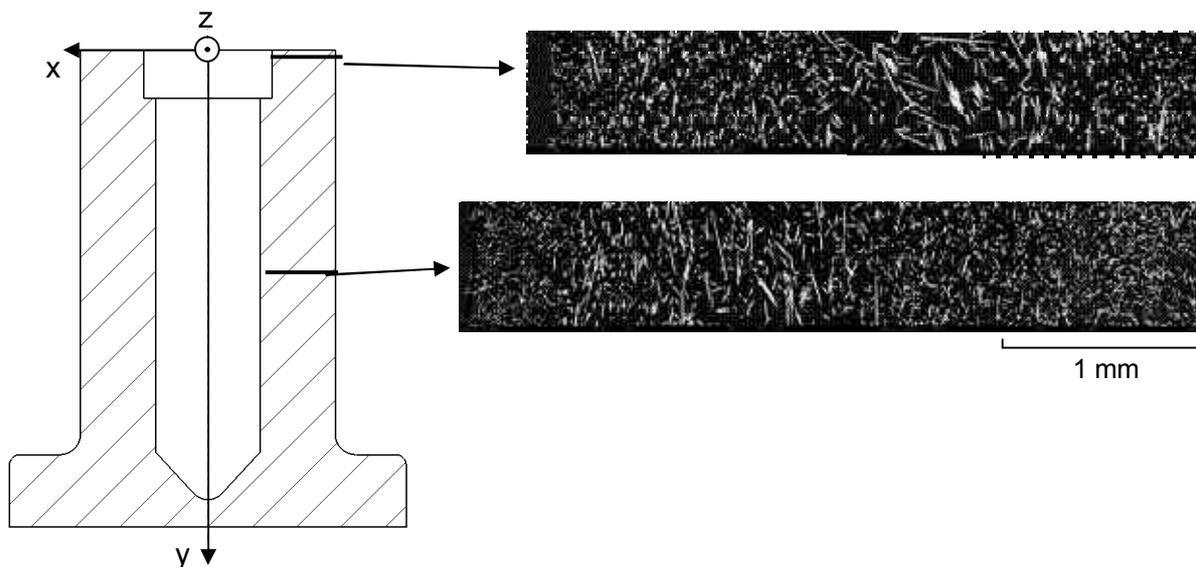


Abb. 4.5: REM Aufnahme, Schnitt durch xz-Ebene (Tubus aus PA6-GF30)
(Schliffbilder rechter Rand: Tubusaußenseite; linker Rand: Schraubenloch)

Nachfolgend wird auf die Berechnung der Faserorientierung mittels Moldflow eingegangen. In der oberen Zone liegen wirr orientierte Kurzglasfasern bis auf eine Tiefe von 2 mm unter dem Tubuskopf vor. Hier endet die Strömung der Schmelze im Formnest. Die beim Formfüllvorgang entstehende Verwirbelung der Fasern führt zu einer wirren Faserorientierung, die nicht mehr so regelmäßig wie in der laminaren

Strömung im zylindrischen Bereich des Tubus auftritt. Im Gegensatz dazu sind die Fasern in der Mitte des Tubus (Abb. 4.4) in Fließrichtung ausgerichtet, allerdings nur in der Randschicht, denn die Schmelze berührt die kalte Oberfläche des Formnests und wird dadurch in der Randzone schnell abgekühlt. Hier liegt ein großes Schergefälle gegenüber der Mitte der Wandstärke vor. Die Strömung, die in Richtung des Tubusfußbereiches eintritt, wird aufgrund der Fließraumvergrößerung quer zur Fließrichtung gedehnt (Dehnströmung). Scherströmung und Dehnströmung sind verantwortlich für die typische Faserorientierung im Spritzgießprozess.

Abb. 4.5 zeigen deutlich die Faserorientierungen. Das Schliffbild im Zentrum eines Schnittes zeigt angeschnittene Fasern. Wie oben angesprochen, liegt an der inneren und äußeren Randzone eine große Anzahl von Fasern in Fließrichtung. Dies wird verursacht durch Scherströmungen beim Spritzgießprozess. Im Innern der gespritzten Polymerwerkstoffschicht dagegen sind die Fasern aufgrund der Dehnströmung senkrecht zur Fließrichtung ausgerichtet (vgl. auch Abb. 5.3).

Im Schliffbild (Abb. 4.4 und 4.5) erscheint die Anzahl der Schnitte quer zur Faserachse größer als längs zur Faserachse nicht nur allein aufgrund der Faserorientierung, sondern wegen der unterschiedlichen Wahrscheinlichkeit des Anschnitts der Fasern im Verbund. Fasern, die senkrecht zur Betrachtungsebene stehen, werden mit einer größeren Wahrscheinlichkeit angeschnitten als Fasern parallel bzw. quer zur Anschnittebene. In der Literatur werden solche Unterschiede über einen geometrischen Faktor berücksichtigt. Bei den Berechnungen werden als Eingangswerte mittlere Faserlängen und deren Durchmesser benötigt. Generell ist für die experimentellen Untersuchungen der Schnittwinkel von großer Bedeutung. Für eine genaue Auswertung der Faserorientierung durch die Bildanalyse sind große Schnittwinkel vorteilhaft [63]. Allerdings wird für jede lokale Stelle des Bauteils eine Auswertung mittels Schliffbild benötigt. Die Verfahren sind jedoch nicht geeignet, wenn die komplette lokale Steifigkeit des Bauteils beschrieben werden muss.

Kurzglasfaserverstärkte Polymerwerkstoffe haben unterschiedliche mechanische und thermische Eigenschaften parallel und quer zur Faservorzugsrichtung [64]. Die Ausrichtung der Fasern beim Spritzgießprozess bewirkt, dass die Werkstoffeigenschaften im Bauteil (Steifigkeit, Wärmeausdehnung) richtungsabhängig, d.h. anisotrop sind und von Lage und Länge der Fasern im Bauteil abhängen.

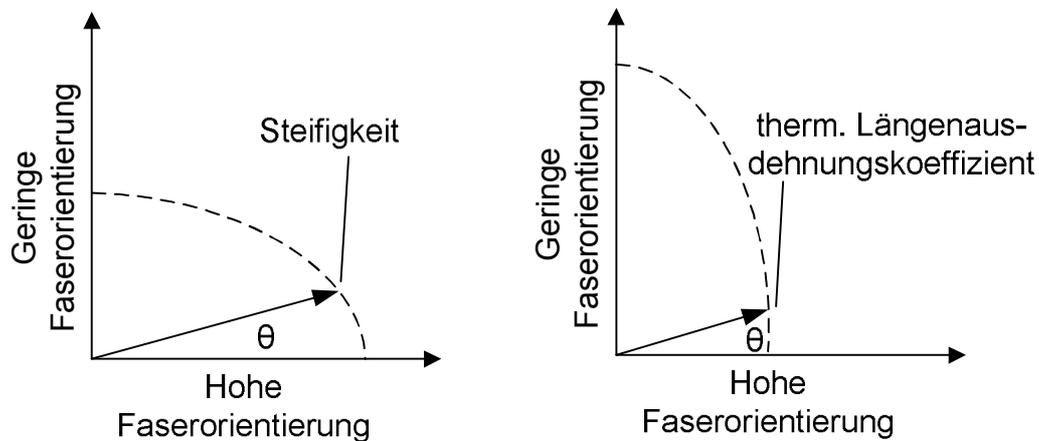


Abb. 4.6: Abhängigkeit der Steifigkeit und des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten von der Messrichtung θ für kurzfaserverstärkte Kunststoffe [65]

Der zentral angespritzte Tubus weist anisotrope und entlang der Längsachse inhomogene Eigenschaften von Steifigkeit und Wärmeausdehnung auf.

Es werden mit Hilfe optischer Messverfahren die Werkstoffparameter direkt am Tubus lokal ermittelt.

Materialmodell

Für eine zutreffende Beschreibung des zeit-, temperatur- und belastungsabhängigen Verhaltens des Tubuswerkstoffs für die FE-Berechnung der Direktverschraubung wird ein um ein plastisches Element erweitertes Burgermodell gewählt (Abb. 4.7) und von einem viskoelastisch-plastischen Materialverhalten ausgegangen. Das Modell berücksichtigt die elastische, plastische und die Kriechdeformation. Zur lokalen Kennwertermittlung werden auf den Tubus unterschiedliche Belastungsformen aufgebracht und die Dehnung lokal ermittelt. Wenn nicht anders erwähnt, wird die Deformationsanalyse mittels DIC durchgeführt.

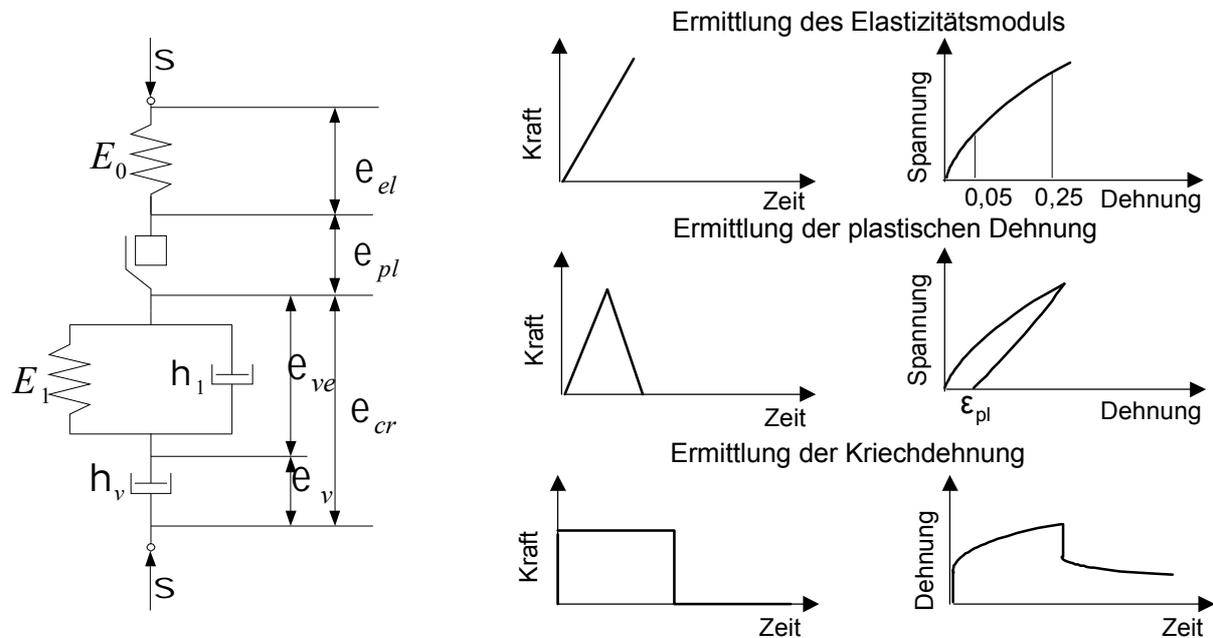


Abb. 4.7: Materialmodell, Beanspruchungsarten und schematische Darstellung des erwarteten Materialverhaltens bei Be- und Entlastung des Tubus

Nach der klassischen technischen Mechanik kann die Verformung der Polymerwerkstoffe in vier Verformungsanteile unterteilt werden [66]:

ϵ_{el} : Elastische Dehnung, zeitunabhängig, reversibel

ϵ_{pl} : Plastische Dehnung, zeitunabhängig, irreversibel

ϵ_{ve} : Viskoelastische Dehnung, zeitabhängig, reversibel

ϵ_v : Viskose Dehnung, zeitabhängig, irreversibel

Die Untersuchungen des Deformationsverhaltens des Tubus bei axialer Druckbelastung erfolgen bei Raumtemperatur. Zur Charakterisierung des mechanischen Verhaltens des Tubus werden folgende Untersuchungen in Achsrichtung des Tubus durchgeführt:

- Druckversuche in Achsrichtung des Tubus bei zügiger und zyklischer Belastung (RT)
- Kriechversuche in Achsrichtung (RT)
- Ermittlung der Wärmeausdehnung (RT bis 100 °C)

4.2.1.1 Steifigkeit des Tubus

Zur Ermittlung der lokalen Steifigkeit des Tubus werden zügige Druckversuche bei RT durchgeführt. Als optisches Messverfahren wird das ESPI-Verfahren eingesetzt.

Generell sind ESPI und DIC für die Druckversuche geeignet, aber für die Messung auf einem 20 x 20 mm großen Messfeld bietet ESPI eine höhere Ortsauflösung und Dehnungsgenauigkeit. Dies ist wichtig für die genaue Ermittlung der Verformung für die Bereiche, in denen die Steifigkeit sich stark ändert, z.B. im Bereich der Entlastungszone.

Basierend auf den versuchsbegleitenden ESPI-Untersuchungen wird der Tubus entlang seiner Längsachse in 3 – 5 Zonen ähnlicher Steifigkeit eingeteilt. Basierend hierauf werden synthetische σ - ε -Diagramme erstellt. Für die FE-Berechnung wird dem σ - ε -Diagramm ein abschnittsweise elastisches Verhalten zugrunde gelegt.

Die Vorspannkraft der Direktverschraubung verursacht Druckbeanspruchungen im Tubus im Bereich von Tubusstirnfläche bis auf die Höhe der Einschraubtiefe. Um zutreffende Messwerte zu erhalten, muss beim Druckversuch am Tubus folgendes vermieden werden:

- ungleichmäßige Kraffteinleitung in den Probekörper
- Behinderung der Querdehnung aufgrund der Reibung zwischen Druckvorrichtung und Polymerwerkstofftubus

Es wird ein im Vergleich zum genormten Druckversuch an Polymerwerkstoffen (DIN EN ISO 604) modifizierter Versuchsaufbau verwandt. Eine momentenfreie Belastung des Tubus wird durch die Kraffteinleitung über eine Stahlkugel erreicht, die sich zwischen Tubus und oberem Querhaupt befindet. Die Querdehnungsbehinderung wird vermieden, indem die Tuben Stirn an Stirn zur Auflage kommen. Basierend auf lokalen Dehnungsmessungen werden die lokalen Spannungs-Dehnungs-Diagramme ermittelt und die E-Moduln im Dehnungsbereich von 0,05 bis 0,25 % errechnet. Abb. 4.8 links zeigt den Versuchsaufbau.

Um im Druckversuch eine homogene Druckverteilung an der Stirnfläche des Tubus zu erzielen, wird der Tubus, wie angesprochen, zuvor mit geringer Zerspannungstiefe (<0,1 mm) abgedreht (Abb. 4.2).

Mit diesem Versuchsaufbau können die Bauteileigenschaften ab Tubuskopf (0 mm) bis Tubusfuß (20 mm) genau erfasst werden.

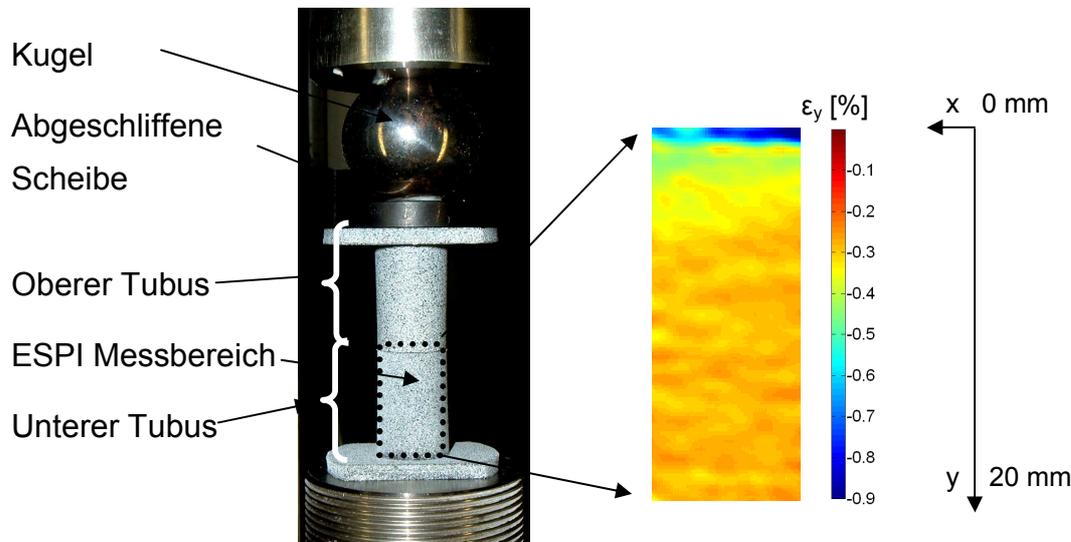


Abb. 4.8: Links: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Drucksteifigkeit des Tubus aus PA6-GF30 trocken; rechts: Verformungsbild der ESPI Messung (1,5 kN, RT, $v = 0,04$ mm/min)

Die Druckbelastung bei RT wird mit einer Querhauptgeschwindigkeit von 0,04 mm/min bis zu einer mittleren Stauchung des Tubus auf ca. 0,3 % aufgebracht. Die geringe Stauchung stellt sicher, dass die Verformung des Tubus im quasi linear-viskoelastischen Bereich bleibt. Zur Absicherung der Messergebnisse werden an einem Tubus Messungen im - vom Betrachter aus gesehen - vorderen und hinteren Bereich durchgeführt.

Die lokalen Deformationen in Umfangs- und Längsrichtung werden mittels ESPI ermittelt, und die integralen Dehnungen werden bei einer stufenweisen Erhöhung der Belastung von jeweils 200 N ermittelt.

Die Dehnung in y-Richtung, die die Basis für Spannungs-Dehnungs-Diagramme ist, erfolgt durch Mittelwertbildung der Dehnungswerte des vorderen und hinteren Bereichs des Tubus für jeden Wert mit den gleichen y-Koordinaten (Abb. 4.8).

In x-Richtung liegen in einem Bildausschnitt ca. 180 Datenpunkte vor, d.h. die Dehnung in x-Richtung wird aus 180 Messpunkten ermittelt. Daher kann davon ausgegangen werden, dass statistisch gesehen die Genauigkeit der Auswertung hoch ist.

Lokale Steifigkeit des Tubus aus Polyamid PA6-GF30 (trocken)

Zuerst werden die lokalen Steifigkeiten des trockenen Polymerwerkstofftubus ermittelt.

Abb. 4.9 links zeigt die Verformung des Tubus in y-Richtung bei unterschiedlichen Druckbelastungen. Aufgrund der Faserorientierung sind unterschiedliche lokale Dehnungen entlang der Tubuslängsachse zu erwarten. Ab Messlänge 0 mm bis 2 mm nimmt die Dehnung in y-Richtung stark ab, da sich der Faserorientierungsgrad in diesem 2 mm großen Bereich mit hoher Stauchung durch den Einspritzvorgang stark verändert (Abb. 4.4). Von 2 mm bis 10 mm nimmt die Dehnung leicht ab, oberhalb 10 mm liegt eine lineare Veränderung derselben vor. Abb. 4.9 rechts zeigt die berechnete lokale Spannungs-Dehnungskurve in Abhängigkeit von der Messlänge. Vom Beginn des Versuchs bis zum Stauchungsbereich ($\epsilon = 0,05\%$ bis $0,25\%$) wird der E-Modul ausgewertet. Es ist deutlich zu erkennen, dass in der Mitte und im oberen Bereich des Tubus die Werte relativ höher sind als im unteren Bereich. Weiterhin zeigt sich, dass der maximale E-Modul (7.400 N/mm^2) bei Druckbelastung bei einer Messlänge von 12 mm bis 16 mm liegt, der kleinste E-Modul mit 4.050 N/mm^2 direkt unter der Tubusstirnfläche bei einer Messlänge von 0,5 mm. Der Quotient zwischen maximalem und minimalem Wert des E-Moduls beträgt 1,83.

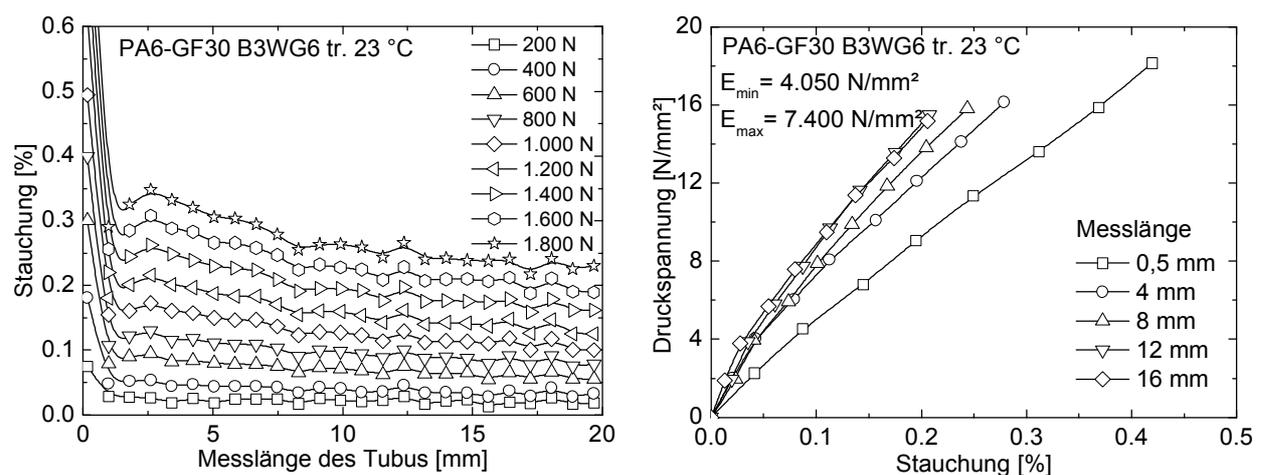


Abb. 4.9: Tubus aus PA6-GF30 trocken, links: lokale Dehnung; rechts: Spannungs-Dehnungsdiagramme ($v = 0,04\text{ mm/min}$)

Lokale Steifigkeit des Tubus aus Polyamid PA6-GF30 (Wassergehalt 1,2 %)

Unter Laborbedingungen nimmt der frisch gespritzte Tubus Wasser auf, der Tubus mit 1,2 % Wassergehalt wird im Direktverschraubungsversuch eingesetzt.

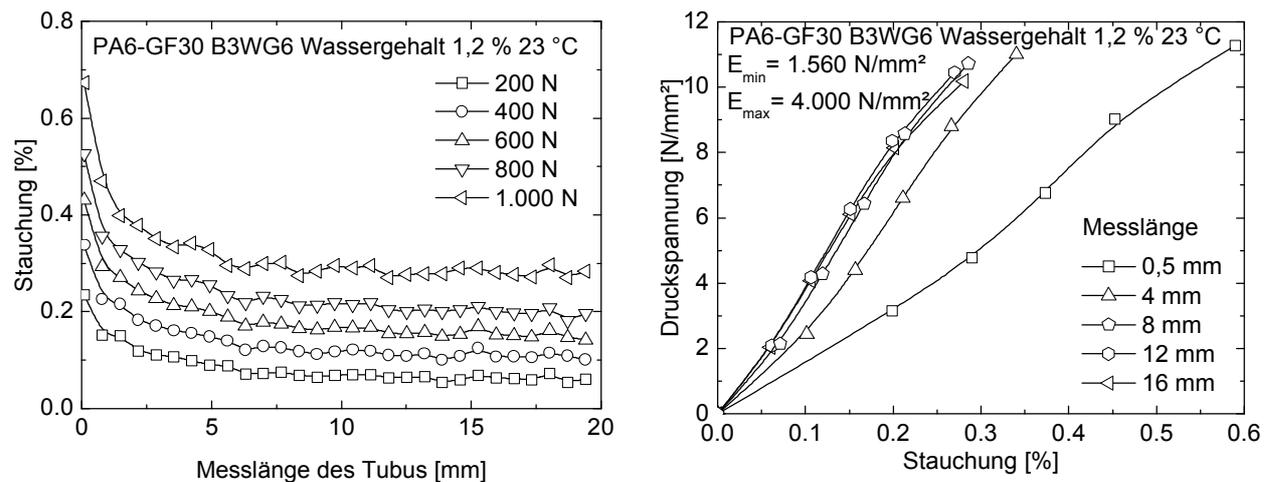


Abb. 4.10: Tubus aus PA6-GF30 mit 1,2 % Wassergehalt, links: lokale Dehnung; rechts: Spannungs-Dehnungsdiagramme ($\nu = 0,04 \text{ mm/min}$)

Die Steifigkeit des Tubus mit 1,2 % Wassergehalt ist deutlich niedriger als beim trockenen Tubus. Allerdings ist der Steifigkeitsverlauf entlang der Tubuslängsachse bei beiden Wassergehalten ähnlich. Abb. 4.10 links zeigt die Verformung des Tubus in y-Richtung. Die Verformung des feuchten Tubus bei einer Belastung von 10 N/mm^2 liegt in der Tubusmitte bei ca. 0,31 %, während die Verformung des trockenen Tubus nur 0,15 % beträgt. Abb. 4.10 rechts zeigt die Spannungs-Dehnungskurven für verschiedene Messlängen. Die Auswertung zeigt, dass der maximale E-Modul 4.000 N/mm^2 bei einer Messlänge von 12 bis 16 mm beträgt. Der kleinste E-Modul liegt im Bereich der Tubusstirnfläche bei einer Messlänge von 0,5 mm und beträgt 1.560 N/mm^2 . Der Quotient von max. und min. Werten beträgt 2,56.

Die o.g. Beobachtung ist damit zu erklären, dass in der Randschicht der Wassergehalt größer als der Mittelwert mit 1,2 % und in der Kernschicht deutlich niedriger ist [67].

Lokale Steifigkeit des Tubus aus Polyamid PA6-GF30 (nach Warmlagerung)

Der Wassergehalt des Tubus reduziert sich von 1,2 % auf 0,3 % bei der Lagerung im Temperaturschrank (Umluft) bei 100 °C für 72 Stunden. Bei der Warmlagerung tritt eine Nachkristallisation der amorphen Anteile auf [60]. Die beiden Zustandsänderungen, Wassergehaltsabnahme und Nachkristallisation, führen zu einer Steifigkeitszunahme.

Die wärmebehandelten Tuben aus PA6-GF30 mit 0,3 % Wassergehalt werden ebenfalls bei Druckbelastung untersucht. Abb. 4.11 links zeigt die Dehnung des Tubus in y-Richtung bei Druckbelastung. Die Dehnung bei einer Belastung von 10 N/mm² in der Mitte der Messlänge am Tubus liegt bei ca. 0,19 %, während die Dehnung des trockenen Tubus nur 0,15 % beträgt.

Abb. 4.11 rechts zeigt die Spannungs-Dehnungskurve als Funktion der Messlänge am Tubus. Der maximale E-Modul von 5.800 N/mm² liegt bei einer Messlänge von 12-16 mm. Der geringste E-Modul von 1.740 N/mm² liegt direkt unter der Tubusstirnfläche bei einer Messlänge von 0,5 mm. Der Quotient von max. und min. Werten beträgt 3,33.

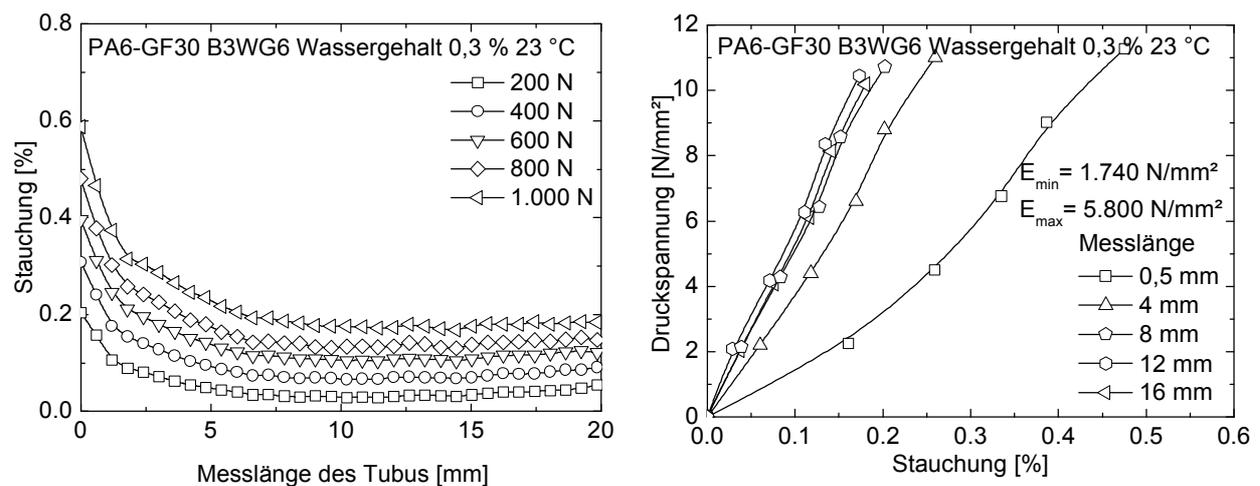


Abb. 4.11: Tubus aus PA6-GF30 mit 0,3 % Wassergehalt (100 °C, 72 h Warmlagerung), links: lokale Dehnung; rechts: Spannungs-Dehnungsdiagramme ($\nu = 0,04 \text{ mm/min}$)

Abb. 4.12 zeigt die Gegenüberstellung der E-Moduln von verschiedenen Tubuszuständen. Der Einfluss des Wassergehalts ist deutlich zu erkennen.

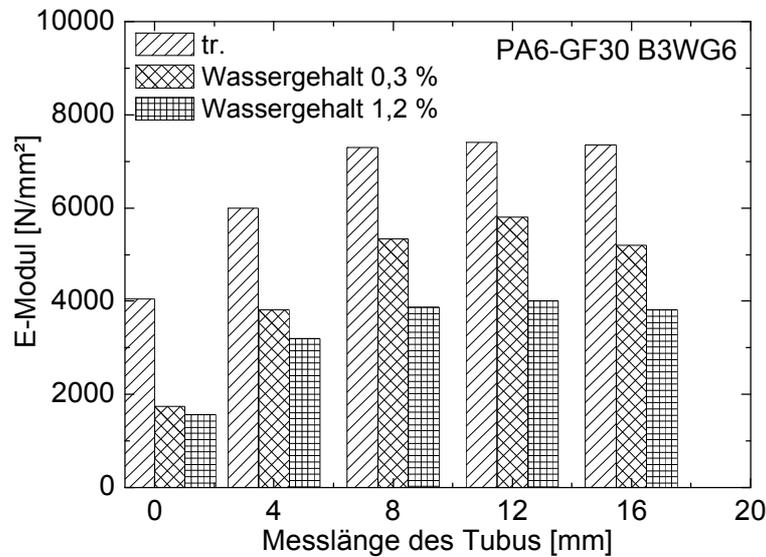


Abb. 4.12: Vergleich E-Modul verschiedener Tubuszustände PA-GF30 (RT) bei verschiedenen Messlängen des Tubus

Lokale Steifigkeit des Tubus aus Polypropylen PP-GF30

Die Tuben aus PP-GF30 werden ohne weitere Vorbehandlung untersucht. Diese zeigen einen ähnlichen Steifigkeitsverlauf entlang der Tubuslängsachse wie jene aus PA6-GF30. Abb. 4.13 links zeigt die Dehnung des Tubus in y-Richtung unter Druckbelastung. Bei einer Messlänge des Tubus von 0 bis 2 mm nimmt die Dehnung in y-Richtung stark ab, da der Faserorientierungsgrad in diesem 2 mm-Bereich sich stark verändert. Im Bereich von 2 mm bis 10 mm nehmen die Dehnungen leicht ab, von 10 mm bis zum Ende des Tubus sind diese nahezu gleich.

Abb. 4.13 rechts zeigt die auf Basis der lokalen Dehnungsmessungen ermittelten Spannungs-Dehnungsdiagramme für verschiedene Messlängen des Tubus. Diese zeigen, dass ein maximaler E-Modul von 3.100 N/mm^2 bei der Messlänge des Tubus von 12 mm bis 16 mm vorliegt. Der kleinste E-Modul von 1.500 N/mm^2 liegt direkt an der Tubusstirnfläche bei einer Messlänge von 0,5 mm. Der Quotient von max. und min. Werten beträgt 1,83.

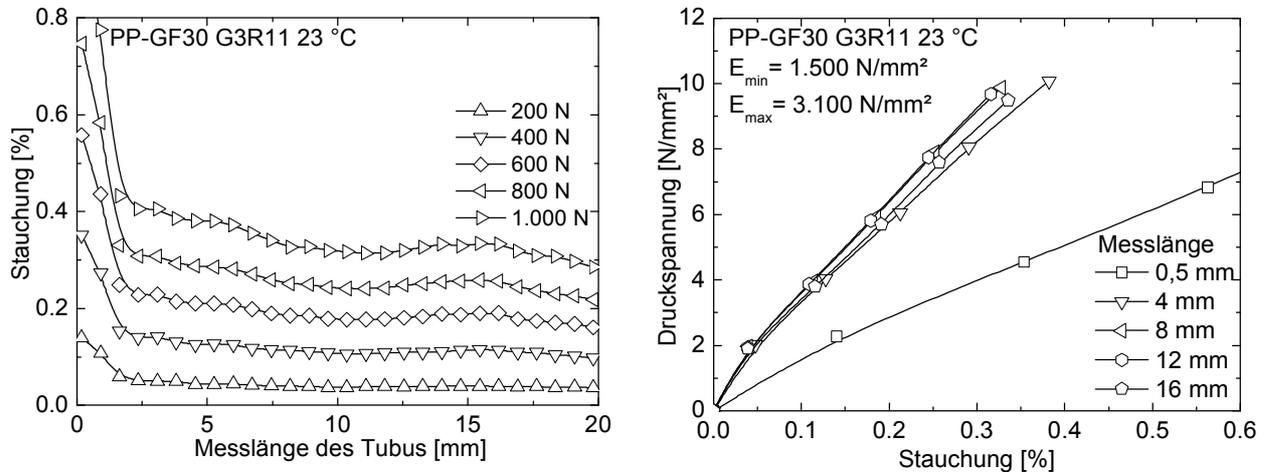


Abb. 4.13: Tubus aus PP-GF30, links: lokale Dehnung; rechts: Spannungs-Dehnungsdiagramme ($v = 0,04 \text{ mm/min}$)

Lokale Steifigkeit des Tubus aus Polypropylen PP-GF30 (nach Warmlagerung)

Der Referenztube aus PP-GF30 wird ebenfalls bei 100 °C über 72 h gelagert. Hierbei kann durch Nachkristallisation eine Steifigkeitsveränderung von PP auftreten. Die PP-Kristalle sind steifer als die amorphen Bereiche zwischen den Kristalliten. Abb. 4.14 zeigt, dass der E-Modul zwischen 2.000 und 3.800 N/mm² liegt.

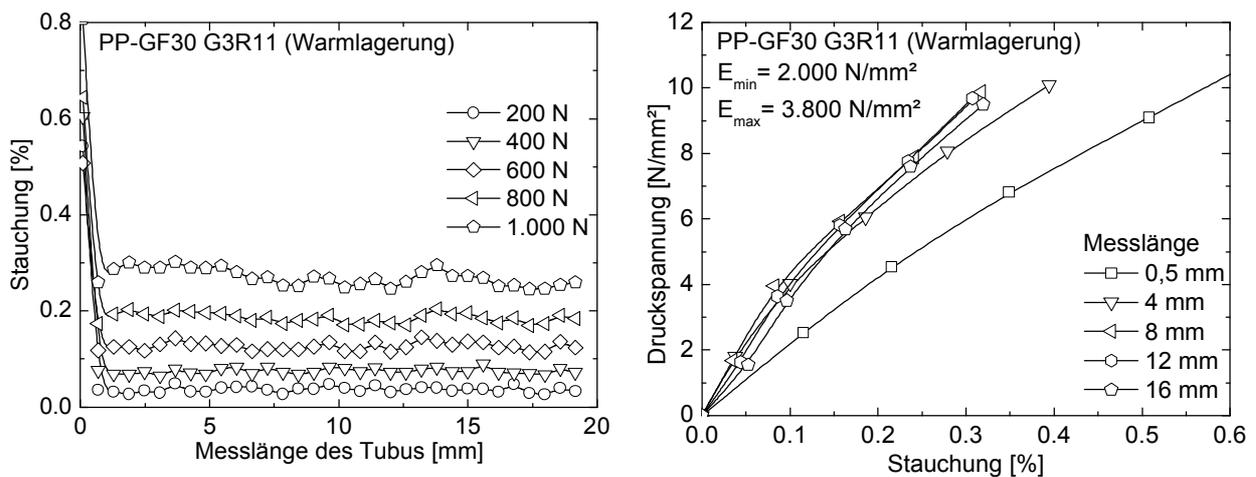


Abb. 4.14: Tubus aus PP-GF30 (100 °C, 72 h Warmlagerung), links: lokale Dehnung; rechts: Spannungs-Dehnungsdiagramme ($v = 0,04 \text{ mm/min}$)

Abb. 4.15 zeigt die Gegenüberstellung des E-Moduls bei verschiedenen Tubuszuständen.

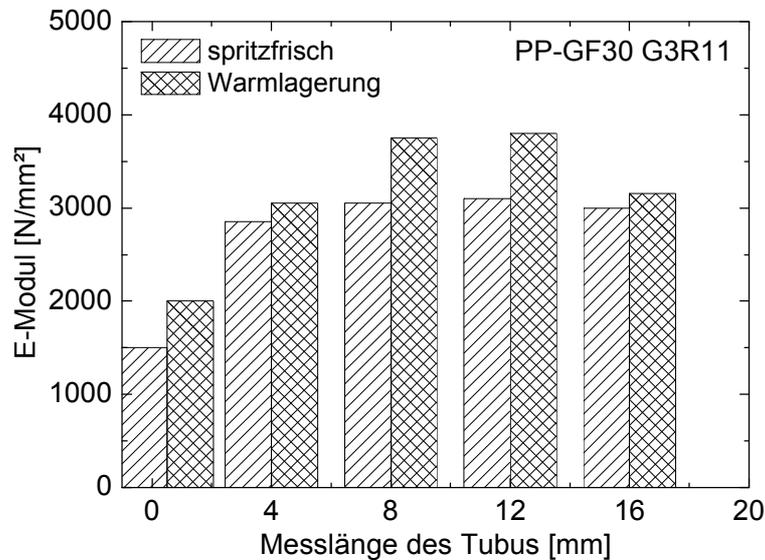


Abb. 4.15: Vergleich E-Modul verschiedener Tubuszustände PP-GF30 (RT) bei verschiedenen Messlängen des Tubus

4.2.1.2 Thermische Kennwerte

Mittels DIC wird die Oberflächendeformation des Tubus bei rein thermischer Belastung bestimmt. Hieraus kann die Wärmeausdehnung in Axial- und Umfangsrichtung bei verschiedenen Temperaturen ermittelt werden.

Die Erfahrung zeigt, dass ein mehrmaliges Durchlaufen eines Temperaturzyklus [68] es gestattet, die Effekte von Schrumpfen, Verzug und Wassergehaltsveränderung von der reinen Wärmeausdehnung zu trennen, da die zuvor genannten Effekte dominierend nur im ersten Temperaturzyklus auftreten. Im Experiment wird die Temperatur stufenweise erhöht und der Vorgang zweimal durchlaufen (Abb. 4.16).

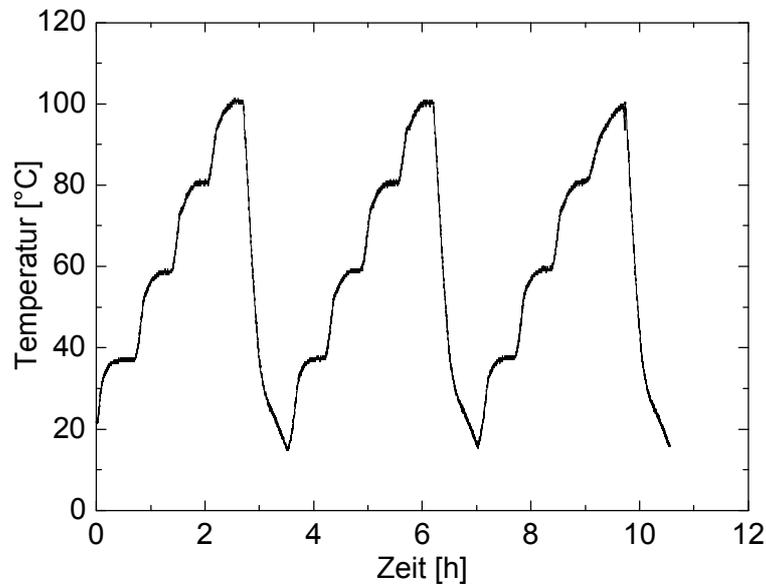


Abb. 4.16: Temperaturverlauf während Messung der Wärmeausdehnung der Tuben aus PA6-GF30 und PP-GF30

Bei dieser Untersuchung kann neben der Wärmeausdehnung der Einfluss des Wassergehalts und ggf. der Gefügeveränderung auf die Längenänderung des Tubus ermittelt werden.

Kurzfaserverstärkte Thermoplaste haben in Faservorzugsrichtung (s. Schliffbild, Abb. 4.4) eine geringere Wärmeausdehnung als unverstärkte Thermoplaste [62]. Die Wärmeausdehnung ist, wie oben erwähnt, wie die Steifigkeit des Tubus anisotrop.

Für die Ermittlung der lokalen Wärmeausdehnung wird der Tubus in Längsrichtung durchgetrennt und anschließend die Schnittfläche poliert. Damit kann das an der Schnittfläche endende Material vermessen werden. Bei der Messung wird der Tubus in einem steuerbaren Temperaturofen senkrecht aufgestellt. Die Dehnung wird mittels DIC bestimmt. Die Auswertung erfolgt durch Mittelwertbildung der letzten zwei Messungen und wird nachfolgend im Detail beschrieben:

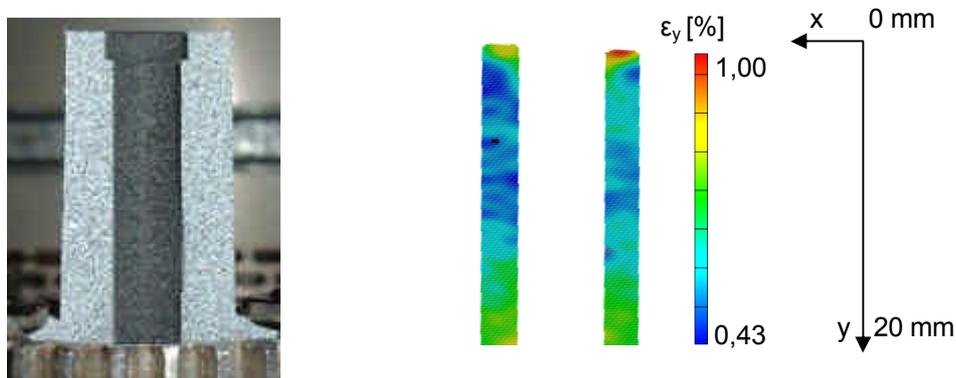


Abb. 4.17: Links: aufgeschnittener Tubus; rechts: lokale, freie Wärmeausdehnung, gemessen an der Schnittfläche des Tubus, PA6-GF30 (Wassergehalt 1,2 %, 100 °C), Wärmeausdehnungsverlauf entlang einer mittleren Schnittlinie durch den Tubus

Es werden für die Koordinaten bei einer Facettengröße von 21 Pixeln die Dehnungswerte jeder Facette des Messbereichs berechnet, und mittels Matlab[®] werden die Messwerte der gleichen y-Koordinate gemittelt. Daraus entsteht für jeden Zustand eine gemittelte Kurve.

$$a = \Delta e_{th} / \Delta T$$

Gl. 4.3

Wärmeausdehnung des Tubus aus PA6-GF30

Wie der Vorspannkraftabbau der Direktverschraubung wird die Wärmeausdehnung des Tubus aus PA6-GF30 bei einem Anfangswassergehalt von 1,2 % ermittelt. Dieser Wert ist identisch mit jenem für den Vorspannkraftabbau der Direktverschraubungen.

Abb. 4.17 zeigt die lokale Wärmeausdehnung des Tubus von der Tubusstirnfläche bis zu 2 mm Messlänge, wo die Entlastungszone endet. An dieser Stelle liegt eine hohe Wärmeausdehnung vor. Demgegenüber ist die Wärmeausdehnung des Tubus im Bereich der Messlänge von 2 mm bis 12 mm nahezu konstant. Ab 12 mm Messlänge des Tubus bis zum Tubusfuß steigt die Wärmeausdehnung wieder an. Dieser Verlauf weist auf eine Änderung der Faserorientierung vom Anguss bis zum Tubuskopf hin.

Die Darstellung der Wärmeausdehnung (Abb. 4.18 links) für unterschiedliche Messlängen des Tubus in Abhängigkeit von der Temperatur zeigt, dass die Wärmeausdehnungen äquidistant für die verschiedenen Temperaturen verlaufen. Die Auswertung der fünf Stützpunkte zeigt, dass sich der Wärmeausdehnungskoeffizient des Tubus in y-Richtung im Temperaturbereich von RT bis 100 °C praktisch konstant

verhält. Eine durchgeführte DMA-Messung, z.B. an PA6-GF30 (luftfeucht) ergibt jedoch eine Nichtlinearität des Wärmeausdehnungskoeffizienten in z-Richtung einer Probe. Die Unterschiede der Messungen zwischen Tubus und DMA-Messung liegen darin, dass einerseits in der Tubuswand eine regellose Faserorientierung vorliegt und andererseits die gewählten Temperaturstufen der DIC-Messung wesentlich größer als die der DMA-Messung sind.

Der lokale Wärmeausdehnungskoeffizient des Tubus aus PA6-GF30 ist in Abb. 4.18 rechts dargestellt. Der maximale Wert in Tubuslängsrichtung liegt bei $1 \times 10^{-4} / \text{K}$ (Entlastungsbohrungsbereich) und ist deutlich höher als der Wert $6,5 \times 10^{-5} / \text{K}$ (quer zur Faserrichtung einer Probe) nach Herstellerangabe. Dies ist in der Glasfaserorientierung und auch in dem Glasfasergehalt entlang der Tubusachse begründet [33].

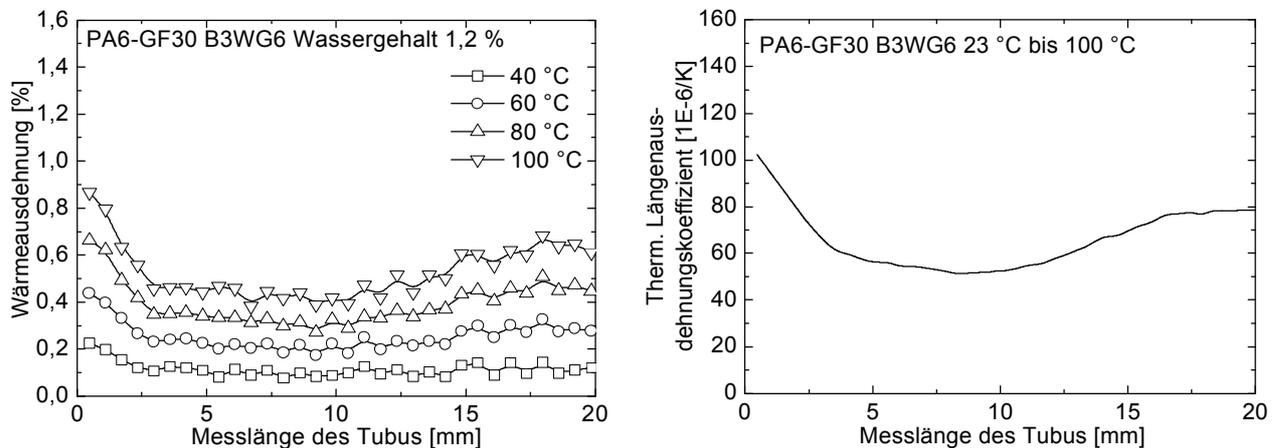


Abb. 4.18: Tubus aus PA6-GF30, links: Wärmeausdehnung; rechts: Wärmeausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von der Messlänge des Tubus in Richtung Tubuslängsachse (23 °C – 100 °C)

Wärmeausdehnung des Tubus aus PP-GF30

Beim Tubus aus PP-GF30 (Abb. 4.19) zeigt die Wärmeausdehnung über die Messlänge am Tubus einen ähnlichen Verlauf wie beim Tubus aus PA6-GF30. Ein Unterschied liegt allerdings im Bereich der Entlastungszone vor. In diesem Bereich ist der Verlauf der Wärmeausdehnung von PP-GF30 nicht so ausgeprägt wie bei PA6-GF30. Dieser Unterschied ist auf das Viskositätsverhalten der jeweiligen Polymerwerkstoffschmelze beim Spritzgießen zurückzuführen. PP-GF30 weist gegenüber PA6-GF30 eine höhere Viskosität auf. Dies beeinflusst die wandstärkenabhängige Faserorientierung in Fließrichtung [69].

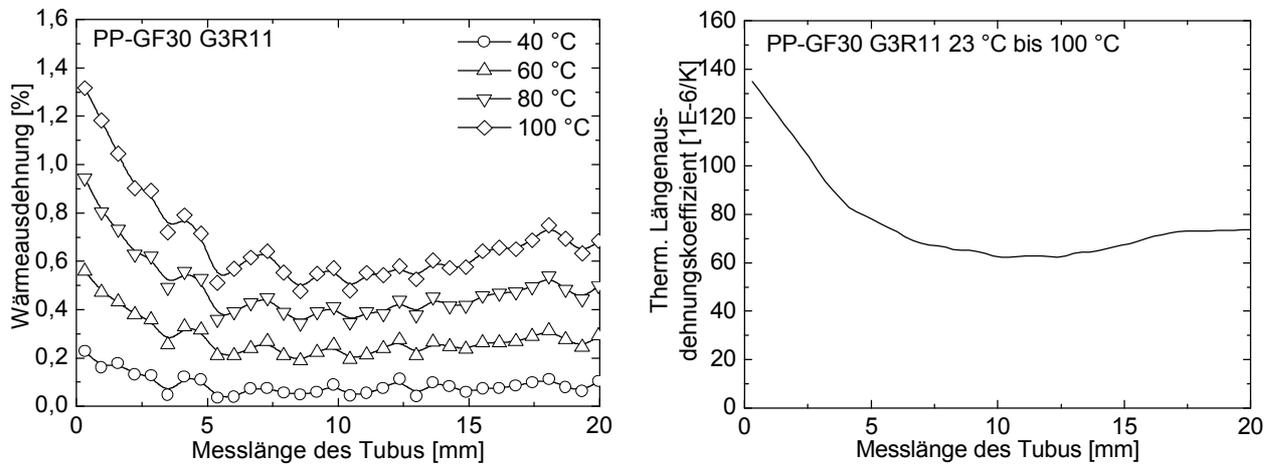


Abb. 4.19: Tubus aus PP-GF30, links: Wärmeausdehnung; rechts: Wärmeausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von der Messlänge des Tubus in Richtung Tubuslängsachse (23 °C – 100 °C)

4.2.1.3 Plastische Verformung

Das mechanische Verhalten von Polymerwerkstoffen wird stark von Temperatur, Prüfgeschwindigkeit und Belastungshöhe beeinflusst. Bei der Deformation treten elastische, viskoelastische, viskose und plastische Verformungsanteile auf. Die spannungsabhängige plastische Verformung wurde bislang wenig oder nicht untersucht, da bei Beanspruchung die Kriechdeformation dominiert.

Die für die FE-Analyse benötigte plastische Verformung kann nicht aus Spannungs-Dehnungskurven, wie es bei metallischen Werkstoffen der Fall ist, ermittelt werden, da nicht jeder Polymerwerkstoff eine ausgeprägte Streckgrenze aufweist.. Hier tritt die plastische Verformung schon häufig bei relativ niedrigen Spannungen auf [60].

Die Ermittlung der plastischen Verformung des Polymerwerkstofftubus erfolgt unter zügiger Druckbelastung mit anschließender sofortiger Entlastung. Die Messungen werden mittels DIC durchgeführt. Die Verformungsbilder werden zwei Minuten nach der Entlastung aufgenommen, so können die viskoelastischen Verformungsanteile während des Versuchs weitgehend zurückgestellt werden. Mit dieser Methode kann der plastische Verformungsanteil vom viskoelastischen Verformungsanteil getrennt werden.

In Abb. 4.20 ist die Abhängigkeit zwischen der plastischen Verformung und der Druckspannung nach der Entlastung dargestellt. Sowohl bei PA6-GF30 (1,2 % Was-

sergehalt) als auch bei PP-GF30 beginnt das Material ab ca. 2,5 N/mm² zu fließen. Im direkten Vergleich zwischen PA6-GF30 und PP-GF30 ist es zu erkennen, dass sich die plastische Dehnung von beiden Materialien linear verhält. Allerdings sind unterschiedliche Steigungen festzustellen. Ab 2,5 N/mm² bis 10 N/mm² hat der Tubus aus PA6-GF30 sogar eine höhere plastische Dehnung als den Tubus aus PP-GF30. Dies ist bedingt durch die geringe Steifigkeit des amorphen Anteil des Gefüges von PA6-GF30 (1,2 % Wassergehalt). Im niedrigen Belastungsbereich weist PA6-GF30 (1,2 % Wassergehalt) einen niedrigen Tangentenmodul zwischen 0 bis 2,5 N/mm² (Vergleich Abb. 4.10 und Abb. 4.13) auf. Bei einer Belastung von 15 N/mm² weist der Tubus aus PA6-GF30 eine geringe plastische Dehnung von 0,046 % auf, während der Tubus aus PP-GF30 bei der o.g. Belastung eine höhere plastische Dehnung von 0,06 % zeigt.

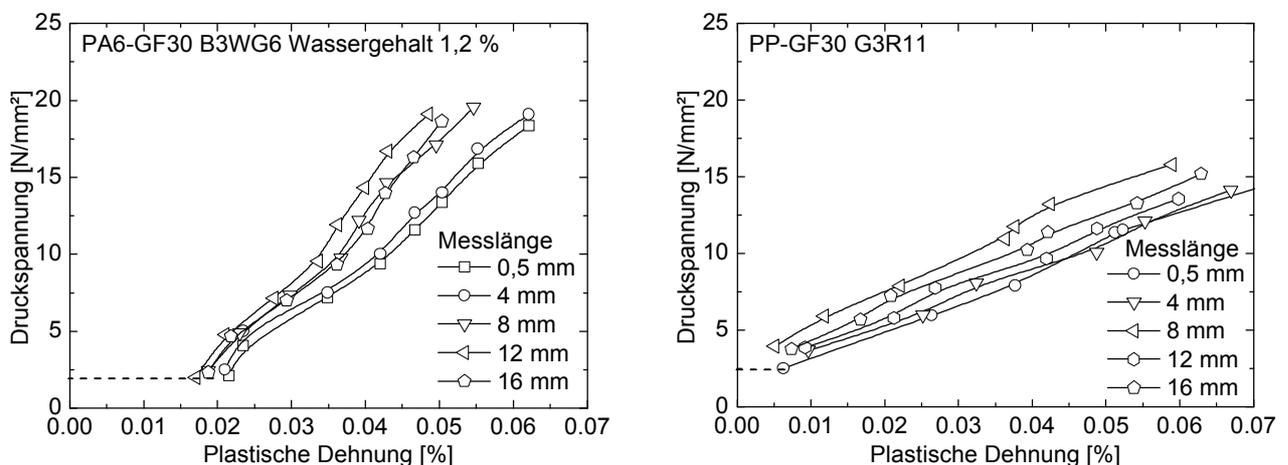


Abb. 4.20: lokale Spannungs-plastische Dehnungs-Diagramme; links: PA6-GF30, Wassergehalt 1,2 %; rechts: PP-GF30 (RT; 0,04 mm/min)

4.2.1.4 Kriechverhalten

Die Polymerwerkstoffe weisen unter konstanter Belastung eine mit der Zeit zunehmende Verformung auf, welche neben der Temperatur vor allem von der Höhe der Belastung abhängt. Für die modellhafte Beschreibung des Kriechverhaltens werden aus einer Vielzahl von empirischen Ansätzen die Potenzfunktion nach Findley ausgewählt [70].

$$\dot{\epsilon}_{cr} = m(S, T) \cdot t^{n(S, T)}$$

Gl. 4.4

Die Koeffizienten in Gl. 4.4 sind abhängig von Temperatur und Spannung. Ehrenstein und Stampfer [71, 72] verwenden ein Variation, bei der das m und n durch ein spannungsabhängiges Polynom ersetzt wird. Andere Arbeiten [73, 74] verwenden eine Potenzfunktion in der Form des Bailey-Norton-Ansatzes.

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A(T)S^{m(T)} \cdot t^{n(T)} \quad \text{Gl. 4.5}$$

Das Kriechverhalten wird in FE-Programme ABAQUS[®] mit Potenzfunktion nach Bailey-Norton [75] implementiert. Die Parameter des Kriechgesetzes werden aus den gemessenen Kriechkurven ermittelt. Ergänzend zu den eigenen experimentellen Untersuchungen wird auch auf die entsprechenden Herstellerangaben zurückgegriffen.

Das Kriechverhalten des Polymerwerkstofftubus wird für die Bereiche der Entlastungszone und des Tubusfußes in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastung im Zeitbereich bis 120 h mittels DIC untersucht.

Die Untersuchungen erfolgen an dem Hydropulsator (VHF 7), der die für niedrige Kräfte geeignete Prüfmaschine ist. Die Druck-Kriechversuche werden bei einer Last von 1,5 kN über 120 h durchgeführt. Die Oberflächendeformation wird mittels DIC in definierten Zeitintervallen erfasst.

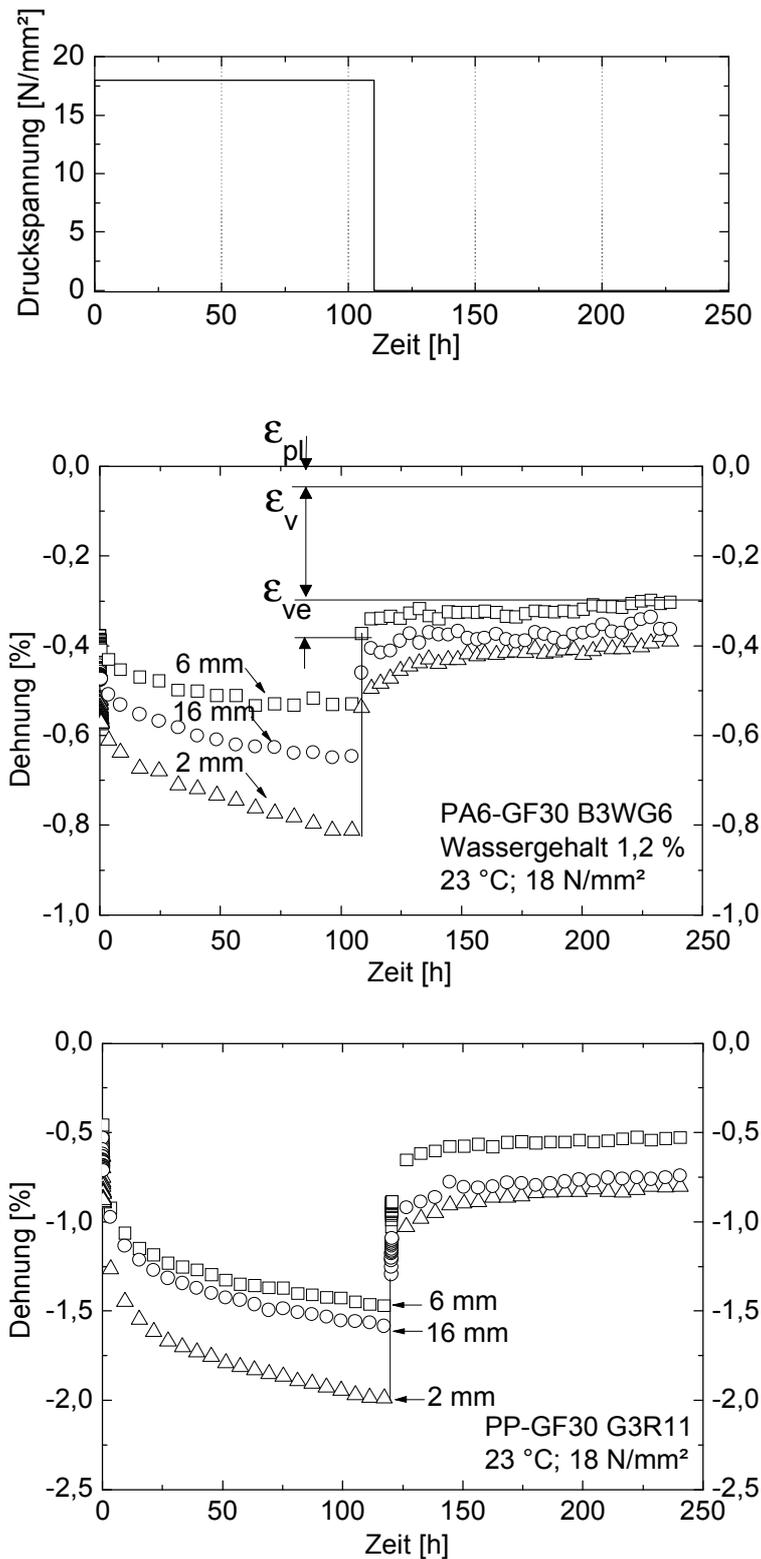


Abb. 4.21: Kriechverformung des Tubus unter Druckbelastung, oben: konstante Belastung über die Zeit; Mitte: Lokale Kriechverformung des Tubus aus PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %; unten: Lokale Kriechverformung des Tubus aus PP-GF30

Abb. 4.21 zeigt die Kriechverformung des Tubus bei drei unterschiedlichen Messlängen. Die Messung beginnt unmittelbar nach dem Aufbringen der Belastung. Die Last wird über eine definierte Zeit von 120 h konstant gehalten. Danach wird die Probe spontan entlastet. Beim Entlasten der Probe wird die spontane elastische Verformung sofort auf Null gesetzt. Die relaxierenden Anteile erholen sich über die Zeit. Die Verformungen bleiben aufgrund der plastischen und viskosen Verformungsanteile dauerhaft bestehen.

Die Messwerte bei Zeitpunkt Null sind unterschiedlich hoch, da der Tubus unterschiedliche E-Moduln entlang seiner Längsachse aufweist. Die Kriechkurve bei einer Messlänge von 2 mm ist relativ stark ausgeprägt gegenüber den Verläufen bei 6 und 16 mm. Die Kriechparameter werden mit einer Polynomfunktion (Bailey-Norton) durch Korrelationsverfahren ermittelt.

4.2.1.5 Volumenabnahme

Eine Besonderheit von Polyamid im Vergleich zu anderen teilkristallinen Polymerwerkstoffen ist seine Neigung zur Wasseraufnahme. Die Bauteile absorbieren Wassermoleküle in feuchter Luft, abhängig von der relativen Feuchtigkeit, Zeit und Umgebungstemperatur. Mit der Gewichtszunahme ΔG entsteht gleichzeitig eine Längenzunahme Δl . Für unverstärktes PA gilt die Faustregel [2, 58]:

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{\Delta G}{4G} \quad \text{Gl. 4.6}$$

Unter bestimmten Randbedingungen kann die Wasseraufnahme als Diffusionsvorgang angesehen werden. Der Wassergehalt im Polyamid gleicht sich der Umgebungsfuchte bis zum Gleichgewichtszustand an. Der Vorgang der Wasseraufnahme ist reversibel, dabei nimmt das Volumen ab.

Der zweite Grund für Volumenabnahme ist die Nachschwindung. Nachschwindung tritt nach der Abkühlung des Formteils auf Raumtemperatur ein. Durch einen schnellen Abkühlvorgang erstarrt die Schmelze bei höherem spezifischem Volumen, zusätzlich ist bei teilkristallinen Polymerwerkstoffen nicht genügend Zeit für die Phasenänderung vom amorphen in den kristallinen Bereich vorhanden. Diese behinderte Schwindung wird durch Nachschwinden ausgeglichen. Aufgrund der Dichteunter-

schiede zwischen dem amorphen und dem kristallinen Zustand verkleinert sich das Volumen bei Nachkristallisation [76, 77, 78, 79, 80, 81].

Tabelle 4.2: Übliche Kristallisationsgrade und Dichte [58]

Polymer-Werkstoff	Übliche Kristallisationsgrade [%]	Dichte [g/cm ³]		
		ρ_k kristallin	ρ_a amorph	ρ üblich
Polyamid (PA 6)	35 – 45	1,23	1,08	1,14
Polypropylen (PP), überwiegende isotaktische Ketten	70 – 80	0,95	0,85	0,905
Polypropylen (PP), überwiegende ataktischer Ketten	50 – 60	0,95	0,85	0,896

Das Schrumpfen der Tuben aus PA6-GF30 (1,2 % Wassergehalt) wird bei 100 °C ohne definierte Luftfeuchte untersucht. Die Volumenveränderungen werden durch Wasserabnahme und Nachschwindung verursacht. Getrennte Untersuchungen sind für die Kennwertermittlung nicht nötig, da die gesamte Volumenänderung mit der Subroutine „swelling“ in der FE-Analyse berechnet wird. Die Nachschwindung kann Firmenunterlagen entnommen werden [76, 77, 78].

Abb. 4.22 zeigt die Messergebnisse. Der Tubus aus PA6-GF30 mit einem Anfangswassergehalt von 1,2 % wird bei 100 °C für 72 h im Umluftofen gelagert und die Oberflächendehnung in y-Richtung mittels DIC ermittelt. Bei Versuchsende ist der Wassergehalt auf 0,3 % abgesunken. Ein Gleichgewichtszustand ist noch nicht erreicht, aber der Verlauf wird als Funktion der Längenänderung genutzt um eine FE-Simulation zu programmieren.

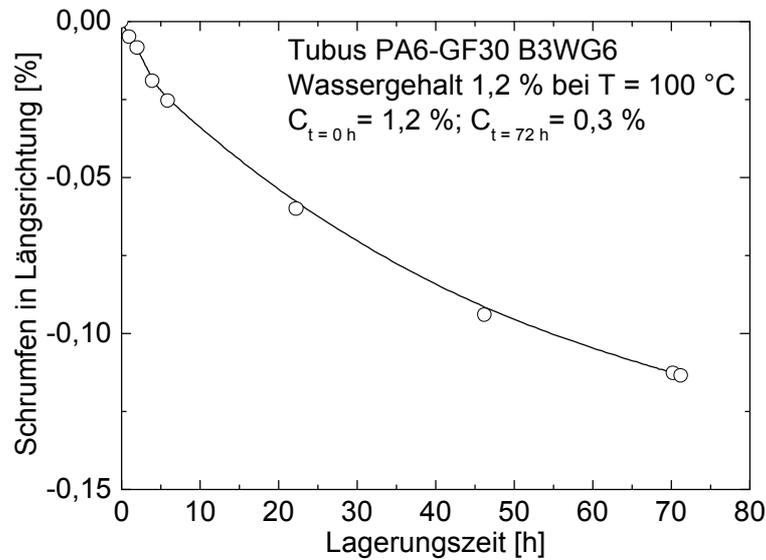


Abb. 4.22: Schrumpfen des Tubus in y-Richtung in Abhängigkeit von der Lagerungszeit

4.3 Reibzahl der Verschraubung

Die Reibung zwischen Schraube und Polymerwerkstoff des Tubus einerseits und zum anderen die Axialkraft der Schraube auf den Tubus sowie die Steigung der Schraube sind Einflussgrößen auf den Tubus im gefügten Zustand. Darüber hinaus hat die Faserorientierung des Tubus einen Einfluss. Betrachtet man die verschiedenen Einflussgrößen, so liegt eine komplexe Situation vor, die es schwierig macht, gesicherte Aussagen aufgrund von Prinzipversuchen zur Reibung der Paarung Metall-Polymerwerkstoff zu machen. Deswegen wird ein experimenteller Weg gewählt und die Situation der Schraube im eingeschraubten Zustand vereinfachend nachgestellt.

Hierzu wird ein Tubus ein zweites Mal mit der gleichen Delta PT[®] 60-Schraube verschraubt und, basierend auf dem Drehmomentverlauf und der im Einsatz befindlichen Fläche von Tubus und Schraube, die Reibzahl experimentell ermittelt.

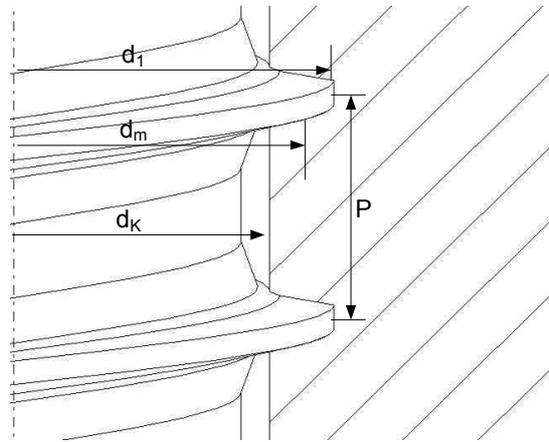


Abb. 4.23: Geometrische Beschreibung der Direktverschraubung

Das Gesamtanziehdrehmoment M_A bei Wiederholungsverschraubung besteht aus dem Reibmoment im Gewinde M_{GR} und dem Reibmoment zwischen Tubusstirnfläche und metallischem Anbauteil M_{KR}

$$M_A = M_{GR} + M_{KR} \quad \text{Gl. 4.7}$$

Die Reibmomente aus dem Gewinde lassen sich wie folgt berechnen [76]

$$M_{GR} = F_V \cdot \frac{d_m}{2} \cdot \tan(j + r_G) \quad \text{Gl. 4.8}$$

mit Steigungswinkel des Schraubengewindes

$$j = \arctan(P / (p \cdot d_m)) \quad \text{Gl. 4.9}$$

und Reibwinkel im Gewinde

$$r_G = \arctan(m_G / \cos(\frac{\alpha}{2})) \quad \text{Gl. 4.10}$$

mit

$$d_m = \frac{d_1 + d_K}{2} \quad \text{Gl. 4.11}$$

Die Kopfreibung zwischen Tubusstirnfläche und Schraube lässt sich durch die Auflagefläche des Schraubenkopfs auf den Tubuskopf berechnen.

$$M_{KR} = F_V \cdot \frac{d_M}{2} \tan r_K \quad \text{Gl. 4.12}$$

Mit dem mittlerem Wirkungsdurchmesser

$$d_M = \frac{d_s + d_A}{2} \quad \text{Gl. 4.13}$$

und dem Reibwinkel unter dem Tubuskopf

$$r_K = \arctan(m_K) \quad \text{Gl. 4.14}$$

ergibt sich aus (4.5)

$$M_A = F_V \cdot \left[\frac{d_m}{2} \cdot \tan(j + r_G) + \frac{d_M}{2} \tan r_K \right] \quad \text{Gl. 4.15}$$

Steigungswinkel φ und Flankenwinkel α sind bekannte geometrische Größen. Es existieren darüber hinaus noch zwei unbekannte Größen, μ_k und μ_G . Diese werden aus Gründen der Vereinfachung als gleich groß angenommen. Daraus folgt, dass in Gl. 4.15 nur eine Unbekannte μ_G zu berechnen ist. Es handelt sich hierbei um eine nichtlineare Gleichung, welche nur mit einem Approximationsverfahren gelöst werden kann. Hierzu wurde mittels des Programms Microsoft Office Excel[®] durch eine iterative Berechnung μ_G mit einer Genauigkeit von einem Hundertstel bestimmt. Die Näherungslösungen für die Reibpaarung Tubus/Schraube sind nachfolgender Tabelle 4.3 (Mittelwerte aus 5 Wiederholungsversuchen) zu entnehmen. Die Einschraubbedingungen entsprechen den Standardbedingungen.

Tabelle 4.3: Berechnete Reibungskoeffizienten für die Reibpaarungen zwischen Schraube Delta PT[®] 60 und Tuben aus den Werkstoffen PA6-GF30 und PP-GF30; Versuche bei RT

Reibpaarung	M_A [Nm]	F_V [kN]	μ_G
Tubus PA-GF30 / Schraube Delta PT [®] 60	6,30	1,80	0,48
Tubus PP-GF30 / Schraube Delta PT [®] 60	5,40	1,80	0,40

5 Füllsimulation bei der Herstellung der Tuben

Mit Hilfe eines Simulationsprogramms für den Spritzgießprozess eines Bauteils, dem Programmsystem Moldflow[®] Insight [82], können der Formfüllvorgang und die sich ergebende Faserorientierung beim Spritzgießen eines glasfaserverstärkten Thermoplasts berechnet werden.

Je nach dem verwendeten mikromechanischen Modell werden mechanische und/oder thermische Eigenschaften wie z.B. der E-Modul, die Querkontraktionszahl oder der thermische Wärmeausdehnungskoeffizient berechnet. Im Allgemeinen reicht für dünnwandige, flächige Bauteile ein Schalenmodell aus, um die Faserorientierung über die gesamte Wandstärke des Bauteils zu beschreiben. Dies gilt nicht für den Tubus, der als dickwandiges Formteil anzusehen ist und durch ein Volumenmodell diskretisiert wird.

Die Füllsimulation für die Tubusherstellung wird dreidimensional durchgeführt.

5.1 Faserorientierung

Die Berechnung der Faserorientierung dient zur Ermittlung der Faserrichtung im Spritzgussformteil. Die Berechnung beruht auf dem Jeffery-Modell [83], einem Modell zur Bestimmung der Orientierung von Festkörpern in einer Fluidströmung. Im Jeffery-Modell wird das Verhalten von ellipsoidförmigen Partikeln in Newtonschen Flüssigkeiten beschrieben.

Beim Modell werden folgende Annahmen getroffen:

- Kontrollraum unbegrenzt
- Teilchenform Ellipsoid
- Inkompressible Newtonsche Flüssigkeit
- Trägheitsmoment vernachlässigen
- Keine Sedimente berücksichtigen

Es wird angenommen, dass am Anfang des Spritzgießprozesses alle Fasern in Angusskanal und Düse in Fließrichtung ausgerichtet sind. Während des weiteren Fließvorgangs wird die Orientierung der Fasern durch translatorische und rotatorische

Bewegungen in der Strömung mit Methoden der Strömungsmechanik berechnet. Auf die Teilchen wirkende Druckunterschiede führen dazu, dass diese ihre Lage translatorisch und rotatorisch ändern. Die Orientierung wird mit einem Orientierungsvektor beschrieben, welcher mit der Hauptachse des Ellipsoids identisch ist. Die Vektoren werden mit Impulsgleichungen im Strömungsfeld ermittelt. Die wesentliche Einschränkung besteht in der Betrachtung nur eines einzelnen Teilchens. Das Modell gilt somit ausschließlich für sehr verdünnte Systeme, d.h. Faser-Faser Interaktionen werden nicht berücksichtigt.

Folgar und Tucker [84] haben diesen Ansatz weiterentwickelt. Es werden die Orientierung der Fasern und die Faserverteilung auf Grund der Intersektionen der Teilchen zwischen den einzelnen Teilchen berücksichtigt, d. h. die Anzahl der Teilchenkollisionen ist proportional zu einer phänomenologischen Stoffkonstanten. Die Größe der Schergeschwindigkeit und Änderung der Orientierungsverteilung werden in Verbindung gebracht.

Die Einflussfaktoren auf die Faserorientierung beim Formfüllvorgang sind grundsätzlich:

- Scherströmungen, welche die Fasern entlang der Strömungslinie ausrichten
- Dehnströmungen, welche die Fasern in der hauptsächlichen Dehnungsrichtung ausrichten

In der Randschicht der Bauteiloberfläche zeigen die Fasern aufgrund der dort dominierenden Scherströmung eine Orientierung vorwiegend in Fließrichtung. Der höchste Schergradient des Geschwindigkeitsprofils ist in wandnahen Bereichen zu erwarten. Im mittleren Bereich der Wandstärke liegen die Fasern quer zur Fließrichtung in Folge der Dehnströmung am Eintritt in das Formnest. Die Stärke der Dehnströmungen wird u. a. von der Gestalt der Form beeinflusst. Falls ein konvergenter Bereich in der Strömungsrichtung vorhanden ist, d.h. die Querschnittsfläche des Strömungskanals abnimmt, werden die Fasern im mittleren Bereich auch zunehmend in Fließrichtung orientiert. Erreicht die Schmelze das Ende der Kavität, wird der Abkühlungsprozess wirksam, und die Ausrichtung der Fasern wird eingefroren.

Eine vollständige Orientierung in Fließrichtung wird nur unter den Bedingungen stattfinden, dass ein hoher Schergradient vorliegt, welcher die einzelnen Fasern in Strö-

mungsrichtung ausrichten kann, oder dass lange Fließwege vorliegen, bei welchen sich die Fasern bei geringer Scherkraft über eine ausreichende Zeitdauer ausrichten können.

Moldflow verwendet das Modell nach Folgar und Tucker und gibt eine Orientierungsverteilung im dreidimensionalen Raum an.

Abb. 5.1 und Abb. 5.2 zeigen die berechnete Faserorientierung im Tubus.

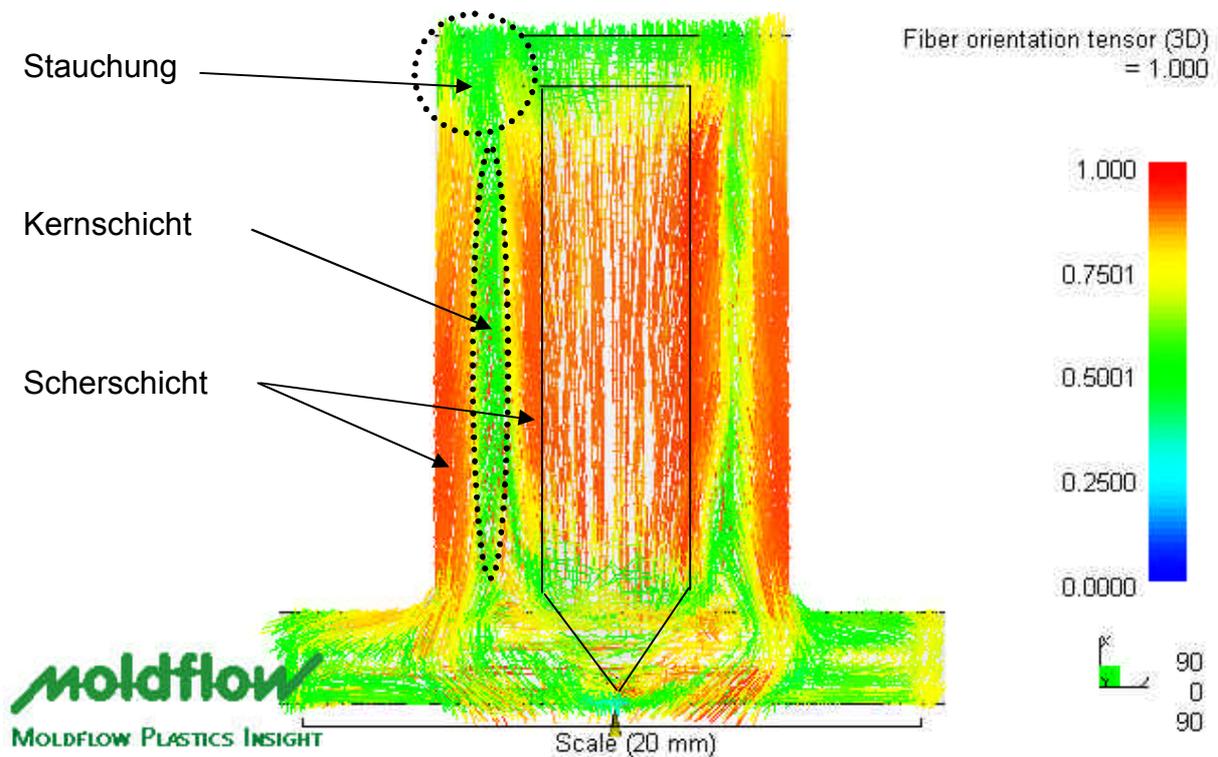


Abb. 5.1: Tensoren der Faserorientierung im Tubus aus Polyamid PA6-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung), Faserorientierungstensor 1 oder 0 bedeutet, dass die Fasern in Fließrichtung „parallel“ oder „quer“ zur Fließrichtung liegen

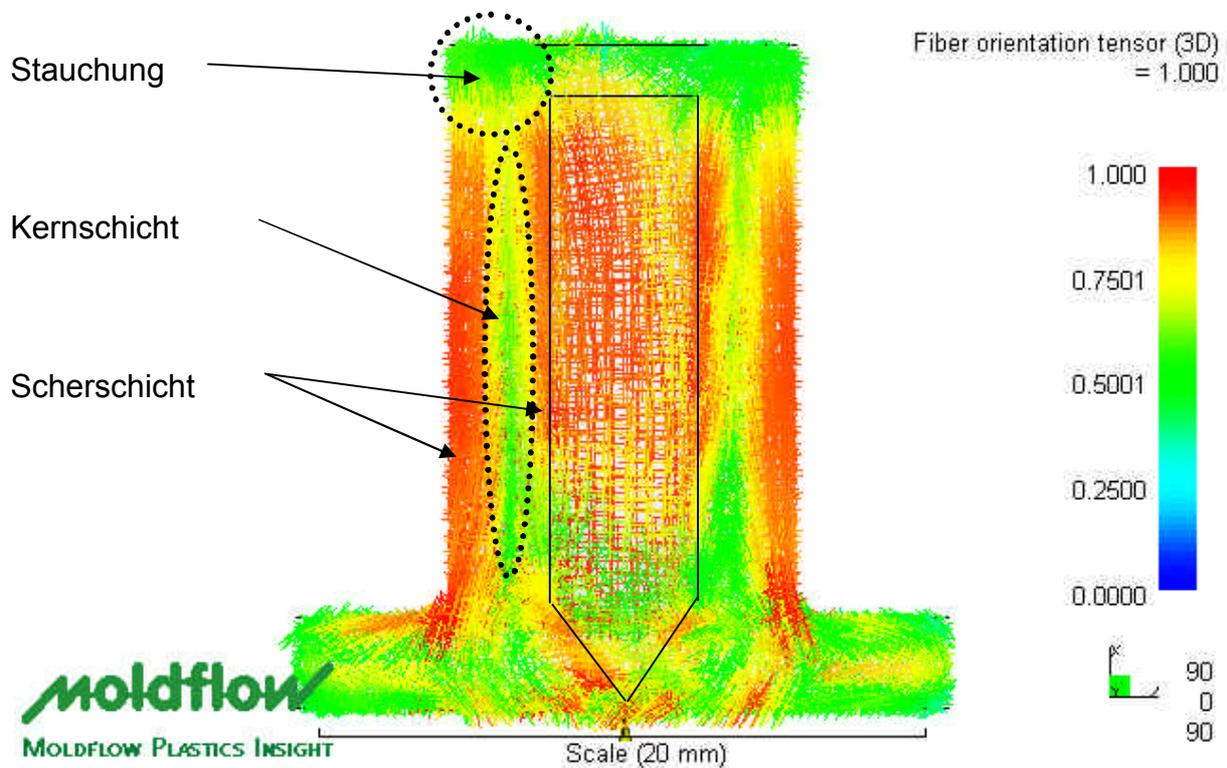


Abb. 5.2: Tensoren der Faserorientierung im Tubus aus Polypropylen PP-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung), Faserorientierungstensor 1 oder 0 bedeutet, dass die Fasern in Fließrichtung „parallel“ oder „quer“ zur Fließrichtung liegen

Bei der Berechnung der Faserorientierung von Tuben aus PA6-GF30 und PP-GF30 liegen folgende Gemeinsamkeiten vor:

- Bei einer Wanddicke von 3,5 mm stellt sich ein ungehindertes Geschwindigkeitsprofil im Fließkanal ein. Die Scherströmungen in den Randschichten und die Dehnströmungen (entsteht während des Fließens der Schmelze zum Tubusfuß) in den mittleren Schichten sind deutlich zu unterscheiden (Abb. 5.1 und Abb. 5.2).
- Am Kopfbereich des Tubus liegt das Fließwegende. Hier werden Scher- und Dehnströmungen gestaucht, und damit entsteht in diesem Bereich eine ungleichmäßige Faserorientierung, die auch als Mischorientierung bezeichnet wird.

Aufgrund der unterschiedlichen Viskosität (auch „scherverdünnend“, Scherkräfte abhängige Viskosität, siehe Abb. 5.3) von Polyamid und Polypropylen entstehen auch deutlich unterschiedliche Schichtdicken der Strömungen. Die Verarbeitungstemperatur bestimmt das Fließverhalten der Werkstoffe. Polypropylen hat bei gleicher Temperatur eine höhere Viskosität als Polyamid [69]. Dies führt zu einem höheren Ge-

schwindigkeitsgradienten bei gleichen Wanddicken mit der Folge, dass die Fasern von PP-GF30 in der Randschicht stark in Fließrichtung ausgerichtet sind, wobei die Scherungsbereiche schmaler sind als bei PA6-GF30. Die höhere Viskosität z.B. von Polypropylen führt zudem zu größeren Stauchungen im Bereich der Entlastungszone. Der Tubus ist als achsensymmetrischer Körper aufgebaut, allerdings wird die Vernetzung mit Tetraeder-Elemente in Moldflow als nicht ideal achssymmetrisch generiert. Hierdurch kommt es zu einer leichten Abweichung beim Eintritt der Schmelze in die Werkzeugform, was einen Einfluss auf die Faserorientierungen aus Füllsimulation zur Folge hat (Abb. 5.1 und Abb. 5.2).

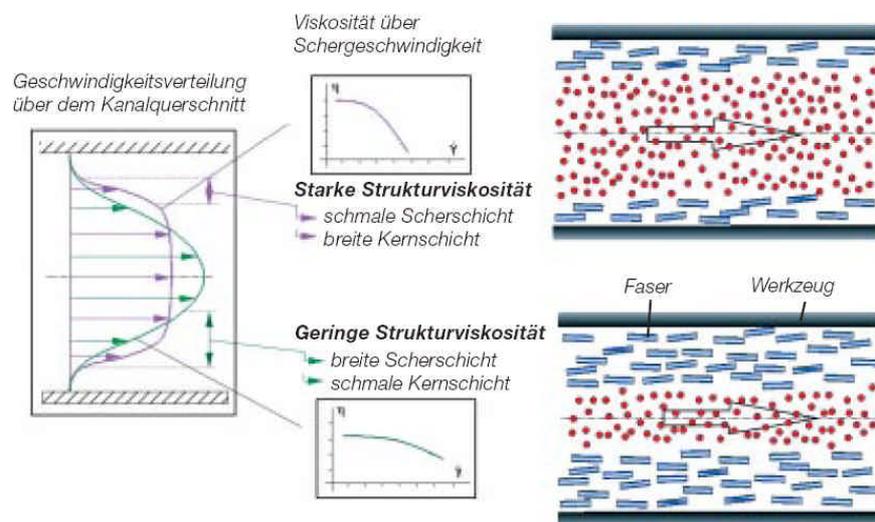


Abb. 5.3: Schichtenaufbau mit Faserorientierung und schematischer Darstellung der Viskosität über der Schergeschwindigkeit [69]

5.2 Mechanische Kennwerte

Das mikromechanische Halpin-Tsai-Modell für kurzfaserverstärkte Polymerwerkstoffe wurde ursprünglich für unidirektionale und endlosfaserverstärkte Verbundwerkstoffe nach Hermans [85] und Hill [86] entwickelt. Mittels der klassischen Laminat-Theorie kann das gesamte mechanische Verhalten von ebenen dünnwandigen Platten, die aus einzelnen UD-Laminatschichten bestehen, berechnet werden. Für diskontinuierliche Verbundsysteme verwendet das Halpin-Tsai-Modell einen Parameter ξ . Dieser Parameter stellt in Faserlängs- und -querrichtung für jede betrachtete Elastizität das Verhältnis der Faserlänge zum -durchmesser dar. Mit diesem Gleichungsansatz (Tabelle 5.1) kann das anisotrope Verhalten von kurzfaserverstärkten Verbundsystemen

beschrieben werden. Basierend auf der Mischungsregel für die Querkontraktionszahlen und dem Schubmodul in der isotropen y-z-Ebene [87] wird der Gleichungssatz für die Beschreibung orthotropen Werkstoffverhaltens erhalten.

Zwingende Voraussetzungen für eine Simulationsberechnung sind:

- Faser und Matrix verhalten sich linearelastisch
- Die Fasern sind zylindrisch und weisen ein definiertes L/D Verhältnis auf
- Ideale Haftung zwischen Fasern und Matrix

Die Gleichungsansätze werden in nachfolgender Tabelle zusammengefasst:

Tabelle 5.1: Halpin-Tsai Gleichung [88]

$E_{11} = E_m \frac{1+xhV_f}{1-hV_f}$	$h = \frac{M_R - 1}{M_R + x}$	$x = 2 \frac{l}{d}$	$M_R = \frac{E_f}{E_m}$	$\nu_{12} = V_f \nu_f + (1 - V_f) \nu_m$
$E_{22} = E_m \frac{1+xhV_f}{1-hV_f}$	$h = \frac{M_R - 1}{M_R + x}$	$x = 2$	$M_R = \frac{E_f}{E_m}$	$n_{21} = n_{12} \frac{E_{22}}{E_{11}}$
$E_{33} = E_{22}$				$n_{13} = n_{12}$
$G_{12} = G_m \frac{1+xhV_f}{1-hV_f}$	$h = \frac{M_R - 1}{M_R + x}$	$x = 1$	$M_R = \frac{G_f}{G_m}$	$n_{31} = n_{21}$
$G_{13} = G_{12}$				$n_{23} = \frac{1}{2} \cdot \frac{E_{22}}{G_{23}} - 1$
$G_{23} = G_m \frac{1+xhV_f}{1-hV_f}$	$h = \frac{M_R - 1}{M_R + x}$	$x = \frac{K_m / G_m}{K_m / G_m + 2}$	$M_R = \frac{G_f}{G_m}$	$n_{32} = n_{23}$

Die Simulationsergebnisse für die beiden Werkstoffe sind in Abb. 5.4 und Abb. 5.5 dargestellt. Die lokalen E-Moduln werden durch mikromechanische Modelle in Kombination mit lokalen Tensoren zur Beschreibung der Faserorientierung berechnet. Die Verteilung des E-Moduls zeigt, dass die höchsten Werte bevorzugt in den Randschichten vorliegen. In der Mittelschicht und speziell im Bereich der Entlastungszone sind die E-Moduln relativ niedrig. Dies liegt an den unterschiedlichen Strömungsbedingungen und der Schmelzestauchung beim Formfüllprozess, welche in Kap. 5.5.1 Faserorientierung beschrieben sind.

Die Verteilung des E-Moduls ist zudem bei den beiden untersuchten Werkstofftypen auffallend unterschiedlich. Beim Tubus aus PP-GF30 ist die Kernschicht stärker als beim Tubus aus PA6-GF30 ausgebildet. Daher kann sich bei PP-GF30 die Scherschicht mit höherem E-Modul in Fließrichtung nur mit geringerer Dicke ausbilden. Der Stauchungsbereich bei PP-GF30 ist größer als bei PA6-GF30. Dies wurde in Kap. 4 empirisch nachgewiesen. Der Dehnungsverlauf von PP-GF30 hat erkennbare Unterschiede bei Tubusabmessungen bis zu einer Messlänge am Tubus von 5 mm.

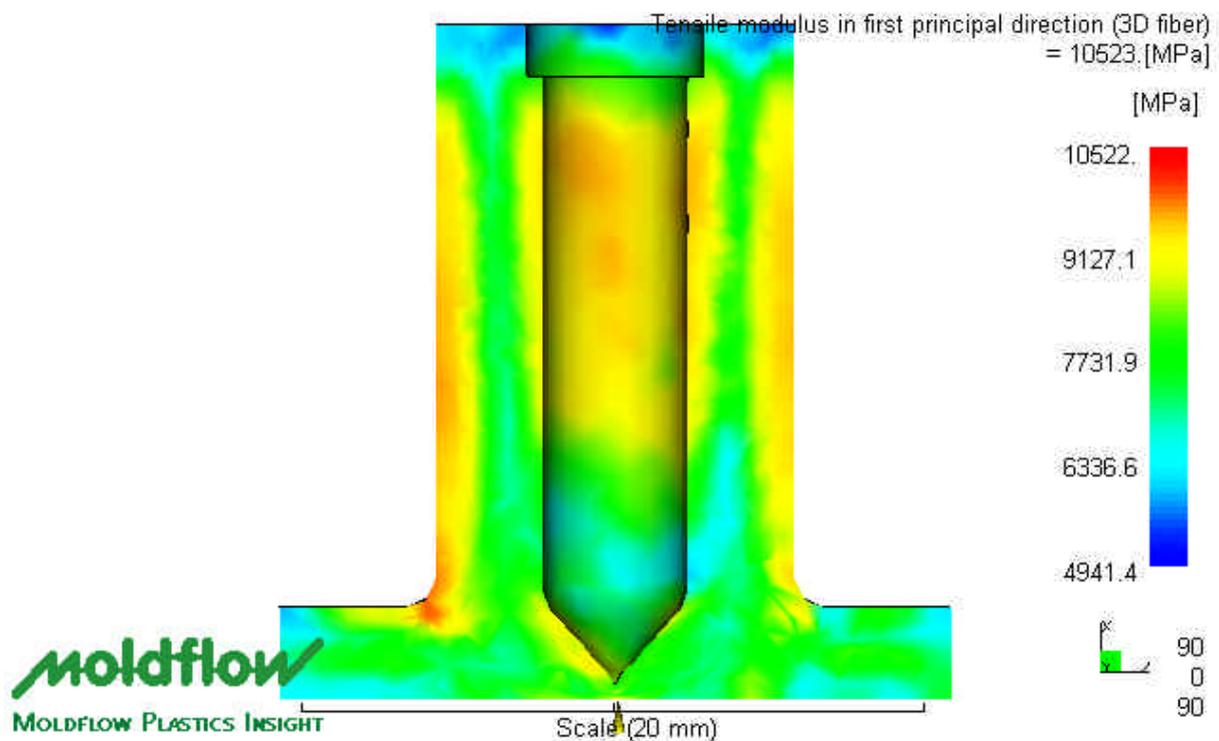


Abb. 5.4: E-Modul des Tubus aus Polyamid PA6-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung)

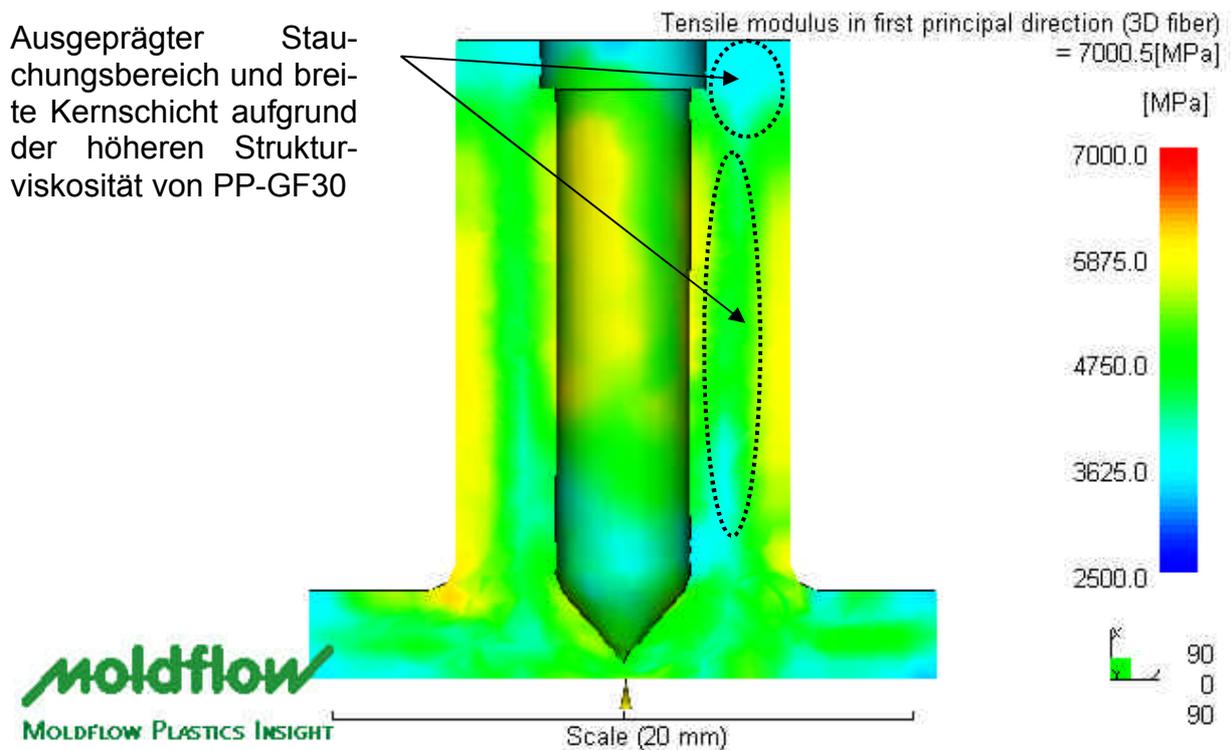


Abb. 5.5: E-Modul des Tubus aus PP-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung)

In Abb 5.6 zeigt der Vergleich zwischen der Berechnung mit Moldflow und den Messungen des E-Moduls, dass die berechneten Werte höher sind als die gemessenen. Diese Unterschiede können auf der bei dem Modell angenommenen idealen Haftung von der Matrix an der Faser beruhen. Das Modell von Moldflow geht von absolut trockenem Matrixmaterial und optimierten Verarbeitungsparametern aus. Die Verläufe der lokalen E-Moduln zeigen eine weitgehende Übereinstimmung, d.h. die Faserorientierung ist nahezu identisch.

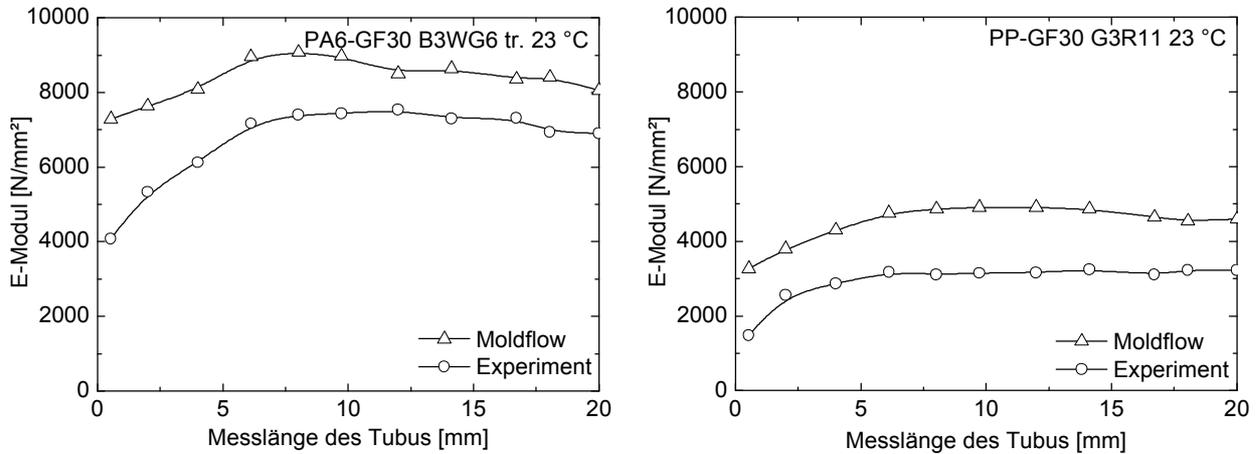


Abb. 5.6: Vergleich E-Modul zwischen Moldflow und Experiment

5.3 Thermische Kennwerte

Der thermische Längenausdehnungskoeffizient von unidirektionalen, kontinuierlichen FKV kann unter energetischer Betrachtung nach dem von Shapery entwickelten Ansatz bestimmt werden [89]. Die Längenausdehnungskoeffizienten α in longitudinaler und transversaler Richtung lassen sich mit folgender Formel berechnen:

$$a_{11} = \frac{a_f E_f V_f + a_m E_m V_m}{E_f V_f + E_m V_m} \tag{Gl. 5.1}$$

$$a_{22} = (1+n_f)a_f V_f + (1+n_m)a_m V_m - a_{11}n_{12} \tag{Gl. 5.2}$$

Abb. 5.7 und Abb. 5.8 zeigen die Ergebnisse für beide Werkstoffe. Der Tubus aus PA6-GF30 hat im Vergleich zum Tubus aus PP-GF30 höheren Wärmeausdehnungskoeffizienten, was auf die Unterschiede der Eigenschaften des Polymers zurückgeführt werden kann.

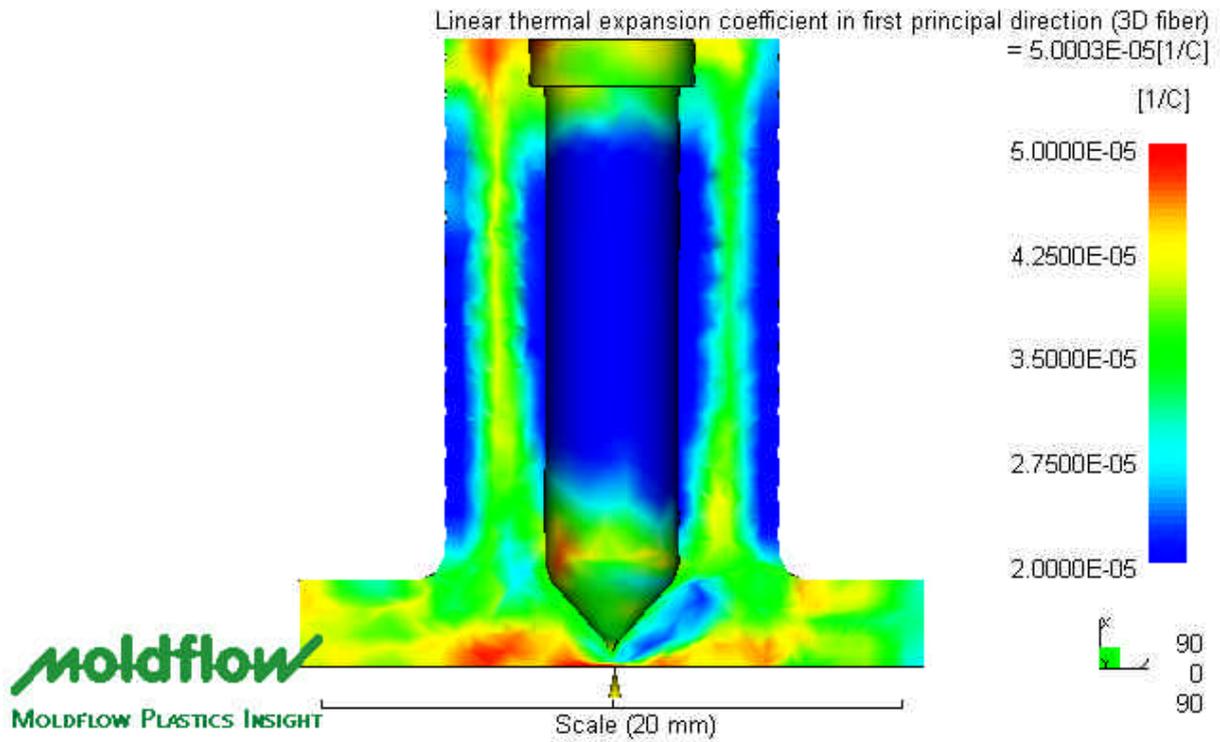


Abb. 5.7: Thermische Längenausdehnungskoeffizienten des Tubus aus PA6-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung)

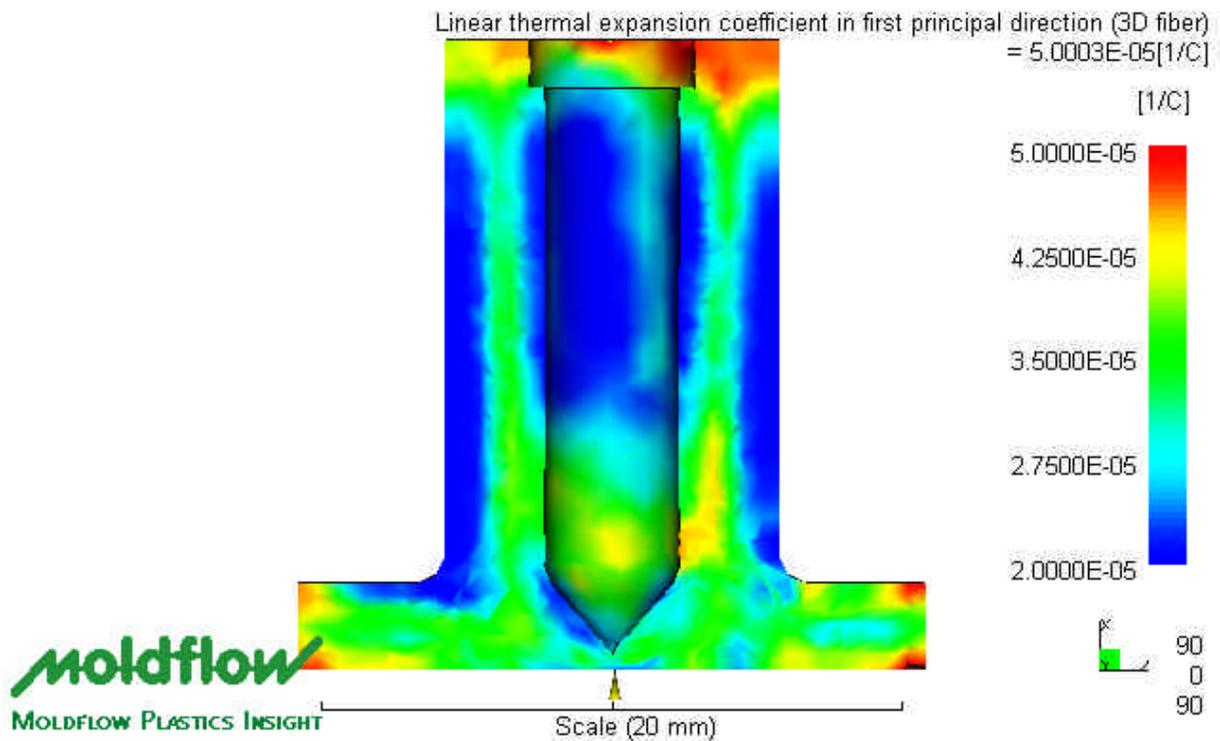


Abb. 5.8: Thermische Längenausdehnungskoeffizienten des Tubus aus PP-GF30 in x-Richtung (Fließrichtung)

6 Experimentelle Untersuchung der Direktverschraubung

Es werden die Phasen Anziehen bei RT, Erwärmen auf T, Haltevorgang bei T und Abkühlen auf RT untersucht, sowie der Einfluss von ein- und mehrmaligem Erwärmen und Abkühlen auf den Verlauf der Vorspannkraft und auf die Dehnungen der Tubusoberfläche.

Schwerpunkt der Untersuchungen ist der Einfluss der thermischen Belastung auf den zeitabhängigen Vorspannkraftverlauf. Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen betreffen thermisch und mechanisch hochbelastete Bauteile des Motorraums von Kraftfahrzeugen, z.B. das Polymerwerkstoffsaugrohr, für welches vorzugsweise glasfaserverstärkte Thermoplaste, PA6-GF30, PA66-GF30 und PP-GF30, zur Anwendung kommen.

- Die Untersuchungen konzentrieren sich daher auf PA6-GF30. Als Validierung für die FE-Simulation wird auch PP-GF30 untersucht.
- Im Gegensatz zu metrischen metallischen Verschraubungen sind die Schrauben für Direktverschraubung nicht genormt. Um die Variantenvielfalt der Schrauben einzuschränken, erfolgt die Konzentration auf einen Schraubentyp, EJOT Delta PT[®] 60 (Abb. 4.1), der sich industriell durchgesetzt hat. Für anspruchsvolle technische Anforderungen im Fahrzeugbau wird zumeist eine 6 mm Schraube eingesetzt. Daher wird nur dieser Schraubentyp untersucht.
- Für die reproduzierbare Verschraubungsuntersuchung werden einzeln gespritzte, mit einem zentralen Punktanguss hergestellte Tuben eingesetzt.
- Hinsichtlich des Verschraubungsvorgangs wird auf technisch bewährte Verschraubungsbedingungen zurückgegriffen, die ggf. im Hinblick auf die labormäßigen Anzugsbedingungen leicht modifiziert werden.
- Bei der Temperatur-Zeitbelastung wird bei den gewählten Werkstoffen von maximal 100 °C (bzw. 120 °C) ausgegangen. Labormäßige Untersuchungen werden über 72 h (Langzeitbelastung) durchgeführt. Die speziellen im Motorraum vorliegenden Klimate, weitere Medien und Schwingungsbelastungen werden nicht berücksichtigt.
- Versuchsbegleitend werden mittels Kraftmessdose die Vorspannkraft und mittels DIC die Deformation des Tubus ermittelt.

6.1 Versuchsaufbau

Die zwischen Schraube und Tubus befindliche Kraftmessdose misst beim Anziehen der Schraube die Vorspannkraft. Die nachfolgend dargestellten Verschraubungsversuche zeigen, dass die Schraube normalerweise nicht zentrisch in den Tubus eingeschraubt wird. Dies führt zu einer ungleichmäßigen Deformation entlang einer Mantellinie auf der Oberfläche des zylindrischen Tubus unterhalb des Schraubenkopfs. Daher wird das gesamte Verspannungssystem auf eine Drehvorrichtung montiert, welche durch eine Zahnstange gedreht werden kann (Abb. 6.1). Diese Einrichtung gestattet es, während der Messung mit dem DIC den Tubus um 360° zu drehen. Die Messung wird in Schritten von 60° durchgeführt. Anschließend erfolgt eine Mittelwertbildung der Deformation.

Die Vorrichtung befindet sich in einem programmierbaren Ofen mit Umluft. Es werden Lufttemperatur und Tubustemperatur an einem identischen Referenztubus ermittelt. Die Messwerte werden mittels Diadem[®] aufgezeichnet.

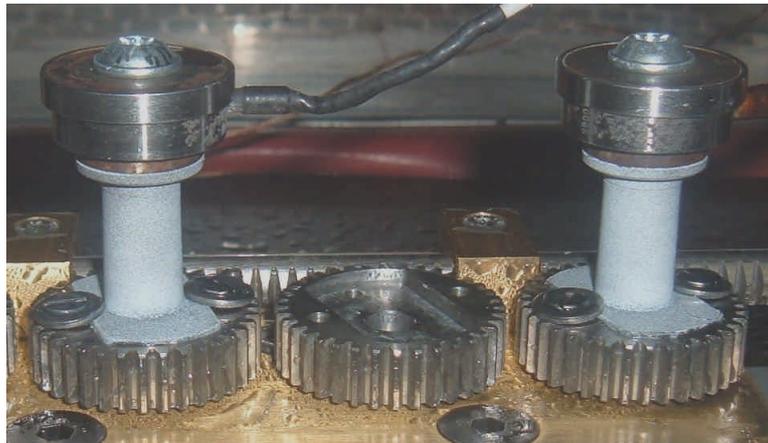


Abb. 6.1: Verschraubung mit Kraftmessdose im Rotationsprüfstand

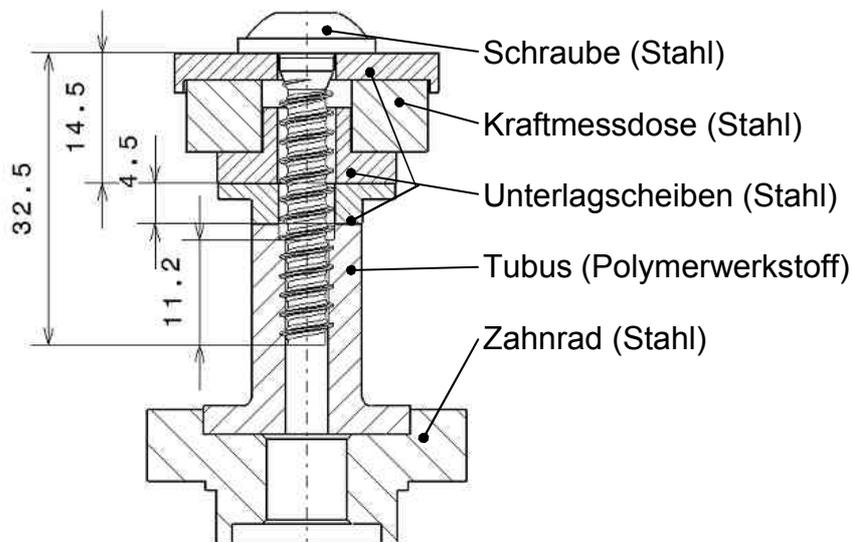


Abb. 6.2: Versuchsaufbau der 360° Messung, Tubus montiert auf Drehvorrichtung

6.2 Montageparameter

Die Montagegeschwindigkeit orientiert sich an typisch industriellen Anwendungen. Im Experiment wird die Delta PT[®]-Schraube mit einer hohen Drehzahl in den Polymerwerkstofftubus eingeschraubt. Kurz bevor der Schraubenkopf zur Auflage kommt, wird die Drehzahl auf einen geringeren Wert reduziert und die Schraube vorspannkraftgesteuert angezogen, damit die Spindel nicht schockartig auf die angestrebte Vorspannkraft anzieht.

Der Montagevorgang der Direktverschraubung besteht aus zwei Schritten.

- Einschrauben: $n_1 = 500$ U/min, $\alpha = 1700^\circ$, drehwinkelgesteuert
- Anziehen: $n_2 = 50$ U/min, $F_v(t_0) = 1,5$ kN, vorspannkraftgesteuert auf Einschraubtiefe $L_E = 11,2$ mm

6.3 Einschraubvorgang

6.3.1 Bestimmung des Momentenverlaufs

Der Momentenverlauf bei der Montage über den Drehwinkel ist für beide Werkstoffe in Abb. 6.3 dargestellt.

- 1) Gewindeformmoment M_F : Widerstandsmoment, das von der Formung des ersten Gewindegangs herrührt
- 2) Gewindereibmoment M_{GR} : Reibmoment aufgrund der Kontaktpressung des Schraubengewindes (nimmt mit Einschraubtiefe zu)
- 3) Eindrehmoment M_E : Summe vom M_F und M_{GR}
- 4) Kopfreibmoment M_{KR} : Reibmoment nach der Auflage des Schraubenkopfes auf Anbauteil
- 5) Überdrehmoment M_U : Ergibt sich, wenn die Schraube vollständig bis zum Versagen der Gewindegänge des Tubus eingedreht wird, bzw. ein Durchdrehen der Schraube auftritt

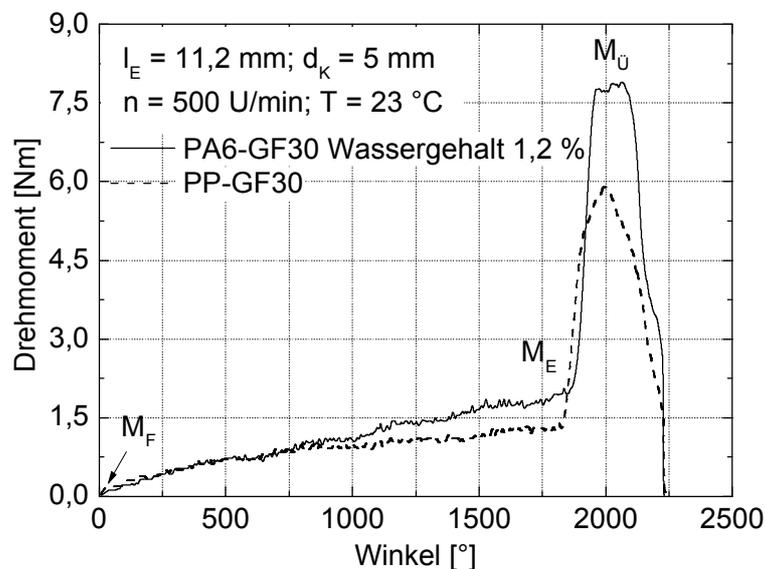


Abb. 6.3: Momentenverlauf bei der Montage der Schraube in Tuben aus PA6-GF30 und PP-GF30

Es werden jeweils vier Wiederholversuche durchgeführt und der Mittelwert dieser Messungen angegeben (Abb. 6.3). Der Drehmomentverlauf für die Werkstoffe PA6-GF30 und PP-GF30 zeigt zu Beginn des Einschraubvorgangs kein ausgeprägtes Gewindeformmoment. Dies weist darauf hin, dass die Delta PT[®]-Schraube einen sehr flach anlaufenden Winkel der ersten Gewindegänge hat und die Querschnittsfläche der Gewindeflanke klein ist. Der flache Momentenanstieg ist darauf zurückzuführen, dass durch die Schraubengeometrie ein geringer Umformwiderstand während des Einschraubvorgangs auftritt. Beim weiteren Eindrehen in den Tubus aus

PA6-GF30 verursacht ein höheres Reibmoment einen steileren Anstieg des Drehmoments als bei PP-GF30. Wie bereits erwähnt, liegt beim Eindrehen zwischen Schraube und Tubus aus PA6-GF30 ein hoher Reibungskoeffizient vor. Nach Aufliegen des Schraubenkopfs beginnt die Anziehphase. Es liegen Unterschiede zwischen den beiden Werkstoffen vor: Beim Anziehen der Schraube in dem Tubus aus PA6-GF30 werden nur ca. 100° Drehung benötigt ab Aufliegen, bis das maximale Überdrehmoment erreicht wird. Beim Einschrauben in den Tubus aus PP-GF30 werden ca. 250° benötigt. Das Überdrehmoment beim Tubus aus PP-GF30 fällt sofort nach dem Erreichen des maximalen Wertes ab. Dies deutet darauf hin, dass das Material, ggf. auch unter dem Einfluss der Temperatur, sofort zu versagen beginnt, während der Tubus aus PA6-GF30 noch weitere 100° Drehung erträgt. Dies ist im wesentlichen auf unterschiedliche Festigkeit und Bruchdehnung der beiden Werkstoffe unter Temperatureinfluss zurückzuführen. Unter Raumtemperatur hat PA6-GF30 luftfeucht eine doppelt so hohe Bruchdehnung wie PP-GF30.

6.3.2 Bestimmung der Temperaturerhöhung

Während des Einschraubens wandelt sich die Verformungs- und Reibungsenergie in Wärme um. Die Wärmequelle liegt auf der Oberfläche der Gewindeflanken, wo Reibung entsteht. An der Spitze des ersten Gewindegangs entsteht noch zusätzlich Verformungsarbeit, bei welcher der Polymerwerkstoff im Kernlochbereich des Tubus verformt wird. Die Temperaturerhöhung des Tubusmaterials hat direkten Einfluss auf das Relaxationsverhalten der Vorspannkraft nach der Montage.

Zur Ermittlung der Temperatur während des Einschraubvorgangs werden die Temperaturen im Schraubenkern, an der Schraubenoberfläche und in der Tubuswand gemessen. Abb. 6.4 zeigt die schematische Darstellung des Versuchsaufbaus. Ein Mantelthermoelement (Durchmesser 1 mm) wird am unteren Ende der Schraube in ein mittiges Loch eingebracht. Die dabei verwendete Wärmeleitpaste stellt einen guten Wärmeübergang zur Schraube sicher. Das zweite Thermoelement (Durchmesser 1 mm) wird in der Tubuswand in einem Bohrloch ca. 5mm unterhalb der Tubusstirnfläche angebracht. In entgegengesetzter Richtung werden drei Löcher mit Durchmesser 3 mm entlang der Tubusachse gebohrt, damit die Oberfläche des Schraubengewindes von außen optisch beobachtet werden kann. Zur Temperaturmessung während des kurzen Einschraubvorgangs wird die Oberflächentemperatur

des Schraubengewindes mit Hilfe einer schnellen, hoch auflösenden Infrarotkamera erfasst (Abb. 6.4).

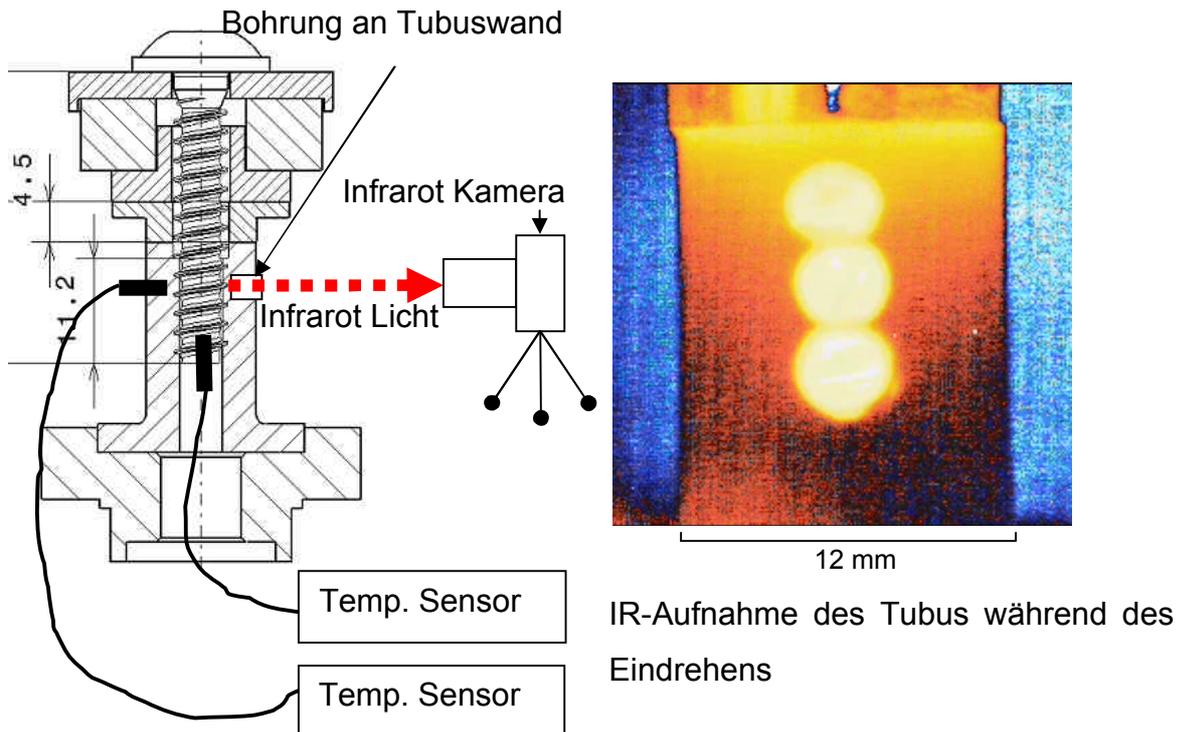


Abb. 6.4: Links: Versuchsaufbau für Temperaturmessung beim Einschraubvorgang; rechts: IR-Aufnahme der Schraube und Außenseite des Tubus beim Einschraubvorgang (Tubus aus PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %, $n = 500$ U/min, $F_v(t_0) = 1,5$ kN, $L_E = 11,2$ mm)

Mit der Temperaturmessung wird vor Beginn des Einschraubvorgangs begonnen. Abb. 6.5 zeigt die Temperaturverläufe an drei Messstellen. Eine Kurve stellt die Temperatur an der Oberfläche der Gewinde dar. Die Daten werden für einen festen Punkt in der Bohrung ausgewertet. Das Gewinde dreht sich an diesem Messpunkt vorbei. Deswegen zeigt die Kurve einige Spitzenwerte, verschoben über die Montagezeit. Die Flankenspitzen haben die höchste Temperatur, da dort die höchste Umfangsgeschwindigkeit und Anpressung vorliegen. Eine weitere Kurve zeigt die Temperatur im Innern der Schraubenspitze. Diese Kurve liegt niedriger als die der Oberflächentemperatur, da nur teilweise Wärme von der Wärmequelle abgeleitet wird. Eine weitere Kurve zeigt die Temperatur des Tubusmaterials in Nähe des Kernlochbereichs. Diese liegt bei maximal 30 °C aufgrund der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit von PA6-GF30 und Stahl. Die drei Temperaturverläufe weisen darauf hin, dass die höchste Temperaturerhöhung nur an der Randschicht der Gewindeflanken vor-

liegt. Das Material außerhalb dieses Bereichs erfährt keine ausgeprägte Temperaturerhöhung.

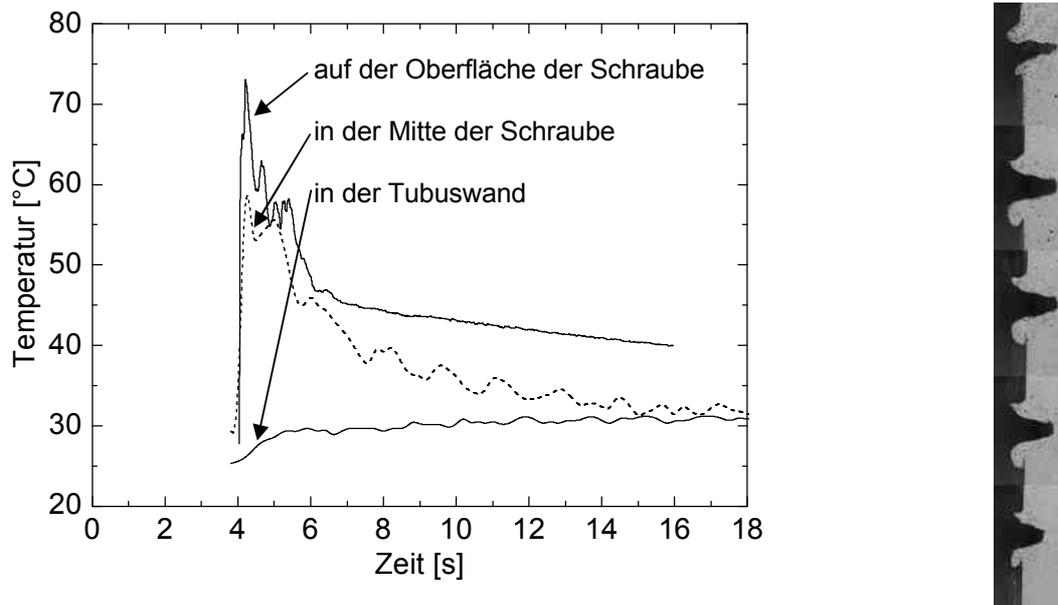


Abb. 6.5: Temperatur an verschiedenen Stellen während des Einschraubvorgangs
 Tubus aus PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %
 $n = 500 \text{ U/min}$, $F_V(t_0) = 1,5 \text{ kN}$, $L_E = 11,2 \text{ mm}$

6.4 Vorspannkraftverlauf der Direktverschraubung

6.4.1 Vorspannkraftverlauf bei Tuben aus PA6-GF30

6.4.1.1 Einmaliges Erwärmen und Abkühlen

Die Schraube wird mit festgelegten Montageparametern (mit definierter Eindrehgeschwindigkeit und vorspannkraftgesteuert) auf 1,5 kN angezogen. Dabei wird die Oberflächenverformung des Tubus vollständig erfasst. Das Verschraubungssystem wird bei RT 30 min lang stehen gelassen und danach in einem Umluftofen auf 100 °C erwärmt. Sobald die Lufttemperatur 100 °C erreicht hat, wird sie für 72 h konstant gehalten. Anschließend wird wieder auf RT abgekühlt. Der Vorspannkraftverlauf des Tubus in den einzelnen Phasen Anziehen, Erwärmen von RT auf T_{\max} , Vorspannkraftabbau bei T_{\max} und Abkühlen zeigt die typischen Verläufe (Abb. 6.6 links).

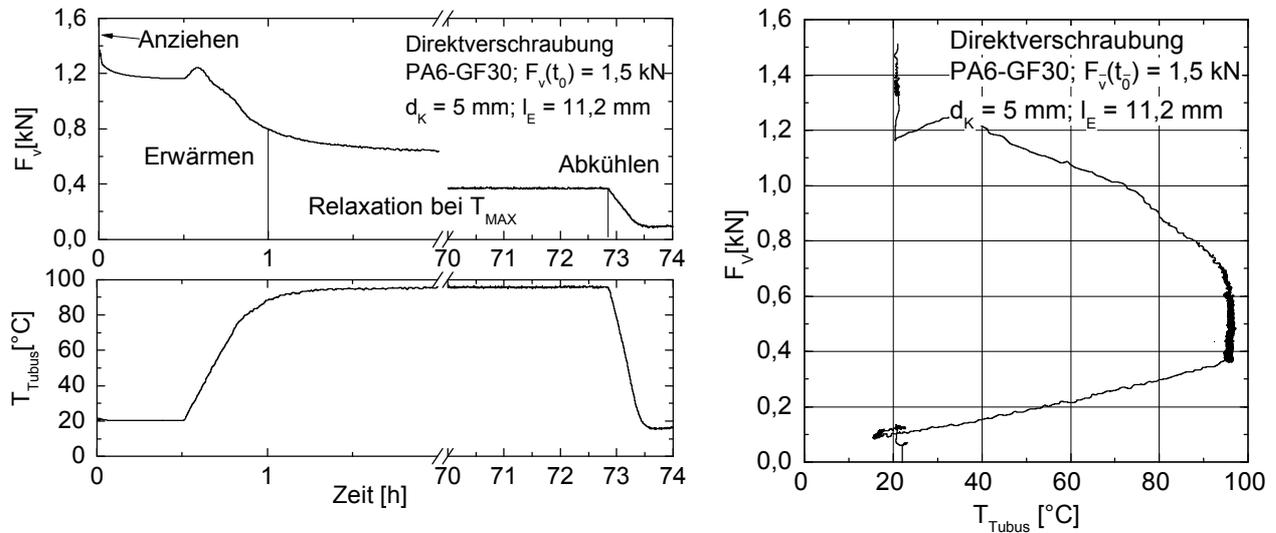


Abb. 6.6: Links: Vorspannkraftverlauf und Tubustemperatur über die Zeit bei Tuben aus PA6-GF30; rechts: Vorspannkraftänderung über die Temperatur bei einem einzelnen Temperaturzyklus

Die Vorspannkraft sinkt direkt nach der Montage ab, und zwar innerhalb von 30 Minuten schon um 25 % auf 1,15 kN. In der Erwärmungsphase bis 40 °C steigt die Vorspannkraft zunächst um 0,1 kN an. Offenbar dominiert in diesem Temperaturbereich die Wärmeausdehnung gegenüber dem E-Modulabfall. Danach tritt ein Abfall der Vorspannkraft auf, wobei die maßgebenden Faktoren Wärmeausdehnung, E-Modulabnahme und zunehmendes Kriechverhalten sind.

Bei der anschließenden Auslagerung (100 °C, 72 h) wird der Vorgang hauptsächlich durch Vorspannkraftabbau bestimmt. Daneben sind jedoch auch auf die Vorspannkraft gegenläufig wirkende Einflüsse vorhanden: Schrumpfen des Tubus einerseits und Zunahme des E-Moduls andererseits. In der Abkühlphase sinkt die Vorspannkraft nahezu linear mit der Temperatur ab, da bei diesem Vorgang nur der quasi konstante Wärmeausdehnungskoeffizient und der temperaturabhängige E-Modul von Einfluss sind (Abb. 6.6 links).

6.4.1.2 Zyklisches Erwärmen und Abkühlen

Eine thermisch zyklische Belastung tritt im realen Gebrauch der Bauteile mit Direktverschraubung auf, z.B. im Motorraum von Fahrzeugen beim Anlassen und Abstellen und im Innenraum von Fahrzeugen bei Sonneneinstrahlung [90]. Die Temperatur-

Vorspannkraft-Hysterese (Abb.6.7 links) verdeutlicht die Zusammenhänge, die nachfolgend ausführlich erläutert werden.

Im Versuch wird nur die Umgebungstemperatur zyklisch geändert (Temperaturprofil siehe Abb. 6.7 unten links).

Die Vorspannkraft nimmt direkt nach der Montage ab und erhöht sich leicht beim Aufheizen. Beim wiederholten Erwärmen auf die gleiche Temperatur (70 °C) dominiert die Wärmespannung. In Abb. 6.7 rechts ist zu erkennen, dass bei einer Erwärmung von ca. 20 °C auf ca. 70 °C die Vorspannkraft ansteigt. In der zweiten Aufheizphase auf 70 °C ist kein deutlicher Vorspannkraftabbau zu erkennen. Wenn die Temperatur das nächste Niveau 110 °C erreicht, zeigt sich wieder ein deutlicher Vorspannkraftabbau. Ursächlich hierfür ist die zusätzliche Wärmespannung, die sich beschleunigend auf die Relaxationsgeschwindigkeit auswirkt. Das anschließende zweimalige Abkühlen auf -20 °C ruft hauptsächlich eine reversible thermische Wärmespannung der Verschraubung hervor, da durch die niedrige Spannung und Temperatur der Vorspannkraftabbau verlangsamt wird.

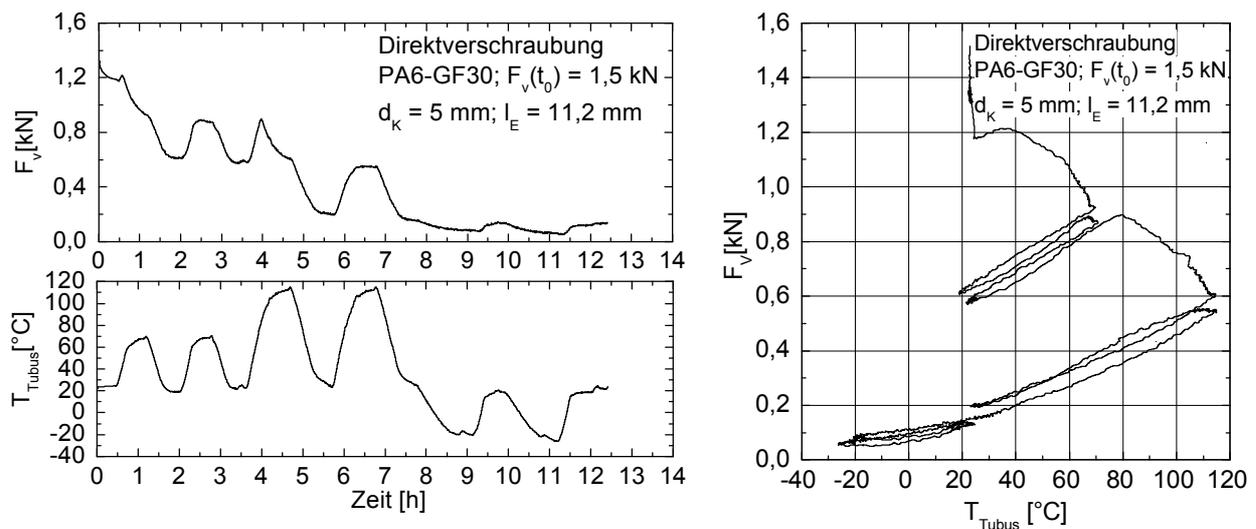


Abb. 6.7: Links: Vorspannkraftverlauf und Tubustemperatur über die Zeit; rechts: Vorspannkraftänderung über die Temperatur

6.4.2 Oberflächendeformation bei Tubus aus PA6-GF30

Zur Ermittlung des flächenhaften Deformationsverhaltens des Tubus wird DIC eingesetzt und das Deformationsverhalten bei mechanischer Axialbelastung und bei thermischer Belastung ermittelt.

Die Messungen an einem Teilausschnittes der Tubusoberfläche zeigen oft eine unterschiedliche Stauchung. Abb. 6.8 oben zeigt die Abwicklung einer Rundumdehnungsanalyse und lässt die Problematik der Messungen erkennen. Aufgrund einer unsymmetrischen Einschraubung und evtl. einer nicht idealen Geometrie des Tubuskopfs und des Schraubenlochs ergibt sich eine ungleichmäßige Druckverteilung unterhalb des Tubuskopfs. Durch die vollständige Beobachtung der Tubusoberfläche mittels einer Rundummessung, die durch eine geeignete Drehvorrichtung ermöglicht wird, werden unter Verwendung von DIC die Längs- und Querdehnungen ermittelt.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen sind zwei Aspekte zu berücksichtigen, die die Deformationsanalyse des Tubuskopfes betreffen:

In der direkten Nahbereichszone von Tubus und Unterlagscheibe ist die Ermittlung des Deformationsverhaltens mittels DIC aus messtechnischen Gründen eingeschränkt, und die Randzone des Tubus kann minimal im Abstand von nur ca. 0,5 mm zur Unterlagscheibe analysiert werden. Diese messtechnische Einschränkung betrifft mögliche Einflüsse von Seiten der Tubusrandschicht (amorphe Randzone, Faserorientierung und reduzierte Faserhäufigkeit in Randnähe).

Beim Druckversuch am Tubus selbst wie auch bei der Untersuchung des realen Spannungssystems tritt an der Grenzfläche zwischen Tubusrand und Druckplatte bzw. Unterlagscheibe ein Steifigkeitssprung auf.

Zur Deformationsanalyse des Tubus im verschraubten Zustand wird eine verfeinerte Messtechnik eingesetzt. Dies ist notwendig, da, wie oben angesprochen, bei dem verschraubten Tubus durch die zumeist nicht achsensymmetrisch wirkende Schraube ein über den Umfang unterschiedlicher Dehnungsverlauf auftritt. Durch die Rundummessung des Tubus ist eine Mittelwertbildung der Tubusdehnung im verschraubten Zustand möglich, was für die Ermittlung der repräsentativen Dehnungen im Vergleich mit der FE-Berechnung wichtig ist. Der gemittelte Dehnungsverlauf nach den einzelnen Belastungsphasen wird in Kap. 8 behandelt.

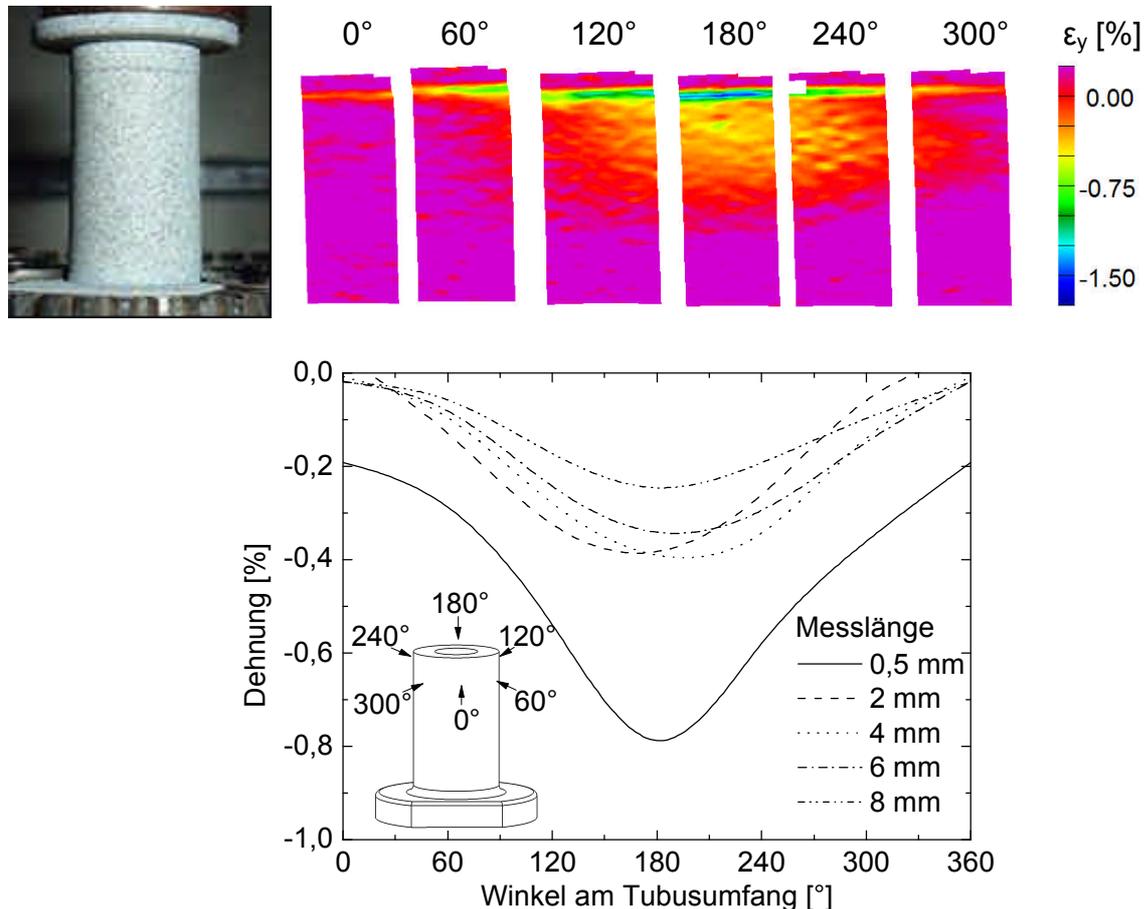


Abb. 6.8: Oben: Tubus und vollständige Ermittlung des Dehnungsverlaufs über den Umfang des Tubus mittels Rotationseinrichtung (PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %, $n = 500$ U/min, $F_v = 1,5$ kN, RT); unten: Dehnungsverlauf über Tubusumfang auf verschiedenen Messlängen

Abb. 6.8 unten zeigt eine offenbar unsymmetrische Druckbelastung auf der Tubusstirnfläche. Das Material erfährt die größte Stauchung von 0,5 mm unter der Tubusstirnfläche. Bei 180° erreicht die Stauchung einen Wert von 0,82 %, während bei 360° nur 0,2 % auftreten. Dies weist darauf hin, dass das Material im Bereich der Entlastungsbohrung stark unsymmetrisch belastet wurde. Die Reaktionskraft wirkt auch am Schraubenkopf, was eine Erhöhung der lokalen Zugspannung im Kerbbereich, im Übergang zwischen Schraubenkern und Schraubenkopf, zur Folge hat.

Entlang der Tubusachse in Richtung Tubusfuß zeigt sich eine reduzierte Stauchung. Diese ist auf Grund der Lastverteilung im letzten Gewindegang in Richtung des Schraubenendes niedriger als im ersten Gewindegang.

Der Mittelwert bei einem Winkelabstand vom 60° ist in Abb. 6.9 dargestellt, die aus-

gewerteten Stauchungsverläufe aus allen sechs Richtungen sind zu sehen. Alle Kurven werden gemittelt, um die mittleren Deformationswerte aus dem Experiment mit der späteren FE Simulation vergleichen zu können.

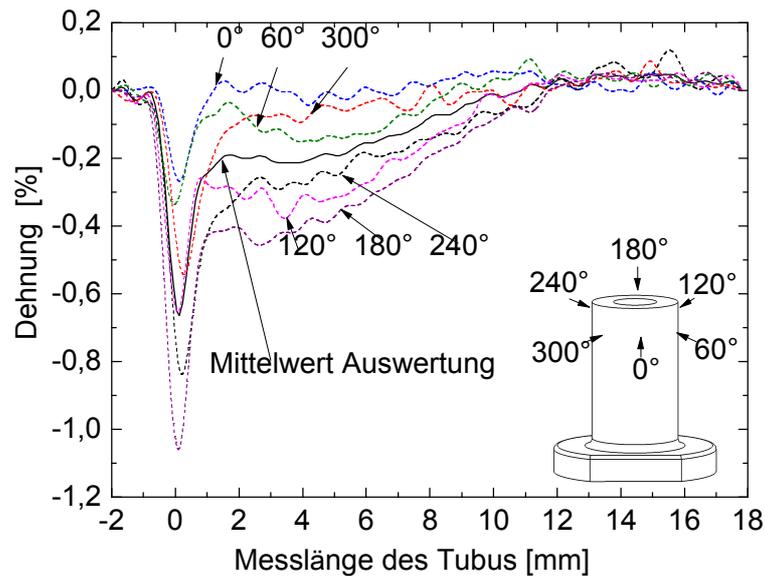


Abb. 6.9: Vollständige Auswertung des Dehnungsverlaufs entlang der Tubusachse nach Anziehen (PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %, $n = 500$ U/min, $F_V = 1,5$ kN, RT)

In Abb. 6.10 werden jeweils nur die Referenzschnittlinien in Richtung der Tubuslängsachse der betrachteten Zustände einander gegenübergestellt. Wie bereits in Kapitel 3 beschrieben, setzen sich diese Schnitte aus den zeilenweise errechneten Mittelwerten der Dehnungen über den Tubusumfang zusammen. Die Schnitte stellen somit keinen lokalen, sondern vielmehr den zu erwartenden mittleren Dehnungsverlauf bei homogener Druckverteilung am Tubuskopf dar. Gerade diese Darstellung bietet die Grundlage eines Abgleichs mit der FE-Simulation, da auch hier von einer Belastung mit symmetrischer Spannungsverteilung ausgegangen wird. Diese Vorgehensweise wird gewählt, um den möglichen Einfluss einer nichtidealen Geometrie und von Unsymmetrien beim Eindrehen der Schraube zu erfassen und diese Ergebnisse mit der FE-Simulation zu vergleichen. Eine 3D-Modellierung kann eine solch unsymmetrische Belastung simulieren, vorausgesetzt der Verkippungswinkel oder das Verkippungsmoment ist bekannt. Die Verkippung der Schraube hängt jedoch von den Bedingungen beim Eindrehen ab - ein identischer Verkippungswinkel nach Montageende kann nicht wiederholt werden.

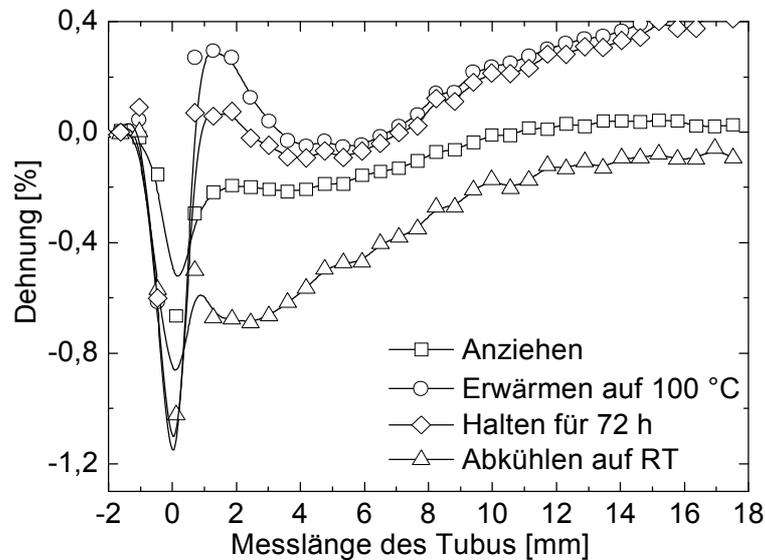


Abb. 6.10: Gemittelter Dehnungsverlauf des Tubus am Ende der verschiedenen Belastungsphasen

Deutlich zu erkennen ist der Stauchungs-Peak direkt unter dem Schraubenkopf. Beim Einschrauben entsteht eine hohe Druckspannung, da hier eine geringere Querschnittsfläche im Bereich der Entlastungsbohrung und der niedrigste E-Modul vorliegen. Auf Grund der Wandstärkenveränderung in der Entlastungszone kann es darüber hinaus zu einer Ausbauchung im Bereich der Messlänge von 2 mm kommen. Dieser Effekt ist auf die Druckkraft und die reibungsbedingte Deformationsbehinderung zwischen der Unterlagscheibe und der Tubusstirnfläche (Abb. 6.2) zurückzuführen.

Beim Anziehen (RT) tritt eine deutlich negative Dehnung (Abb. 6.10) zum Schraubenkopf hin auf (0 mm). Die Tubusstauchung liegt zwischen 0 und 11 mm, dies entspricht ca. 5 Gewindegängen und charakterisiert den Kraftübertragungsbereich. Beim Erwärmen auf 100 °C tritt, bedingt durch die Wärmeausdehnung des Polymerwerkstoffs, eine markante Dehnungszunahme unter dem Schraubenkopf auf. Beim Haltevorgang über 72 h fällt der Dehnungsverlauf kriechbedingt leicht ab. Nach dem Abkühlen auf RT liegt der Dehnungsverlauf deutlich unterhalb des Dehnungsverlaufs beim Anziehen/RT.

6.4.3 Vorspannkraftverlauf bei Tubus aus PP-GF30

6.4.3.1 Einmaliges Erwärmen und Abkühlen

Anwendungstypische Einsatztemperaturen und Relaxationsmoduli sind bei PP-GF30 niedriger als bei PA6-GF30. Der einmalige Erwärm- und Abkühlversuch für PP-GF30 wurde bei drei konstanten Temperaturen durchgeführt.

Abb. 6.11 links zeigt den Vorspannkraftverlauf bei 100 °C, 80 °C und 60 °C. Die Vorspannkraft bei RT sinkt sehr schnell auf ca. 1,0 kN ab. Während des Erwärmungsvorgangs steigt sie aufgrund der stärkeren Wärmeausdehnung des Tubus leicht an und ab 40 °C wiederum leicht ab. Die Kurven differieren erst bei größeren Temperaturunterschieden, da die E-Moduln stark von der Temperatur abhängig sind. Bei konstanter Temperatur verlaufen die Relaxationskurven nahezu parallel. Bei 100 °C hat die Vorspannkraft den Wert von nur noch 0,2 kN. Während der Abkühlung auf 50 °C sinkt die Vorspannkraft auf nahezu Null ab. Die Restvorspannkraft bei 80 °C beträgt 0,1 kN und bleibt bei 60 °C auf 0,2 kN stehen.

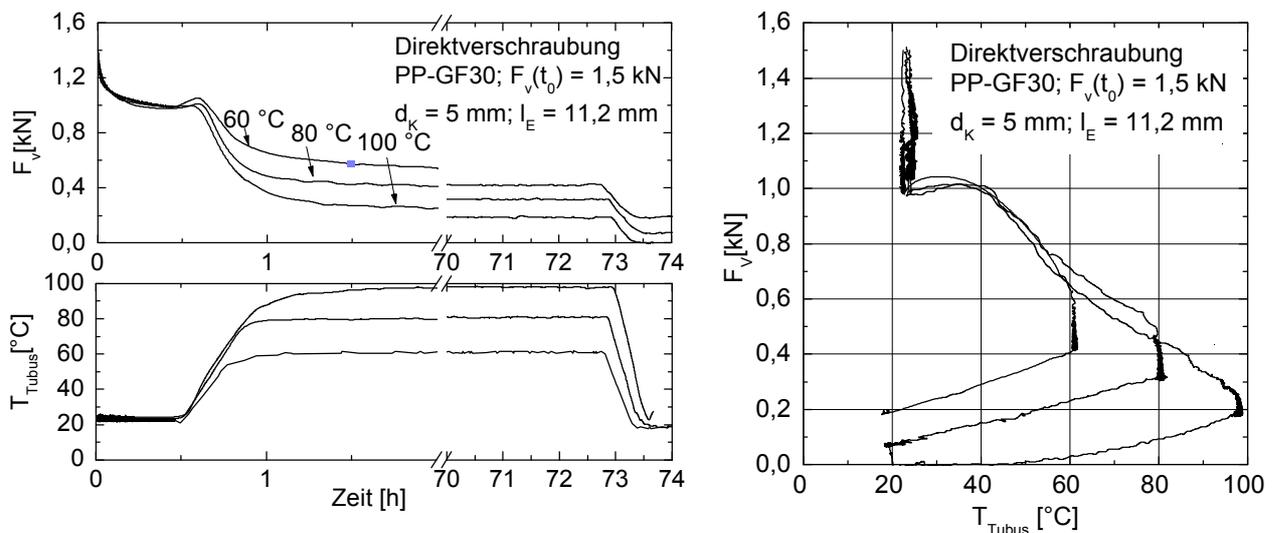


Abb. 6.11: Links: Vorspannkraftverlauf und Tubustemperatur über die Zeit; rechts: Vorspannkraftänderung über die Temperatur

6.4.3.2 Zyklisches Erwärmen und Abkühlen

In diesem Versuch wird die thermische Belastung des Tubus aus PP-GF30 im Vergleich zu PA6-GF30 reduziert. Bei zweimaliger Erwärmung zunächst auf 70 °C, dann auf 90 °C und anschließendem zweimaligen Abkühlen auf -20 °C (s. Abb. 6.12 links)

verhält sich die Vorspannkraft ähnlich wie beim einmaligen Erwärmen und Abkühlen: Die Vorspannkraft sinkt direkt nach der Montage ab und erhöht sich leicht beim Aufheizen. Beim wiederholten Aufheizen auf die gleiche Temperatur und Abkühlen auf -20 °C tritt dominierend nur eine Spannung aufgrund der Wärmeausdehnung auf. Abb. 6.12 rechts zeigt eine lineare Steigerung der Vorspannkraft von -20 °C auf 70 °C . Bei einer weiteren Aufheizung ist kein deutlicher Vorspannkraftabbau zu erkennen. Erst beim Anstieg auf 90 °C zeigt sich wieder deutlich ein Vorspannkraftabbau bei konstanter Temperatur. Beim zweiten Aufheizen auf 90 °C ist wiederum kein deutlicher Vorspannkraftabbau zu erkennen. Ursache dafür ist die momentane Vorspannkraft, die bei $0,37\text{ kN}$ liegt. Der Spannungszustand ist nicht hoch genug, um einen deutlichen Vorspannkraftabbau innerhalb von 45 Minuten zu ergeben. Die nachfolgende zweimalige Abkühlung von 90 °C auf -20 °C bewirkt im wesentlichen eine reversible thermische Ausdehnung des Polymerwerkstoffs im Verschraubungssystem. Die Vorspannkraft bleibt gleich, da die niedrige Spannung und Temperatur die Abnahme der Vorspannkraft unterbinden.

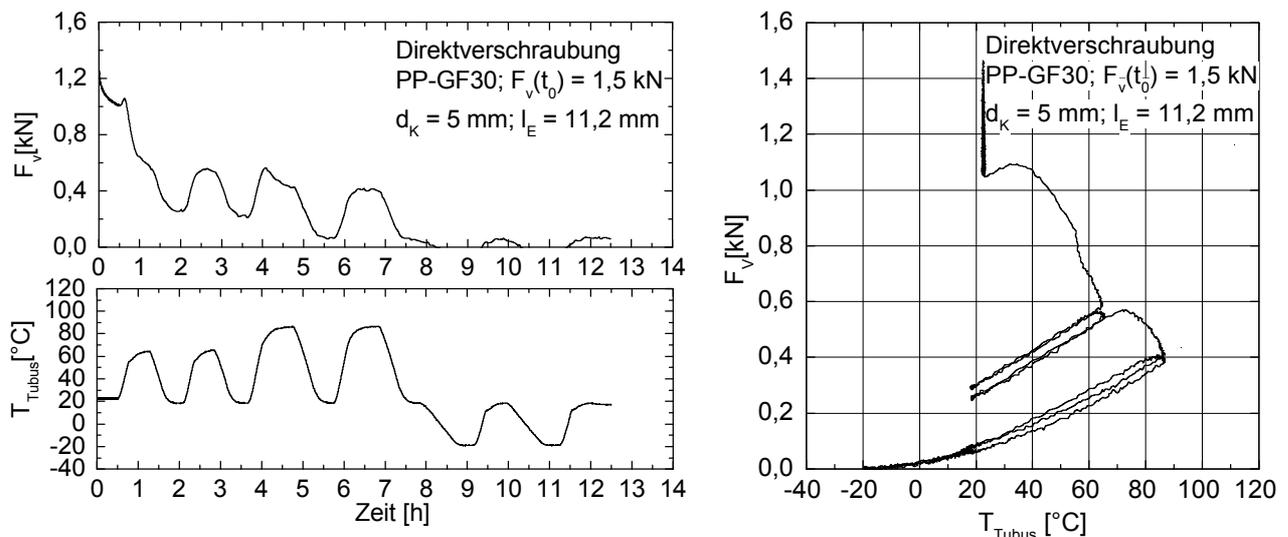


Abb. 6.12: Links: Vorspannkraftverlauf und Tubustemperatur über die Zeit; rechts: Vorspannkraftänderung über die Temperatur

7 Werkstoffmodellierung und Parameteridentifikation

Die anisotropen Materialkennwerte können vollständig mittels einer Füllsimulation berechnet werden. Der Entstehungsprozess der Faserorientierung und deren Simulation sind in Kap. 5 dargestellt. Die lokale Steifigkeit und die thermischen Eigenschaften, die auf einem mikromechanischen Modell basieren, können durch Koordinatentransformation berechnet werden. Allerdings können das lokale plastische und das lokale Kriechverhalten aus der Füllsimulation nicht ermittelt werden. Die Schnittstelle zwischen ABAQUS und Moldflow überträgt die Steifigkeit, den Wärmeausdehnungskoeffizient und die Eigenspannungen während der Abkühlung beim Spritzgießen ins lokale Koordinatensystem der FE-Elemente. Diese Funktion wird sowohl von ABAQUS als auch von anderer Software, wie z.B. PartConverse[®] und Digimat[®] bereitgestellt. Für eine anisotrope Steifigkeitsberechnung ist es sinnvoll, eine Füllsimulation mit der FE-Simulation zu kombinieren. Da hierbei jedem Element ein eigener orthotroper Materialtensor zugeordnet wird, entstehen hohe Anforderungen an die Rechnerleistung.

Eine orthotrope Berechnung ist für den klassischen Laminatschichtaufbau geeignet und lässt sich auf die Berechnung kurzfaserverstärkter Polymerwerkstoffe übertragen. Allerdings sind ergänzende Untersuchungen zur Bestimmung der orthotropen Steifigkeit und Wärmeausdehnung des Tubus, basierend auf der Faserorientierungsanalyse und mikromechanischen Modellen [83, 91, 92] notwendig. Die orthotropen Kennwerte des Verbundes werden in einem kombinierten Vorgehen ermittelt: Die Faserorientierung wird durch die Analyse eines Schliffbildes bildanalytisch [93] für definierte Zonen ermittelt. Sie kann mit dem Orientierungs-Tensor beschrieben werden. Die Steifigkeitsmatrix des UD-Materials (z.B. nach Halpin-Tsai) muss an den jeweiligen Orientierungszustand mit Hilfe des oben genannten Orientierungs-Tensors angepasst werden [94, 95].

Die hier durchgeführte Simulation der Vorspannkraft der Polymerwerkstoffdirektverschraubung entspricht einem problemangepassten ingenieurmäßigen Vorgehen. Im Rahmen von Vereinfachungen werden Materialparameter hergeleitet, um eine nicht-lineare Deformationsanalyse durchführen zu können. Da der Tubus dominierend in Längsrichtung belastet wird, werden vereinfachend das Deformationsverhalten und die Wärmedehnung in dieser Richtung ermittelt. Es wird vereinfachend ein inhom-

genes nichtlinear isotropes Verhalten zugrunde gelegt. Da die Kennwertermittlung mit erhöhtem Rechenaufwand verbunden ist [96, 97, 98], wird dieser Berechnungsansatz nur orientierend verfolgt.

Da die mechanischen Eigenschaften von Polyamid vom Wassergehalt beeinflusst werden, muss dieser Effekt bei der Untersuchung des Vorspannkraftabbaus der Direktverschraubungen berücksichtigt werden. Es werden Tuben mit unterschiedlichem Wassergehalt (trocken, Wassergehalt 1,2 % und 0,3 %) bei RT untersucht. Bei der Ermittlung von temperaturabhängigen Kennwerten muss die Versteifung des Tubus aufgrund des Wassergehalts berücksichtigt und bewertet werden.

7.1 Werkstoffmodell

Die Eigenschaften der Polymerwerkstoffe können durch ein klassisches Burger-Modell beschrieben werden. Es besteht aus einem parallel geschalteten Feder- und Dämpferelement (Voigt-Modell) und einem seriell geschalteten Feder- und Dämpferelement (Maxwell-Modell). Es wird darüber hinaus die spannungsabhängige plastische Deformation durch ein Reibelement ergänzt, das mit einem Standardmodell seriell geschaltet wird, um einen spannungsabhängigen Fließvorgang des Materialverhaltens berücksichtigen zu können.

Das rheologische Materialmodell ist in Abb. 7.1 dargestellt:

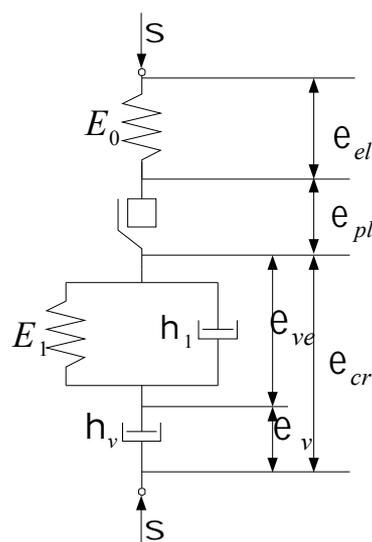


Abb. 7.1: Rheologisches Materialmodell des Polymers, bestehend aus linear-elastischen, viskoelastischen und plastischen Dehnungsanteilen und einem irreversiblen viskosen Anteil

Exaktes Lösungsverfahren

Der viskoelastische Verformungsanteil des Voigt-Modells kann mit den Gleichgewichtsbedingungen in Gl. 7.1 berechnet werden:

$$s = E_1 e_{ve} + h_1 \dot{e}_{ve} \quad \text{Gl. 7.1}$$

Gl. 7.1 wird nach der Zeit t abgeleitet:

$$\dot{s} = E_1 \dot{e}_{ve} + h_1 \ddot{e}_{ve} \quad \text{Gl. 7.2}$$

$$\Rightarrow \dot{e}_{ve} = \frac{\dot{s}}{E_1} - \frac{h_1}{E_1} \ddot{e}_{ve} \quad \text{Gl. 7.3}$$

Die gesamten Dehnungen bestehen aus:

$$e = e_{el} + e_{pl} + e_{ve} + e_v \quad \text{Gl. 7.4}$$

Die Ableitung nach der Zeit ergibt:

$$\dot{e} = \dot{e}_{el} + \dot{e}_{pl} + \dot{e}_{ve} + \dot{e}_v \quad \text{Gl. 7.5}$$

$$\Rightarrow \dot{e} = \frac{\dot{s}}{E_0} + \frac{s}{h_v} + \dot{e}_{ve} + \dot{e}_{pl} \quad \text{Gl. 7.6}$$

Die zweite Ableitung nach der Zeit liefert:

$$\ddot{e} = \ddot{e}_{el} + \ddot{e}_v + \ddot{e}_{ve} + \ddot{e}_{pl} \quad \text{Gl. 7.7}$$

$$\Rightarrow \ddot{e} = \frac{\dot{s}}{E_0} + \frac{\dot{s}}{h_v} + \ddot{e}_{ve} + \ddot{e}_{pl} \quad \text{Gl. 7.8}$$

Aus Gl. 7.8 ergibt sich:

$$\ddot{e}_{ve} = \ddot{e} - \frac{\dot{s}}{E_0} - \frac{\dot{s}}{h_v} - \ddot{e}_{pl} \quad \text{Gl. 7.9}$$

Setzt man Gl. 7.9 in Gl. 7.3 ein, erhält man:

$$\Rightarrow \dot{e}_{ve} = \frac{\dot{s}}{E_1} - \frac{h_1}{E_1} \left(\ddot{e} - \frac{\dot{s}}{E_0} - \frac{\dot{s}}{h_v} - \ddot{e}_{pl} \right) \quad \text{Gl. 7.10}$$

Setzt man Gl. 7.10 in Gl. 7.6 ein, erhält man:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{s}}{E_0} + \frac{s}{h_v} + \frac{\dot{s}}{E_1} - \frac{h_1}{E_1} \left(\dot{\epsilon} - \frac{\dot{s}}{E_0} - \frac{s}{h_v} - \dot{\epsilon}_{pl} \right) + \dot{\epsilon}_{pl} \quad \text{Gl. 7.11}$$

Mit der Änderung der Dehnrage ergeben sich unterschiedlich hohe Fließspannungen. Im Regelfall bewirkt eine Erhöhung der Dehnrage eine höhere Fließspannung. Die Gleichung ist dann nicht mehr über eine Differenzialgleichung analytisch lösbar. Da aber der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit im Langzeitdruckversuch wie auch im quasistatischen Druckversuch vernachlässigbar ist [66], also folgendes gilt: $\dot{\epsilon}_{pl} \approx 0$, ergibt sich aus Gl. 7.11 die reguläre Differenzialgleichung:

$$\dot{\epsilon} \frac{h_v h_1}{E_1} + \dot{\epsilon} h_v = \dot{s} \left(\frac{h_v h_1}{E_0 E_1} + \frac{E_0 h_v + E_1 h_v + E_0 h_1}{E_0 E_1} \right) + s \quad \text{Gl. 7.12}$$

Die Lösung nach Dehnung dieser lineare Differenzialgleichung 2. Ordnung mit den Anfangswertaufgaben (zeitunabhängige Konstante e_{pl}) ergibt

$$e(t) = \frac{s_0}{E_0} + \frac{s_0}{h_v} t + \frac{s_0}{E_1} \left(1 - e^{-t \frac{E_1}{h_1}} \right) + e_{pl} \quad \text{Gl. 7.13}$$

7.2 Parameteridentifikation mit empirischem Ansatz

Das Materialverhalten lässt sich auch über einen empirischen Ansatz bestimmen, der das Kriechverhalten phänomenologisch beschreiben kann. Die Dehnungszunahme über die Zeit lässt sich dabei sehr gut über Potenzfunktionen abbilden.

Das FE-Softwarepaket ABAQUS verfügt über ein Modell, bei dem das Kriechverhalten mit dem empirischen Ansatz nach Baily-Norton angepasst wird. Es ist eine Potenzfunktion, mit der sich sowohl das primäre als auch das sekundäre Kriechverhalten [99] gut beschreiben lassen. Sie lautet:

$$e_{cr}(t) = P_2 s^{P_3} t^{P_4} \quad \text{Gl. 7.14}$$

Setzt man Gl. 7.12 in die gesamte Dehnung ein, ergibt sich:

$$e(t) = e_0 + e_{pl} + e_{cr}(t) = P_1 + P_2 s^{P_3} t^{P_4} \quad \text{Gl. 7.15}$$

Gl. 7.15 wird als Potenzfunktion für das Kriechverhalten verwendet. Die Parameter P1 – P4 werden durch eine nichtlineare Anpassung ermittelt.

Vergleicht man die physikalischen Materialmodelle und den empirischen Befund, zeigen sich folgende Unterschiede:

- Das viskoelastisch plastische Modell, das auf dem physikalischen Materialverhalten des Polymers basiert, lässt sich mittels der Lösungsansätze in das Maxwell- und Voigt-Modell überführen. Mittels der Williams-Landel-Ferry-Funktion [100] wird eine Masterkurve erhalten, die das Relaxationsverhalten in einem längeren Zeitraum beschreibt. Der viskoelastische Dehnungsanteil kann bei Belastung wie auch bei Entlastung berechnet werden. Allerdings gilt die Implementierung für das viskoelastische Werkstoffmodell in ABAQUS, nicht gleichzeitig für das plastische Modell mit Reibelement.
- Der empirische Ansatz nach Baily-Norton basiert auf einer relativ einfachen Ansatzfunktion und kann das Materialverhalten gut beschreiben. Die Parameter können mit kommerzieller Software identifiziert werden. Nachteilig ist, dass die Funktion keine Temperaturvariable enthält und das Rückkriechen aufgrund des viskoelastischen Verhaltens mit einer spannungsabhängigen Funktion nicht beschrieben werden kann.

Für eine ingenieurmäßige FE-Simulation liefert der empirische Ansatz Baily-Norton gute Anwendungsmöglichkeiten.

7.2.1 Nichtlineare Anpassung

Im allgemeinen kann ein nichtlineares Modell mit folgender Gleichung beschrieben werden:

$$Y = f(X, \theta) + c \quad \text{Gl. 7.16}$$

Dabei sind die erforderliche Parameter θ und X die unabhängige Variable. Ziel der nichtlinearen Anpassung ist es, die Werte der optimalen Parameter zu bestimmen, um die Funktion abzubilden. Die Parameter werden dabei nach der Methode der Minimierung der Fehlerquadratsumme bestimmt, so dass die Abweichungen der experimentell ermittelten Kurve von der simulierten Kurve minimal sind.

$$c^2 = \sum_{i=1}^n \left[\frac{Y_i - f(x_i, \hat{q})}{S_i} \right]^2 \quad \text{Gl. 7.17}$$

Um also q zu bestimmen, muss die partielle Ableitung der Funktion als c^2 nach q zu Null gesetzt und die resultierende Gleichung gelöst werden.

$$\frac{\partial^2 c^2}{\partial \hat{q}_p} = -2 \sum_{i=1}^n \frac{1}{S_i^2} [Y_i - f(x_i, \hat{q})] \left[\frac{\partial f(x_i, \hat{q})}{\partial \hat{q}_p} \right] = 0 \quad \text{Gl. 7.18}$$

Für diese Gleichung gibt es keine explizite Lösung. Es muss eine Iterationsstrategie zur Abschätzung der Parameter verfolgt werden. Dieser Prozess beginnt mit den Anfangswerten q_0 . Mit jeder Iteration wird dann ein c^2 -Wert berechnet und die Parameter eingestellt, um c^2 zu reduzieren. Wenn die c^2 -Werte nach einer Iteration klein genug sind, d.h. unterhalb einer vordefinierten Toleranz liegen, konvergiert der Anpassungsprozess durch das sog. Reduzierte Chi-Quadrat, welches die Abweichung für jeden Datenpunkt beschreibt.

Die Anpassungsgüte beschreibt, wie weit die Anpassungskurve vom wirklichen Datenpunkt entfernt ist. Die Residuumsomme des Quadrats (RSS) und Chi-Quadrat kann die Abweichungen quantitativ bewerten. Es wird zuerst die Abweichung zwischen Datenpunkt und Mittel Wert „Total Summe des Quadrats“ berechnet.

$$TSS = \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 \quad \text{Gl. 7.19}$$

Die Regression-Quadratsumme (SSreg) und die Residuum-Quadratsumme (RSS) addieren sich zur Totalsumme des Quadrats (TSS).

$$SSreg = \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \bar{y})^2 \quad \text{Gl. 7.20}$$

$$RSS = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad \text{Gl. 7.21}$$

Das Verhältnis zwischen SSreg und TSS, der „Determinationskoeffizient“, beschreibt die Qualität der Regression:

$$R^2 = \frac{SS_{reg}}{TSS} = 1 - \frac{RSS}{TSS} \quad \text{Gl. 7.22}$$

Die in dieser Arbeit verwendete Regressionsmethode nutzt Origin[®] Pro 8. Origin benutzt den Levenberg-Marquardt (L-M) Algorithmus zur Parameteroptimierung. Dieser Algorithmus kombiniert das Gauß-Newton-Verfahren mit der Stark-Abstieg-Methode [101].

7.2.2 Parameter zur Beschreibung der Plastizität

In dieser Simulation werden die plastischen Verformungen mit der klassischen Fließregel nach von Mises beschrieben. Diese gilt für die meisten duktilen Materialien. Sobald die Vergleichsspannung die Fließfläche aus einem mehrachsigen Spannungszustand überschreitet, beginnt das Material zu fließen. Die Größe der Streckspannung ist unabhängig vom hydrostatischen Spannungsanteil. Bei quasistatischer und Langzeitbelastung sind die Einflüsse der Dehnrates vernachlässigbar. Allerdings tritt bei Verformungen mit hoher Dehnrates eine ausgeprägte Verfestigung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens auf [102].

Die in Kap. 3 gemittelten plastischen Kennwerte können mit elastischen Kennwerten tabellarisch angegeben werden:

```
*ELASTIC, TYPE=ISOTROPIC, DEPENDENCIES=1
  E, ν, T, fvariable
*PLASTIC
  σ, εplastic, T
*EXPANSION
  αT
```

Die plastischen Dehnungsanteile der Messdaten können direkt in einer Tabelle der FE-Programme angegeben werden. Die Werte können entweder mit Temperaturabhängigkeit oder Dehnratesabhängigkeit kombiniert werden. Während der FE-Berechnung wird in jedem Inkrement die Vergleichsspannung mit der angegebenen Fließspannung verglichen. Falls die Vergleichsspannung höher als die Fließspannung ist, wird die entsprechende plastische Dehnung durch das Newtonsche Iterationsverfahren berechnet. Die in Kap. 4 gemessene reine plastische Dehnung wird

zuerst mit einer linearen Funktion angepasst, und die so generierten Werte werden in ABAQUS verwendet.

7.2.3 Parameter des Kriechens

In Kap. 4 wurde dargestellt, wie die Kriechdehnungen mittels DIC lokal gemessen werden. Die Parameter des Kriechens und Rückkriechens werden in ausgewählten Zonen (bei Messlängen vom 2 mm, 6 mm, 16 mm) identifiziert. Abb. 7.2 zeigt die mit der Potenzfunktion aus Gleichung 7.15 angepasste Kurve.

Die Verläufe (Abb. 7.2) bei 6 mm und 16 mm haben eine ähnliche Steigung im primären Kriechbereich. Dagegen entwickelt sich bei 2 mm eine hohe Kriechneigung bis zum Zeitpunkt von 110 h. Dieser Unterschied entsteht aufgrund der Faserorientierung. Die lokale Kriechneigung ist antiproportional zur lokalen Steifigkeit [103]. Nach der Entlastung wird der spontane elastische Anteil sofort auf Null zurückgesetzt. Dann wirken die relaxierenden Anteile über die Zeit weit zurück, wobei nach einiger Zeit die Dehnung fast konstant bleibt und die Steigungen relativ flach verlaufen. Die restlichen Dehnungen bestehen aus viskosen und plastischen Anteilen, die im Rahmen der Bauteiluntersuchung bereits separat gemessen wurden.

Das Kriechen wird in ABAQUS folgendermaßen definiert:

```
*CREEP, LAW=TIME
```

```
A, n, m, T, fvariable
```

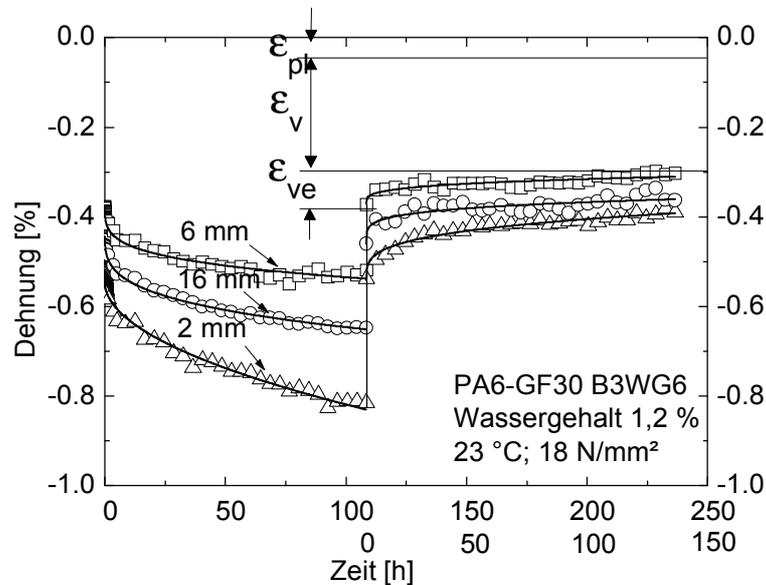


Abb. 7.2: Nichtlineare Kurvenanpassungen des Kriechens und Rückkriechens aus Druckversuch an Tubus aus PA6-GF30

Die resultierenden Parameter sind in folgender Tabelle dargestellt:

Tabelle 7.1: Resultierende Parametersätze für PA6-GF30 unter Druckbelastung (RT)

	Messlänge des Tubus					
	2mm		6mm		16mm	
P_1	-0,54667	-0,54127	-0,43169	0,45764	-0,39223	0,37380
P_2	-1,1534E-11	4,031E-10	-4,7947E-11	1,0353E-10	-8,7753E-11	1,5683E-11
P_3	6,00012	5,59206	6,43523	6,10219	6,19232	5,56094
P_4	0,51131	0,20495	0,28302	0,23211	0,28279	0,44290
R^2	0,98302	0,94913	0,99545	0,80840	0,99535	0,85169

Der Tubus aus PP-GF30 zeigt eine deutlich stärkere Kriechneigung als der Tubus aus PA6-GF30 (Wassergehalt 1,2 %). Vergleicht man allein den Kriechanteil nach 110 h bei 2 mm, so liegt der des Tubus aus PP-GF30 bei 0,7 % und der des Tubus aus PA6-GF30 bei 0,3 %. Beim Rückkriechen zeigt sich eine relativ schnelle und totale Erholung des Tubus aus PP-GF30, während der Relaxationsvorgang beim Tubus aus PA6-GF30 länger dauert.

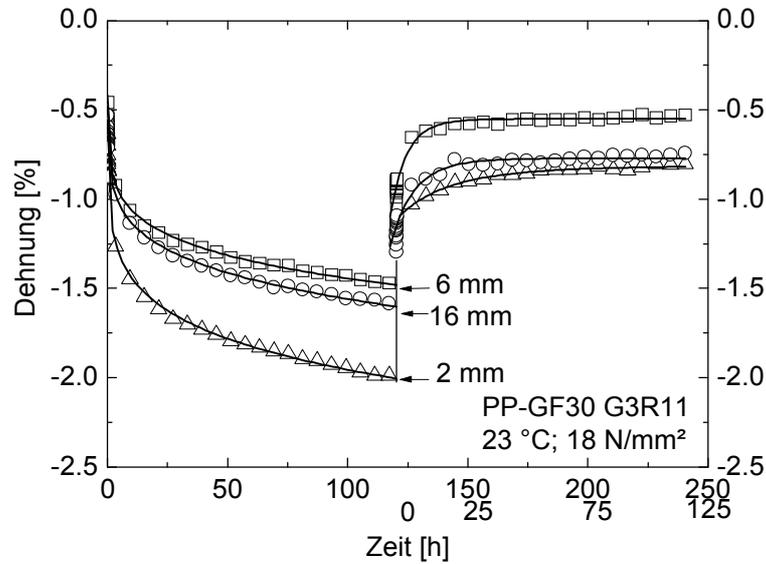


Abb. 7.3: Nichtlineare Kurvenanpassungen des Kriechens und Rückkriechens aus Druckversuch am Tubus aus PP-GF30 (RT)

Tabelle 7.2: Resultierende Parameter für PP-GF30 unter Druckbelastung (RT)

	Messlänge des Tubus					
	2mm		6mm		16mm	
P_1	-0,16084	-0,33160	-0,20706	0,22420	-0,27861	0,36852
P_2	-2,99892E-7	5,34542E-7	-4,0926E-7	4,51177E-7	-2,95905E-7	3,61282E-7
P_3	5,03829	5,30493	5,04078	5,25779	5,00669	5,30389
P_4	0,15336	-0,05886	0,15147	-0,09517	0,17569	-0,17708
R^2	0,99881	0,98119	0,99897	0,96678	0,99869	0,94656

In ABAQUS wird der Kriechanteil, explizit abgeleitet nach t, wie folgt angegeben:

$$\dot{\epsilon}_{cr}(t) = AS_0^m t^n \quad \text{Gl. 7.23}$$

Die Beziehung zwischen A, m und n kann durch die Ableitung von Gl.7.14 ermittelt werden:

$$\dot{\epsilon}_{cr}(t) = P_2 \cdot P_4 S_0^{P_3} t^{P_4-1} \quad \text{Gl. 7.24}$$

Aus Gl. 7.24 und Gl. 7.25 ergibt sich:

$$A = P_2 \cdot P_4$$

$$m = P_2$$

$$n = P_4 - 1$$

Die drei Parameter A, m und n werden direkt in ABAQUS eingegeben.

7.2.4 Parameter der Volumenabnahme

Beim Tubus aus PA6-GF30 mit einem Wassergehalt von 1,2 %, wird der Diffusionsvorgang der Wassermoleküle aus dem Material durch hohe Umgebungstemperaturen beschleunigt. Am Ende des Versuchs sinkt der Feuchtigkeitsgehalt des Tubus auf 0,3 %. Die Abnahme und Zunahme des Wassergehalts sind reversible Prozesse.

In [69] wurde untersucht, ob sich die Feuchtezunahme bzw. -abnahme im Probekörper über die Lagerungszeit degressiv verhält. Zu Beginn nimmt die Wasseraufnahme aus der Umgebung schnell zu. Der Gradient der Geschwindigkeit der Aufnahme sinkt beim Gleichgewichtszustand auf Null.

Der Vorgang der Abnahme des Wassergehalts ist ein inverser Stoffübertragungsvorgang, jedoch mit der gleichen Diffusionsgeschwindigkeit wie bei der Wasseraufnahme. Am Anfang verliert das Material schnell seinen Wassergehalt. Im weiteren Verlauf verlangsamt sich dieser Vorgang.

Gleichzeitig tritt Nachkristallisation auf, die auf eine Volumenreduzierung führt. Diese beiden Effekte können pauschal mit einer Maßänderung entlang der Tubusachse über eine Potenzfunktion empirisch beschrieben werden:

$$e_{ii}^{sw} = r_{ii} \cdot \frac{1}{3} e_{vol}^{sw} t^n = \frac{1}{3} Q_1 \cdot t^{Q_2} \quad \text{Gl. 7.25}$$

e_{ii}^{sw} ist dabei der Volumenanteil in Längsrichtung.

r_{ii} ist die richtungsabhängige Komponente. Sie beträgt bei isotropem Materialverhalten $r_{ii} = 1$

Q_1 und Q_2 sind Parameter.

Die Parameter werden über eine nichtlineare Anpassung der Gl. 7.26 identifiziert. Abb. 7.4 zeigt die resultierende Kurve. In Tabelle 7.3 sind die Parameter dargestellt.

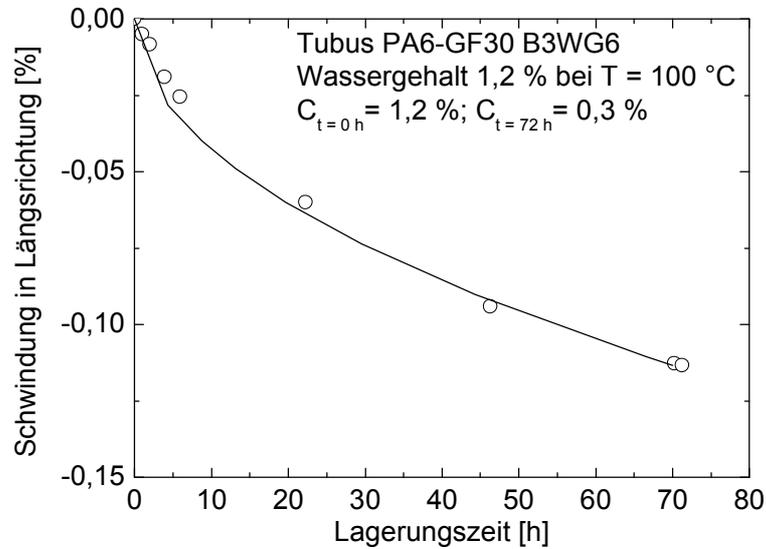


Abb. 7.4: Nichtlineare Anpassung des Schrumpfens

Tabelle 7.3: Resultierende Parameter der Volumenabnahme, verursacht durch Warmlagerung (100 °C, 72 h)

Q_1	-0.00487
Q_2	0.50153
R^2	0.99752

7.3 Ermittlung der Werkstoffeigenschaften bei erhöhter Temperatur

In den Herstellerunterlagen sind relevante Werkstoffdaten für die ingenieurmäßige Anwendung dokumentiert. Dies betrifft den hier vorliegenden Verlauf der σ - ε -Diagramme, deren T-Abhängigkeit und das zeitabhängige Deformationsverhalten (Kriechen, isochrone σ - ε -Diagramme). Es kann daher hinsichtlich des temperaturabhängigen Deformationsverhaltens auf die Spannungs-Dehnungs-Diagramme (Herstellerangaben) zurückgegriffen werden. Hiermit werden die experimentell ermittelte Steifigkeit bzw. die Spannungs-Dehnungs-Verläufe für die verschiedenen Temperaturen angepasst, um den Versuchsaufwand zu reduzieren. Ähnliches gilt für das Kriechverhalten.

Durch die Kopplung selbst ermittelter Kennwerte mit denen aus Werkstoffdatenbanken können die E-Moduln und die plastische Verformung der Werkstoffe bei hohen

Temperaturen für die FE-Simulation abgeschätzt werden. Die CAMPUS[®]-Datenbank liefert Messdaten aus DMA-Versuchen. Basierend auf dem E-Modul bei RT lässt sich ein Faktor für die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls bei hohen Temperaturen berechnen.

$$k = \frac{E_T}{E_{RT}} \quad \text{Gl. 7.26}$$

Der E-Modulabfall glasfaserverstärkter Polymerwerkstoffe wird wesentlich beeinflusst durch das Matrixmaterial. Die Temperatur hat ebenfalls einen starken Einfluss auf die mechanischen Kennwerte, insbesondere auf die amorphe Phase teilkristalliner Polymerwerkstoffe. Abb. 7.5 zeigt die Beziehung zwischen E-Modul und Temperatur bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche aus CAMPUS und Hersteller.

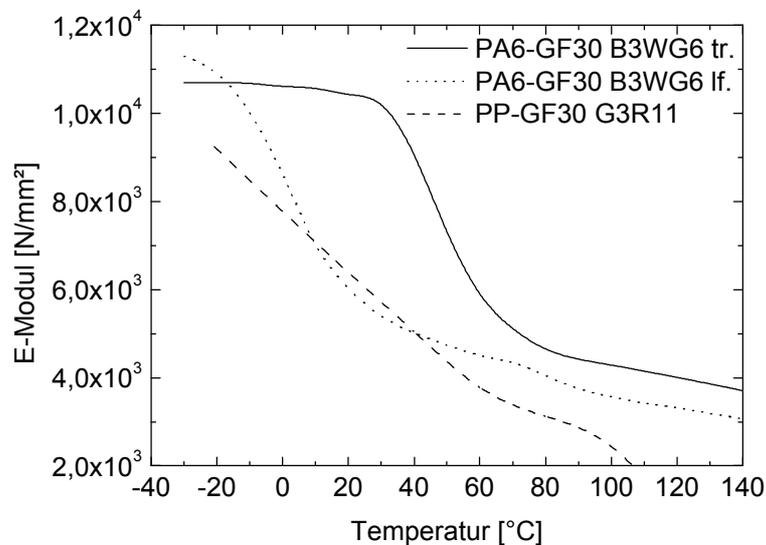


Abb. 7.5: E-Modul über Temperatur [57, 58]

Basierend auf den bei RT gemessenen Werten des Tubus kann der E-Modul des Tubus bei hohen Temperaturen mittels Gl. 7.27 abgeschätzt werden. Die Faktoren werden zuerst für die plastische Dehnung unter hoher Temperatur vorgestellt.

Tabelle 7.4: Umrechnungsfaktoren und E-Modul bei hohen Temperaturen

Werkstoff	Temperatur [°C]								
	-30	-20	0	20	40	60	80	100	120
E-Modul [N/mm ²] PA6-GF30 Wassergehalt 2,1 %	11300	11000	8670	5990	5000	4480	4050	3570	3320
k	1,886	1,836	1,447	1	0,835	0,748	0,676	0,596	0,554
E-Modul [N/mm ²] PA6-GF30 tr.	10700	10700	10600	10400	9170	5780	4610	4290	4010
k	1,087	1,029	1,019	1	0,882	0,556	0,443	0,413	0,386
E-Modul [N/mm ²] PP-GF30	9894	-	-	6347	5077	3617	3110	2678	812
k	1,559	-	-	1	0,800	0,570	0,490	0,422	0,128

Da der versuchstechnische Aufwand bei der Durchführung von Kriechversuchen mit begleitenden optischen Messverfahren bei hohen Temperaturen groß ist, wird auf Werkstoffdatenbanken zurückgegriffen, die die Kriechmoduln bereitstellen. Die Kriechdehnung lässt sich auf Basis nachfolgender Formel ermitteln:

$$e_t = \frac{S_0}{E_c} \quad \text{Gl. 7.27}$$

In Abb. 7.6 werden die Kriechmoduln des Werkstoffs PA6-GF30 bei verschiedenen Temperaturen dargestellt. Der Kriechmodul des Werkstoffs PP-GF30 G3R11 wird internen Datenbanken [104] entnommen, weswegen diese Daten an dieser Stelle nicht grafisch dargestellt sind. Die Kriechkurve wird nach Gl. 7.28 berechnet. Die Kriechparameter unter hoher Temperatur werden mit Hilfe des in Kap.7.2.3 erwähnten Verfahrens ermittelt.

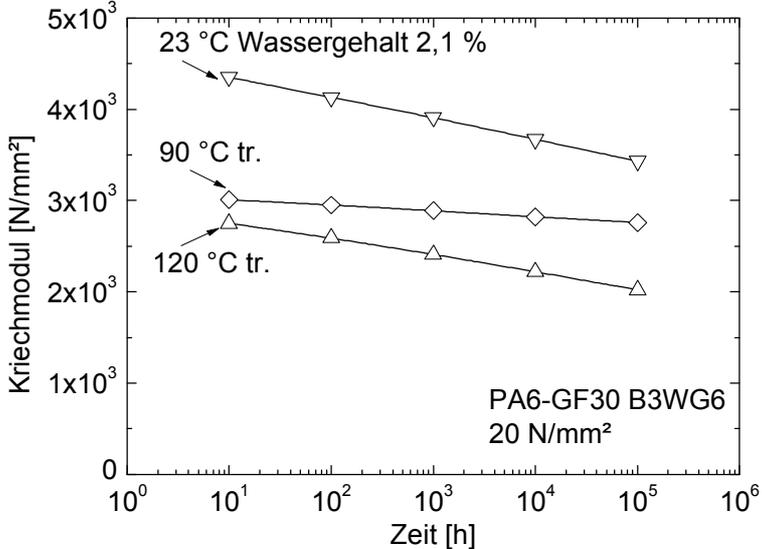


Abb. 7.6: Kriechmodulen von PA6-GF30 aus Datenbank

8 FE-Simulation der Direktverschraubung

Im Vordergrund dieser Arbeit steht bei der Simulation die Berechnung des Vorspannkraftabbaus der Direktverschraubung. Die Modellierung beruht auf einem 2-dimensionalen, axialsymmetrischen Modell, bei welchem die Gewinde als konzentrische Ringe beschrieben werden. Es werden 8-knoten quadratisch axialsymmetrische element (CAX8) verwendet. Vorteil des axialsymmetrischen Modells ist der deutlich geringere Berechnungsaufwand im Vergleich zum 3-D Modell bei gleichzeitig hoher Genauigkeit. Mittels der FE-Simulation werden die Kontaktpressung, der Lastanteil und die Spannungsverteilung im Gewindegang analysiert.

Für den Tubus werden die zuvor angegebenen lokalen Eigenschaften (E-Modul, Wärmedehnung) zugrunde gelegt. Für die Erwärmung und Abkühlung wird eine homogene Temperatur in Schraube und Tubus angenommen und der zeitabhängige Vorspannkraftabbau berücksichtigt. Sowohl die kinematischen als auch die thermischen Randbedingungen werden entsprechend denen der experimentellen Einrichtungen festgelegt.

Die FE-Berechnung erfolgt unter Berücksichtigung eines elastisch-plastischen und viskosen Materialverhaltens. Beim Erwärmungs- und Abkühlvorgang wird als Stoffgesetz isotrope Verfestigung zugrunde gelegt, d.h. bei der Entlastung wird von einer elastischen Rückdeformation mit der Steifigkeit des Ursprungsmoduls ausgegangen [105]. Für die Erhöhung des E-Moduls aufgrund der Warmlagerung (z.B. Austrocknung, Gefügeveränderung) können die E-Moduln mit „field variable“ in fortlaufenden Rechenschritten definiert werden. Basierend hierauf kann der Vorspannkraftabbau sowohl bei konstanter Temperatur als auch beim Erwärmen berechnet werden. Die Berechnung der einzelnen Belastungsphasen erfolgt in kontinuierlichen Rechenschritten, entsprechend dem realen physikalischen Vorgang. Die Zwischenergebnisse (Spannungen bzw. Dehnungen der Elemente) werden im FE-Programm in die weitere Berechnung übertragen und berücksichtigt.

Für die Berechnungen wird das FE-Programm ABAQUS 6.7EF-1 verwendet, welches über ein weiterentwickelter Solver verfügt. Außerdem besteht bei der Parameterangabe bzw. bei der Durchführung der Simulation die Möglichkeit, sogenannte

User-Subroutinen zu nutzen. Dadurch kann der Anwender z.B. eigene Materialmodelle definieren und Berechnungen durchführen.

Die einzelnen Belastungsphasen werden mit unterschiedlichen mechanischen und thermischen Werkstoffmodellen berechnet. Wie in Tabelle 8.1 dargestellt, wird zwischen den Dehnungsanteilen elastische Dehnung (ϵ_{el}), plastische Dehnung (ϵ_{pl}), Kriechdehnung (ϵ_{cr}) und thermische Dehnung (ϵ_{th}) unterschieden.

8.1 FE Modell

Für die Ermittlung des Vorspannkraftabbaus wird ein zweidimensionales achsensymmetrisches Modell zugrunde gelegt. Da die Vorspannkraft nur in Richtung der Schraubenachse wirkt, hat das achsensymmetrische Modell den Vorteil, dass eine deutlich geringere Anzahl von Elementen und Knoten benötigt wird, wodurch sich der Berechnungsaufwand deutlich reduziert. Die Schraube, der Tubus und die Zwischenscheibe werden CAX8-Elemente vernetzt. Diese Elemente bieten eine sehr genaue Ansatzfunktion und sind auch für die Berechnung der Biegung geeignet.

Das Ersatzmodell enthält folgende Vereinfachungen:

- Es werden die Kennwerte von RT zugrundegelegt
- Das Gewinde im Tubus ist vorgeschritten
- Die Steigung des Gewindegangs wird nicht berücksichtigt
- Für definierte Abschnitte (Zonen) des Tubus werden unterschiedliche isotrope Materialeigenschaften zugrundegelegt (Abb. 8.1)
- Temperaturabhängigkeit der Werkstoffkennwerte können im FE-Programm lediglich stufenweise berechnet werden

Die Kontaktbereiche zwischen dem Schraubengewinde und der Kernlochfläche werden in ABAQUS als Master-Slave Fläche mit Reibung definiert. Die Knoten der Masterfläche können in die Slavefläche eindringen und bilden mit dem jeweils nächsten Knoten aus der Slavefläche ein Kontaktpaar. So wird die Stabilität der Kontaktpaarung gewährleistet, und es können weitere Verschiebungen der Knoten über die Steifigkeitsmatrix berechnet werden. Die Reibung zwischen den Kontaktpartnern wird berücksichtigt.

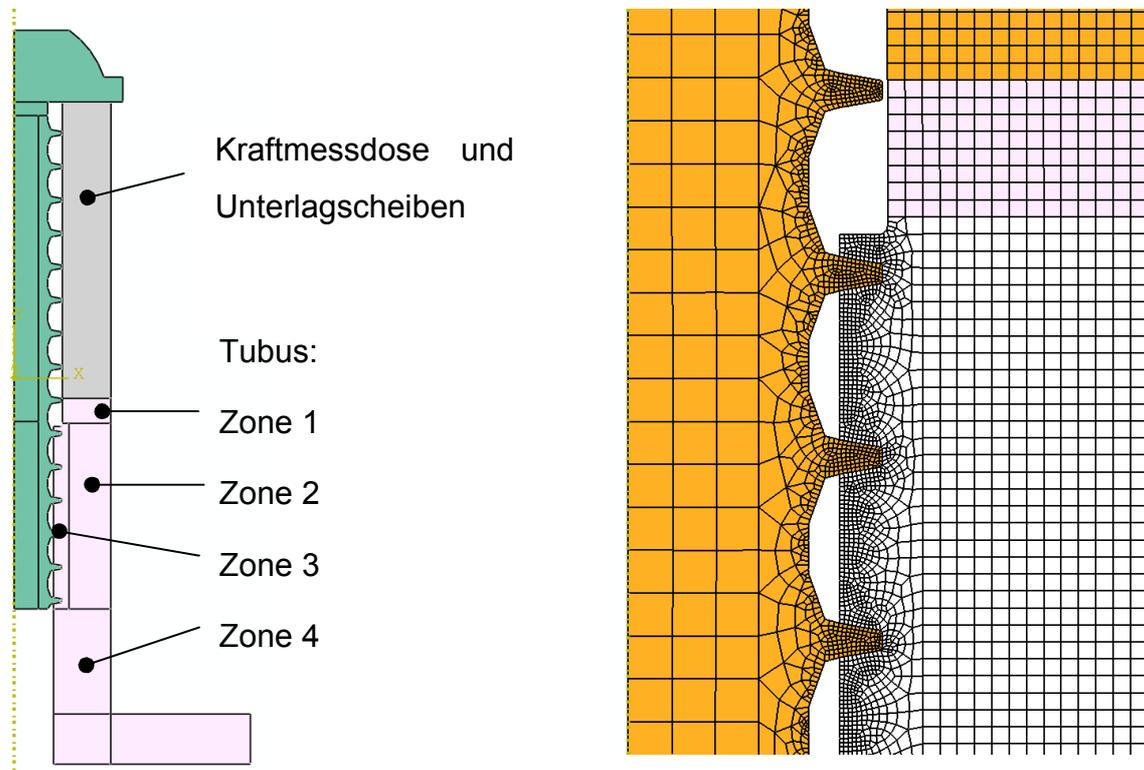


Abb. 8.1: Links: 2D achsensymmetrische Modellierung der Verschraubung mit inhomogenen Tubuseigenschaften; rechts: lokale Vernetzung der Schraube, der Unterlagscheibe und dem Tubus

Das mechanische Verhalten der Polymerwerkstoffe wird mit unterschiedlichen Stoffgesetzen beschrieben. Das temperatur- und zeitabhängig Werkstoffverhalten erfordert komplexe Werkstoffparameter für die Simulation. Es wird in jeder einzelnen Simulationsphase die dominierenden Verformungen ausgewählt und ihre Stoffgesetze während der Berechnung eingeschaltet. Tabelle 8.1 zeigt z.B. das verwendete Stoffgesetz für einmaliges Erwärmen und Abkühlen.

Tabelle 8.1: Für die einzelnen Belastungsphasen gewählte Stoffgesetze und Verformungsanteile

Phase	Vorgang	Stoffgesetz	Beschreibung
1	Anziehen (RT)	• Elasto-plastisches Stoffgesetz	Fließkriterium nach Gestaltsänderungsarbeit, eigene Messungen der plastischen Dehnungen
2	Relaxation (RT)	• Kriechgesetz	Kriechgesetz nach Potenzfunktion $\dot{\epsilon}_{cr}(t) = AS_0^m t^n$
3	Aufheizen (RT-T)	• Therm. Ausdehnung • Kriechgesetz • Temperaturabhängiger E-Modul	Fließkriterium nach Gestaltsänderungsarbeit; Temperaturabhängige Eigenschaften; Zeitabhängigkeit beim letzten Erwärmungsvorgang berücksichtigt
4	Halten (T)	• Kriechgesetz • Schrumpfen	Kriechgesetz $\dot{\epsilon}_{cr}(t) = AS_0^m t^n$. Um die Parameter zu bestimmen, werden gemessene oder Kriechkurven verwendet oder auf Werte der Hersteller zurückgegriffen.
5	Abkühlen (T-RT)	• Therm. Ausdehnung • Zeit- und temperaturabhängiger E-Modul	Temperaturabhängiger E-Modul (eigene Messungen und/oder Herstellerangaben).

Die Vorspannkraft der Schraube wird in ABAQUS durch die Schraubenkraft „BOLT LOAD“ definiert. Diese Vorspannkraft wird auf eine Querschnittsfläche (von Schraubenkopf und/oder Schraubenfuß) „PRE-TENSION SECTION“ als Randbedingung aufgebracht. Wird die Belastung bereits im ersten Belastungsschritt aufgebracht und in den weiteren Belastungsschritten nicht mehr als konstant angesehen, so kann die Vorspannkraft der Schraube mit dieser Methode hinsichtlich der Wärmespannung und Relaxation geändert werden.

8.2 Verifikation

Die ermittelten Parameter der Materialmodelle z. B für Kriechen und Schrumpfen müssen auf ihre Gültigkeit bei der FE-Simulation überprüft werden. Zudem werden die gewählten FE-Elementtypen und die in der Simulation verwendeten Materialgesetze verifiziert.

Das FE-Modell für die Verifikation bildet die Versuche ab. Das simulierte Werkstoffverhalten wird mit den Messdaten verglichen. Erst wenn die Abweichung der Simulationsergebnisse von den Messdaten unter einem bestimmten Niveau liegt, können die Parameter zur weiteren Simulation komplexer Lastfälle herangezogen werden.

Die Verifikation für die Kriechen und Schrumpfen basiert auf einem achsensymmetrischen Modell.

8.2.1 Kriechen

Auf das in ABAQUS verfügbare Materialmodell wird mit dem Schlüsselwort im ABAQUS eigenen Format „CREEP, LAW=TIME“ zurückgegriffen, die Potentialfunktion ist definiert mit:

$$\dot{\epsilon}_{cr}(t) = AS_0^m t^n \quad \text{Gl. 8.1}$$

In der Verifikation wird die Stirnseite des Tubus durch eine uniaxiale Drucklast bei RT beansprucht mit einer Kraft von 1,5 kN, Einwirkdauer der Last sind ca. 120 Stunden. Eine Querdehnungsbehinderung liegt nicht vor (siehe Abb. 8.2). Da bei der Verifikation nur ein einzelner Tubus simuliert wird, tritt keine Reibung an der Tubusstirnfläche auf.

Die Kriechparameter für den Bailey-Norton Ansatz in ABAQUS werden an verschiedenen Stellen der Tubushöhe sowohl unter Belastung als auch Entlastung verifiziert. Allerdings gilt dieser Ansatz nur für Kriechen unter Belastung. Das Rückkriechen, welches auf dem viskoelastischen Verhalten des Werkstoffs basiert, kann nicht mit dem gleichen Ansatz berechnet werden, da der Ansatz eine Funktion der Spannung und der Zeit ist. Beim Rückkriechen liegt keine Belastung vor.

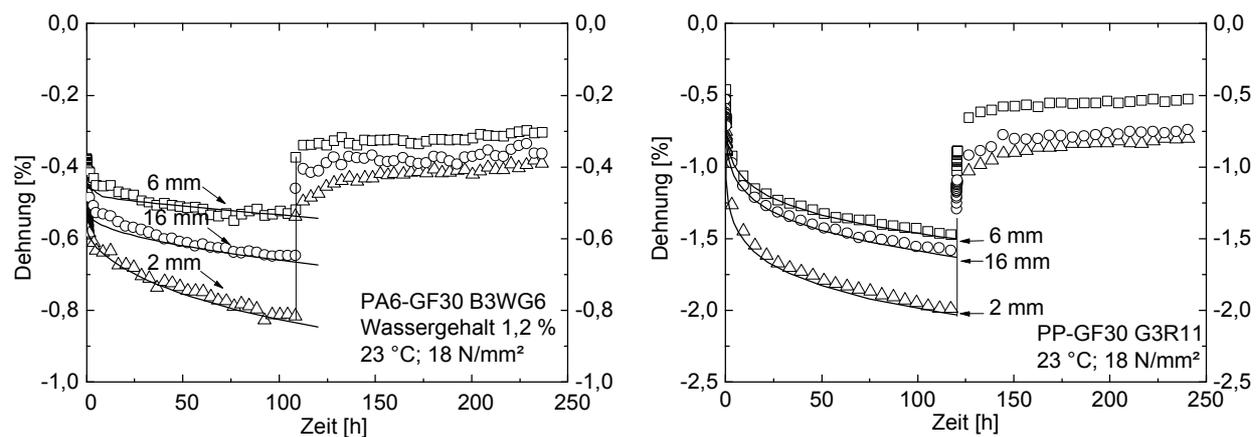


Abb. 8.2: Verifikation des Kriechparameters mittels einer Potenzfunktion in FE-Berechnung. Links: PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %; rechts: PP-GF30

8.2.2 Subroutine für Volumenabnahme

In Kap. 4 wurde gezeigt, dass der Tubus aus PA6-GF30 auf Grund Schrumpfens eine Volumenabnahme erfährt. Diese wird als isotrope und auch als homogene über Wandstärke betrachtet.

Die Änderung des Feuchtigkeitsgehalts verhält sich proportional zur Lagerungszeit, die Volumenänderung ist proportional zum Feuchtigkeitsverlust. In ABAQUS wird eine Subroutine mit dem Schlüsselwort „SWELLING, LAW=USER“ aufgerufen, welche eine Potentialfunktion zwischen dem Volumenanteil und der Zeit verwendet.

$$e^{sw} = \frac{1}{3} e_{vol}^{sw} t^n \quad \text{Gl. 8.2}$$

Der Exponent n wurde mit dem Korrelationsverfahren (Kap. 7) bestimmt. Mit diesem Exponenten wird Gl. 8.2 mit Intel Fortran 9.0 programmiert und in ABAQUS/Standard implementiert. Die Formel in Gl. 8.2 beschreibt eine spannungsfreie Volumenänderung. Durch die vereinfachende Annahme der Isotropie beträgt die lineare Längenänderung ein Drittel der Volumenänderung [2]. Bei negativem Vorzeichen liegt ein Schrumpfen vor. Abb. 8.4 zeigt die Verifikation der negativen Längenänderung mittels der Subroutine.

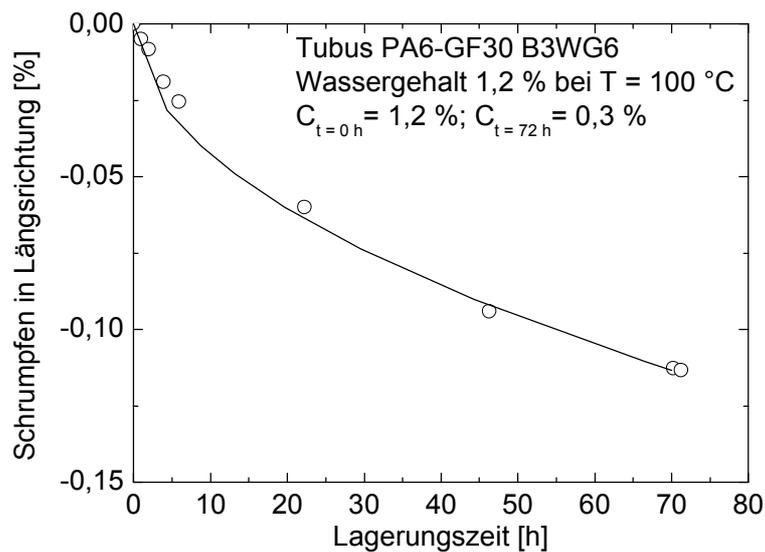


Abb. 8.3: Verifikation der Subroutine für spannungsfreie Schrumpfen des Volumens (Vergleich mit DIC-Messung)

8.3 Simulationsergebnisse

Die Simulationsergebnisse der Direktverschraubung werden mit den Messergebnissen verglichen. Zur Messung der Direktverschraubungen werden geeichte Kraftmessdosen verwendet (Vorspannkraftermittlung) und mittels DIC die Oberflächendeformationen des Tubus ermittelt (siehe Kap. 6).

Messgrößen sind die Oberflächendeformation und die absolute Verschiebung des Tubus im Raum sowie der Vorspannkraftverlauf während des Versuchs. Zuerst wird die Oberflächendeformation während des Versuchs ermittelt. Daran schließt sich die Auswertung des Vorspannkraftverlaufs unter einmaligem oder mehrmaligem Erwärmen und Abkühlen an. Der Vergleich von Rechnung und Experiment erfolgt auf dieser Datenbasis und dient der Optimierung der FE-Berechnung. Bei DIC besteht die Möglichkeit, die lokalen Verformungen und Dehnungen nach den jeweiligen Belastungszuständen oder am Ende der Messung zu erfassen und darüber hinaus auch die Verformungen und Dehnungen zwischen zwei beliebigen Zuständen darzustellen. Dies erweitert wesentlich die experimentelle Analysefähigkeit.

8.3.1 Vorspannkraftverlauf

Die Simulation der Direktverschraubung wird mit ABAQUS/Standard durchgeführt. Um den gesamten experimentellen Ablauf möglichst realitätsnah nachzustellen, wird die Simulation in mehrere Berechnungsphasen aufgeteilt. Die Temperaturänderung wird in ABAQUS mit vordefinierten Temperaturschritten modelliert. Es wird bei der Erwärmung und Abkühlung von einer schrittweisen Temperaturänderung von 20 °C ausgegangen. Die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls während der Erwärmung wird in der Modellierung berücksichtigt. Aufgrund der Austrocknung und Nachkristallisation ändert sich der E-Modul auch bei konstanter Temperatur. Dies wird in der Abkühlphase der Simulation durch zusätzliche Feldvariablen berücksichtigt.

Versuch des einmaligen Erwärmens und Abkühlens

FE-Simulation und Experiment zeigen eine gute Übereinstimmung des Vorspannkraftverlaufs (Abb. 8.7).

Die erste Simulationsphase berechnet den Anziehvorgang mit einem nichtlinearen Materialgesetz. Das Tubusgewinde wird in der FE-Simulation durch die vordefinierte Schraubenvorspannkraft in Axialrichtung auf 1,5 kN belastet. Die Verformung des

Tubus und der Schraube wird mittels eines elastisch-plastisch-viskosen Materialmodells und berechnet. In der darauffolgenden Simulationsphase wird die Berechnung von „STATIC“ auf „VISCOS“ geändert, und es werden die weiteren Dehnungsanteile mit dem Kriechmaterialgesetz bestimmt. Die Vorspannkraft reduziert sich bei RT innerhalb von 0,5 h auf 1,2 kN. Hier zeigen die Simulationsergebnisse eine besonders gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Dies bestätigt die gute Messqualität bei RT.

Bei der Simulation des Erwärmungsvorgangs steigt die Vorspannkraft aufgrund der höheren Wärmeausdehnung des Polymerwerkstoffs im Vergleich zum Stahl der Schraube insbesondere aufgrund des hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten im Bereich der Entlastungszone. Als Ursache hierfür sind die Faserorientierung und ggf. Faserverarmung am Tubuskopf anzusehen.

Beim Vorspannkraftabbau zeigen die Berechnungen mit der Subroutine „Volumenabnahme“ eine besonders gute Übereinstimmung mit dem Experiment (Abb. 8.4). Die bei der Simulation ermittelte Kurve stimmt am Ende des ersten Temperaturzyklus (72 h) genau mit der experimentell bestimmten Kurve überein. Ursache hierfür ist, dass das Schrumpfen des Tubuskörpers, der sich aufgrund der Verringerung des Wassergehalts ein Schrumpfen überlagert, den ermittelten Vorspannkraftabbau beschleunigt.

Während des Abkühlvorgangs sinkt die Vorspannkraft fast linear mit der Temperatur. Der E-Modul bei Abkühlung ist nicht identisch mit jenem bei Erwärmung. Die Änderung der Materialkennwerte während der Berechnung wird mit einer „Field Variable“ in ABAQUS definiert. Die Restvorspannkraft im Experiment liegt bei 0,15 kN, bei der Simulation mit Berücksichtigung des Schrumpfens bei 0,12 kN, ohne Schrumpfen bei 0,22 kN.

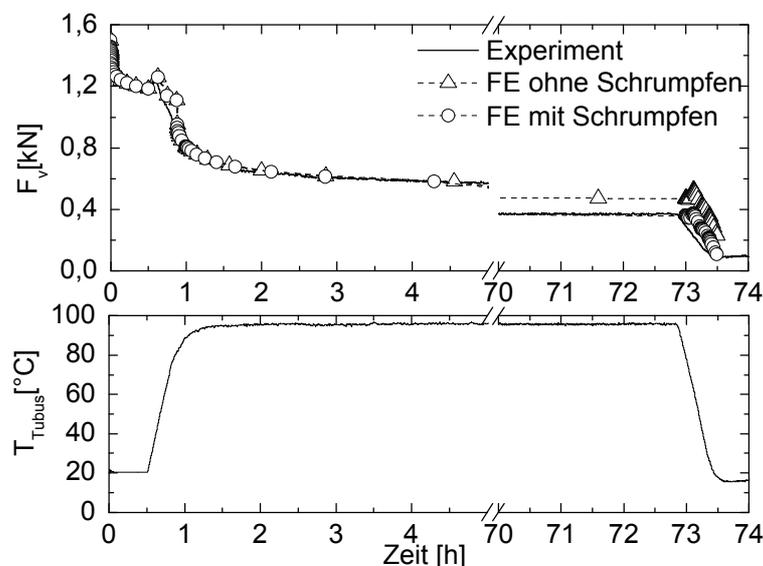


Abb. 8.4: Vergleich von FE-Simulation und Experiment des Vorspannkraftverlaufs einer Direktverschraubung (Tubus aus PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %, nach dem Versuch 0,3 %)

Abb. 8.5 zeigt den Vergleich der Untersuchungsergebnisse am Tubus aus PP-GF30. Die Versuche wurden bei drei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Die Ergebnisse dienen der weiteren Validierung der FE-Simulation anhand eines anderen, jedoch auch teilkristallinen Werkstofftyps, der ebenfalls glasfaserverstärkt ist. Die Berechnungsphasen sind ähnlich wie bei der Direktverschraubung des Tubus aus PA6-GF30, nur wird in der Relaxationsphase von PP-GF30 bei 100 °C das Schrumpfen nicht berücksichtigt, da dieser Werkstoff einen sehr geringen Wassergehalt hat und die Volumen- bzw. Gefügeveränderung aufgrund von Nachkristallisation in dem vorliegenden Temperaturbereich als gering anzusehen ist [59]. Die Änderung des E-Moduls während der Abkühlung wird bei PP-GF30 in gleicher Weise wie bei PA6-GF30 berücksichtigt.

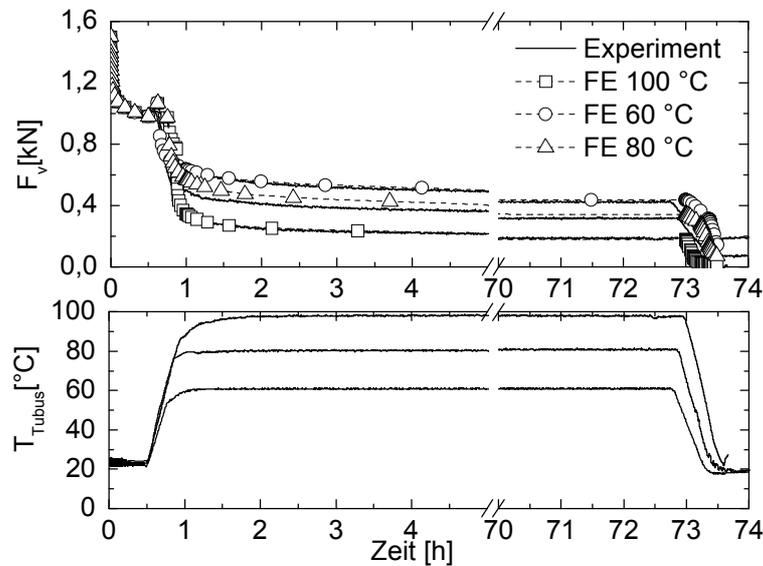


Abb. 8.5: Vergleich von FE-Simulation und Experiment des Vorspannkraftverlaufs einer Direktverschraubung (Tubus aus PP-GF30)

Die Restvorspannkraft ist in Tabelle 8.2 angegeben

Tabelle 8.2: Vergleich der Restvorspannkraft der Direktverschraubung (PP-GF30)

Temperatur [°C]	100	80	60
Vorspannkraft [kN] Experiment	0,00	0,09	0,20
Vorspannkraft [kN] FE	0,00	0,07	0,14

Zyklisches Erwärmen und Abkühlen

Die Berechnung des mehrmaligen Erwärmens und Abkühlens wird in mehrere Berechnungsphasen aufgeteilt. Die Verformungsanteile aus der jeweiligen vorherigen Belastungsphase werden in die nachfolgende Phase übergeben. Abb. 8.9 zeigt den Vorspannkraftverlauf von Experiment und FE-Simulation bei zyklischem Erwärmen und Abkühlen. Die Simulation ergibt eine sehr deutliche Vorspannkraftänderung bei jedem Temperaturwechsel, deren Ursache darin liegt, dass der Berechnungsprozess „STATIC“ nicht für die Berechnung von Kriechvorgängen vorgesehen ist. Daher wird bei der Berechnung der Vorspannkraftrelaxation bei der zweiten Erwärmung auf das gleiche Temperaturniveau ein neuer Berechnungsprozess „VISCOS“ begonnen. Bei der Berechnung des Kriechens bzw. der Relaxation wird der Zeitpunkt für den Beginn der Berechnung wieder auf Null gesetzt. Hieraus folgt, dass der Wert der

Kriechpotenz höher als in der Realität ist. Daher weist der Kraftverlauf z.B. bei 110 °C in der Simulation anders als beim Experiment einen Abfall auf. Demgegenüber tritt bei der Berechnung mit dem Baily-Norton-Modell je nach gewähltem Parameter folgendes auf: Der Kraftverlauf fällt mit einem unterschiedlichen Gradienten ab. Bei der oben angesprochenen Berechnung wird die durch den Berechnungsprozess auftretende Abweichung aufgrund der schnell abfallenden Potenzfunktion kompensiert. Am Ende der zweiten Erwärmung auf 110 °C liegt eine gute Übereinstimmung vor. Am Versuchsende hat die Restvorspannkraft aus dem Experiment den Wert 0,13 kN und aus der Simulation den Wert 0,17 kN.

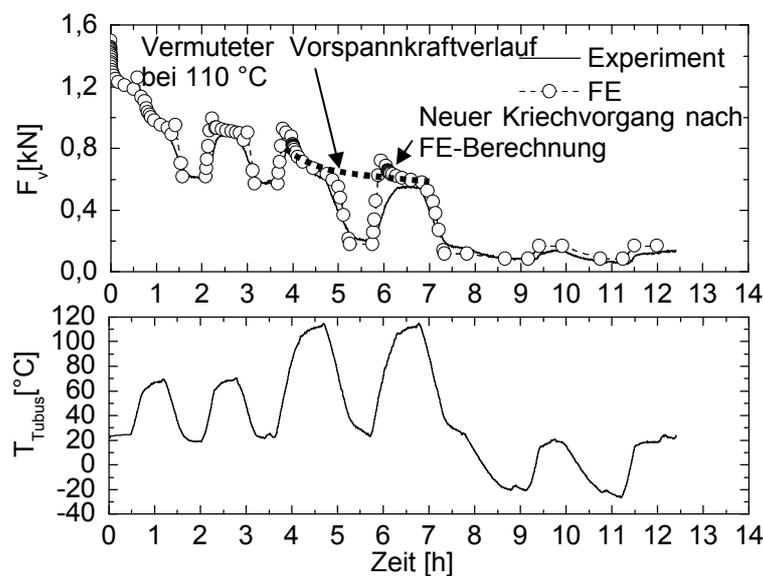


Abb. 8.6: Vergleich von FE-Simulation und Experiment des Vorspannkraftverlaufs einer Direktverschraubung (Tubus aus PA6-GF30)

Abb. 8.7 zeigt den Vergleich für den Vorspannkraftverlauf des Tubus aus PP-GF30. Die Simulationsergebnisse zeigen eine bessere Übereinstimmung als für den Tubus aus PA6-GF30, besonders der Kriechvorgang bei der zweiten Erwärmung auf die gleiche Temperatur zeigt keine deutliche Abweichung, da der Relaxationsgradient auch von der Anfangsspannung abhängig ist. Bei 80 °C sind die Wärmespannungen nicht so hoch, daher zeigt der Vorspannkraftverlauf bei der zweiten Erwärmung auf 80 °C keinen deutlichen Relaxationsgradienten. Am Versuchsende zeigt die Restvorspannkraft aus dem Experiment den Wert 0,06 kN und aus der Simulation den Wert 0,15 kN.

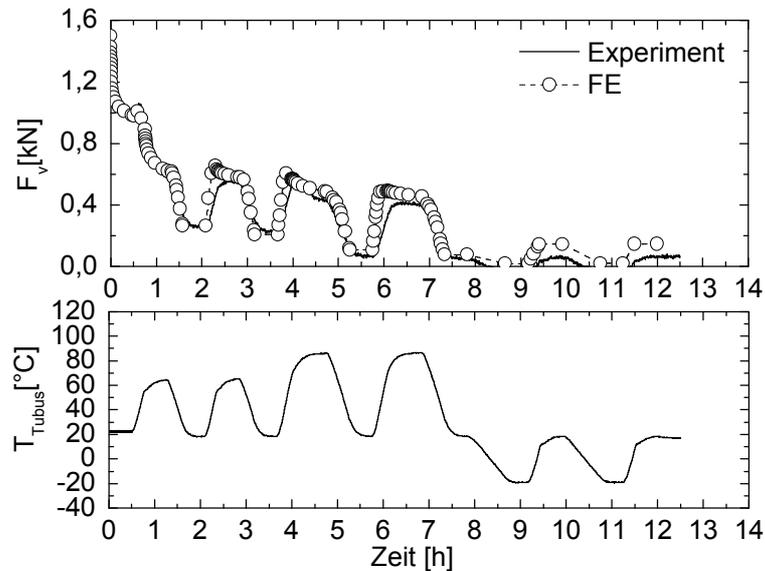


Abb. 8.7: Vergleich von FE-Simulation und Experiment des Vorspannkraftverlaufs einer Direktverschraubung (Tubus aus PP-GF30)

8.3.2 Oberflächendeformation

Die aus der FE-Simulation ermittelten Oberflächendehnungen werden mit den experimentellen Ergebnissen der Untersuchung des Tubus aus PA6-GF30 verglichen.

Bei den einzelnen Belastungsphasen liegt eine unterschiedlich gute Übereinstimmung zwischen Experiment und FE-Simulation vor (Abb. 8.8). Am deutlichsten wird der Unterschied zwischen Experiment und Simulation bei einer Gegenüberstellung der Dehnungsverläufe.

Beim Anziehen (RT) liegt eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation vor. Es tritt ein deutlicher Abfall der Dehnung zum Schraubenkopf hin auf (0 mm). Eine Tubusstauchung liegt bei einer Messlänge bis ca. 12 mm vor, dies entspricht ca. 5 Gewindegängen und charakterisiert den Kraftübertragungsbereich. Bei der Erwärmung auf 100 °C zeigt die Simulation eine ähnliche Dehnungsspitze bei ca. 1 mm Tubuslänge. Es tritt, bedingt durch die Wärmedehnung des Polymerwerkstoffs, eine markante Dehnungszunahme unter dem Schraubenkopf auf. Das Profil ist jedoch deutlicher ausgeprägt, was auf die relativ grobe zonenweise Festlegung der Materialkennwerte zurückzuführen ist.

Nach dem Haltevorgang (100 °C, 72 h) liegt gegenüber der Aufheizphase nur eine geringe Veränderung vor. Der Dehnungsverlauf fällt kriechbedingt leicht ab. Dies

stimmt mit dem Experiment überein. Beim Abkühlen auf RT tritt eine deutliche Dehnungsabnahme unterhalb des Tubuskopfes auf. Der weitere Dehnungsverlauf entlang des Tubus entspricht jedoch der Situation beim Anziehen. Im Unterschied hierzu zeigt das Experiment eine deutliche Dehnungsabnahme. Bei der Messlänge von ca. 12-16 mm liegt eine Dehnungsabnahme von ca. 0,15 % vor. Da hier im wesentlichen keine Schraubenkräfte übertragen werden, ist dieser Effekt auf Wasserverlust und in geringerem Maße auf Nachkristallisation zurückzuführen, was bei der Simulation berücksichtigt wird.

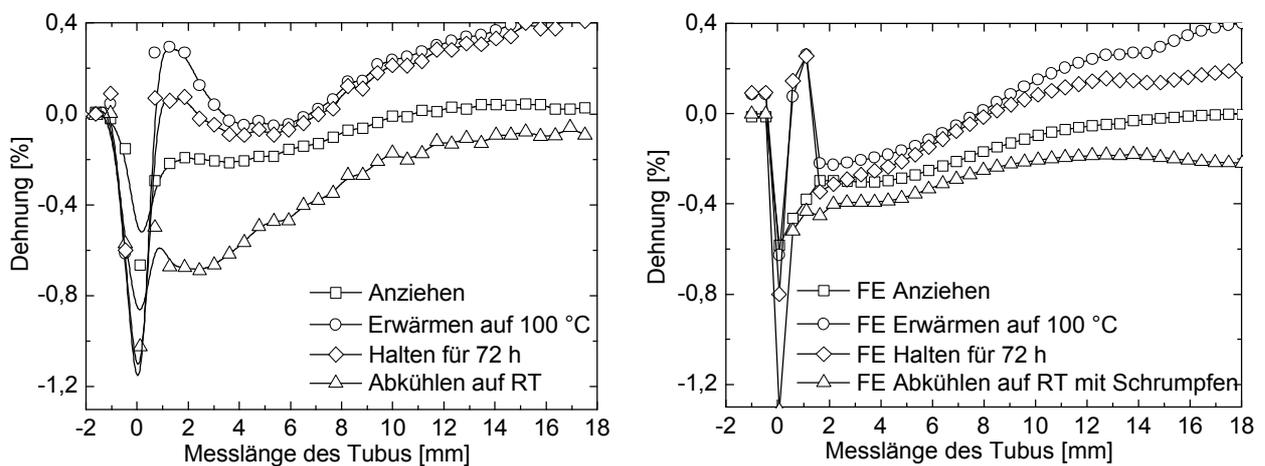


Abb. 8.8: Vergleich einzelner Phasen zwischen Experiment und FE-Simulation Tubus aus PA6-GF30 Wassergehalt 1,2 %, nach dem Versuch 0,3 %)

8.3.3 Kontaktpressung zwischen Trennfugenflächen

Die Druckverteilungen in der Kontaktfläche zwischen Tubusstirnfläche und Anbauteil sind schwer und aufwändig zu messen. Die Kraftmessdose misst die gesamte Vorspannkraft unterhalb der Trennfugenfläche. Mithilfe einer genauen Analyse der Kontaktpressung mittels FE-Simulation kann die Geometrie der Schraubenflanken optimiert werden.

Abb. 8.9 links zeigt das achsensymmetrische Modell. Die inneren Bereiche sind stärker belastet als die äußeren. Eine quantitative Auswertung in radialer Richtung zeigt Abb. 8.9 rechts. Beim Anziehen liegt die Pressung im Bereich der Messlänge von 0 mm bis 1,5 mm bei ca. 16 N/mm², außerhalb sinkt die Pressung auf 15 N/mm² ab. Dieser Kraftverlauf entspricht dem Kraftfluss der gemessenen Vorspannkraft. Das Tubusmaterial wird im inneren Gewindebereich stärker beansprucht als im Randbereich. Beim Erwärmen auf 100 °C reduziert sich die Vorspannung schnell. Deswegen

sind die Kontaktpressungen im inneren Bereich sogar geringer als außen. Nach dem Haltevorgang (72 h, 100 °C) sinkt die Kontaktspannung auf 5 N/mm² ab als Folge der Summe aus Relaxation, Plastifizierung und Schrumpfen des Werkstoffs. Beim Abkühlen auf RT sinkt die Pressung in den Flanken des Tubus bei einer Wandstärke von 0 mm bis 2,5 mm deutlich ab.

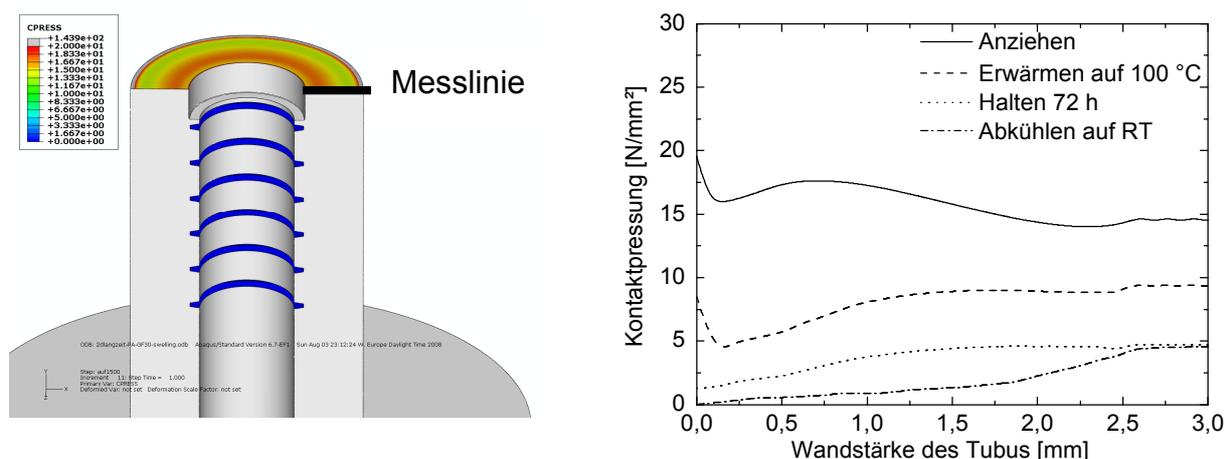


Abb. 8.9: Links: Kontaktspannung unterhalb der Tubusstirnfläche bei einmaligem Erwärmen und Abkühlen, Zustand: Anziehen/RT (PA6-GF30); rechts: Kontaktpressung in den Gewindeflanken des Tubus entlang Messlinie unterhalb Tubuskopf bei verschiedenen Zuständen

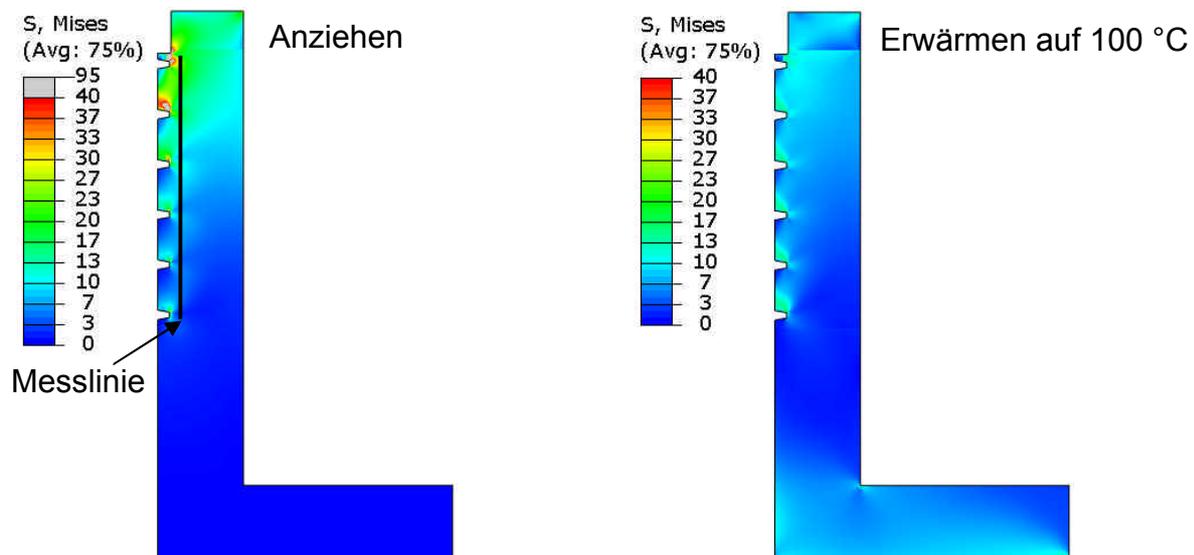
8.3.4 Spannungs- und Lastverteilung im Gewinde

Das Versagen der Gewindegänge des Tubus ist häufig auf starke Schubspannungen am Gewindegrund des Tubus zurückzuführen. Für duktile Werkstoffe können die Fließgrenze und die Vergleichsspannung als Fließkriterium herangezogen werden. Im Montage- und/oder Betriebszustand der Direktverschraubung entsteht ein mehrachsiger Spannungszustand im Tubuskörper. Falls die lokale Vergleichsspannung die Fließgrenze des Werkstoffs überschreitet, führt dies zu einem Gewindeauszug. Deswegen sind die lokalen Spannungen im Tubusgewindegang eine sehr wichtige Kenngröße für die Optimierung der Schraubengeometrie bei statischer und dynamischer Belastung und um die optimale Montagevorspannkraft zu überprüfen. In der Literatur [3] wird die ideale Montagevorspannkraft mit 60 % des Anziehdrehmoments angegeben. Dabei wird aber die Festigkeit der Direktverschraubung nur global betrachtet, nicht der lokale Spannungszustand an der kritischen Stelle; d.h. ein zulässi-

ges Montagedrehmoment bei $M_{\bar{u}}$ kann auch zu einer kritischen lokalen Spannung führen.

Im folgenden wird die tragende Last der Gewindegänge ermittelt. Die Axialkraft jedes Gewindegangs wird durch Integration der lokalen Pressung über die Kontaktfläche bestimmt. Die Lastverteilung zeigt, in welchen Bereichen des Verschraubungssystems wieviel Vorspannkraft übertragen wird.

In Abb. 8.10 sind die Spannungszustände aus der Simulation des Tubus aus PA6-GF30 dargestellt. In der Anziehphase ist deutlich zu erkennen, dass die maximale lokale Spannung unter Vorspannkraft in der Spitze des ersten Gewindegangs liegt. Bei den weiteren Zuständen sind die Spannungen in jedem Gewindegang ähnlich hoch, was eine Unterscheidung durch die Farbskala erschwert. Die Auswertung entlang der Messlinie ist in Abb. 8.14 dargestellt.



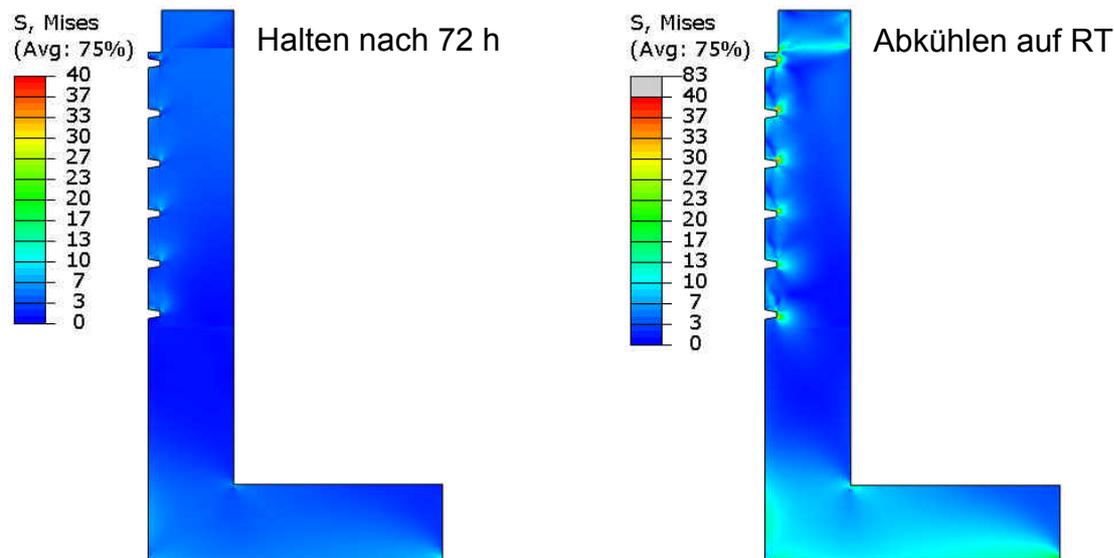


Abb. 8.10: Simulation der Vergleichspannung (von Mises) in den Gewindegängen bei verschiedenen Versuchszuständen eines Tubus (PA6-GF30), einmaliges Erwärmen und Abkühlen

In Abb. 8.11 links zeigt die Spannungsverteilung direkt nach dem Anziehen einen degressiven Verlauf, die Spannung im 1. Gewindegang, von der Tubusstirnfläche aus gezählt, liegt bei 48 N/mm^2 , die Spannung im 6. Gewindegang liegt nur bei 13 N/mm^2 . Nach der Erwärmung auf $100 \text{ }^\circ\text{C}$ sinken die Spannungen in jedem Gewindegang auf fast das gleiche Niveau bei ca. 10 N/mm^2 , da die Relaxation der Spannung direkt nach dem Anziehen stattfindet und die Relaxationsgeschwindigkeit bei gleicher Temperatur und im gleichen Zeitraum nur von der Spannungshöhe abhängt; d.h. an den Stellen der höchsten Spannung ist die Relaxation schneller und gleichzeitig sinkt der E-Modul des Werkstoffs. Daher sind die Spannungen bei $100 \text{ }^\circ\text{C}$ homogener verteilt und geringer als bei RT. Nach 72 h bei $100 \text{ }^\circ\text{C}$ sinken die Spannungen aufgrund des Relaxationsvorgangs weiter auf eine Höhe von ca. 8 N/mm^2 ab. Nach der Abkühlung steigt die Spannung generell in jedem Gewindegang auf 14 N/mm^2 . Dies hat zwei Gründe: die Steifigkeitserhöhung des Polymerwerkstoffs bei RT und das Schrumpfen des Werkstoffs im Bereich der verspannten Tubuslänge.

Abb. 8.11 rechts zeigt die Last, welche durch Integration der Spannung über jede tragende Flankenfläche des Tubus ermittelt wird. Es wird als Beispiel nur ein Zustand ausgewertet. Die größten Unterschiede in der Lastverteilung liegen darin, dass der 1. Gewindegang nicht die größte Last trägt, sondern der 2. Gewindegang, da die Spannung im 1. Gewindegang nur einen lokalen Maximalwert darstellt. Es ergibt sich ins-

gesamt, dass die Spannung über die gesamte tragende Fläche nicht den gleichen Wert hat.

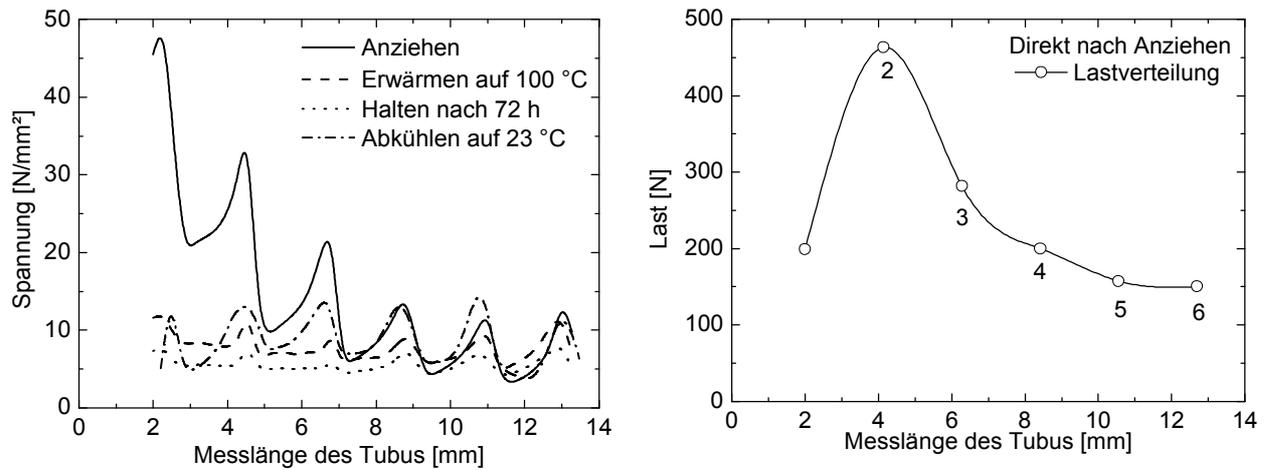


Abb. 8.11: Links: Spannungsverteilung entlang der Messlinie bei verschiedenen Zuständen; rechts: Lastverteilung nach Anziehen (Tubus aus PA6-GF30, einmaliges Erwärmen und Abkühlen)

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die Direktverschraubung ist ein Verbindungssystem, das aus den Komponenten Metallschraube und Tubus aus Polymerwerkstoff besteht und durch den Einschraubvorgang gefügt wird. Neben der Geometrie der Fügepartner und dem Fügevorgang sind insbesondere die werkstoffspezifischen Eigenschaften des Polymerwerkstoffs und hier die lokalen Eigenschaften des Tubus dafür verantwortlich, dass bei dem Verspannungssystem aus den unterschiedlichen Werkstoffen Polymerwerkstoff und Metall bei Temperatur-/Zeitbelastung die Vorspannkraft intensiv beeinflusst wird.

Der irreversible Vorspannkraftabbau tritt insbesondere bei der jeweiligen erstmaligen Erwärmung auf ein Temperaturniveau auf und begrenzt ganz wesentlich den technischen Einsatzbereich von Direktverschraubungen. Ein weiterer Vorspannkraftabbau, der im Schrifttum als „Vorspannkraftrelaxation“ bezeichnet wird, tritt bei langzeitiger Belastung unter erhöhter Temperatur auf. Wird das Verschraubungssystem auf Raumtemperatur abgekühlt, nimmt aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnung von Polymerwerkstoff und Metall die Vorspannkraft thermisch bedingt weiter ab. Ein geringer oder gar der vollständige Verlust der Restvorspannkraft bei Raumtemperatur oder im negativen Temperaturbereich kann dann zu einem Funktionsverlust der Verbindung führen.

Die Analyse dieses komplexen Verschraubungssystems wird mit gekoppeltem Einsatz von Experiment und FE-Simulation durchgeführt. Hierbei wird folgendermaßen vorgegangen:

- Mit Kraftmessdosen wird der Vorspannkraftabbau des Verspannungssystems ermittelt.
- Der Tubus wird orts aufgelöst mit Verfahren der optischen Deformationsanalyse hinsichtlich seines lokalen kurz- und langzeitigen mechanischen Verhaltens und der Wärmeausdehnung untersucht.
- Mittels berührungsloser orts aufgelöster optischer Analyse des Deformationsverhaltens des Tubus allein und des Verschraubungssystems bei thermischer Belastung wird das lokal unterschiedliche Verhalten des Tubus selbst und das des Verschraubungssystems insgesamt ermittelt.
- Die Werkstoffmodelle für Polymerwerkstoffe und die Lösungsansätze zur Ermittlung der Werkstoffparameter werden vorgestellt. Unter Berücksichtigung

dieser Werkstoffmodelle werden die lokalen Werkstoffkennwerte, die bei der FE-Analyse Verwendung finden, zeit-, temperatur- und belastungsabhängig ermittelt.

Die Besonderheit der Arbeit besteht darin, dass das mechanische und thermische Verhalten eines Tubus mit einer Ortsauflösung von 0,05 mm ermittelt wird und die Werkstoffkennwerte für hohe Temperatur (auf CAMPUS-Datenbank basiert) abgeschätzt werden. Zusätzlich wird eine Volumenabnahme (Schrumpfen) des Werkstoffs in der FE-Simulation berücksichtigt.

Die Messungen der Steifigkeit des Tubus, auch nach dem Eindrehen der Schraube, und die Simulation bieten die Möglichkeit in der Praxis die lokalen Steifigkeiten und / oder Kriechneigungen zu optimieren.

- Bei der Auslegung der Spritzgußteile kann die Schmelze vom Tubuskopf nach Tubusfuß fließen, so können die Faserorientierungen in der Tubuskopfbereich eine hohe Orientierungsgrad entstehen. Damit kann die Steifigkeit in der Belastungsrichtung maximiert werden.
- Die Kriechverformung im Bereich der Entlastungszone ist besonders ausgeprägt. Dies weist darauf hin, dass bei einer lokal höheren Steifigkeit der Vorspannkraftabbau geringer ist. Um das zu erreichen, muss die Entlastungszone in der Länge reduziert und der tragende Querschnitt in diesem Bereich vergrößert werden, da die Länge der Entlastungszone und der tragende Querschnitt das gesamte Verschraubungssystem beeinflussen.

Die oben genannten Verbesserungen sind in der Auslegung der Spritzgussteile realisierbar.

Eine weitere Optimierung der Schraubengeometrie kann ebenso mit den Berechnungsansätzen und den Werkstoffkennwerten dieser Arbeit verfolgt werden.

10 Literaturverzeichnis

- 1 Ehrenstein, G. W.: Mit Kunststoffen konstruieren. Carl Hanser Verlag, München, 1994
- 2 Erhard, G.: Konstruieren mit Kunststoffen. Carl Hanser Verlag, München, 2008
- 3 Onasch, J.: Zum Verschrauben von Bauteilen aus Polymerwerkstoffen mit gewindeformenden Metallschrauben. Diss. Institut für Werkstofftechnik, Universität GH Kassel, 1982
- 4 N.N.: Direktverschraubung von Formteilen aus Kunststoffen. DVS Richtlinie 2241-1
- 5 N.N.: Konstruieren mit thermoplastischen Kunststoffen, Teil 2: Schraubverbindungen. Technische Information B 600 d 9.89, BASF AG, Ludwigshafen, 1989
- 6 N.N.: Selbstformende Schrauben für thermoplastische Kunststoffe. Technische Information ATI 482, Bayer AG, Leverkusen, 1988
- 7 N.N.: Technische Kunststoffe, B. 3.2: Verbindungen mit Metallschrauben. Technische Information Hoechst AG, Frankfurt am Main, 1981
- 8 N.N.: EJOT VARIOboss® und EASYboss®. Fa. EJOT, Bad Laasphe, 2001
- 9 N.N.: Berechnungsprogramm für EJOT Delta PT®-Schraube. Fa. EJOT, Bad Laasphe, 1999
- 10 Ehrenstein, G.W.; Mohr, H.: Gewindeformende Schrauben für Kunststoffbauteile. Verbindungstechnik 10 (1978), S. 13 – 19
- 11 Ehrenstein, G. W.; Onasch, J.: Berechnungsmöglichkeiten für das Verschrauben von Teilen mit gewindeformenden Metallschrauben. Kunststoffe 72 (1982), S. 720 – 724

- 12 Ehrenstein, G. W.; Trinter, F.: Festigkeit von Direktverschraubungen mit gewindeerzeugenden Metallschrauben an Bauteilen aus SMC und GMT. AVK-Tagung, Mainz, 1990
- 13 Großberndt, H.: Direktverschraubungen an thermoplastischen Kunststoffen. Kunststoffe 73 (1983), S. 701 – 707
- 14 N.N.: Verbinden mit Metallschrauben. Technische Information B3.2. Hoechst AG, Frankfurt am Main
- 15 Kagan, V. A.; Weitzel, S. P.: Smart Structure and Integrated System: Reinforced Nylon and Aluminum Self-Tapping Screws. Society of Automotive Engineers, Inc., 2002
- 16 Michaeli, W., Brinkmann, T., Lessenich-Henkys, V.: Kunststoff-Bauteile werkstoffgerecht konstruieren. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1995
- 17 Pfaff, H.: Hinweise zum Einsatz gewindefurchender Schrauben. VDI-Berichte Nr. 478, VDI-Verlag Düsseldorf, 1983
- 18 Reiß, M.: Berechnung der Belastbarkeit von gewindeprägenden Schrauben in Kunststoff-Formteilen. Plastverarbeiter 30 (1979), S. 251 – 254
- 19 N.N.: SCREWS-Berechnung gewindeformender Schraubverbindungen. Version 6.0.1, WIS, BASF AG, Ludwigshafen
- 20 Soós, E., Renz, R.: Experimental Investigation of a Thread-Cutting Screw Joint Subjected to Cyclic-Thermal Loading. 4th Conference on Mechanical Engineering, Budapest, 2004
- 21 Tome, A.; Ehrenstein, G. W.: Direktverschraubungen unter Temperaturbelastung. Kunststoffe 90 (2000), S. 92 – 98
- 22 Tome, A.; Ehrenstein, G. W.: Direktverschraubungen in GMT. 2. Internationale AVK-Tagung, Baden-Baden, Oktober 1999
- 23 Völker, M.: Gewindeformende Schraubverbindungen. Technische Information B 600 d 08.95, Ludwigshafen BASF AG, 1995

- 24 Weitzel, S.; Behle, J.; Reck, B.: Schraubenverbindungen für Bauteile aus Kunststoff. *Kunststoffe* 78 (1988), S. 617 – 622
- 25 Weitzel, S.: Der Einsatz gewindefurchender Aluminiumschrauben in glasfaserverstärkten Thermoplasten und Magnesium. 7. Informationsveranstaltung „Schraubenverbindungen – Neu Ergebnisse aus Forschung und Praxis“, DVS., Darmstadt, 2003
- 26 Weitzel, S.: Direktverschraubungen für Bauteile aus Kunststoff. Deutsches Industrieforum für Technologie, Düsseldorf, Oktober 1992
- 27 N.N.: Verbindungen mit Metallschrauben. Auf CD-Rom: Engineering Polymers for Technical Solutions, Version 1.0, TICONA Frankfurt a.M., August 1998
- 28 Ehrenstein, G. W.: Handbuch Kunststoff Verbindungstechnik. Carl Hanser Verlag, München, 2004
- 29 Ilzhöfer, K.-H.: Kunststoffbefestigungen mittels gewindeformenden Schrauben – Produkt-Auswahl, Einsetzbarkeit, Dimensionierung. Interner Bericht MB AG, 1987
- 30 N.N.: Schrauben für thermoplastische Kunststoffe. Daimler-Benz AG Normen, Nr. N14151, 1987
- 31 Renz, R.; Kasper, F.-J.; Wendtland, T.: Recyclinggerechte Befestigungstechnik bei Bauteilen aus thermoplastischen Kunststoffen. Abschlussbericht zum FKM-Forschungsvorhaben Nr. 216, TU Kaiserslautern, 1998
- 32 Trinter, F.: Zur Festigkeit von Schraubverbindungen an Bauteilen aus SMC. Dissertation, Gesamthochschule Kassel, 1991
- 33 Dratschmidt, F.: Zur Verbindungstechnik von glasfaserverstärktem Polyamid-Schrauben und Inserts. Diss. Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen, 1999
- 34 Tome, A.: Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff Direktverschraubungen. Diss. Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen, 2000

- 35 Schaumann, P.; Kleineidam, P.; Seidel, M.: Zur FE-Modellierung von Zugbeanspruchten Schraubenverbindungen. Stahlbau 70 (2001), S. 73 – 84
- 36 Butterworth, J.: Finite Element Analysis of Structural Steelwork Beam to Column Bolted Connections. University of Teesside, UK
- 37 Sarra, M.; Burgess, I. W.; Davison, J.B.; Plank, J.: Finite Element Modelling of Fin Plate Steel Connections in Fire. Fire Safety Journal 42 (2007), S 408 – 419.
- 38 Kermanidis, T.; Labeas, G.; Tserpes, K.I.; Pantelakis, S.: Finite Element Modeling of Damage Accumulation in Bolted Composite Joints under incremental Tensile Loading. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Barcelona, September 2000
- 39 Shivakumar, K. N.; Crews, J. H.: Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate. Long-Term Behavior of Composites, ASTMSTP 813 (1983), Philadelphia, S. 5 – 22
- 40 Brandt, H.; Fethke, K.; Neumann, S.; Schmitz K. P.: Analyse der Spannungsverteilung im Knochenlager einer belasteten Fixateur Externe Knochenschraube (Pin) am zweidimensionalen Modell mittels der Finiten-Elemente Methode und der Spannungsoptik. Biomedical Engineering 43 (1998), S. 196 – 197
- 41 Elinger, I.; Váradi, K.: Shape Optimization of a Threaded Plastic Bottle-Cap Connection by FEM Based on measured non-linear Material law. Periodica Polytechnica Mechanical Engineering 39 (1995), S. 469 – 474
- 42 Körtélyesi, G.; Erdősné-Sélley, Cs.: Numerical Simulation of the Self-Tapping Process by Threaded Joint Between Metal Bolt and Polymer Nut. 3rd Conference on Mechanical Engineering, Vol. 2 (2002), Budapest, S. 515 – 519
- 43 Erdősné-Sélley, Cs.: FE Modelling of the Mounting Process of Metal Screw and Composite Part. Periodic Polytechnica Mechanical Engineering 48 (2004), S. 133 – 143

- 44 Soós, E.; Renz, R.: Experimental and Numerical Investigations of a Thread-Cutting Screw Joint. 3rd Conference on Mechanical Engineering, Vol. 2 (2002), Budapest, S. 674 – 678,
- 45 Seybold, R.: FEM-Simulation von Schraubenverbindungen. 7. Informations- und Diskussionsveranstaltung „Schraubenverbindungen – Neue Ergebnisse aus Forschung und Praxis“, DVS, Darmstadt, 2003
- 46 Seybold, R.: Finite-Elementen-Simulation örtlicher Beanspruchung in Schraubengewinde. Diss. Institut für Werkstoffkunde, TU Darmstadt, 2006
- 47 Yao, Y.: Kunststoff-Direktverschraubungen: Einsatz von Experiment und Simulation zur Analyse des Vorspannkraftverlaufs. Abschlussbericht zum DFG-Forschungsvorhaben RE 1717/2-1, TU Kaiserslautern, 2008
- 48 Yao, Y.; Renz, R.; Stelzer, G.: Einsatz Berührungsloser Optischer Messverfahren und FE-Analyse zur Simulation von Kunststoff-Direktverschraubung. DVM Tagungsband Werkstoffprüfung „Herausforderungen neuer Werkstoffe an die Forschung und Werkstoffprüfung“, Berlin, 2008
- 49 Yao, Y.; Renz, R.: FE-Simulation zur Analyse des Vorspannkraftverlaufe vom Kunststoff-Direktverschraubungen. Tagungsband Konstruktionstechnik, Bayreuth, 2009
- 50 Yang, L.; Ettemeyer, A.: Strain measurement by three-dimensional electronic speckle pattern interferometry: potentials, limitations and applications. Optical Engineering 42 (2003), S.1257 – 1266
- 51 Walz, T.; Ettemeyer, A.: Material and component validation by speckle interferometry and correlation methods. Insight – Non-Destructive Testing and Condition Monitoring 47 (2005), S. 226 – 231
- 52 Friebe, H.; Galanulis, K.; Winter, D.: Grating Method and Speckle Interferometry – Practical Tools in Material Testing. In: Proceedings of the Symposium „Local Strain and Temperature Measurements in Non-Uniform Fields at Elevated Temperatures“, S. 40 – 48, Woodhead Publishing Limited, Cambridge UK 1996

-
- 53 Winter, D.: Optische Verschiebungsmessung nach dem Objektrasterprinzip mit Hilfe eines flächenorientierten Ansatzes. Diss. TU Braunschweig, 1993
- 54 Stelzer, G.; Renz, R.: Optische Analyser des Deformations- und Dehnungsverhaltens von Composites. 10th International AVK Conference, Stuttgart, 2007
- 55 N.N.: Technisches Handbuch Aramis 5.3. Gom GmbH, Braunschweig, 2007
- 56 N.N.: Die EJOT DELTA PT[®] Schraube. Fa. EJOT, Bad Laasphe, 2007
- 57 N.N.: CAMPUS 5.1 Datenbank. www.CAMPUSplastics.com, 2008
- 58 N.N.: Ultramid[®] Polyamid (PA). Technische Information, BASF AG, Ludwigshafen, 2008
- 59 N.N.: Hostacom und Hifax. Technische Information, Basell Polyolefins Europa, Frankfurt am Main, 2008
- 60 Ehrenstein, G. W.: Polymerwerkstoffe Struktur-Eigenschaften-Anwendung. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1999
- 61 Bottenbruch, L.; Binsack, R.: Technische Thermoplaste Polyamide. Carl Hanser Verlag, München Wien, 1998
- 62 N.N.: Konditionieren von Fertigteilen aus Ultramid[®]. Technische Information, BASF AG, Ludwigshafen, 2007
- 63 Mlekusch, B.: Kurzfaserverstärkte Thermoplaste - Charakterisierung und Messung der Faserorientierung, thermoelastische Eigenschaften sowie Schwindung und Verzug. Diss. Institut für Konstruieren mit Kunst- und Verbundstoffen, Montanuniversität Leoben, 1997
- 64 Ehrenstein, G. W.: Faserverbund-Kunststoffe. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien, 2006
- 65 Schwarz, P.: Einfluss der Faserlänge und der Faserorientierung auf die Elastizität und die Wärmeausdehnung von Kurzfaserverbundwerkstoffen, Forsch.-Ber. VDI Reihe 5 Nr. 326. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1993

- 66 Gross, D.; Hauger, W.; Schnell, W.: Technische Mechanik 4. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2009
- 67 N.N.: Wasseraufnahme und Konditionieren von Formteilen aus Durethan. Anwendungstechnische Information ATI 963, Bayer AG, Leverkusen, 2007
- 68 N.N.: Mitteilung der ZWT der Mercedes Benz AG. Stuttgart
- 69 N.N.: Verzugsverhalten von Faserverstärkten Spritzgussteilen. Technische Information, BASF AG, Ludwigshafen, 2007
- 70 Findley, W.N.: Mechanism and Mechnaics of Creep of Plastic. SPE-Journal (1960), S. 57 – 65
- 71 Ehrenstein, G.W.; Stampfer, S.: Einfluss des Molekulargewichts und Glasfasergehalts auf das Kriechen von Thermoplasten. GAK 48 (1995) 372 – 378
- 72 Kabelka, J.; Ehrenstein, G.W.; Stampfer, S.: Kriechen von Polymeren unter mehrachsiger Belastung. Kautschuk Gummi Kunststoffe 49 (1996), S. 332 – 335
- 73 Wieser, J.: Zum Deformationsverhalten thermoplastischer Kunststoffe unter ein- und mehrachsigen Beanspruchungen. Dissertation, TU-Darmstadt, 1998
- 74 Pflamm-Jonas, T.: Auslegung und Dimensionierung von kurzfaserverstärkten Spritzgussbauteilen. Dissertation, TU-Darmstadt, 2001
- 75 N.N.: ABAQUS67EF1 Handbuch. Dassault Systèmes Simulia Corp. 2007
- 76 Zöllner, O.: Grundlagen zur Schwindung von thermoplastischen Kunststoffen. Bayer AG, Leverkusen, 2007
- 77 N.N.: Easy Flow und Extreme Flow Typen. Lanxess Deutschland GmbH, 2007
- 78 N.N.: Die Verarbeitung der BASF Polyamide. Technische Information, BASF AG, Ludwigshafen, 2007
- 79 Kaliske, G.; Erber, M.; Meyer, F.: Grundsätzliches zur Problematik der Maßänderungen bei glasfaserverstärkten Thermoplasten vom Kurzfasertyp. Plaste und Kautschuk 25 (1978), S. 647 – 650

- 80 Woebecken, W.: Schwindung und Maßhaltigkeit von Plastformteilen in Zusammenhang mit der Orientierung von Molekülen, Kristalliten und Zuschlagstoffen. *Plaste und Kautschuk* 26 (1979) Nr. 5, S. 265 – 268
- 81 Schlaaf, W.; Brummel, M.: Vergleichende Untersuchungen der Schwindung an Stab- und plattenförmigen Prüfkörpern aus ausgewählten Thermoplasten. *Plaste und Kautschuk* 28 (1981) Nr. 2, S. 107 – 109
- 82 N.N.: Handbuch Moldflow[®] Insight MPI 6.1. Autodesk, 2007
- 83 Jeffery, G.B.: The Motion of Ellipsoidal Particles Immersed in a Viscous Fluid. *Proc. Roy. Soc.* 102 (1922), S 161 – 179
- 84 Folgar, F.; Tucker, C.L.: Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 3 (1984)
- 85 Hermans, J. J.: The Elastic properties of fiber reinforced materials when the fibers are aligned. *Koninkl. Nederl. Akademie Van Wetenschappen, Amsterdam, Proc., Series B70*, 1.(1967), S. 1 – 9
- 86 Hill, R.: Theory of Mechanical Properties of Fiber-Strengthened Materials. *Journal of Mechanics & Physics of Solids* 12 (1964), S. 199 – 212
- 87 Tsai, S. W.: *Introduce to Composite Materials*. Technomic Publish Company, 1980
- 88 Halpin, J.C.: Stiffness And Expansion Estimates For Oriented Short Fiber Composites. *Journals of Composite Materials*, Vol. 3 (1969), S. 732 – 740
- 89 Schapery, R. A.: Thermal Expansion Coefficients of Composite Materials Based on Energy Principles. *Journal of Composite Materials*, Vol. 2 No. 3 (1968), p. 380 – 404
- 90 Walter, G.: *Kunststoffe und Elastomere in Kraftfahrzeugen*. W. Kohlhammer Verlag, Stuttgart, 1993
- 91 Rosen, W., Hashin, Z.: Effective Thermal Expansion Coefficients And Specific Heats of Composite Materials. *Intern. Journal of Engineering Science*, Vol. 8 (1970), S. 157 – 173

-
- 92 Tucker III, C. L.: Stiffness Predictions For Unidirectional Short-Fiber Composites: Review and Evaluation. Composites Science and Technology, 1998
- 93 N.N.: ImageC Anwenderdokumentation. IMTRONIC GmbH, 2001
- 94 Advani, S. G.; Tucker, C. L.: The Use of Tensors to Describe and Predict Fiber Orientation in Short Fiber Composites. Journal of Rheology, Vol. 31 (1987), S. 751 – 784
- 95 Camacho, C. W.; Tucker, C. L.: Stiffness and Thermal Predictions for Hybrid Short Fiber Composites. Polymer Composites, Vol. 11(1990), S. 229 – 239
- 96 Glaser, S.: Integrative Simulation- Vom Polymer über den Prozess zum Bauteilverhalten. VDI-Jahrestagung Spritzgießen, Baden-Baden, 2004
- 97 Hauck, C.: Optimieren mechanisch beanspruchter Bauteile aus Thermoplasten mit der Finite-Element-Methode. Konstruktion Vol. 42 (1990), S. 421 – 427
- 98 Oberbach, K.: Kunststoff Kennwerte für Konstrukteure. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1980
- 99 Harders, H; Bäker, M.; Rösler, J.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. 2 Auflage, B.G. Teubner Verlag, Wiesbaden, 2006
- 100 Williams, M.L.; Landel, R.F.; Ferry, J.D.: The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids. J. Amer. Chem. Soc. 77 (1955) 3701 – 3707
- 101 N.N.: OriginPro 8 Handbuch. OriginLab Corporation, 2007
- 102 Keuerleber, M.: Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Kunststoffen bei hohen Dehnraten am Beispiel von PP. Diss. Fakultät Maschinenbau, Universität Stuttgart, 2006
- 103 Nielsen, L. E.: Mechanical Properties of Polymers and Composites. Marcel Dekker, INC. New York, 1974
- 104 N.N.: Mitteilung der Basell Polyolefine GmbH. Wesseling, 2007

- 105 Betten, J.: Kontinuumsmechanik - Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2001

Studien- und Diplomarbeiten

- 1 Kusnezowa, T.: Untersuchung zum Vorspannkraftverlust und den Dehnungszustände bei der Kunststoff-Direktverschraubung. Studienarbeit Lehrstuhl RPE, Fachbereich Maschinenbau, TU Kaiserslautern, 2007
- 2 Cui, X.: Untersuchungen der Tubuseigenschaften zur FE-Analyse. Bachelorarbeit Lehrstuhl RPE, Fachbereich Maschinenbau, TU Kaiserslautern, 2008

Lebenslauf

Persönliche Daten Yuan Yao
aus Wuhan, V.R. China

Schulausbildung

1981 – 1987 Grundschohle in Wuhan
1987 – 1993 Gymnasium Nr. 12 in Wuhan

Studium

1993 – 1997 TU Huazhong (V.R. China), Studiengang Kunststoffverarbeitung
2001 – 2005 TU Kaiserslautern, Studiengang Konstruktionstechnik

Praktika

03 – 05.1997 Chongqing Jialing Motorrad Ltd., V.R. China
Chengdu Luft und Raumfahrttechnik Ltd., V.R. China
06 – 07.2004 Robert Bosch GmbH, Homburg Saar

Berufspraxis

1997 – 1999 Qualitätsingenieur bei EPSON Engineering ShenZhen Ltd.,
V.R. China
2005 – 2006 Projektingenieur bei Royal Appliance Int. GmbH, Hilden
2006 – 2008 Lehrstuhl für Ressourcengerechte ProduktEntwicklung (RPE)
TU Kaiserslautern
08.2011 Promotion, Titel:
Polymerwerkstoff-Direktverschraubung: Einsatz von
Experiment und Simulation zur Analyse des
Vorspannkraftverlaufs