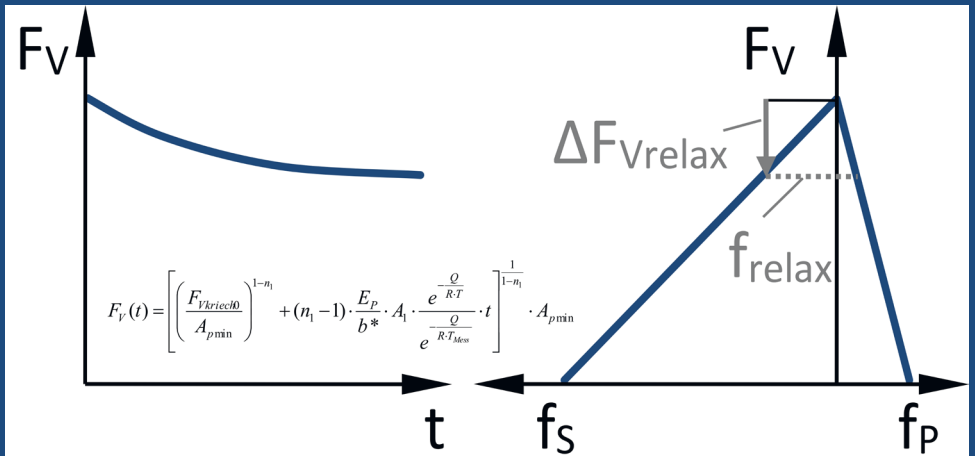


Hendrik Hubbertz

Beitrag zur Auslegungsrechnung von Leichtbauschraubenverbindungen im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation



Hendrik Hubbertz

Beitrag zur Auslegungsrechnung von
Leichtbauschraubenverbindungen
im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation

Hendrik Hubbertz

**Beitrag zur Auslegungsrechnung von
Leichtbauschraubenverbindungen
im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation**

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.dnb.de> abrufbar.

Dissertation 2019, angenommen vom Department Maschinenbau,
Naturwissenschaftliche Fakultät der Universität Siegen

Impressum

Umschlag:

Kordula Lindner-Jarchow / *universi* – Universitätsverlag Siegen

Druck und Bindung:

UniPrint, Universität Siegen

Siegen 2020: *universi* – Universitätsverlag Siegen
www.uni-siegen.de/universi

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier

ISBN 978-3-96182-085-6

DOI-Link: doi.org/10.25819/ubsi/5959

Die Publikation erscheint unter der
Creative Commons Lizenz CC-BY-SA



Univ.-Prof. Dr.-Ing. C. Friedrich

**DEPARTMENT MASCHINENBAU
FAKULTÄT IV**

Dissertation

zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften

**Beitrag zur Auslegungsrechnung von
Leichtbauschraubenverbindungen im Hinblick
auf die Vorspannkraftrelaxation**

vorgelegt von

Dipl.-Wirt.-Ing. Hendrik Hubbertz

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen
Siegen 2019

Betreuer und erster Gutachter

Prof. Dr.-Ing. C. Friedrich

Universität Siegen

Zweiter Gutachter

Prof. Dr.-Ing. H. Rapp

Universität der Bundeswehr München

Tag der mündlichen Prüfung

22. Januar 2020

Beitrag zur Auslegungsrechnung von Leichtbauschraubenverbindungen im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation

Hendrik Hubbertz, Dissertation, Universität Siegen, 2019

Kurzfassung

In jeder Schraubenverbindung kommt es nach der Montage zu einem Rückgang der Vorspannkraft, was als „Vorspannkraftrelaxation“ bezeichnet wird. Die Höhe dieses Rückgangs ist wesentlich beeinflusst durch die Werkstoffe von Schraube und verspannten Bauteilen, die im Kraftfluss der Vorspannkraft liegen, und die herrschende Temperaturbelastung auf die Verbindung. Da die ausreichend hohe Vorspannkraft für die Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung von zentraler Bedeutung ist, wird seit langer Zeit nach einer Methode gesucht, mit der sich die Höhe der Vorspannkraftrelaxation vorhersagen lässt. Bisherige Ansätze sind aufgrund mangelnder Vorhersagegenauigkeit, fehlender Übertragbarkeit auf geänderte Konstruktionen oder dem Aufwand für Berechnung und Parameterbestimmung meist nicht praktisch anwendbar und haben sich deshalb nicht durchgesetzt. Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit ein analytisches (formel-basierendes) Berechnungsmodell entwickelt, für dessen Parameter neben üblichen Werkstoffkenngrößen eine einfache Vorspannkraftmessung ausreicht, um den Vorspannkraftrückgang zu beschreiben. Dabei werden sowohl die Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation als auch die realen Nachgiebigkeitsverhältnisse berücksichtigt. Ausgegangen wird dabei von einer Verbindung, bei dem Leichtbauwerkstoffe mit Stahlschrauben und -muttern verspannt werden und der Vorspannkraftverlust sich vor allem durch zeit- und spannungsabhängige plastische Verformung der verspannten Bauteile ergibt. Es wird gezeigt, dass diese Methode kontinuierlich gemessene Vorspannkraftverläufe sehr gut vorhersagen kann. Auch lassen sich die relativen Restvorspannkraftverläufe anderer Versuchskonfigurationen mit anderen Nachgiebigkeitsverhältnissen, geänderten Verbindungsteilen und anderen Auslagerungstemperaturen mit praktisch ausreichender Genauigkeit vorherbestimmen. Dabei kann auch das zugrundeliegende Materialgesetz variiert werden, wenn anstelle von Leichtmetallen faserverstärkte Kunststoffe zum Einsatz kommen. Mit Hilfe der großen Versuchsbasis werden darüber hinaus allgemeingültige Aussagen zu Einflussparametern auf die Vorspannkraftrelaxation getroffen.

Abstract

A loss of preload occurs in every bolted joint after tightening, which is referred to as “preload relaxation”. The magnitude of this loss is mainly influenced by the material of the screw and the clamped parts, which are in the flow of forces, as well as the prevailing temperature. As the sufficient height of preload is of great importance for the load bearing capacity of a bolted joint, a method of predicting the preload relaxation has been searched for a long time. Due to dissatisfactory predictive accuracy, missing transferability to different designs or the high effort for calculation and parameter determination, previous approaches have mostly turned out to be impractical and have thus not been established. In this thesis an analytical (equation-based) calculation model was therefore developed, for which all parameters, besides general material properties, can be derived from only one simple preload measurement, which are necessary to describe the loss of preload. At the same time all individual contributions of preload relaxation as well as the real resiliencies are considered. The calculation is based on a joint, where lightweight materials are clamped with steel bolts and nuts. Thus, the loss of preload mainly occurs from the time- and load-dependent plastic deformation of the clamped parts. It is shown that this method is suitable to predict continuously measured preload developments very well. The prediction of relative residual preloads of other test setups with different relative resiliencies, changed fasteners and different ambient temperatures is also practically sufficient. Moreover, the underlying material law can be varied, if fiber-reinforced plastics are used instead of lightweight metals. Furthermore, general statements on the influencing parameters on preload relaxation are given, based on the large experimental basis.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	i
Nomenklatur.....	iv
1. Einleitung.....	1
2. Grundlagen von Schraubenverbindungen.....	5
2.1. Last-Verformungsverhalten im Montagezustand.....	7
2.1.1. Nachgiebigkeit der Schraube.....	8
2.1.2. Nachgiebigkeit der verspannten Bauteile	9
2.2. Last-Verformungsverhalten im Betriebszustand.....	11
2.3. Tragfähigkeit	14
3. Grundlagen der Vorspannkraftrelaxation	19
3.1. Identifikation von Einzelbeiträgen der Vorspannkraftrelaxation.....	23
3.2. Identifikation der unterschiedlichen Dehnungsanteile bei den verspannten Bauteilen	26
3.3. Abhängigkeit des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von den Nachgiebigkeitsverhältnissen.....	28
3.4. Experimentelle Bestimmung der Vorspannkraftrelaxation.....	31
3.5. Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation.....	36
3.6. Entwicklung und Stand der Forschung	37
3.6.1. Arbeiten zur Vorspannkraftrelaxation bei verspannten Metallen.....	39
3.6.2. Arbeiten zur Vorspannkraftrelaxation bei verspannten CFK Werkstoffen.....	49
3.6.3. Relaxation von Dichtungen.....	54
3.7. Zusammenfassung des aktuellen Stands.....	54
3.8. Wissenschaftliche Problemstellung.....	56
4. Quantifizierung der Vorspannkraftrelaxation	57
4.1. Setzen.....	57

4.2.	Lastplastifizieren	61
4.2.1.	Lastplastifizieren der Schraube	62
4.2.2.	Lastplastifizieren der verspannten Bauteile	64
4.2.3.	Begrenzte Vorspannkraftzunahme durch Nachsetzen bei erster Erwärmung	69
4.3.	Kriechen	72
4.3.1.	Kriechvorgänge bei Metallen und Ansatz nach Norton	72
4.3.2.	Kriechen von (carbonfaserverstärkten) Kunststoffen und Ansatz nach Findley.....	75
4.3.3.	Bestimmung des Relaxationsverhaltens einer Schraubenverbindung auf Basis des Ansatzes nach Norton.....	76
4.3.4.	Bestimmung des Relaxationsverhaltens einer Schraubenverbindung auf Basis des Ansatzes nach Findley.....	79
5.	Ablauf der Auslegungsmethode zur Bestimmung der Vorspannkraftrelaxation	81
6.	Kontinuierliche Messungen und Berechnung der Vorspannkraftverläufe	83
6.1.	Versuchsaufbau, Messmethode und Durchführung	83
6.2.	Ergebnis und Beschreibung der Vorspannkraftverläufe	85
6.3.	Rechnerische Abbildung der Einzelbeiträge	89
6.3.1.	Setzen	91
6.3.2.	Thermische Vorspannkraftveränderung, Lastplastifizieren	92
6.3.3.	Kriechen (Ansatz nach Norton).....	95
6.4.	Ergebnisse	99
7.	Diskontinuierliche Messungen ohne Kraftaufnehmer	103
7.1.	Versuchsaufbau, Messmethode und Durchführung	103
7.2.	Ergebnisse	108
7.2.1.	Einfluss der unterschiedlichen verspannten Bauteilmaterialien	109
7.2.2.	Einfluss der Auslagerungszeit	110
7.2.3.	Zusammenführen der Messungen zu Zeit-Temperatur-Kennfeldern.....	111

7.3. Abgleich der analytischen Vorhersage mit den Messergebnissen (Norton Ansatz).....	117
7.3.1. Eingangparameter für die Berechnung.....	117
7.3.2. Gegenüberstellung der Mess- und Berechnungsergebnisse	121
7.3.3. Verbesserung Vorhersagegenauigkeit bei verspannten CFK- Werkstoffen (Findley Ansatz)	127
7.4. Praxiseinflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten	131
7.4.1. Einfluss der Montagevorspannkraft	132
7.4.2. Einfluss der Oberflächenrauheit.....	135
8. Zusammenfassung.....	137
9. Fazit und Ausblick	143
Anhang A: Literaturverzeichnis.....	145

Nomenklatur

A	$[(N/mm^2)^{-n}]$	Norton-Parameter, Materialkonstante
A ₀	$[mm^2]$	minimaler Spannungsquerschnitt der Schraube
A ₁	$[h^{-1} (N/mm^2)^{-n}]$	Konstante für das spannungsabhängige Potenzgesetz zur Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen
A _{d3}	$[mm^2]$	Querschnitt des Kerndurchmessers der Schraube
A _N	$[mm^2]$	Querschnitt des Nenndurchmessers der Schraube
A _{pmin}	$[mm^2]$	minimale Fläche von Schrauben- oder Mutterkopfauflage
b	$[-]$	Elastizitätsfaktor bezogen auf die Schraubennachgiebigkeit
B	h^{-m}	Findley-Parameter, Materialkonstante
B ₁	h^{-m}	Konstante für das zeitabhängige Potenzgesetz zur Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen
b*	$[-]$	Elastizitätsfaktor bezogen auf die Bauteilnachgiebigkeit
C		Integrationskonstante
d	$[mm]$	Nenndurchmesser
d ₃	$[mm]$	Kerndurchmesser der Schraube
D _a	$[mm]$	innerer Auflagedurchmesser
D _A	$[mm]$	Außendurchmesser der verspannten Bauteile
D _{AGr}	$[mm]$	maximaler Durchmesser des Verformungskegels
d _h	$[mm]$	Bohrungsdurchmesser
d _w	$[mm]$	äußerer Kopfaufledgedurchmesser der Schraube
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
F _A	$[N], [kN]$	Betriebskraft
F _{Kerf}	$[N], [kN]$	für die Funktion erforderliche Klemmkraft in der Bauteiltrennfuge
F _{Kmin}	$[N], [kN]$	minimale Klemmkraft in der Bauteiltrennfuge
f _{kriech}	$[mm]$	Relaxationsbetrag infolge Werkstoffkriechens
f _{Lplast}	$[mm]$	Relaxationsbetrag infolge Lastplastifizierens
F _M	$[N], [kN]$	Montagevorspannkraft
f _P	$[mm]$	Stauchung der verspannten Bauteile
F _{PA}	$[N], [kN]$	Plattenzusatzkraft (Kraft um die die Bauteile bei Wirken einer axialen Betriebskraft entlastet werden)
f _{PeI}	$[mm]$	elastische Verformung der verspannten Bauteile

f_{ppl}	$[mm]$	plastische Verformung der verspannten Bauteile
f_{relax}	$[mm]$	Relaxationsbetrag
F_{SA}	$[N], [kN]$	Schraubenzusatzkraft (Kraft um die die Schraube bei Wirken einer axialen Betriebskraft zusätzlich belastet wird)
f_{sel}	$[mm]$	elastische Dehnung der Schraube
F_{Smax}	$[N], [kN]$	maximale Schraubenkraft
f_{Spl}	$[mm]$	plastische Dehnung der Schraube
F_V	$[N], [kN]$	Vorspannkraft (allgemein)
$F_{V0.2}$	$[N], [kN]$	Vorspannkraft an der 0,2%-Dehngrenze des Werkstoffs
F_{Vgrenz}	$[N], [kN]$	Grenzvorspannkraft (bei Erreichen der Grenzflächenpressung oder Überschreitung der Schraubenstreckgrenze)
$F_{Vkriech0}$	$[N], [kN]$	Vorspannkraft, ab der der Vorspannkraftverlust durch Kriechen betrachtet wird
f_z	$[mm]$	Setzbetrag
F_z	$[N]$	Setzkraftverlust
HB	$[-]$	Brinellhärte
k_B	$[J/K]$	Boltzmann-Konstante
k_{rtot}	$[-]$	relative Restvorspannkraft bezogen auf die Montagevorspannkraft ($F_V(t) / F_M$)
k_σ	$[-]$	Aufschlagsfaktor zur Berücksichtigung der Schubspannungsanteile in der Schraube durch Gewindereibung nach der Gestaltänderungshypothese
k_τ	$[-]$	Reduktionskoeffizient, der den Abbau der Schubspannungsanteile in der Schraube durch Gewindereibung bei Montage im Betrieb berücksichtigt
l	$[mm]$	Länge allgemein
l_0	$[mm]$	unverspannte Länge der Schraube
l_K	$[mm]$	Klemmlänge
m	$[-]$	Zeitexponent
m_1	$[-]$	Zeitexponent für das Potenzgesetz zur Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen
n	$[-]$	Spannungsexponent, Krafteinleitungsfaktor
n_1	$[-]$	Spannungsexponent für das Potenzgesetz zur Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen

n_{KM}	$[-]$	Anzahl der Kopf-/Mutternauflageflächen
n_T	$[-]$	Anzahl der inneren Trennfugen
P	$[mm]$	Gewindesteigung
$p_{0,02}$	$[N/mm^2]$	Flächenpressung, bei der sich eine bleibende Verformung von 0,02 mm einstellt
p_G	$[N/mm^2]$	Grenzflächenpressung nach VDI2230
Q	$[J/mol]$	Aktivierungsenergie
R	$[J/(mol K)]$	allgemeine Gaskonstante
R_m	$[N/mm^2]$	Zugfestigkeit des Werkstoffs
$R_{p0.2}$	$[N/mm^2]$	0,2%-Dehngrenze des Werkstoffs (teilweise auch ungenau als Streckgrenze bezeichnet)
R_z	$[\mu m]$	gemittelte Rautiefe
R_{zmin}	$[\mu m]$	Minimum des Bereichs der gemittelten Rautiefe
S	$[-]$	Schubkoeffizient
t	$[s], [h]$	Zeit
T	$[^\circ C], [K]$	Temperatur
T_M	$[K]$	absolute Schmelztemperatur
w	$[-]$	Verbindungskoeffizient für Art der Schraubenverbindung
α_{th}	$[K^{-1}]$	thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\Delta F_{V_{Lplast}}$	$[N]$	Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren
$\Delta F_{V_{relax}}$	$[N]$	Relaxationsverlust (Vorspannkraftverlust durch Summe der Relaxationseffekte)
$\Delta F_{V_{th}}$	$[N]$	Vorspannkraftänderung infolge von Temperaturänderung
δ_{KA}	$[mm/N]$	elastische Nachgiebigkeit des Kraftaufnehmers
δ_P	$[mm/N]$	elastische Nachgiebigkeit des verspannten Bauteils
δ_S	$[mm/N]$	elastische Nachgiebigkeit der Schraube
ΔT	$[^\circ C, K]$	Temperaturdifferenz
ε	$[\%]$	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	$[\%/h]$	Dehnrage
μ_G	$[-]$	Gewindereibungszahl
σ	$[N/mm^2]$	Spannung
φ	$[^\circ]$	Steigungswinkel des Gewindes; Winkel des Verformungskegels; Faservolumengehalt
Φ	$[-]$	Kraftverhältnis, relatives Nachgiebigkeitsverhältnis

c	[kN/mm]	Kalibrierfaktor für Vorspannkraftermittlung mit mech. Längenmessung
---	---------	---

Die Symbole zitierten Arbeiten sind vor Ort erklärt.

Allgemeine Indizes:

A	Anfang
ax	in axialer Schraubenrichtung
el	bezogen auf elastische Verformung
ges	gesamt
i	Laufindex
KA	Kraftaufnehmer (mit Einsätzen)
kriech	aus Kriechprozessen
M	bezogen auf die Montage
max	im Maximum
Mess	bezogen auf die Messung, bei der die Parameter ermittelt worden sind
min	im Minimum
P	verspannte Bauteile („Platten“)
pl	bezogen auf plastische Verformung
real	in der Realität (nicht für die Berechnung vereinfacht)
RT	Raumtemperatur
S	Schraube
T	von der Raumtemperatur (RT) abweichende Temperatur

1. Einleitung

Um ca. 1920 übersieht der Autopionier Karl Benz bei seinem bekannten Ausspruch „Das Auto ist fertig entwickelt, was kann noch kommen?“ [PILL-12], dass es bei komplexen Produkten mit hohem wirtschaftlichem Bedarf ein großes Potential für Optimierungen gibt. Dabei stellt gerade das Automobil, das laut [OICA-18] im Jahr 2016 die Grenze von 3 Mrd. jemals produzierten Einheiten überschritten hat, ein Paradebeispiel für ein höchstoptimiertes Produkt dar. Die Produktivität bei Erzeuger und Verbraucher steigt durch die Optimierung, indem man den Input (Kapital, Arbeit, Boden/Rohstoffe) verringert und/oder den Output (ausgebrachte Einheiten, Nutzwert) erhöht. Somit erfordert eine Optimierung im Maschinenbau fast immer eine Gewichts- oder Volumeneinsparung (mit einhergehender Einsparung von Ressourceneinsatz) und/oder eine Steigerung der Leistungsfähigkeit. Die dafür benötigte zweckgerechte Bauweise (hohe Struktursteifigkeit bei geringem Gewicht) und der Einsatz leichter Werkstoffe hat immer auch direkte Auswirkungen auf die Füge- und Verbindungstechnik, die entsprechend angepasst sein muss (vgl. auch [HAMM-57; KLEI-13]).

Nach wie vor führt für hochbelastbare und trotzdem lösbare Verbindungen kaum ein Weg an der klassischen vorgespannten (in der Regel metrischen) Schraubenverbindung vorbei, bei der die verspannten Bauteile das Kräftegleichgewicht zu der Vorspannkraft in der Schraube erzeugen. Ändert man bei einer Optimierung im Sinne des Leichtbaus die Struktur und/oder die Werkstoffe der verspannten Bauteile, hat dies direkte Auswirkungen auf das Verhalten der Schraubenverbindung bei Montage und im Betrieb. Es kommt in jeder Schraubenverbindung nach der Montage zu Vorspannkraftverlusten unterschiedlicher Höhe aufgrund plastischer Verformungen der Schraube und der im Kraftfluss befindlichen Bauteile, welche stark von der mechanischen und thermischen Beanspruchbarkeit und Beanspruchung der Werkstoffe abhängen. Zusätzlich zu den üblicherweise betrachteten Vorspannkraftverlusten durch Setzen kommt es je nach Werkstoff und Temperatur zu Fließ- bzw. Kriechprozessen, die die Schraube plastisch dehnen oder Bauteile plastisch verkürzen und in der Folge die Vorspannkraft absinken lassen. Diese Vorspannkraftverluste nehmen bei verspannten Leichtbaumaterialien, wie Leichtmetallen oder (faserverstärkten) Kunststoffen, im Vergleich zu Stahlwerkstoffen bei sehr viel niedrigeren Temperaturen nennenswerte Beträge an und können sich somit massiv auf die Tragfähigkeit der Verbindung auswirken. Kennt man ein solches Ver-

halten bei Stahlwerkstoffen eher von Hochtemperaturanwendungen, wie z.B. im Kraftwerksbereich, tritt dies bei Leichtbauwerkstoffen teilweise bei Umgebungstemperaturen oder normaler Sonneneinstrahlung auf. Hinzu kommt, dass es bei gleichzeitiger Verwendung unterschiedlicher Werkstoffe im Kraftfluss zu Änderungen der Vorspannkraft bei Temperaturänderungen kommen kann, deren Ursache in unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten liegt. Dadurch können weitere Effekte der Vorspannkraftrelaxation, wie Lastplastifizieren oder Nachsetzen, auftreten. Ähnliches ist auch bei mechanischen Betriebskräften vorstellbar, was hier nicht betrachtet werden soll. In Summe werden diese Einzelbeiträge des Vorspannkraftverlusts als „Vorspannkraftrelaxation“ bezeichnet.

Aus der Notwendigkeit einer ausreichend hohen Betriebsvorspannkraft entsteht der Bedarf, die Vorspannkraftrelaxation im Vorhinein bestimmen zu können, damit der Ingenieur einerseits frühzeitig einen realistischen Tragfähigkeitsnachweis durchführen und andererseits ggf. die Möglichkeiten einer vorspannkraftstabileren Konstruktion erwägen kann. Begannen die heute maßgebenden Untersuchungen zur Vorspannkraftrelaxation ca. ab den 1950er Jahren bei thermisch hochbelasteten Stahlschraubenverbindungen, wurden seit dem verbreiteten Einsatz von Leichtbauwerkstoffen diverse Arbeiten durchgeführt mit dem Ziel, die Vorspannkraftrelaxation bei solchen Systemen im Voraus zu bestimmen. Dabei erreichen analytische Rechenmodelle meist eine mehr oder weniger gute Vorhersagegenauigkeit für ein bestimmtes Testsetup, für das die Parameter angeglichen werden, ohne das Systemverhalten von Schraube und Bauteilen sowie Effekte des Setzens und Lastplastifizierens zu berücksichtigen. Numerische (FEM) Simulationen liefern dabei in den letzten Jahren durchaus übereinstimmendere Ergebnisse, die sich auch auf geänderte Konstruktionen übertragen lassen. Jedoch ist der zeitliche, personelle und technische Aufwand für Modellierung und Parameterermittlung für diese Modelle sehr hoch, was die Wirtschaftlichkeit oft in Frage stellt.

Vor diesem Hintergrund wird in der vorliegenden Arbeit ein analytisches Berechnungsmodell entwickelt, das die Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation (Setzen, Lastplastifizieren und Kriechen) und das Nachgiebigkeitsverhalten des Gesamtsystems mit einbezieht, um auf andere Strukturen übertragbar zu sein. Die hierzu notwendigen Parameter können in der Regel der Literatur entnommen werden, und es bedarf noch einer einzigen zusätzlichen Messung des Vorspannkraft-Zeit-Verhaltens bei erhöhter Temperatur je verspanntem Werkstoff, die mit einem üblichen Ringkraftaufnehmer durchge-

führt werden kann. Das Modell in dieser Arbeit gilt für ein realitätsnahes Setup, bei dem Leichtbauwerkstoffe mit Stahlschrauben verspannt werden, die plastischen Verformungen also überwiegend auf Seite der verspannten Bauteile auftreten und die Schrauben als nicht-relaxierendes Bauteil angenommen werden können.

Der anschließende Abgleich der Berechnungsmethode mit einer großen Anzahl von Messungen ohne Kraftaufnehmer mit anderen Steifigkeitsverhältnissen, Verbindungselementen und Temperaturen zeigt, dass der hier entwickelte Ansatz in der Lage ist, die Vorspannkraftkraftrelaxation für andere Strukturen mit gleichen Materialien bei anderen thermischen Belastungen für die Praxis ausreichend genau vorherzusagen, was vor allem aus wirtschaftlicher Sicht sehr interessant ist. Darüber hinaus können auf Basis der Versuche einige allgemeine Aussagen zu Einflussparametern auf die Vorspannkraftrelaxation getroffen und belegt werden.

2. Grundlagen von Schraubenverbindungen

Die Schraube als eines der ältesten Maschinenelemente weltweit, beruht auf dem Prinzip, dass eine schiefe Ebene mit einem Steigungswinkel φ auf einen Zylinder aufgewickelt ist. Wird eine gleichmäßig definierte Kontur entlang der so entstandenen Helixbahn tangential auf den Zylinder aufgebracht, entsteht ein Schraubengewinde, wie in **Abb. 1** dargestellt. Der axiale Abstand zwischen zwei Abschnitten der Helixbahn definiert die Steigung P .

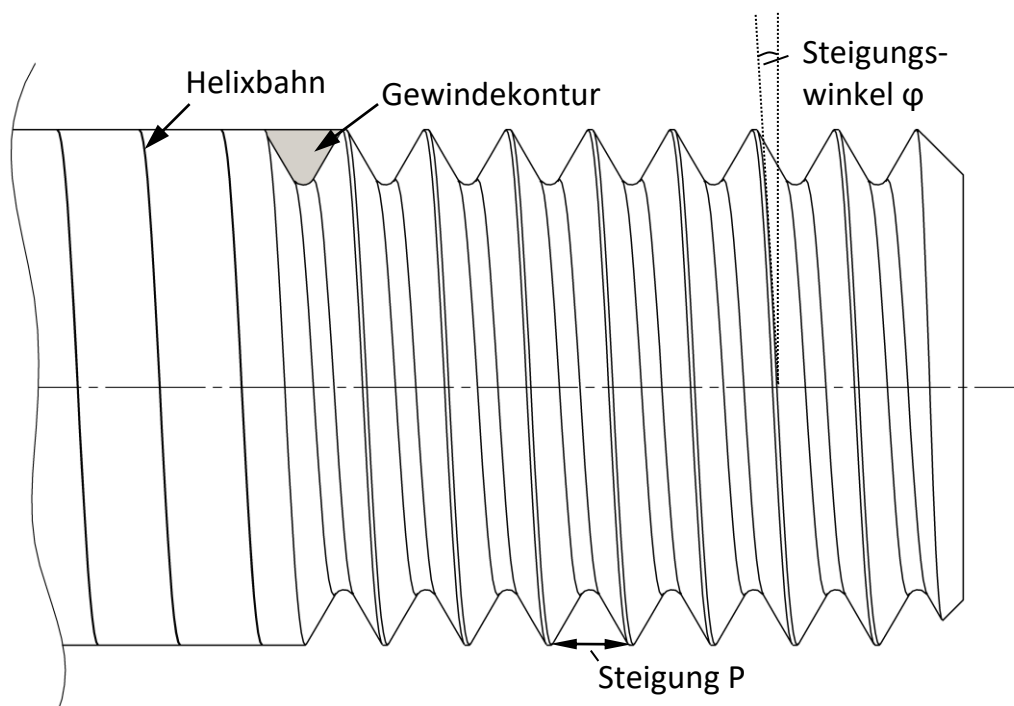


Abb. 1: Schraubengewinde als um einen Zylinder gewickelte schiefe Ebene mit Steigungswinkel φ und der Steigung P

Wird der Zylinder gedreht, kann ein rotatorisch feststehendes Element, das in das Schraubengewinde eingreift, formschlüssig auf- bzw. abgleiten (je nach Drehrichtung). Für die Anwendung im Maschinenbau muss ein solches Element der Kontur des Schraubengewindes angepasst sein und kann einen Teil der Schraube oder die ganze Schraube umschließen. Umschließt dieses Gegenstück die Schraube vollständig, wird von einem Muttergewinde gesprochen. Es handelt sich hierbei in der Regel um eine Art Negativform des Schraubengewindes mit Berücksichtigung von notwendigen Toleranzen zur Freigängigkeit des Eingriffs. Für den Fall einer Schraubenverbindung mit metrischem ISO-Gewinde im Maschinenbau sind die Gewindekonturen z.B. in den Normen DIN 13-1 [DIN13-99], ISO 724 [DIN724-10] und ISO 965 [DIN965-96] definiert.

Unterschieden werden je nach primärer Aufgabe Bewegungsschrauben und Befestigungsschrauben. Bewegungsschrauben haben die Aufgabe, eine Dreh- in eine Längsbewegung umzusetzen. Dabei kann ein Muttergewindebauteil verfahren (z.B. bei Messschrauben, Schraubspindeln) oder auch ein Medium transportiert werden (z.B. Archimedische Wasserschraube, Schnecke in Kunststoffspritzgießmaschinen). Bei Befestigungsschrauben (wozu hier auch Verschlusschrauben gezählt werden) wird die Längsbewegung in Richtung der Schraubenachse ab einem gewissen Anlagepunkt formschlüssig verhindert. Eine weitere Drehung der Schraube erzeugt ab jetzt eine Axialkraft, mit der die Schraube und die Bauteile, die die Längsbewegung verhindern, verformt werden: das System wird verspannt.

Die Mechanik einer Schraubenverbindung wird definiert durch ihr Last-Verformungsverhalten, und es muss zwischen dem Zustand der Montage und des Betriebs unterschieden werden. Bei der Montage verformen sich die beteiligten Bauteile aufgrund der Montagevorspannkraft F_M und des Anziehdrehmoments M_A . Ist die resultierende Beanspruchung bei der Montage zu hoch, kann es in verschiedenen lokalen Bereichen der Schraubenverbindung zum Versagen kommen [FRIE-14a]. Das wirkende Anziehdrehmoment steht für den elastischen Bereich der Werkstoffe im Kraftfluss in linearem Zusammenhang zur Montagevorspannkraft im Schraubenschaft, der von der Reibung in den gleitenden Flächen sowie geometrischen Parametern beeinflusst wird. Der Zusammenhang spielt für die hier vorgestellten Untersuchungen eine eher untergeordnete Rolle, daher wird für weitere Details und Herleitung auf die VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] verwiesen.

Im Betrieb kommen mechanische und thermische Belastungen hinzu, die das Kräftegleichgewicht beeinflussen und Werkstoffkennwerte verändern können. Die Vorspannkraft in jeder Verbindung fällt nach der Montage (gegenüber der Montagevorspannkraft) um einen gewissen Betrag ab - dies wird als „Vorspannkraftrelaxation“ bezeichnet. Darüber hinaus können bei dynamisch wirkenden Betriebskräften Effekte wie Dauerschwingbrüche der Schraube und selbsttätiges Losdrehen der Schraubenverbindung auftreten.

2.1. Last-Verformungsverhalten im Montagezustand

Beim Verspannen einer Schraubenverbindung kommt es ohne ein Einwirken äußerer Kräfte zu einem geschlossenen Kraftfluss der Vorspannkraft zwischen Schraube und Bauteilen. Bei einer im Maschinenbau üblichen Schraubenverbindung mit einem Schraubenkopf, einem oder mehreren sich darunter befindlichen verspannten Bauteilen mit einer Bohrung, durch die ein verspannter Schraubenschaft führt, und einem darunter liegenden Muttergewindebauteil, kann das Verspannen des Systems, wie in **Abb. 2** gezeigt, verstanden werden. Beim Anziehen der Schraube baut sich in ihrem Schaft die Montagevorspannkraft F_M auf, weshalb sie sich wie eine Zugfeder um den Betrag f_{SM} längt. Die verspannten Bauteile zwischen Schraubenkopf und Muttergewindebauteil werden von der Vorspannkraft zusammengedrückt und verkürzen sich analog zu einer Druckfeder um den Betrag f_{PM} . Durch die Drehung der Schraube dringt ihr Ende um die Summe der Längenänderungen $f_M = f_{SM} + f_{PM}$ tiefer in das Muttergewinde ein.

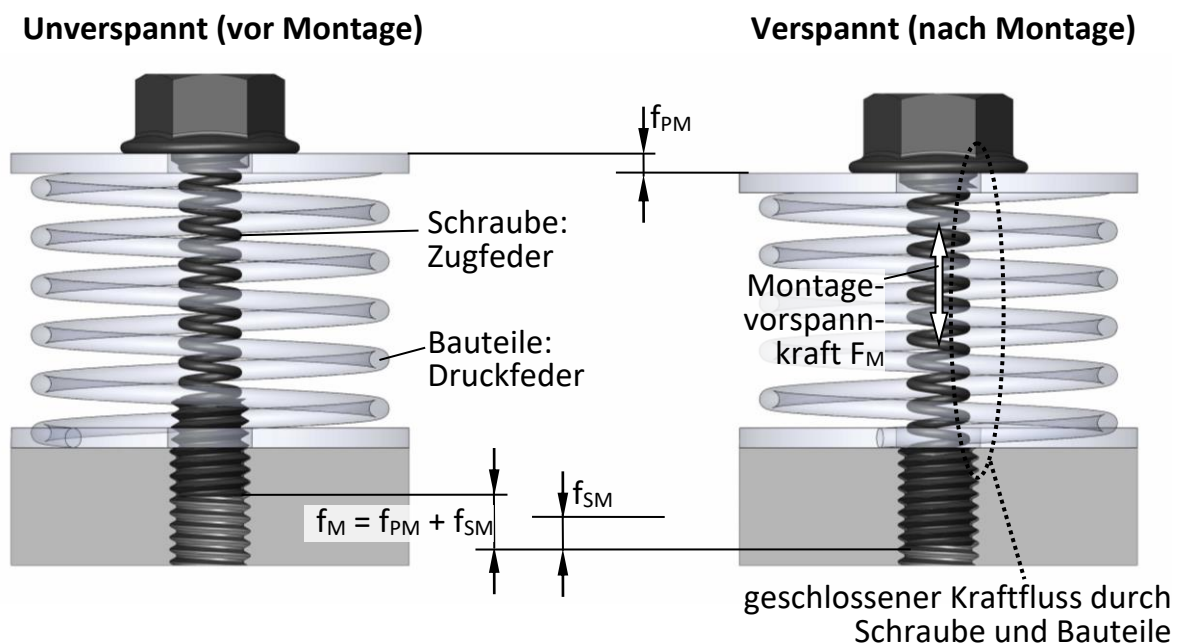


Abb. 2: Verformungsverhalten einer Schraubenverbindung aufgrund einer Montagevorspannkraft F_M (Index M für Montage)

Die Längenänderungen von Schraube f_S und verspannten Bauteilen f_P verhalten sich im elastischen Bereich der Werkstoffe linear zur wirkenden Vorspannkraft F_V und werden mit den Nachgiebigkeiten der Schraube δ_S und der Bauteile δ_P beschrieben:

$$f_S = \delta_S \cdot F_V$$

(Gl. 2-1)

$$f_p = \delta_p \cdot F_V$$

(Gl. 2-2)

Trägt man die Vorspannkkräfte über den Verlängerungen von Schraube und Bauteil in einem Diagramm auf, erhält man das Verspannungsschaubild (siehe **Abb. 3**, Index M für Montage).

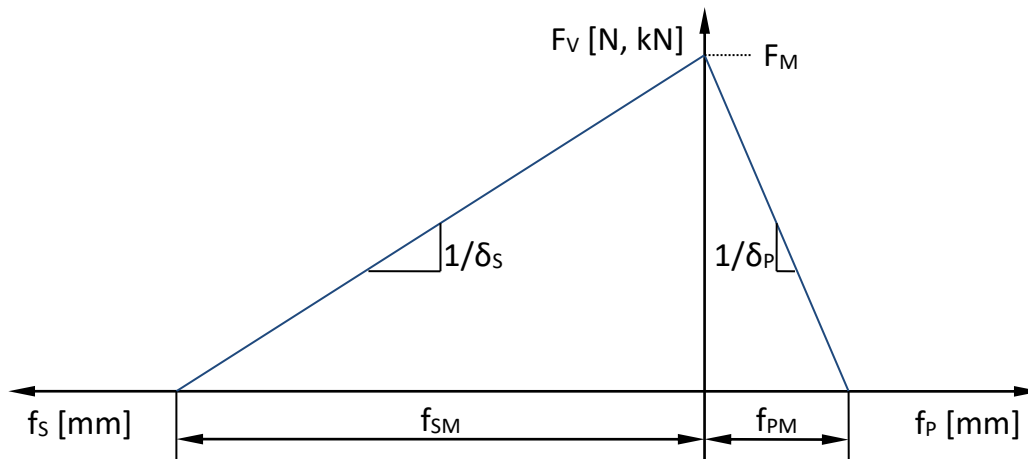


Abb. 3: Grundlegendes Verspannungsschaubild für den Montagezustand (Index M für den Montagezustand mit Montagevorspannkraft F_M)

Dabei verformen sich Schraube und Bauteile im elastischen Bereich gemäß dem Hooke'schen Gesetz. Die Steigungen der Geraden für Schraube und Bauteile im elastischen Bereich entsprechen der Federsteifigkeit dieser und sind der Kehrwert der Nachgiebigkeiten δ_s und δ_p . In der Realität liegt eine komplexe Spannungsverteilung in den Werkstoffvolumina von Schraube und Bauteilen vor, die für ihre Verformung sorgen. Um die Werte für die Nachgiebigkeiten handhabbar analytisch ermitteln zu können, existieren Berechnungsmodelle, welche das axiale Verformungsverhalten von Schraube und Bauteilen approximativ ermitteln, wobei die VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] in ihrer jeweils aktuellen Version als Vorschrift anerkannt ist. Im Folgenden wird die analytische Näherungsrechnung für Schraube und verspannte Bauteile vorgestellt.

2.1.1. Nachgiebigkeit der Schraube

Die analytische Berechnung der Schraubennachgiebigkeit nach [VDI2230-1-15] (und vorherigen Versionen, mind. seit [VDI2230-86]) erfolgt, indem alle sich im Kraftfluss befindlichen Teilvolumina der Schraube in einzelne Zylinder aufgeteilt werden, deren Einzelnachgiebigkeiten δ_i berechnet und aufsummiert werden, wie in **Abb. 4** gezeigt, da sie

sich im Kraftfluss wie in Reihe geschaltete Federn verhalten. Jede Einzelnachgiebigkeit δ_i des Abschnitts i ergibt sich aus dem Quotienten seiner Länge l_i und dem Produkt aus seinem Elastizitätsmodul E_i (in der Regel der Schraube E_s) mal seinem Querschnitt A_i .

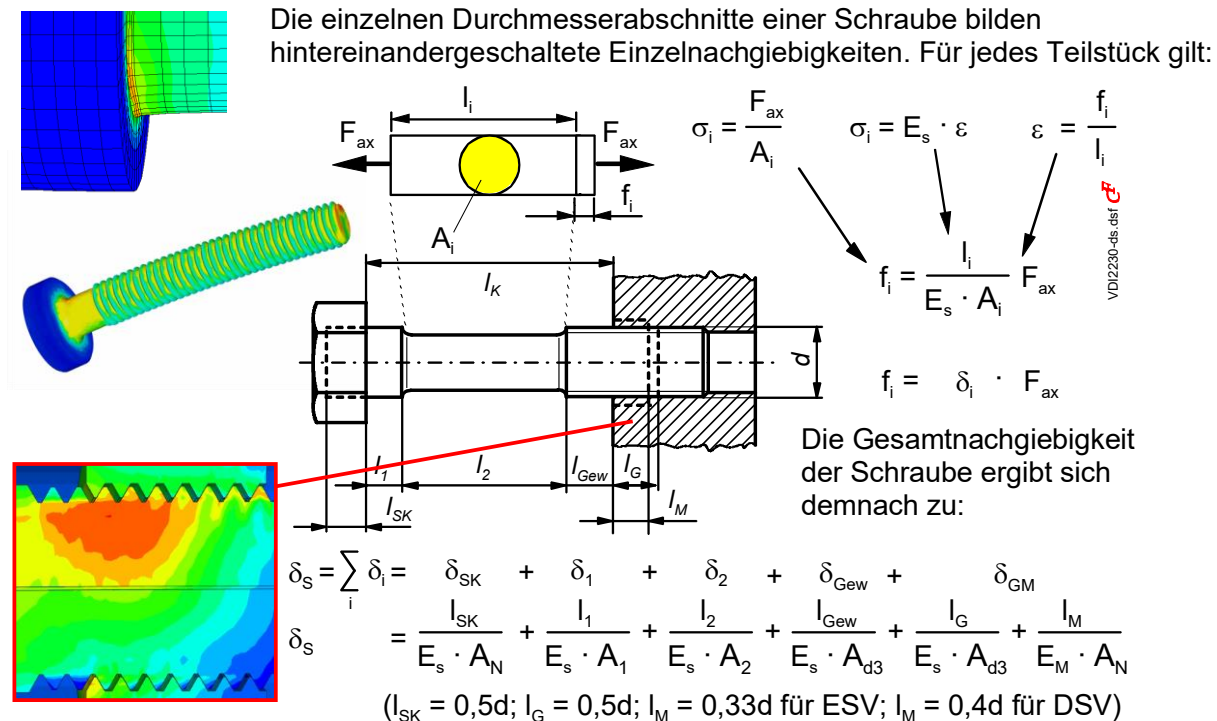


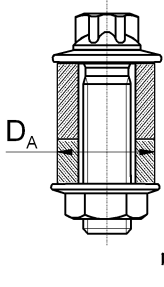
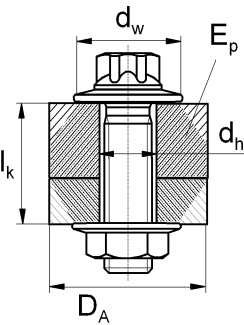
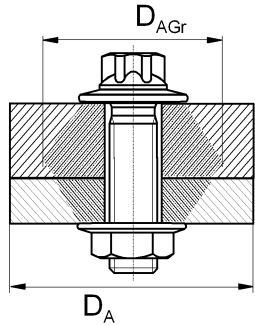
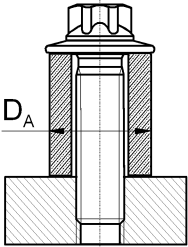
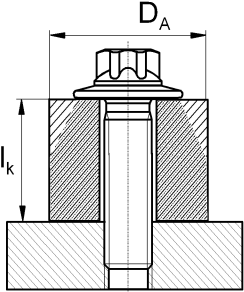
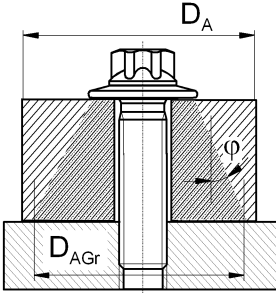
Abb. 4: Übersicht der analytischen Berechnungsweise der Schraubennachgiebigkeit (nach [VDI2230-1-15] und älteren Ausgaben dieser) mit Bildern der tatsächlichen Spannungsverteilung in der Schraube aus FEM-Simulationen. Hier ist eine Schraube mit gewindefreiem Schaft und Dehnschaft abgebildet [FRIE-17].

Pauschal mit einer Ersatzlänge berücksichtigt werden der Schraubenkopf mit l_{SK} , das eingeschraubte Muttergewinde mit l_G und der Anteil des Mutterbauteils im Gewindeingriff mit l_M (hier mit Unterscheidung von Einschraubverbindung ESV und Durchsteckverbindung DSV). Es sei darauf hingewiesen, dass besonders im Leichtbau abweichende Geometrien (wie Bundauflage oder Senkkopfauflage) zum Einsatz kommen, die ein Anwenden der Pauschalfaktoren ungenau machen.

2.1.2. Nachgiebigkeit der verspannten Bauteile

Die analytische Berechnung der Bauteilnachgiebigkeit (auch als Plattennachgiebigkeit bezeichnet) erfolgt nach VDI-Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] seit der Version 2003 nach einem umfangreichen Schema, bei der die Verformung eines beanspruchten Bauteilvolumens als Ersatzmodell ermittelt wird (siehe **Abb. 5**). Es wird angenommen, dass sich das durch die Vorspannkraft beanspruchte (verspannte) Volumen von der Krafteinlei-

tung unter dem Schraubenkopf kegelförmig ausbreitet. Bei einer Einschraubverbindung (untere Zeile) verläuft der Kegel bis zur Trennfuge (siehe Piktogramm unten rechts, Fall C) und bei einer Durchsteckverbindung (obere Zeile) bis zur Mitte, um dann bis zur Mutterauflagefläche wieder kegelförmig zusammenzulaufen (siehe Piktogramm oben rechts, Fall C).

	kleiner Bauteilaußendurchmesser (nur Druckhülse) $D_A \leq d_w$ (A)	mittlerer Bauteilaußendurchmesser (Druckhülse und Druckkegel) $d_w < D_A < D_{AGr}$ (B)	großer Bauteilaußendurchmesser (nur Druckkegel) $D_A \geq D_{AGr}$ (C)
Durchsteckverbindung DSV $w = 1$ $\tan \varphi = 0,362 + 0,032 \ln(\beta_L/2) + 0,153 \ln(\gamma)$			
Einschraubverbindung ESV $w = 2$ $\tan \varphi = 0,348 + 0,013 \ln(\beta_L) + 0,193 \ln(\gamma)$			

mit $\beta_L = l_k/d_w$ und $\gamma = D_A/d_w$ sowie Fallunterscheidung A, B, C mit $D_{AGr} = d_w + w l_k \tan \varphi$

Abb. 5: Auswahlschema zur Unterscheidung verschiedener Berechnungsmodelle der Platten- nachgiebigkeit nach Art der Verbindung und Bauteilaußendurchmesser [FRIE-17]

Wenn der gedachte kreisrunde Bauteilaußendurchmesser D_A kleiner ist als der maximale Durchmesser des Verformungskegels D_{AGr} (Piktogramme in der mittleren Spalte, Fall B), wird der Kegel dort begrenzt und das beanspruchte Volumen bildet dort die Form einer Hülse, deshalb der Ausdruck „Kegel-Hülse-Modell“. Ist der Bauteilaußendurchmesser kleiner gleich der Kopfauflage, bildet sich nur die Hülse aus (rechte Spalte, Fall A).

In jedem Fall wird mit Hilfe geometrischer Hilfsgrößen (β_L und γ) je nach Verbindungsart (Durchsteckverbindung DSV (obere Zeile) oder Einschraubverbindung ESV (untere Zeile)) ein Winkel φ (bzw. sein Tangens $\tan \varphi$) berechnet, mit dem der Verformungskegel sich

ausbreitet. Die eigentliche Berechnung der Nachgiebigkeit des Volumens aus Hülse (A), Kegel-Hülse, Kegeln-Hülse (B) oder Kegel (C) erfolgt für den Fall A nach (Gl. 2-3), für den Fall B nach (Gl. 2-4) und für den Fall C nach (Gl. 2-5).

$$\delta_p = \frac{4 \cdot l_k}{E_p \cdot \pi \cdot (D_A^2 - d_h^2)}$$

(Gl. 2-3)

$$\delta_p = \frac{2}{w \cdot d_h \cdot \tan \varphi} \cdot \ln \left[\frac{(d_w + d_h) \cdot (D_A - d_h)}{(d_w - d_h) \cdot (D_A + d_h)} \right] + \frac{4}{D_A^2 - d_h^2} \cdot \left[l_k - \frac{D_A - d_w}{w \cdot \tan \varphi} \right]$$

(Gl. 2-4)

$$\delta_p = \frac{2 \cdot \ln \left[\frac{(d_w + d_h) \cdot (d_w + w \cdot l_k \cdot \tan \varphi - d_h)}{(d_w - d_h) \cdot (d_w + w \cdot l_k \cdot \tan \varphi + d_h)} \right]}{w \cdot E_p \cdot \pi \cdot d_h \cdot \tan \varphi}$$

(Gl. 2-5)

Die Benennung der Fälle als A, B, C entstammt nicht der VDI-Richtlinie 2230, sondern wurde zur besseren Übersicht und Erläuterung an der Universität Siegen [FRIE-14b] eingeführt. In der Richtlinie bis zur Version von 1986 [VDI2230-86] wurde mit einer Hülse mit einem Ersatzaußendurchmesser gearbeitet, wobei sich deutlich abweichende Kenngrößen für die Nachgiebigkeit ergaben. FEM-Rechnungen bestätigen überwiegend die gute Näherung des aktuellen, aber aufwändigen Berechnungsansatzes.

2.2. Last-Verformungsverhalten im Betriebszustand

Beim Betriebszustand einer Schraubenverbindung müssen äußere Belastungen durch mechanische Kräfte und durch Temperatur sowie die Vorspannkraftrelaxation (Rückgang der Vorspannkraft) berücksichtigt werden. Mechanische Kräfte können entweder quer oder axial zur Schraubenachse angreifen, wobei in letzterem Fall zwischen zentrisch und exzentrisch angreifenden Betriebskräften unterschieden werden muss. Eine axiale Zugkraft F_A auf eine Schraubenverbindung führt in der Regel zu einer zusätzlichen Belastung der Schraube und zu einer Entlastung der Bauteiltrennfuge(n). Das Kraftverhältnis Φ ist definiert als die Bauteilnachgiebigkeit bezogen auf die Summe der Nachgiebigkeiten von Schraube und Bauteilen. Mit Φ als Faktor lässt sich eine ziehende Be-

triebskraft F_A aufteilen in den Anteil, der die Schraube zusätzlich belastet (Schraubenzusatzkraft F_{SA}) und den Anteil, der die Trennfuge entlastet (Plattenzusatzkraft F_{PA}). Ist F_A eine Druckkraft, bewirkt sie das Gegenteil: die Schraube wird entlastet und die Klemmkraft in der Trennfuge erhöht.

$$\Phi = \frac{\delta_P}{\delta_S + \delta_P}$$

(Gl. 2-6)

$$F_{SA} = \Phi \cdot F_A$$

(Gl. 2-7)

$$F_{PA} = (1 - \Phi) \cdot F_A$$

(Gl. 2-8)

Eine exzentrisch axiale Belastung der Schraubenverbindung bewirkt zusätzlich eine Biegebeanspruchung im Schraubenschaft sowie die Gefahr des einseitigen oder vollständigen Klaffens in der Bauteiltrennfuge. Die Vorgehensweise für die analytische Berechnung exzentrisch verspannter und belasteter Schraubenverbindungen ist in der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] beschrieben.

Die Temperaturbelastung führt prinzipiell zu veränderten Werkstoffkennwerten. In der Regel bewirkt eine Erhöhung der Temperatur

- eine Verringerung des E-Moduls E ,
- eine Verringerung der Streckgrenze $R_{p0.2}$ und Zugfestigkeit R_m ,
- eine Erhöhung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th}
- und eine Erhöhung der Kriechneigung.

Ein durch Temperatureinfluss veränderter E-Modul E bedingt direkt eine Änderung der Nachgiebigkeiten von Schraube oder verspannten Bauteilen. Folglich ändert sich die Steigung der Geraden im Verspannungsschaubild. Darüber hinaus kommt es bei unterschiedlichen linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Bauteile im Kraftfluss zu einer Vorspannkraftänderung bei Temperaturänderung. Dehnt sich das Bauteil bei Temperaturänderung stärker aus als die Schraube oder reduziert sich die Schraubenlänge stärker als die des Bauteils, erhöht sich die Vorspannkraft. In umgekehrten Fällen

wird die Vorspannkraft bei Temperaturänderung entsprechend geringer. In **Abb. 6** ist der Effekt der Vorspannkrafterhöhung beispielhaft an einer Verbindung dargestellt, bei der die Schraube einen geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten besitzt als die verspannten Bauteile. Diese Kombination findet sich häufig bei Leichtbaumaterialien (Leichtmetalle, Kunststoffe), die mit klassischen Stahlschrauben oder sogar Titanschrauben (Luftfahrt) verspannt werden.

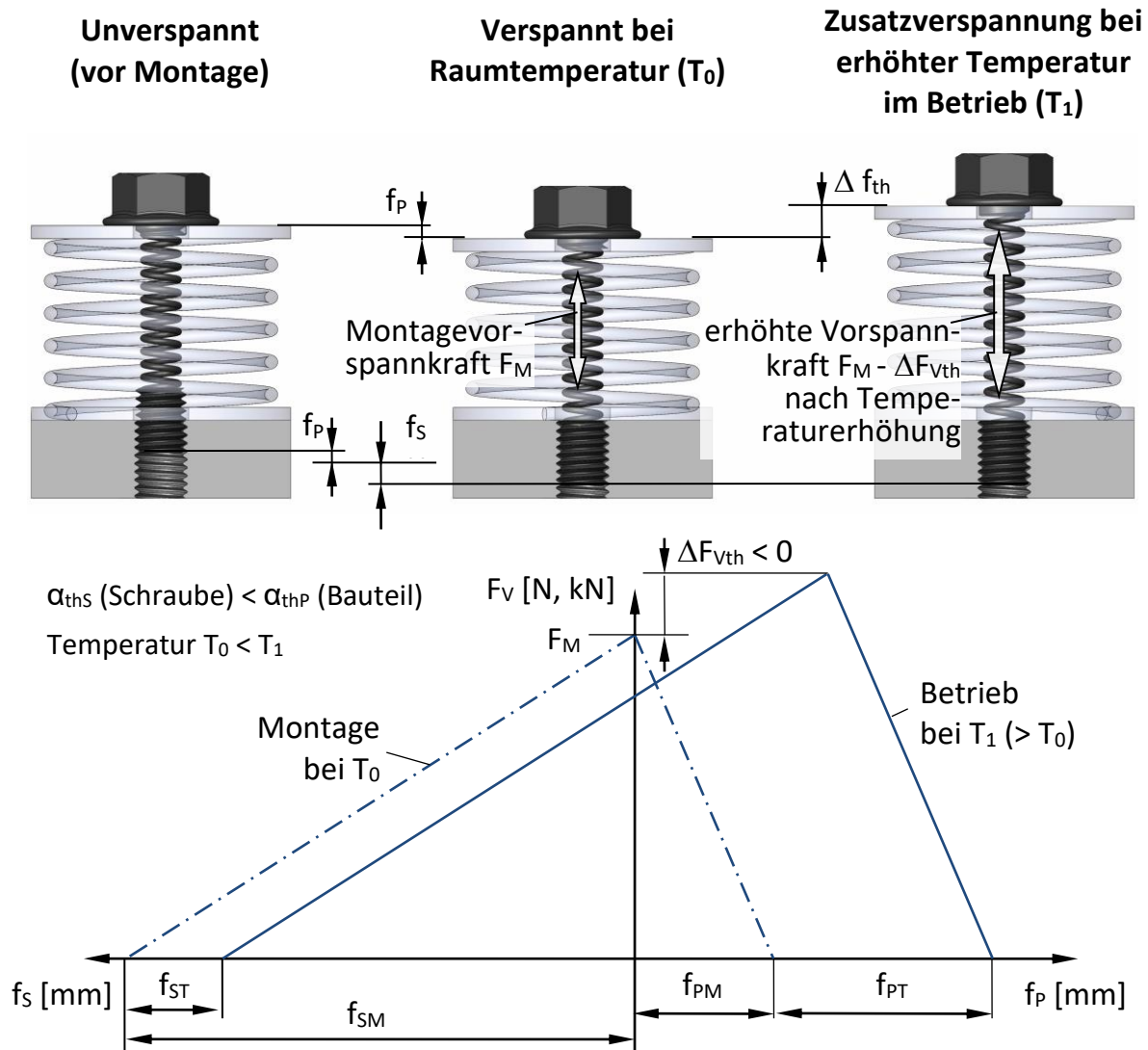


Abb. 6: Schema der Vorspannkrafterhöhung durch stärkere thermische Ausdehnung des Bauteils als der Schraube bei Temperaturerhöhung (in Anlehnung an [WIEG-07])

Die Vorspannkraftänderung infolge einer Temperaturänderung wird durch die Größe ΔF_{Vth} beschrieben, wobei in der Regel eine Montage bei Raumtemperatur RT angenommen wird. Entsprechend der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] ist ΔF_{Vth} ungewöhnlicherweise definiert als positiv bei Vorspannkraftabfall und negativ bei Vorspannkraft-

zunahme durch Temperaturveränderung. ΔF_{Vth} lässt sich nach [WIEG-07; VDI2230-1-15] mit folgender Gleichung berechnen:

$$\Delta F_{Vth} = F_{VRT} \cdot \left(1 - \frac{\delta_S + \delta_P}{\delta_S \frac{E_{SRT}}{E_{ST}} + \delta_P \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}} \right) + \frac{l_K \cdot (\alpha_{thS} \cdot \Delta T_S - \alpha_{thP} \cdot \Delta T_P)}{\delta_S \frac{E_{SRT}}{E_{ST}} + \delta_P \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}}$$

(Gl. 2-9)

Dabei steht der Index RT für Werte bei Raumtemperatur (bei Montage) und T für veränderte Temperatur im Betrieb. Der erste Summand der Gleichung beschreibt die Vorspannkraftänderung allein durch den sich ändernden Elastizitätsmodul E der Werkstoffe bei Temperaturänderung. Dadurch würde sich selbst bei völlig gleichen Materialien im Kraftfluss bei steigender Temperatur eine leichte Vorspannkraftabnahme ergeben, da der Elastizitätsmodul E bei erhöhter Temperatur in der Regel kleiner als derjenige bei Raumtemperatur ist. Der zweite Summand berechnet die eigentliche thermische Vorspannkraftänderung durch Längenänderung. Ist die Änderung der Elastizitätsmoduln der Werkstoffe klein ($E_{RT} \approx E_T$), kann der erste Summand vernachlässigt werden. Wird zudem davon ausgegangen, dass Schraube und verspannte Bauteile die gleiche Temperaturänderung ΔT erfahren, vereinfacht sich die Berechnung zu

$$\Delta F_{Vth} = \frac{l_K \cdot (\alpha_{thS} - \alpha_{thP}) \cdot \Delta T}{\delta_S \frac{E_{SRT}}{E_{ST}} + \delta_P \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}}$$

(Gl. 2-10).

Hier wird noch die Änderung der E-Moduln bei der thermischen Vorspannkraftänderung berücksichtigt. Bei einer weiteren Vereinfachung ohne diesen Einfluss steht nur noch die Summe der Nachgiebigkeiten $\delta_S + \delta_P$ im Nenner.

2.3. Tragfähigkeit

Die hauptsächliche Funktion einer Befestigungsschraube im Maschinenbau, bei der Kräfte reibschlüssig übertragen werden sollen, ist die Sicherstellung einer ausreichenden minimalen Klemmkraft F_{Kmin} in der Trennfugenebene über die komplette Bauteillebensdauer sowie die Möglichkeit, die Verbindung wieder zu lösen. Eine zu niedrige Klemmkraft führt in der Regel über Schäden zum vollständigen Funktionsverlust der Verbindung (siehe **Tab. 1**). Eine zu hohe Vorspannkraft in der Schraube (maximale Schrauben-

kraft F_{Smax}) kann dagegen zum Funktionsverlust durch Überlastung einzelner lokaler Bereiche führen. Nicht zu vernachlässigen sind auch die indirekten Schädigungsmechanismen, die einen Funktionsverlust oft erst nach einiger Betriebszeit auslösen. Zum Beispiel kann es durch eine rutschende Trennfuge zu Reibkorrosion kommen, wenn durch Relativbewegungen immer wieder blankes Metall freigelegt wird. Eine undichte Trennfuge kann ebenfalls die Ursache dafür sein, dass es zur Korrosion am Schraubenschaft oder im Gewindeeingriff kommt, wenn Medien in die Bohrung oder das Muttergewinde eindringen können. Ein Klaffen der Trennfuge führt bei gleicher Betriebskraft F_A zu einer stark erhöhten Schraubenzusatzkraft F_{SA} , die bei dynamischer Betriebsbelastung einen Dauerbruch hervorrufen kann. Eine Beschädigung der Auflageflächen durch zu hohe Vorspannkraft kann beispielsweise ein Verschweißen der Flächen auslösen, was wiederum die Demontage verhindert.

Tab. 1: Arten des Funktionsverlusts einer Schraubenverbindung aufgrund zu geringer Klemmkraft oder zu hoher Schraubenkraft

Funktionen einer Schraubenverbindung:		
	<ul style="list-style-type: none"> • ausreichende Klemmkraft während der gesamten Lebensdauer • Lösbarkeit der Verbindung 	
	min. Klemmkraft F_{Kmin} zu gering	max. Schraubenkraft F_{Smax} zu hoch
Resultat	<ul style="list-style-type: none"> • Funktion wird nicht erfüllt 	<ul style="list-style-type: none"> • Überlastung der Schraubenverbindung
Lokales Versagen	<ul style="list-style-type: none"> • Trennfuge rutscht • Trennfuge klafft (dadurch deutliche Erhöhung der Schraubenzusatzkraft F_{SA} bei unveränderter Belastung F_A) • Trennfuge wird undicht 	<ul style="list-style-type: none"> • Gewaltbruch des Schraubenschafts • Versagen des Schraubenkopfes (inkl. Kraftangriff) • Zerstörung des Gewindeeingriffs • Schädigung der Auflageflächen durch zu hohe Flächenpressung • Fließen/Kriechen der Werkstoffe
Folge	<ul style="list-style-type: none"> • Beanspruchung der Schraube auf Scherung • Beanspruchung der Bauteile auf Lochleibung • Selbsttätiges Losdrehen • Dauerbruch infolge hoher schwingender Schraubenzusatzkraft bei Klaffen • Reibkorrosion 	<ul style="list-style-type: none"> • Plötzliche Trennung der Verbindung • Verhinderung der Demontage • Vorspannkraftrelaxation (→ Klemmkraft fällt ab und wird möglicherweise zu gering)
→ Funktionsverlust		

Daher sind bei dem Tragfähigkeitsnachweis von Schraubenverbindungen die minimale Klemmkraft F_{Kmin} und die maximale Schraubenkraft F_{Smax} zentrale Größen. Abgesehen von der Sicherheit gegen Dauerbruch (dort ist die Schwingbeanspruchung maßgebend) werden alle Tragfähigkeitsnachweise mit der maximalen Schraubenkraft (oder maximaler Montagevorspannkraft F_{Mmax} , wenn $F_{Mmax} > F_{Smax}$) oder der minimalen Klemmkraft F_{Kmin} durchgeführt. **Abb. 7** zeigt die wichtigsten Größen für die Bestimmung der Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung im Verspannungsschaubild. Die minimale Klemmkraft F_{Kmin} muss höher sein als die erforderliche Klemmkraft F_{Kerf} , die sich aus der Querkraft-/Drehmomentbelastung auf die Verbindung, einer ausreichenden Vorspannkraft gegen teilweises oder vollständiges Öffnen der Trennfuge (Klaffen) oder dem Abdichten gegen ein Medium (mit Druck) ergibt. Für nähere Informationen zur konkreten Berechnung siehe [VDI2230-1-15]. Die minimal vorhandene Klemmkraft F_{Kmin} ergibt sich aus der minimalen Montagevorspannkraft F_{Mmin} abzüglich der Relaxationsverluste ΔF_{Vrelax} , der Plattenzusatzkraft bei axialer mechanischer Belastung F_{PA} und der thermischen Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} , wenn diese positiv ist (also die Vorspannkraft bei Betriebstemperatur absinkt):

$$F_{Kmin} = F_{Mmin} - \Delta F_{Vrelax} - F_{PA} - \Delta F_{Vth}$$

(Gl. 2-11)

Hier zeigt sich bereits, dass die Relaxationsverluste ΔF_{Vrelax} entscheidenden Einfluss auf die Tragfähigkeit der Schraubenverbindung haben können. Wird dieser Subtrahend zu groß, wird die minimale Klemmkraft F_{Kmin} möglicherweise kleiner als die erforderliche Klemmkraft F_{Kerf} und somit ist die Tragfähigkeit nicht mehr sichergestellt.

Die maximale Schraubenkraft F_{Smax} ist die Summe aus maximaler Vorspannkraft F_{Mmax} , thermischer Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} , wenn diese negativ ist, und der Schraubenzusatzkraft durch mechanische axiale Belastung F_{SA} :

$$F_{Smax} = F_{Mmax} + F_{SA} - \Delta F_{Vth}$$

(Gl. 2-12)

Der hier für den ungünstigen Fall nicht mit einfließende Betrag der Vorspannkraftrelaxation ΔF_{Vrelax} wirkt sich bezüglich der maximalen Schraubenkraft F_{Smax} durchaus positiv aus. In der Praxis kommt es trotzdem meist nicht zum Versagen der Schraube, weil die

Montagevorspannkraft F_{Mmax} in der Realität doch um den Relaxationsverlust ΔF_{Vrelax} verringert ist.

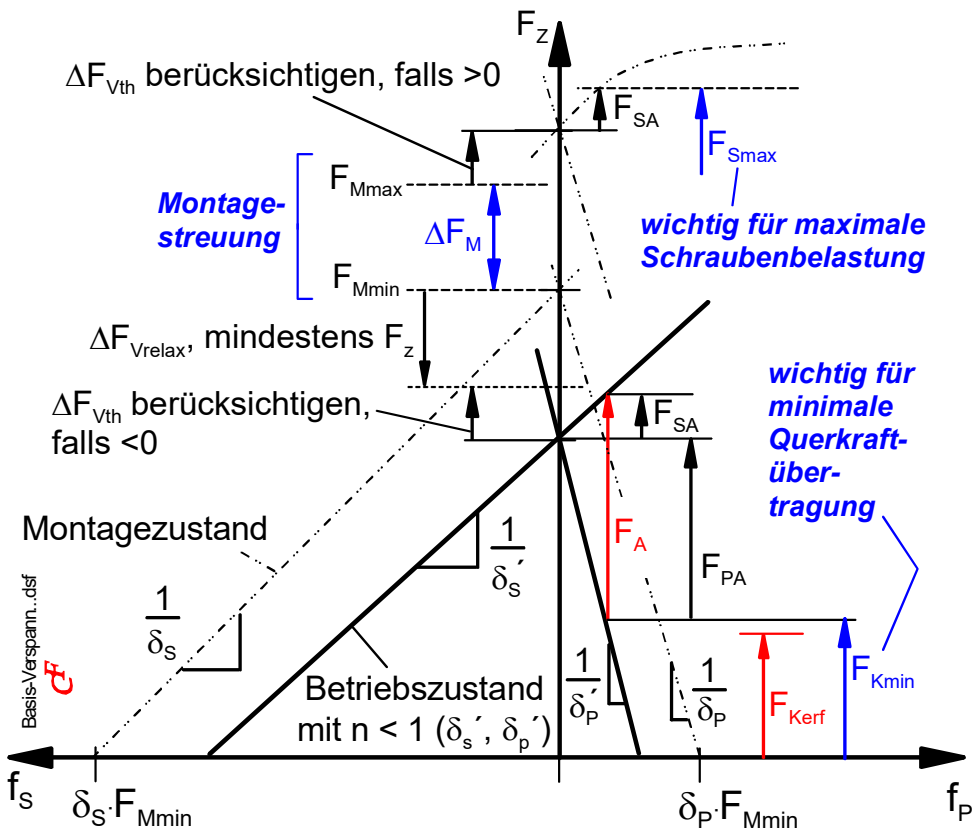


Abb. 7: Spannungsschaubild mit den wichtigen Größen für die Bestimmung der Tragfähigkeit [FRIE-17]

3. Grundlagen der Vorspannkraftrelaxation

In jeder Schraubenverbindung kommt es nach der Montage aufgrund verschiedener Ursachen zu einem Rückgang der Vorspannkraft. Bereits in den 1960er Jahren wurde dabei die wichtige Unterscheidung von Lockern und Losdrehen vorgenommen [JUNK-66; PALA-67] – je nachdem, ob es beim Vorspannkraftverlust zu rotatorischen Relativbewegungen im Gewindeeingriff kommt (Losdrehen) oder nicht (Lockern).

Das selbsttätige Losdrehen entsteht bei dynamischer Belastung der Schraubenverbindung, die zu einer Relativbewegung der Bauteile führt. Aufgrund der Gewindetoleranz und der Möglichkeit von Schraube und Bauteilen sich elastisch zu verformen, kommt es zu einer Taumelbewegung oder einem Abgleiten des Schraubenkopfs sowie Relativbewegungen im Gewindeeingriff. Das Gewindesteigungsmoment, das nach Montage als inneres Losdrehmoment in Losdrehrichtung der Schraube wirkt, sorgt in der Folge für eine Rotation der Schraube. Um die Relativbewegung der Bauteile zu verhindern, ist eine ausreichend hohe Klemmkraft in der Trennfuge als sicherste Lösung anerkannt (z.B. auch in der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15]). Detaillierte Erläuterungen und Untersuchungen zum selbsttätigen Losdrehen finden sich z.B. in [PALA-67; WIEG-07; KOCH-12; GUGG-19].

Unter dem Lockern einer Schraubenverbindung wird der Vorspannkraftrückgang ohne Relativbewegungen in den Gleitflächen der Schraubenverbindung verstanden. Bei der Montage wurde durch das relative Abgleiten von Schrauben- und Muttergewinde eine definierte Summe aus elastischer Dehnung in der Schraube bzw. Stauchung in den verspannten Bauteilen erzeugt, was die Vorspannkraft F_V entstehen lässt. Kommt es anschließend zu plastischen Verformungen an den im Kraftfluss liegenden Bauteilen in Richtung ihrer Verspannung, führt dies zu einem Rückgang der elastischen Spannung σ und somit der herrschenden Vorspannkraft F_V . So längt sich z.B. die Schraube, die Bauteile verkürzen sich und/oder die Gewindeflanken verformen sich in Richtung der Schraubenachse. Analog zur Werkstofftechnik, bei der die Abnahme der Spannung σ bei konstanter Dehnung ϵ über der Zeit als Relaxation bezeichnet wird [ROOS-11], ist bei Schraubenverbindungen der Begriff der „Vorspannkraftrelaxation“ eingeführt [BEEL-73; HABE-04; KOCH-12; DUCH-13]. Allerdings beschreibt die werkstofftechnische Relaxation die Spannungsabnahme auf Basis von Kriechvorgängen im Material, weshalb hier nicht

alle Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation bei Schraubenverbindungen berücksichtigt sind (siehe Kap. 3.1, bereits in [WIEG-69] angemerkt). Im Gegensatz zum Relaxationsversuch wird beim Kriechversuch die Spannung auf die Probe σ konstant gehalten, und es kommt zu einer Zunahme der Dehnung ϵ über der Zeit (siehe **Abb. 8**). Werkstofflich sind die mikroskopischen Mechanismen, die beiden Effekten zugrunde liegen, die gleichen (siehe auch Kap. 4.3).

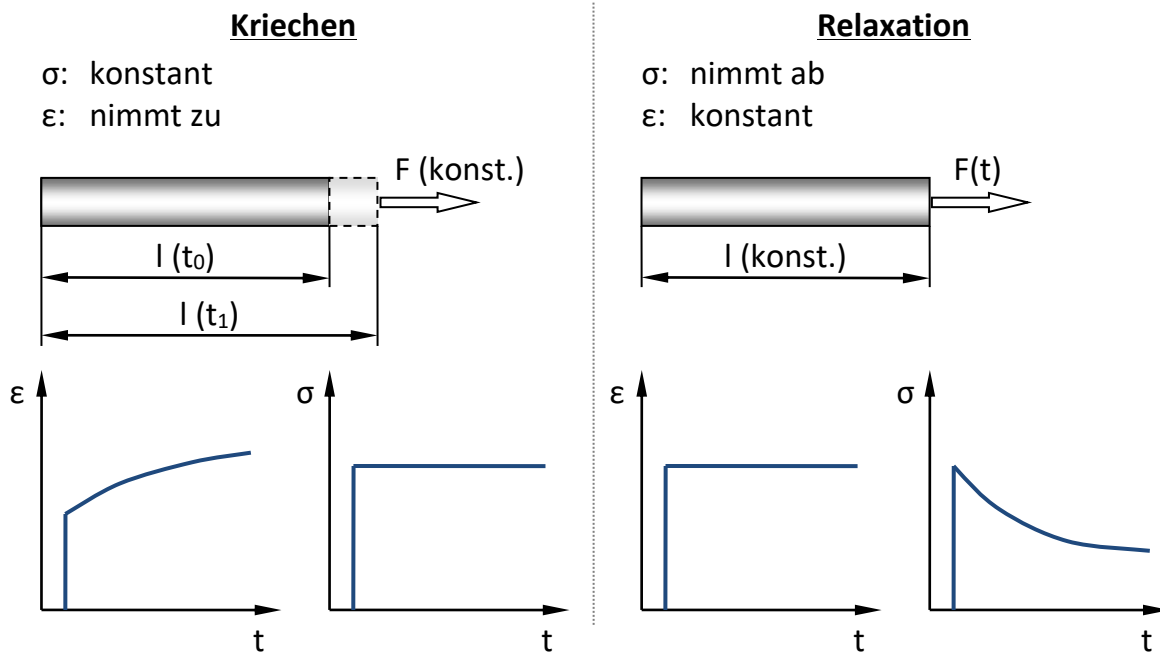


Abb. 8: Unterscheidung von Kriechen (konstante Spannung, Last) und Relaxation (konstante Dehnung) an einem Zugstab

Bei der Relaxation entsteht die Spannungsabnahme durch Umwandlung von elastischer in plastische Verformung durch Kriechprozesse (vgl. auch [PURP-02; HABE-04; SCHO-08; ILSC-10; BÜRG-11]). Wird jetzt vorausgesetzt, dass bereits bei der Verspannung auf die konstante Gesamtdehnung ϵ_{ges} eine plastische Anfangsdehnung der Probe ϵ_{plA} erfolgen kann und die elastische Dehnung ϵ_{el} während Verspanndauer durch Kriecheffekte in Kriechdehnung ϵ_{kriech} umgesetzt wird, kann man die Einzelbeiträge über der Zeit schematisch, wie in **Abb. 9** gezeigt, darstellen.

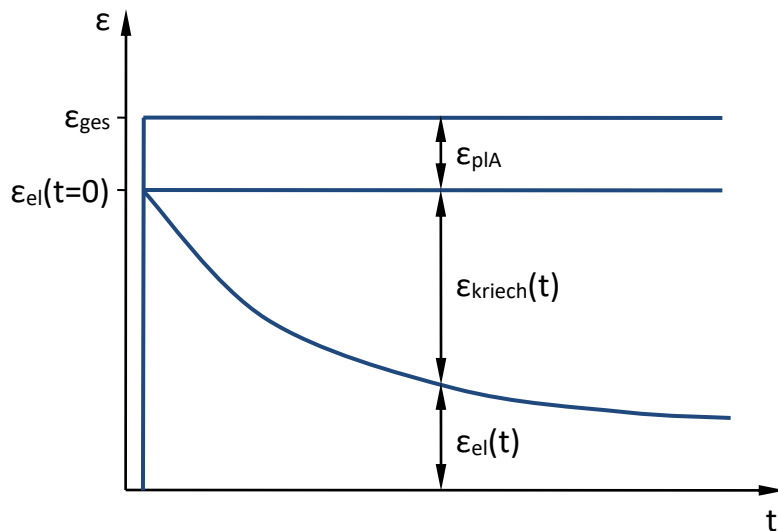


Abb. 9: Schema der Aufteilung der (konstanten) Gesamtdehnung ϵ_{ges} in plastische Anfangsdehnung ϵ_{plA} , Kriechdehnung ϵ_{kriech} und elastische Dehnung ϵ_{el} über der Verspanndauer (basierend auf [BÜRG-11])

Ein entsprechendes Diagramm lässt sich für die Schraubenverbindung entwickeln (**Abb. 10**). Wie bei der Relaxation im werkstofftechnischen Sinn, bleibt die gesamte axiale Längenänderung, also die bei Montage aufgebrachte Längung der Schraube f_{SM} sowie die Stauchung der Bauteile f_{PM} , während der Vorspannkraftrelaxation konstant. Eine plastische Verformung bei Plastifizierungen von Schraube f_{SpIM} und/oder Bauteil f_{PpIM} während der Montage (z.B. bei überelastischer Montage) wird ähnlich zur Abbildung oben ergänzt. Analog wird ein Teil der elastischen Verformung während der Verspanndauer in plastische Verformung mit dem Relaxationsbetrag f_{relax} umgesetzt und trägt nicht mehr zur Vorspannung der Bauteile und somit zur Vorspannkraft F_V bei.

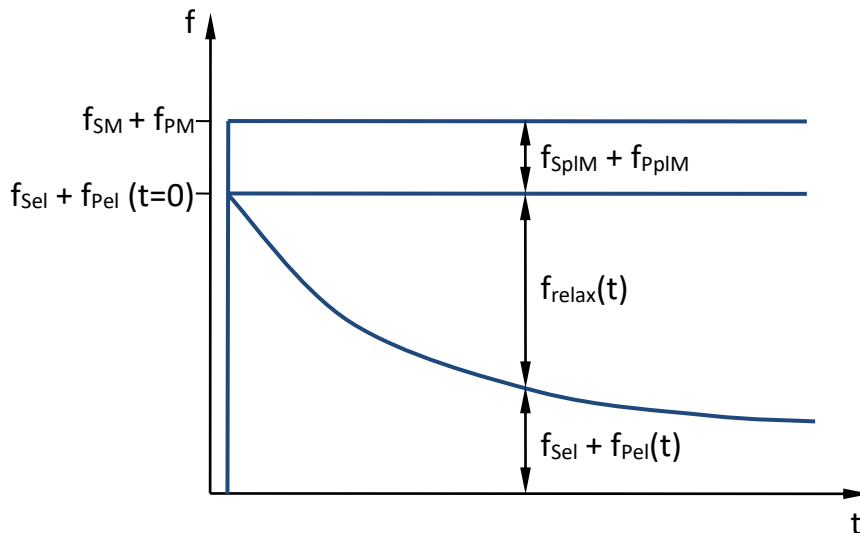


Abb. 10: Schema der Aufteilung der gesamten Längenänderung von Schraube f_{SM} und Bauteil f_{PM} in plastische Dehnung bei Montage f_{SpIM} und f_{PpIM} , Relaxationsbetrag f_{relax} und elastische Dehnung f_{Sel} und f_{Pel} über der Vorspanndauer. Letztere erzeugt die Vorspannkraft und geht bei Instabilität kontinuierlich zurück.

Über das Hooke'sche Gesetz ist die axiale elastische Verformung von Schraube und Bauteilen ($f_{Sel} + f_{Pel}$) mit der Vorspannkraft F_V verknüpft. Nimmt die elastische Verformung ab, sinkt auch die Vorspannkraft. Der Relaxationsbetrag f_{relax} als die Summe der plastischen axialen Längenänderungen aller im geschlossenen Kraftfluss einer Schraubenverbindung liegenden Bauteile führt zu einer Rückfederung der Schraube und der verspannten Bauteile entsprechend ihrer Nachgiebigkeiten. Somit lässt sich der Relaxationsverlust ΔF_{Vrelax} wie folgt berechnen:

$$\Delta F_{Vrelax} = \frac{f_{relax}}{\delta_S + \delta_P}$$

(Gl. 3-1)

Natürlich verbleibt der Relaxationsbetrag f_{relax} als Verformung in der Schraube und den Bauteilen; die Schraubenverbindung kann sich nur um den Betrag der elastischen Verformung entspannen. Im Verspannungsschaubild bedeutet das, dass die Rückfederung des verspannten Systems elastisch stattfindet. In **Abb. 11** ist der Rückgang der Vorspannkraft um den Relaxationsverlust ΔF_{Vrelax} nach überelastischer Montage mit Plastifizierung der Schraube beispielhaft dargestellt.

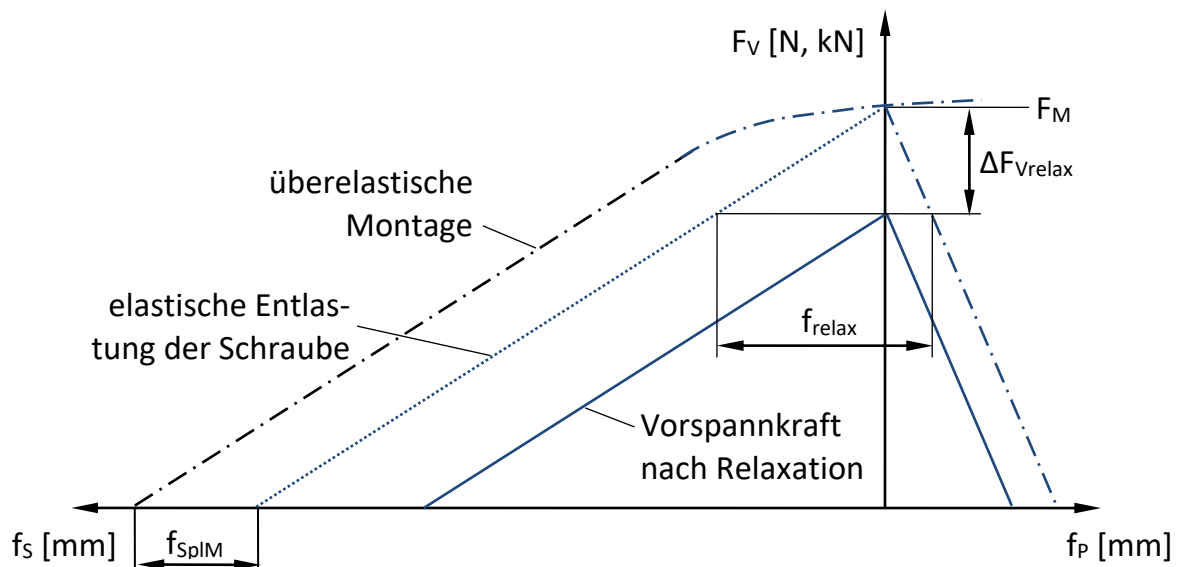


Abb. 11: Vorspannungsschaubild mit überelastischer Montage und Relaxationsverlusten ΔF_{Vrelax}

Wird die Restvorspannkraft F_V zum Zeitpunkt t auf die Montagevorspannkraft bezogen (normiert), erhält man die relative Restvorspannkraft k_{rtot} , die sich sinnvoll in Prozent angeben lässt:

$$k_{rtot} = \frac{F_V(t)}{F_M} = \frac{F_M - \Delta F_{Vrelax}}{F_M}$$

(Gl. 3-2)

3.1. Identifikation von Einzelbeiträgen der Vorspannkraftrelaxation

Der gesamte Relaxationsverlust ΔF_{Vrelax} kann als Summe von drei einzelnen Teilbeiträgen erfasst werden, die Plastifizierungen in unterschiedlicher Höhe zu unterschiedlichen Zeitpunkten hervorrufen und verschiedene Einflussparameter besitzen:

- **Setzen F_Z** während bzw. kurz nach der Montage bezeichnet die Einebnung von Mikrounebenheiten in den Trennfugen im Kraftfluss.
- **Lastplastifizieren $\Delta F_{VLplast}$** aufgrund thermischer oder mechanischer Belastung tritt spontan auf, wenn die im Kraftfluss liegenden Werkstoffe über die Grenze ihrer elastischen Verformbarkeit beansprucht werden.
- **Kriechen $\Delta F_{Vkriech}$** der Werkstoffe im Kraftfluss bezeichnet die zeitabhängige Umwandlung von elastischer in plastische Dehnung aufgrund der anliegenden Ver-

spannung. Aufgrund der gleichbleibenden Gesamtdehnung der Bauteile handelt es sich hierbei genau genommen um Relaxation durch Kriechvorgänge.

Genau diese drei Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation wurden für den Betriebsfall bereits in einer Arbeit von Meyer und Strelow 1972 [MEYE-72] identifiziert: „Permanent set can occur from [...] overloading from external loads, and embedding and relaxation due to normal service conditions“. Auch [WIEG-68] stellt fest, dass der Begriff der Relaxation für Schraubenverbindungen um die Einflüsse aus dem Gewinde und den Oberflächenrauheiten erweitert werden muss. Die Vorspannkraftverluste einer nur im elastischen Bereich beanspruchten Schraubenverbindung basieren auf Setzen, d.h. Einebnen von Oberflächenrauheiten, das hauptsächlich während des Anziehens stattfindet, und dem zeit-, temperatur- und lastabhängigen Kriechen der Werkstoffe.

In [KOCH-12] wird noch ein weiterer Beitrag angeführt: Vorspannkraftänderungen durch geometrische Verformungen F_G . Bei nicht-massiven Bauteilen, die durch eine spezielle Form Hohlräume aufwiesen (hier Felgen aus Stahlblech), wurde ein Vorspannkraftverlust durch elastische Verformungen innerhalb der verspannten Bauteile festgestellt. Eine solche Konfiguration ist selten anzutreffen, weil sich bei hochbelasteten Schraubenverbindungen in der Regel keine Hohlräume im Kraftfluss befinden. Auch sind die Höhe der Vorspannkraftverluste und deren Auswirkungen stark anwendungsabhängig. Aus diesen Gründen wird dieser Effekt hier nicht weiter berücksichtigt.

Die VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] führt ebenfalls als Ursache für Vorspannkraftänderungen das Setzen der Kontaktflächen, das selbsttätige Losdrehen, Relaxation der Werkstoffe (Kriechvorgänge), Temperaturwechsel (siehe Kap. 2.2) und Überlastung der Verbindung (hier als Lastplastifizieren bezeichnet) an. Darüber hinaus wird dort angeführt, dass das Anziehen weiterer Schrauben in der Umgebung die Vorspannkraft verringern kann. Dieser Effekt, der in der Praxis nicht vernachlässigt werden darf, ist ebenfalls sehr anwendungsabhängig und wird z.B. durch stufenweises Anziehen in definierter Reihenfolge entschärft. Da es sich um elastische Verformungen während der Montage handelt, ist das Phänomen nicht der Vorspannkraftrelaxation (Verringerung der Vorspannkraft über der Zeit) zuzuordnen.

Entsprechend der Einzelbeiträge der Vorspannkraftverluste kann die Relaxation über die Längenänderungen der Einzelbeiträge beschrieben werden mit dem Setzbetrag f_z , dem

Betrag durch Lastplastifizieren f_{Lplast} und dem des Kriechens f_{kriech} . Damit ergeben sich als Definition für ΔF_{Vrelax} folgende Zusammenhänge:

$$\Delta F_{Vrelax} = F_Z + \Delta F_{VLplast} + \Delta F_{Vkriech} = \frac{f_{relax}}{\delta_S + \delta_P} = \frac{f_z + f_{Lplast} + f_{kriech}}{\delta_S + \delta_P}$$

(Gl. 3-3)

Das Schema des zeitlichen Verlaufs der Vorspannkraft von der Montage über die Nutzungsdauer der Verbindung ist im Diagramm in **Abb. 12** dargestellt. Ausgehend von der minimalen Montagevorspannkraft F_{Mmin} (bei $t = 0$) müssen die Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation abgezogen werden.

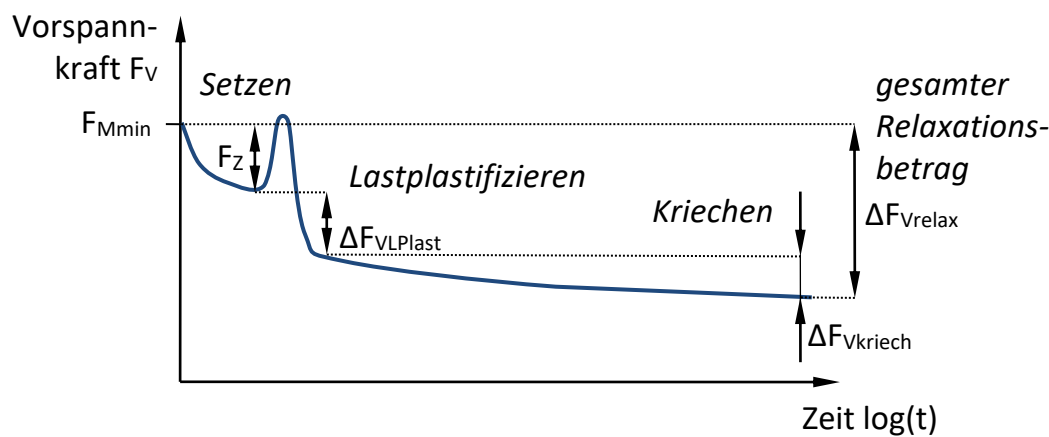


Abb. 12: Schematischer Vorspannkraftverlust über der Nutzungsdauer einer Schraubenverbindung und Kennwertdefinition zur Erfassung bei Lebensdauerauslegung

Das Setzen F_Z geschieht direkt nach der Montage, bevor die Schraubenverbindung die Betriebsbelastungen erfährt. Während des Betriebs kann es durch Be- und Überlastungen zu Lastplastifizieren $\Delta F_{VLplast}$ kommen. Oft spielt dabei auch eine Vorspannkrafterhöhung durch erhöhte Temperatur (siehe Kap. 2.2) eine Rolle. Das Kriechen $\Delta F_{Vkriech}$ findet über einen langen Zeitraum statt und tritt bei üblichen Betriebstemperaturen vor allem bei Leichtbauwerkstoffen auf. Es ist dem Regelbetrieb zuzuordnen. Da das Ausmaß des Kriechens von der Spannung und der Temperatur abhängt, steht es mit dem Lastplastifizieren in Wechselwirkung. Eine detaillierte Beschreibung und Bestimmung der Einzelbeiträge folgt in Kap. 4.

Für die Mindestklemmkraft entsprechend [VDI2230-1-15] müssen die Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation berücksichtigt werden:

$$F_{k\min} = F_{M\min} - F_Z - \Delta F_{VLplast} - \Delta F_{Vkriech} - F_{PA} - \Delta F_{Vth}$$

(Gl. 3-4)

3.2. Identifikation der unterschiedlichen Dehnungsanteile bei den verspannten Bauteilen

Kommt es zum Vorspannkraftrückgang durch plastische Verformungen der verspannten Bauteile, wie in dieser Arbeit betrachtet, bleibt die Gesamtverkürzung der Bauteile f_p konstant. Es wird lediglich elastische Dehnung f_{pel} , die eine Gegenkraft (die Vorspannkraft) hervorruft, in plastische Dehnung f_{ppl} umgesetzt, die keine Kraft mehr auf das Gegenbauteil (hier Schraube) ausübt (siehe Kap. 3.1).

$$f_p = f_{pel} + f_{ppl} = konst.$$

(Gl. 3-5)

Dies gilt nur, wenn keine mechanischen Kräfte wirken oder Temperaturänderungen stattfinden, die das Spannungsgleichgewicht im geschlossenen Kraftfluss beeinflussen. Geht man idealisiert davon aus, dass die Vorspannkraft einer Schraubenverbindung bei der Dehngrenze der Schraube oder der Grenzflächenpressung der Bauteile auf eine Grenzvorspannkraft F_{Vgrenz} limitiert ist (siehe Lastplastifizieren Kap. 4.2), kann man aus einem kontinuierlich gemessenen Vorspannkraftverlauf über die elastische Nachgiebigkeit direkt auf die elastische Verkürzung der Bauteile f_{pel} zu jedem Zeitpunkt der Messung schließen:

$$f_{pel}(F_V) = F_V \cdot \delta_p$$

(Gl. 3-6)

Unter der gleichen Annahme kann man davon ausgehen, dass nach der Montage ausschließlich elastische Verspannungen vorhanden sind. Bei Montage, bei der die Werkstofffließgrenze (Dehngrenze oder Grenzflächenpressung) überschritten wurde, werden die Spannungen bis auf diese Grenze abgebaut (siehe Kap. 4.2). Ab diesem Zeitpunkt beginnt die Vorspannkraftrelaxation und die Verbindung verhält sich dabei elastisch.

Somit lässt sich die elastische Stauchung zum Zeitpunkt Null $f_{PM} = f_{Pel}(F_M)$, an dem noch keine Vorspannkraftrelaxation stattgefunden hat, ebenfalls mit (Gl. 3-6) berechnen, indem man die Montagevorspannkraft F_M einsetzt. Die elastische Verkürzung bei einer sich theoretisch im elastischen Bereich einstellenden Vorspannkraft bei Temperaturänderung (von T_0 zu T_1) nach dem Setzen F_Z lässt sich ebenfalls so ermitteln zu $f_{Pel}(F_M - F_Z - \Delta F_{Vth})$. Die plastische Verformung beim Lastplastifizieren f_{LPlast} ergibt sich dann aus der Differenz von $f_{Pel}(F_M - F_Z - \Delta F_{Vth})$ und der elastischen Verformung bei Erreichen der Grenzflächenpressung $f_{Pel}(F_{Vgrenz})$ (siehe (Gl. 3-7)). Dabei gibt es natürlich nur ein Lastplastifizieren, wenn die Differenz einen Wert größer als Null aufweist:

$$f_{LPlast} = \max (f_{Pel}(F_M - F_Z - \Delta F_{Vth}) - f_{Pel}(F_{Vgrenz}), 0)$$

(Gl. 3-7)

Der zeitliche Ablauf der Dehnungsanteile während der Vorspannkraftabnahme in einer durch plastische Verformung an den verspannten Bauteilen relaxierenden Schraubens-Verbindung ist in **Abb. 13** dargestellt. Dabei wird die Verbindung von einer Ausgangs-temperatur T_0 aufgeheizt auf T_1 und anschließend wieder auf T_0 abgekühlt. Der thermische Ausdehnungskoeffizient der Schraube α_{thS} ist hier kleiner als der der verspannten Bauteile α_{thP} . Der theoretische linear elastische Vorspannkraftverlauf ohne Relaxation ist durch die helle, gestrichelte, fettgedruckte Kurve symbolisiert. Die blaue, fettgedruckte, durchgezogene Kurve stellt den elastischen Anteil der Stauchung der Bauteile dar, der die Vorspannkraft erzeugt (und damit äquivalent zu dieser ist). Oberhalb dieser Kurve befindet sich der Bereich der bereits stattgefundenen plastischen Verformungen, wobei hier zwischen dem Setzbetrag f_Z , dem Betrag durch Lastplastifizieren f_{Lplast} und dem des Kriechens f_{kriech} unterschieden wird. Da davon ausgegangen wird, dass das Setzen bei Temperatur T_0 und T_1 stattfindet, wird die Kurve auf das Vorspannkraftniveau ohne Relaxation bei der jeweilig herrschenden Temperatur verschoben.

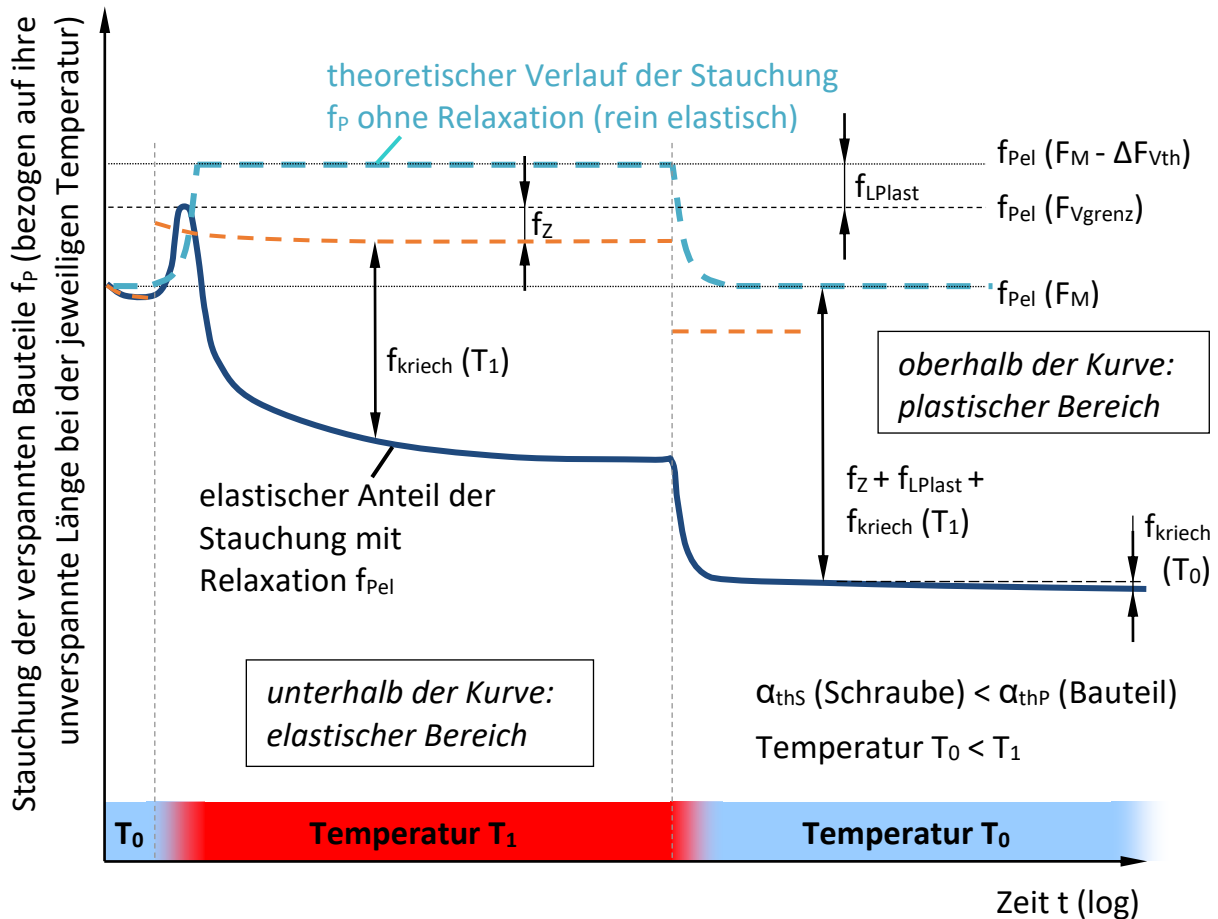


Abb. 13: Verlauf der Stauchung der verspannten Bauteile mit Unterscheidung zwischen elastischer und plastischer Stauchung durch Setzen (Betrag f_z), Lastplastifizieren (Betrag f_{LPlast}) und Kriechen (Betrag f_{kriech}) bei Temperatur (Stauchung ist bezogen auf die unverspannte Länge bei jeweiliger Temperatur T_0 oder T_1)

3.3. Abhängigkeit des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von den Nachgiebigkeitsverhältnissen

Aufgrund der Beschreibungen zu Beginn des Kapitels wird bereits der große Unterschied zwischen dem Kriechversuch, dem werkstofftechnischen Relaxationsversuch und der Vorspannkraftrelaxation in der realen Schraubenverbindung deutlich. Dabei hängt die Spannungs-, Last- bzw. Vorspannkraftabnahme bei elastischer Entspannung durch einen Relaxationsbetrag f_{relax} bzw. dessen Einzelbeiträgen von den elastischen Nachgiebigkeiten im Versuchsaufbau ab, wie der Nenner von (Gl. 3-1) zeigt. Daher lässt sich unterscheiden:

- Beim Kriechversuch bleibt die Last, also die Vorspannkraft F_v , bzw. die technische Spannung über die Zeit konstant, da die Kraft (z.B. durch ein Gewicht) immer un-

verändert bleibt. Dies entspricht bei Schraubenverbindungen einer unendlichen Bauteilnachgiebigkeit des Versuchsaufbaus. Ein Relaxationsbetrag f_{relax} führt zu keiner Kraftänderung: also $\Delta F_{\text{Vrelax}} = 0$.

- Im reinen Relaxationsversuch, bei dem die Längung einer Probe konstant gehalten wird, besitzt der Versuchsaufbau idealerweise eine unendlich große Steifigkeit bzw. eine Nachgiebigkeit von Null. Ein Relaxationsbetrag führt zum größtmöglichen Spannungs- bzw. Lastrückgang, abhängig vom Elastizitätsmodul der Probe (siehe auch Kap. 4.3).
- Bei der Schraubenverbindung federn Schraube und Bauteil(e) entsprechend ihrer Nachgiebigkeitsverhältnisse zurück, wie der Nenner von (Gl. 3-1) zeigt. Hier entsteht ein Relaxationsverlust ΔF_{Vrelax} , der jedoch geringer ist als beim reinen Relaxationsversuch.

Was hier als „Versuchsaufbau“ bezeichnet wird, kann bei der Schraubenverbindung als das Element von Schrauben oder Bauteilen angesehen werden, welches nicht auf sein Relaxationsverhalten untersucht wird. Diese prinzipielle Abhängigkeit ist in Bezug auf die Relaxationsprüfung von Schrauben bzw. Schrauben-Muttern-Kombinationen bereits in [FREY-51; BEEL-68; HABE-04; WIEG-07] erläutert. Dort wird davon ausgegangen, dass es bei thermisch hochbelasteten reinen Stahl-Stahl-Verbindungen (Bauteile aus Stahl werden mit Stahlschrauben verspannt, tlw. auch Nickelbasislegierungen) in der Schraube (höchste Beanspruchung im Kraftfluss) zu Kriechprozessen kommt und dementsprechend ein Elastizitätsfaktor b definiert, der die Gesamtnachgiebigkeit ($\delta_S + \delta_P$) ins Verhältnis zur Schraubennachgiebigkeit δ_S setzt:

$$b = \frac{\delta_S + \delta_P}{\delta_S}$$

(Gl. 3-8)

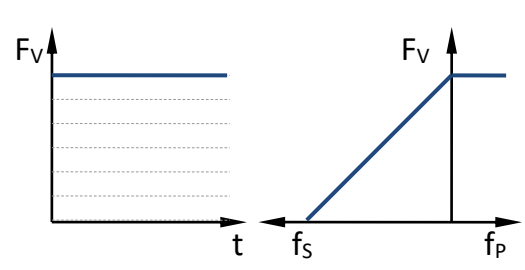
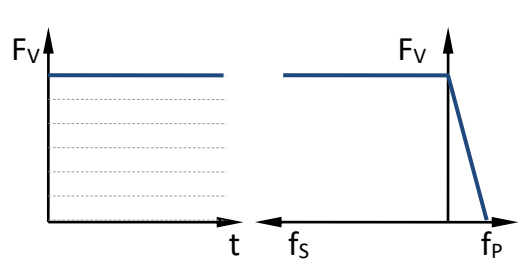
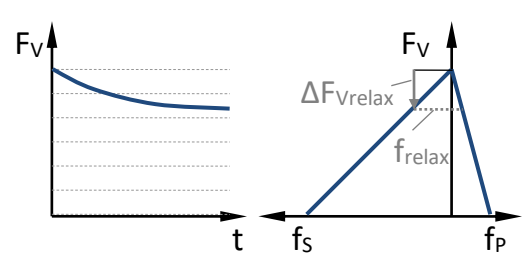
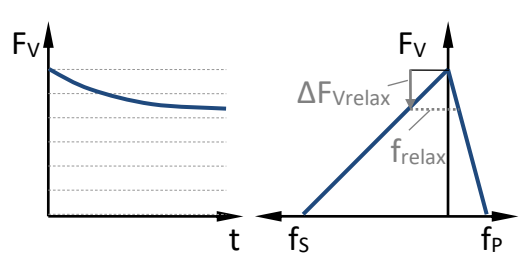
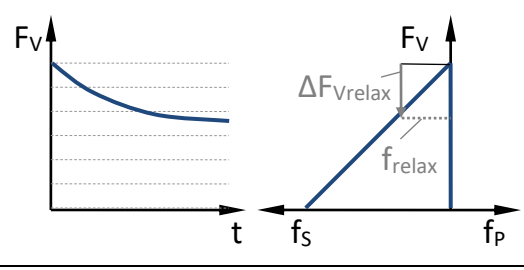
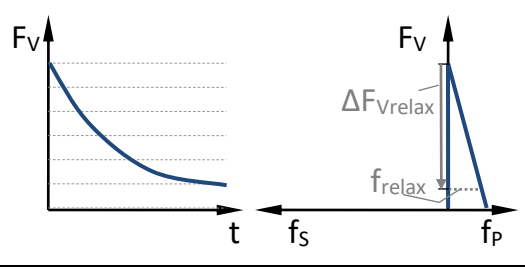
Geht man davon aus, dass in den verspannten Bauteilen Kriechprozesse ablaufen, wie es bei Leichtbaumaterialien und Stahlschrauben die Regel ist, lässt sich ein Elastizitätsfaktor b^* definieren, der sich auf die Plattennachgiebigkeit bezieht. Er ist zudem gleich dem Kehrwert des Kraftverhältnisses Φ :

$$b^* = \frac{\delta_S + \delta_P}{\delta_P} = \frac{1}{\Phi}$$

(Gl. 3-9)

Tab. 2 zeigt den Unterschied zwischen Kriechversuch, realer Schraubenverbindung und Relaxationsversuch bezogen auf den Relaxationsbetrag ΔF_{Vrelax} mit schematischen Vorspannkraftverläufen und Verspannungsschaubildern.

Tab. 2: Übersicht der Abhängigkeit der Relaxationsverluste von den Elastizitätsfaktoren b bzw. b^*

	Überprüfung des Relaxationsverhaltens von	
	Schraube	verspannten Bauteilen
Kriechversuch	aus $\delta_P \rightarrow \infty$ folgt $b = \infty$ und $\Delta F_{Vrelax} = 0$ 	aus $\delta_S \rightarrow \infty$ folgt $b^* = \infty$ und $\Delta F_{Vrelax} = 0$ 
reale Schraubenverbindung	$b = 1 \dots \infty$, z.B. $b = 1,25$ 	$b^* = 1 \dots \infty$, z.B. $b^* = 5$ 
Relaxationsversuch	aus $\delta_P \rightarrow 0$ folgt $b = 1$ 	aus $\delta_S \rightarrow 0$ folgt $b^* = 1$ 

Man erkennt deutlich, dass die Höhe der Vorspannkraftabnahme bei einer Schraubenverbindung nicht mit dieser bei einem reinen Relaxationsversuch gleichgesetzt werden kann (vgl. auch [JAGL-07]), weil sie dann überschätzt würde. [WIEG-07] weist darauf hin, dass der Konstrukteur mit der Annahme des größten Vorspannkraftabfalls so allerdings

auf der „sicheren Seite“ ist. [PURP-02] beschreibt Versuche (aus [DAY-66; GENE-80]), bei denen die Ergebnisse aus werkstofftechnischen Relaxationsversuchen und Vorspannkraftrelaxationsversuchen an Schraubenverbindungen näherungsweise übereinstimmen, weil die Setzkraftverluste, die beim Relaxationsversuch nicht berücksichtigt werden können, ähnlich groß waren wie die Überschätzung durch die fehlende Rückfederung der anderen Elemente der Schraubenverbindung. Die Ergebnisse beziehen sich jedoch auf Verbindungen mit Bauteilen und Schrauben aus Stahl, bei denen die Schraube am höchsten beansprucht ist und folglich relaxiert. Die dabei in der Regel verspannten massiven Stahlbauteile (Flansche), die im Vergleich zur Schraube eine sehr geringe Nachgiebigkeit aufweisen, federn bei der Entlastung kaum zurück. Damit gleicht die Vorspannkraftrelaxation in diesen Fällen stark dem werkstofftechnischen Relaxationsversuch. Je kleiner die Nachgiebigkeit des nicht-relaxierenden Partners ist, desto eher stimmen die Ergebnisse überein. Bei den in dieser Arbeit untersuchten Leichtbauverbindungen, bei der die verspannten Bauteile relativ nachgiebig sind und die Vorspannkraftrelaxation hauptsächlich verursachen, besitzt die Schraube als nicht-relaxierender Partner auch eine vergleichsweise hohe Nachgiebigkeit, wodurch der Vorspannkraftrückgang durch Relaxationseffekte deutlich vermindert wird.

3.4. Experimentelle Bestimmung der Vorspannkraftrelaxation

Für das Experiment folgt daraus, dass für die möglichst sichere Bestimmung des Rückgangs der Vorspannkraft eine Messung dieser erforderlich ist, wie es z.B. im Eisen-Stahl-Prüfblatt 1260 [SEP1260-96] beschrieben wird, für den Fall, dass in der Schraube Kriechvorgänge stattfinden. Dabei sollte die Messung an einer möglichst realistischen Versuchsanordnung erfolgen; idealerweise an der tatsächlichen Verbindung bei thermischen und mechanischen Belastungen, die dem Betriebsfall über der Lebensdauer entsprechen, wie es z.B. auch in [ILLG-80; WIEG-07; VDI2230-1-15] empfohlen wird.

Allerdings sind solche Untersuchungen im Rahmen der Produktentwicklung meist nicht wirtschaftlich (Zeitbedarf, Untersuchungsaufwand). Gerade hohe Auslagerungszeiten sind meist teuer, und oft kann nicht so lange auf die Versuchsergebnisse gewartet werden, um diese bei der Konstruktion zu berücksichtigen. Auch sind realitätsnahe Experimente nicht immer umsetzbar, da die Lebensdauer hoch oder unbekannt ist. Auch können die thermischen und mechanischen Belastungen nicht immer simuliert werden oder

sind ebenfalls unbekannt. Belastet werden die Proben thermisch in Öfen oder Klimakammern, die die Temperatur und ggf. auch die Luftfeuchtigkeit simulieren.

Leichtbauwerkstoffe werden zur Gewichtseinsparung besonders im Automobil- und Flugzeugbau (sowie in der Automatisierung zum Minimieren der Massenkräfte) eingesetzt. Anhaltswerte für die bei solchen Konstruktionen nachzuweisenden Temperaturbereiche sind in [SCHÜ-07] zusammengestellt (siehe **Tab. 3**):

Tab. 3: Anhaltswerte für nachzugweisende Temperaturbereiche aus [SCHÜ-07] für Anwendungen im Automobil- und Flugzeugbau

	T_{\min} [°C]	T_{\max} [°C]
Automobil, Schalttafel	-40	+120
Automobil, Hutablage	-40	+100
Automobil, Außenhaut	-40	+80
Automobil, Nähe Abgasanlage (mit Abschirmung)	-40	+130
Sportflugzeuge, weiße Oberfläche	-54	+72
Segelflugzeuge, weiße Oberfläche	--	+54
Großflugzeuge	-55	+120

Mechanische Belastungen werden üblicherweise mit hydraulischen oder elektrisch angetriebenen Pulsatoren („Pulsationsprüfstand“) dynamisch in einer oder mehreren Achsen aufgegeben. In der Praxis werden oft auch sogenannte „Shaker“ eingesetzt, die Vibrationen simulieren. In diesem Fall hängt die Belastungshöhe neben der Beschleunigung von dem Massenträgheitsmoment der Proben ab, weshalb hier die Belastungshöhe nicht besonders genau definiert ist.

Der Wert der in der Schraubenverbindung herrschenden Vorspannkraft F_V zum Zeitpunkt t ist für die experimentelle Untersuchung der Vorspannkraftrelaxation, wie auch für fast alle anderen Tests zum Montage- und Betriebsverhalten bei Schraubenverbindungen, von entscheidender Bedeutung. Dabei lassen sich die Verfahren in verschiedene Methoden und Prinzipien untergliedern, wie **Abb. 14** zeigt. Allen gemein ist, dass die Verfahren indirekt arbeiten und so aus der Änderung von Länge, Dehnung, Druck oder akustischem Verhalten auf eine herrschende oder veränderte Vorspannkraft geschlossen wird.

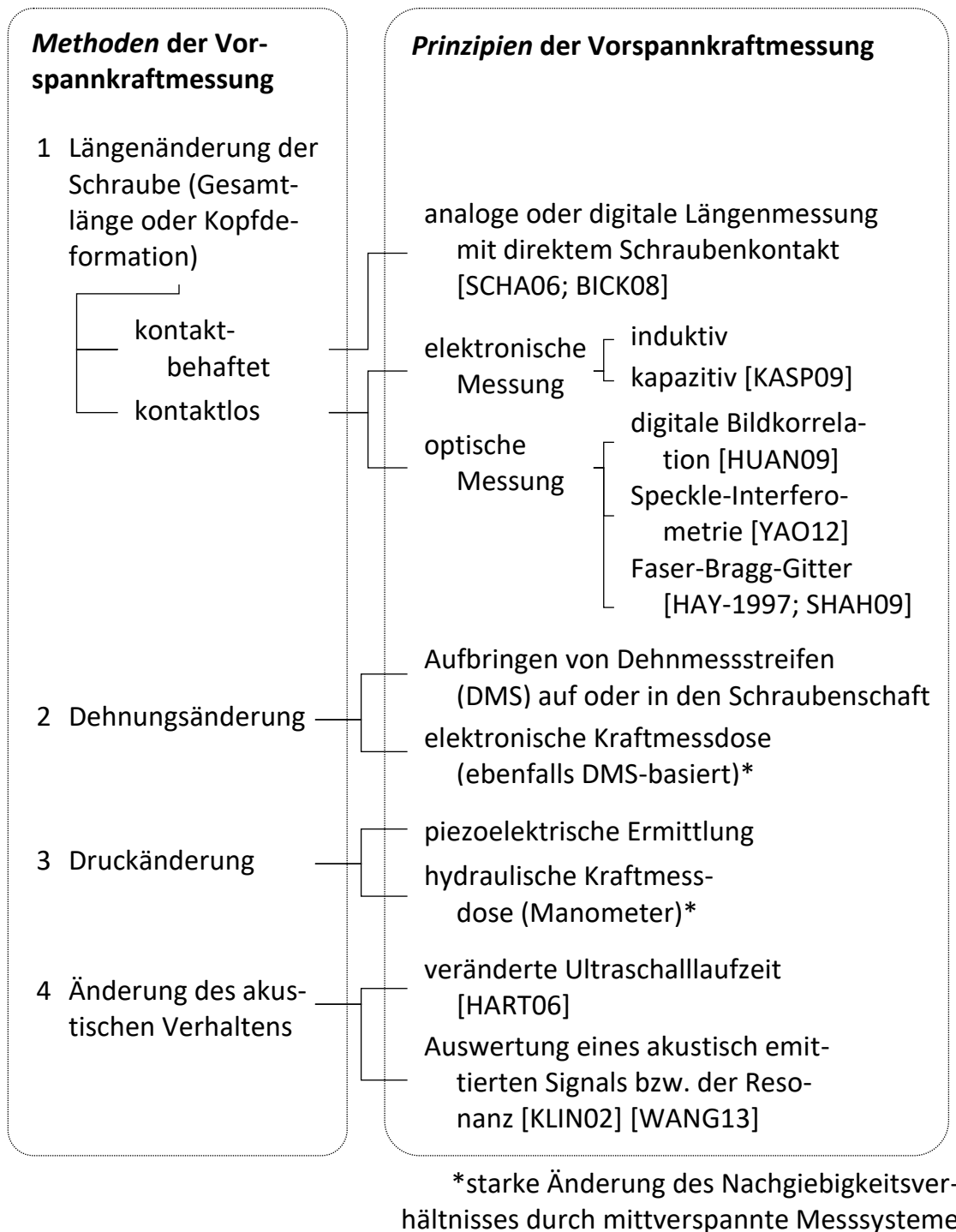


Abb. 14: Mögliche Methoden und Prinzipien der Vorspannkraftmessung (basierend auf [JENN-15])

Bei der Vorspannkraftmessung werden entweder zusätzliche Elemente mitverspannt (z.B. Kraftmessdosen oder messende Unterlegscheiben) oder durch die Vorspannkraft geänderte Kenngrößen der im Kraftfluss verspannten Elemente ausgewertet (z.B. Dehnungsänderung bzw. Längenänderung, Änderung des akustischen Verhaltens). Im Kraftfluss zusätzlich mitverspannte Elemente haben immer den großen Nachteil, dass das

verspannte System maßgeblich in der Nachgiebigkeit geändert wird, was gerade bei Versuchen zur Vorspannkraftrelaxation zu Abweichungen von der realen Anwendung führt (siehe Kap. 3.3). Daher muss in den Versuchen in Kap. 6 die Nachgiebigkeit des Kraftmessrings und seiner Komponenten zusätzlich gemessen und in die Rechnung mit einbezogen werden.

Verfahren, bei denen die Vorspannkraft durch das Messen von Änderungen an den im Kraftfluss befindlichen Bauteilen ermittelt wird (meist an der Schraube, wo die größten Änderungen zu messen sind), bringen in der Regel keine Änderung des Systemverhaltens mit sich. Allerdings setzt dies voraus, dass die Bauteile für die Applikation nicht geändert werden müssen, wie es etwa bei einer spanenden Bearbeitung der Schraube zum Auf- oder Einbringen von Dehnmessstreifen (DMS) der Fall ist. In [WANG-13] werden auch Verfahren beschrieben, um über geändertes Resonanz- oder Übertragungsverhalten von Ultraschall in den verspannten Bauteilen oder Trennfugen auf die herrschende Vorspannkraft zu schließen.

Die gängigsten Verfahren der Vorspannkraftermittlung mit hinreichender Präzision und begrenztem (finanziellem) Aufwand sind die Messung über eine mitverspannte Kraftmessdose, mit dem Nachteil des geänderten Systemverhaltens, und die mechanische Längenmessung an der verspannten Schraube. Aus diesem Grund kommen diese Verfahren auch bei den hier durchgeführten Untersuchungen (Kap. 6 und 7) zum Einsatz. Da die Untersuchungen meist bei gegenüber der Montage veränderten Betriebstemperaturen gemacht werden, müssen die Kraftmessdosen (i.d.R. Kraftmessringe für mittige Durchführung der Schraube) temperaturkompensiert (DMS in Vollbrückenschaltung) und temperaturfest sein, was den Einsatzbereich einschränkt. Außerdem kann mit einem Sensor nur eine Messung gleichzeitig durchgeführt werden, weil dieser immer mitverspannt ist. Der Vorteil liegt in der hohen Genauigkeit der Messung. Mit der mechanischen Längenmessung (z.B. per digitaler Bügelmessschraube) lassen sich große Messreihen zeitgleich durchführen. Die Genauigkeit hängt stark von der Exaktheit der Ankopplung ab, weshalb die Kontaktbereiche meist im Vorhinein präpariert werden. Mit Zentrierbohrungen, eingepressten Kugeln und verdichteten Kontaktflächen (siehe Kap. 7.1.) lassen sich die Kontaktbedingungen definiert verbessern (Alternativen zeigt **Abb. 15**).

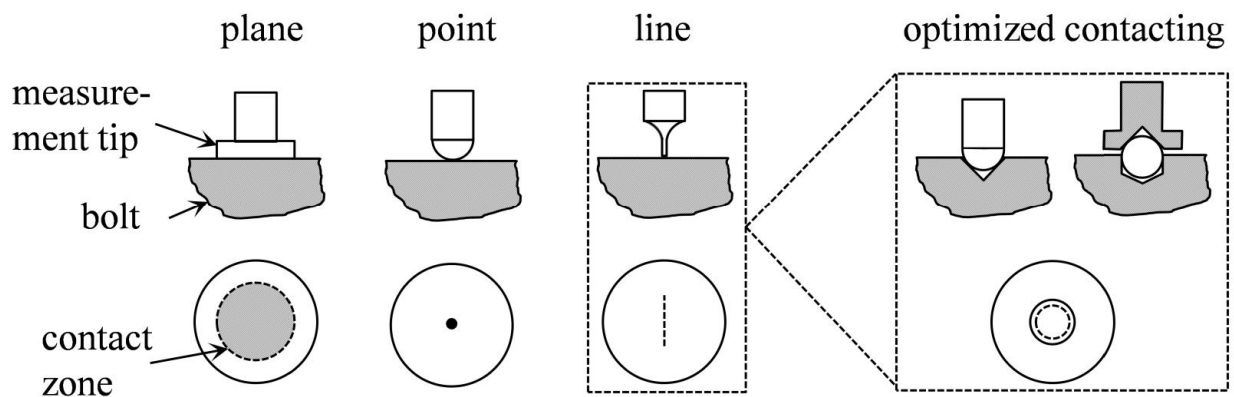


Abb. 15: Unterschiedliche Kontaktformen zur Längenmessung. Rechts: optimierte Kontaktgeometrie für hohe Präzision bei der mechanischen Längenmessung [JENN-15]

Oft wird die Vorspannkraft auch über die Ultraschalllaufzeit im Schraubenschaft [HART-06] gemessen, wobei es je nach verwendetem System sehr große Unterschiede in Bezug auf Genauigkeit und Kosten gibt. Vor allem die Ankopplung des Sensors, also die Einleitung und Aufnahme des US-Signals, spielt eine entscheidende Rolle.

In der Literatur kommen alle oben dargestellten Verfahren für die Vorspannkraftmessung zum Einsatz, zum Beispiel:

- DMS-bestückte Schrauben [SHIV-83; CHEN-97; PETT-97; YANG-99; SOHN-00; TEND-01; MORE-01; PURP-02; MCCA-05; JAGL-07; FRIE-10; GIBS-13; HERM-15],
- mechanische Längenmessung [WELL-42; GENE-80; KIND-00; SCHO-04; SCHA-06; SCHO-08],
- induktive Wegmessung [SCHE-01],
- ultraschallbasierte Messung [WEBS-94; HABE-04; SCHO-08; DUCH-13; WANG-13],
- Kraftmessdose oder messende Unterlegscheibe [MEYE-72; HORN-93; ALKE-08; ANOP-10]).

Vergleichende Aussagen über die mögliche Genauigkeit der angewendeten Verfahren lassen sich nicht generell treffen, da es abhängig von der technischen Ausführung und Präzision des Messinstruments zu großen Unterschieden kommen kann. Über das Losbrechmoment, wie es in [ARIM-95] für Aussagen zur Vorspannkraftrelaxation herangezogen wird, können nur sehr vage Aussagen zur Restvorspannkraft gemacht werden. Zwar können hiermit prozessbegleitend noch Qualitätsunterschiede nach kurzem Zeitraum zwischen Montage und Losbrechen ermittelt werden, allerdings werden die Mes-

sungen nach längerer Auslagerungsdauer (bei Relaxationsversuchen) durch Korrosion und Adhäsion der Oberflächen im Kontakt sehr stark verfälscht, sodass keine eindeutigen Aussagen mehr möglich sind.

3.5. Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation

Übereinstimmend mit der Literatur (u.a. [WIEG-68; MEYE-72; PURP-02; WIEG-07]) lassen sich folgende Faktoren definieren, die die Höhe der Vorspannkraftrelaxation maßgeblich beeinflussen:

- Werkstoffeigenschaften von Verbindungselementen und verspannten Bauteilen (Festigkeitswerte und Kriechneigung, siehe auch Kap. 4)
- Betriebstemperatur (bei höheren Temperaturen nehmen Festigkeitswerte im Allgemeinen ab und die Kriechneigung nimmt zu, siehe auch Kap. 4)
- Mechanische Betriebsbelastung, wenn hierdurch die lokale Werkstoffbeanspruchung deutlich gesteigert wird und evtl. Beanspruchungsgrenzen überschritten werden
- Flächenpressung in den Trennfugen (hohe Flächenpressung führt zu hoher lokaler Werkstoffbeanspruchung, siehe auch Kap. 4.2)
- Oberflächenrauheit in den Trennfugen (höhere Rauheit führt zu höheren Setzkraftverlusten durch Einebnung von Mikrounebenheiten, siehe auch Kap.4.1)
- Montagevorspannkraft (höhere Montagevorspannkraften führen im Allgemeinen auch zu höheren Restklemmkraften nach Vorspannkraftrelaxation, siehe auch Kap. 7.4.1)
- konstruktiver Gestaltung der Verbindung (die Nachgiebigkeitsverhältnisse haben entscheidenden Einfluss auf die Höhe Vorspannkraftrelaxation, siehe auch Kap. 3.3)

Die Belastung durch eine mechanische Betriebskraft in üblicher Höhe hat meist nur einen geringeren Einfluss. Eine axiale Betriebskraft wirkt hauptsächlich auf die Flächenpressung in den Trennfugen und kann dort zum Fließen oder zu verstärkten Kriecheffekten führen. Die Setzkraftverluste sind bei quer beanspruchten Verbindungen etwas höher als bei axial beanspruchten, da sich Mikrounebenheiten durch kleine Verformungen besser verzahnen können. Dabei spielt es keine Rolle, ob die Betriebskraft statisch oder schwingend wirkt [MEYE-72].

Die meisten Untersuchungen zum Thema Vorspannkraftrelaxation beziehen sich auf Stahl-Stahl-Verbindungen (vor allem ältere Quellen, z.B. [DAY-66; BEEL-68; WIEG-68; BEEL-70; MEYE-72; BEEL-73; GENE-80; LECO-84; GRAN-94], vgl. auch [JAGL-07]), wo die Kriechprozesse am ehesten im Schraubenschaft stattfinden, weil dieser den am stärksten beanspruchten Werkstoffquerschnitt im Kraftfluss darstellt. Im modernen Leichtbau sind bei vielen Anwendungen Stahlkomponenten durch Komponenten aus Leichtbaumaterialien (i.d.R. Aluminium, aber auch Magnesium oder verstärkte Kunststoffe) ersetzt worden. Dabei wurde das Material der Schraube oft nicht geändert, mit der Folge, dass heute im Leichtbau oft Leichtmetalle oder (verstärkte) Kunststoffe mit Stahlschrauben verspannt werden, wie auch beim Anwendungsbeispiel der Zylinderkopfverschraubung in [JAGL-07] und [CHAN-07]. In diesen Fällen besitzen die Werkstoffe der verspannten Bauteile geringere Festigkeiten und eine höhere Kriechneigung bei geringeren Einsatztemperaturen als die Stahlschraube. Folglich kommt es jetzt in den Bauteilen zu Relaxationsverlusten, obwohl der beanspruchte Werkstoffquerschnitt hier größer ist. Zudem besitzen Leichtbaumaterialien in der Regel sehr viel höhere thermische Ausdehnungskoeffizienten, mit Ausnahme von Titanwerkstoffen, bei denen dieser kleiner ist als bei Stahl. Diese Ungleichheit führt dazu, dass sich die verspannten Bauteile bei Temperaturerhöhung stärker ausdehnen als die Schraube und sich die Vorspannkraft in der Folge signifikant erhöht (bei gleichzeitig schwächer werdenden Werkstoffeigenschaften, siehe Kap. 2.2).

Wird darüber hinaus in Leichtbauwerkstoffe eingeschraubt, kann der Gewindeeingriff den Vorspannkraftrückgang ebenfalls maßgeblich beeinflussen. Die je nach Geometrie des Gewindeeingriffs auftretenden Normal- und Scherspannungen sorgen, bezogen auf die Werkstoff- und Kriechfestigkeit des Muttergewindes, für Plastifizierungen und Kriecheffekte, die die Vorspannkraft absinken lassen (bereits beobachtet in [WIEG-65b]). Eine Sensitivitätsanalyse von Einschraubtiefe und Werkstofffestigkeit wurde z.B. in [CHAN-07] vorgenommen.

3.6. Entwicklung und Stand der Forschung

Seit den 1950er Jahren wird der Vorspannkraftrückgang bei Schraubenverbindungen immer wieder systematisch untersucht mit dem Ziel, diesen auch rechnerisch zu bestimmen. Die Vorspannkraft über Auslagerungszeiten von einigen Minuten bis zu mehreren Jahren werden mit unterschiedlichen Methoden gemessen, wobei die Messungen

meist eine deutliche Streuung aufweisen. Rechenvorschriften werden entweder über Kriechgesetze hergeleitet, indem sie direkt verwendet oder an Schraubenverbindungen angepasst werden, oder empirisch aufgestellt. Die Güte der Übereinstimmung von Messung und Rechnung fällt sehr unterschiedlich aus. Da oft nur wenige Parameter variiert werden (können), ist eine Aussage der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Schraubfälle schwierig.

Etliche Quellen simulieren den Bereich des Kriechens der Vorspannkraftrelaxation numerisch mit der Finite Elemente Methode (FEM). Das dabei berücksichtigte realistische Last-Verformungsverhalten und die realistische lokale Beanspruchungsverteilung führen dabei teilweise zu Ergebnissen, die sehr gut mit Messungen im Versuch übereinstimmen (auch bemerkt in [SCHO-04]). Die Vorspannkraftänderung durch Temperaturdifferenz und unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten kann ebenso gut berücksichtigt werden. Zusammen mit der Definition von elastisch-plastischem Materialverhalten und Betriebsbelastungen kann dabei auch das Lastplastifizieren berücksichtigt werden. Dabei sind die Kriechgesetze als Materialverhalten in der FEM definiert, z.B. das Gesetz nach Norton [KIND-00; SU-00; SCHO-04; CHAN-07; GERS-09; ANOP-10] oder das logarithmische Kriechgesetz [TEND-01]. Die Erstellung des FEM-Modells, die Definition der Kriechgesetze und Bestimmung der dafür erforderlichen Parameter ist jedoch mit großem Aufwand und Unsicherheiten verbunden. Daher wurden die Kriechparameter in den unten aufgeführten Quellen auch oft in Grenzen so variiert, dass das Ergebnis möglichst gut zu den parallel durchgeführten Versuchen passt (so z.B. in [SU-00]). Die Unsicherheit der Parameter zeigt sich z.B. auch in der Arbeit [SCHO-08]. Dort sind etliche Norton-Parameter für Reinaluminium aus der Literatur zusammengetragen, bei denen die Werte für den Exponenten ($n = 1...5,3$) und der Aktivierungsenergie ($Q = 82.000...150.000 \text{ J/mol}$) stark variieren, allerdings ermittelt bei verschiedenen Spannungen und Temperaturen. Es scheint daher sicher, dass trotz aufwändiger Simulation nicht auf den experimentellen Abgleich verzichtet werden kann. Obwohl technisch vorstellbar (Modellierung von Oberflächenrauheiten in [CHEN-14]), ist bisher keine Arbeit bekannt, die das Setzen als Anpassung mikroskopischer Oberflächenbeschaffenheiten numerisch abbildet. Zur anwendungsnahen Berechnung würde eine solche Modellierung sicherlich jeden vertretbaren Modellierungs- und Berechnungsaufwand übersteigen, könnte aber für eine wissenschaftliche Untersuchung der Setzbeträge von großem Interesse sein.

3.6.1. Arbeiten zur Vorspannkraftrelaxation bei verspannten Metallen

Schon 1966 wird in der Arbeit [DAY-66] beschrieben, dass der Vorspannkraftrückgang durch Relaxation eines Verbindungspartners (hier der Schraube in Stahl-Stahl-Verbindungen) durch die Rückfederung des anderen Partners (verspannte Bauteile) bei der Schraubenverbindung kleiner ist als im werkstofftechnischen Relaxationsversuch. Die Autoren schlagen vor, die elastische Nachgiebigkeit der Schraube einfach mit dem Vorfaktor $5/4$ zu multiplizieren um $1/4$ von dieser für die Nachgiebigkeit des Bauteils mit zu berücksichtigen. Ein graphischer Ansatz hilft, die neue Relaxationskurve zu bestimmen. Im Ergebnis unterscheiden sich die angepassten Relaxationskurven jedoch kaum von den ursprünglichen.

In der Dissertation [BEEL-68] wird sich dem Thema der Vorspannkraftrelaxation bei Schraubenverbindungen umfangreich gewidmet. Im Ergebnis steht unter anderem, dass

- zwischen der werkstofftechnischen Relaxation und der Relaxation bei Schraubenverbindungen unterschieden werden muss und die Höhe stark von den Steifigkeitsverhältnissen abhängt (Einführung des Elastizitätsfaktors b , siehe Kap. 3.3),
- die Vorspannkraftrelaxation mit höherer Temperatur zunimmt und für einen Werkstoff eine bestimmte Grenztemperatur existiert, bis zu der er sinnvoll genutzt werden kann,
- bei höheren Montagevorspannkraften in der Regel auch höhere Restvorspannkraften verbleiben, wobei sich ab einer gewissen Vorspannkrafthöhe die Restvorspannkraften bei langen Versuchszeiten angleichen,
- der Vorspannkraftrückgang bei wiederholten Anziehversuchen meist abnimmt und
- ein Abschätzen des Relaxationsverhaltens aus einem Vergleich mit Kriechversuchen möglich ist, aber keine genauen Aussagen getroffen werden können.

Aus Kriechgesetzen abgeleitete und numerisch gelöste Gleichungen für die Relaxation können keine überzeugenden Aussagen über die Vorspannkraftrelaxation bei Schraubenverbindungen treffen, wobei die Nachgiebigkeiten von Schraube und Bauteilen hierbei offensichtlich keine Berücksichtigung finden.

[MEYE-72] stellt zwei empirische Formeln für die Beträge der Vorspannkraftrelaxation bei Industrieschrauben und Luftfahrtschrauben aufgrund von Versuchsreihen auf, die folgende Einflussfaktoren enthalten: Anzahl der Trennfugen, Spannung im Schraubenschaft, Schrägungswinkel der Kopf- oder Mutterauflagefläche, Verhältnis der Gewindeüberdeckung zur Einschraubtiefe, Härte von Bauteilen und Mutter, Verhältnis von Mutterhöhe zu Nenndurchmesser bzw. Muttertyp und Rauheit. Einige Anpassungsfaktoren für höhere Flächenpressungen, Aluminiummuttern, kleinere Schrauben und Querkrafteinfluss sind nachträglich zu berücksichtigen. Nomogramme sollen in dieser Zeit ohne verbreitete digitale Hilfsmittel dabei unterstützen, die Relaxationsverluste zu ermitteln. Insgesamt scheint dieser Ansatz wenig praktisch anwendbar zu sein, und auch die Versuche mit jeweils nur drei Variationen pro Parameter scheinen für allgemeingültige Aussagen zu gering. Am Ende geben die Autoren Konstruktionsvorschläge für geringe Relaxationsverluste an, die mit den Aussagen anderer Autoren übereinstimmen (siehe Kap. 3.5).

Im Projektbericht [GENE-80] zum Relaxationsverhalten warmfester Stähle wird neben dem Verhalten unterschiedlicher Stahllegierungen auch der Unterschied zwischen der Relaxation eines Probestabs mit Schraubenverbindungsmodellen verglichen, sowie die Übertragbarkeit von Schraubenmodellen im kleinen Maßstab auf solche in realer Größe. Bei diesen Stahl-Stahl-Verbindungen wurden die Schrauben mit steifen Bauteilen verspannt, und so entstanden die hauptsächlichen Relaxationsverluste im Schraubenschaft. Es wurde festgestellt, dass bei dieser Konstellation der Effekt der elastischen Rückfederung der Bauteile in den Hintergrund rückt und die Relaxationsverluste an Schraubenverbindungsmodellen durch Setzkraftverluste gleich sind oder sogar höher ausfallen als am Probestab. Die Verbindungsmodelle im kleineren Maßstab zeigen etwas geringere relative Vorspannkraftverluste aufgrund der höheren Nachgiebigkeit. Interessant ist die Beobachtung, dass bei den Schraubenverbindungen beim Aufwärmen bereits ab 300 °C eine spontane Vorspannkraftabnahme („Nachsetzen“, siehe Kap. 4.2.3) eintritt, weil die abnehmenden Werkstofffestigkeiten bei erhöhter Temperatur neue plastische Mikro-einebnungen in den Oberflächen auslösen.

In [BA-S-91] werden die Setzkraftverluste an Stahl-Stahl-Verbindungen bei Raumtemperatur untersucht. Gemäß der Definition des Setzens geht es hierbei um die Einebnung von Mikrounebenheiten in den quasi-planen Berührungsflächen in den Trennfugen. Aus einem elastischen Kontaktmodell, das die mikroskopische Annäherung der Oberflächen

bei Berührung beschreibt, schließt der Autor, dass die Setzkraftverluste nur von der Anzahl und der Rauheit der Trennfugen (auch unter dem Schraubenkopf und im Gewindeeingriff) beeinflusst werden und dass die Montagevorspannkraft vernachlässigt werden kann. Darauf folgen Experimente zur Bestimmung der Setzkraftverluste bei verschiedenen Parametervariationen. Es stellt sich heraus, dass diese praktisch nicht vom Klemmlängenverhältnis l_k/d abhängen, wie es in der Berechnung der VDI Richtlinie 2230 zu diesem Zeitpunkt [VDI2230-86] gemacht wurde. Als wichtige Einflussfaktoren auf die Setzkraftverluste werden die Anzahl der Trennfugen, deren Oberflächenrauheit sowie die Wirkrichtung einer mechanischen Last (Axial- oder Querbeanspruchung) identifiziert. Auf dieser Basis schlägt der Autor Richtwerte für die Setzbeträge f_z vor, die die Basis für die Tabelle (**Tab. 4**) für die Ermittlung in der späteren VDI 2230 Ausgaben 2003 [VDI2230-1-03] bis 2015 [VDI2230-1-15] darstellen (siehe auch Kap. 4.1).

[WEBS-94] leitet in einem Aufsatz eine Formel für die Vorspannkraftrelaxation für eine Aluminiumgusslegierung A380 her, in dem auch die Nachgiebigkeiten von Schraube und Bauteil berücksichtigt werden, deren Herleitung allerdings nicht vollständig nachvollziehbar ist. Messungen mit Ultraschall bei 1 h, 10 h sowie 100 h an verschiedenen Motorverschraubungen zeigen deutliche Streuung und der Verlauf der Diagramme deckt sich in etwa mit der rechnerischen Vorhersage für diese Dauer. Für Verschraubungen von Pleuelstangen, die anscheinend aus Aluminium sind, sagt die Berechnung ein negatives Ergebnis vorher, was nicht diskutiert wird.

Die Autoren in [PETT-97] untersuchen das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von verspannten Magnesiumbauteilen mit Verbindungselementen aus Stahl und dessen Einflussparameter. Die mit DMS-bestückten Schrauben werden 500 h bei 200 °C vor den eigentlichen Versuchen spannungsfrei ausgelagert um sie vorzukonditionieren und so Drifteffekten der Messung entgegenzuwirken. Der Effekt, dass die thermische Vorspannkraftänderung beim ersten Aufheizen sehr viel geringer ausfällt als beim späteren Abkühlen und Wiederaufheizen, wird (wie in Kap. 4.2.3) beobachtet und detailliert beschrieben. Der gemessene Verlauf ist in **Abb. 16** links gezeigt. Als Erklärung wird angeführt, dass es neben der verringerten Werkstofffestigkeit bei erhöhter Temperatur auch den Effekt gibt, dass die Spannungs-Dehnungskurve von Magnesium nicht-linear verläuft und es schon bei Raumtemperatur zu einer überproportionalen Dehnung bei Spannungserhöhung kommt.

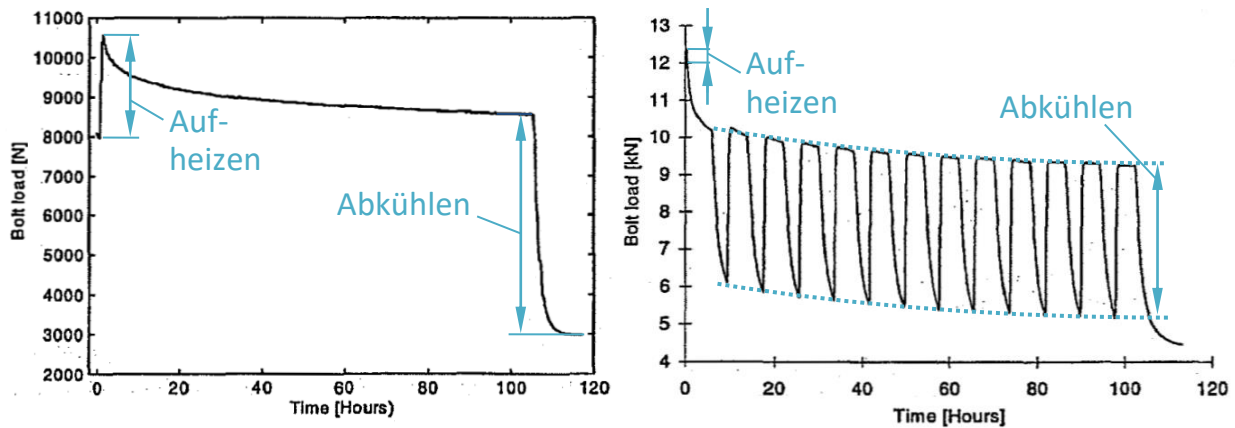


Abb. 16: Gemessene Vorspannkraftverläufe in [PETT-97] mit eigenen Anmerkungen (farbig). Links: Vorspannkraftzunahme bei Erwärmung (RT auf 150 °C) ist sehr viel kleiner als Vorspannkraftabfall bei Abkühlung auf RT. Rechts: Bei zyklischer Abkühlung (auf 40 °C) und anschließender Erwärmung ist die Vorspannkraftänderung reversibel. Jeweils unterschiedliche Testverbindungen in beiden Abbildungen. (Achtung: Nullpunktunterdrückung)

Vorspannkraftaufzeichnungen bei zyklischer thermischer Belastung zeigen einen reversiblen Vorspannkraftanstieg, wenn die bisher aufgetretene maximale Vorspannkraft nicht wieder erreicht wurde (Messung siehe **Abb. 16** rechts; ebenfalls analog zur Beschreibung in Kap. 4.2.3). Darüber hinaus werden bei der zyklischen thermischen Belastung keine höheren Vorspannkraftverluste als bei kontinuierlich hoher Temperatur gemessen (bei gleicher Dauer der hohen Temperaturbelastung). Als Einflussparameter auf die Vorspannkraftrelaxation wurden folgende Zusammenhänge festgestellt: Vergrößerung der Vorspannkraftverluste bei zunehmendem Schraubendurchmesser (d.h. niedrigere Schraubennachgiebigkeit); Verringerung der Vorspannkraftverluste bei zunehmender Dicke der verspannten Platten, der Unterlegscheiben (d.h. höhere Plattennachgiebigkeit) und vor allem des Durchmessers der Unterlegscheiben (d.h. geringere Flächenpressung). Ein Kriechgesetz ähnlich zu dem von Norton-Bailey (Gl. 4-9), dessen Ursprung nicht angegeben wird, wird (vermutlich ähnlich zum Vorgehen in zu Kap. 4.3.3) in eine Relaxationsgleichung überführt. Ein Abgleich zwischen kontinuierlicher Messung und Rechnung von 500 h bzw. 600 h Auslagerungszeit zeigt eine sehr gute Übereinstimmung, wobei für die Rechnung eine 100 h Kurve für die Parameterbestimmung zugrunde gelegt wurde. Wie die Parameter für die Rechnung ermittelt wurden, wird allerdings nicht beschrieben. Eine weitere interessante Aussage ist, dass es beim Kriechen der verspannten Bauteile aufgrund der bei Druckbeanspruchung fehlenden Porenbildung nicht

zu einem tertiären Kriechbereich (siehe auch S. 74) kommen kann. Ein Lösen und Wiederanzug einer Probe verringert die Vorspannkraftverluste deutlich im Vergleich zur einfachen Montage.

In [CHEN-97] wird ein Versuch und die dazugehörige quantitative analytische Beschreibung zur Bestimmung von Vorspannkraftrelaxationsverlusten bei Magnesiumgusslegierungen beschrieben. In den experimentellen Ergebnissen wird festgestellt, dass eine höhere Montagevorspannkraft höhere relative Relaxationsverluste mit sich bringt, was den Beobachtungen in dieser Arbeit widerspricht (siehe Kap. 7.4.1). Allerdings wird hier die Vorspannkraftmessung bewusst erst dann gestartet, wenn die kurzzeitigen Relaxationseffekte („short-term relaxation“) nach einer oder mehr Stunden abgeklungen sind. Damit werden die Setzkraftverluste und das primäre Kriechen teilweise nicht mit aufgenommen, und somit sind die Ergebnisse nicht mit denen in dieser Arbeit vergleichbar. Anschließend wird der Ansatz von [ARIM-95], der ursprünglich für CFK Werkstoffe entwickelt wurde (siehe S. 52), genutzt, um die Vorspannkraftkurven rechnerisch zu beschreiben. Dabei wird der E-Modul veränderlich über der Zeit definiert und die Parameter den Versuchsergebnissen angepasst. Der Abgleich von Rechnung und Versuchsergebnissen erfolgt für eine Verbindung, bei der nur das verspannte Bauteil aus Magnesium ist, wobei Rechnung und Experiment teilweise über 35 % abweichen.

Der Einfluss des Kriechverhaltens von feuerverzinkten Oberflächen im Stahlbau wird in [YANG-99] thematisiert. Im Ergebnis zeigt sich, dass eine Zinkschicht mit Schichtdicke von ca. 0,5 mm zu einem 15 % höheren Vorspannkraftverlust im Vergleich zu blanken Stahloberflächen führt und die Vorspannkraftabnahme mit Dicke der Zinkschicht zunimmt. Eine mathematische Beschreibung auf Basis von [ARIM-95] (siehe S. 52) liefert eine relativ gute Übereinstimmung für berechnete und gemessene Kurven für den Fall einer Schraubenverbindung mit unterschiedlich dicker Zinkschicht, wobei auch ein Potenzgesetz mit der Zeit als Basis (ähnlich zu Findley, Kap. 4.3.2) eingesetzt wurde.

Die Autoren des Artikels [KIND-00] untersuchen das Verhalten der Vorspannkraftrelaxation bei verspannten Leitermaterialien aus Reinaluminium. Die Messergebnisse mit einer Gesamtdauer von 1600 h, die deutliche Streuungen aufweisen, zeigen den verstärkenden Einfluss höherer Temperatur und höherer Flächenpressung unter dem Schraubenkopf. Ohne Nachziehen fällt die Vorspannkraft auf 36 % bis 16 % der Anfangsvorspannkraft ab. Eine 40 % geringere Anfangsvorspannkraft führt zu fast gleicher Vor-

spannkraft am Ende der Auslagerungszeit. Das Nachziehen bewirkt ein sehr viel langsames Relaxationsverhalten. Ergebnisse einer FEM-Simulation mit angepassten Norton-Bailey Parametern führen zu guter Übereinstimmung der Ergebnisse für den Fall, dass nicht nachgezogen wurde.

Der Einfluss unterschiedlicher verspannter Magnesiumlegierungen mit variierendem Calciumgehalt auf den Vorspannkraftrückgang bei erhöhten Temperaturen wird in [SOHN-00] untersucht. Zur anschließenden analytischen Berechnung werden die Relaxationskurven in Abschnitte unterteilt, die mit empirischen Gleichungen beschrieben und deren Parameter analytisch ermittelt werden. Interessant ist der Vergleich von Kriechversuchen mit Zug- und mit Druckbeanspruchung der Proben. Bei den Druckversuchen ist aufgrund der umliegenden stützenden Bauteilvolumina kein tertiärer Kriechbereich (siehe auch S. 74) erkennbar, und die Kriechrate verlangsamt sich mit zunehmender Versuchsdauer.

In [SCHE-01] werden die Gebrauchseigenschaften von Schraubenverbindungen mit Magnesiumkomponenten untersucht, wobei unter anderem der hier untersuchte Werkstoff AZ91 mit Stahlschrauben der Festigkeitsklasse 8.8 verspannt wird. Bei einem solchen System kommt es bei einer Temperaturbelastung von 120 °C zu einem Vorspannkraftverlust von bis zu 82 % der Montagevorspannkraft und bei $T = 150$ °C zu einem vollständigen Verlust dieser. Bei den verspannten Mg-Legierungen AS21 und AM50 sind die Vorspannkraftverluste etwas geringer. Muttergewindehülsen aus diesen Legierungen verstärken bei erhöhten Temperaturen die Vorspannkraftrelaxation, ebenso wie der Einsatz von Aluminiumschrauben aus S300 und S400.

Purper [PURP-02] leitet aus Daten von Werkstoffrelaxationsversuchen ein Werkstoffgesetz her, indem er das Kriechgesetz von Norton-Bailey umstellt. Unter der Bedingung, dass die Summe aus elastischer Dehnung und Kriechdehnung immer gleich der Gesamt- bzw. elastischen Anfangsdehnung sein muss und ein konstanter E-Modul vorliegt, kann der Spannungsabfall in Abhängigkeit von der Belastungszeit berechnet werden (siehe auch Details in Kap. 4.3). Mithilfe der gefundenen Werkstoffparameter lässt sich anschließend zwar der Verlauf der Relaxationsversuche an Probestäben sehr gut abbilden, jedoch nicht die Vorspannkraftrelaxation am realen Schraubenmodell, welches im Experiment höhere Spannungsabnahmen zeigt als die analytische Berechnung. Ein in dieser Arbeit ebenfalls ermitteltes Werkstoffgesetz, basierend auf dem Ansatz nach Garofalo,

kommt zu ähnlichen Ergebnissen (experimentelle Spannungsabnahme höher als berechnet). Diese Abweichung kann auf das Fehlen einer realistischen Spannungsverteilung in der Schraube mit Überhöhungen am Gewinde und im Kopf-Schaft-Übergang zurückgeführt werden, die naturgemäß beim glatten Probestab nicht vorliegt. Diese Vermutung wird dadurch bestätigt, dass die Kriechgesetze mit gleichen Kennwerten in einer FEM-Simulation schon deutlich realistischere Ergebnisse erzielen, bei denen die Restspannungen jedoch ebenfalls über den experimentell ermittelten liegen. Die höheren Verluste im Experiment lassen sich darüber hinaus durch das Fehlen der Setzkraftverluste f_z erklären, die nicht Teil der FEM-Simulation sind.

In [HABE-04] wird ein neuer Ansatz zur Bestimmung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens bei Schraubenverbindungen auf Basis von Grenzkurven entwickelt, das in die vorhandene Tragfähigkeitsberechnung nach VDI-Richtlinie 2230 [VDI2230-1-03] eingebunden werden soll. Die Grenzkurven werden durch den maximalen Verformungswiderstand R_{pmax} beschrieben, der die Dehnung definiert, bei der die minimale Kriechgeschwindigkeit (stationärer Kriechbereich) in Abhängigkeit von anliegender Spannung und Temperatur erreicht wird. Es wird davon ausgegangen, dass sich alle Relaxationskurven früher oder später den Werten des maximalen Verformungswiderstands annähern. Wie schnell dies geschieht, ist abhängig von Startspannung σ_0 und Auslagerungstemperatur T , und es wird eine über den Arrhenius-Ausdruck temperaturkompensierte Zeit ($t \cdot \exp(-Q/RT)$) eingeführt, wie **Abb. 17** zeigt. Damit scheint es auch möglich, von Relaxationsverlusten bei hohen Temperaturen und kurzen Auslagerungszeiten auf solche bei niedrigen Temperaturen und langen Auslagerungszeiten zu schließen.

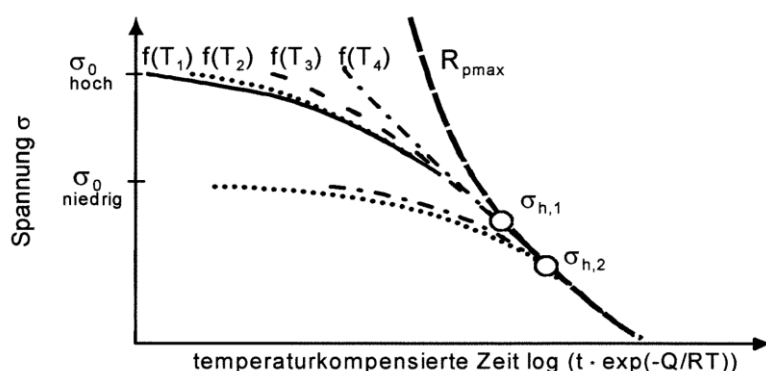


Abb. 17: Schematische Darstellung der Spannung über der temperaturkompensierten Zeit: Alle Relaxationskurven laufen früher oder später auf die Grenzkurve R_{pmax} zu [HABE-04]

Über einen Übergangsfaktor wird der Einlaufbereich der Relaxationskurven beschrieben, und durch einen Verzögerungsfaktor, der die Kurven auf der Zeitachse verschiebt, werden das Nachgiebigkeitsverhältnis und die Stützwirkung der Bauteilvolumina bei Schraubenverbindungen berücksichtigt. Wichtige experimentelle Ergebnisse der Arbeit sind:

- Es werden Relaxationsverluste bei Al und Mg-Werkstoff bereits bei Raumtemperatur festgestellt. Abhängig vom Werkstoff steigen diese bei erhöhten Temperaturen stark an (fast vollständiger Spannungsverlust bei AZ91 und $T \geq 135 \text{ °C}$).
- Aufgrund der Stützwirkung führt ein größerer Bauteilaußendurchmesser zu deutlich verringerten Relaxationsverlusten (bis zum Grenzaußendurchmesser nach [VDI2230-1-15]).
- Bei langen Auslagerungszeiten und hohen Temperaturen gleichen sich die Restspannungen verschieden hoher Startspannungen an (entsprechend der Theorie der Grenzkurven). Dies bedeutet, dass bei begrenzten Betrachtungszeiträumen abhängig vom Werkstoff und der Temperatur höhere Montagevorspannkraft höhere Restvorspannkraft zeigen (siehe auch **Abb. 17**).
- Der Durchmesser des Schraubenkopfes und die Größe der Klemmlänge haben nur einen geringen Einfluss auf das Relaxationsverhalten, was zumindest für den Auflagedurchmesser ungewöhnlich erscheint, da die Flächenpressung hier abnimmt. Beim Einfluss der Klemmlänge wird der geringere Vorspannkraftverlust durch eine höhere Nachgiebigkeit eventuell durch mehr Werkstoffvolumen, das Kriecheffekte zeigt, kompensiert.
- Durch die Stützwirkung eines druckbeaufschlagten Körpers verringern sich die Relaxationseffekte im Vergleich zur zugbelasteten Werkstoffprobe. Größere Probedurchmesser verstärken den Effekt. Aus diesem Grund sind die Kriech- oder Relaxationskennwerte von Zug- und Druckversuchen nicht vollständig vergleichbar (gleiche Beobachtung in [SOHN-00]).
- Wegen des ähnlichen thermischen Ausdehnungsverhaltens zeigen Magnesiumverbindungen mit Aluminiumschrauben gegenüber solchen mit Stahlschrauben sehr viel geringere Vorspannkraftverluste.
- Das Material des Muttergewindes spielt ebenfalls eine sehr große Rolle für Vorspannkraftrelaxation.

- Die gemessene und in der Simulation ermittelte thermische Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} weicht deutlich von dem nach [VDI2230-1-15] (siehe Kap. 2.2.) berechneten ab. Es wird allerdings nicht deutlich, wie der Autor die axiale Ausdehnung des Muttergewindes mitberücksichtigt hat, welche in der Berechnung üblicherweise nicht enthalten ist. Diese scheint hier aber mit einzufließen, denn es wird z.B. auch für eine Verbindung aus Stahlschraube, Stahlbauteil und Mg-Muttergewinde eine hohe thermische Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} berechnet.

Leider sind für dieses sehr weitentwickelte Verfahren zur Bestimmung der Restvorspannkraft viele umfangreiche experimentelle Versuche nötig, um die notwendigen Werkstoffparameter zu ermitteln. Bei oft eingesetzten Werkstoffen in großen Unternehmen (z.B. bei Automobilherstellern) ist ein wirtschaftlicher Einsatz der Methode durchaus vorstellbar.

Von [JAGL-07] wird der Ansatz von [ARIM-95], der für CFK Werkstoffe entwickelt wurde (siehe S. 52), modifiziert und die Nachgiebigkeit von verspannten Aluminiumzylinderköpfen mit Stahlschrauben mit einer Gleichung, die das Kriechen und die Relaxation beschreiben soll, bestimmt. Die aufwändige Herleitung der Formulierung erfolgt auf Basis von [OZA-03] und ist in dem Aufsatz nicht genauer beschrieben. Zum Abgleich im Experiment werden DMS-bestückte Schrauben mit Temperaturkompensation verwendet, was bei Auslagerungstemperaturen von bis zu 260 °C eine große Herausforderung an die Applikation der DMS darstellen sollte. Im Ergebnis verlieren die Schrauben nach einer Woche Auslagerung und Abkühlen auf Raumtemperatur 100 % ihrer Vorspannkraft, was für eine Zylinderkopfverschraubung bei diesen Temperaturen unrealistisch hoch erscheint. Die analytische Berechnung mit Kriechgleichung überschätzt dabei die gemessenen Werte bei Temperatur um bis zu 30 %. Mit Relaxationsgleichung wird der Vorspannkraftverlust um bis zu 20 % unterschätzt. Ein Abgleich der Ergebnisse nach Abkühlen bei Raumtemperatur findet nicht statt.

In der Dissertation [SCHO-08] (Mitautor von [KIND-00]) wird der Einfluss des Kriechverhaltens der verspannten Leitermaterialien elektrotechnischer Aluminiumverbindungen untersucht und der Einfluss der Klemmkraftabnahme auf den elektrischen Übergangswiderstand betrachtet. Von den drei untersuchten Konfigurationen ist für diese Arbeit vor allem diese mit verschraubten Massivleitern aus EN-AW 1350 (Reinaluminium) und EN-AW 6060 mit Rechteckquerschnitt und einer Klemmlänge von 10 und 20 mm inte-

ressant (Schrauben M10, M12; maximale Auslagerungstemperatur 90 °C). Die Messergebnisse zeigen im Mittel bei deutlicher Streuung der Ergebnisse eine Abnahme der Vorspannkraft auf 57 % beim EN-AW 1350 und 81 % beim EN-AW 6060 - der legierte Werkstoff ist also deutlich kriechfester. Eine Verdoppelung der Klemmlänge führt zu leicht niedrigeren Relaxationsverlusten, was sich mit der größeren Nachgiebigkeit von Schraube und Bauteilen erklären lässt, die eine größere Kriechverformung der verspannten Bauteile überkompensiert. Eine FEM-Simulation des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens zeigt auch hier eine gute Übereinstimmung zu den Messergebnissen, allerdings wird diese erst ab einer Auslagerungszeit von 300 h ausgewertet. Die dafür benötigten Kriechdaten (Norton-Parameter) wurden in Experimenten ermittelt, wobei die Ergebnisse für Zug- und Druckversuche deutlich unterschiedlich ausfallen (Belastungsabhängigkeit des Kriechverhaltens). Die tatsächlich verwendeten Werte wurden innerhalb der Grenzen der Messunsicherheit so variiert, dass die Ergebnisse möglichst gut denen der Vorspannkraftmessung entsprechen. Für eine zuverlässige Bestimmung des Relaxationsverhaltens empfiehlt der Autor daher trotzdem eine experimentelle Messung mit einer Auslagerungszeit von 3000 h vorzunehmen. Darüber hinaus wird außerdem der Einfluss verschiedener Oberflächenbeschaffenheiten auf den Verbindungswiderstand untersucht.

In dem Aufsatz [ZHAN-13] wird ein seltenes Kriechmodell nach Altenbach-Gorash-Naumenko ähnlich der Vorgehensweise in Kap. 4.3.3. in ein Modell zur Vorhersage der Relaxation umgewandelt und um einen Term zur Beschreibung der Dehnverfestigung (zur Beschreibung des primären Kriechens) und des Nachspannens (reloading) der Proben ergänzt. Anschließend wird die viele Variablen enthaltene Gleichung mit Versuchen abgeglichen, wobei Versuch und Berechnung eine sehr gute Übereinstimmung zeigen. Die einfließenden Kennwerte werden teilweise einer älteren Veröffentlichung entnommen bzw. ansonsten den Versuchsergebnissen für eine besonders hohe Übereinstimmung angepasst.

Der Autor von [DUCH-13] führt verschiedene Versuchsreihen zur Vorspannkraftrelaxation bei ruhender und schwingender axialer Betriebsbelastung von Modellverbindungen durch und kommt zu dem Ergebnis, dass eine schwingende Belastung keine erhöhten Vorspannkraftverlust hervorruft. Reine Setzkraftverluste sollen bei Raumtemperatur innerhalb von 10 h abgeschlossen sein. Für Aluminiumverbindungen (Al-Schraube und Al-Bauteile) wird das Relaxationsverhalten über die Norton-Bailey-Beziehung analytisch

abgeschätzt und mit zwei Messpunkten nach 60 h Auslagerungszeit verglichen, wobei sich eine gute Übereinstimmung ergibt.

3.6.2. Arbeiten zur Vorspannkraftrelaxation bei verspannten CFK Werkstoffen

Schraubenverbindungen werden auch bei CFK Werkstoffen eingesetzt. Beim Kleben als Alternative kommt zu dem Nachteil der fehlenden Lösbarkeit der Verbindung auch, dass diese plötzlich und ohne Vorwarnung versagt [MOSA-11]. Allerdings werden Schraubenverbindungen bei CFK Bauteilen häufig als formschlüssige Verbindungen ausgeführt, wobei man sie sicherheitshalber als Nietverbindung auf Lochleibung auslegt [SCHÜ-13]. Folglich liegt der Schwerpunkt von Untersuchungen und Tragfähigkeitsbetrachtungen in der Regel auf den verschiedenen Versagensmechanismen des Laminats [JONE-99; BROU-02; CAMP-06; THOP-09; MOSA-11]. Die verbleibende Restvorspannkraft im Betrieb ist dabei meist von geringerer Bedeutung, wobei diverse Untersuchungen gezeigt haben, dass vorgespannte formschlüssige Verbindungen nach dem Durchrutschen eine höhere Tragfähigkeit besitzen als Bolzen ohne Vorspannkraft, weil Delaminationseffekte der einzelnen Schichten durch die Vorspannkraft unterdrückt werden [SCHM-91; CHEN-02; BROU-02; WALL-04; THOP-09; MOSA-11]. Ausreichend vorgespannte Schraubenverbindungen zur kraftschlüssigen Querkraftübertragung werden bei CFK-Laminaten ebenfalls eingesetzt, da sie die höchsten Belastungen übertragen können und durch Verhindern der Querverschiebung zwischen den Bauteilen allgemein die Losdrehgefahr minimiert wird.

Die Vorspannkraftrelaxation ist bei verspannten CFK-Laminaten besonders kritisch, da diese in der Regel quer zur Faserrichtung belastet werden. Dies hat zur Folge, dass die vergleichsweise schwache Kunststoffmatrix stark beansprucht wird und die stützenden Fasern nur indirekt [SCHM-90; SCHÜ-13; HERM-15]. Sowohl thermoplastische als auch duroplastische Kunststoffmatrices zeigen bei ruhender Last (Vorspannkraft) viskoelastisches Verhalten bereits bei Raumtemperatur [SHIV-83; CHEN-02; JENN-13]. In [NOLL-08] wird ein dreistufiges Verfahren mit Nachziehen für das Verspannen von CFK-Werkstoffen vorgeschlagen, um die Relaxationsverluste vor Inbetriebnahme auszugleichen. Schürmann [SCHÜ-13] empfiehlt, in hybriden Strukturen den metallischen Partner mit einer Rändelung zu versehen, um einen hohen Haftkoeffizienten (durch gezielte Schädigung der Laminatoberfläche) einzustellen, der auch bei zurückgegangener Vor-

spannkraft ausreichende Querkraftübertragung zulässt (ähnliches Konzept bei [GERH-16]).

Bei höheren Temperaturen des Laminats steigt die Kriechneigung stark an. Bei Feuchtigkeitsaufnahme aus der Umgebung schwillt das Laminat an und wirkt so der Vorspannkraftrelaxation ein Stück weit entgegen [SHIV-83], wobei die Vorspannkraftrelaxation mit gleichbleibendem höheren Feuchtigkeitsgehalt eher zunimmt [SHIV-82]. Die Kriechgefährdung ist bei unidirektionalen Schichten quer zur Faser am stärksten [VDI2014-3-06] und in der Regel sehr viel höher als die reinen Setzkraftverluste durch Einebnung der Oberflächen [SHIV-83]. Darüber hinaus besitzt der Kunststoff in der Regel einen hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten, weshalb die thermische Ausdehnung quer zur Faser ebenfalls hoch ausfällt und so die Vorspannkraft mit der Temperatur steigt. Aus der Notwendigkeit, auch hoch belastbare Schraubenverbindungen bei CFK-Werkstoffen einzusetzen, wurde das Vorspannkraftrelaxationsverhalten in einigen Forschungsarbeiten analysiert, die im Folgenden beschrieben werden.

Eine Berechnungsgleichung für das Vorspannkraftrelaxationsverhalten bei CFK-Werkstoffen wird in [SHIV-83] aufgestellt. Dort wird die viskoelastische Nachgiebigkeit D_t des faserverstärkten Kunststoffs in einer FEM-Simulation als Summe aus einer elastischen Nachgiebigkeit D_0 und einer zeitabhängigen Nachgiebigkeit modelliert. Letztere wird durch ein Potenzgesetz beschrieben und enthält einen hygothermischen Korrekturfaktor α_{hyg} , der es erlaubt, mit sonst gleichbleibenden Parametern die Nachgiebigkeit D_t bei verschiedenen Temperaturen oder Luftfeuchtigkeiten zu berechnen (siehe (Gl. 3-10), Symbole gegenüber der Originalquelle verändert):

$$D_t = D_0 + D_1 \cdot \left(\frac{t}{\alpha_{\text{hyg}}} \right)^n$$

(Gl. 3-10)

Die Parameter der Gleichung wurden anderen Quellen entnommen und in einer Finiten Elemente Analyse der Autoren der Vorspannkraftverlust für verschiedene Variationen des Faktors α_{hyg} und lange Auslagerungszeiten bestimmt. Über die inverse Beziehung zwischen Vorspannkraft und Nachgiebigkeit schließen die Autoren auf die Gleichung für die relative Restvorspannkraft k_{rtot} :

$$k_{rot} = \frac{F_V(t)}{F_M} = \frac{1}{1 + a \cdot \left(\frac{t}{\alpha_{hyg}} \right)^n}$$

(Gl. 3-11)

Dabei sind die Werte für n und α_{th} die gleichen wie in (Gl. 3-10) und der Vorfaktor a wird über die Methode der kleinsten Quadrate anhand der FEM-Ergebnisse bestimmt. Der Abgleich wurde mit DMS-applizierten Schrauben und auf den entsprechenden Feuchtegehalt vorkonditionierten Laminaten durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen eine Überschätzung des Vorspannkraftverlustes in der Rechnung, vor allem bei höheren Zeiten (maximaler Vorspannkraftverlust von 14 % bei Umgebungsbedingungen). Die Autoren führen das auf Feuchtigkeitsaufnahme während des Versuchs zurück, die nicht beeinflusst werden könne. Trotzdem wurde eine einfache, gut handhabbare Formel zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation gefunden, die immer noch von vielen Autoren aufgegriffen wird (z.B. [SCHM-91; HORN-93; JENN-13]). In einem darauf aufbauenden Aufsatz [SHIV-82] entwickeln die Autoren den Ansatz dahingehend weiter, dass auch Feuchtigkeits- und Temperaturverläufe berücksichtigt werden können. Dies geschieht einerseits durch inkrementelle Aufsummierung der hygrothermischen Korrekturfaktoren α_{hyg} , andererseits wird auch die Vorspannkraftänderung durch Temperatur und Feuchtigkeitsaufnahme des Laminats pro Zeitintervall berücksichtigt. Eine experimentelle Verifizierung findet im Umfang des Untersuchungsprojekts jedoch nicht statt.

In [SCHM-91; HORN-93; HORN-94] werden durchgehende Messungen bei verspannten CFK Platten mit einer Dicke von ca. 4,4 mm bei Auslagerungstemperaturen von 78 °F (25,5 °C) und 250 °F (121,1 °C) durchgeführt. Aus diesen Ergebnissen werden die Parameter für die Berechnungsweise nach [SHIV-83] ermittelt und die Kurven extrapoliert. Die Messungen zeigen für Schrauben mit Senkkopf- und Planauflegeflächen bei zwei verschiedenen Laminaten Vorspannkraftverluste von etwa 3 - 9 % bei 25,5 °C und etwa 6-10 % bei 121,1 °C für eine mechanisch unbelastete Verbindung. Eine Axialkraftbelastung führt zu Vorspannkraftverlusten bis zu 19 % bei den allgemein streuenden Einzelergebnissen (gemessen mit flachen Kraftmessdosen). Ebenfalls durchgeführte Überlastversuche kommen zu dem Ergebnis, dass sich die Vorspannkraft positiv auf die Tragfähigkeit und das Versagensverhalten der Verbindungen auswirkt.

Ein bislang neuer Ansatz zur Vorhersage des Vorspannkraftrückgangs bei verspannten CFK-Bauteilen wird in [ARIM-95] entwickelt (deutsche Herleitung siehe [GERS-10]) und später in einigen anderen Arbeiten auch zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation bei Metallen eingesetzt (z.B. in [CHEN-97; YANG-99; JAGL-07]). Es wird die Restvorspannkraft $F_V(t)$ zum Zeitpunkt t in Abhängigkeit von Nachgiebigkeitsveränderungen der verspannten Bauteile beschrieben. Die Montagevorspannkraft F_M wird mit dem Verhältnis von Summe der Nachgiebigkeiten von Schraube und Bauteil vor dem Relaxieren ($t = 0$) und nach dem Relaxieren zum Zeitpunkt t multipliziert, wobei hier nur die verspannten Bauteile als relaxierend angenommen werden.

$$F_V(t) = F_M \cdot \frac{\delta_P(t=0) + \delta_S(t=0)}{\delta_P(t) + \delta_S(t=0)}$$

(Gl. 3-12)

Die zeitabhängige Nachgiebigkeit der Platten wird durch einen zeitveränderlichen Elastizitätsmodul $E(t)$ beschrieben, der wiederum auf einem zeitabhängigen Kriechgesetz, wie bei Findley (Kap. 4.3.2), basiert, da sich dieser zur Beschreibung für das Kriechen von Phenolharzen eignet. Auf welchen Querschnitt das Kriechen bezogen wird, ist nicht ersichtlich. Spätere Autoren setzen oft den Ersatzaußendurchmesser für die Bauteilnachgiebigkeit nach [VDI2230-86; BICK-08] ein. Der experimentelle Abgleich, gemessen über die Losbrechmomente nach der Auslagerung bei hohen Temperaturen, zeigt schon in dieser Arbeit ein Unterschätzen der Relaxationsverluste. Da ein Kunststoff nach der Temperaturlagerung üblicherweise zu starker Adhäsion neigt, scheint diese Messmethode hier wenig aussagekräftig, und es ist von sehr viel höheren Vorspannkraftverlusten auszugehen.

In [THOP-08; GIBS-13] werden Untersuchungen zum Vorspannkraftrückgang bei CFK Laminaten mit 7,75 mm Klemmlänge und DMS-bestückten Schrauben ohne und mit Biegebelastung der Lamine durchgeführt. Die bei Raumtemperatur und niedrigen Vorspannkraften aufgezeichneten Vorspannkraftverluste von ca. 2 % bis 4 % sind sehr klein. Die Autoren stellen einen positiven Zusammenhang von höherer Vorspannkraft und niedrigeren Relaxationsverlusten fest. Die Einflüsse der Belastung sind teils widersprüchlich und deuten eher auf beginnendes selbsttätiges Losdrehen hin [GUGG-14] – die Autoren vermuten ebenfalls das Auftreten von Mikrobewegungen im Gewinde. Eine Finite Elemente Analyse mit Parametern aus älterer Literatur zeigt ähnliche Vorspann-

kraftverluste wie im Experiment, jedoch ohne sichtbaren Einfluss von Belastung oder Montagevorspannkraft auf den relativen Vorspannkraftverlust.

Im Aufsatz [CACC-09] werden Untersuchungsergebnisse zur Vorspannkraftrelaxation bei verspannten Platten aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) vorgestellt, die an GKF-Testblöcken sowie an mit Stahlschrauben verspannten GFK-Platten mit Aluminiumplatten ermittelt wurden. Es handelt sich hier zwar um ein anderes Fasermaterial als in dieser Arbeit, jedoch ist die generelle Struktur der Lamine aufgrund der Verstärkung durch Langfasern ähnlich. Im Ergebnis fallen die Vorspannkraftverluste bei den Schraubenverbindungen um bis zu 55 % ab, was hauptsächlich aus dem viskoelastischen Kriechen des Laminats resultiert. Auch hier wurde festgestellt, dass es nach einigen Nachziehvorgängen am Anfang der Versuche zu geringeren Vorspannkraftverlusten bei längeren Auslagerungszeiten kommt (siehe auch Kap. 7.4.1), vor allem bei dickerer Probengeometrie. Der Vorspannkraftverlauf einer Messkurve ließ sich über die Nachrechnung mit drei verschiedenen mathematischen Formulierungen (u.a. nach [SHIV-83]) sehr gut abbilden, wobei die Formulierungen jeweils sehr ähnlich aufgebaut sind (Potenzfunktion mit der Zeit als Basis). Ein deutlicher Unterschied im Vorspannkraftverlust beim Einsatz von Senkkopf- und Flanschschrauben ließ sich nicht feststellen. Außerdem konnte der Vorspannkraftverlust deutlich verringert werden, wenn die GFK-Platten vorher bei höherer Temperatur als der späteren Einsatztemperatur für die Versuche ausgelagert wurden („post curing“).

[DALL-16] ist eine rein auf numerischen Ergebnissen basierende Arbeit, und es werden die Einflussfaktoren auf den Vorspannkraftverlust bei verspannten CFK-Bauteilen untersucht. Ein Finite Elemente Modell einer einschnittigen Schraubenverbindung mit der Schraube als Balkenelement wird mit den Ergebnissen von [SHIV-83] abgeglichen, wobei die Geometrie teilweise abweicht. Die Eingangsgrößen für die zeitabhängige Verformung des CFK mit viskoelastischen Eigenschaften werden ebenfalls der Literatur entnommen. Auf dieser Basis werden verschiedene geometrische Größen und der Elastizitätsmodul der Schraube variiert, um den Einfluss auf den Vorspannkraftverlust zu untersuchen. Im Ergebnis stehen zwei Tabellen mit Empfehlungen zur Konstruktion mit geringem Vorspannkraftverlust, die in der Regel den Effekt nutzen, die Flächenpressung und die Spannungen im verspannten Bauteil zu verkleinern oder die Schraubennachgiebigkeit zu erhöhen.

3.6.3. Relaxation von Dichtungen

Teilweise wird sich gesondert mit dem Relaxationsverhalten bei Flanschdichtungen beschäftigt, weil diese häufig vorkommen und als Kunststoffzwischenlage im Kraftfluss zu hohen Relaxationsverlusten führen können. [ALKE-08] beschreibt einen Ansatz, die Relaxation ebenfalls über eine Veränderung der Bauteilnachgiebigkeit zu beschreiben. Für die Kunststoffdichtung kommt ein viskoelastisches Ersatzsystem aus einer Reihenschaltung aus Feder sowie Dämpfer (Maxwellkörper) und parallelgeschalteter Feder-Dämpfer-Kombination (Kelvinkörper) - ein sogenanntes 4-Elemente-Modell [DALL-06; GUGG-14] - zum Einsatz. Der experimentelle Abgleich dieses interessanten Ansatzes wird leider nur für sehr kurze Zeiten von 10 Minuten mit einer Kraftmessdose zwischen Bauteilen und Schraube (veränderte Systemsteifigkeit) durchgeführt. Insgesamt sind die relativen Vorspannkraftverluste in dieser Arbeit sehr gering.

Die Autoren in [NECH-04; NECH-07; NECH-08] arbeiten ein sehr komplexes analytisches Ersatzmodell für Flanschverbindungen mit Dichtungen aus, wobei für die Flansche, die Schrauben und die Dichtung jeweils Kriechgesetze implementiert werden. Abgeglichen werden diese analytischen Formulierungen mit FEM-Analysen, in denen die gleichen Kriechgesetze verwendet werden. Die Ergebnisse aus Analytik und Numerik stimmen, je nachdem, welche Bauteile relaxieren und welche Modellgeometrie verwendet wird, unterschiedlich gut überein. Die Ergebnisse werden jedoch in keiner dieser Veröffentlichungen mit experimentellen Praxisversuchen abgeglichen.

3.7. Zusammenfassung des aktuellen Stands

Der Rückgang der Vorspannkraft bei Schraubenverbindungen ist ein bereits lange untersuchtes Phänomen. Eine erste Besonderheit besteht darin, dass die Verringerung von verspannter Länge im Kraftfluss durch mikro- und makroskopisches Fließen der Werkstoffvolumina einen Vorspannkraftverlust in Abhängigkeit aller sich im Kraftfluss befindlichen Nachgiebigkeiten erzeugt. Die große Herausforderung besteht weiter darin, dass durch das Fließen einerseits die Spannung abnimmt, mit der die Werkstoffvolumina beansprucht werden, und andererseits gleichzeitig die Kriechgeschwindigkeit wiederum positiv von dieser Spannung abhängt (Zirkelbezug). Die Stärke des Fließens ist wiederum eine Werkstoffeigenschaft und dabei stark abhängig von seiner Zusammensetzung und seinem Zustand (Auslagerung, Kaltverfestigung usw.).

In vielen Untersuchungen wurde die Vorspannkraftrelaxation bereits für definierte Verbindungssysteme mit verschiedenen Methoden gemessen, beschrieben und ausgewertet. Dabei zeigen die Messergebnisse selbst bei präziser Messung naturgemäß bereits deutliche Streuungen, weil in der Praxis viele Parameter das Werkstofffließen beeinflussen können, die sich stark nichtlinear überlagern und sich im Versuch nicht unbedingt beeinflussen oder quantifizieren lassen (z.B. Spannungsinhomogenitäten durch Scherung der Oberflächen bei drehender Montage, Abweichungen in der Planparallelität der Auflageflächen, Exzentrizitäten, geometrische Toleranzen, Werkstoffinhomogenitäten oder weitere Störgrößen).

Mit Hilfe numerischer Simulation lässt sich die Vorspannkraft seit der Marktreife leistungsfähiger Soft- und Hardware tatsächlich gut vorhersagen, da dort die Nachgiebigkeiten beliebiger Verbindungssysteme, der Temperatureinfluss und die Kriechneigung der Werkstoffe über implementierte Kriechgesetze beliebig detailliert berücksichtigt und in zeitlichen Abläufen berechnet werden können. Effekte des Lastplastifizierens können ebenfalls über die Definition von elastisch-plastischem Materialverhalten abgebildet werden. Dementgegen steht der große Aufwand sowohl zum Aufbau realgetreuer Modelle (setzt umfangreiche Expertise voraus) als auch zum Ermitteln der Werkstoffparameter für das Werkstoffkriechen. Das alles und die benötigte Rechenzeit für die Simulation machen diese Technik sehr zeitaufwändig, wissens- und kostenintensiv. Ferner wird das Setzen durch Einebnung von Mikrounebenheiten in der wirklichen Oberfläche (siehe Kap. 4.1 und 7.4.2) nicht abgebildet.

Seit Beginn der Untersuchungen zur Vorspannkraftrelaxation wird ebenfalls versucht, diese analytisch vorherzusagen, um eine Aussage über die Tragfähigkeit der Verbindung über eine längere Einsatzdauer machen zu können. Mehr oder weniger empirische Gleichungen, deren Parameter z.B. über die Methode der kleinsten Quadrate bestimmt werden, sind in der Lage, den Verlauf der Vorspannkraftabnahme unterschiedlich genau abzubilden, wobei Setzen und Lastplastifizieren nicht mitberücksichtigt werden. Außerdem gelten die dort eingesetzten Parameter oft nur für das vorliegende Verbindungssystem mit den jeweiligen Eigenschaften. In der Literatur finden sich auch Modellansätze, bei denen Kriechgleichungen mathematisch in Relaxationsgleichungen umgewandelt werden um den Rückgang der Schraubenvorspannkraft mit Gleichungen zu beschreiben [PETT-97; KIND-00; PURP-02; HABE-04; ZHAN-13], was aussichtsreich er-

scheint um auf dieser Basis eine handhabbare und auf verschiedene Verbindungssysteme übertragbare Methode zu entwickeln.

3.8. Wissenschaftliche Problemstellung

Im Vergleich zur numerischen Simulation hat ein analytischer Rechenansatz zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation den Vorteil, dass er ohne großen Aufwand für Modellierung und Lösung funktioniert und somit eine sehr wertvolle Erweiterung der üblichen Schraubenberechnung darstellt. Um einen solchen Ansatz zur Berechnung der Vorspannkraftrelaxation einsetzen zu können und auf verschiedene Verbindungssysteme übertragbar zu machen, müssen die tatsächlichen Nachgiebigkeitsverhältnisse in die Berechnung integriert werden, was in dieser Arbeit mit Hilfe des Elastizitätsfaktors b bzw. b^* (siehe Kap. 3.3 und 4.3) geschieht. Die Parameterermittlung für die zugrundeliegenden Kriechgesetze (auch für die numerische Berechnung) geschieht normalerweise in sehr zeitaufwändigen Kriechversuchen. Um die Werte möglichst schnell und einfach bestimmen zu können, wird hier ein Ansatz entwickelt, mit dem diese allein aus einfachen Vorspannkraftmessungen über der Zeit abgeleitet werden können (siehe Kap. 6.3.3). Darüber hinaus wird das Setzen und das Lastplastifizieren jeweils als eigener Berechnungsschritt berücksichtigt, um den gesamten Vorspannkraftverlauf detailliert abzubilden. Im Ergebnis soll dadurch eine Berechnungsweise entstehen, die sich auf Basis einer einzigen Messung auf verschiedene Verbindungssysteme übertragen lässt und die Vorspannkraftrelaxation mit allen Beiträgen berücksichtigt.

4. Quantifizierung der Vorspannkraftrelaxation

Um in einer analytischen Berechnung die drei bereits in Kap. 3.1 identifizierten Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation abzubilden, müssen diese mathematisch beschrieben werden. Das Setzen wird dabei entsprechend der Schraubenberechnung nach VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] über die Setzbeträge definiert, die wiederum von der Rauheit der einzelnen Oberflächen abhängen. Beim Lastplastifizieren wird davon ausgegangen, dass die Spannung im Schraubenschaft nicht über die Streckgrenze bzw. die Flächenpressung unter dem Schraubenkopf nicht über den Wert der Grenzflächenpressung steigen kann und die maximale Vorspannkraft hier limitiert ist. Des Weiteren wurde in den Experimenten die Beobachtung gemacht, dass ein Anstieg der Vorspannkraft durch thermische Zusatzverspannung kaum über das bisherige Maximum der Montagevorspannkraft hinausgeht, dort also offensichtlich auch begrenzt ist. Dieser als „Nachsetzen“ bezeichnete Effekt, der auch in der Literatur zu finden ist, führt dazu, dass die bleibende Vorspannkraft nach dem Rückgang der Zusatzverspannung ebenfalls um die Differenz abnimmt und wird daher dem Lastplastifizieren zugeordnet. Das Kriechen wird über die bekannten Ansätze von Norton und Findley beschrieben, wobei diese in Relaxationsgleichungen umgeformt und mit einem Faktor für die Temperaturabhängigkeit sowie den Nachgiebigkeitsverhältnissen in der Schraubenverbindung erweitert werden, um die Vorspannkraftrelaxation beschreiben zu können.

4.1. Setzen

Das „Setzen“ wird von der VDI Richtlinie 2230 definiert als „plastisches Einebnen von Oberflächenrauheiten in den Auflageflächen, den belasteten Flanken der gepaarten Gewinde und sonstigen Trennfugen“ [VDI2230-1-15]. Während und nach der Montage kommt es an den Rauheitsspitzen der Oberflächen zu hohen Flächenpressungen durch die Vorspannkraft, wodurch lokale Fließvorgänge ausgelöst werden. Die größten Setzkraftverluste entstehen bereits bei der Montage und werden durch diese selbst kompensiert [ILLG-01]. Treten diese nach der Montage auf, kommt es aufgrund der plastischen Verformungen zu einem Abfall der Vorspannkraft.

Als ein Teil des Relaxationsbetrags f_{relax} wirkt der Setzbetrag f_z entsprechend der Summe der Nachgiebigkeiten als Setzkraftverlust F_z in der Schraubenverbindung. Aus diesem

Grund existieren in der Literatur Untersuchungen [CHES-65; WIEG-65a; WIEG-65b; BA-S-91; DUCH-11] und Richtwerte in Regelwerken [ILLG-80; TGL38512-81; VDI2230-1-15] um die Setzbeträge f_z (und nicht die Setzkraftverluste F_z) zu quantifizieren. Allgemein stimmt man darin überein, dass die Setzbeträge mit der Anzahl der Trennfugen sowie der Höhe der Oberflächenrauheit zunehmen und von der Art der Betriebsbeanspruchung beeinflusst werden [WIEG-65a; BA-S-91; DUCH-11; VDI2230-1-15]. Als anerkannt gelten die Richtwerte für die Setzbeträge aus der aktuellen Version der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] (siehe **Tab. 4**), wo diese Einflussfaktoren berücksichtigt werden. Die Höhe der Vorspannkraft und die Klemmlänge spielen für die Setzbeträge eine untergeordnete Rolle, besonders bei etablierten Vorspannkrafthöhen ([BA-S-91], siehe auch Kap. 3.6.1).

Tab. 4: Richtwerte für Setzbeträge bei Schrauben, Muttern und kompakten verspannten Teilen aus Stahl, ohne Beschichtungen aus der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15]

Mittlere Rautiefe R_z nach ISO 4287 ^{a)}	Belastung	Richtwerte für Setzbeträge		
		in μm		
		im Gewinde	je Kopf- oder Mutternaufgabe	je innere Trennfuge
< 10 μm	Zug/Druck	3	2,5	1,5
	Schub	3	3	2
10 μm bis < 40 μm	Zug/Druck	3	3	2
	Schub	3	4,5	2,5
40 μm bis < 160 μm	Zug/Druck	3	4	3
	Schub	3	6,5	3,5

Diese Richtwerte gelten jedoch nur für kompakte Bauteile aus Stahl. Es wird darauf hingewiesen, dass beispielsweise bei verspannten Blechpaketen eine sehr viel höhere Kontaktnachgiebigkeit vorliegen kann. Auch wird auf die Aussage in [WIEG-65b] verwiesen, dass bei verspannten Aluminiumbauteilen Setzbeträge im Gewinde in doppelter Höhe im Vergleich zu Stahl beobachtet worden sind. Allgemein anerkannte Richtwerte für die Setzbeträge bei anderen Werkstoffen sind nicht zu finden. Darüber hinaus haben die Richtwerte nur Gültigkeit, wenn die zulässige Grenzflächenpressung p_G des Werkstoffs nicht überschritten wird. Kennwerte hierfür sind in Tabelle A9 der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] für viele Werkstoffe aufgeführt. Die Grenzflächenpressung ist ein empirisch ermittelter Kennwert, bis zu dem die Kontaktfläche unter dem Schraubenkopf oder

der Mutterauflagefläche belastet werden kann, ohne dass es durch Überlastung zu starkem Fließen des Werkstoffs kommt, was einen Vorspannkraftabfall zur Folge hätte. Dabei gelten die Richtwerte nur bei Raumtemperatur, und es ist mit einer Abnahme bei thermischer Belastung zu rechnen [VDI2230-1-15] (siehe Kap. 4.2).

Über den Zeitpunkt, bis zu dem die Setzkraftverluste abgeschlossen sind, existieren nur wenige Angaben. In [CHES-65] wurde gemessen, dass direkt nach Beendigung des Anziehvorgangs ein kleiner Vorspannkraftverlust zu beobachten ist (Kurzzeitsetzen). 90 % der Setzkraftverluste seien nach dem ersten Tag erfolgt, und die weiteren Vorspannkraftverluste würden dem Kriechverhalten der Werkstoffe entsprechen. Auf dieses Ergebnis nehmen [GROP-85; BA-S-91] Bezug, wobei in letzterer Quelle die 24 Stunden als zu kurz bewertet werden und die Definition für die Zeit des Setzens auf 72 Stunden erhöht wird. Bezogen auf mechanisch belastete Verbindungen soll sich nach [WIEG-65b] nach den ersten drei bis fünf Lastwechseln ein erheblicher Teil des Gesamtsetzbetrages einstellen. [DUCH-13] kommt zu dem Schluss, dass die Setzkraftverluste bei Raumtemperatur innerhalb von 10 h einem festen Grenzwert entgegenstreben.

Berücksichtigt man den eingeschränkten Gültigkeitsbereich der Setzbeträge nach VDI Richtlinie 2230 und die vielen Einflussfaktoren auf das Setzen, was auch zu stark unterschiedlichen Versuchsergebnissen in der Literatur (Gegenüberstellung z.B. in [DUCH-13]) führt, müssen die Werte als Näherung betrachtet werden. Trotzdem zeichnet sich die VDI Richtlinie dadurch aus, dass sie eine der sehr wenigen konkreten Wertesammlungen zur Quantifizierung von Vorspannkraftverlusten bereitstellt. Für die analytische Schraubenberechnung wäre es jedoch zweckmäßig, diese empirische Abschätzung des Setzbetrags mit Hilfe einer Gleichung durchführen zu können und so die Auswahl der Einzelsetzbeträge aus der **Tab. 4** zu umgehen. Zu diesem Zweck ist hier folgende Formel entwickelt worden:

$$f_z = 3\mu m + n_{KM} \cdot \left[2,5\mu m + 0,5\mu m \cdot S + \frac{Rz_{\min}}{20} \cdot (1 + S) \right] + n_T \cdot \left[1,5\mu m + \frac{Rz_{\min}}{20} + 0,5\mu m \cdot S \right]$$

(Gl. 4-1)

Nachstehende Eingangsgrößen fließen in die Berechnung ein:

- n_{KM} : Anzahl der Kopf-/Mutternauflageflächen
(1 für Einschraubverbindung, 2 für Durchsteckverbindung)
- n_T : Anzahl der inneren Trennfugen
- S : Schubkoeffizient (0 für Zug/Druckbelastung, 1 für Schubbelastung)
- $R_{z_{min}}$: Minimum des Rauheitsbereiches aus der Einteilung von [VDI2230-1-15] nach **Tab. 4**
 - $0 \mu m$ für $< 10 \mu m$
 - $10 \mu m$ für $10 \mu m$ bis $40 \mu m$
 - $40 \mu m$ für $40 \mu m$ bis $< 160 \mu m$

Für eine Durchsteckverbindung mit 1 bis 10 inneren Trennfugen ist die Übereinstimmung mit den Werten, die mit der Tabelle aus der VDI Richtlinie 2230 ermittelt worden sind, in **Abb. 18** graphisch dargestellt. Es lässt sich erkennen, dass die Werte für kleine und mittlere Rauheiten ($0 \mu m$ bis $40 \mu m$) sehr gut übereinstimmen und nur die Setzbeiträge bei mittlerer Rauheit und Schubbelastung geringfügig nach unten verschoben sind. Die Setzkraftverluste für hohe Rauheit ($40 \mu m$ bis $160 \mu m$) werden von der Berechnung (Gl. 4-1) etwas höher ermittelt als von der VDI Richtlinie (Abweichung 7,7 % bis 14,63 % bei 1 bis 10 Trennfugen). Bezüglich der Auslegung ist dies auf der sicheren Seite und kann unter Berücksichtigung der vielen unsicheren Einflüsse als ausreichend genau bewertet werden. Eine bessere Anpassung der Gleichung hätte diese unnötig kompliziert werden lassen, was im Hinblick auf die Aussagekraft der Richtwerte (Näherung) keinen Sinn gemacht hätte.

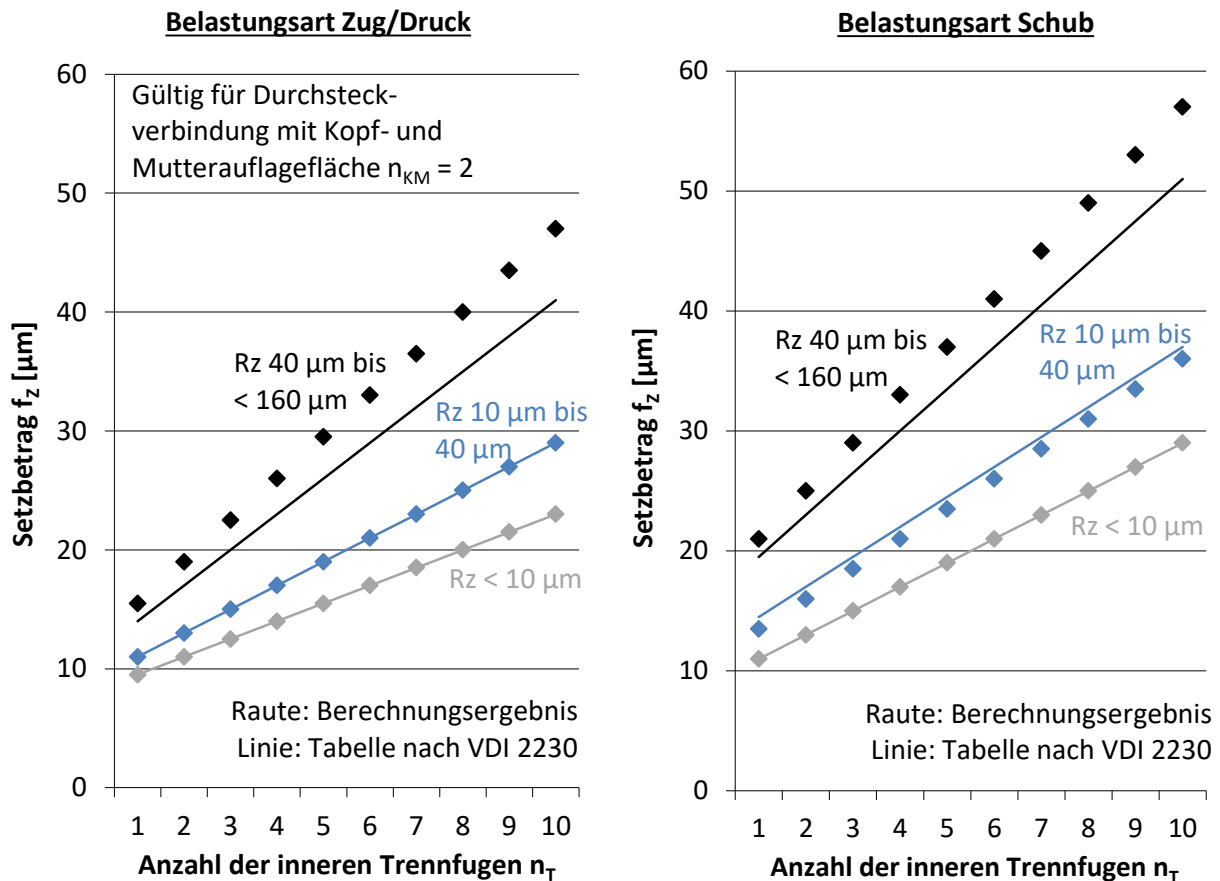


Abb. 18: Übereinstimmung der mit (Gl. 4-1) berechneten Setzbeträge (Rauten) mit denen nach der Tabelle aus VDI Richtlinie 2230 (Linien)

4.2. Lastplastifizieren

Wenn mechanische oder thermische Betriebs- oder Sonderlasten eine Erhöhung der Vorspannkraft in der Schraube (Schraubenzusatzkraft F_{SA} oder thermische Zusatzverspannung $\Delta F_{Vth} < 0$, siehe Kap. 2.2) auslösen, kann es beim Überschreiten der zulässigen Werkstoffgrenzen zu Plastifizierungen kommen, die einen Abfall der Vorspannkraft nach Rückgang der Belastung nach sich ziehen. Das Fließen des Werkstoffs führt zu einem nicht-linearen Last-Verformungsverhalten und zeigt eine größere Längenänderung bei kleinerer Krafterhöhung (abfallender Gradient) im Verspannungsschaubild, das in diesem Fall kein Dreieck im eigentlichen Sinn mehr darstellt (siehe **Abb. 19** und **Abb. 20**). Allerdings verhält sich die Schraubenverbindung im Betriebszustand wieder rein elastisch, wie in [THOM-83] für eine wirkende mechanische Betriebskraft nach überelastischer Montage beschrieben ist. Die Überlastung des Werkstoffs erzeugt ein Fließen, das ein Absinken der maximalen Vorspannkraft bis zurück zur Fließgrenze zur Folge hat, evtl. erhöht durch Verfestigungseffekte. Nach dem Rückgang der Belastung, welche die Vor-

spannkrafterhöhung verursacht hat, sinkt die Vorspannkraft in der Schraubenverbindung um diesen Betrag im elastischen Bereich wieder ab (zu erkennen in **Abb. 19** und **Abb. 20**).

Diese Plastifizierungen treten entweder im Schraubenschaft oder im verspannten Bauteil an der Kopf- bzw. Mutterauflagefläche auf, je nachdem, welcher Werkstoffgrenzwert als erstes überschritten wird. Eine plastische Verformung des Gewindeeingriffs ist ebenfalls möglich. Wenn Stahlbauteile mit Stahlschrauben üblicher Geometrien verbunden werden, treten die Plastifizierungen in der Regel im Schraubenschaft auf, da dieser die geringste Querschnittsfläche besitzt, in der die Vorspannkraft wirkt.

4.2.1. Lastplastifizieren der Schraube

Der schematische Ablauf des Lastplastifizierens der Schraube ist in **Abb. 19** gezeigt. Von der Vorspannkraft bei Montage F_M würde sich im elastischen Fall ohne Lastplastifizieren die Schraubenkraft auf $F_{S_{\max}}$ erhöhen. In der Realität wird die Vorspannkraft an der Dehngrenze $F_{V_{0.2}}$ überschritten, der Gradient der Kraft-Verformungslinie der Schraube fällt ab und die Vorspannkraft erhöht sich nur bis zu $F_{V_{0.2}} + \Delta F_{V_{L_{\text{plastS,real}}}}$. Dieses Verhalten ist in der analytischen Berechnung für die praktische Anwendung nur aufwändig abzubilden und erfordert genaue Kennwerte für das Last-Verformungsverhalten im plastischen Bereich. Analog zu dem Vorgehen in [VDI2230-1-15] kann vereinfacht die Annahme getroffen werden, dass die Schraube nur bis zur Dehngrenze $F_{V_{0.2}}$ belastet werden kann und danach keine Vorspannkrafterhöhung mehr stattfindet. Nach Wegfall der Zusatzbelastung ($F_{SA} - \Delta F_{V_{th}}$) fällt die Restvorspannkraft um den Betrag ab, um den die maximale Schraubenkraft $F_{S_{\max}}$ im elastischen Fall die Dehngrenze $F_{V_{0.2}}$ überschritten hätte.

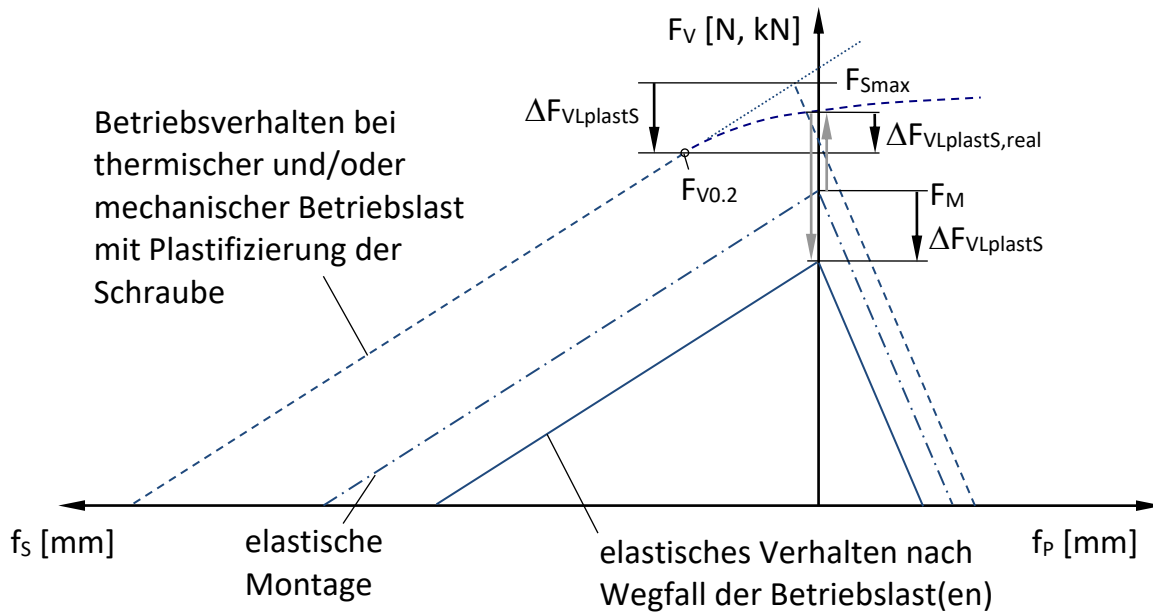


Abb. 19: Vorspannungsschaubild bei Überschreiten der Streckgrenze im Schraubenschaft im Betrieb. Im vereinfachten analytischen Ansatz wird angenommen, dass die Vorspannkraft $F_{V0,2}$ nicht überschreiten kann und dass die Montagevorspannkraft F_M daher nach dem Wegfall der Betriebsbelastung um $\Delta F_{VLplastS}$ abfällt.

Dementsprechend kann der Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren der Schraube $\Delta F_{VLplastS}$ nach (Gl. 4-2) berechnet werden, wobei $\Delta F_{VLplastS}$ nicht negativ sein darf (dann ist $\Delta F_{VLplastS} = 0$ einzusetzen). Die Differenz aus maximaler Schraubkraft F_{Smax} und Vorspannkraft an der Dehngrenze $F_{V0,2}$ (unter Einbeziehung des Torsionsspannungsanteils aus dem Gewindereibmoment) muss noch um den Setzkraftverlust reduziert werden, um dessen Betrag die Schraube zusätzlich im elastischen Bereich belastet werden kann. Hierbei wird angenommen, dass das Setzen der Verbindung bereits erfolgt ist. Diese Formulierung gilt unter der Voraussetzung, dass kein Rutschen oder Klaffen in den Trennfugen auftritt und keine große Exzentrizität der Vorspannung oder Belastung vorliegt (Vernachlässigung von Biege- und Schubspannungen durch mechanische Belastung).

$$\begin{aligned} \Delta F_{VLplastS} &= \max(F_{Smax} - F_{V0,2} - F_Z, 0) \\ &= \max(F_{Smax} - A_0 \cdot R_{p0,2Smin} \cdot (1 + k_r \cdot (k_\sigma - 1)) - F_Z, 0) \end{aligned}$$

(Gl. 4-2)

In die Gleichung fließen folgende Größen ein:

- A_0 : minimaler Spannungsquerschnitt der Schraube

$$A_0 = \min\left(\frac{((d_2 + d_3) \cdot 0,5)^2 \cdot \pi}{4}; \frac{d_T^2 \cdot \pi}{4}\right)$$

(Gl. 4-3)

- $R_{p0.2Smin}$: minimale Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs
- κ_τ : Reduktionskoeffizient, der den Abbau der Torsionsbeanspruchung aus der Montage im Betrieb berücksichtigt; nach [VDI2230-1-15] wird $\kappa_\tau = 0,5$ empfohlen
- k_σ : Aufschlagsfaktor zur Berücksichtigung der Schubspannungsanteile in der Schraube durch Gewindereibung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese

$$k_\sigma = \frac{\sigma_v}{\sigma_{ax}} = \sqrt{1 + 3 \left[\frac{3}{1 + d_3/d_2} \left(\frac{P}{\pi \cdot d_2} + 1,155 \cdot \mu_G \right) \right]^2}$$

(Gl. 4-4)

- F_z : Setzkraftverluste unter der Annahme, dass diese bereits erfolgt sind

Bei einer Gewindereibungszahl von $\mu_G = 0,16$ (VDA Reibungszahlband 0,08...0,16 [VDA235-101-09]) wird der Faktor $(1 + \kappa_\tau \cdot (k_\sigma - 1))$ nicht größer als etwa 1,11 (siehe **Tab. 5**) für übliche metrische Regel- und Feingewinde von M3 bis M64, weshalb dort mit diesem Wert gerechnet werden kann.

Tab. 5: Wertebereich der Faktoren k_σ und $(1 + \kappa_\tau \cdot (k_\sigma - 1))$ in Abhängigkeit der Gewindereibungszahl μ_G für übliche Regel- und Feingewinde von M3 bis M64

μ_G	0,08	0,16	0,24	0,32
k_σ	1,05 ... 1,09	1,15 ... 1,21	1,28 ... 1,37	1,45 ... 1,56
$(1 + \kappa_\tau \cdot (k_\sigma - 1))$	1,02 ... 1,04	1,07 ... 1,11	1,14 ... 1,19	1,22 ... 1,28

4.2.2. Lastplastifizieren der verspannten Bauteile

Entsprechend der Begrenzung des Schraubenwerkstoffs durch die Streckgrenze bzw. Dehngrenze darf die Flächenpressung des Bauteilwerkstoffs in der Trennfuge am Schraubenkopf oder an der Mutterauflagefläche nicht so hoch sein, dass es zu Fließ- oder Kriechvorgängen kommt, die einen Rückgang der Vorspannkraft bewirken. Obwohl die beanspruchte Querschnittsfläche in der Kopf- oder Mutterauflage größer ist als die des Schraubenschafts, kann eine zulässige Flächenpressung überschritten werden, wenn

(niedrigfeste) Leichtbauwerkstoffe mit Schrauben aus hochfesten Werkstoffen wie z.B. Stahl oder auch Titan verspannt werden, ohne dass der Schraubenschaft plastifiziert. Der Beginn des plastischen Fließens wird im Druckversuch mit der Quetschgrenze charakterisiert, die der Fließgrenze des Zugversuchs entspricht [GROT-07]. Praktische Erfahrungen und Untersuchungen (z.B. [HAMM-57; JUNK-61]) haben jedoch gezeigt, dass (schon bei der Montage) auftretende plastische Verformung zu Kaltverfestigungen der Auflagefläche führen, sodass höhere Flächenpressungen als die Quetschgrenze toleriert werden können. Laut [HASS-97] müssen die Außendurchmesser der Bauteile allerdings hinreichend groß sein. Daher wurde eine „Grenzflächenpressung“ p_G definiert, unter der es nicht zu Kriechvorgängen mit resultierendem Verlust an Vorspannkraft kommt [JUNK-61; HASS-97; DUCH-13; VDI2230-1-15] bzw. die Vorspannkraft nur geringfügig absinkt [ARZ-06]. Die Werte für die Grenzflächenpressung p_G müssen experimentell ermittelt werden und laut [ARZ-06; STOL-06; DUCH-13] finden sich in der Literatur widersprüchliche Angaben zu konkreten Zahlen, die auf unterschiedliche Mess- und Auswertverfahren zurückgeführt werden können. Aus den Messungen nach einem zur besseren Vergleichbarkeit ebenda standardisierten Verfahren wird der Wert $p_{0,02}$ für eine bleibende plastische Verformung von $20 \mu\text{m}$ als Definition für die Grenzflächenpressung p_G herangezogen. Entsprechend in [BERG-02] veröffentlichte Versuchsergebnisse zeigten, dass speziell bei Leichtmetalllegierungen bei Verwendung von $p_{0,02}$ kein unkontrolliertes Fließen in der Haltezeit der Druckkraft von $t = 120 \text{ s}$ eintritt.

Geht man analog zur Plastifizierung der Schraube davon aus, dass die maximale Flächenpressung in der Auflage p_{max} die Grenzflächenpressung p_G dauerhaft nicht überschreiten kann und die Spannung anschließend wieder bis p_G abnimmt, kann man ein ähnliches Verspannungsschaubild für diesen Vorgang wie oben für die Schraube zeichnen (siehe **Abb. 20**). Dabei ist $F_{V\text{grenz}}$ die Vorspannkraft bei Erreichen der Grenzflächenpressung p_G .

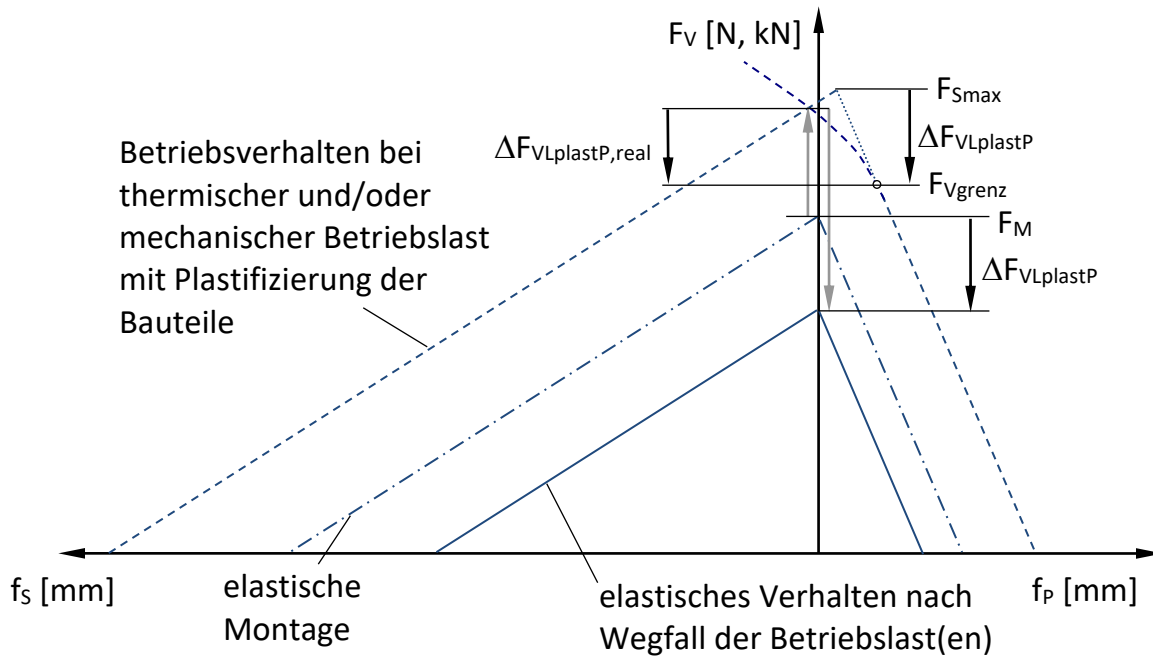


Abb. 20: Vorspannungsschaubild bei Überschreiten der Grenzflächenpressung in der Kopf-/Mutterauflagefläche des verspannten Bauteils. Im vereinfachten analytischen Ansatz wird angenommen, dass die Vorspannkraft F_{Vgrenz} nicht überschreiten kann und dass die Montagevorspannkraft F_M daher nach dem Wegfall der Betriebsbelastung um $\Delta F_{VLplastP}$ abfällt.

Entsprechend der Berechnung für $\Delta F_{VLplastS}$ für die Schraube kann für die Berechnung der Plastifizierung der verspannten Bauteile $\Delta F_{VLplastP}$ folgende Gleichung definiert werden:

$$\begin{aligned} \Delta F_{VLplastP} &= \max(F_{Smax} - F_{Vgrenz} - F_Z, 0) \\ &= \max(F_{Smax} - A_{pmin} \cdot p_G - F_Z, 0) \end{aligned}$$

(Gl. 4-5)

Die minimale Fläche der Schraubenkopf- bzw. Mutterauflage berechnet sich nach

$$A_{pmin} = \frac{\pi}{4} \cdot (d_{wmin}^2 - D_{amax}^2)$$

(Gl. 4-6)

mit

- d_{wmin} : äußerer Auflagedurchmesser, Minimum-Toleranz
- D_{amax} : größter innerer Auflagedurchmesser (Durchgangsbohrung inkl. Fase oder Fase der Mutter)

Die größte allgemein anerkannte Quelle für Kennwerte gebräuchlicher Werkstoffe des Maschinenbaus, unter anderem zur Grenzflächenpressung, stellt die Tabelle A9 der VDI Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] dar. Stehen dem Konstrukteur keine konkreten Werkstoffkennwerte zu Verfügung, wird nach [ARZ-06; STOL-06] für Metalle eine konservative Abschätzung von $p_G \approx 3,5 \cdot HB$ (Brinellhärte) vorgeschlagen, was in etwa auch der Zugfestigkeit von Stahlwerkstoffen entspricht [CZIC-14]. Entsprechend der Abnahme anderer Festigkeitswerte von Werkstoffen, ist auch eine Abnahme der Grenzflächenpressung bei erhöhter thermischer Belastung zu beachten. Die meisten Kennwerte aus der Literatur sind gültig für Raumtemperatur, so auch die aus [VDI2230-1-15]. Für CFK Werkstoffe lassen sich nur schwierig Kenngrößen finden und diese sind meist nur allgemein für die ganze Werkstoffgruppe angegeben (siehe auch [JENN-13]). Da die Kunststoffmatrix viskoelastisches Verhalten bei Belastung zeigt, kann man kaum einen Grenzwert angeben, unter dem es (entsprechend der Definition) nicht zu Fließprozessen kommt. Die vorgeschlagenen Grenzwerte sind daher eher Größen, unter denen keine signifikante Schädigung (Faserbruch, Zwischenfaserbruch) des Laminats eintritt und die bleibende plastische Verformung sehr gering ist [NOLL-08; GERH-13]. [NOLL-08] schlägt für eine konservative Auslegung die Druckfestigkeit des Werkstoffs vor, wenn keine Messungen zur Grenzflächenpressung existieren.

Tab. 6 stellt Kennwerte für die Grenzflächenpressung p_G aus der Literatur zusammen für Werkstoffe und Auslagerungstemperaturen, die später in den Versuchen in Kap. 6 und 7 relevant sind. Es wird deutlich, dass sich die Kennwerte je nach Quelle relativ stark unterscheiden können. Trotzdem ist für einen konkreten Werkstoff erkennbar, ob eher eine hohe oder eine niedrige Flächenpressung ertragen werden kann. Auf Basis dieser Werte kann die zulässige Grenzflächenpressung für spätere Berechnungen angenommen werden.

Tab. 6: Sammlung von Kennwerten für die Grenzflächenpressung p_G [N/mm²] ausgewählter Werkstoffe (Verwendung in Kap. 6 und 7) für Raumtemperatur und erhöhte Temperaturen aus Literaturquellen

Temperatur	Raumt. (RT)	120 °C	150 °C	Quelle	Hinweis
Aluminium EN-AW 5754 (AlMg3)	220			[FRIE-05]	
Al EN-AW 6082 (AlMgSi1)	260			[FRIE-05]	für F31
	360			[VDI2230-1-15]	
	446			[ARZ-03]	
Al EN-AW 7075 (AlZn5,5MgCu)	410			[FRIE-05]	
	540			[VDI2230-1-15]	
Mg AZ 31	170			[FRIE-05]	
Mg AZ 91 (MgAl9Zn1)	260			[FRIE-05]	
	280			[VDI2230-1-15]	
	180			[VDI2230-1-03]	
	195			[SCHE-01]	
	282	241	241	[ARZ-03]	
Cfk EP Kohlenstofffaser- verstärkter Kunststoff mit Epoxid- harzmatrix	120			[SCHÜ-07]	allgemein für CFK
	170			[GERH-13]	
	140			[VDI2230-86]	allgemein für CFK
	200-300			[NOLL-08]	allgemein für CFK
Cfk PEEK Kohlenstofffaser- verstärkter Kunststoff mit PEEK Matrix	120			[SCHÜ-07]	allgemein für CFK
	170			[GERH-13]	
	140			[VDI2230-86]	allgemein für CFK
	200-300			[NOLL-08]	allgemein für CFK
	500			[HAUF-16]	Druckfestigkeit speziell für hier untersuchtes Laminat

Ist die Höhe des Lastplastifizierens $\Delta F_{VLplast}$ bekannt, kann mit den Nachgiebigkeiten von Schraube und Bauteil der Betrag des Lastplastifizierens f_{Lplast} analog zur Gleichung 3-1 bestimmt werden zu:

$$f_{Lplast} = (\delta_S + \delta_P) \cdot \Delta F_{VLplast}$$

(Gl. 4-7)

4.2.3. Begrenzte Vorspannkraftzunahme durch Nachsetzen bei erster Erwärmung

Bei der Auswertung der Versuche aus Kap. 6 wurde der Effekt beobachtet, dass die Vorspannkraftzunahme bei der ersten Erwärmung der Bauteile sehr viel geringer ist als die nach Kap. 2.2 bzw. [VDI2230-1-15] berechneten thermische Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} . Es gibt also einen Effekt, der hier als „Nachsetzen“ bezeichnet werden soll, der die zu erwartende Vorspannkraftzunahme sehr stark abschwächt. Es ist allerdings nur beim ersten Aufheizen zu beobachten, wie das Vorspannkraftdiagramm in **Abb. 21** zeigt. Bei weiteren Aufheiz- und Abkühlvorgängen sowie beim endgültigen Abkühlen verhält sich die Vorspannkraftänderung dann linear wie in Kap. 2.2 beschrieben.

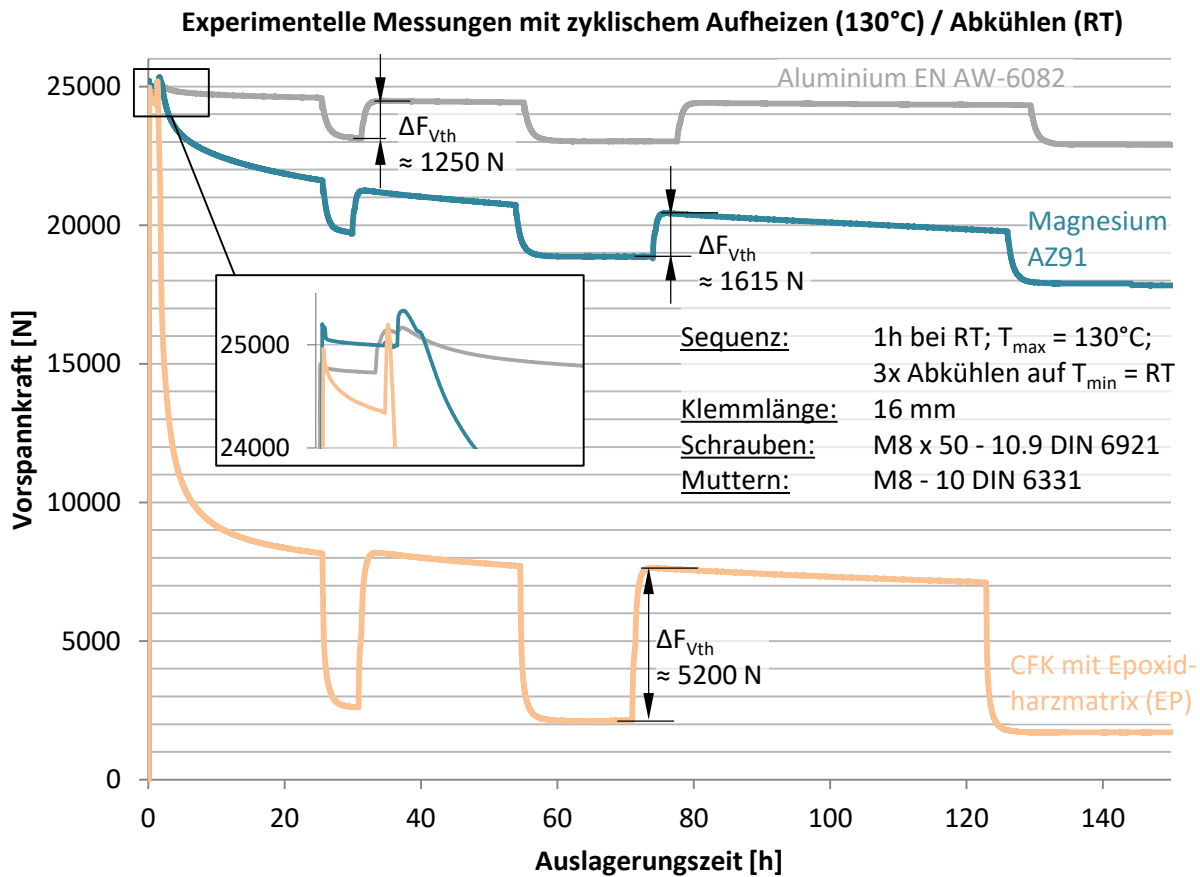


Abb. 21: Darstellung von drei beispielhaften experimentellen Relaxationskurven (Verspannte Werkstoffe: Aluminiumlegierung, Magnesiumlegierung, CFK-Laminat) mit zyklischem Aufheizen auf 130 °C und Abkühlen auf Raumtemperatur; der Vorspannkraftanstieg beim ersten Aufheizen ist weitaus geringer als bei folgen gleich hohen Temperaturänderungen

Auch [HABE-04] misst, dass die thermisch verursachte Vorspannkraftänderung $\Delta F_{V_{th}}$ beim ersten Aufheizen deutlich geringer ausfällt als bei darauffolgenden Zyklen. Dieses Verhalten tritt unabhängig von der Vorspannkrafthöhe auf und ist umso ausgeprägter, umso höher die Vorspannkraft bei Temperatur die vorherige überschreitet. In [GENE-80] wird bei Stahl/Stahl-Verbindungen ebenfalls eine spontane Vorspannkraftabnahme beim Aufheizen im Ofen beobachtet, ohne dass sich aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten eine Vorspannkraftänderung einstellen sollte. Die Autoren in [PETT-97] beschreiben genau den hier beobachteten Effekt bei zyklischer thermischer Belastung von mit Stahlverbindungselementen verspannten Magnesiumkomponenten (siehe auch **Abb. 16** mit dortiger Beschreibung). Als Ursache wird der nicht-lineare Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven von Magnesium angegeben, bei dem sich eine überproportionale Dehnung bei höheren Spannungen ergibt. Dieser Effekt, dass der Werkstoff „weich“ wird, verstärkt sich mit erhöhter Temperatur. Es ist auch in

[KLEI-13] beschrieben, dass ein solches Verhalten in der Praxis oft bei hohen Belastungen von Magnesium, Aluminium und Stahllegierungen auftritt.

Insgesamt liegt die Ursache für das Nachsetzen in der Überlagerung verschiedener Effekte: In den quasiplanen Kontaktflächen zweier sich berührender Partner (also in allen Trennfugen der Schraubenverbindung) sind die realen Kontaktflächen in den Rauheitskontakten sehr viel kleiner als die nominellen Kontaktflächen, und daher ist die Flächenpressung in den Mikrokontakten sehr hoch. Selbst wenn das makroskopische Werkstoffverhalten bei hoher Belastung noch annähernd elastisch ist, hat in den Mikrokontakten in der Regel bereits plastische Verformung eingesetzt. Durch die Plastifizierung vergrößert sich die Anzahl der Einzelkontakte, bis die spontane plastische Verformung größtenteils zum Erliegen kommt (beschrieben auch in [STEI-12]). Der Werkstoff fließt also so lange, bis genug Einzelkontakte vorhanden sind, um der Belastung im elastischen Bereich standzuhalten. Dies erklärt auch den oben beschriebenen Effekt des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverhaltens in der Praxis. Diese mikroskopische plastische Verformung findet bei Schraubenverbindungen größtenteils bereits während der Montage statt [WIEG-69], sodass es danach bei Raumtemperatur üblicherweise nur noch zu kleinen (Rest-) Setzbeträgen kommt, die in Kap. 4.1 bzw. [VDI2230-1-15] beschrieben und quantifiziert werden. Bei Temperaturerhöhung nimmt die Werkstofffestigkeit (und somit auch die ertragbare Grenzflächenpressung) ab und die plastische Verformung in den mikroskopischen Kontaktstellen beginnt von neuem, bis die reale Kontaktfläche wieder ausreichend groß ist, um der Belastung elastisch standhalten zu können. Außerdem steigt bei den mit Stahlschrauben verspannten Leichtbaumaterialien diese Belastung noch an, infolge des Vorspannkraftanstiegs aufgrund ungleicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten (ΔF_{Vth}), und führt aufgrund der Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungskurve zu einem überproportionalen Anstieg der Dehnung bei Spannungserhöhung. Des Weiteren ist auch das mikrostrukturelle Kriechen stark temperaturabhängig und kommt auch unterhalb der homologen Temperatur abhängig vom Temperaturniveau früher oder später zum Erliegen [FROS-82]. Dies führt ebenfalls zu spontanen Fließvorgängen bei Temperaturerhöhung. Aufgrund der Summe dieser Effekte ist es erklärbar, dass der erste Vorspannkraftanstieg nach Montage bei Temperaturerhöhung sehr viel geringer ausfällt, als der rein elastisch vorhergesagte (gem. [VDI2230-1-15] bzw. in Kap. 2.2 beschrieben). Wird die maximal aufgetretene Vorspannkraft nicht wieder überschritten, ändert sie sich bei folgenden Temperaturwechseln dann nahezu linear (wie gemessen in **Abb. 21** und **Abb. 16**).

Wegen der vielfältigen Einflüsse auf das Nachsetzen ist eine rechnerische Vorhersage ohne genaues Erforschen der mikroskopisch ablaufenden Effekte in den Kontaktflächen und der Berücksichtigung der nicht-linearen Verläufe der Spannungs-Dehnungskurven nicht sicher möglich. Die Beobachtung in den später in der Arbeit durchgeführten Versuchen ist, dass das Nachsetzen die thermische Vorspannkrafterhöhung ΔF_{Vth} in etwa auf die Höhe der Montagevorspannkraft vor dem Setzen begrenzt (siehe **Abb. 21** und Diagramme in Kap. 6.2).

4.3. Kriechen

Unter dem Kriechen versteht man eine zeitabhängige plastische Verformung, die bei Beanspruchung unterhalb der Streckgrenze eines Werkstoffs auftritt (viskoplastisches Verhalten). Dabei kann eine zunehmende Kriechdehnung beobachtet werden. Unterschiedliche Materialien neigen unterschiedlich stark zum Kriechen, wobei man vor allem zwischen dem Kriechen bei Metallen und dem bei Kunststoffen unterscheiden muss. Beschrieben wird das Kriechen vor allem durch die Dehnrates $\dot{\epsilon}_{kriech}$ oder die Kriechdehnung nach einer bestimmten Zeit $\epsilon_{kriech}(t)$.

4.3.1. Kriechvorgänge bei Metallen und Ansatz nach Norton

Die Kriechdehnung ϵ_{kriech} bei Metallen ist abhängig von der Spannung σ , der Temperatur T und allgemeinen sowie mikrostrukturellen Parametern des Werkstoffs, wie z.B. Versetzungsdichte, Korngrößen, Diffusionskonstanten und Atomgröße.

Als mikroskopische Effekte für das Kriechen von Metallen unterhalb der Fließgrenze lassen sich spannungsabhängig das Versetzungskriechen und das Diffusionskriechen unterscheiden, wie **Abb. 22** zeigt. Bei Ersterem gleiten die Versetzungen (eindimensionale Gitterfehler) aufeinander ab bis sie auf Hindernisse treffen, wie z.B. Leerstellen, Fremdatome (vor allem in Legierungen), andere Versetzungen und der Kristallstruktur selbst – es kommt zum Effekt der Dehnverfestigung, im Maschinenbau auch Kaltverfestigung genannt [JANS-07]. Bei höheren Temperaturen können diese Hindernisse durch thermisch aktivierte Vorgänge überklettert werden – die Kriechraten sind demnach deutlich höher. Bei niedrigen Temperaturen oder Spannungen werden die Versetzungen zu stark im Gleiten behindert. Durch Diffusionsvorgänge auf atomarer Ebene kommt es trotzdem zu Kriecheffekten mit niedriger Kriechrate (Diffusionskriechen), wobei zwi-

schen der Diffusion entlang des Gefügegitters (Nabarro-Herring-Kriechen) und entlang der Korngrenzen (Coble-Kriechen) unterschieden wird [RÖSL-12]. Für mehr Details zu den mikroskopischen Effekten sei auf [ILSC-73; FROS-82; BÜRG-11] verwiesen. In der Literatur wird das Kriechen erst ab einer homologen Temperatur T / T_M von 0,3 bis 0,4 als relevant beurteilt [ILSC-10; BÜRG-11; RÖSL-12]. Dabei gilt 0,3 eher für reine Metalle und 0,4 eher für Legierungen [SCHO-08]. T_M ist dabei die absolute Schmelztemperatur des Metalls Kelvin [K]. Es werden jedoch auch Kriecheffekte bei niedrigeren Temperaturen beschrieben (bei Magnesium bis hin zu Raumtemperatur [HABE-04], theoretisch bis zum absoluten Nullpunkt [CHAN-07]).

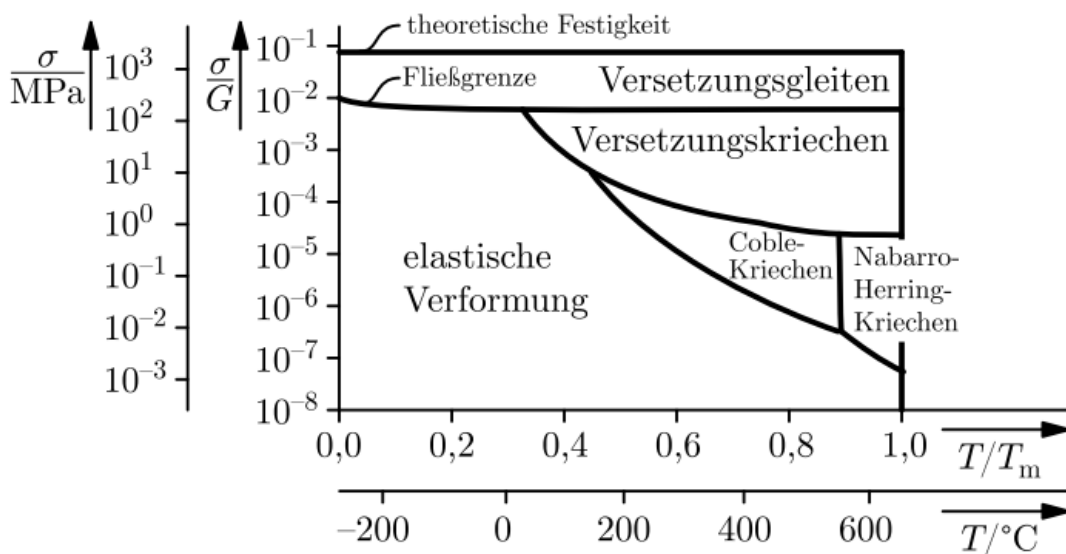


Abb. 22: Schematische Karte der Verformungsmechanismen abhängig von Spannung und Temperatur bei Aluminium [RÖSL-12]

Werden Metalle erstmalig mit einer Spannung (bei ausreichender Temperatur T) beansprucht, stellt sich eine (Kriech-)Dehnrates $\dot{\epsilon}_{\text{kriech}}$ ein, die mit der Zeit abnimmt. Diesen Bereich bezeichnet man als primäres Kriechen oder Übergangskriechen (siehe **Abb. 23**). Der Werkstoff zeigt ein Verfestigungsverhalten (Dehnverfestigung/Kaltverfestigung), weil die Gleitebenen durch zunehmende Versetzungsdichte behindert werden. Wie **Abb. 23** für die niedrige Temperatur T_1 zeigt, kommt die Kriechdehnung ϵ_{kriech} dort weitgehend zum Erliegen [FROS-82]. Bei höherer Temperatur T_2 schließt sich ein sekundärer bzw. stationärer Kriechbereich an, bei dem die Dehnrates ein Minimum besitzt und nahezu konstant ist. Dort existiert ein Gleichgewicht zwischen Verfestigung und Erholungsvorgängen der Struktur, bei der sich aufgrund der erhöhten Temperatur Versetzungen durch Klettern gegenseitig aufheben [ILSC-10; RÖSL-12]. Aufgrund der Konstanz der Dehnrates lässt sich dieser technisch wichtige Bereich mit einem Potenzgesetz be-

schreiben (siehe unten). Bei größeren Dehnbeträgen in Zugrichtung ist der Werkstoff entsprechend geschädigt, und es entstehen Mikroporen auf den Korngrenzen, die anschließend zu Rissen führen, was die Dehnrates im tertiären Kriechbereich wieder ansteigen lässt [HEIN-91]. Bei weiterer Zugbeanspruchung führt dies zum sogenannten Kriechbruch (Kreuz am Ende der Kurven in **Abb. 23**). Bei Belastung der Proben in Druckrichtung ist der tertiäre Kriechbereich nicht vorhanden, weil es nicht zur Porenbildung kommt (siehe auch [PETT-97; SOHN-00]).

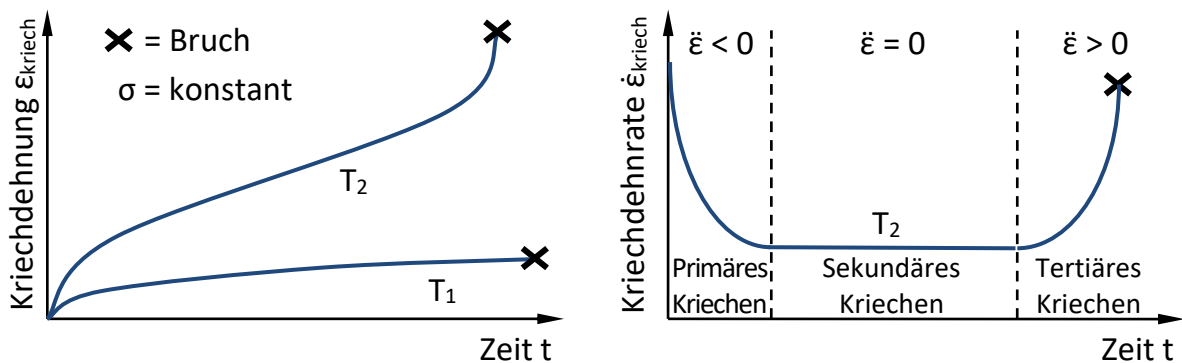


Abb. 23: Kriechdehnung ϵ_{kriech} und Kriechdehnrate $\dot{\epsilon}_{\text{kriech}}$ über der Versuchszeit für eine niedrige Temperatur T_1 und eine erhöhte Temperatur T_2 bei konstanter Spannung (nach [GERS-10])

Die quantitative Beschreibung der Dehnrates $\dot{\epsilon}_{\text{kriech}}$ in Abhängigkeit von der Spannung σ erfolgt sehr oft mit dem Potenzgesetz nach Norton [NORT-29; ILSC-73]:

$$\dot{\epsilon}_{\text{kriech}} = A \cdot \sigma^n$$

(Gl. 4-8)

Dabei sind A und n die sogenannten Norton-Parameter, die den Zusammenhang für einen bestimmten Werkstoff und seinen Zustand bei einer bestimmten Temperatur definieren. Durch Integration lässt sich die Kriechdehnung nach einer bestimmten Zeit ermitteln. Das Potenzgesetz beschreibt den technisch wichtigen sekundären bzw. stationären Kriechbereich. Diese Gleichung wurde durch Bailey erweitert, indem die Zeit ebenfalls als Potenzgesetz mit aufgenommen wurde und so auch das primäre Kriechen einbezieht [PURP-02; GENG-03; DUCH-13]. Das sogenannte Norton-Bailey Potenzgesetz lautet dann:

$$\varepsilon_{kriech} = A \cdot \sigma^n \cdot t^m$$

(Gl. 4-9)

Für das reine stationäre bzw. sekundäre Kriechen ist $m = 1$ [KIND-00], und abgeleitet verkürzt sich diese als Kriechrate somit auf die Gleichung von Norton (Gl. 4-8). Möchte man auch für kurze Belastungszeiträume den primären Kriechbereich rechnerisch mit hinzuziehen (was in dieser Arbeit nicht benötigt wird), wird häufig die Garofalo-Gleichung verwendet [PURP-02; RÖSL-12].

Die Temperaturabhängigkeit lässt sich in vielen Fällen dadurch einbeziehen, dass die Gleichung mit einem Arrhenius Ausdruck erweitert wird [ILSC-73; GERS-10; BÜRG-11; RÖSL-12]. Dieser Faktor ist eine Exponentialfunktion und gilt im Allgemeinen für viele thermisch aktivierte Vorgänge, daher auch für die hier relevanten Diffusionsvorgänge. Damit erweitert sich die Gleichung nach Norton zu

$$\dot{\varepsilon}_{kriech} = A \cdot \sigma^n \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}$$

(Gl. 4-10).

R ist die allgemeine Gaskonstante und T die absolute Temperatur in Kelvin [K]. Anstelle von R kann auch die Boltzmann-Konstante k_B eingesetzt werden. Q ist eine den Kriechprozess charakterisierende Aktivierungsenergie und auch von der Spannung abhängig, da diese zusätzliche Energie zu Verfügung stellt, um die mikrostrukturellen Hindernisse zu überwinden [ANOP-10; RÖSL-12]. Demnach hängt das Kriechen auch von der lokalen Werkstoffbeanspruchung ab. Schraubenverbindungen besitzen in der Regel lokal hoch beanspruchte Bereiche (Schraubenschaft, Auflageflächen, Gewindeeingriff bei hoher Vorspannkraft) und so ist dort auch schon im Bereich erhöhter Temperaturen unterhalb der Übergangstemperatur mit Kriecheffekten zu rechnen [BEEL-73; DUCH-13]. Bei Stahl-Stahl-Verbindungen vermindern sich die Kriechfestigkeit und die Festigkeitskennwerte bei erhöhten Temperaturen ab ca. 300 - 500 °C je nach Stahlwerkstoff [WIEG-07].

4.3.2. Kriechen von (carbonfaserverstärkten) Kunststoffen und Ansatz nach Findley

Durch die Vorspannkraft in Schraubenverbindungen werden CFK-Lamine meist quer zur Faserrichtung belastet, was die Kunststoffmatrix stark beansprucht. Diese zeigt bei

gleichbleibender Verformung einen deutlichen Abbau der Spannung (viskoelastische Relaxation) und damit der Schraubenvorspannkraft. Dabei ist die Kriechfunktion abhängig von den Parametern Temperatur, anliegender Spannung und Feuchte [CHEN-02; GIBS-13; VDI2014-3-06]. Als Orientierungswert für die oberen thermischen Einsatzgrenzen für die Kunststoffmatrix werden in [VDI2014-1-89] genannt: für Epoxide 50 °C ... 190 °C und PEEK ca. 150 °C. Bei Temperaturen unter 0 °C werden die Kunststoffe zunehmend spröder, der E-Modul nimmt zu und die Kriechraten nehmen stark ab.

Zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Kunststoffen wird häufig das zeitabhängige Potenzgesetz nach Findley eingesetzt, welches für viele Kunststoffe und lange Zeitperioden gute Ergebnisse liefert [FIND-76; DALL-06]:

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{kriech} = \varepsilon_{el} + B \cdot t^m$$

(Gl. 4-11)

- bzw. für die reine Kriechdehnung

$$\varepsilon_{kriech} = B \cdot t^m$$

(Gl. 4-12).

Im Vergleich zum Ansatz nach Norton für Metalle, steht hier die Zeit t anstelle der Spannung σ in der Basis zum Exponenten. Die Parameter B und m sind daher abhängig von der Spannung σ und der Temperatur T . Daher sind sie nicht in jedem Fall auf andere Spannungs- und Temperaturniveaus übertragbar. Bestimmt werden sie ebenfalls über die Methode der kleinsten Fehlerquadrate in doppellogarithmischer Auftragung [DALL-06]. Einige Autoren [BOZO-08; BRIN-08; XU-10] setzen die Temperaturabhängigkeit des viskoelastischen Kriechverhaltens für Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur T_G ebenfalls über einen Arrhenius Ausdruck um, was auch in dieser Arbeit gemacht wird.

4.3.3. Bestimmung des Relaxationsverhaltens einer Schraubenverbindung auf Basis des Ansatzes nach Norton

Es liegt nahe, das Relaxationsverhalten aus einem Kriechgesetz (z.B. nach Norton) herzuleiten. Der Ansatz, der bis heute in vielen Arbeiten verfolgt wird, geht auf eine Arbeit von Frey [FREY-51] zurück. Die Herleitung für einen gleichmäßig belasteten Probekörper

(Zugstab) ohne Temperatureinfluss ist in [BÜRG-11] beschrieben. Man geht entsprechend **Abb. 9** davon aus, dass die Summe aus elastischer Dehnung $\varepsilon_{el}(t)$ und Kriechdehnung $\varepsilon_{kriech}(t)$ konstant ist. Zum Zeitpunkt $t = 0$ ist die Dehnung rein elastisch (keine plastische Anfangsdehnung), und mit der Zeit wird elastische in plastische Dehnung umgewandelt. Nur die elastische Dehnung führt zur Spannung im Bauteil und beide Größen sind nach dem Hooke'schen Gesetz über den Elastizitätsmodul des Werkstoffs miteinander verknüpft. Also ist die elastische Verspannung σ_{el} zu jedem Zeitpunkt t gleich der Anfangsspannung $\sigma_{el}(t=0)$ abzüglich der Spannung, die durch die Kriechdehnung ε_{kriech} zu dem Zeitpunkt zurückgegangen ist. Umgestellt ergibt sich (Gl. 4-13) für die Kriechdehnung:

$$\sigma_{el}(t) = \sigma_{el}(t=0) - E \cdot \varepsilon_{kriech}(t)$$

(Gl. 4-13)

$$\Leftrightarrow \varepsilon_{kriech}(t) = \frac{\sigma_{el}(t=0) - \sigma_{el}(t)}{E}$$

(Gl. 4-14)

Um die Gleichung kompatibel zum Kriechgesetz nach Norton zu machen, muss die Ableitung gebildet werden. Da die Anfangsspannung konstant ist, wird der Minuend aus dem Zähler zu Null:

$$\dot{\varepsilon}_{kriech}(t) = \frac{1}{E} \cdot -\frac{d\sigma_{el}(t)}{dt}$$

(Gl. 4-15)

Nach dem Gleichsetzen mit (Gl. 4-10) und Tauschen des Vorzeichens ergibt sich:

$$\frac{1}{E} \cdot \frac{d\sigma_{el}(t)}{dt} = -A \cdot \sigma_{el}(t)^n \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}$$

(Gl. 4-16)

Die Integration liefert:

$$\frac{1}{E} \cdot \int \frac{d\sigma_{el}(t)}{\sigma_{el}(t)^n} = -A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot \int dt$$

(Gl. 4-17)

$$\Leftrightarrow \frac{1}{E} \cdot \frac{\sigma_{el}(t)^{1-n}}{1-n} = -A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot t + C$$

(Gl. 4-18)

Die Integrationskonstante C wird ermittelt mit der Bedingung, dass bei $t = 0$ die elastische Verspannung $\varepsilon_{el}(t)$ gleich $\varepsilon_{el}(t=0)$ ist:

$$C = \frac{1}{E} \cdot \frac{\sigma_{el}(t=0)^{1-n}}{1-n}$$

(Gl. 4-19)

Wird (Gl. 4-19) in (Gl. 4-18) eingesetzt und nach $\sigma_{el}(t)$ umgestellt, erhält man:

$$\sigma_{el}(t) = \left[\sigma_{el}(t=0)^{1-n} + (n-1) \cdot E \cdot A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot t \right]^{\frac{1}{1-n}}$$

(Gl. 4-20)

Diese Gleichung beschreibt das Verhalten eines fest eingespannten Probekörpers, dessen Zug- oder Druckspannung infolge von Kriechvorgängen nachlässt (also im reinen werkstofftechnischen Relaxationsversuch). Dies rührt daher, dass die Verknüpfung von elastischer Dehnung und herrschender Spannung über den Elastizitätsmodul geschieht. Würde damit die Relaxation in einer Schraubenverbindung bestimmt, würde sie überschätzt, da die Rückfederung des nicht-relaxierenden Partners unberücksichtigt bliebe (siehe Kap. 3.3, **Tab. 2**). Aus diesem Grund wird hier für den Fall, dass die verspannten Bauteile relaxieren, der (in Kap. 3.3 definierte) Elastizitätsfaktor b^* ergänzt, und er muss auf den Elastizitätsmodul der Bauteile E_p bezogen werden:

$$\sigma_{el}(t) = \left[\sigma_{el}(t=0)^{1-n} + (n-1) \cdot \frac{E_p}{b^*} \cdot A \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \cdot t \right]^{\frac{1}{1-n}}$$

(Gl. 4-21)

Eine vergleichbare Formel wird auch in [KIND-00] für das Norton-Bailey Gesetz beschrieben, wobei dort der Elastizitätsfaktor über die elastischen Längenänderungen von Bauteilen und Schraube gebildet wird, was bei konstanten Elastizitätsmoduln zum gleichen Ergebnis führen muss (nach Erweiterung durch den Kehrwert der Vorspannkraft).

Da die Messungen zur Vorspannkraftrelaxation bei einer bestimmten Auslagerungstemperatur T_{Mess} stattgefunden haben, gelten die so ermittelten Norton-Parameter A und n auch nur für diese Temperatur, d.h. ohne Anpassung durch den Arrhenius-Ausdruck. Daher muss der Arrhenius-Ausdruck für die betrachtete Temperatur T auf den Arrhenius-Ausdruck bei Messtemperatur T_{Mess} bezogen werden, für die die Norton-Parameter ermittelt worden sind. Damit wird dieser Quotient zu 1, wenn die betrachtete Temperatur T mit der Messtemperatur T_{Mess} übereinstimmt. Schließlich lautet die Gleichung:

$$\sigma_{el}(t) = \left[\sigma_{el}(t=0)^{1-n} + (n-1) \cdot \frac{E_P}{b^*} \cdot A \cdot \frac{e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}}{e^{-\frac{Q}{R \cdot T_{\text{Mess}}}}} \cdot t \right]^{\frac{1}{1-n}}$$

(Gl. 4-22)

4.3.4. Bestimmung des Relaxationsverhaltens einer Schraubenverbindung auf Basis des Ansatzes nach Findley

Die in 4.3.3. beschriebene Vorgehensweise der Formulierung eines Berechnungsansatzes zur Bestimmung des Relaxationsverhaltens über das Gleichsetzen von Kriechdehnung (bzw. Dehnrate) mit einem Kriechgesetz ist auch mit einem anderen als dem von Norton realisierbar. Für Schraubenverbindungen mit verspannten (carbonfaserverstärkten) Kunststoffen im Kraftfluss soll hier der Ansatz nach Findley aus Kap. 4.3.2. herangezogen werden. Der Vorteil hierbei ist, dass dieser bereits eine Kriechdehnung beschreibt und so die oben notwendige Integration entfällt, was die Gleichung deutlich vereinfacht. Durch Gleichsetzen von (Gl. 4-14) und (Gl. 4-12) erhält man die Kriechdehnung nach der Zeit t :

$$\varepsilon_{\text{kriech}}(t) = \frac{\sigma_{el}(t=0) - \sigma_{el}(t)}{E} = B \cdot t^m$$

(Gl. 4-23)

$$\Leftrightarrow \sigma_{el}(t) = \sigma_{el}(t=0) - B \cdot t^m \cdot E$$

(Gl. 4-24)

Analog zur Erweiterung der Formulierung zu (Gl. 4-21) und (Gl. 4-22) oben, wird die Beschreibung der elastischen (Rest-)Spannung zum Zeitpunkt t zu

$$\sigma_{el}(t) = \sigma_{el}(t=0) - B \cdot t^m \cdot \frac{E_P}{b^*} \cdot \frac{e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}}{e^{-\frac{Q}{R \cdot T_{Mess}}}}$$

(Gl. 4-25).

5. Ablauf der Auslegungsmethode zur Bestimmung der Vorspannkraftrelaxation

Nachdem im letzten Kapitel dargelegt worden ist, wie sich die Einzelbeiträge der Vorspannkraftrelaxation beziffern lassen, wird an dieser Stelle das Vorgehen gezeigt, diese rechnerisch zu verknüpfen um den Vorspannkraftverlust bei Schraubenverbindungen zu bestimmen. **Abb. 24** fasst den Ablauf der rechnerischen Methode mit Parameterermittlung als Flussdiagramm zusammen, dessen praktische Umsetzung in Kapitel 6.3 an den konkret untersuchten Verbindungen beschrieben ist.

Die Besonderheit ist, dass bei der in dieser Arbeit entwickelten Methode zur Vorhersage der Vorspannkraftrelaxation eine einzelne kontinuierliche Messung des Vorspannkraftverlaufs mit einem üblichen Ringkraftsensor bei erhöhter Temperatur ausreicht, um die Parameter für die Relaxationsgleichungen für einen verspannten Werkstoff zu bestimmen.

Aus der gemessenen Vorspannkraftinformation über der Zeit können nach Abzug der Beiträge für Setzen und Lastplastifizieren sowohl die Spannung in einem willkürlich definierten Bauteilquerschnitt (hier wurde die Kopfauflagefläche gewählt) als auch die plastische Dehnung (mit Hilfe der elastischen Nachgiebigkeiten aller Bauteile) berechnet werden. Auf üblichem Weg (z.B. doppellogarithmischer Auftragung mit potentieller Regression) werden die Parameter für Potenzgesetze z.B. ähnlich zu Norton oder Findley ermittelt. Eingesetzt in die umgeformte Relaxationsgleichung mit dem Nachgiebigkeitsverhältnis b^* (siehe auch Kap. 4.3.3 und 4.3.4) kann der Vorspannkraftverlust durch Kriechen jetzt für unterschiedliche Verbindungen ermittelt werden, deren Werkstoff der verspannten Bauteile dem der Untersuchung entspricht. Der enthaltene Arrhenius-Ausdruck ermöglicht die Vorhersage des Vorspannkraftrückgangs durch Kriechen bei anderen Temperaturen als jener, bei der die Messung stattgefunden hat. Zusammen mit den Beiträgen von Lastplastifizieren und Kriechen sowie der Berücksichtigung eventueller thermischer Vorspannkraftänderung kann die Restvorspannkraft nach einer bestimmten Auslagerungszeit bestimmt werden, die als Grundlage für die Tragfähigkeitsberechnung im Betrieb der Schraubenverbindung einfließt.

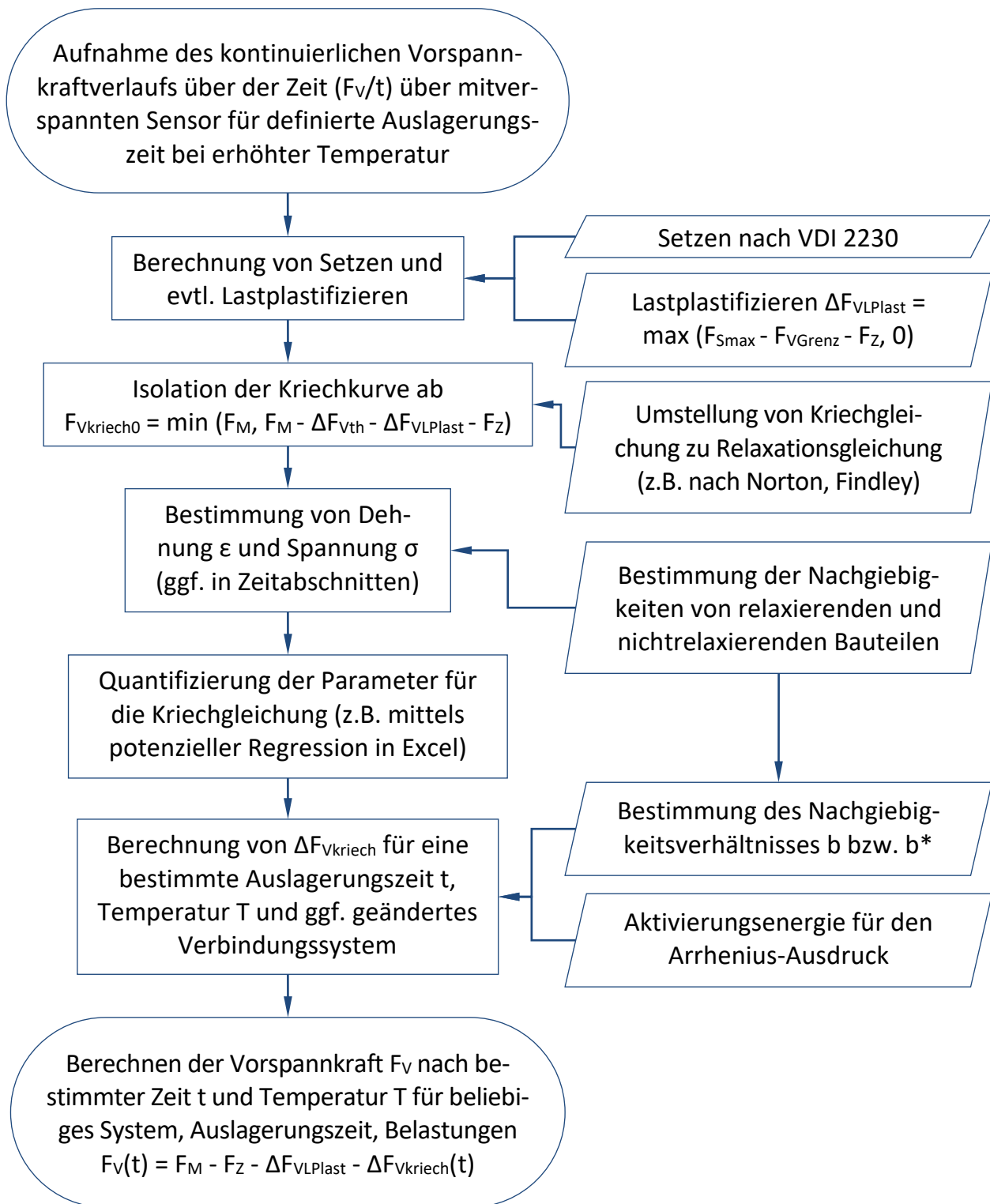


Abb. 24: Flussdiagramm zur Vorhersage der Vorspannkraftrelaxation mit analytisch-rechnerischer Ermittlung und Bestimmung der Parameter

6. Kontinuierliche Messungen und Berechnung der Vorspannkraftverläufe

Es ist Ziel dieser Arbeit, die Parameter zur Berechnung der Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen mit einem einfachen Versuchsaufbau bestimmen zu können. So ist es bei der vorgestellten Vorgehensweise nur nötig, die Vorspannkraft mit einem beliebigen Ringkraftaufnehmer über der Zeit zu bestimmen. Bei von der Montagetemperatur abweichender Auslagerungstemperatur muss eine Temperaturkompensation erfolgen. Der große Einfluss des Kraftaufnehmers und eventueller Einsätze auf die Nachgiebigkeit wird anschließend herausgerechnet, um auf die Vorspannkraftrelaxation ohne Messtechnik schließen zu können. Entsprechend lassen sich dann auch Verbindungen mit anderen Geometrien berechnen.

6.1. Versuchsaufbau, Messmethode und Durchführung

Die Vorspannkraftmessung erfolgt jeweils mit einem Ringkraftaufnehmer RKS01D50k-H3Y4 der Fa. HAEHNE mit einer Genauigkeit von 0,5 % der Nennkraft von 50 kN. Der Temperaturbereich ist erhöht auf max. 200 °C, daher besitzt der Kraftaufnehmer Teflon-Kabel und wird über eine Justiereinheit zur Temperaturkompensation angeschlossen. Für die Messwertaufnahme kommt von der Fa. HBM ein Universalmessverstärker QuantumX MX840 und die Software CATMAN Easy 3.1 zum Einsatz. Bei diesen Versuchen werden die Bauteile mit Schrauben nach DIN 6921 M8x50 [DIN6921-83] - 10.9 und hohe Flanschmuttern nach DIN 6331 M8 [DIN6331-03] - 10 gespannt. Die Auflagedurchmesser haben etwa die Größe des zweifachen Nenndurchmessers, also 16 mm. Da der Kraftaufnehmer relativ groß ist, liegt der Schraubenkopf in einem (Topf-) Einsatz, wie in **Abb. 25** gezeigt ist.

Die Krafteinleitung in das Bauteil geschieht über eine Auflageplatte, die eine Auflage mit ebenfalls 16 mm Durchmesser hat, um die Kopfaufgabe einer Schraube in realistischer Weise abzubilden. Die Klemmlänge bei den Versuchen in diesem Kapitel beträgt einheitlich 16 mm. **Abb. 26** zeigt ein Foto des Aufbaus mit dem Ringkraftaufnehmer und verspannter Schraubenverbindung.

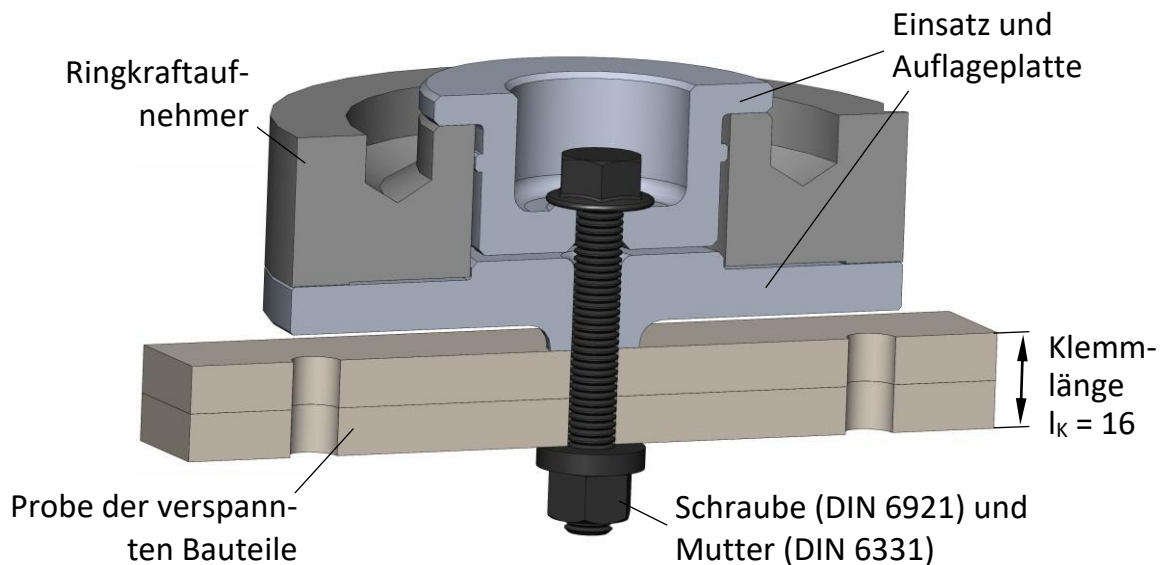


Abb. 25: Versuchsaufbau mit Ringkraftaufnehmer, Einsatz, Auflageplatte, Schraube, Mutter und verspannter Bauteilprobe

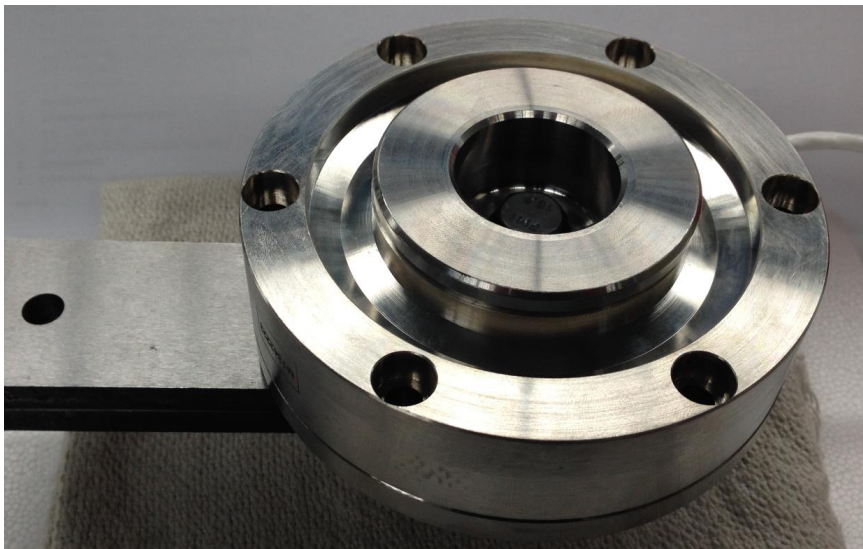


Abb. 26: Ringkraftaufnehmer HAEHNE RKS01D mit Einsätzen und verspannter Probe

Die hier untersuchten Leichtbauwerkstoffe als verspannte Bauteile sind:

- Aluminiumknetlegierung EN AW-5754 (Al Mg3)
- Aluminiumknetlegierung EN AW-6082 (Al Si1MgMn)
- Aluminiumknetlegierung EN AW-7075 (Al Zn5,5MgCu) (Details siehe [OSTE-14])
- Magnesiumknetlegierung AZ31 (Mg Al3Zn1)
- Magnesiumgusslegierung AZ91 (Mg Al9Zn1) (Details siehe [CAMP-06])
- Carbonfaserverstärkter Kunststoff (CFK), biaxiales Gelege, 13 Lagen 0°/90°, Faser Toray T 300, duroplastische Epoxidharzmatrix (Poxy Systems: Epoxid EPH 161),

Faservolumengehalt ca. $\varphi = 0,6$, Temperaturbeständigkeit ca. 115 °C [CG T-09]; Kürzel EP

- Carbonfaserverstärkter Kunststoff (CFK), Gewebe, Faser Toray T300, thermoplastische PEEK-Matrix, Faservolumengehalt ca. $\varphi = 0,5$, maximale Einsatztemperatur 260 °C bei niedriger Last [HAUF-16]; Kürzel PEEK

Alle Werkstoffe mit Ausnahme von AZ31 liegen als Leisten in einer Dicke von 8 mm vor, sodass für eine Klemmlänge von $l_k = 16$ mm jeweils zwei Leisten verspannt werden (wie auch in **Abb. 25** zu erkennen). Die AZ31 Leisten haben eine Dicke von etwa 5,3 mm, sodass dort 3 Platten zusammengefügt werden müssen. Eine Montagevorspannkraft von $F_M = 25$ kN wird mit dem Drehmomentschlüssel entsprechend der Anzeige des Kraftmessrings vorspannkraftgesteuert aufgebracht. Zur Auswertung und Mittelwertbildung werden leichte Abweichungen der Montagevorspannkraft auf $F_M = 25$ kN normalisiert.

Die Sequenz der thermischen Belastung ist wie folgt:

1. 1 h bei Raumtemperatur (erstes Setzen)
2. 100 h bei $T = 130$ °C im vorgeheizten Laborofen (Modell BINDER FD 53) (Vorspannkrafterhöhung durch Erwärmung, begrenzt durch Nachsetzeffekte, ggf. Lastplastifizieren, Kriechen)
3. Abkühlung auf Raumtemperatur (Vorspannkraftabnahme durch Abkühlen)

6.2. Ergebnis und Beschreibung der Vorspannkraftverläufe

Die entsprechend der Sequenz aufgezeichneten Vorspannkraftverläufe sind in **Abb. 27**, **Abb. 28** und **Abb. 29** zu sehen (Achtung: unterschiedliche Skalierung der y-Achsen und Nullpunktunterdrückung). Die Kurvenverläufe entsprechen den typischen in Messungen und Beschreibungen anderer Veröffentlichungen (z.B. [PETT-97; SOHN-00; SCHE-01; HABE-04; JAGL-07; ANOP-10]). Dabei sind die Einzelbeiträge, die theoretisch in **Abb. 12** oder auch bei [ROSE-05] beschrieben werden, deutlich identifizierbar. Man erkennt das Setzen bei Raumtemperatur ($t = 1$ h) nach der Montage und die Vorspannkraftzunahmen beim Aufheizen aufgrund der höheren thermischen Ausdehnung der verspannten Bauteile im Vergleich zur Schraube. Anschließend nimmt die Vorspannkraft während der thermischen Auslagerung bei allen Leichtbauwerkstoffen weiter ab, was dem Kriechen der Werkstoffe zuzuordnen ist. Beim Abkühlen (ab $t = 101$ h) geht die thermische Zusatzverspannung zurück, was sich in einer Vorspannkraftabnahme äußert.

Auffällig ist ebenfalls die (übliche) Streuung der Vorspannkraftabnahme bei allen Kurven, die sich trotz gleicher Versuchsbedingungen und sehr präzisiertem Messverfahren zeigt. Zurückführen lässt sich diese sowohl auf mikrostrukturelle Unterschiede im Werkstoff als auch auf makroskopische Abweichungen, wie z.B. Einebnung bzw. Verschleiß der Kontaktflächen bei der Montage, Zentrität der Schraube im Bauteil und Planparallelität der Trennfugen.

Bei den Aluminiumlegierungen (**Abb. 27**) zeigen die Verbindungen mit verspannten EN-AW 7075 Leisten die geringsten Relaxationsverluste, wobei EN-AW 6082 nur wenig stärker relaxiert (vergleichbares Ergebnis bei [PETH-19]). Deutlich geringere Vorspannkraftstabilität zeigen erwartungsgemäß die Verbindungen mit verspanntem EN-AW 5754, das im Allgemeinen eine geringere Warmfestigkeit besitzt.

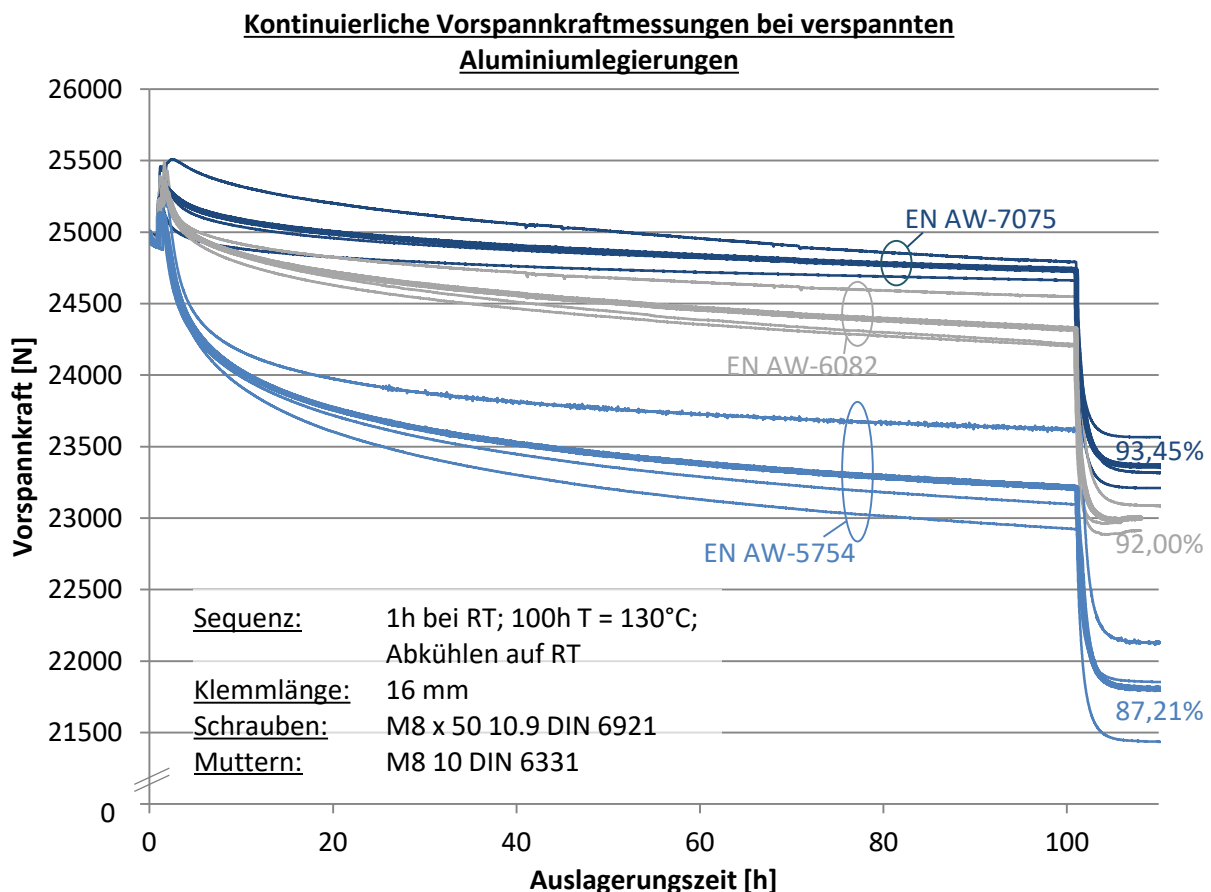


Abb. 27: Kontinuierliche Vorspannkraftmessung mit verspannten Bauteilen aus den Aluminiumlegierungen, jeweils 3 Messkurven (dünne Linien) und arithmetischer Mittelwert (dicke Linie). Die prozentuale Angabe bezieht sich auf den Mittelwert der relativen Restvorspannkraft am Ende der Auslagerungszeit. (Achtung: Nullpunktunterdrückung)

Die verspannte Magnesium Knetlegierung AZ31 zeigt deutlich höhere Relaxationsverluste als die im Maschinenbau oft verwendete Gusslegierung AZ91 (**Abb. 28**).

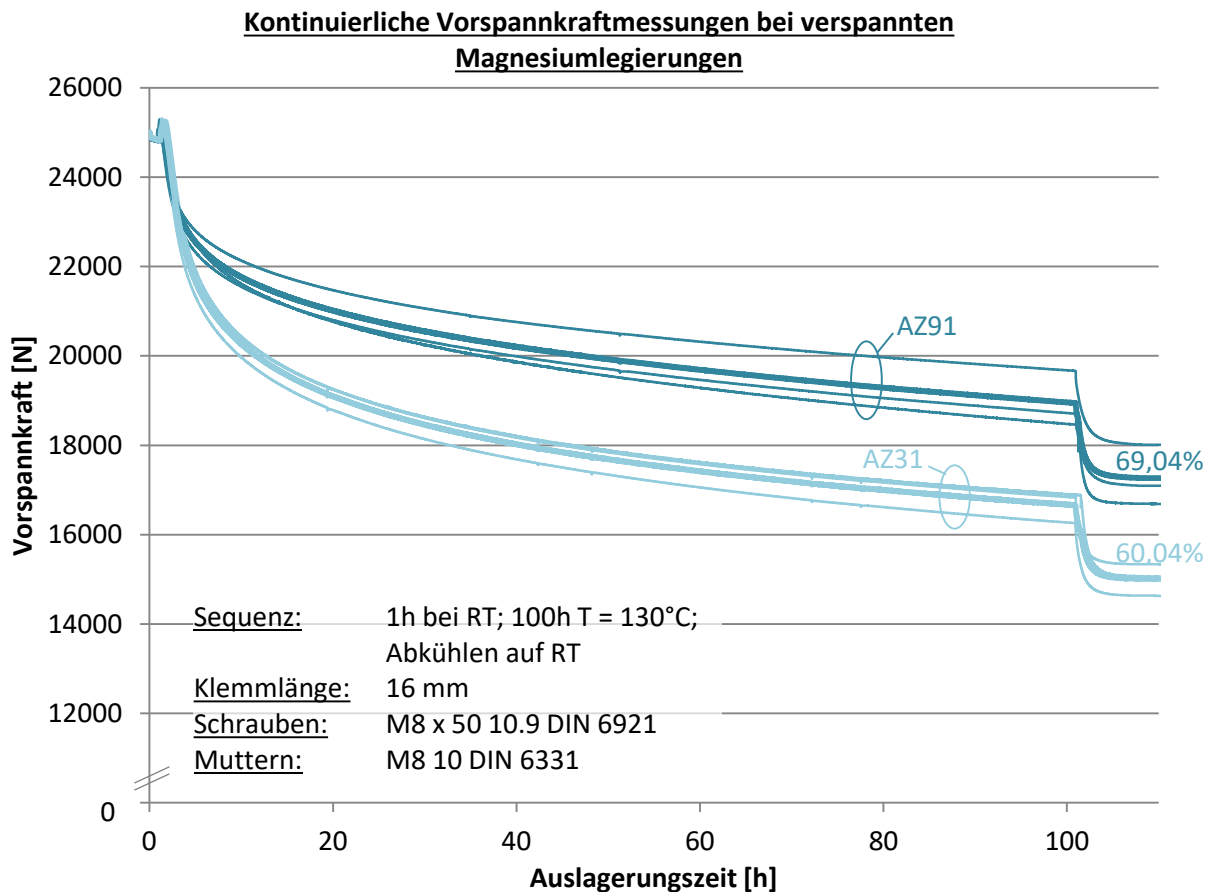


Abb. 28: Kontinuierliche Vorspannkraftmessung mit verspannten Bauteilen aus den Magnesiumlegierungen, jeweils 3 Messkurven (dünne Linien) und arithmetischer Mittelwert (dicke Linie). Die prozentuale Angabe bezieht sich auf den Mittelwert der relativen Restvorspannkraft am Ende der Auslagerungszeit. (Achtung: Nullpunktunterdrückung)

Beim Vergleich der Vorspannkraftkurven mit verspannten CFK-Werkstoffen (**Abb. 29**) wird besonders deutlich, wie unterschiedlich die Vorspannkraftrelaxation innerhalb einer Werkstoffgruppe ausfallen kann. Während das CFK mit PEEK Matrix und Fasergewebe vergleichbar mit den zuvor gezeigten stabilsten verspannten Aluminiumlegierungen ist, fällt die Vorspannkraft beim CFK mit duroplastischer Epoxidharzmatrix und Fasergelege im Mittel auf ca. 10 % der Anfangsvorspannkraft ab. Diese Beobachtung ist allerdings nicht besonders überraschend, da hier absichtlich ein eher kostengünstiges Laminat eingesetzt wurde, dessen thermische Einsatzgrenze (115 °C) bei 130 °C Temperaturbelastung bereits überschritten ist. Da die maximalen Einsatztemperaturen bei verschiedenen Epoxidharzen stark unterschiedlich ausfallen können (siehe auch Bereich Kap. 4.3.2), gibt es auch hochentwickelte CFK-Laminat mit Epoxidharzmatrix, bei denen der Vorspannkraftverlust im Vergleich deutlich geringer ausfällt, wie z.B. die Untersuchungen in [GERH-13] zeigen.

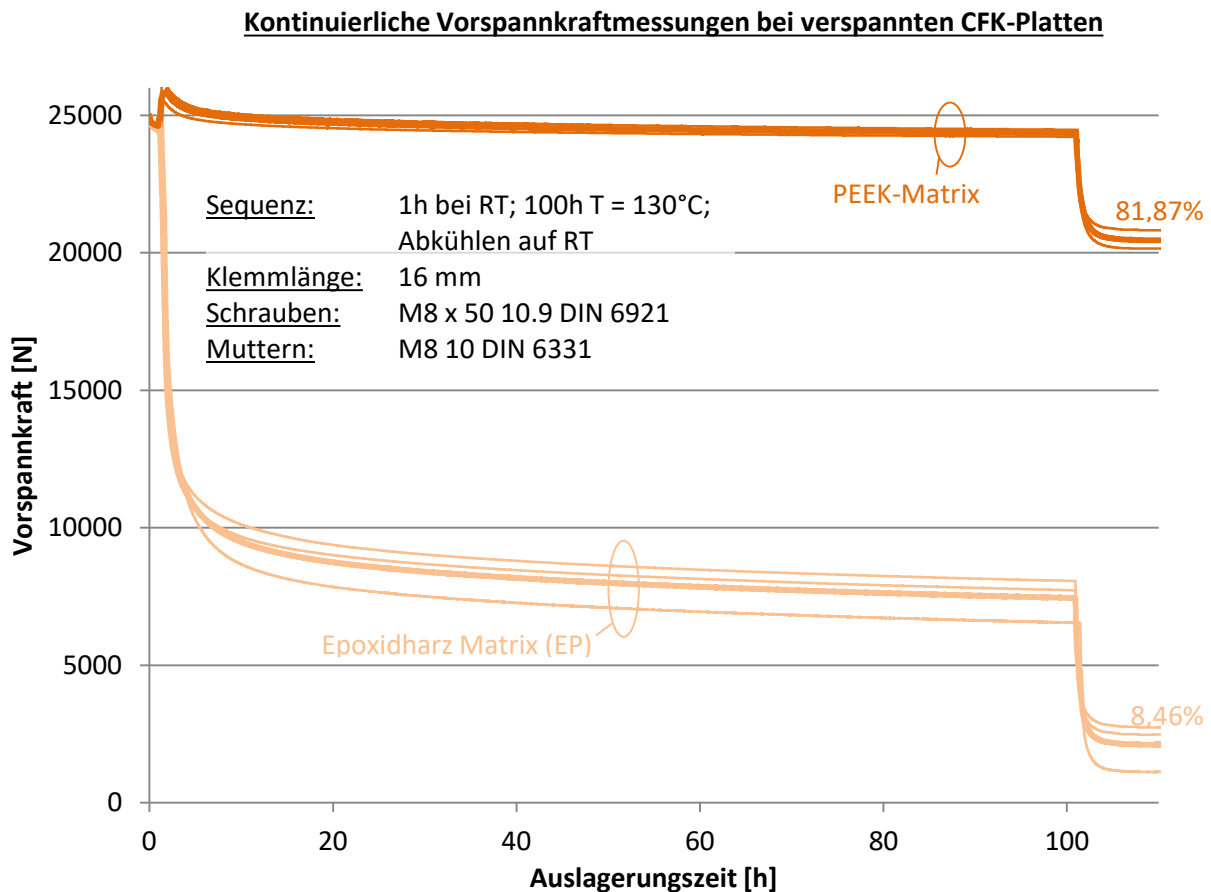


Abb. 29: Kontinuierliche Vorspannkraftmessung mit verspannten Bauteilen aus den CFK-Werkstoffen, jeweils 3 Messkurven (dünne Linien) und arithmetischer Mittelwert (dicke Linie). Die prozentuale Angabe bezieht sich auf den Mittelwert der relativen Restvorspannkraft am Ende der Auslagerungszeit.

Ein sehr auffälliges Merkmal aller oben gezeigten Kurven ist, dass die Vorspannkraft-erhöhung durch Temperatur um ein Vielfaches geringer ausfällt als die Vorspannkraftabnahme bei Abkühlung am Ende von 100 h (bei gleicher Temperaturdifferenz). Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Messungen geht die maximale Vorspannkraft bei Temperaturänderung $F_{S_{max}}$ nicht wesentlich über die anfänglich aufgebrachte Montagevorspannkraft vor dem Setzen hinaus. Dieses „Nachsetzen“, das bei diesen Versuchen aufgefallen und daher in Kap. 4.2.3 ausführlich beschrieben ist, tritt nur bei der ersten thermischen Vorspannkraftänderung dieser Höhe auf und wurde bei anderen Autoren ebenfalls beobachtet.

6.3. Rechnerische Abbildung der Einzelbeiträge

Im Folgenden sollen die gemessenen Vorspannkraftrelaxationskurven mittels einer geeigneten Rechnung nachgebildet werden. Entsprechend der theoretischen Überlegung müssen das Setzen, die thermische Vorspannkraftveränderung mit eventuellem Lastplastifizieren und das Kriechen berücksichtigt werden. Es müssen verschiedene werkstoffabhängige Kenngrößen vorliegen, um die Beiträge berechnen zu können. Die zugrunde liegenden Werkstoffparameter und Nachgiebigkeiten für die verspannten Bauteile zeigt **Tab. 7**.

Tab. 7: Für die Berechnung eingesetzte Werkstoffparameter und Bauteilnachgiebigkeiten

Werkstoff	Al EN AW- 7075	Al EN AW- 6082	Al EN AW- 5754	Mg AZ91	Mg AZ31	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
Elastizitätsmodul bei Raumtemperatur E_{RT} [N/mm ²]	75000	75000	72000	45000	45000	7190	6380
Elastizitätsmodul bei $T = 130\text{ °C}$ E_{130° [N/mm ²]	64500	64500	64800	41850	41850	6800	6000
thermischer Ausdehnungskoeffizient bei RT α_{thP} [10^{-6} K^{-1}]	23,7	23,4	23,0	27,0	27,0	89,0	57,0
Grenzflächenpressung bei $T = 130\text{ °C}$ $p_{G,130^\circ}$ [N/mm ²]	329,4	313,2	206,8	204,4	153,3	127,4	210
Bauteilnachgiebigkeit δ_p [mm/N]	$0,995 \cdot 10^{-6}$	$0,995 \cdot 10^{-6}$	$1,036 \cdot 10^{-6}$	$1,658 \cdot 10^{-6}$	$1,658 \cdot 10^{-6}$	$10,376 \cdot 10^{-6}$	$11,693 \cdot 10^{-6}$

Es folgen die Quellenverweise für die oben aufgeführten Kenngrößen.

Elastizitätsmoduln

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91
Werte bei RT nach [VDI2230-1-15], Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur mit [FRIE-05]
- Aluminium EN AW-5754, Magnesium AZ31
Werte bei RT und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]

- CFK EP, CFK PEEK

Werte bei RT bestimmt nach Formel aus [GAY-03] mit Parametern aus [GAY-03; SCHÜ-07; CG T-09; HAUF-16]

Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

Thermische Ausdehnungskoeffizienten

Veränderung bei Temperatur wird hier nicht berücksichtigt.

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91

Werte bei RT nach [VDI2230-1-15]

- Aluminium EN AW-5754

Werte bei RT nach [FRIE-05]

- Magnesium AZ31

Werte bei RT nach [ILLG-01]

- CFK EP, CFK PEEK

Werte nach eigener Messung in Richtung Schraubenachse

Werte der Grenzflächenpressung bei T = 130 °C

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91

Werte bei RT nach [VDI2230-1-15], Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur mit [FRIE-05]

- Aluminium EN AW-5754

Werte bei RT und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]

- Magnesium AZ31

Werte bei RT $p_G \approx 3,5HB$ nach [ARZ-06; STOL-06] mit $HV = 63$ [GUPT-11; TYAG-15] → $HB \approx 60$ [DIN18265-14] und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]

- CFK EP

Werte bei RT nach [VDI2230-86]

Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

- CFK PEEK

Werte bei RT abgeschätzt mit 50 % der angegebenen Druckfestigkeit von 500 MPa [HAUF-16]

Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

Nachgiebigkeiten

Berechnet nach [VDI2230-1-03] mit [FRIE-05], eine Temperaturabhängigkeit wird hier nicht berücksichtigt. Bei der thermischen Vorspannkraftänderung ΔF_{Vth} wird sie entsprechend (Gl. 2-9) bzw. (Gl. 2-10) über die Verhältnisse der E-Moduln angepasst.

Die Nachgiebigkeit des Kraftaufnehmers δ_{KA} inkl. Einsatz und Auflageplatte wurde experimentell an einem Pulsationsprüfstand ermittelt zu $10,571 \cdot 10^{-6}$ mm/N und die Nachgiebigkeit der Schraube δ_S für eine Gesamtklemmlänge von 40,5 mm ist nach [VDI2230-1-15] $6,393 \cdot 10^{-6}$ mm/N. Darüber hinaus werden für beide Teile die gleichen, temperaturunabhängigen Werkstoffkennwerte nach [VDI2230-1-15] angenommen: $E_S = E_{KA} = 211000$ N/mm²; $\alpha_{thS} = \alpha_{thKA} = 11,5 \cdot 10^{-6}$ K⁻¹.

Wichtig ist bei allen Berechnungen, dass die Summe aller Nachgiebigkeiten im Kraftfluss der Vorspannkraft berücksichtigt wird (Schraube δ_S , verspannte Bauteile δ_P und Kraftaufnehmer δ_{KA}). Nur so können die Ergebnisse später auf andere Schraubfälle übertragen werden.

6.3.1. Setzen

Die Setzkraftverluste lassen sich aufgrund des langen Zeitraums bis zum Abklingen ([BAS-91] nennt 72 h, siehe Kap. 4.1) nicht vollständig isoliert in den Diagrammen beobachten und überlagern sich mit dem Lastplastifizieren bzw. Nachsetzen und dem Kriechen. Daher werden sie für alle Werkstoffe nach Gleichung (Gl. 4-1) entsprechend der Vorgehensweise nach VDI-Richtlinie 2230 pauschal ermittelt, um sie von der Montagevorspannkraft abziehen zu können. Die Rautiefe Rz wurde taktil an den Oberflächen der Proben ermittelt und ist der Mittelwert aus mindestens drei Messungen. Für den Setzkraftverlust F_Z muss die Gesamtnachgiebigkeit inkl. Kraftaufnehmer berücksichtigt werden. Die Ergebnisse zeigt **Tab. 8**.

$$F_Z = \frac{f_Z}{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P}$$

(Gl. 6-1)

Tab. 8: Taktill ermittelte Rautiefen, weitere Eingangsgrößen, ermittelte Setzbeträge und Setzkraftverluste für die hier verwendeten Versuchskonfigurationen

Werkstoff	Al EN AW- 7075	Al EN AW- 6082	Al EN AW- 5754	Mg AZ91	Mg AZ31	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
Rz (Mittelwert aus mind. 3 Messungen nach [DIN4287-10]) [μm]	5,57	2,96	1,75	3,64	1,62	4,33	23,97
Rz _{min} [μm]	0	0	0	0	0	0	10
Anz. Kopf-/Mutterauflageflächen n_{KM}	2	2	2	2	2	2	2
Anzahl innerer Trennfugen n_T	4	4	4	4	5*	4	4
Setzbetrag f_z [mm]	0,014	0,014	0,014	0,014	0,016	0,014	0,017
Setzkraftverlust F_z [N]	779,6	779,6	777,8	751,9	832,4	512,1	593,3

* 3 verspannte Platten bei Mg AZ31

6.3.2. Thermische Vorspannkraftveränderung, Lastplastifizieren

Die Abbildung der thermischen Vorspannkraftänderung wird nach (Gl. 2-9) vorgenommen, wobei auch hier die Nachgiebigkeit des Kraftaufnehmers hinzugefügt werden muss. Für das *Aufheizen* gilt:

$$\Delta F_{Vth} = F_{VRT} \cdot \left(1 - \frac{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P}{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}} \right) + \frac{l_K \cdot (\alpha_S \cdot \Delta T_S - \alpha_P \cdot \Delta T_P)}{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}}$$

(Gl. 6-2)

Die Klemmlänge ist hier nur die Klemmlänge der Bauteile $l_K = 16$ mm, da nur auf dieser Länge die thermisch induzierte Vorspannkraftänderung stattfindet (Voraussetzung: gleiche thermische Ausdehnungskoeffizienten von Schrauben und Kraftaufnehmer mit Einsätzen). Damit wird der Kraftaufnehmer als eine Art großer, nachgiebiger Schraubenkopf der Schraube zugeschlagen. Wenn man diesen als verspanntes Bauteil betrachtet und mit dem gewichteten Mittel der Ausdehnungskoeffizienten bei den Bauteilen rechnet, kommt man bei gleichem Ausdehnungskoeffizienten von Schraube und Kraftaufnehmer zum gleichen Ergebnis wie oben. Sind die Ausdehnungskoeffizienten unter-

schiedlich (z.B. Stahl-Sensorkörper und Al-Schraube), muss zwingend mit den nach Klemmlängen gewichteten Mittelwerten gerechnet werden, da auch in der Länge des Kraftaufnehmers eine Vorspannkraftänderung stattfindet.

Beim *Abkühlen* muss die Vorspannkraft bei Raumtemperatur F_{VRT} gegen die Restvorspannkraft bei erhöhter Temperatur zu Beginn des Abkühlens (hier $t = 101$ h) ersetzt und die Verhältnisse der Elastizitätsmoduln getauscht werden. Die Temperaturdifferenzen ΔT_P und ΔT_S sind beim Abkühlen negativ.

$$\Delta F_{V_{th}} = F_V(t = 101 h) \cdot \left(1 - \frac{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P}{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P \frac{E_{PT}}{E_{PRT}}} \right) + \frac{l_K \cdot (\alpha_S \cdot \Delta T_S - \alpha_P \cdot \Delta T_P)}{\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P \frac{E_{PT}}{E_{PRT}}}$$

(Gl. 6-3)

Mit Hilfe der Vorspannkraftänderung kann die maximale Schraubenkraft F_{Smax} nach (Gl. 2-12) berechnet werden, die über die Kopf- und Mutterauflagefläche auf die Bauteile wirkt. Da bei der vorliegenden Konfiguration von einem Plastifizieren der Bauteile ausgegangen wird, wird (wie in Kap. 4.2 beschrieben) die maximale Schraubenkraft F_{Smax} auf die Grenzvorspannkraft F_{Vgrenz} beschränkt, die sich aus der Grenzflächenpressung p_G und der minimalen Fläche von Schraubenkopf- bzw. Mutterauflage A_{pmin} ergibt. Die Ergebnisse sind in **Tab. 9** zusammengestellt.

Tab. 9: Berechnete thermische Vorspannkraftänderungen, maximale Schraubenkräfte und Beträge eventuellen Lastplastifizierens für die hier verwendeten Versuchskonfigurationen

Werkstoff	Al EN AW- 7075	Al EN AW- 6082	Al EN AW- 5754	Mg AZ91	Mg AZ31	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
Thermische Vorspannkraft- änderung Auf- heizen ΔF_{Vth} [N]	-929,30	-900,95	-928,01	-1249,19	-1249,19	-4217,30	-2020,08
Thermische Vorspannkraft- änderung Ab- kühlen ΔF_{Vth} [N]	978,90	954,88	965,78	1316,15	1330,63	4822,87	2185,57
maximale Schraubenkraft F_{Smax} [N]	26225, 42	25900, 95	25928, 01	26249, 19	26249, 19	29217, 30	27020, 08
Vorspannkraft- änderung durch Lastplastifizieren $\Delta F_{VLplastP}$ [N]	0	0	0	0	3293,00	10319, 22	0

Es zeigt sich, dass die Unterscheidung zwischen Aufheizen und Abkühlen eher einen kleineren Einfluss auf die Höhe der thermischen Vorspannkraftänderung hat (4 % bis 14,4 %). Lastplastifizieren aufgrund überschrittener Grenzflächenpressung tritt hier nur bei Magnesium AZ31 und CFK mit Epoxidharzmatrix (EP) auf und wird von der maximalen Schraubenkraft F_{Smax} abgezogen.

Mit verspannten Platten aus Stahl (42CrMo4, gleiche Konfiguration wie oben) wurde gemessen, dass die Kraftsensoren eine relativ gleichförmige leichte Vorspannkrafterhöhung von im Mittel $\Delta F = 296,12$ N bei Erwärmung auf 130 °C anzeigen, das bedeutet, dass keine vollständige Temperaturkompensation vorliegt. Diese Erhöhung wurde als pauschaler Korrekturfaktor bei dem Abgleich der Vorspannkraftänderung zwischen Messung und Berechnung in Kap. 6.4 berücksichtigt.

6.3.3. Kriechen (Ansatz nach Norton)

Als Beginn des Kriechens (Zeitpunkt des Kriechens gleich 0) wird die Vorspannkraft $F_{V\text{kriech}0}$ definiert, die sich aus der Montagevorspannkraft F_M abzüglich Setzkraftverlusten F_Z , abzüglich (hier negativer) thermischer Vorspannkraftänderung $\Delta F_{V\text{th}}$ und dem eventuellen Lastplastifizieren der Bauteile $F_{VL\text{plast}P}$ ergibt. Ist $F_{V\text{kriech}0}$ größer als die Montagevorspannkraft F_M , so wird wegen der „Nachsetzeffekte“ beim ersten Erwärmen (siehe Kap. 4.2.3) letztere als Startwert für das Kriechen herangezogen. Damit wird der Beobachtung Rechnung getragen, dass die thermische Vorspannkrafterhöhung kaum die Montagevorspannkraft zu Beginn übersteigt.

$$F_{V\text{kriech}0} = \min(F_M - F_Z - \Delta F_{V\text{th}} - F_{VL\text{plast}P}, F_M)$$

(Gl. 6-4)

Zur Abbildung des Werkstoffkriechens wird das Gesetz nach Norton (siehe Kap. 4.3.1) eingesetzt. Üblicherweise werden die Parameter A und n der Gleichung nach Norton ($\dot{\epsilon}_{\text{kriech}} = A \cdot \sigma^n$; (Gl. 4-8)) in Zeitstandversuchen ermittelt, indem eine doppellogarithmische Auftragung der Dehnung ϵ pro Stunde (entspricht der Dehnrates $\dot{\epsilon}$ in [%/h]) über der konstanten Spannung σ_0 bei einer konstanten Temperatur vorgenommen wird [GRAN-94; NABA-95; BÜRG-11]. Ist der Exponent konstant, hat die Ausgleichsgerade der Messpunkte die Steigung n und den Achsabschnitt A , entsprechend (Gl. 6-5) und **Abb. 30**.

$$n = \frac{\ln(\dot{\epsilon}_{\text{kriech}})}{\ln(\sigma)}$$

(Gl. 6-5)

In einigen Arbeiten (z.B. [KIND-00; PURP-02; GENG-03; GERS-09]) findet auch eine mehr oder weniger iterative Anpassung der Parameter statt, beispielsweise mit Hilfe des Excel Solvers, oder experimentell ermittelte Parameter werden innerhalb der Messunsicherheit so variiert, dass das gemessene Relaxationsverhalten möglichst gut abgebildet wird [SCHO-04].

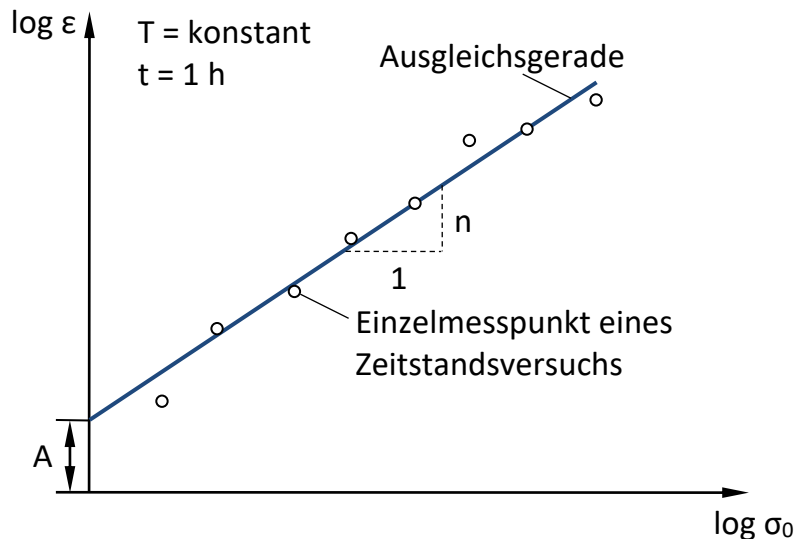


Abb. 30: Schema der üblichen Bestimmung der Norton-Parameter aus der doppellogarithmischen Auftragung von Zeitstandsversuchen

Übliche Zeitstandsversuche sind in der Regel zeit- und kostenaufwändig, verlangen spezielle Prüfaufbauten und Proben der untersuchten Materialien z.B. als Zugstab. Diese Arbeit verfolgt das Ziel, dass die Parameterermittlung ohne Zeitstandsversuche erfolgt und nur auf der Messung der Vorspannkraft über der Zeit basiert. Eine Vorspannkraftmessung über der Zeit kann dahingegen mit einer temperaturkompensierten Kraftmessdose relativ einfach durchgeführt werden. Nun müssen aus einer solchen Messung die Werte für Spannung und Dehnung ermittelt werden. Die Vorspannkraft kann in eine Spannung umgerechnet werden, wenn man einen Bezugsquerschnitt definiert. Aufgrund der höchsten Flächenpressung unter dem Schraubenkopf, wo mit den meisten Kriechprozessen zu rechnen ist, wird hier $A_{p \min}$ eingesetzt:

$$\sigma = \frac{F_V}{A_{p \min}}$$

(Gl. 6-6)

Die korrespondierende Kriechdehnung zur aktuellen Vorspannkrafthöhe $F_V(t)$ lässt sich errechnen, indem man den Vorspannkraftabfall bezogen auf die Startvorspannkraft bei Kriechbeginn $F_{V \text{ kriech}0}$ mit der Gesamtnachgiebigkeit aller Bauteile multipliziert. Damit erhält man den axialen Weg, um den der Werkstoff durch Kriechverformung plastifiziert ist. Bezogen wird diese Kriechverformung auf die Klemmlänge l_K um eine prozentuale Kriechdehnung ϵ zu erhalten.

$$\varepsilon = \frac{(F_{V_{kriech0}} - F_V(t)) \cdot (\delta_S + \delta_{KA} + \delta_P)}{l_K}$$

(Gl. 6-7)

Um die Nortonparameter ermitteln zu können, werden die Messwerte jetzt in Zeitabschnitten von je 1 h betrachtet. Während dieser Zeitspanne kommt es zu einer relativen Dehnung $\Delta\varepsilon$ bei einer mittleren Spannung $\bar{\sigma}$, die in der Zeitspanne herrscht. Durch die Abnahme der Vorspannkraft treten jetzt unterschiedliche Spannungsniveaus zu verschiedenen Zeitpunkten auf, die für die Ermittlung der Ausgleichsgeraden (siehe oben) benötigt werden. **Abb. 31** zeigt den linearen Verlauf der doppellogarithmischen Auftragung der beiden Größen mit den entsprechenden Ausgleichsgeraden.

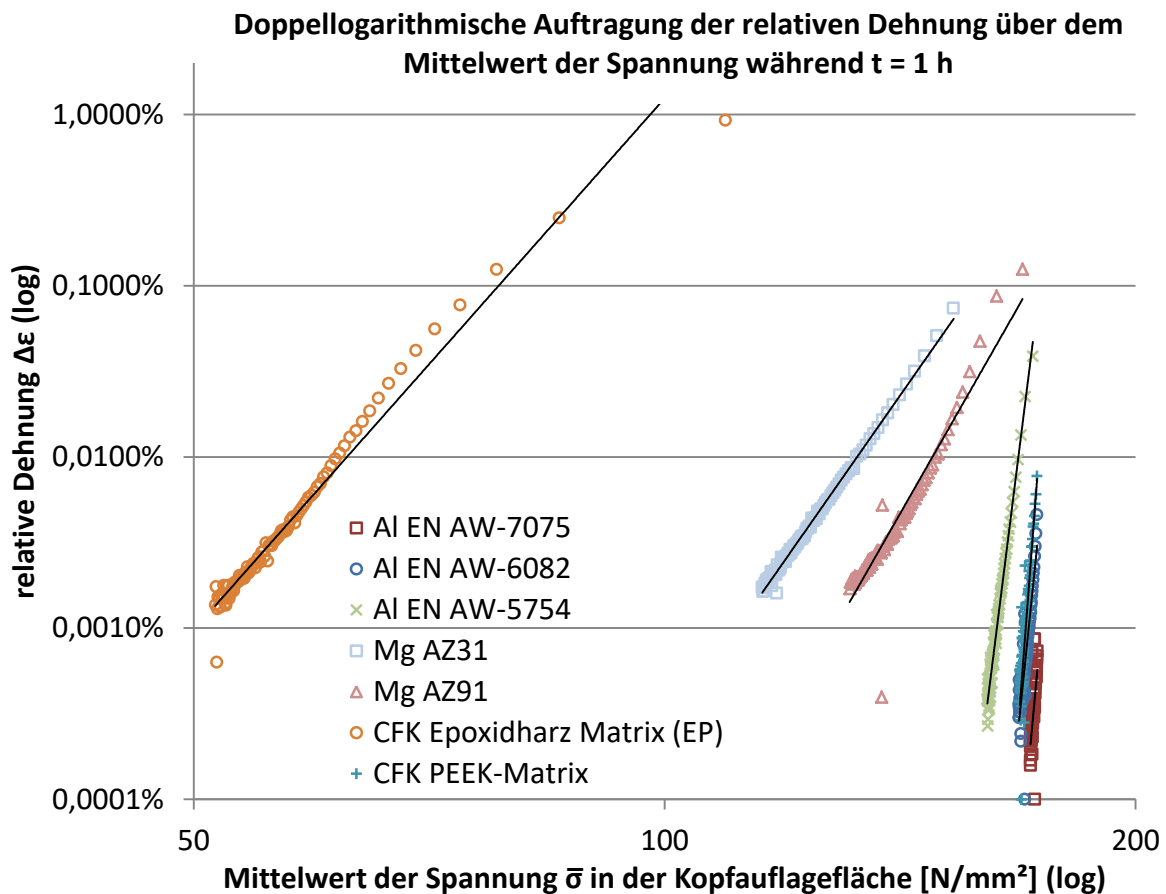


Abb. 31: Doppellogarithmische Auftragung der relativen Dehnung $\Delta\varepsilon$ über dem Mittelwert der Spannung $\bar{\sigma}$ während $t = 1$ h mit Ausgleichsgeraden der potenziellen Regression (schwarze Linien). Basis: Mittelwerte aus 3 Messkurven der Vorspannkraftverläufe bei einer Auslagerung von 100 h bei $T = 130$ °C

Mittels potentieller Regression können in Excel die Parameter A_1 und n_1 des Potenzgesetzes als Ergebnis einer Zelle bestimmt werden (Details siehe [BORG-16]). Der Index 1 (A_1 , n_1) soll ab hier signalisieren, dass es sich nicht um normale Norton-Parameter als

Werkstoffkennwerte im herkömmlichen Sinn handelt. Es sind Parameter für ein Potenzgesetz analog zu dem von Norton, die sich aber auf die Relaxation von Schraubenverbindungen mit einem willkürlich festgelegten Spannungsquerschnitt A_{pmin} beziehen und auch vom Nachgiebigkeitsverhältnis beeinflusst sind, was an dieser Stelle noch nicht berücksichtigt wurde. Aus diesem Grund weichen die Werte auch numerisch stark von üblichen Norton-Parametern $n = 3...5$ (siehe [NABA-95; BÜRG-11]) ab. In letzterer Quelle wird auch angegeben, dass n für mehrphasige Legierungen deutlich höher liegen kann, entsprechend einer Schraubenverbindung aus mehreren Materialien im weiten Sinne. Das Potenzgesetz für die Vorspannkraftrelaxation durch Kriechen lautet hier demnach:

$$\dot{\epsilon}_{kriech} = A_1 \cdot \sigma^{n_1}$$

(Gl. 6-8)

Beim Abgleich der Kurven mit den Messkurven stellte sich heraus, dass die beste Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Vorspannkraftverläufe entsteht, wenn auf den durch die potenzielle Regression mit Excel ermittelten Parameter n_1 pauschal 0,1 addiert wird (werkstoffunabhängig). Dies kann auf eine Ungenauigkeit der Excel-Funktion zur Ermittlung der Regressionsparameter zurückzuführen sein. Die endgültigen Parameter zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation durch Kriecheffekte, basierend auf den Mittelwerten der Kurven in **Abb. 27** bis **Abb. 29**, sind in **Tab. 10** dargestellt.

Tab. 10: Parameter für das Potenzgesetz zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation durch Kriechvorgänge

Werkstoff	Al EN AW- 7075	Al EN AW- 6082	Al EN AW- 5754	Mg AZ91	Mg AZ31	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
n_1	99,673	88,772	72,782	16,103	13,171	10,415	119,817
$A_1 [h^{-1} (N/mm^2)^{-n}]$	7,516 $\cdot 10^{-229}$	1,030 $\cdot 10^{-203}$	1,559 $\cdot 10^{-166}$	1,788 $\cdot 10^{-39}$	1,774 $\cdot 10^{-32}$	2,917 $\cdot 10^{-23}$	8,336 $\cdot 10^{-273}$

Die Parameter können jetzt in Gleichung (Gl. 4-22) eingesetzt werden, wobei der Bruch mit den Arrhenius-Ausdrücken bei der Nachrechnung bei gleicher Temperatur zu 1 wird. Mit dem Bezugsquerschnitt A_{pmin} kann die aktuelle Vorspannkraft zum Zeitpunkt t $F_V(t)$ bestimmt werden:

$$F_V(t) = \left[\left(\frac{F_{V\text{kriech}0}}{A_{p\text{min}}} \right)^{1-n_1} + (n_1 - 1) \cdot \frac{E_P}{b^*} \cdot A_1 \cdot \frac{e^{-\frac{Q}{R \cdot T}}}{e^{-\frac{Q}{R \cdot T_{\text{Mess}}}} \cdot t} \right]^{\frac{1}{1-n_1}} \cdot A_{p\text{min}}$$

(Gl. 6-9)

Der Abgleich zwischen den Ergebnissen dieser Berechnung und den Messwerten ist im folgenden Kapitel zu sehen. Die Vorspannkraftverluste durch Kriecheffekte zeigen sich dabei im Auslagerungszeitraum zwischen 1 h und 101 h bei der erhöhten Temperatur von $T = 130 \text{ }^\circ\text{C}$.

6.4. Ergebnisse

Die Abbildungen (**Abb. 32** bis **Abb. 34**) in diesem Unterkapitel stellen die Mittelwerte der drei Messungen und dem berechneten Vorspannkraftverlauf gegenüber. Es wird deutlich, dass sich die gemessenen Vorspannkraftverläufe bei allen Kurven sehr übereinstimmend mit der hier erarbeiteten Methode beschreiben lassen. Es wird zugrunde gelegt, dass die maximale Vorspannkraft beim Anstieg durch Temperaturänderung beim (ersten) Aufheizen wegen des Nachsetzens (siehe Kap. 4.2.3.) praktisch auf den Wert der Montagevorspannkraft F_M begrenzt ist, wie die Kurven in **Abb. 21** (vergrößertes Fenster) zeigen. Die durch diese Annahme entstehende Unsicherheit kann vernachlässigt werden, da der tatsächlich gemessene Vorspannkraftanstieg sehr klein ist gegenüber den Vorspannkraftverlusten durch die Kriecheffekte. Mit den bestimmten Parametern für das Potenzgesetz zum Vorspannkraftverlust durch Kriechen (**Tab. 10**) kann der Vorspannkraftverlauf bei Temperaturlagerung ebenfalls treffend beschrieben werden. **Abb. 34** zeigt, dass sich auch die Vorspannkraftabnahme bei verspannten CFK Werkstoffen mit dem spannungsabhängigen Potenzgesetz beschreiben lässt, zumindest für die hier betrachtete Auslagerungszeit von $t = 100 \text{ h}$.

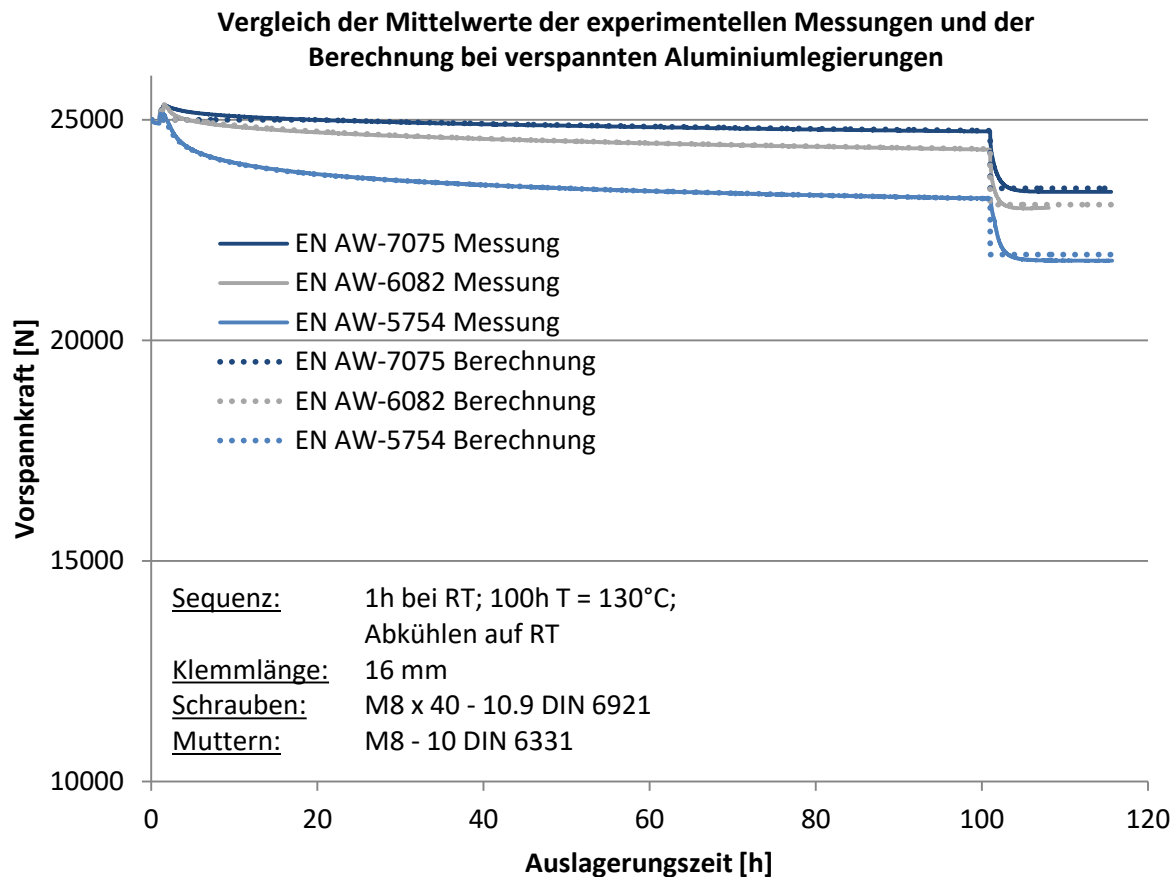


Abb. 32: Vergleich von Messung des Vorspannkraftverlustes (jeweils Mittelwerte aus 3 Messungen, durchgehende Linien) mit der rechnerischen Abbildung (gepunktete Linien) bei verspannten Aluminiumlegierungen. (Achtung: Nullpunktunterdrückung)

Der bestimmte Vorspannkraftrückgang beim Abkühlen am Ende der Auslagerungszeit stimmt ebenfalls gut mit den Messungen bei allen Materialien außer für das CFK mit PEEK Matrix überein. Dort fällt die Vorspannkraft nach relativ geringen Verlusten während der Auslagerung ca. 50 % stärker ab, als es nach (Gl. 6-3) bestimmt wird. Es ist davon auszugehen, dass die Abweichung entsteht, weil entweder der thermische Ausdehnungskoeffizient höher ist als es in den Messungen ermittelt wurde oder es bei Entlastung zu mikrostrukturellen Veränderungen im CFK-Werkstoff mit Gewebe kommt.

Der Anfangsversatz bei der berechneten Kurve bei verspanntem Magnesium AZ31 in **Abb. 33** ergibt sich dadurch, dass in der Berechnung das Lastplastifizieren als spontanes Ereignis zu Beginn der Messung angenommen wird, wobei dies in der Realität langsamer abläuft und sich mit dem Kriecheffekt überlagert. Durch Anpassung der Berechnung könnte der Einlaufbereich noch realistischer berechnet werden, falls dies für eine Anwendung benötigt wird.

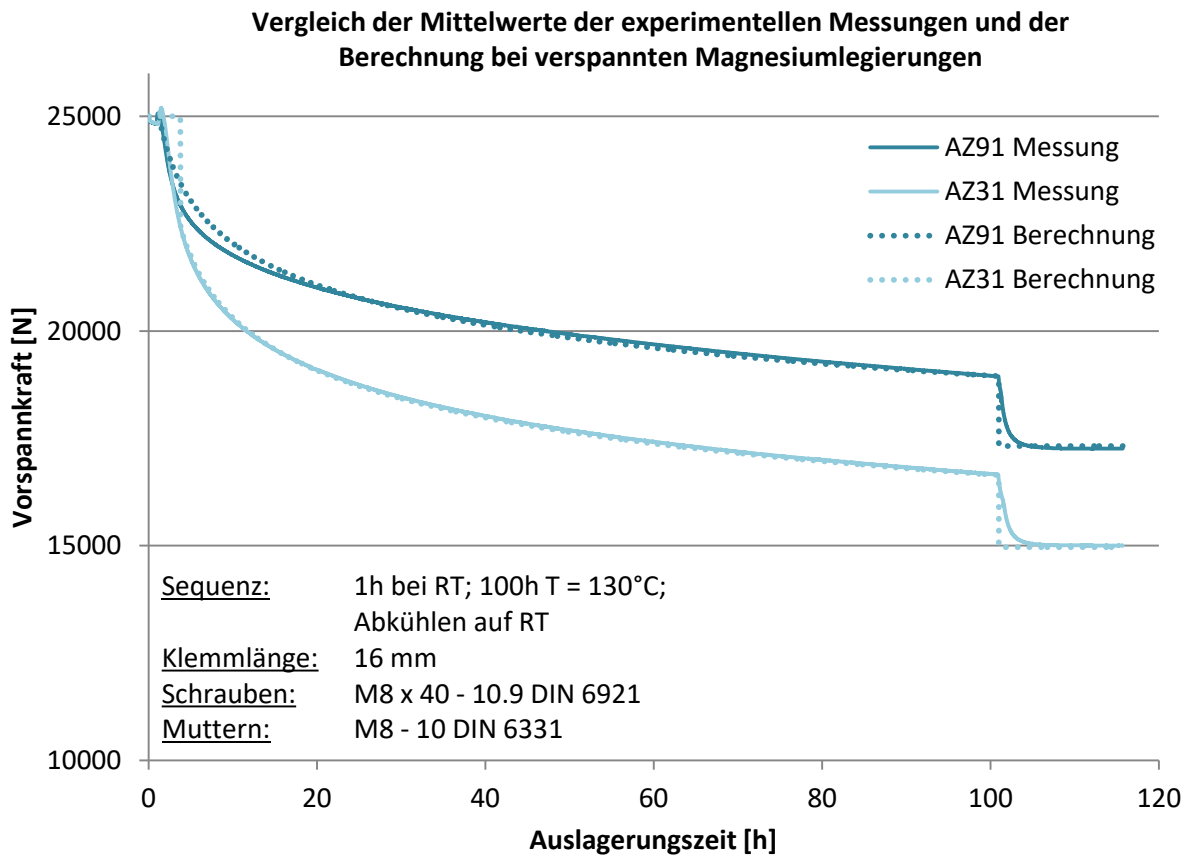


Abb. 33: Vergleich von Messung des Vorspannkraftverlustes (jeweils Mittelwerte aus 3 Messungen, durchgehende Linien) mit der rechnerischen Abbildung (gepunktete Linien) bei verspannten Magnesiumlegierungen. (Achtung: Nullpunktunterdrückung)

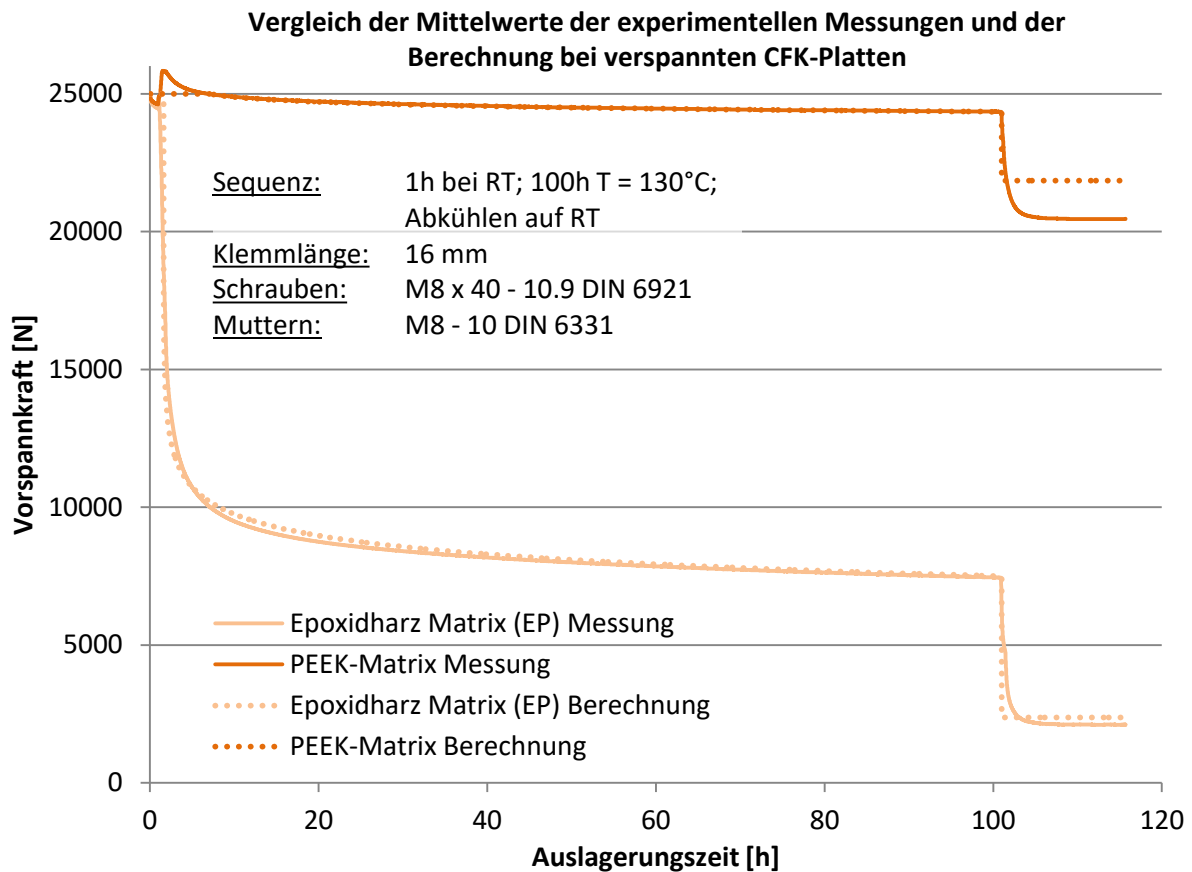


Abb. 34: Vergleich von Messung des Vorspannkraftverlustes (jeweils Mittelwerte aus 3 Messungen, durchgehende Linien) mit der rechnerischen Abbildung (gepunktete Linien) bei verspannten CFK-Bauteilen

Insgesamt lässt sich die Vorspannkraftrelaxation mit der vorgestellten Vorgehensweise detailgetreu rechnerisch abbilden. Als Eingangsdaten zur Ermittlung aller benötigten Parameter sind nur eine Kurve der Vorspannkraft über der Zeit und einige Werkstoffkennwerte notwendig.

7. Diskontinuierliche Messungen ohne Kraftaufnehmer

Zur Bestimmung des Relaxationsverhaltens bei einer großen Anzahl an Proben mit variierenden Parametern wurden die Verläufe der Vorspannkraft über die Messung der Schraubenlängen mit taktiler Ankopplung ermittelt. So ist es möglich, eine Vielzahl von Messungen in kurzer Zeit durchzuführen und auch größere Zeitspannen zu erfassen. Insgesamt liegen diesem Kapitel Ergebnisse aus 87 Parameterkonfigurationen bzw. 261 Proben zu Grunde, an denen jeweils bis zu 8 Einzelmessungen bei Auslagerungszeiten bis zu 1850 h durchgeführt worden sind. Diese breite Basis an Messergebnissen dient zur Überprüfung der rechnerischen Vorhersage, die in Kapitel 6.3 bei kontinuierlichen Messungen zur Anwendung kam, für geänderte Verbindungssysteme ohne mitverspannten Kraftaufnehmer. Zum anderen lassen sich Erkenntnisse über das Relaxationsverhalten der verspannten Werkstoffe erlangen, die zum Beispiel in dreidimensionalen Kennfeldern (relative Restvorspannkraft über der Zeit und der Temperatur) dargestellt werden können.

7.1. Versuchsaufbau, Messmethode und Durchführung

Die Vorspannkraftbestimmung erfolgt bei diesen Versuchen durch mechanische Bestimmung der Längenänderung Δl der Schraube infolge der Vorspannkraft F_V . Gemessen wird die Längenänderung mit einer Bügelmessschraube MITUTOYO 342-252 mit einer Auflösung von 1 μm , die am Ende von Spindel und Amboss Messspitzen (Konuswinkel 15°, Spitzenradius 0,3 mm) besitzt. Die Schrauben sind am Kopf und am Fuß mit einer Zentrierbohrung versehen, um eine mittige Ankopplung am gleichen Punkt gewährleisten zu können (siehe **Abb. 35**).

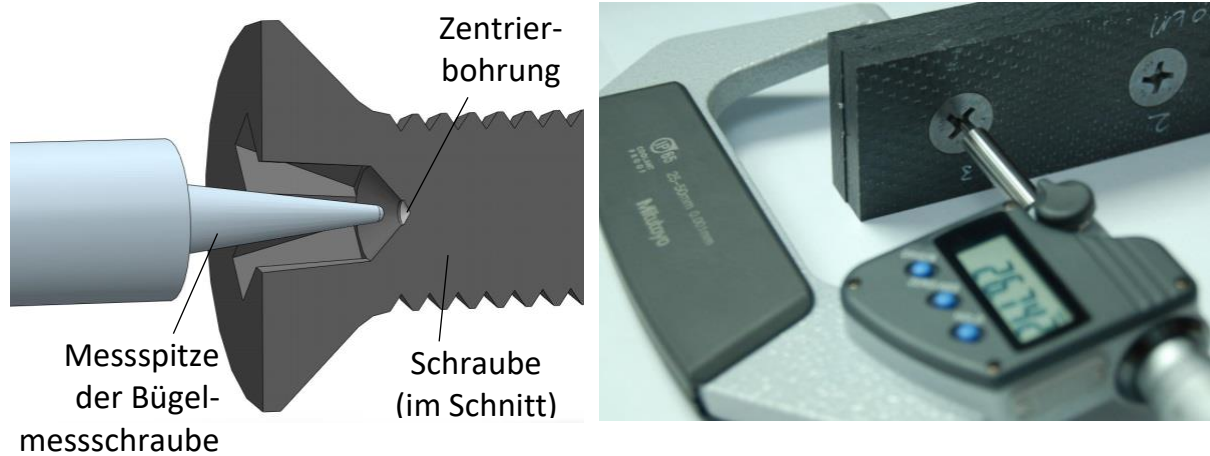


Abb. 35: Darstellung des Prinzips der Längenmessung der Schrauben mit digitaler Bügelmessschraube (links: CAD-Modell mit Schraube im Schnitt, rechts Foto des Messaufbaus)

Um die Ankopplungssituation zu verbessern, wird der Grund der Zentrierbohrung mit der Geometrie der Messspitzen verdichtet. Dazu werden identische Messspitzen (Ersatzspitzen von MITUTOYO) in einer Drehmaschine eingesetzt und mehrmals durch Zustellen der Pinole eingedrückt (siehe **Abb. 36** und **Abb. 37**).



Abb. 36: Verdichtung der Messpunkte am Grund der Zentrierbohrungen an der Drehbank

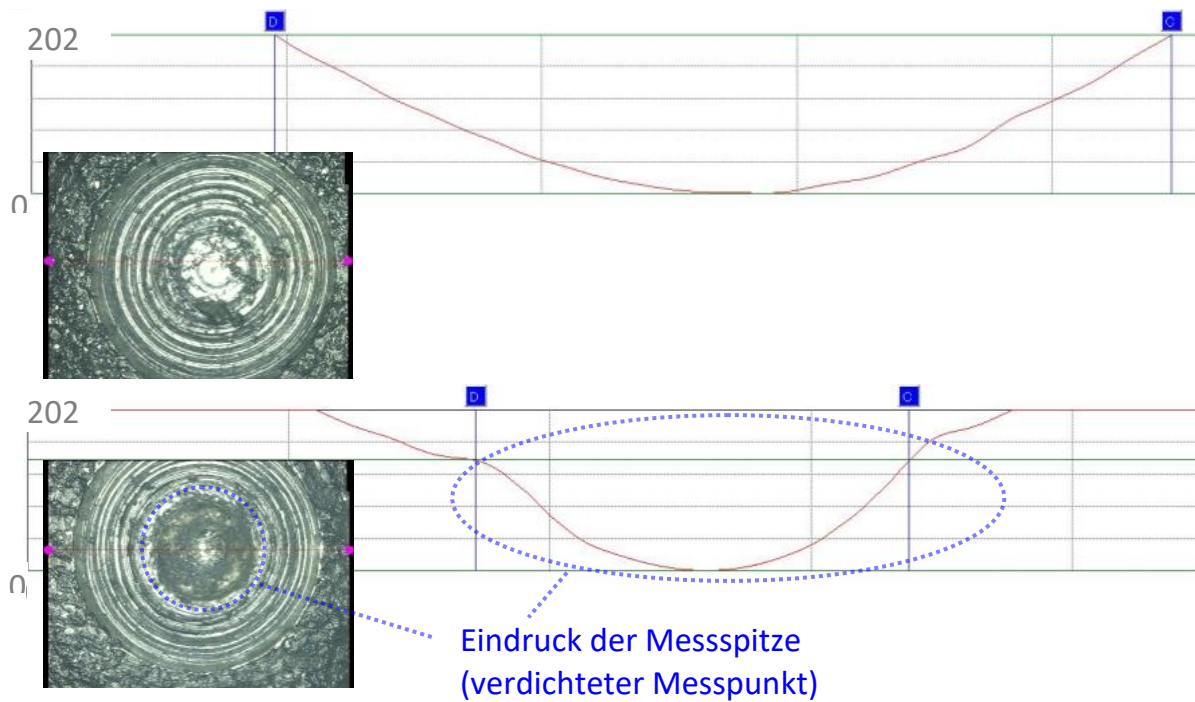


Abb. 37: Mikroskopaufnahmen und Höhenprofil eines verdichteten Messpunkts

Folgende Verbindungssysteme werden hier untersucht:

- Titan Senkkopfschrauben nach LN 29956-08018A (Luftfahrtnorm [LN29956-96]) M8x30, Ti6Al4V (3.7164.7; $R_m = 1070 \dots 1100 \text{ N/mm}^2$; $R_{p0.2} = 1000 \dots 1030 \text{ N/mm}^2$ [WIEG-07]), Senkwinkel 100° , Kraftangriff Flügelkreuzschlitz (TORQ-SET) mit Titanmuttern nach LN 9348-08 [LN9348-83] und 3x Unterlegscheiben nach DIN 125 Ti6Al4V. Klemmlänge (mit Senkung) 16 mm + Unterlegscheiben 3x 1,5 mm (siehe **Abb. 38**).

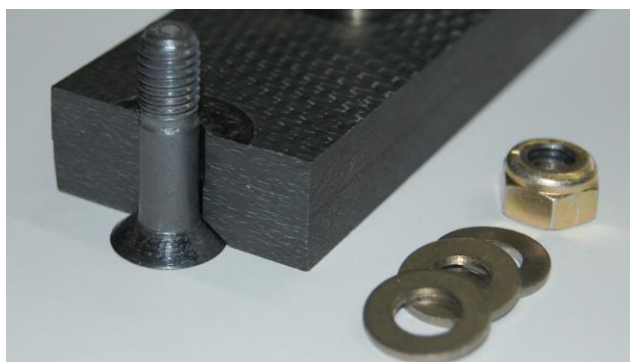


Abb. 38: Verbindungssystem: Titan Senkkopfschraube M8x30 mit Titanmutter und 3x Unterlegscheibe; hier mit Probe CFK PEEK

- Flanschschrauben nach DIN 6921 M8 x 40 - 10.9 [DIN6921-83] mit hohen Flanschnuttern nach DIN 6331 M8 - 10 [DIN6331-03], keine Unterlegscheiben.

Klemmlänge 16 mm (analog zu Versuchen in Kap. 6, aber ohne Kraftaufnehmer, siehe **Abb. 39**)

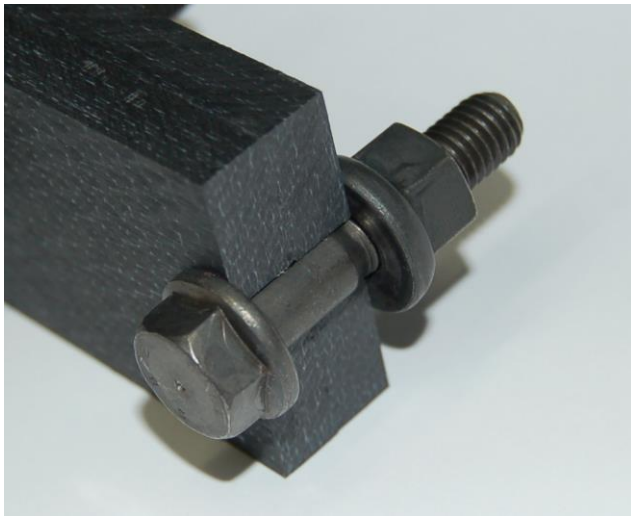


Abb. 39: Verbindungssystem: Stahl Flanschkopfschraube M8x40 nach DIN 6921 mit Mutter nach DIN 6331; hier mit Probe CFK PEEK

Die Abhängigkeit zwischen axialer Schraubenvorspannkraft F_V und Längenänderung Δl (Kalibrierfaktor) wird am Pulsationsprüfstand mit vorgegebener Klemmlänge ermittelt. Der mit der Bügelmessschraube gemessene Längenunterschied bei Zugbelastung zwischen zwei Vorspannkrafthöhen (2,5 kN und 10 kN bei Senkkopfschrauben LN29956; 2 kN und 14 kN bei Flanschschauben nach DIN 6921) wird gemessen und ausgewertet. Der Quotient der Differenzen ist der lineare Kalibrierfaktor c :

$$c = \frac{\Delta F_V}{\Delta l}$$

(Gl. 7-1)

Die ermittelten Kalibrierfaktoren der Einzelmessungen und ihre Mittelwerte sind für die beiden Verbindungen in **Abb. 40** dargestellt.

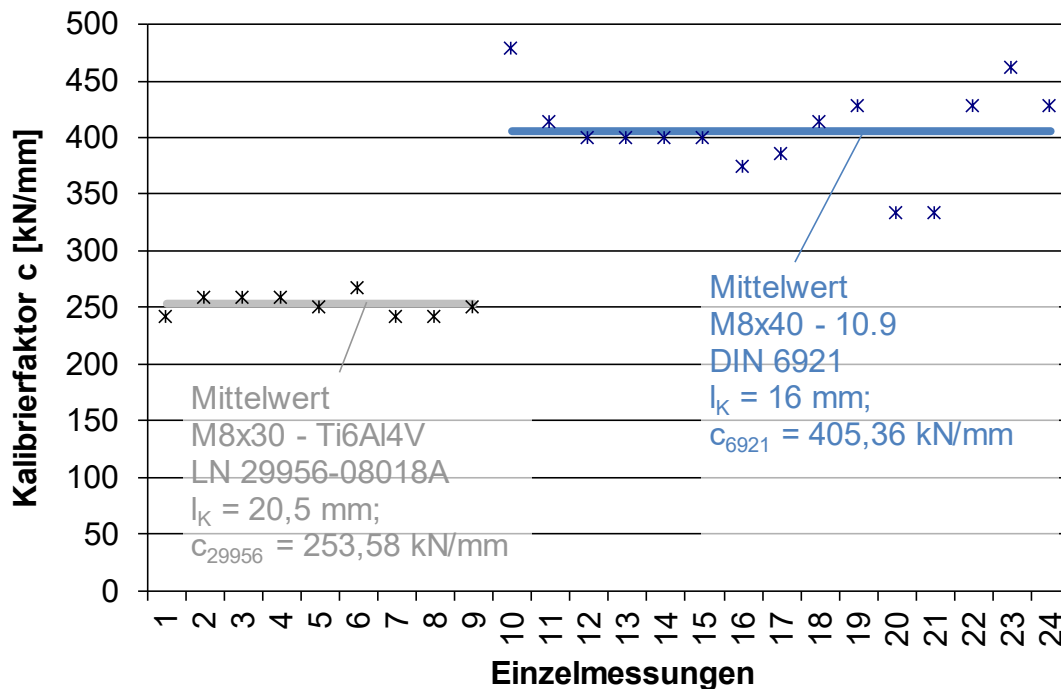


Abb. 40: Ermittelte Kalibrierfaktoren c für die hier untersuchten Schrauben für definierte Klemmlängen (c_{29956} für Schraube nach LN 29956-08018A und c_{6921} für Schraube nach DIN 6921)

Die absolute Genauigkeit der Kalibrierfaktoren spielt für die Aussage der Messungen eine nicht ganz so wesentliche Rolle, da später die relative Restvorspannkraft (relaxierte Vorspannkraft $F_V(t)$ bezogen auf die Anfangsvorspannkraft F_M entsprechend (Gl. 7-2)) ausgewertet wird und sich in dieser Rechnung die Kalibrierfaktoren c heraus kürzen.

$$k_{rot} = \frac{F_V(t)}{F_M} = \frac{\Delta l(t) \cdot c}{\Delta l(t=0) \cdot c} = \frac{(l(t) - l_0) \cdot c}{(l(t=0) - l_0) \cdot c} = \frac{\Delta l(t)}{\Delta l(t=0)}$$

(Gl. 7-2)

Es werden die gleichen Konfigurationen der verspannten Bauteile eingesetzt wie bereits in Kapitel 6 (S.84). Dabei werden bei den Senkkopfschrauben nur Konfigurationen mit CFK EP, CFK PEEK und Aluminium EN AW-7075 untersucht. Die Stahl Flanschkopfschrauben werden mit allen dort angeführten Leichtbauwerkstoffen getestet.

Die Vorspannkraft wird verlängerungsgesteuert eingestellt. Das bedeutet, dass ein relativ niedriges Anziehdrehmoment M_A aufgebracht wird, das aus Erfahrung und bei Annahme niedriger Reibungszahlen nicht zu einer Überschreitung der Zielvorspannkraft führt. Dann wird per Längenmessung die Vorspannkraft ermittelt. Ist sie noch nicht in einem Bereich der Zielvorspannkraft $\pm 10\%$, wird die Schraube noch weiter angezogen,

bis dieses Fenster erreicht ist. Der Richtwert der Montagevorspannkraft F_M beträgt bei den Senkkopfschrauben nach LN 29956 in der Regel 10 kN und bei den Flanschschrauben nach DIN 6921 $F_M = 25$ kN.

Die Verbindungen werden anschließend in den bereits temperierten Ofen bzw. in die Temperatorkammer eingelegt. Die untersuchten Auslagerungstemperaturen befinden sich im Bereich der Anhaltswerte von Leichtbaustrukturen im Automobil- und Flugzeugbau (**Tab. 3**). Abgesehen von einigen Ausnahmen betragen die Auslagerungstemperaturen -50 °C, 23 °C bzw. Raumtemperatur (RT), 50 °C, 80 °C, 100 °C und 130 °C. Zum Einsatz kommen zwei Öfen BINDER FD 53, BINDER FP 53 und eine Temperatorkammer BINDER MTK-115. Nach einer Auslagerungszeit von insgesamt 1 h, 24 h, 48 h, 130 h, 500 h und teilweise 1000 h bei definierter Temperatur werden die Proben jeweils entnommen, abgekühlt und die Restvorspannkraft im kühlen Zustand (RT) über die mechanische Längenmessung ermittelt (Mindestabkühlzeit 3 h). Anschließend werden sie wieder eingelegt und bis zum nächsten Messzeitpunkt ausgelagert.

7.2. Ergebnisse

Die gemessenen Werte der Vorspannkraft nach einer bestimmten Auslagerungszeit werden im Folgenden ausgewertet und nach verschiedenen Einflussparametern zusammengefasst. Insgesamt zeigt sich auch hier eine Streuung der Messergebnisse. Ursächlich sind dabei sowohl die Streuung des Vorspannkraftrückgangs aufgrund von Inhomogenitäten im Werkstoff und Kraftfluss, als auch Unsicherheiten durch das sensible Messverfahren und der Benutzereinfluss beim Ankoppeln der Bügelmessschraube. Auch in der Literatur sind die beschriebenen Messungen zum Vorspannkraftrückgang immer streuungsbehaftet (siehe z.B. [SCHM-91; WEBS-94; HABE-04]) und fallen oft noch sehr viel stärker aus als hier (z.B. [KIND-00; SCHO-04]). Wegen des hohen Zeitbedarfs der Versuche und der großen Anzahl an Versuchskonfigurationen (siehe oben) konnten in der Regel nur drei Wiederholungen einer Konfiguration durchgeführt werden. Hieraus ergibt sich auch, dass der Stichprobenumfang einer Konfiguration zu klein ist, um die Versuchsergebnisse über statistische Tests (wie z.B. t-Test, f-Test oder Chi-Quadrat-Test [SCHI-18]) zu bewerten. Allerdings ergibt sich durch die statistische Einengung der Versuchsparameter (schrittweise Änderung eines einzelnen Parameters unter sonst gleichen Bedingungen) eine Eingrenzung des gültigen Ergebnisfeldes, was bedeutet, dass unplausible Ergebnisse oder Ausreißer in der Regel direkt erkannt werden.

7.2.1. Einfluss der unterschiedlichen verspannten Bauteilmaterialien

In den Zusammenstellungen der relativen Restvorspannkraft nach 130 h (**Abb. 41**) und 500 h (**Abb. 42**) lässt sich deutlich erkennen, dass der Rückgang der Vorspannkraft einerseits vom Material abhängt, andererseits mit steigender Auslagerungstemperatur stark ansteigt.

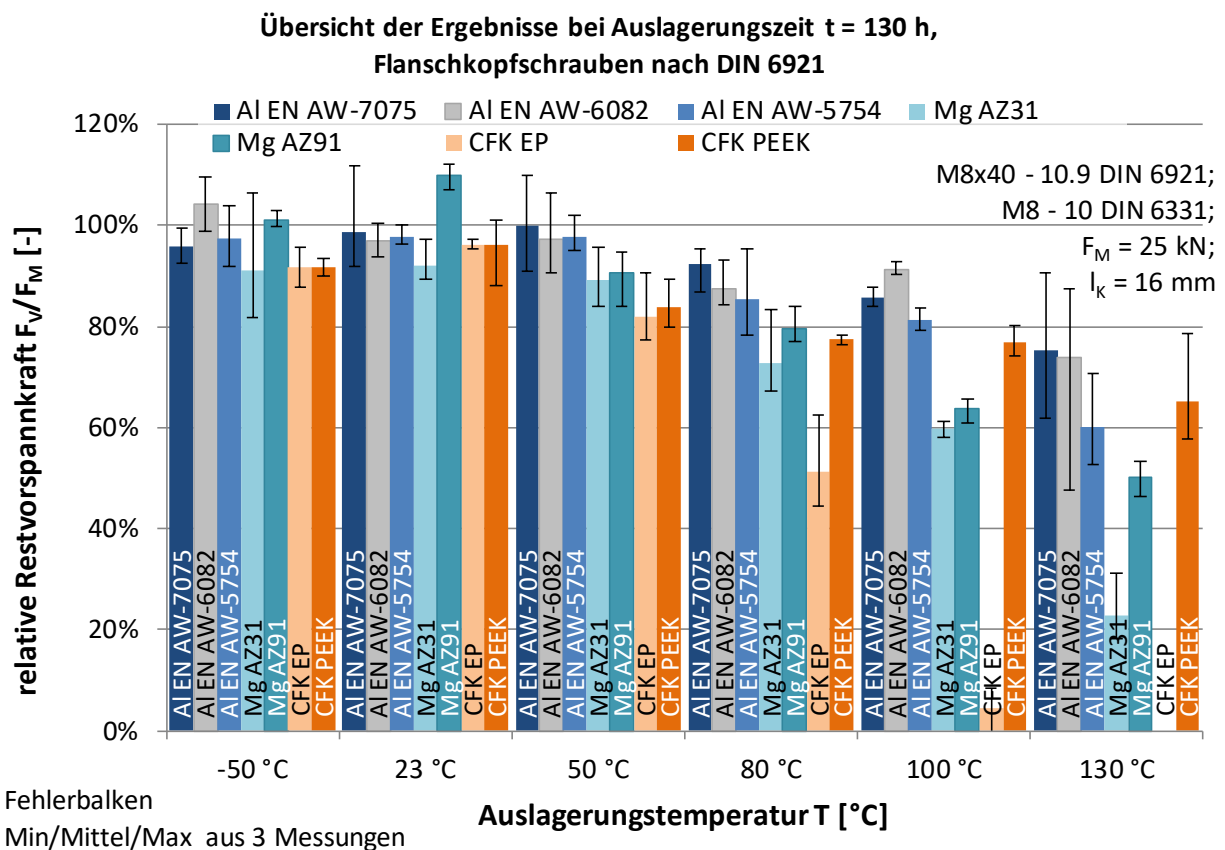


Abb. 41: Zusammenstellung der Messergebnisse zur Vorspannkraftrelaxation als relative Restvorspannkraft F_V / F_M [-] nach einer Auslagerungszeit von $t = 130$ h. Unterschieden werden die verspannten Werkstoffe und die Auslagerungstemperatur T .

Während bei -50 °C und 23 °C kein wesentlicher Vorspannkraftverlust auch nach 500 h einsetzt, ist ein deutlicher Abfall ab 80 °C bei verspannten Magnesium- und CFK-Werkstoffen zu verzeichnen. Bei 130 °C sind auch die Restvorspannkraften bei verspanntem Aluminium stark verringert, bei Magnesium AZ31 liegen sie nur noch bei weniger als ca. 20 % und in Verbindungen mit CFK EP herrscht keine Vorspannkraft mehr, da die thermische Einsatzgrenze hier überschritten ist (siehe auch S. 88).

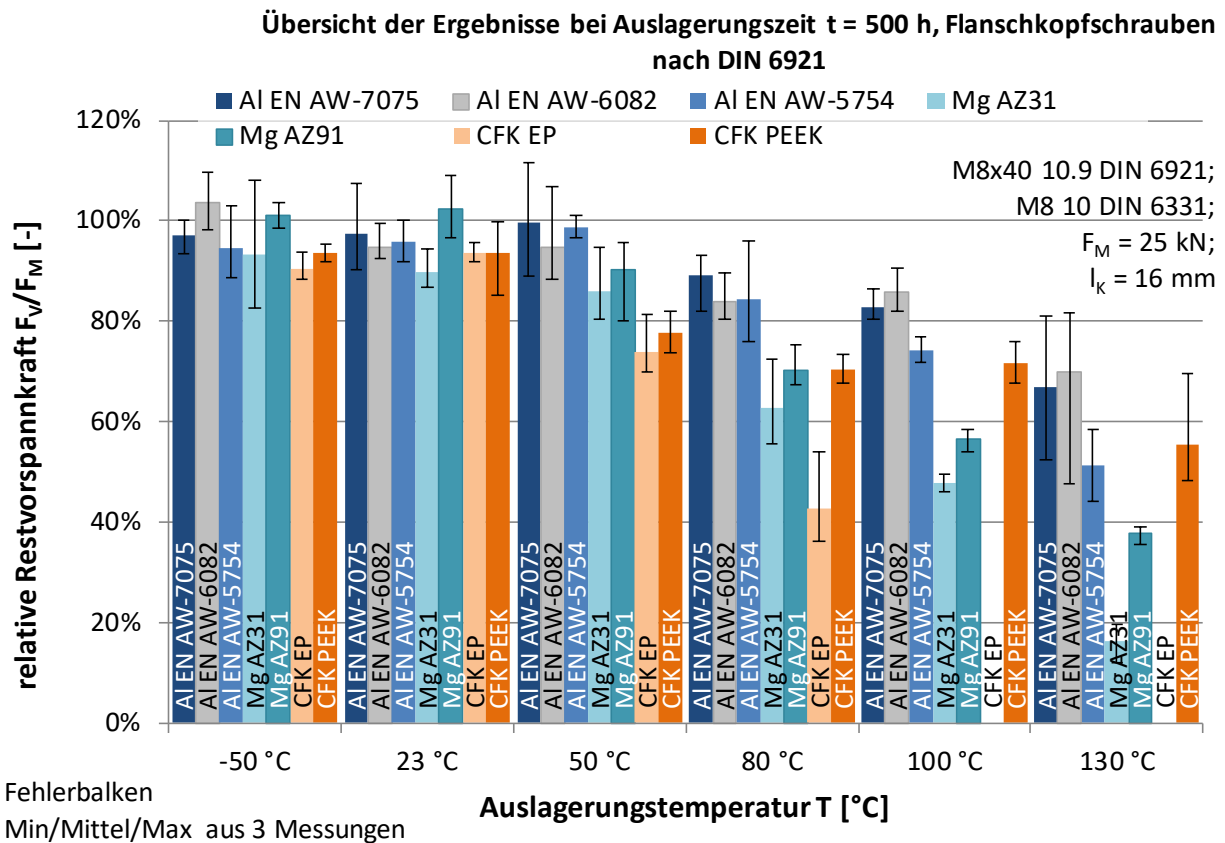


Abb. 42: Zusammenstellung der Messergebnisse zur Vorspannkraftrelaxation als relative Restvorspannkraft F_V / F_M [-] nach einer Auslagerungszeit von $t = 500$ h. Unterschieden werden die verspannten Werkstoffe und die Auslagerungstemperatur T .

7.2.2. Einfluss der Auslagerungszeit

Die Auslagerungszeit spielt eine ähnliche Rolle wie die Temperatur, denn bei allen verspannten Werkstoffen nimmt die Vorspannkraft mit der Zeit immer weiter ab. Ein Beispiel von verspannten Flanschkopfschrauben bei $T = 80$ °C Auslagerungstemperatur und allen hier untersuchten verspannten Werkstoffen ist in **Abb. 43** abgebildet. Wie auch schon in Kapitel 6 zu erkennen ist, ist die Abnahme zu Beginn der Verspannung am größten und wird mit zunehmender Zeit schwächer. Eine besonders hohe Abnahme zeigt hier auch wieder das CFK mit Epoxidharzmatrix (EP), obwohl die Temperatur noch im Bereich der thermischen Einsatzgrenze von 115 °C liegt. Dies ist ein deutlicher Hinweis dafür, dass man die hohen Vorspannkraftverluste bei (einfachen) CFK-Laminaten bei der Konstruktion nicht unterschätzen darf.

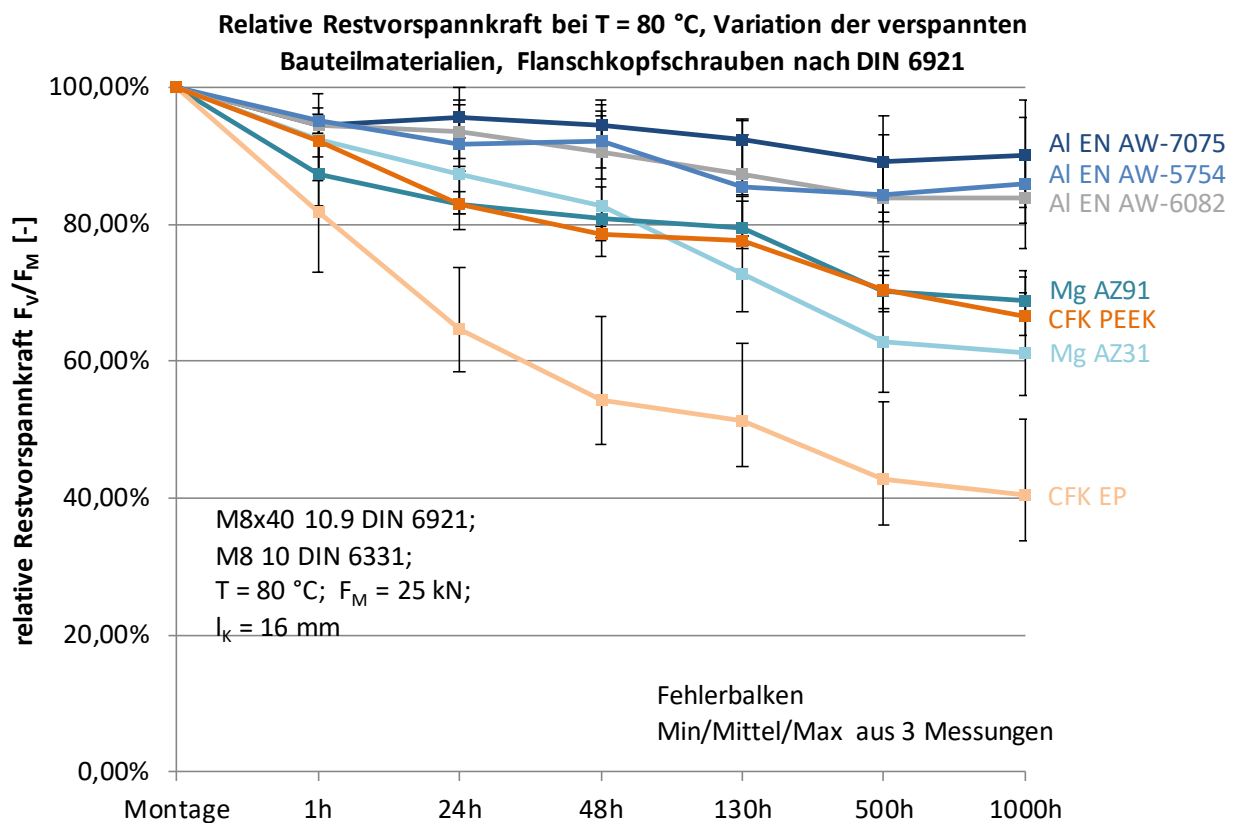
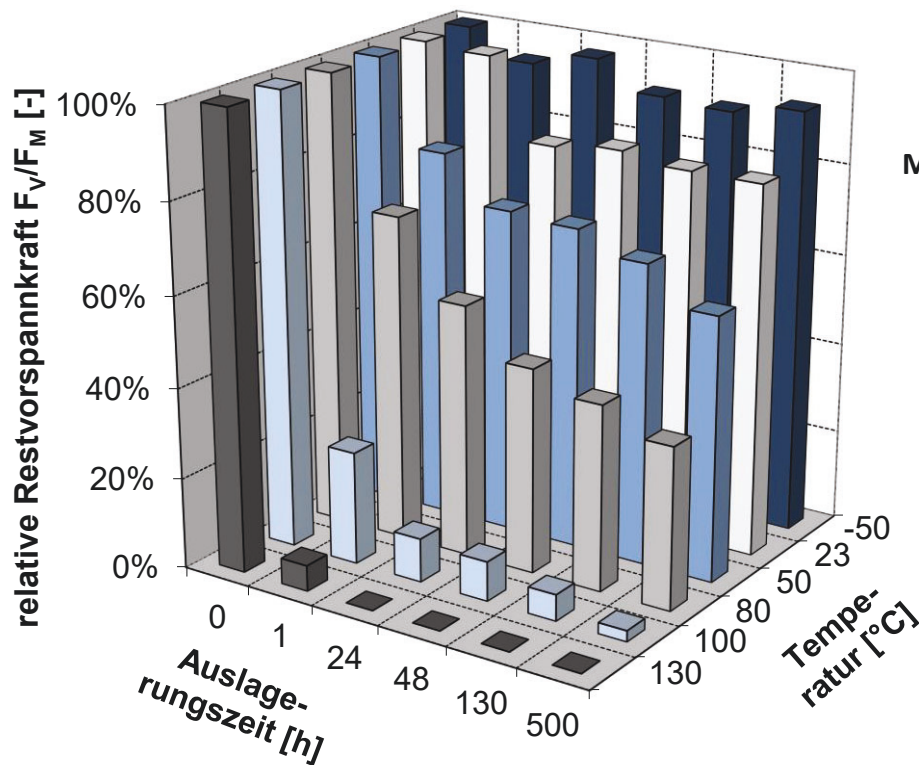


Abb. 43: Beispiel der Vorspannkraftrelaxation bei $T = 80\text{ }^{\circ}\text{C}$ Auslagerungstemperatur an Flanschschraben mit verspannten Leichtbaumaterialien und einer Auslagerungszeit von $t = 1000\text{ h}$

7.2.3. Zusammenführen der Messungen zu Zeit-Temperatur-Kennfeldern

Auf Basis der hier durchgeführten vollständigen Versuchsreihen für alle beschriebenen verspannten Werkstoffe bis zu einer Auslagerungszeit von $t = 500\text{ h}$ in den Temperaturstufen $T = -50, 23, 50, 80, 100$ und $130\text{ }^{\circ}\text{C}$ lassen sich Kennfelder der relativen Restvorspannkraft k_{rtot} anlegen. Diese sind in **Abb. 44** bis **Abb. 53** zu sehen und liefern eine kompakte Übersicht über die zu erwartende Restvorspannkraft für jede Konstellation aus Auslagerungszeit und Temperatur (auch in [FRIE-14c] beschrieben).

Aufgrund der üblichen Streuungen bei Messungen zur Vorspannkraftrelaxation und Unsicherheiten beim Messverfahren (siehe auch Kap. 7.2), sind die Ergebnisse nicht immer vollständig monoton fallend mit steigender Zeit und Temperatur. Jedoch wird der Einfluss von Material, Temperatur und Zeit nachvollziehbar deutlich. Im Mittel liegen Streuungen der Messwerte bei 5,2 % nach unten bzw. 5,3 % nach oben (Strebänder hier zur Übersichtlichkeit nicht dargestellt).

**Verspannte Bauteile:**

CFK mit EP Matrix

Klemmlänge: 16 mm**Montagevorspannkraft:** $F_M = 10$ kN**Schrauben:**

M8 - Ti6Al4V,

Senkwinkel 100°,

LN 29956-08018A

Auflagedurch-

messer 15.5 mm

Muttern:

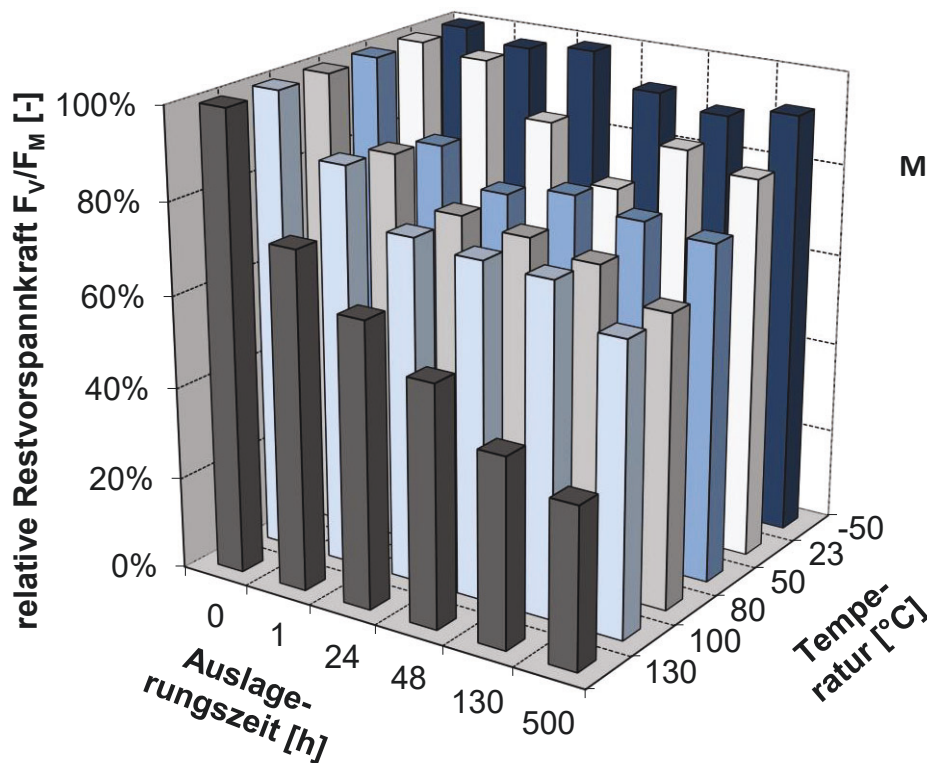
M8 - Ti6Al4V,

LN 9348-08

Auflagedurch-

messer 13 mm

Abb. 44: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Titan Senkkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus CFK mit Epoxidharzmatrix (EP), Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen

**Verspannte Bauteile:**

CFK mit PEEK Matrix

Klemmlänge: 16 mm**Montagevorspannkraft:** $F_M = 10$ kN**Schrauben:**

M8 - Ti6Al4V,

Senkwinkel 100°,

LN 29956-08018A

Auflagedurch-

messer 15.5 mm

Muttern:

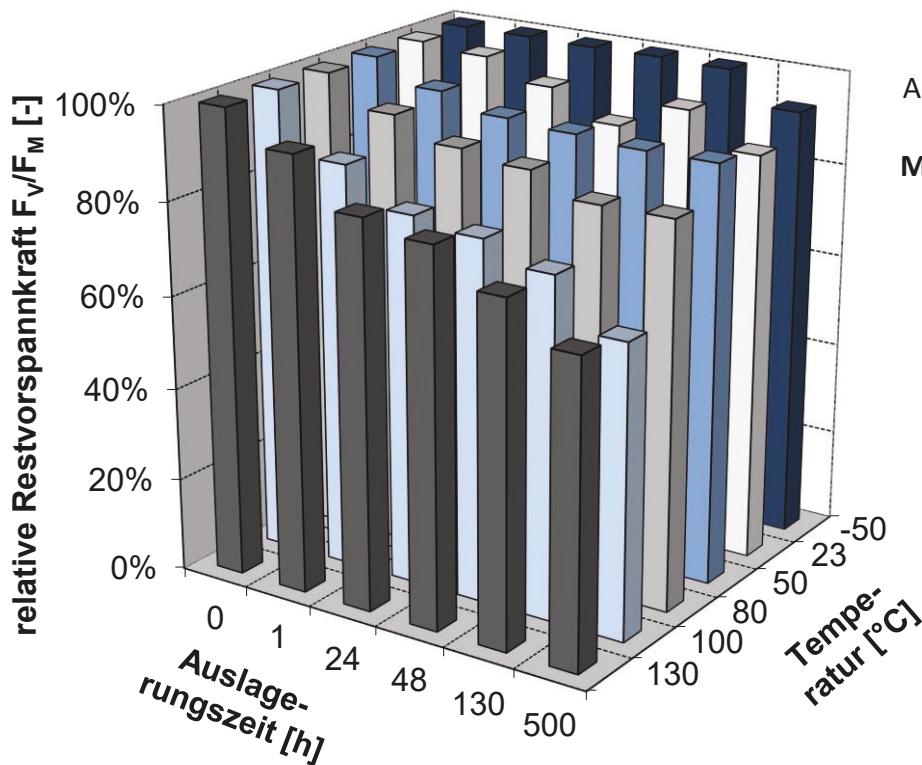
M8 - Ti6Al4V,

LN 9348-08

Auflagedurch-

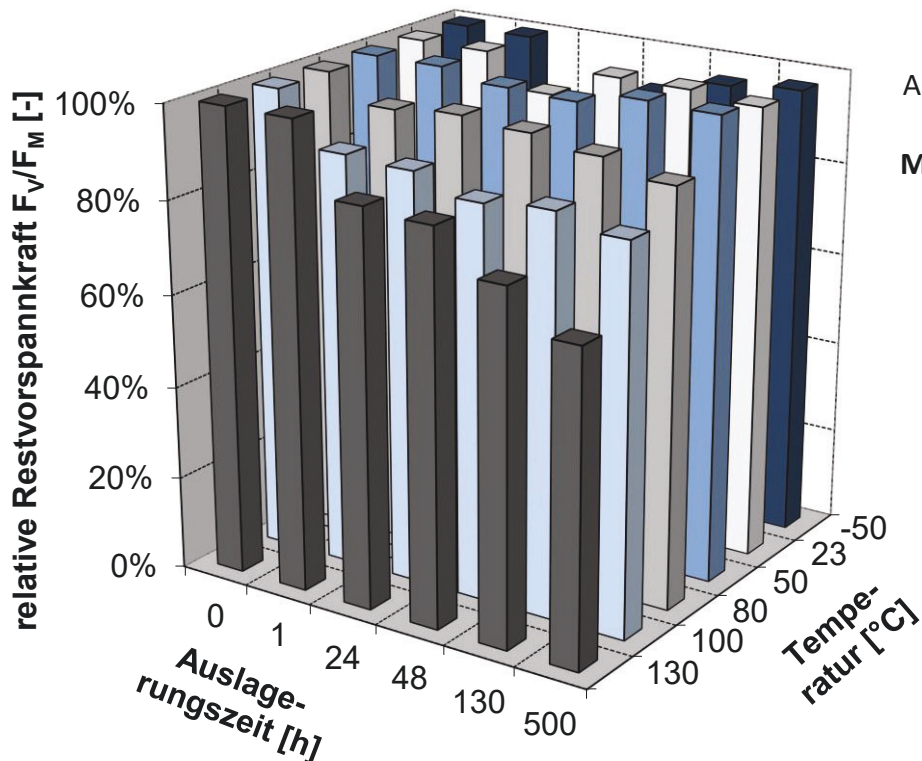
messer 13 mm

Abb. 45: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Titan Senkkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus CFK mit PEEK-Matrix (PEEK), Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



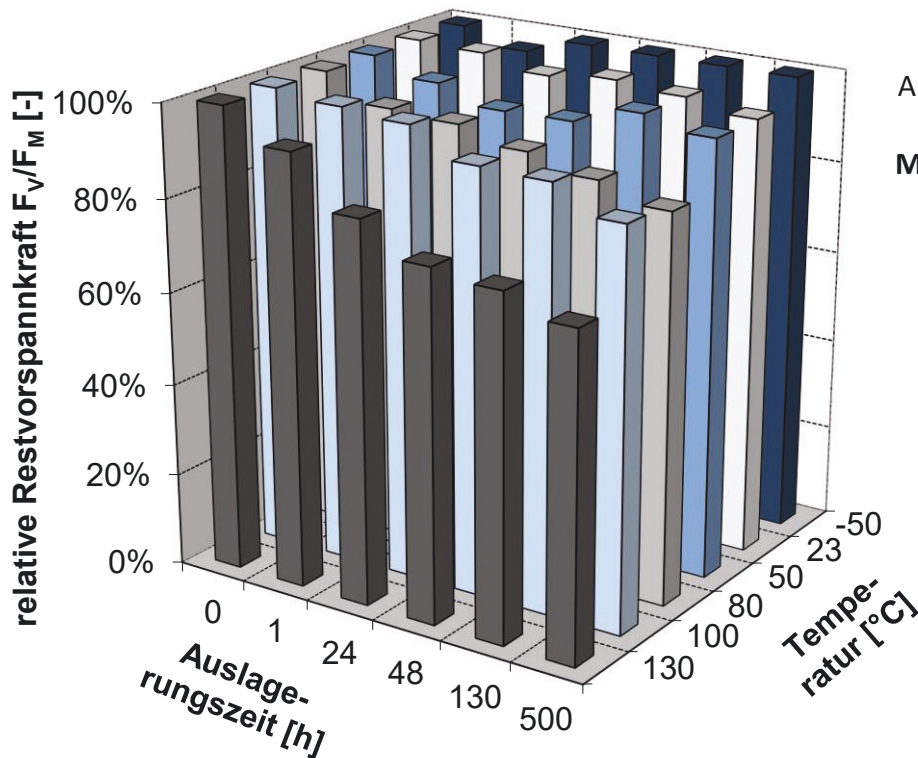
Verspannte Bauteile:
Aluminium EN AW-7075
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 10$ kN
Schrauben:
M8 - Ti6Al4V,
Senkwinkel 100°,
LN 29956-08018A
Auflagedurchmesser 15.5 mm
Muttern:
M8 - Ti6Al4V,
LN 9348-08
Auflagedurchmesser 13 mm

Abb. 46: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Titan Senkkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Al EN AW-7075, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



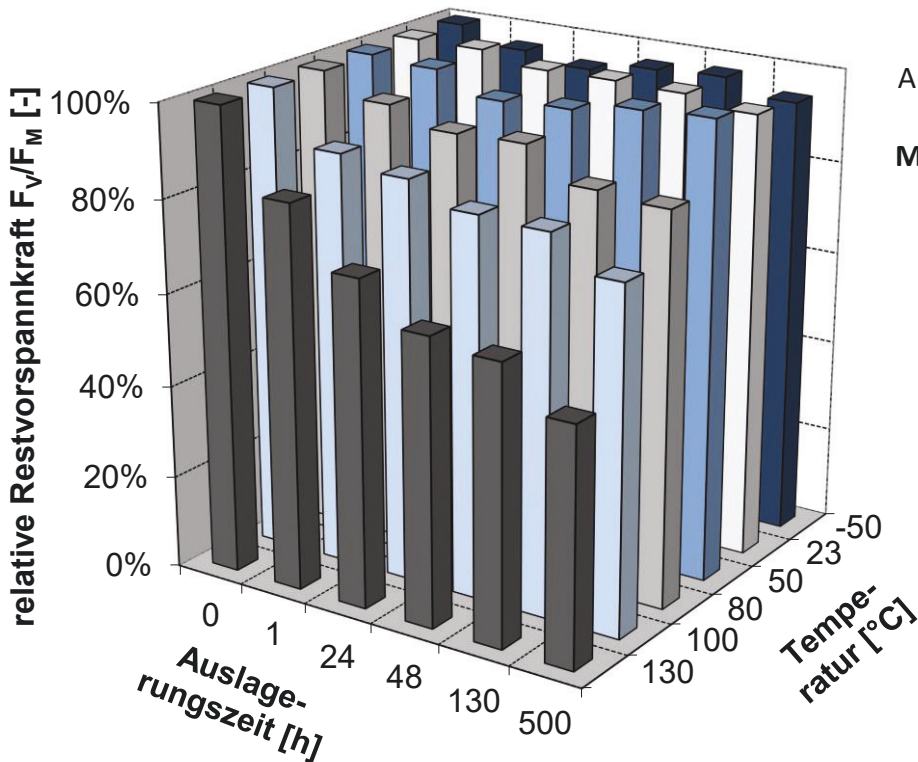
Verspannte Bauteile:
Aluminium EN AW-7075
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
M8x40 - 10.9,
Flanschkopf DIN 6921,
Auflagedurchmesser 16 mm
Muttern:
M8 - 10,
Flanschaufgabe
DIN 6331,
Auflagedurchmesser 16 mm

Abb. 47: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Al EN AW-7075, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



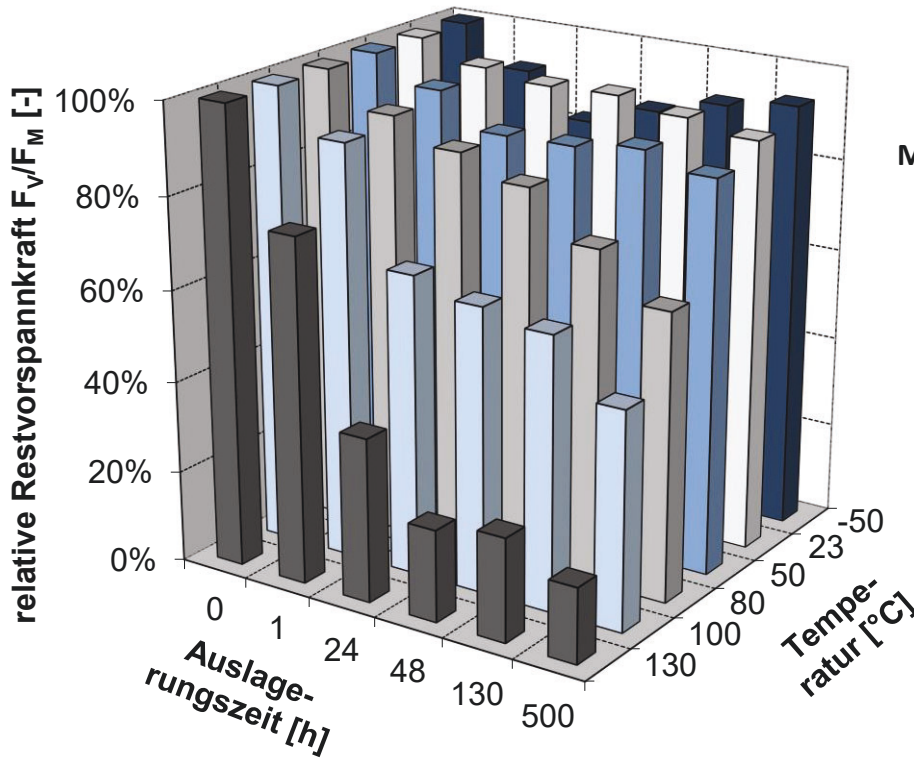
Verspannte Bauteile:
Aluminium EN AW-6082
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
M8x40 - 10.9,
Flanschkopf DIN 6921,
Auflagedurchmesser 16 mm
Muttern:
M8 - 10,
Flanschauflage
DIN 6331,
Auflagedurchmesser 16 mm

Abb. 48: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Al EN AW-6082, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



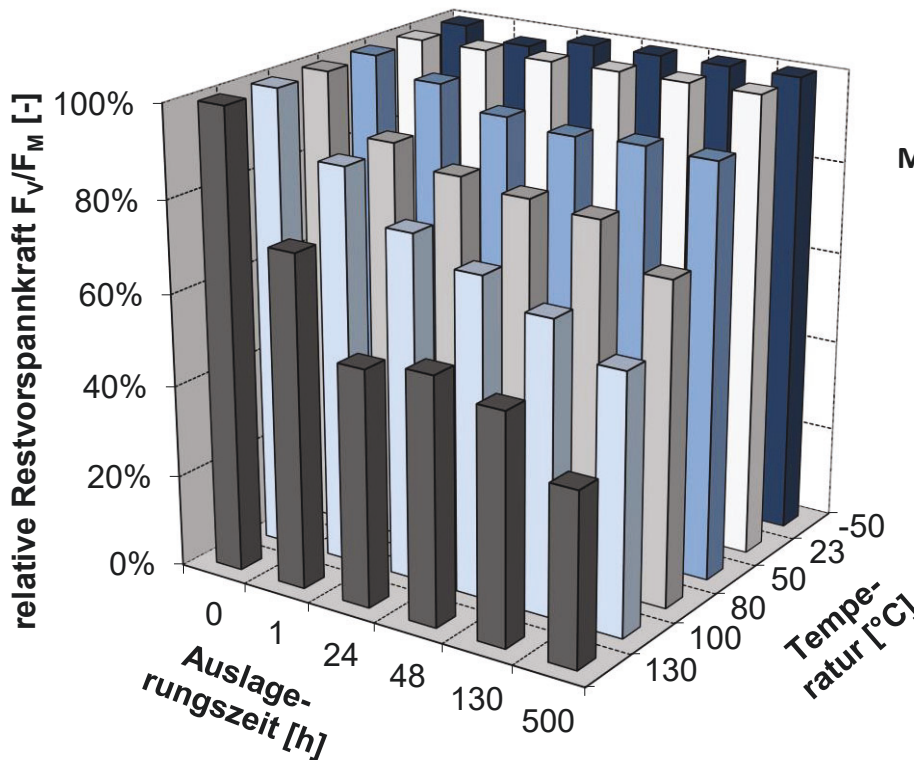
Verspannte Bauteile:
Aluminium EN AW-5754
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
M8x40 - 10.9,
Flanschkopf DIN 6921,
Auflagedurchmesser 16 mm
Muttern:
M8 - 10,
Flanschauflage
DIN 6331,
Auflagedurchmesser 16 mm

Abb. 49: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Al EN AW-5754, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



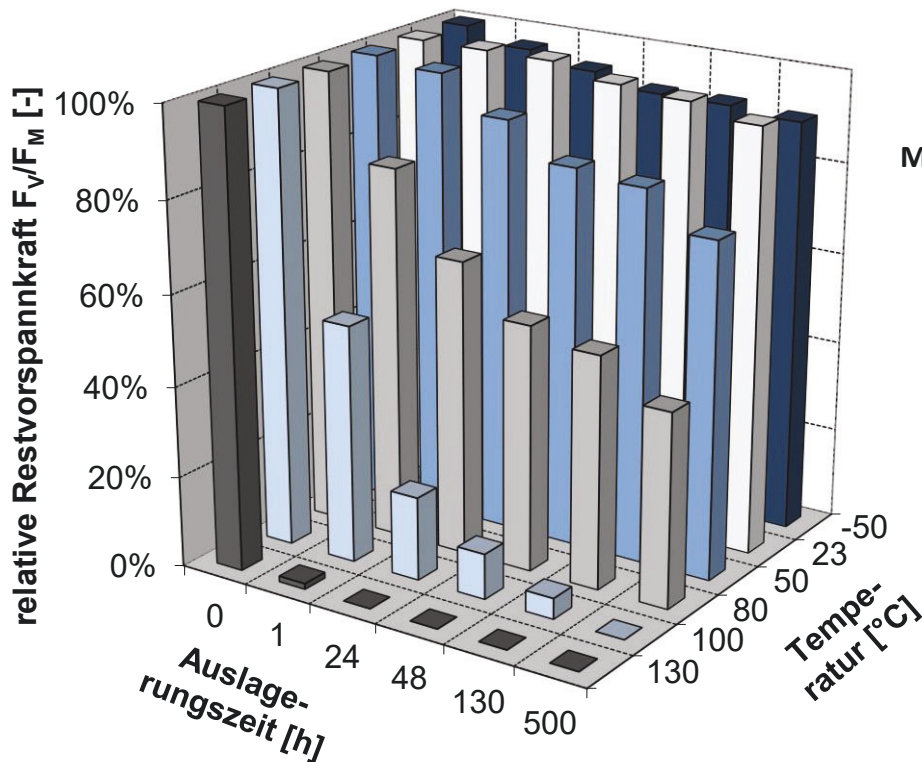
Verspannte Bauteile:
 Magnesium AZ31
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
 M8x40 - 10.9,
 Flanschkopf DIN 6921,
 Auflagendurchmesser 16 mm
Muttern:
 M8 - 10,
 Flanschaufgabe
 DIN 6331,
 Auflagendurchmesser 16 mm

Abb. 50: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Mg AZ31, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



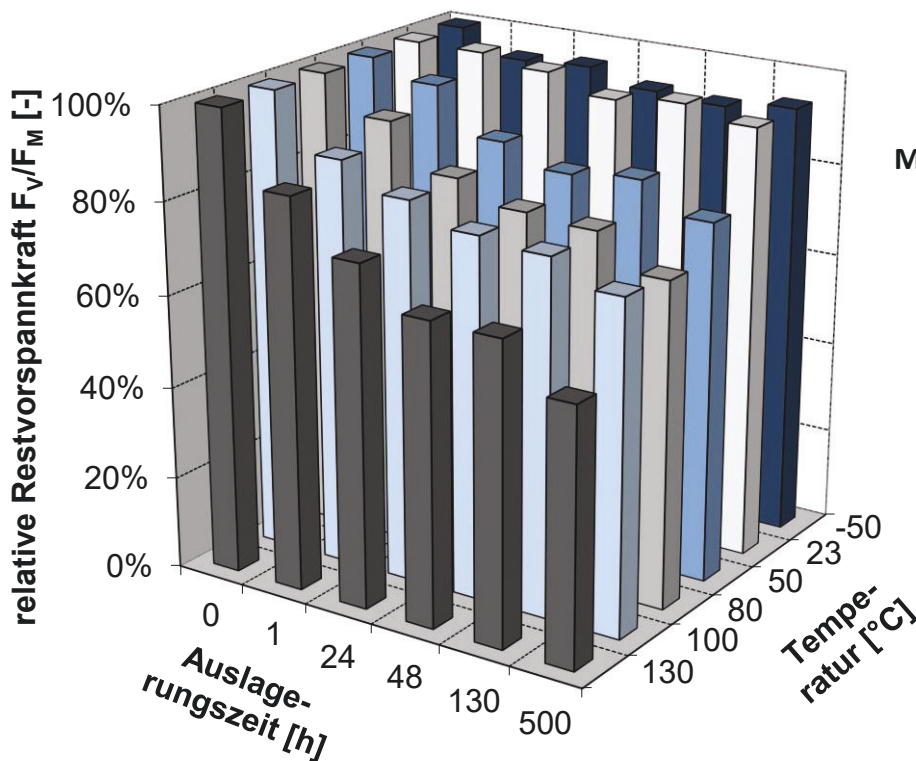
Verspannte Bauteile:
 Magnesium AZ91
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
 M8x40 - 10.9,
 Flanschkopf DIN 6921,
 Auflagendurchmesser 16 mm
Muttern:
 M8 - 10,
 Flanschaufgabe
 DIN 6331,
 Auflagendurchmesser 16 mm

Abb. 51: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus Mg AZ91, Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



Verspannte Bauteile:
CFK mit EP Matrix
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
M8x40 10.9,
Flanschkopf DIN 6921,
Auflagedurchmesser 16 mm
Muttern:
M8 - 10,
Flanschauflage
DIN 6331,
Auflagedurchmesser 16 mm

Abb. 52: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus CFK mit Epoxidharzmatrix (EP), Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen



Verspannte Bauteile:
CFK mit PEEK Matrix
Klemmlänge: 16 mm
Montagevorspannkraft:
 $F_M = 25$ kN
Schrauben:
M8x40 - 10.9,
Flanschkopf DIN 6921,
Auflagedurchmesser 16 mm
Muttern:
M8 - 10,
Flanschauflage
DIN 6331,
Auflagedurchmesser 16 mm

Abb. 53: Kennfeld der relativen Restvorspannkraft F_V/F_M über der Auslagerungszeit und der Auslagerungstemperatur für Verbindungen mit Stahl Flanschkopfschrauben und verspannten Bauteilen aus CFK mit PEEK-Matrix (PEEK), Ergebnis als Mittelwert aus 3 Messungen

7.3. Abgleich der analytischen Vorhersage mit den Messergebnissen (Norton Ansatz)

In diesem Unterkapitel wird überprüft, wie gut sich die Vorspannkraftrelaxation mittels der in Kap. 5 bzw. 6.3 beschriebenen Berechnungsweise für die hier experimentell untersuchten Verbindungssysteme vorhersagen lässt. Da diese Systeme ohne mitverspannten Kraftaufnehmer eine weitaus geringere Nachgiebigkeit besitzen, wird die Vorhersagegenauigkeit für andere Geometrien betrachtet. Darüber hinaus wird die Übertragbarkeit der in Kap. 6.3 ermittelten Kriechparameter auf andere Temperaturen mit Hilfe des Arrhenius-Ausdrucks in der Formulierung getestet.

7.3.1. Eingangsparameter für die Berechnung

Die zugrunde liegenden Werkstoffparameter und Nachgiebigkeiten für die verspannten Bauteile zeigt **Tab. 11** (analog zu Tabelle **Tab. 7**). Die Grenzflächenpressung und Elastizitätsmoduln fließen temperaturabhängig in die Rechnung ein. Die anderen Parameter werden zur Vereinfachung als temperaturunabhängig betrachtet.

Tab. 11: Für die Berechnung eingesetzte Werkstoffparameter und Bauteilnachgiebigkeiten

Werkstoff	$T [^{\circ}\text{C}]$	Al EN AW- 7075	Al EN AW- 6082	Al EN AW- 5754	Mg AZ91	Mg AZ31	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{thP} [10^{-6} K^{-1}]	<i>alle</i>	23,7	23,4	23,0	27,0	27,0	89,0	57,0
temperaturabhängiger Elastizitätsmodul E_T [N/mm ²]	-50	75000	75000	72000	45000	45000	7190	6380
	23	75000	75000	72000	45000	45000	7190	6380
	50	75000	75000	72000	44550	44550	7130	6330
	80	72000	72000	69840	44100	44100	7050	6250
	100	69750	69750	68400	43200	43200	6950	6150
	130	64500	64500	64800	41850	41850	6800	6000
temperaturabhängige Grenzflächenpressung $p_{G,T}$ [N/mm ²]	-50	540	360	220	280	210	140	250
	23	540	360	220	280	210	140	250
	50	540	360	220	280	210	140	250
	80	507,6	360	220	266	199,5	140	242,5
	100	453,6	360	220	246,4	184,8	137,2	232,5
	130	329,4	313,2	206,8	204,4	153,3	127,4	210
Bauteilnachgiebigkeit bei Stahl Flanschschrauben δ_p [10^{-6} mm/N]	<i>alle</i>	0,995	0,995	1,036	1,658	1,658	10,376	11,693
Bauteilnachgiebigkeit bei Titan Senkkopfschrauben δ_p [10^{-6} mm/N]	<i>alle</i>	0,931	-	-	-	-	9,706	10,939

Es folgen die Quellenverweise für die oben aufgeführten Kenngrößen.

Elastizitätsmoduln

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91

Werte bei RT nach [VDI2230-1-15], Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur mit [FRIE-05]

- Aluminium EN AW-5754, Magnesium AZ31
Werte bei RT und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]
- CFK EP, CFK PEEK
Werte bei RT bestimmt nach Formel aus [GAY-03] mit Parametern aus [GAY-03; CG T-09; SCHÜ-07; HAUF-16]
Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

Thermische Ausdehnungskoeffizienten

Veränderung bei Temperatur wird hier nicht berücksichtigt.

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91
Werte bei RT nach [VDI2230-1-15]
- Aluminium EN AW-5754
Werte bei RT nach [FRIE-05]
- Magnesium AZ31
Werte bei RT nach [ILLG-01]
- CFK EP, CFK PEEK
Werte nach eigener Messung in Richtung Schraubenachse

Werte der Grenzflächenpressung bei T = 130 °C

- Aluminium EN AW-7075, -6082, Magnesium AZ91
Werte bei RT nach [VDI2230-1-15], Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur mit [FRIE-05]
- Aluminium EN AW-5754
Werte bei RT und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]
- Magnesium AZ31
Werte bei RT $p_G \approx 3,5HB$ nach [ARZ-06; STOL-06] mit $HV = 63$ [GUPT-11; TYAG-15] → $HB \approx 60$ [DIN18265-14] und Berechnung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur nach/mit [FRIE-05]
- CFK EP
Werte bei RT nach [VDI2230-86]
Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

- CFK PEEK

Werte bei RT abgeschätzt mit 50 % der angegebenen Druckfestigkeit von 500 MPa [HAUF-16]

Abschätzung des Rückgangs bei erhöhter Temperatur entsprechend [DOMI-05]

Nachgiebigkeiten

Berechnet nach [VDI2230-1-03] mit [FRIE-05], eine Temperaturabhängigkeit wird hier nicht berücksichtigt. Bei der thermischen Vorspannkraftänderung ΔF_{vth} wird sie entsprechend (Gl. 2-9) bzw. (Gl. 2-10) über die Verhältnisse der E-Moduln angepasst. Die Nachgiebigkeiten nach [VDI2230-1-15], Elastizitätsmoduln und thermischen Ausdehnungskoeffizienten für die Schrauben sowie die Klemmlängen für die Relaxationsberechnung sind **Tab. 12** zu entnehmen:

Tab. 12: Für die Berechnung eingesetzte Werkstoffparameter und Nachgiebigkeiten der Schrauben (* mit Berücksichtigung und in Summe mit drei mitverspannten Unterlegscheiben aus Ti6Al4V; Gesamtklemmlänge 17,14 mm)

	Titan Senkkopfschrauben M8x30 - Ti6Al4V nach DIN LN 29956-08018A	Stahl Flanschkopfschrauben M8x40 - 10.9 nach DIN 6921
thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{thS} [$10^{-6} K^{-1}$]	8,6	11,5
Elastizitätsmodul E_S [N/mm ²]	110000	211000
Schraubennachgiebigkeit δ_S [mm/N]	$6,772 \cdot 10^{-6}$	$3,495 \cdot 10^{-6}$
Klemmlänge der verspannten Bauteile l_K [mm]	12,64	16

Werte der Aktivierungsenergie für den Arrhenius-Ausdruck

Für die hier verwendete Berechnungsgleichung für die Spannungsrelaxation ist der Arrhenius-Ausdruck sehr wichtig, damit auch ohne Lastplastifizieren auf den Spannungsabfall bei verschiedenen Temperaturen geschlossen werden kann. Es hat sich aber gezeigt, dass die Ergebnisse nicht besonders sensitiv auf Änderungen bei der Aktivierungsenergie C reagieren und es daher vor allem auf die richtige Größenordnung ankommt. Die Autoren in [SCHO-08] und [GERS-10] zeigen, dass die Werte, die in verschiedenen Literaturquellen angegeben werden, sehr stark schwanken (z.B. zwischen 71500 und 150000 J/mol für 99,999 % hochreines Aluminium [SCHO-08] oder zwischen 90000 J/mol und

145000 J/mol für Magnesiumwerkstoffe [GERS-10]). Daher wird hier aus [HABE-04] 150000 J/mol für die Aluminiumwerkstoffe und 90200 J/mol für die Magnesiumwerkstoffe übernommen. Da bei den verspannten CFK-Bauteilen davon ausgegangen wird, dass vor allem das Fließen der Kunststoffmatrix für den Vorspannkraftverlust verantwortlich ist, werden Aktivierungsenergien von den Matrix-Kunststoffen eingesetzt, die allerdings prinzipiell temperaturabhängig [NITS-62; WIEB-12] sind. Da diese Temperaturabhängigkeit nicht besonders hoch ist und die genaue Zusammensetzung des Epoxidharz-Kunststoffs des CFK-EP nicht bekannt ist, wird für beide CFK Werkstoffe ein Anhaltswert von 50000 J/mol verwandt, was einem Mittelwert aus der Literatur für diese Kunststoffe entspricht (z.B. [NÚÑE-96; XU-04; MARK-07; HARD-12], dort tlw. für verschiedene Temperaturen).

7.3.2. Gegenüberstellung der Mess- und Berechnungsergebnisse

In den folgenden Diagrammen (**Abb. 54** bis **Abb. 63**) werden die relativen Restvorspannkraften (bezogen auf die Montagevorspannkraft) k_{rtot} aus den Messungen und der in dieser Arbeit entwickelten Berechnungsmethode am Beispiel einer Auslagerungszeit von $T = 500$ h für alle untersuchten verspannten Leichtbauwerkstoffe verglichen. Dabei wird Setzen, eventuelles Lastplastifizieren und Kriechen, basierend auf den ermittelten Norton-Parametern in **Tab. 10**, berücksichtigt. Für die CFK-Werkstoffe und Aluminium EN AW-7075 werden auch die Messungen mit Titan-Luftfahrtschrauben mit Senkkopf verglichen. Dabei stellen die schraffierten Balken jeweils die Berechnung und die einfarbigen die Messung (inkl. Fehlerbalken) dar. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse der Rechnung, die nur auf einer reinen Vorspannkraftmessung bei einem anderen System und einer einzigen Temperatur basieren, den Vorspannkraftverlust in der realen Verbindung mit anderen Nachgiebigkeiten und anderen Temperaturen relativ gut vorhersagen können. Vor allem die Vorspannkraftrelaxation bei verspannten Metallen und Schrauben mit Flanschauflage (ähnliche Bedingung wie beim Experiment zur Ermittlung der Parameter in Kap. 6.3.3) lassen sich für Temperaturen bis $T = 100$ °C mit guter Übereinstimmung berechnen, wie **Abb. 54** bis **Abb. 59** zeigen. Bei $T = 130$ °C wird der Relaxationsbeitrag vor allem bei den weniger kriechstabilen Materialien etwas unterschätzt. Eventuell könnte dort mit einer entsprechenden Untersuchung ein Korrekturfaktor Hilfe leisten.

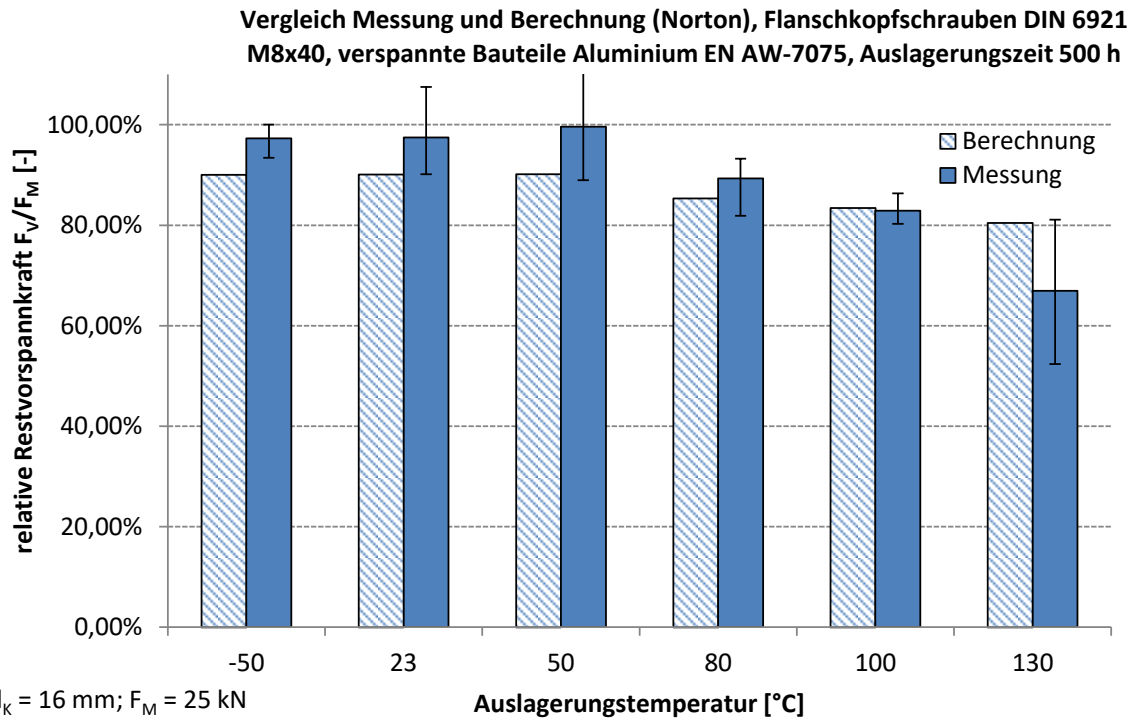


Abb. 54: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus Aluminium **EN AW-7075**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

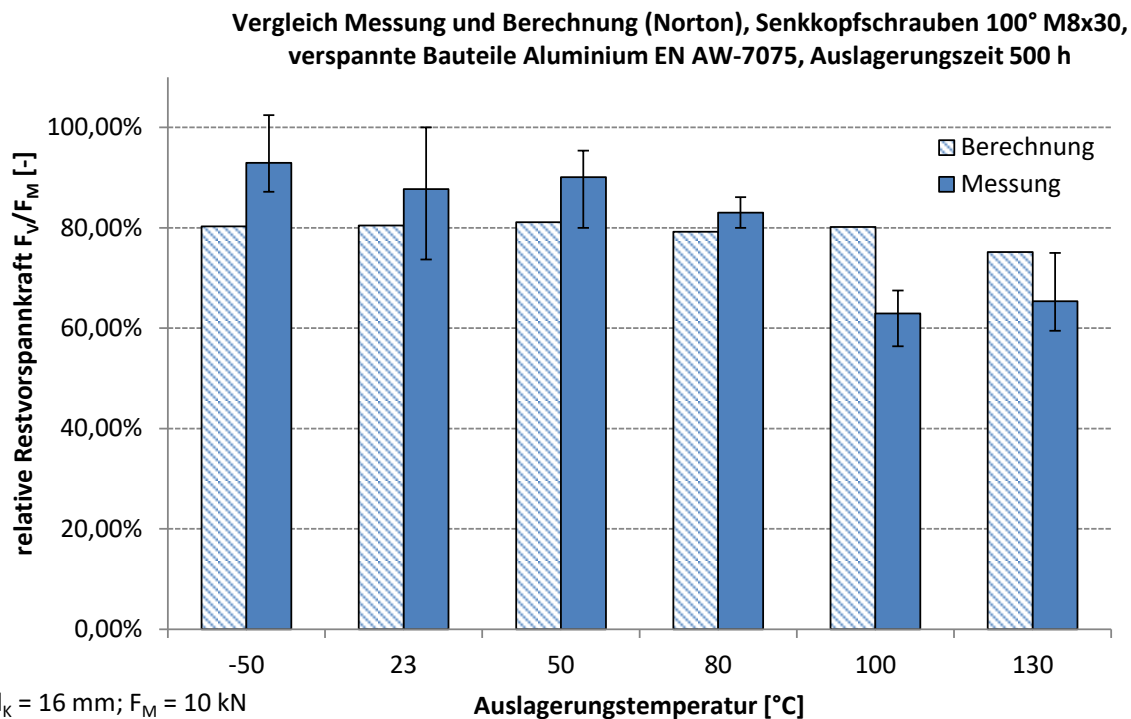


Abb. 55: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Titan **Senkkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus Aluminium **EN AW-7075**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

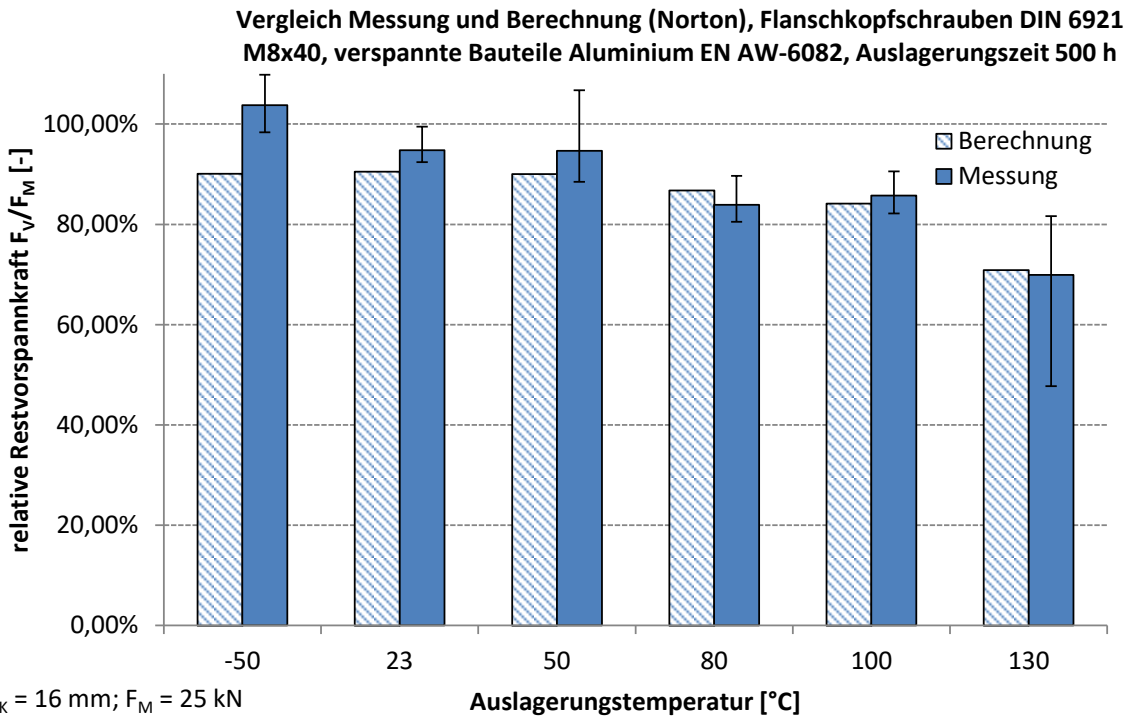


Abb. 56: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus Aluminium **EN AW-6082**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

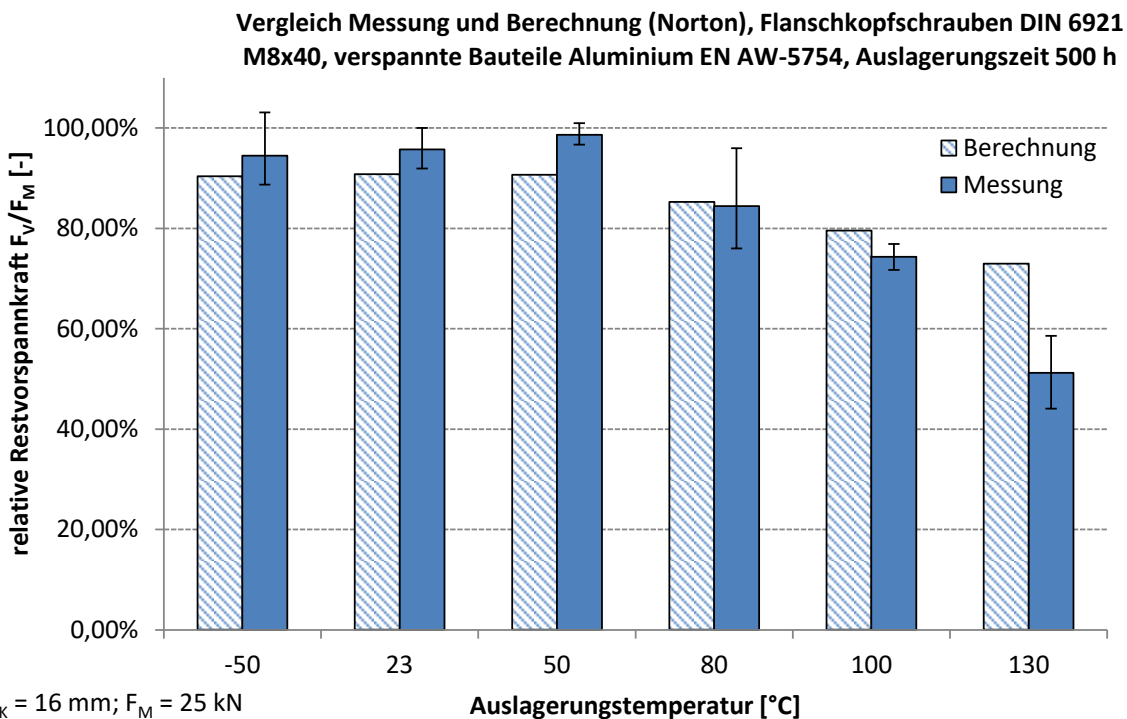


Abb. 57: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus Aluminium **EN AW-5754**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

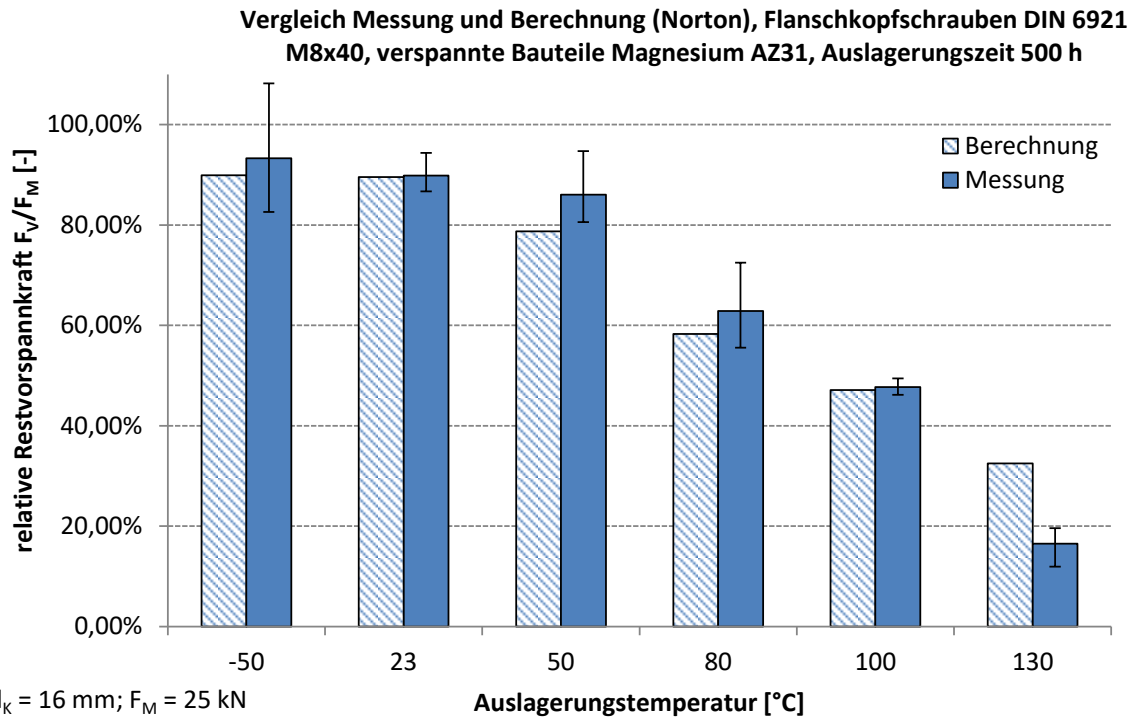


Abb. 58: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus Magnesium **AZ31**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

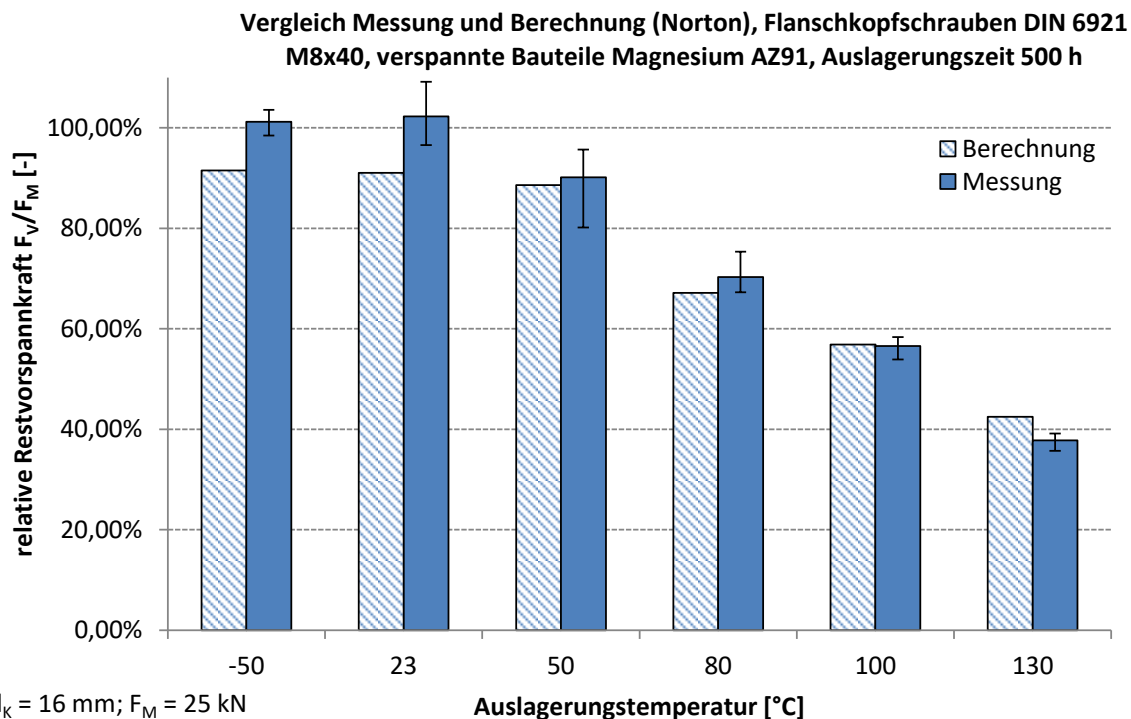


Abb. 59: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus Magnesium **AZ91**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

Die Vorhersage der Vorspannkraftverluste bei verspannten CFK-Materialien mit Hilfe des Norton-Ansatzes stimmt im Vergleich zu den verspannten Leichtmetallen weniger gut überein, wie die Diagramme in **Abb. 60** bis **Abb. 63** zeigen. Dort werden für Senkkopf- und Flanschschrauben die Relaxationsbeträge unterschätzt, mit Ausnahme des Falls von Flanschschrauben bei CFK mit Epoxidharzmatrix (**Abb. 62**), wo die Verluste stark überschätzt werden.

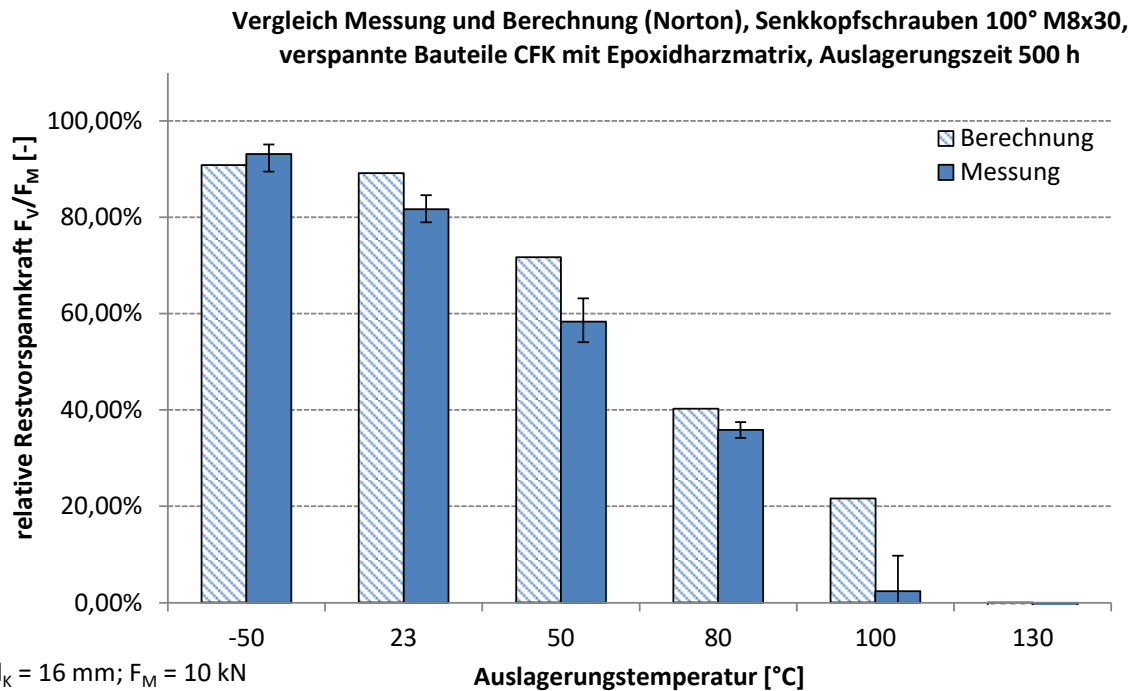


Abb. 60: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Titan **Senkkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **Epoxidharzmatrix (EP)**, Fehlerbalken Min /Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

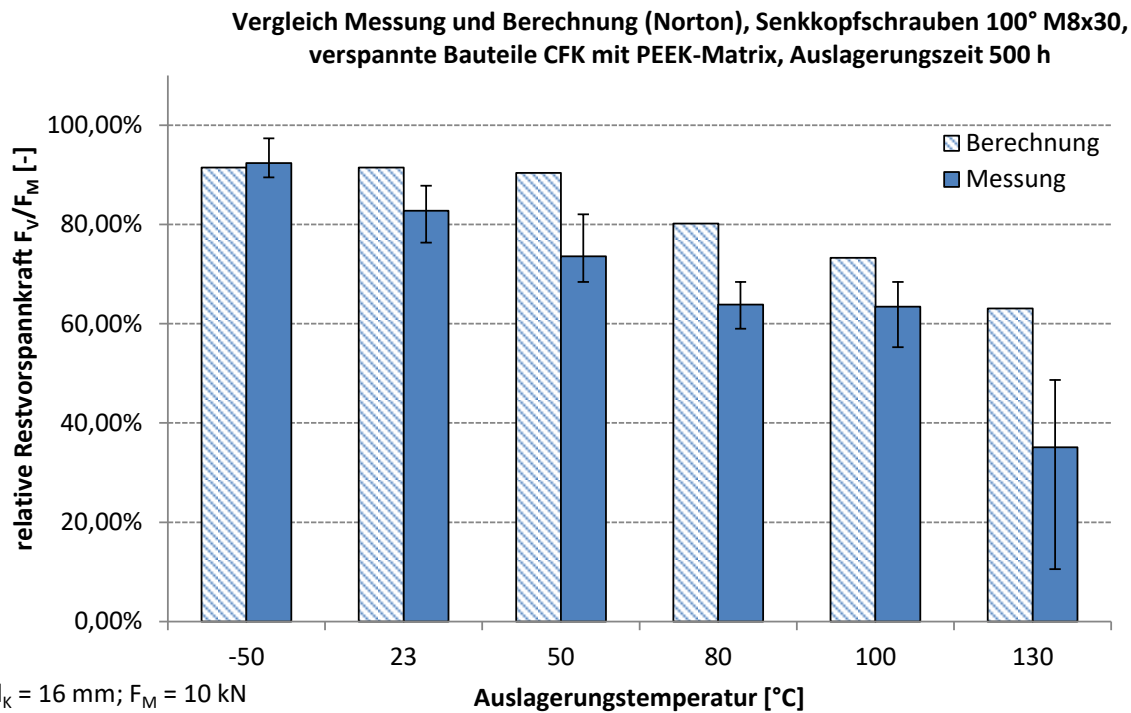


Abb. 61: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Titan **Senkkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **PEEK-Matrix (PEEK)**, Fehlerbalken Min/ Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

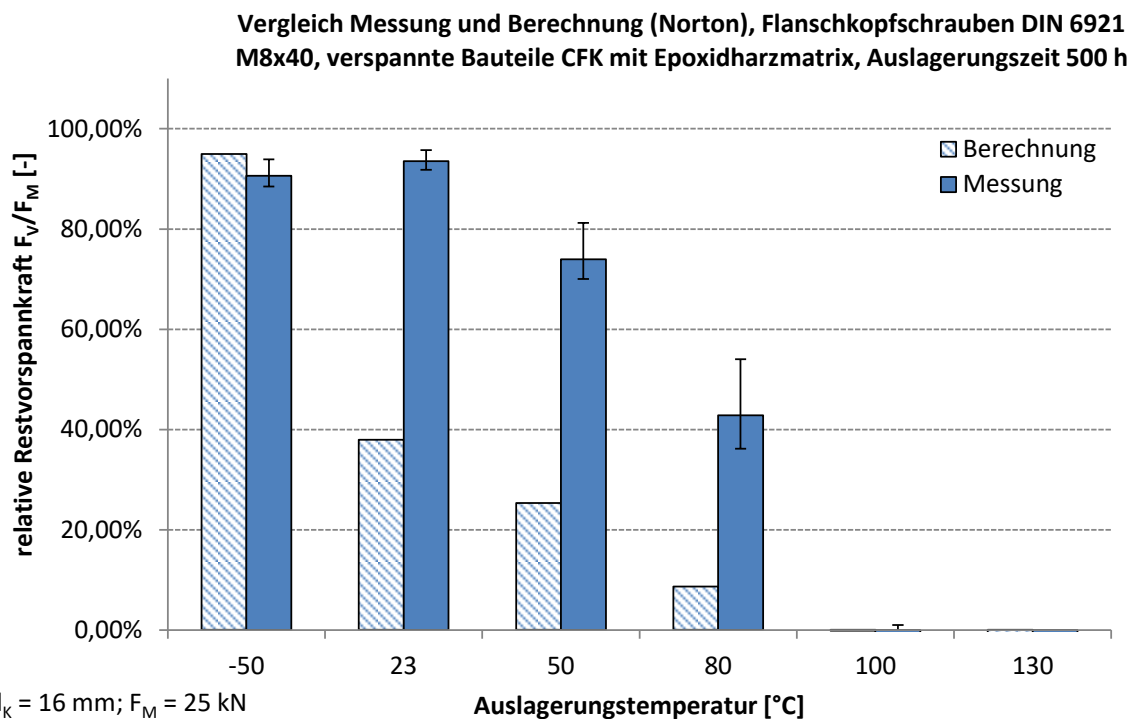


Abb. 62: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **Epoxidharzmatrix (EP)**, Fehlerbalken Min/ Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

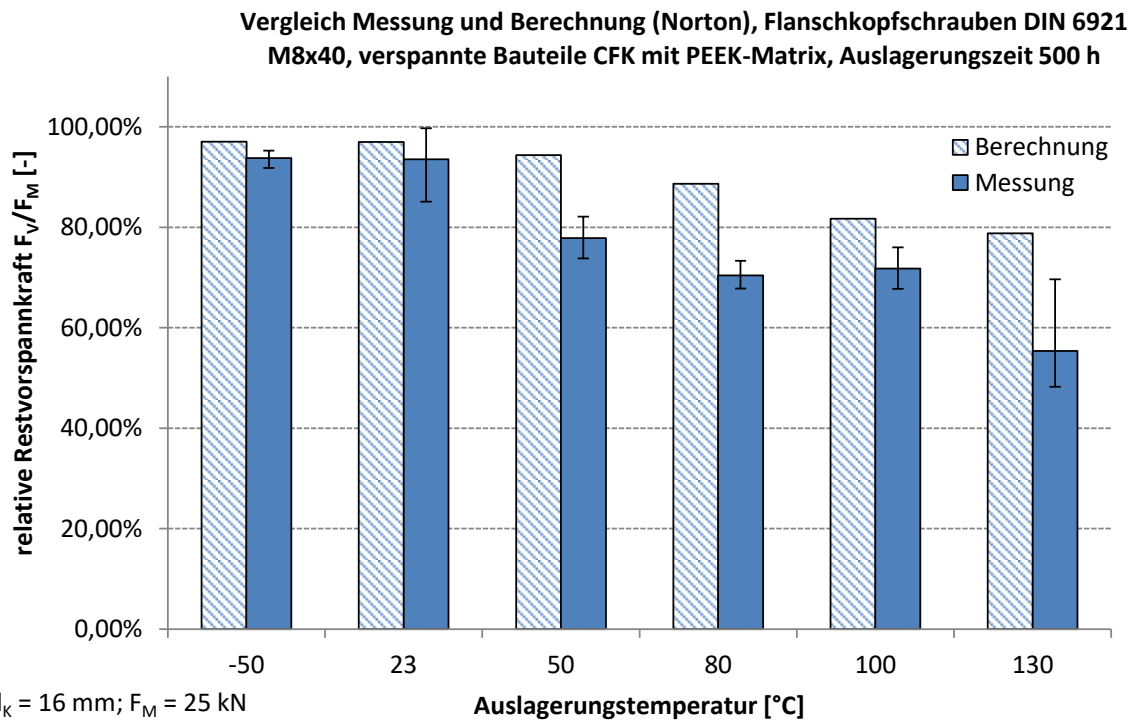


Abb. 63: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **PEEK-Matrix (PEEK)**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Norton

Wegen der weniger zufriedenstellenden Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit dem Ansatz nach Norton bei verspannten CFK-Werkstoffen wird im folgenden Kapitel eine ähnliche Berechnungsweise mit dem Potenzgesetz nach Findley (siehe auch Kap. 4.3.4) angewandt.

7.3.3. Verbesserung Vorhersagegenauigkeit bei verspannten CFK-Werkstoffen (Findley Ansatz)

Um die Vorhersage des Vorspannkraftverlusts bei verspannten CFK-Bauteilen genauer vorhersagen zu können, wird hier der Ansatz von Findley verwendet, der oft zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Kunststoff Verwendung findet. Da die Vorspannkraft in der Regel quer zur Faser eingeleitet wird, bestimmt hier die Kunststoffmatrix in erster Linie das Relaxationsverhalten (siehe auch Kap. 4.3.2). Wie in [DALL-06] beschrieben, lassen sich die Findley-Parameter analog zu den Norton-Parametern über die Geradensteigung in der doppel-logarithmischen Auftragung ermitteln. Da in dem Modell (Gl. 4-12) die Kriechdehnung mit der Zeit verknüpft ist, muss hier die absolute Kriechdehnung über der Messzeit jeweils logarithmisch aufgetragen wer-

den. Dies ergibt auch hier einen annähernd linearen Verlauf, wie in **Abb. 64** dargestellt ist. Die sich ergebenden Parameter für das zeitabhängige Potenzgesetz sind in **Tab. 13** zusammengestellt. Die lineare Approximation könnte man zur Verbesserung durch einen Ansatz höherer Ordnung oder unterschiedliche Gewichtung der einfließenden Stützstellen hin zu längeren Auslagerungszeiten ersetzen, z.B. quadratische Ausgleichsfunktion oder Spline-Interpolation. Da die zugrunde liegenden Stützstellen aber schon jetzt ziemlich linear verteilt sind, lohnt sich der erheblich größere Aufwand dafür bestimmt wenig und wurde deshalb hier nicht verfolgt.

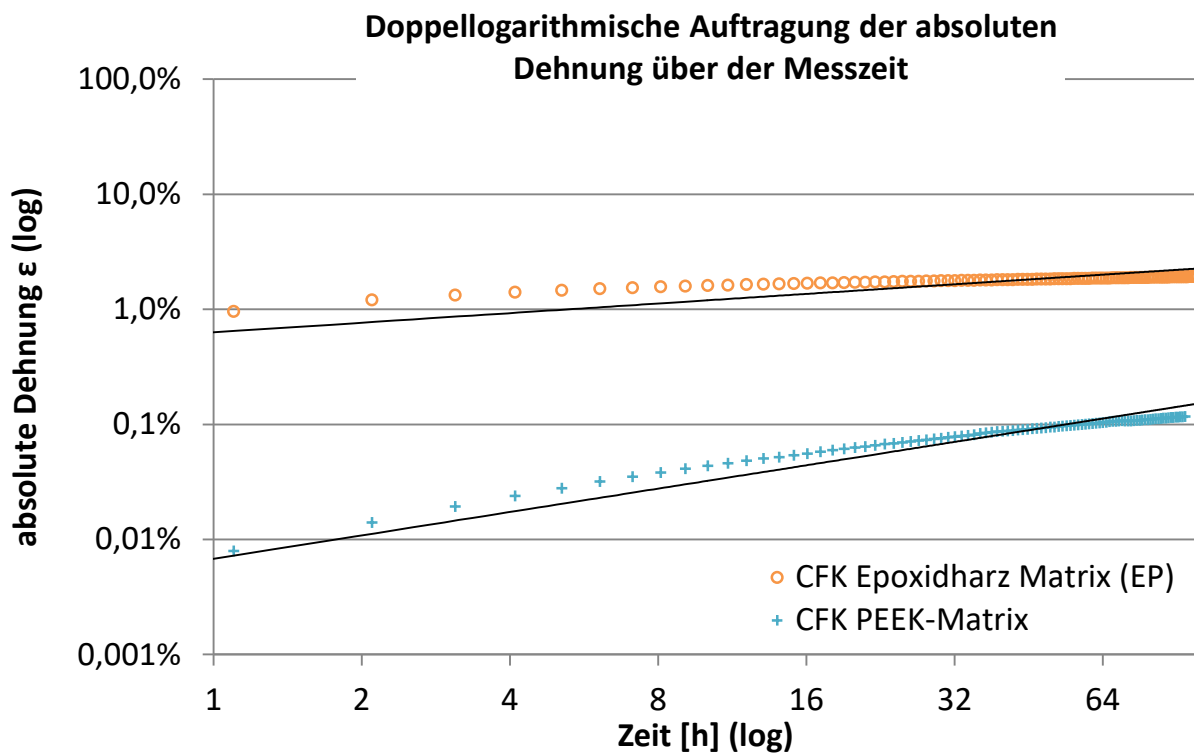


Abb. 64: Doppellogarithmische Auftragung der absoluten Dehnung über der Zeit mit Ausgleichsgeraden der potenziellen Regression. Basis: Mittelwerte aus 3 Messkurven der Vorspannkraftverläufe bei einer Auslagerung von 100 h bei $T = 130 \text{ °C}$

Tab. 13: Findley-Parameter für das zeitabhängige Potenzgesetz zur Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation durch Kriechvorgänge

Werkstoff	CFK EP $\varphi = 0,6$	CFK PEEK $\varphi = 0,5$
m_1	0,278	0,674
$B_1 [h^{-m}]$	$6,302 \cdot 10^{-03}$	$6,793 \cdot 10^{-05}$

Diese berechneten Findley-Parameter weichen hier wegen der Druckbelastung auf einen willkürlich gewählten Spannungsquerschnitt ebenfalls von den üblichen Parametern (für PEEK siehe z.B. [MA-97]) ab. Insgesamt zeigt sich bei den folgenden Diagrammen **Abb. 65** bis **Abb. 68** eine deutliche Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit der gemessenen Vorspannkraftverluste im Vergleich zu den Ergebnissen im letzten Kapitel.

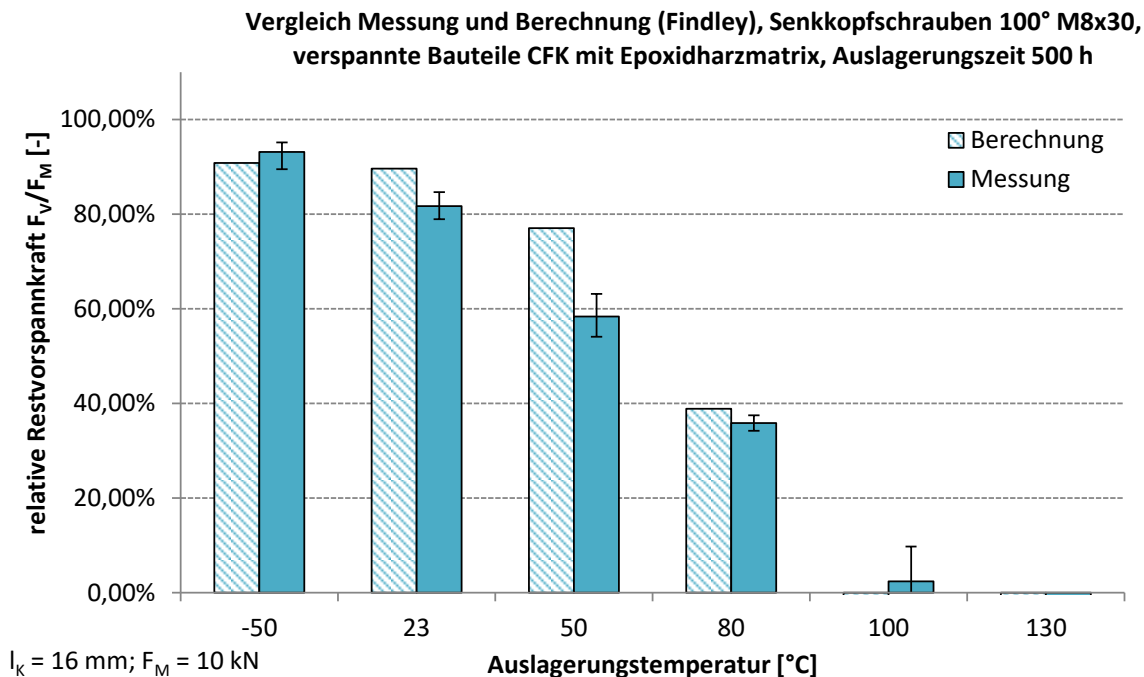


Abb. 65: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Titan **Senkkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **Epoxidharzmatrix (EP)**, Fehlerbalken Min/ Mittel/Max aus 3 Messungen. Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Findley.

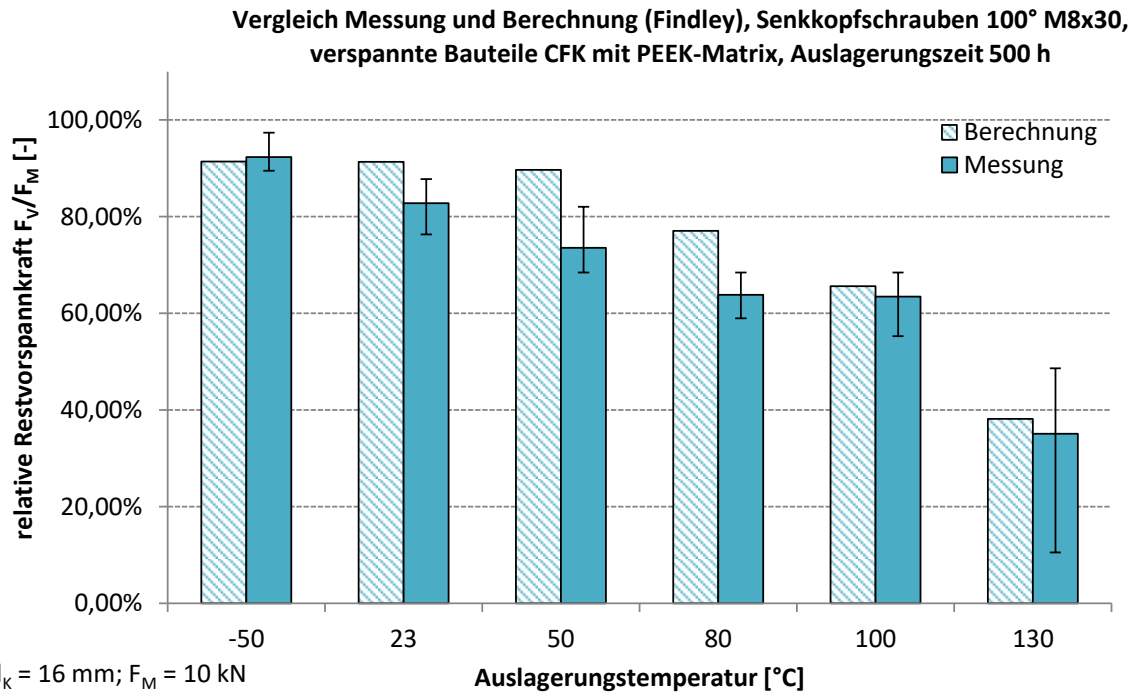


Abb. 66: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Titan **Senkkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **PEEK-Matrix (PEEK)**, Fehlerbalken Min/ Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Findley

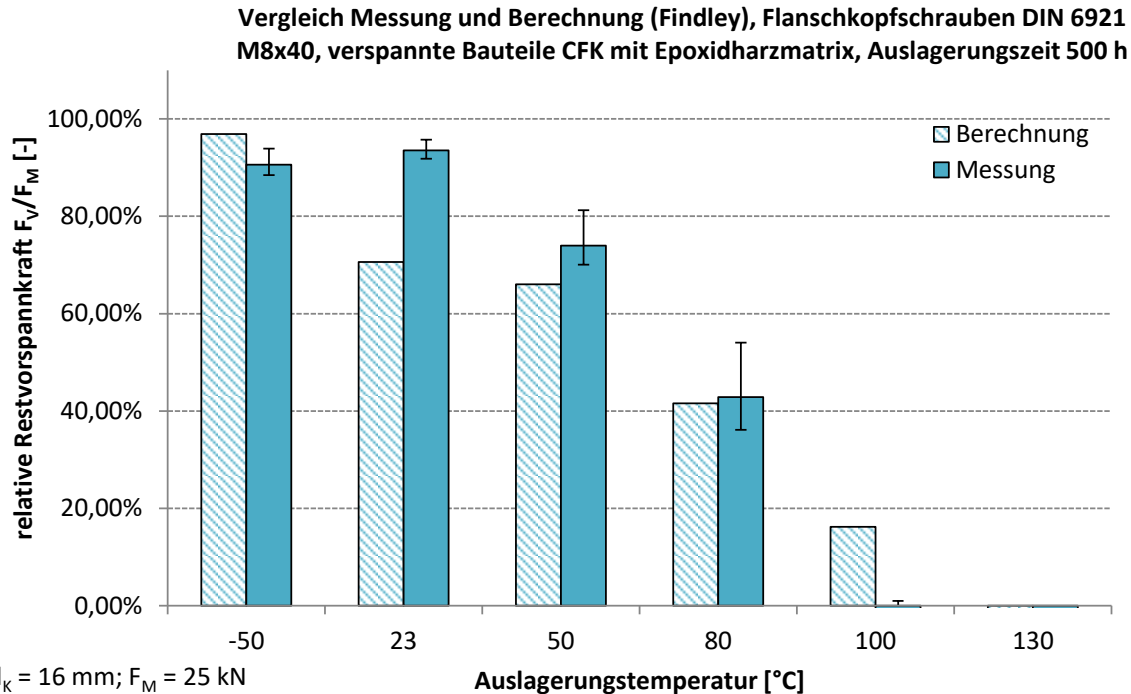


Abb. 67: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschkopfschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **Epoxidharzmatrix (EP)**, Fehlerbalken Min/ Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Findley

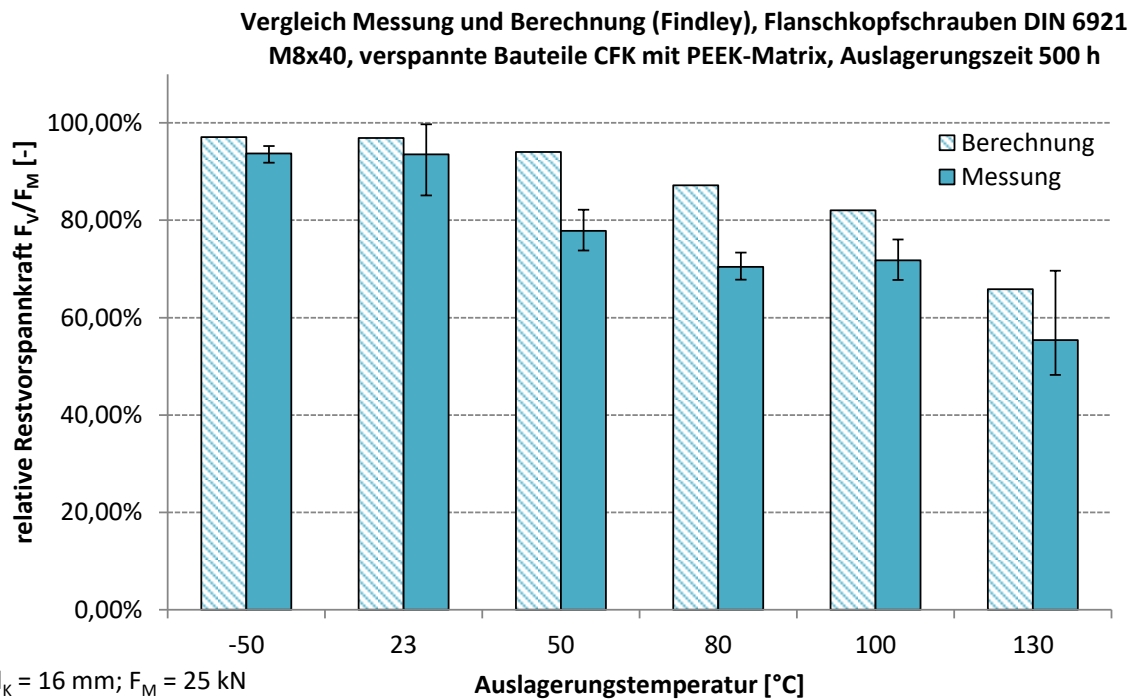


Abb. 68: Vergleich der gemessenen relativen Restvorspannkraft F_V/F_M nach einer Auslagerungszeit von 500 h mit den berechneten Werten für Verbindungen mit Stahl **Flanschschrauben** und verspannten Bauteilen aus CFK mit **PEEK-Matrix (PEEK)**, Fehlerbalken Min/Mittel/Max aus 3 Messungen; Spannungsrelaxation abgeleitet vom Ansatz nach Findley

Diese Anwendung zeigt, dass die in dieser Arbeit entwickelte Methode auch mit anderen Ansätzen zur Berechnung der Kriechverformung funktioniert und diese einen entscheidenden Einfluss auf die Genauigkeit der Vorhersage haben. Wie gezeigt ist sie z.B. auch für verspannte CFK-Werkstoffe einsetzbar, deren Relaxationsverhalten wegen der Zusammensetzung als Verbundwerkstoff und dem viskoelastischen Verhalten der Kunststoffmatrices schwerer quantifizierbar ist.

7.4. Praxiseinflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten

Den Rückgang der Vorspannkraft berechnen zu können, ist ein wichtiger Vorteil für die Schraubenauslegung. Allerdings bedeutet ein Vorspannkraftverlust immer einen Rückgang der Tragfähigkeit, und daher besteht ein Interesse zur möglichst vorspannkraftstabilen Konstruktion. Im Zuge der diskontinuierlichen Messreihen sind als Einflussfaktoren die Höhe der Montagevorspannkraft auf die Relaxation und der Einfluss der Oberflächenrauheit der Bauteile untersucht worden.

7.4.1. Einfluss der Montagevorspannkraft

Hier wurden für die in Kap. 7.1 beschriebenen Konfigurationen auf 3 verschiedene Vorspannkraftniveaus angezogen: $F_M = 10$ kN (niedrig verspannt), $F_M = 25$ kN (hoch verspannt), $F_M = 35$ kN (Streckgrenze bzw. überelastisch). In Abbildung **Abb. 69** kann man eindeutig erkennen, dass vor allem die niedrige Vorspannkraft bei allen verspannten Materialien zu sehr hohen relativen und natürlich auch absoluten Verlusten führt.

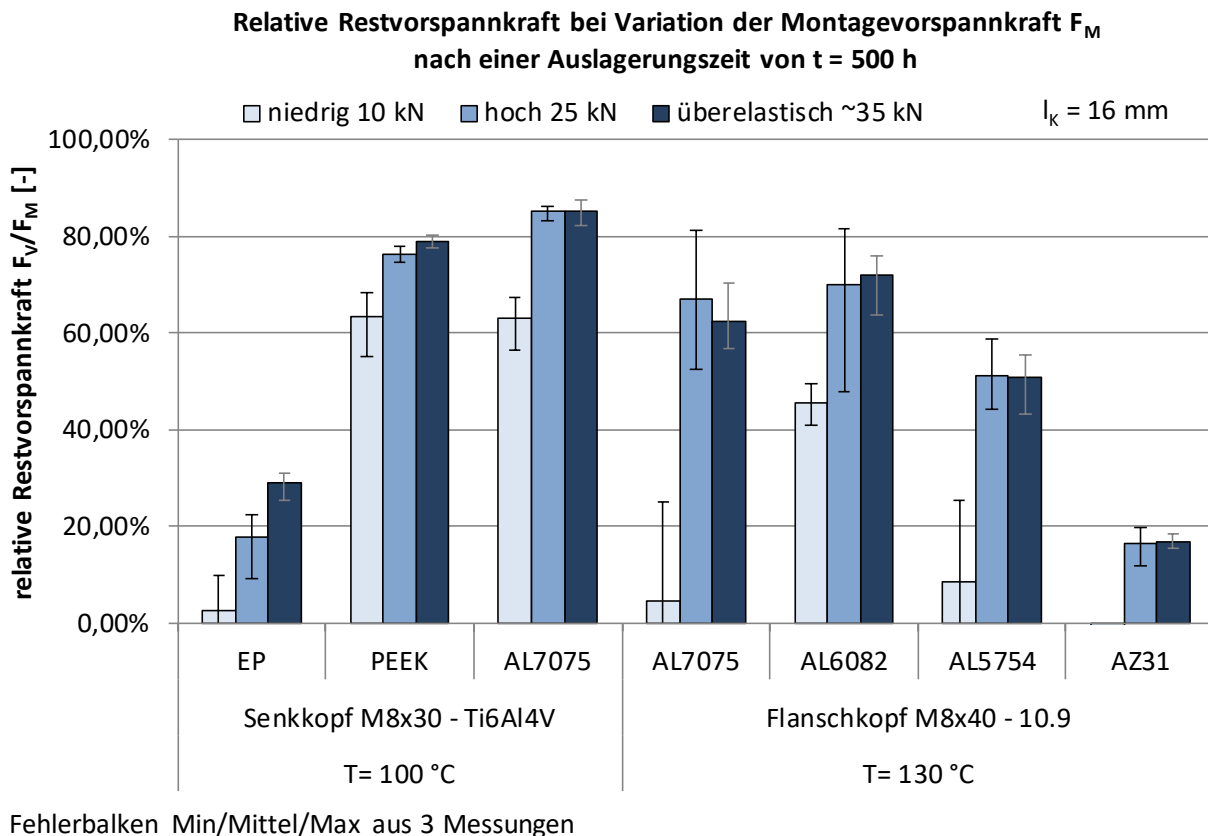


Abb. 69: Vergleich der relativen Restvorspannkraft bei $t = 500$ h und 3 verschiedenen Höhen der Montagevorspannkraft F_M

Der relative Unterschied zwischen der Montagevorspannkraft von 25 kN und 35 kN ist bis auf das CFK mit Epoxidharz Matrix (EP) nicht allzu hoch; allerdings ist bei der Interpretation dieser Ergebnisse zu bedenken, dass eine gleich hohe relative Restvorspannkraft absolut bei höherer Montagevorspannkraft auch eine höhere Restvorspannkraft bedeutet.

Bezogen auf CFK kommen auch die Autoren der Veröffentlichungen [THOP-08; GIBS-13; JENN-13] (auch bei GFK [WALL-04]) zu dem Ergebnis, dass eine höhere Montagevorspannkraft zu höheren Restvorspannkraften nach der Auslagerung führt. Ein ähnlicher

Effekt ergibt sich beim Nachziehen während des Versuchs [CACCC-09]. Der Grund hierfür ist, dass die viskoelastische Kunststoffmatrix bei hohen Spannungen teilweise zwischen den weitaus tragfähigeren Fasern weggedrückt wird, welche dann vermehrt im Kraftfluss liegen. Die Mikroskopaufnahmen von Proben mit Epoxidharzmatrix in **Abb. 70** und **Abb. 71** belegen diese Annahme. Sie wurden mit einer Montagevorspannkraft von $F_M = 35$ kN vorgespannt und bei einer Auslagerungszeit von $t = 1000$ h bei einer Temperatur von $T = 100$ °C ausgelagert. In **Abb. 70** erkennt man, dass quer zur Bohrung liegende Fasern mit der umgebenden Matrix in die Bohrung hineingepresst worden sind. Die längs zur Bildebene verlaufenden Fasern werden durch den Verbund gehalten. Wird die Probe um 90° gedreht, sind die anderen Schichten des $0^\circ/90^\circ$ -CFK in die Bohrung gepresst.

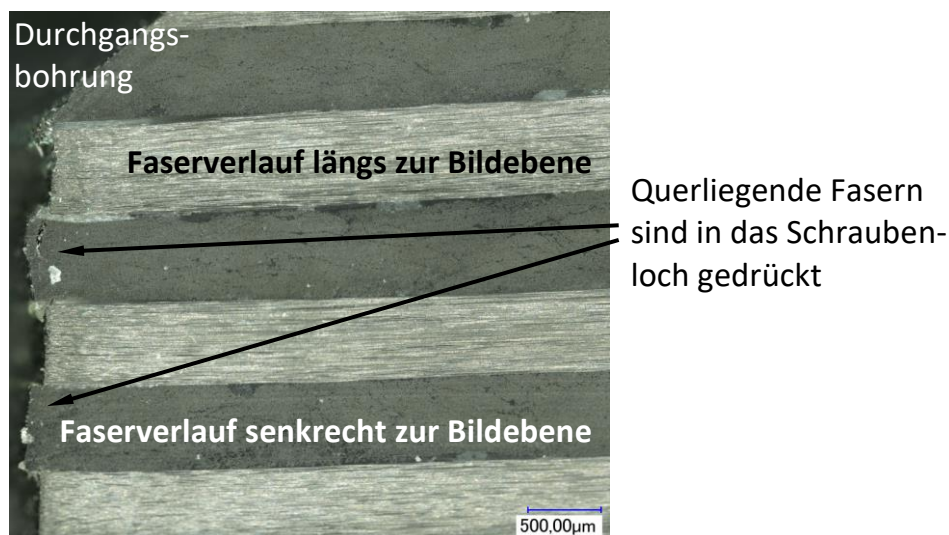


Abb. 70: Mikroskopaufnahme des geschnittenen EP-Bauteils nach der Auslagerung von 1000 h mit 35 kN Vorspannkraft bei $T = 100$ °C. Man sieht, dass die senkrecht zur Bildebene liegenden Fasern in die Bohrung gedrückt sind (Fließen der Matrix)

In **Abb. 71** zeigen zwei Ausschnitte mit 1000-facher Vergrößerung der gleichen Probe, dass die Matrixanteile (schwarze Bereiche) unter dem Mutterauflagekontakt (rechts) geringer ausfallen als im unbelasteten Bereich des Laminats auf der linken Seite. Dies ist vor allem direkt unter der Auflagefläche zu beobachten, weil dort die höchste Spannungskonzentration herrscht. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich dieser Effekt im gesamten verspannten Volumen des Bauteils weiter fortsetzt, dort aber optisch nicht so eindeutig sichtbar ist. Weitere Details finden sich in der Veröffentlichung [HUBB-14].

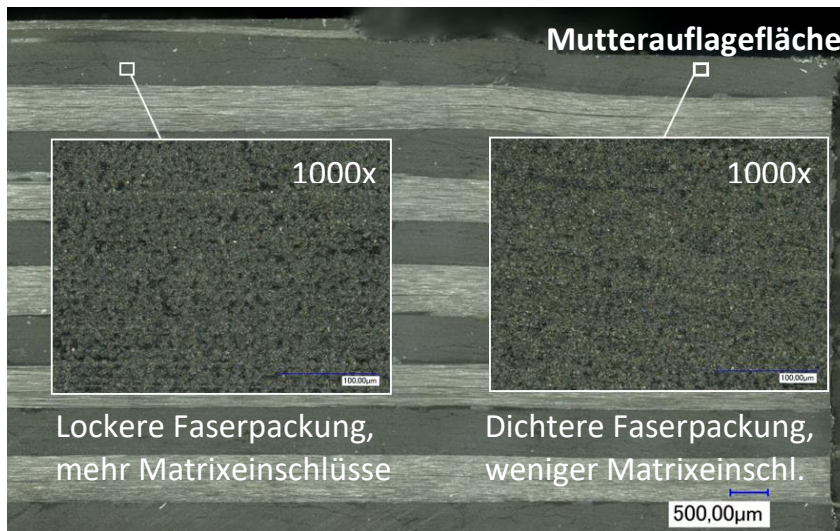


Abb. 71: Mikroskopaufnahme des geschnittenen EP-Bauteils nach der Auslagerung mit 35 kN Vorspannkraft. Man sieht in der 1000-fachen Vergrößerung unter der Auflagefläche rechts, dass weniger Matrixeinschlüsse (schwarz) vorhanden sind als im unbelasteten Bereich (links).

Wie oben ersichtlich, gibt es auch bei Metallen den Effekt, dass bei höheren Montagevorspannkraften höhere Restvorspannkraften nach thermischer Auslagerung verbleiben (auch bemerkt in [WIEG-68]). Dies ist dem Effekt des primären Kriechens und der Dehnverfestigung (oder Kaltverfestigung) zuzuschreiben (siehe auch 4.3.1). Das primäre Kriechen, das auch bei geringeren Spannungen zum Tragen kommt, wird durch die Dehnverfestigung begrenzt. Selbst wenn die absoluten Relaxationsbeträge bei höheren Startvorspannkraften höher sein sollten, sind sie anteilmäßig auf diese bezogen genauso groß oder kleiner. Daher bleiben die Restvorspannkraften bei höherer Startvorspannkraft und gleicher Auslagerungstemperatur i.d.R. höher. In den Arbeiten [CHEN-97; MORE-01] machen die Autoren allerdings eine umgekehrte Beobachtung, dass die relativen Vorspannkraftverluste mit höherer Startvorspannkraft steigen. Dort werden allerdings Magnesiumlegierungen bei sehr hohen Temperaturen zwischen 125 °C und 175 °C ausgelagert, weshalb es hier zu großen relativen Verlusten kommt. Absolut betrachtet sind die Restvorspannkraften hier aber auch nach 100 h noch signifikant höher, wenn höher vorgespannt wurde.

Auch ein Nachspannen oder ein Lösen und Wiederanziehen der Verbindungen wird in verschiedenen Quellen [BICK-83; LECO-84; PETT-97; KIND-00; PURP-02; SCHO-08] als sehr gutes Mittel zur Verminderung der Vorspannkraftrelaxation angeführt. Der Grund hierfür ist, dass sowohl das Setzen als auch das primäre Kriechen abgeklungen und der Werkstoff bereits dehnverfestigt ist.

7.4.2. Einfluss der Oberflächenrauheit

In der VDI-Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] wird als einziger quantifizierbarer Anteil der Vorspannkraftrelaxation das Setzen angeführt und die Höhe der Setzbeträge stark abhängig gemacht von der Rauheit der Oberflächen (siehe Kap. 4.1). Auch diese Abhängigkeit ist untersucht worden, indem fein, mittel und grob geschliffene Proben aus Al EN-AW 6082 und St 42CrMo4 bei Raumtemperatur und erhöhter Temperatur ausgelagert worden sind. Die Proben besitzen die gleichen Geometrien wie in Kap. 7, wurden an Trennfuge, Kopf- und Mutterauflagefläche mit unterschiedlicher Körnung geschliffen (Orientierung der Textur über Kreuz) und mit DIN 6921 Flanschkopfschrauben verspannt. Auf diesem Foto in **Abb. 72** der grob geschliffenen Aluminiumprobe nach dem Versuch bei 130 °C ist ersichtlich, dass sich die Textur der um 90° versetzten Gegenlage im Bereich um die Bohrungen abzeichnet, wo der Kontaktdruck aufgrund des Verformungskegels (siehe Kap. 2.1.2) am höchsten ist. Der Abdruck geht einher mit einer Einbnung in den Kontaktstellen der Oberflächen, was wiederum zu einem Relaxationsbeitrag und damit zu Vorspannkraftverlust führt.

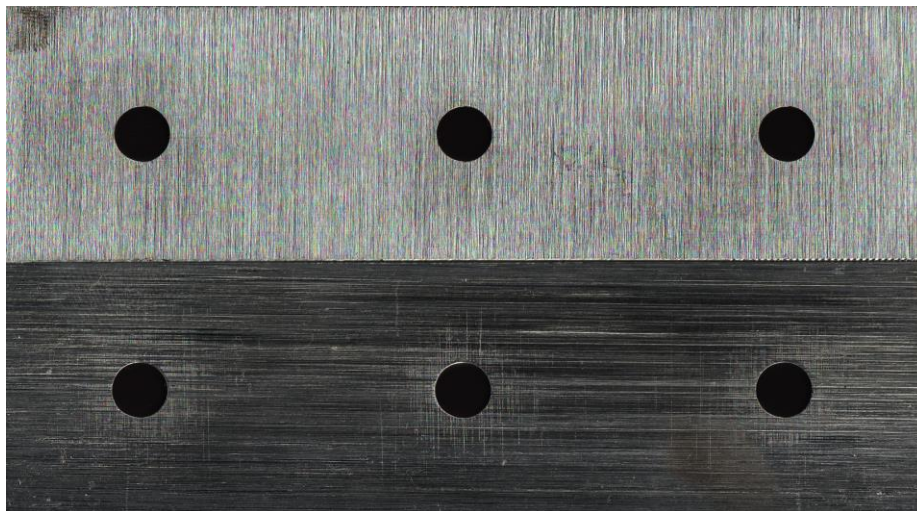


Abb. 72: Ansicht der Bauteiltrennfugen der Al-Probe, Schliff grob nach der Auslagerung von 1000 h bei 130 °C. Man erkennt die über Kreuz gelegte Textur, die sich auch im Bereich um die Bohrungen (Verformungskegel) am Gegenbauteil abzeichnet.

Die Vorspannkraft wurde ebenfalls auf gleichem Wege wie in Kap. 7 diskontinuierlich ermittelt. In **Abb. 73** wird für eine Auslagerungszeit von $t = 1000$ h deutlich, dass die Restvorspannkraft in jedem untersuchten Fall (Material, Temperatur, Vorspannkraft) von der Rauheit abhängt und zwar in ähnlicher Größenordnung sowie unabhängig vom verspannten Werkstoff. Auch sieht man wie oben den positiven Zusammenhang zwischen höherer Montagevorspannkraft und höherer Restvorspannkraft für jede Variati-

on. In der Legende sind die Rz-Größen angegeben, die nach dem Schleifen entsprechend [DIN4287-10] ermittelt worden sind.

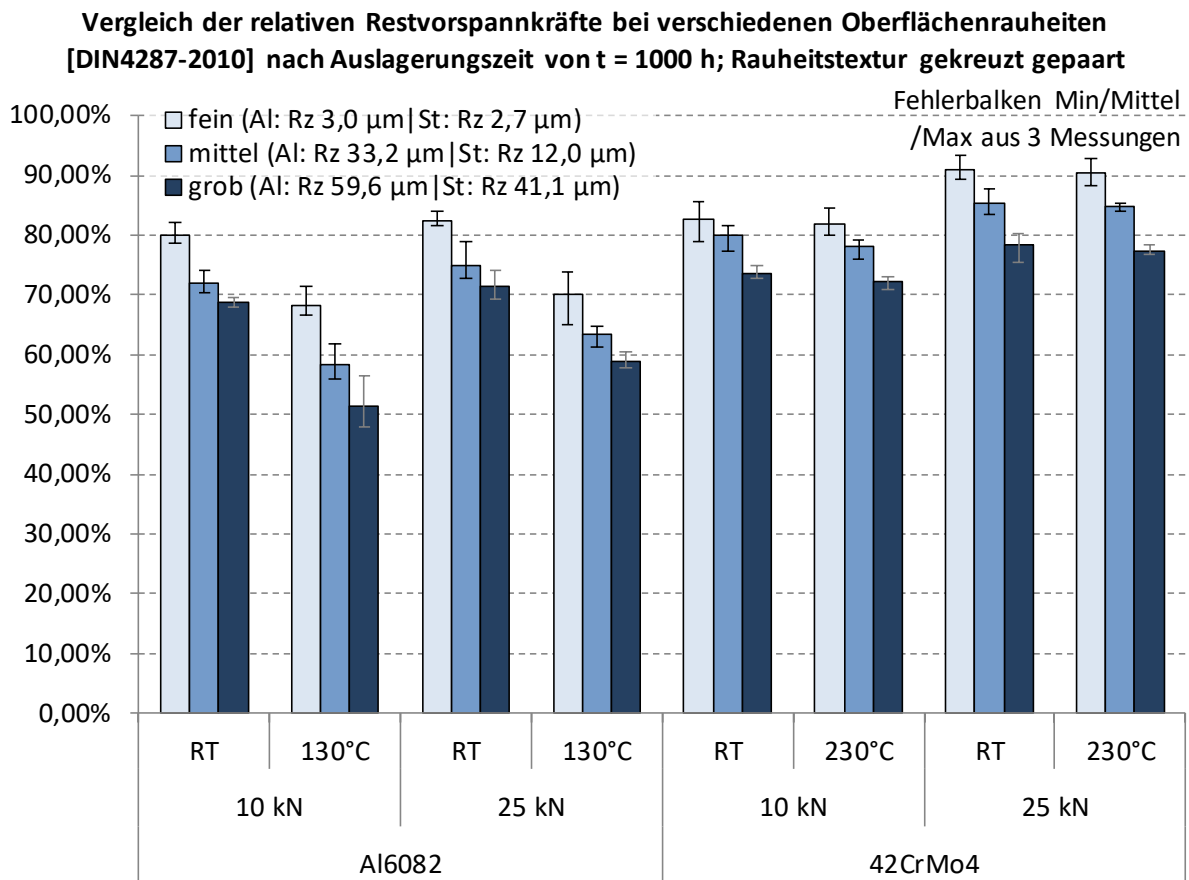


Abb. 73: Abhängigkeit der relativen Restvorspannkkräfte von der Oberflächenrauheit der verspannten Bauteile. Proben aus Aluminium und Stahl. Rz-Ermittlung nach [DIN4287-10].

Damit zeigt sich, dass die Oberflächenrauheiten der verspannten Materialien auf jeden Fall einen Einfluss auf die Restvorspannkkräfte besitzen. Inwieweit der Ansatz der VDI-Richtlinie 2230 in der Lage ist, diesen Einfluss richtig zu beziffern und ob man Temperatur und relative Vorspannkrafthöhe mit einbeziehen sollte, erfordert ein umfangreicheres Versuchsprogramm. Dass dieser Effekt existiert, zeigen die Messungen von oben aber eindeutig.

8. Zusammenfassung

In jeder Schraubenverbindung kommt es zu einem Rückgang der Vorspannkraft, nachdem der Montageprozess beendet ist, was als Vorspannkraftrelaxation bezeichnet wird. Dabei führen plastische Verformungen in axialer Richtung der Schraube an allen im geschlossenen Kraftfluss der Vorspannkraft beteiligten Bauteilvolumina und Oberflächen zu Vorspannkraftrelaxation. Die Umsetzung von durch plastische Verformung veränderter axialer Distanz in einen Betrag der Vorspannkraftrelaxation erfolgt über die Summe der elastischen Nachgiebigkeiten aller in diesem Kraftfluss befindlichen Bauteile. Die Nachgiebigkeiten werden vom Elastizitätsmodul der einzelnen Werkstoffe und den Bauteilgeometrien bestimmt. Die Höhe der plastischen Verformungen hängt von den anliegenden mikro- und makroskopischen Beanspruchungen (daher ebenfalls abhängig von Geometrie, Oberflächenbeschaffenheit und von mechanischen Belastungen) und der thermischen Belastung ab. Im Allgemeinen kann man sagen, dass Leichtbauwerkstoffe, also Leichtmetalle oder (faserverstärkte) Kunststoffe, aufgrund ihrer kleineren mechanischen und thermischen Beanspruchbarkeit zu größeren plastischen Verformungen neigen, als dies bei Stahlwerkstoffen (also reinen Stahl/Stahl-Verbindungen) der Fall ist.

Die auslösenden Effekte dieser plastischen Verformungen bei Schraubenverbindungen lassen sich in drei einzelne Effekte unterteilen:

- **Setzen:** Einebnung von Unebenheiten während oder kurz nach der Montage. Die Setzkraftverluste sind der Beitrag, der in der klassischen Schraubenberechnung nach VDI-Richtlinie 2230 [VDI2230-1-15] üblicherweise berücksichtigt wird. Die dort ermittelten Setzbeträge gelten für Verbindungen, die ausschließlich Stahlkomponenten enthalten und bei Raumtemperatur eingesetzt werden. Bei solchen Verbindungen beruht die Vorspannkraftrelaxation in der Regel wirklich hauptsächlich auf dem Setzen. Bei reinen Stahl-Verbindungen unter hohen Temperaturen (Kraftwerkseinsatz) oder bei Systemen mit Leichtbaumaterialien treten die anderen Beiträge mehr in den Vordergrund.
- **Lastplastifizieren:** Bei einem Vorspannkraftanstieg in der Schraube durch mechanische oder thermische Belastung werden Bauteile im Kraftfluss (verspannte Teile oder Schraube) plastifiziert. Die Plastifizierung führt nach dem Wegfall der Belastung zu einer verminderten Vorspannkraft. Über die Streckgrenze der Schraube oder die Grenzflächenpressung der Bauteile (im am höchsten beanspruchten

Bereich der Kopf- oder Mutterauflage) lässt sich eine Grenzvorspannkraft $F_{V_{\text{grenz}}}$ festlegen, ab der die Plastifizierung auftritt. Einen Sonderfall stellt der in dieser und anderen Arbeiten beobachtete Effekt dar, der als Nachsetzen bezeichnet wird. Er beschreibt das Phänomen, dass auch ohne Überlastung der Bauteile ein Vorspannkraftrückgang nach dem Erwärmen und Abkühlen von Bauteilen zu verzeichnen ist. Er wird auf die erneute Einebnung von Mikrounebenheiten (deshalb „Setzen“) zurückgeführt, die bei Erwärmung (Verringerung der Festigkeit) und eventueller Vorspannkrafterhöhung über die Montagevorspannkraft hinaus, entsteht.

- **Kriechen:** Kriechen bezeichnet die Umsetzung von elastischen Dehnungsanteilen in plastische und ist zeit- und beanspruchungsabhängig. Diese Kriechvorgänge beruhen bei Metallen auf verschiedenen mikroskopischen Prozessen innerhalb des beanspruchten Werkstoffvolumens. In den untersuchten verspannten CFK-Werkstoffen dominiert die Kunststoffmatrix das viskoelastische Kriechverhalten. Das Kriechen wird experimentell in zeitaufwändigen Kriech- oder Relaxationsversuchen quantifiziert und gilt in der Regel nur für den speziell untersuchten Werkstoff in seinem Zustand. Die dadurch parametrisierten Ansätze, um das Kriechen mathematisch zu beschreiben (hier Kriechgesetz nach Norton oder Findley), erlauben es in Grenzen, Aussagen über das Verhalten bei anderen Spannungen, Temperaturen oder Zeithorizonten zu machen.

Wegen der Notwendigkeit einer ausreichend hohen Vorspannkraft für die Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung wurde die Vorspannkraftrelaxation bereits seit langer Zeit gemessen, beschrieben und analysiert. Waren die Einflussfaktoren relativ früh klar herausgearbeitet, ist es bisher nicht gelungen, eine zufriedenstellend genaue und gleichzeitig praxisorientierte Berechnungsvorschrift für verschiedene Verbindungsgeometrien und gepaarte Werkstoffe zu entwickeln. Während sich die Setzkraftverluste mit Hilfe von VDI-Richtlinie 2230 (bzw. grundlegender Arbeiten) und das Lastplastifizieren über die Beanspruchbarkeit relativ gut erfassen lassen, stellt die Bestimmung der Vorspannkraftverluste durch Kriechen bei Schraubenverbindungen eine Herausforderung dar. Einerseits sind die Versuche zur Bestimmung der Parameter für die Kriechgesetze sehr aufwändig und nicht auf andere Werkstoffe übertragbar. Andererseits wird die Berechnung sowohl durch den Einfluss der Nachgiebigkeitsverhältnisse als auch durch die Rückkopplung aufwändig, weil die plastische Dehnung durch Kriechen spannungsabhängig ist, die Spannung aber während der Vorspannkraftrelaxation stetig abnimmt. Daher

stellen die in der Literatur veröffentlichten Ansätze oft nur empirische Gleichungen dar, bei denen die Nachgiebigkeitsverhältnisse nicht berücksichtigt werden und daher nur für den ermittelten Vorspannkraftlast des dort experimentell untersuchten Verbindungssystems gelten. Setzen und Lastplastifizieren fließen in keinem bekannten Ansatz mit ein. Mit numerischer Simulation (FEM) lässt sich die Vorspannkraftrelaxation tatsächlich gut berechnen. Die Gründe sind, dass dort die Nachgiebigkeiten beliebiger Verbindungssysteme, der Temperatureinfluss und die Kriechneigung der Werkstoffe über implementierte Kriechgesetze beliebig detailliert berücksichtigt und in zeitlich dynamischen Abläufen berechnet werden können. Das Lastplastifizieren kann ebenfalls über die Definition von elastisch-plastischem Materialverhalten berechnet werden. Allerdings ist der Aufwand zum Aufbau dieser Modelle und für die zu ermittelten Parameter für die Kriechgesetze hoch und macht diesen Ansatz oft unwirtschaftlich für die Praxis. Obwohl technisch möglich, ist außerdem keine Veröffentlichung bekannt, in der das Setzen numerisch mit berücksichtigt wird, was ebenfalls aufwändig wäre.

Daher ergibt sich das Ziel dieser Arbeit, einen analytischen Berechnungsansatz zu entwickeln, der durch Berücksichtigung der Nachgiebigkeitsverhältnisse auf verschiedene Verbindungssysteme übertragbar ist und dessen Parameter für das Kriechverhalten der Werkstoffe in einfachen Versuchen ermittelt werden kann. Die rechnerische Basis hierfür bietet ein bereits bekannter Modellansatz, bei dem Kriechgesetze (in dieser Arbeit nach Norton und Findley) in Relaxationsgleichungen überführt werden. Da diese Gleichungen bisher für Relaxationsversuche an Proben galten, die ideal steif eingespannt sind, werden sie um den Elastizitätsfaktor b bzw. b^* erweitert, der alle Bauteile des Verbindungssystems abbildet. Mit Hilfe des Ansatzes in der vorliegenden Form kann die Vorspannkraftrelaxation für ein System ermittelt werden, bei dem nur die verspannten Bauteile kriechen, unter der Annahme, dass die Schraube und die Mutter keine Kriecheffekte zeigen. Wenn nur die Schraube relaxiert, kann der Ansatz analog übernommen werden.

Kombiniert mit den Beiträgen der Vorspannkraftrelaxation aus Setzen und Lastplastifizieren, lassen sich die mit dem Ringkraftsensor kontinuierlich gemessenen Vorspannkraftverläufe sehr gut abbilden. Die hier betrachteten verspannten Bauteilmaterialien sind drei Aluminiumlegierungen, zwei Magnesiumlegierungen und zwei CFK-Werkstoffe mit unterschiedlichem Lagenaufbau und Matrixmaterial.

Eine große Anzahl von Versuchen mit diskontinuierlich über die elastische Längenänderung nach Abkühlung ermittelten Restvorspannkraften bei verschiedenen Temperaturen zwischen -50 °C und 130 °C dient einerseits zur Untersuchung verschiedener Einflussparameter, andererseits zur Verifikation des Berechnungsansatzes bei anderen Verbindungsgeometrien. Dabei ist die größte Änderung sicherlich, dass der Ringkraftsensor als sehr nachgiebiges Element nicht mehr Teil des Kraftflusses und die Schraube daher auch sehr viel kürzer ist. Außerdem kommen auch Titan-Senkkopfschrauben aus dem Luftfahrtbereich mit entsprechenden Titanmuttern und -unterlegscheiben zum Einsatz. Der direkte Vergleich für sehr viele Einzelmesswerte zeigt, dass die Berechnung in der Lage ist, die Vorspannkraftrelaxation für die Praxis hinreichend genau vorherzusagen, wobei der Findley-Ansatz die besseren Übereinstimmungen für die verspannten CFK-Proben liefert. Dabei können über den Arrhenius-Ausdruck auch dann Temperaturen in einem breiten Spektrum variiert werden, wenn die kontinuierliche Messung zur Ermittlung der Parameter nur für eine Temperatur durchgeführt worden ist.

Der Vergleich verschiedener Einflussparameter auf die Vorspannkraftrelaxation aus den diskontinuierlichen Versuchen zeigt deutlich folgende Zusammenhänge:

- **Werkstoffe der verspannten Bauteile:** Während es bei -50 °C und 23 °C auch bei einer Auslagerungszeit von 500 h kaum zu nennenswerten Vorspannkraftverlusten bei allen verspannten Bauteilmaterialien kommt, fallen die Magnesium- und CFK-Proben ab 80 °C deutlich ab. Bei 130 °C gehen auch die Vorspannkraften der verspannten Aluminiumproben stark zurück. Auch innerhalb einer Werkstoffgruppe gibt es starke Unterschiede. So verlieren die Proben mit verspanntem Magnesium AZ31 bei 130 °C über 80 % ihrer Vorspannkraft nach 500 h, während diese bei verspanntem AZ91 nur um gut 60 % zurückgeht. Während CFK mit PEEK Matrix noch über 50 % seiner Vorspannkraft im Mittel bei diesen Parametern besitzt, gibt es beim einfachen CFK-Laminat mit Epoxidharzmatrix keine messbare Vorspannkraft mehr. Beim Aluminium zeigt das verspannte EN AW-6082 die höchste Vorspannkraftstabilität und das EN AW-5754 die geringste.
- **Auslagerungszeit:** Allen Parameterkonfigurationen ist gemein, dass der Abfall der Vorspannkraft am Anfang pro Zeiteinheit am höchsten ist und dann immer geringer wird, aber innerhalb der betrachteten Auslagerungszeit nicht zum Erliegen kommt.

- **Montagevorspannkraft:** Die betrachteten Bauteilwerkstoffe zeigen eine Abhängigkeit der Vorspannkraft von der zu Beginn aufgebrauchten Montagevorspannkraft. Ist die Vorspannkraft sehr niedrig ($F_M = 10 \text{ kN}$), sind die verbleibenden relativen Restvorspannkraften ebenfalls sehr niedrig. Die relativen Unterschiede bei $F_M = 25 \text{ kN}$ und $F_M = 30 \text{ kN}$ sind verhältnismäßig gering, wobei die absoluten Restvorspannkraften sich natürlich noch stark unterscheiden, auch nach $t = 500 \text{ h}$ Auslagerungszeit. Bei den Metallen ist dieser Effekt auf das Abklingen des primären Kriechens und die Dehnverfestigung zurückzuführen, bei den CFK-Werkstoffen auf ein Verdrängen der schwächeren Kunststoffmatrix zwischen den Fasern bei hohen Vorspannkraften.
- **Oberflächenrauheit:** Sowohl für Stahl als auch für verspannte Aluminiumproben zeigt sich eine Abhängigkeit von der Rauheit in ähnlicher Größenordnung. Dabei scheinen Montagevorspannkraften und auch die Auslagerungstemperatur keinen signifikanten Unterschied auf diesen Effekt zu haben.

9. Fazit und Ausblick

Die Vorspannkraftrelaxation geht bei Leichtbauwerkstoffen schon bei vergleichsweise niedrigen Temperaturen stark über die reinen Setzkraftverluste hinaus. Deshalb ist es für die Auslegungsrechnung sehr wichtig, den gesamten Vorspannkraftrückgang zu berücksichtigen, da die verbleibende Restvorspannkraft für die Tragfähigkeit in der Betriebsphase ausschlaggebend ist. Da bisher keine praxistaugliche Berechnungsmethode bekannt ist, um den Vorspannkraftrückgang vorhersagen zu können und sich somit auch kein Ansatz durchsetzen konnte, war man bisher auf Experimente für jedes individuelle Verbindungssystem angewiesen. Die hier entwickelte Methode zeigt, dass sie die Möglichkeit eröffnet, die Vorspannkraftverluste praktisch hinreichend genau zu berechnen, unter der Annahme, dass nur in einem Element im Kraftfluss Kriechvorgänge stattfinden. Die absolute Genauigkeit der Vorhersage spielt auch deshalb in der Praxis eine weniger wichtige Rolle, weil die Höhe des Vorspannkraftrückgangs aufgrund einer Vielzahl von Einflussfaktoren an sich schon stark streut. Es ist sonst keine Methode der Auslegungsrechnung bekannt, bei der eine einfache Messung der Vorspannkraft über der Zeit bei erhöhter Temperatur ausreicht, um die Vorspannkraftrelaxation auch bei anderen Verbindungssystemen mit gleichen Werkstoffen und bei veränderten Temperaturen vorherzubestimmen.

Auch wenn das entwickelte Vorgehen im Vergleich mit einer großen experimentellen Basis meist gute bis sehr gute Übereinstimmung zeigte, sollten weitere Untersuchungen in dieser Richtung durchgeführt werden z.B. mit anderen Klemmlängen, Verbindungselementgeometrien, Werkstoffen und Temperaturen. Für einige Anwendungsbereiche sind auch deutlich längere Auslagerungszeiten interessant, die hier nicht betrachtet worden sind. Darüber hinaus wird die Qualität der Vorhersage bei Metallen und hohen Temperaturen sowie bei CFK ab mittleren Temperaturen ungenauer, was präziser untersucht werden sollte. Eventuell ist zu prüfen, ob man für den willkürlich gewählten Spannungsquerschnitt anstelle der Kopfauflagefläche nicht den Ersatzaußendurchmesser (entspr. [VDI2230-86; BICK-08]) verwenden kann, um eventuell genauere Berechnungsergebnisse zu erzielen. Es ist auch denkbar, dass dies zu einer besseren Vergleichbarkeit der hier ermittelten Parameter mit denen aus Kriechversuchen führt.

Der hier beobachtete Effekt des Nachsetzens und seine Begrenzung auf die maximal aufgetretene Montagevorspannkraft könnte in folgenden Arbeiten genauer erforscht

werden. Dabei sollten die Ursachen eindeutiger bestimmt werden, um die Höhe des Vorspannkraftabfalls bei der ersten thermischen Belastung beziffern zu können. Interessant wäre es auch, hierbei die Höhe der Montagevorspannkraft systematisch zu variieren. In diesem Zusammenhang kann auch die Vorspannkraftrelaxation bei kontinuierlicher und zyklischer Temperaturbelastung verglichen werden. Obwohl die Vorspannkraftrelaxation relativ unabhängig von üblichen mechanischen Belastungen sein soll, sollte der Effekt des Lastplastifizierens bei gleichzeitiger Wirkung einer hohen Betriebskraft klarer untersucht werden. Dieser ist hier zwar über die maximale Schraubkraft und die Grenzen der Werkstofffestigkeit enthalten, es ist jedoch denkbar, dass es auch hier zu einem ähnlichen Effekt wie dem Warmsetzen kommen kann, was zu zusätzlichen Relaxationsverlusten führt. Auch der Einfluss der Montagevorspannkraft und der Oberflächenrauheit auf die Relaxation sollte in umfangreicheren Versuchsreihen untersucht werden als es im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit möglich war. Hierzu wären auch mikroskopisch-bildgebende Verfahren zur Untersuchung der Veränderungen der Oberflächen und der verspannten Werkstoffgefüge interessant.

Zusammenfassend leistet die hier entwickelte Methode einen Beitrag, um die Auslegungsrechnung in Zukunft dahingehend zu erweitern, die Vorspannkraftsituation auch nach längerer Betriebszeit praxisgerecht vorhersagen zu können und somit insbesondere Leichtbauschraubenverbindungen optimierter zu gestalten.

Anhang A: Literaturverzeichnis

- [ALKE-08] Alkelani, A. A., Housari, B. A., Nassar, S. A.: *A Proposed Model for Creep Relaxation of Soft Gaskets in Bolted Joints at Room Temperature*, Journal of pressure vessel technology, Vol. 130, No. 1, 11211-1 – 11211-6, 2008.
- [ANOP-10] Anopuo, O.: *Bolt load retention response and creep of AS41 Mg-Alloy*, Dissertation Univ. Hamburg-Harburg. Hamburg-Harburg, 2010.
- [ARIM-95] Arimond, J.: *Bolt Load Retention Modeling from Creep Performance Data*, in *Advances in automotive plastic components and technology. papers pres. at the SAE International Congress & Exposition, Detroit, Michigan, February 27 - March 2, 1995*, S. 7–12: SAE, 1995.
- [ARZ-06] Arz, U., Baumgart, H., Kremer, U., Marx, T., Stolle, C.: *Grenzflächenpressung von Eisenwerkstoffen und Leichtmetallen unter kontinuierlicher Beanspruchung*, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 37, No. 10, S. 894–899, 2006.
- [ARZ-03] Arz, U., Berger, C., Kaiser, B., Kremer, U.: *Grenzflächenpressung von Leichtmetallen unter kontinuierlicher Beanspruchung bei Temperaturen bis 150° C*, Konstruktion, Vol. 55, S. 63–67, 2003.
- [BA-S-91] Ba-Saleem, M. O.: *Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Setzverluste an Schraubenverbindungen*, Dissertation Univ. Chemnitz, 1991.
- [BEEL-68] Beelich, K. H.: *Relaxation bei statischer und dynamischer Beanspruchung von Schraubenverbindungen*, Dissertation. Darmstadt, 1968.
- [BEEL-73] Beelich, K. H.: *Kriech- und relaxationsgerecht*, Konstruktion, Vol. 25, S. 415–421, 1973.
- [BEEL-70] Beelich, K.H.: *Gesichtspunkte zur Deutung des Relaxationsverhaltens und zur Auslegung temperaturbeanspruchter Schraubenverbindungen*, Draht-Welt, Vol. 56, S. 178–183, 1970.

- [BERG-02] Berger, C., Arz, U., Müller, H., Westphal, K.: *Ermittlung der Grenzflächenpressung unter einachsialer kontinuierlicher Beanspruchung bei Raumtemperatur: Surface-pressure of clamped materials*, Konstruktion, Vol. 54, No. 7/8, S. 38–42, 2002.
- [BICK-83] Bickford, J. H.: *That Initial preload - What Happens to it?*, Mechanical Engineering, S. 57–61, 1983.
- [BICK-08] Bickford, J. H.: *Introduction to the Design and Behavior of Bolted Joints: Non-gasketed joints*. Boca Raton, Fla.: CRC Press, 2008.
- [BORG-16] Borgener E.-A.: *Excelformeln - FORMELN - Übersicht - Statistik (6): Parameter einer potenziellen Regression*, 2016.
<http://www.excelformeln.de/formeln.html?welcher=275>. Stand: 28.04.2016.
- [BOZO-08] Bozorg Haddad, A. H.: *Creep of Fiber Reinforced Polymer (FRP) Pile Materials*, Dissertation New York Univ. Ann Arbor: ProQuest, 2008.
- [BRIN-08] Brinson, H. F., Brinson, L. C.: *Polymer engineering science and viscoelasticity: An introduction*. Boston, MA: Springer, 2008.
- [BROU-02] Broughton, W. R., Crocker, L. E., Gower, M. R. L.: *Design requirements for bonded and bolted composite structures: project MMS11- report No. 1*. Teddington, Middlesex: NPL, 2002.
- [BÜRG-11] Bürgel, R., Jürgen Maier, H., Niendorf, T.: *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2011.
- [CACC-09] Caccese, V., Berube, K. A., Fernandez, M., Daniel Melo, J., Kabche, J. P.: *Influence of stress relaxation on clamp-up force in hybrid composite-to-metal bolted joints*, Composite Structures, Vol. 89, No. 2, S. 285–293, 2009.
- [CAMP-06] Campbell, F. C.: *Manufacturing technology for aerospace structural materials*, 1st ed. Amsterdam: Elsevier, 2006.
- [CG T-09] CG TEC GmbH: *Technisches Datenblatt Carbon-Platte: Technische Daten - Laminat*, 2009.

- [CHAN-07] Chang, C.-C., Wang, Q. G.: *Modeling of bolt joint behavior of cast aluminum alloy (A380-T5) by coupling creep and plasticity in finite element analysis*, Metallurgical and Materials Transactions B, Process Metallurgy and Materials Processing Science, Vol. 38, No. 4, S. 607–613, 2007.
- [CHEN-97] Chen, F., Jones, J., McGinn, T., Kearns, J., Allison, J., Nielsen, A. J.: *Bolt-Load Retention and Creep of Die-Cast Magnesium Alloys: SAE Technical Paper 970325*, 1997.
- [CHEN-02] Chen, H.-S., Kung, H.-K.: *A hygrothermal sensitivity evaluation on the clamp-up torque of bolted composite joint*, in *Proceedings of the American Society for Composites Seventeenth Technical Conference: October 21-23, 2002, Perdue University, West Lafayette, Indiana*. C.T. Sun, and H. Kim, Eds.: CRC Press, 2002.
- [CHEN-14] Chen, L., Ahadi, A., Zhou, J., Ståhl, J.-E.: *Numerical and Experimental Study of the Roughness Effects on Mechanical Properties of AISI316L by Nanoindentation*, MNSMS, Vol. 04, No. 04, S. 153–162, 2014.
- [CHES-65] Chesson, E., Munse, W. H.: *Studies of the behavior of high-strength bolts and bolted joints*. Urbana, Ill.: Univ. of Illinois, 1965.
- [CZIC-14] Czichos, H., Skrotzki, B., Simon, F.-G.: *Das Ingenieurwissen: Werkstoffe*. Berlin: Springer Vieweg, 2014.
- [DALL-16] Dallmeier, S.: *Sensitivitätsanalyse des Vorspannkraftverlustes von einschneidigen Schraubenverbindungen für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe*, Dissertation RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 2016.
- [DALL-06] Dallner, C., Ehrenstein, G. W.: *Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen: Teil I: Kriechverhalten unter statischer Belastung*, Zeitschrift Kunststofftechnik, Vol. 2, No. 3, S. 1–31, 2006.
- [DAY-66] Day, M. F., Ferguson, F. R. V.: *Stress-relaxation tests with elastic follow-up on bolt steels*, NEL report 212. Glasgow: National Engineering Laboratory, 1966.

- [DIN13-99] DIN 13: *Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung*. Berlin: Beuth, 1999.
- [DIN6331-03] DIN 6331: *Sechskantmuttern 1,5 d hoch mit Bund*. Berlin: Beuth, 2003.
- [DIN6921-83] DIN 6921: *Sechskantschrauben mit Flansch, (zurückgezogen, Nachfolge-norm DIN EN 1665)*. Berlin: Beuth, 1983.
- [DIN18265-14] DIN EN ISO 18265: *Metallische Werkstoffe - Umwertung von Härte-werten (ISO 18265:2013)*. Berlin: Beuth, 2014.
- [DIN4287-10] DIN EN ISO 4287: *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflä-chenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit: (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009)*. Berlin: Beuth, 2010.
- [DIN724-10] DIN ISO 724: *Metrische ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung: Grund-maße (ISO 724:1993 + Cor. 1:2009)*. Berlin: Beuth, 2010.
- [DIN965-96] DIN ISO 965: *Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung*. Berlin: Beuth, 1996-2002.
- [DOMI-05] Domininghaus, H., Elsner, P., Eyerer, P., Hirth, T.: *Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften*. Berlin: Springer, 2005.
- [DUCH-13] Duchardt, M.: *Bewertung des Vorspannkraftverlustes in Schraubenver-bindungen unter kombinierter mechanischer und thermischer Beanspru-chung*, Dissertation TU Darmstadt. Aachen: Shaker, 2013.
- [DUCH-11] Duchardt, M., Wuttke, U., Berger, C.: *Analyse des Vorspannkraftverlus-tes mechanisch und thermisch beanspruchter Schraubenverbindungen, in Schraubenverbindungen. Berechnung, Gestaltung, Anwendung*. VDI-Berichte 2153, Ed., Düsseldorf: VDI-Verl., 2011.
- [FIND-76] Findley, W. N., Lai, J. S., Onaran, K.: *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials, with an introduction to linear viscoelasticity*. Ams-terdam, New York: North-Holland Pub. Co., Elsevier/North Holland, 1976.

- [FREY-51] Frey, D. N.: *The general tensional relaxation properties of a bolting steel*, Transactions of the ASME, Vol. 73, S. 755–760, 1951.
- [FRIE-10] Friede, R.: *Vorspannkraftverluste durch Setzen und selbsttätiges Losdrehen planmäßig vorgespannter Schraubenverbindungen*, Dissertation TU Darmstadt. Darmstadt, 2010.
- [FRIE-05] Friedrich, C.: *Screw Designer v2.0: Innovative software for nonlinear analytical simulation of threaded fastening systems*. Freudenberg: AFS Advanced Fastening Solutions GmbH, 2005.
- [FRIE-14a] Friedrich, C.: *Vorlesungsskript zu Füge- und Verbindungstechnik Vertiefung: Kraft- und formschlüssiges Fügen und Verbinden mit Schrauben*. Siegen, 2014.
- [FRIE-14b] Friedrich, C.: *Vorlesungsskript zu Maschinenelemente: Schraubenverbindungen*. Siegen, 2014.
- [FRIE-14c] Friedrich, C., Hubbertz, H.: *Failure relevance and determination of preload relaxation in bolted joints using composite materials*, International Conference on Composites Engineering ICCE-22. Malta, 2014.
- [FRIE-17] Friedrich, C., Hubbertz, H., Guggolz, D., Dümpelmann, C.: *Schulungsunterlagen Modul 2 Schraubfachausbildung SFA des Deutschen Schraubenverbands DSV*. Siegen, 2017.
- [FROS-82] Frost, H. J., Ashby, M. F.: *Deformation-mechanics maps: The plasticity and creep of metals and ceramics*. Oxford: Pergamon, 1982.
- [GAY-03] Gay, D., Hoa, S. V., Tsai, S. W.: *Composite materials: Design and applications*. Boca Raton, Fla.: CRC Press, 2003.
- [GENE-80] Generaldirektion 'Wissenschaftliche und Technische Information und Informationsmanagement': *Relaxationsverhalten warmfester Stähle für Schrauben*. Düsseldorf: Kommission der Europäischen Gemeinschaften, 1980.
- [GENG-03] Gengenbach, T.: *Relaxationsverhalten von Rohrflanschen aus 9 % Chrom-Stahl*, Dissertation Univ. Stuttgart. Stuttgart, 2003.

- [GERH-16] Gerhard, T.: *Übertragungsverhalten von Metall/Nichtmetall-Bauteilkontakten am Beispiel eines mechanischen Fügeelementes für rohrförmige CFK-Halbzeuge*, Dissertation Univ. Siegen. Aachen: Shaker, 2016.
- [GERH-13] Gerhard, T., Hartmann, M., Hubbertz, H., Dinger, G., Friedrich, C.: *Kontaktmechanik von Schraubenverbindungen mit CFK-Bauteilen: (INS 1130) Abschlussbericht*, 2013.
- [GERS-09] Gerstmayr, G., Leitner, H., Eichlseder, W.: *Creep and relaxation behaviour of Mg-Al based die cast alloys AZ91*, in *Proceedings: EMC 2009, European Metallurgical Conference : June 28 - July 1, 2009, Innsbruck, Austria*, Clausthal-Zellerfeld, 2009.
- [GERS-10] Gerstmayr, G. F.: *Betriebsverhalten höchstfester Aluminiumschrauben in thermisch belasteten Magnesiumkomponenten*, Dissertation Montan-univ. Leoben, 2010.
- [GIBS-13] Gibson, R. F., Thoppul, S. D.: *Experimental and Numerical Characterization of Relaxation in Bolted Composite Joints*, in *Composite materials and joining technologies for composites: Volume 7: Proceedings of the 2012 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics*. E. Patterson, and D. Backman, Eds., S. 39–49, New York: Springer, 2013.
- [GRAN-94] Granacher, J., Kloos, K. H.: *Relaxationsverhalten von hochfesten Schraubenverbindungen bei mäßig erhöhten Temperaturen (Relaxation)*, Abschlußbericht AiF-Projekt 8831. Darmstadt, 1994.
- [GROP-85] Groper, M.: *Microslip and macroslip in bolted joints*, *Experimental Mechanics*, Vol. 25, No. 2, S. 171–174, 1985.
- [GROT-07] Grote, K.-H., Feldhusen, J., (Herausg.): *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. Berlin: Springer-Verlag, 2007.
- [GUGG-14] Guggolz, D.: *Analytische Beschreibung von Vorspannkraft-relaxationsvorgängen in Schraubenverbindungen*. Univ. Siegen, 2014.

- [GUGG-19] Guggolz, D.: *Auslegungsprozess zur Absicherung des selbsttätigen Losdrehverhaltens von Schraubenverbindungen in realen Bauteilsystemen*, Dissertation Univ. Siegen, 2019.
- [GUPT-11] Gupta, M., Nai, M. L. S.: *Magnesium, magnesium alloys, and magnesium composites: A guide*. New York: Wiley, 2011.
- [HABE-04] Haberling, C.: *Berechnung lösbarer Leichtmetallverbindungen für Mono- und Mischbauweise im Automobilentstehungsprozess*, Dissertation TU Dresden. Dresden: W.e.b., 2004.
- [HAMM-57] Hamm, B.: *Schraubenverbindungen im Leichtbau*, VDI-Z., Vol. 99, S. 102–104, 1957.
- [HARD-12] Hardis, R.: *Cure kinetics characterization and monitoring of an epoxy resin for thick composite structures*, Iowa State University, 2012.
- [HART-06] Hartmann, G.: *Leistungsparameter und Einsatzgrenzen von Ultraschall-Messverfahren*. 8. Informations- und Diskussionsveranstaltung. Deutscher Schraubenverband e.V., Maritim Konferenzhotel, Darmstadt, 10.05.2006.
- [HASS-97] Hasselmann, U.: *Geometrieabhängige Werkstoffkennwerte zur Berechnung von Schraubenverbindungen*, in *Schraubenverbindungen - neue Ergebnisse aus Forschung und Praxis: 5. Informations- und Diskussionsveranstaltung Darmstadt*. Deutscher Schraubenverband, Ed., Hagen-Emst: Dt. Schraubenverband, 1997.
- [HAUF-16] Haufler Composites GmbH & Co. KG: *Carbon PEEK Platten: Technische Kennwerte CF-PEEK*. Blaubeuren, 2016.
<http://www.haufler.com/content/cfk-halbzeuge/cf-peek-platten/>.
Stand: 10.03.2016.
- [HEIN-91] Heinrich, H.: *Warmfeste Stähle in Kraftwerken*, Ingenieur-Werkstoffe, Vol. 3, No. 12, S. 55–59, 1991.
- [HERM-15] Hermsdorf, F., Matzies, T., Rapp, H.: *Experimental and numerical analysis of preload in bolted composite joints with temperature loads: 20th*

- International Conference on Composite Materials. 19.-24.07.2015. Copenhagen, 2015.
- [HORN-93] Horn, W. J., Schmitt, R. R.: *Relaxation in bolted thermoplastic composite joints*, AIAA/ASME Adaptive Structures Forum, S. 485–494, 1993.
- [HORN-94] Horn, W. J., Schmitt, R. R.: *Influence of Clamp-Up Force on the Strength of Bolted Composite Joints (TN)*, AIAA journal, Vol. 32, No. 3, S. 665–667, 1994.
- [HUBB-14] Hubbertz, H., Friedrich, C.: *Thermal preload relaxation of bolted CFRP structures for flexible life time design methodology*, European conference on spacecraft structures, materials and environmental testing SSMET. 01.-04.04.14. Braunschweig, 2014.
- [ILLG-80] Illgner, K. H., Blume, D.: *Schrauben-Vademecum*. Neuss/Rhein: Bauer u. Schaurte, 1980.
- [ILLG-01] Illgner, K. H., Esser, J.: *Schrauben Vademecum*. Bramsche: Rasch, 2001.
- [ILSC-73] Ilchner, B.: *Hochtemperatur-Plastizität: Warmfestigkeit und Warmverformbarkeit metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1973.
- [ILSC-10] Ilchner, B., Singer, R. F.: *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik: Eigenschaften, Vorgänge, Technologien*. Berlin: Springer, 2010.
- [JAGL-07] Jaglinski, T., Nimityongskul, A., Schmitz, R., Lakes, R. S.: *Study of Bolt Load Loss in Bolted Aluminum Joints*, Journal of engineering materials and technology, Vol. 129, No. 1, S. 48–54, 2007.
- [JANS-07] Jansen, J.: *Ein Werkstoffmodell für eine Aluminium-Druckgusslegierung unter statischen und dynamischen Beanspruchungen*, Dissertation Univ. der Bundeswehr München. Stuttgart: Fraunhofer-IRB-Verl., 2007.
- [JENN-13] Jenne, M., Endres, M., von Großmann, B.: *Relaxation behavior of bolted joints in composite structures*, in *Applied Research Conference: 17th and 18th Oct. 2013, Deggendorf*. W. Bogner, O. Ziemann, and J. Mottok, Eds., Aachen: Shaker, 2013.

- [JENN-15] Jenne, M., Hubbertz, H., Friedrich, C., Bär, C.: *Improved mechanical preload measurement of bolted joints for Light Weight Design with CFRP components.*, ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, No. IMECE 2015-50538, Houston 2015.
- [JONE-99] Jones, R. M.: *Mechanics of composite materials*. New York: Taylor & Francis, 1999.
- [JUNK-61] Junker, G. H.: *Flächenpressung unter Schraubenköpfen*, Der Maschinenmarkt, Vol. 38, S. 29–39, 1961.
- [JUNK-66] Junker, G., Strelow, D.: *Untersuchung über die Mechanik des selbsttätigen LöSENS und die zweckmäßige Sicherung von Schraubenverbindungen*, Draht-Welt, Vol. 52, No. 2, 3, 5, S. 103-115(2), S. 175-182(3), S. 317-335(5), 1966.
- [KIND-00] Kindersberger, J., Löbl, H., Schoft, S.: *Plastic deformation and loss of joint force by creep in high current joints*, in *Proceedings of 20th International Conference on Electrical Contacts*, Stockholm, 2000.
- [KLEI-13] Klein, B.: *Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*. Wiesbaden: Springer, 2013.
- [KOCH-12] Koch, D.: *Beitrag zur numerischen Simulation des selbsttätigen Losdrehverhaltens von Schraubenverbindungen*, Dissertation Univ. Siegen. Aachen: Shaker, 2012.
- [LECO-84] Lecocq, M. C., Leymonie, C.: *Influence of thermal and mechanical cycling on the stress relaxation of a cr-mo-v bolt steel*, in *Proceedings of the Second International Conference on Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures*. B. Wilshire, Ed., S. 711–722, Swansea, UK: Pineridge Press, 1984.
- [LN29956-96] LN 29956: *Luft- und Raumfahrt - Senkpaßschrauben mit Flügelkreuzschlitz, aus Titanlegierung, mit kurzem Gewinde; Nicht für Neukonstruktionen*. Berlin: Beuth, 1996.

- [LN9348-83] LN 9348: *Luft- und Raumfahrt; Sechskantmuttern, selbstsichernd, mit kleiner Schlüsselweite für Temperaturen von -55 bis +120 °C*. Berlin: Beuth, 1983.
- [MA-97] Ma, C.C.M., Tai, N. H., Wu, S. H., Lin, S. H., Wu, J. F., Lin, J. M.: *Creep behavior of carbon-fiber-reinforced polyetheretherketone (PEEK) [± 45]_{4s} laminated composites (I)*, Composites Part B: Engineering, Vol. 28, No. 4, S. 407–417, 1997.
- [MARK-07] Mark, J. E.: *Physical properties of polymers handbook*. New York: Springer Science+Business Media LLC, 2007.
- [MCCA-05] McCarthy, M. A., Lawlor, V. P., O'Donnell, P. C., Harris, K., Kelly, P., Cunningham, J. P.: *Measurement of Bolt Pre-load in Torqued Composite Joints*, Strain, Vol. 41, No. 3, S. 109–112, 2005.
- [MEYE-72] Meyer, G., Strelow, D.: *How to Calculate Preload Loss Due to Permanent Set in Bolted Joints, Part 1*, Assembly engineering, S. 30–34, Feb. 1972.
- [MORE-01] Moreno, I., Sohn, K., Jones, J., Allison, J.: *Bolt-Load Retention Behavior of a Die Cast Magnesium-Rare Earth Alloy: SAE Technical Paper 2001-01-0425*, 2001.
- [MOSA-11] Mosallam, A. S.: *Design guide for FRP composite connections*. Reston, Va.: American Society of Civil Engineers, 2011.
- [NABA-95] Nabarro, F. R. N., DeVilliers, H. L.: *The physics of creep: Creep and creep-resistant alloys*. London: Taylor & Francis, 1995.
- [NECH-07] Nechache, A., Bouzid, A.-H.: *Creep analysis of bolted flange joints*, INTERNATIONAL JOURNAL OF PRESSURE VESSELS AND PIPING, Vol. 84, No. 3, S. 185–194, 2007.
- [NECH-08] Nechache, A., Bouzid, A.-H.: *On the use of plate theory to evaluate the load relaxation in bolted flanged joints subjected to creep*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, UK, Vol. 85, No. 7, S. 486–486, 2008.

- [NECH-04] Nechache, A., Bouzid, A.-H., Lê, V. N.: *Analytical Modeling of a Bolted Flange Joint Subjected to Creep Relaxation*: ICONE12-49243, 12th International Conference on Nuclear Engineering, 2004.
- [NITS-62] Nitsche, R., Wolf, K. A.: *Kunststoffe Struktur, physikalisches Verhalten und Prüfung: Erster Band: Struktur und physikalisches Verhalten der Kunststoffe*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1962.
- [NOLL-08] Noll, T. J.: *Beitrag zur Entwicklung punktueller Lasteinleitungen und Verbesserung der Versagensanalyse für Faser-Kunststoff-Verbund-Strukturen unter zyklischer Belastung*, Dissertation TU Kaiserslautern. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2008.
- [NORT-29] Norton, F. H.: *The creep of steel at high temperatures*. New York: McGraw-Hill Book Co, 1929.
- [NÚÑE-96] Núñez, L., López, F. F., Grueiro, L. F., Añón, J. A. R.: *Activation energies and rate constants for an epoxy/cure agent reaction*, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol. 47, No. 3, S. 743–750, 1996.
- [OICA-18] OICA International Organization of Motor Vehicle Manufacturers: *Production Statistics*, www.oica.net/production-statistics. Paris, 2018. Stand: 28.05.2018.
- [OSTE-14] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2014.
- [OZA-03] Oza, A., Vanderby, R., Lakes, R. S.: *Interrelation of creep and relaxation for nonlinearly viscoelastic materials: Application to ligament and metal*, Rheologica Acta, Vol. 42, No. 6, S. 557–568, 2003.
- [PALA-67] Paland, E.-G.: *Die Sicherheit der Schrauben-Muttern-Verbindung bei dynamischer Axialbelastung*, Konstruktion, Vol. 19, No. 12, S. 453–464, 1967.
- [PETH-19] Peth, J.: *Einflussfaktoren auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten bei Schraubenverbindungen aus Aluminiumlegierungen*, Dissertation Univ. Siegen, demnächst (2019).

- [PETT-97] Pettersen, K., Fairchild, S.: *Stress Relaxation in Bolted Joints of Die Cast Magnesium Components: SAE Technical Paper 970326*, 1997.
- [PILL-12] Pillkahn, U.: *Innovationen zwischen Planung und Zufall: Bausteine einer Theorie der bewussten Irritation*, Dissertation Univ. München. Nordstedt: Books on Demand, 2012.
- [PURP-02] Purper, H.: *Experimentelle und numerische Untersuchung des Relaxationsverhaltens von Rohrflanschverbindungen*, Dissertation Univ. Stuttgart. Stuttgart: MPA, 2002.
- [ROOS-11] Roos, E., Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung*, 4th ed. Heidelberg: Springer, 2011.
- [ROSE-05] Rosenberger, J., Sauer, B.: *Schraubenverbindungen im Leichtbau - Vorspannkraftverluste bei zyklisch-mechanisch und thermisch belasteten Schraubenverbindungen*, in *Schraubenverbindungen. Berechnung, Gestaltung, Anwendung*. VDI-Berichte 1903, Ed., S. 319–334, Düsseldorf: VDI Verl., 2005.
- [RÖSL-12] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Springer, 2012.
- [SCHA-06] Schaumann, P., Rutkowski, T.: *Messung von erzielten Vorspannkräften unter realen Montagebedingungen: Forschungsbericht ; Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben, T 3112*. Stuttgart: Fraunhofer-IRB-Verl., 2006.
- [SCHE-01] Scheiding, W.: *Beitrag zur Ermittlung der Gebrauchseigenschaften von Schraubenverbindungen mit Magnesiumkomponenten*, Dissertation TU Darmstadt. Aachen: Shaker, 2001.
- [SCHI-18] Schiefer, H., Schiefer, F.: *Statistik für Ingenieure: Eine Einführung mit Beispielen aus der Praxis*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018.
- [SCHM-91] Schmitt, R. R.: *Viscoelastic relaxation in bolted thermoplastic composite joints*, The Wichita State Univ., 1991.

- [SCHM-90] Schmitt, R. R., Horn, W. J.: *Viscoelastic relaxation in bolted thermoplastic composite joints*, in *Advanced materials the challenge for the next decade: 35th international SAMPE symposium and exhibition ; Anaheim, California, April 2 - 5, 1990*. G. Janicki, and V. Bailey, Eds., S. 1336–1347, Covina, Calif., 1990.
- [SCHO-04] Schoft, S.: *Measurement and calculation of the decreasing joint force in high current aluminum joints*, in *Proceedings of the 50th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, Seattle*, S. 511–518, Piscataway: IEEE, 2004.
- [SCHO-08] Schoft, S.: *Langzeitverhalten elektrotechnischer Verbindungen unter Berücksichtigung des Kriechens der Leitermaterialien*, Dissertation TU München. Düsseldorf: VDI-Verl., 2008.
- [SCHÜ-07] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007.
- [SCHÜ-13] Schürmann, H., Elter, A.: *Verbindungstechnik - Beitrag zur Gestaltung von Schraubverbindungen bei Laminaten aus Faser-Kunststoff-Verbunden*, Konstruktion : Zeitschrift für Produktentwicklung und Ingenieur-Werkstoffe, Vol. 65, No. 1, S. 62–66, 2013.
- [SEP1260-96] SEP 1260: *Relaxationsversuch bei erhöhter Temperatur mit Schraubverbindungsmodellen/Relaxation Test at Temperature on Bolted Joint Models*. Stahl-Eisen-Prüfblätter (SEP) des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, 1996.
- [SHIV-82] Shivakumar, K. N., Crews, J. H.: *An equation for bolt clampup relaxation in transient environments*. Hampton: National Aeronautics and Space Administration (NASA), Langley Research Center, 1982.
- [SHIV-83] Shivakumar, K. N., Crews, J. H.: *Bolt Clampup Relaxation in a Graphite/Epoxy Laminate*, in *Long-Term Behavior of Composites: ASTM STP 813*. T.K. O'Brien, Ed., S. 5–22, Philadelphia: ASTM, 1983.

- [SOHN-00] Sohn, K., Jones, J., Berkmortel, J., Hu, H., Allison, J.: *Creep and Bolt Load Retention Behavior of Die Cast Magnesium Alloys for High Temperature Applications:: Part 2 of 2*, SAE Technical Paper 2000-01-1120, 2000.
- [STEI-12] Steinhilper, W., Sauer, B., Albers, A.: *Grundlagen von Maschinenelementen für Antriebsaufgaben*. Berlin: Springer Vieweg, 2012.
- [STOL-06] Stolle, C., Berger, C., Arz, U.: *Grenzflächenpressung moderner Werkstoffe*, Schraubenverbindungen - neue Ergebnisse aus Forschung und Praxis, 8. Informations- und Diskussionsveranstaltung, Deutscher Schraubenverband e.V., Darmstadt, 10.05.2006.
- [SU-00] Su, X., Sohn, K., Dewhirst, D., Allison, J.: *Finite Element Modeling of Bolt Load Retention of Die-Cast Magnesium: SAE Technical Paper 2000-01-1121*, 2000.
- [TEND-01] Tendo, M., Yamada, K., Shimura, Y.: *Stress Relaxation Behavior at High-Tension Bolted Connections of Stainless-Steel Plates*, Journal of engineering materials and technology, Vol. 123, No. 2, S. 198–202, 2001.
- [TGL38512-81] TGL 38512 (DDR-Standard): *Stahlschraubenverbindungen. Ermüdungsfestigkeit, Berechnung*, 1981st ed. Leipzig: Verl. für Standardisierung, 1981.
- [THOM-83] Thomala, W.: *Hinweise zur Anwendung überelastisch vorgespannter Schraubenverbindungen*, in *Schraubenverbindungen heute: Berechnung, Anwendung, Wirtschaftlichkeit*. VDI-Berichte 478, Ed., S. 43–53, Düsseldorf: VDI-Verl., 1983.
- [THOP-09] Thoppul, S. D., Finegan, J., Gibson, R. F.: *Mechanics of mechanically fastened joints in polymer-matrix composite structures - A review*, Composites Science and Technology, Vol. 69, No. 3-4, S. 301–329, 2009.
- [THOP-08] Thoppul, S. D., Gibson, R. F., Ibrahim, R. A.: *Phenomenological modeling and numerical simulation of relaxation in bolted composite joints*, Journal of Composite Materials, Vol. 42, No. 17, S. 1709–1729, 2008.

- [TYAG-15] Tyagi, R., Davim, J. P.: *Processing techniques and tribological behavior of composite materials*. Hershey PA: Engineering Science Reference, 2015.
- [VDA235-101-09] VDA 235-101: *Reibungszahleinstellung von mechanischen Verbindungselementen mit metrischem Gewinde: VDA - Prüfblatt*. Berlin: Beuth, 2009.
- [VDI2014-1-89] VDI Richtlinie 2014 Bl. 1: *Grundlagen: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund*. Düsseldorf: VDI-Verl., 1989.
- [VDI2014-3-06] VDI Richtlinie 2014 Bl. 3: *Berechnung: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund*. Düsseldorf: VDI-Verl., 2006.
- [VDI2230-86] VDI Richtlinie 2230: *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen: Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Berlin: Beuth, 1986.
- [VDI2230-1-03] VDI Richtlinie 2230 Bl. 1: *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen: Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Berlin: Beuth, 2003.
- [VDI2230-1-15] VDI Richtlinie 2230 Bl. 1: *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen: Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Berlin: Beuth, 2015.
- [WALL-04] Wall, E., Sullivan, R., and Eberhardt, J. J., Eds.: *Progress report for high strength weight reduction materials*. Washington, DC: U.S. Dept. of Energy, Office of FreedomCAR and Vehicle Technologies, 2004.
- [WANG-13] Wang, T., Song, G., Liu, S., Li, Y., Xiao, H.: *Review of Bolted Connection Monitoring*, International Journal of Distributed Sensor Networks, Vol. 9, No. 12, S. 871213–871213, 2013.
- [WEBS-94] Webster, J.: *Design Formula to Predict Retained Steel Bolt Stretch when Joining A380 Aluminum Components at High Temperatures: SAE Technical Paper 941738*, 1994.

- [WELL-42] Wellinger, K., Keil, E.: *Der Spannungsabfall in Stahlschrauben bei höherer Temperatur unter Last*, Archiv für das Eisenhüttenwesen, Vol. 15, No. 10, 1942.
- [WIEB-12] Wiebel, S.: *Untersuchung zur thermischen Langzeitstabilität von Epoxidharzen der elektrischen Isoliertechnik in Abhängigkeit von oxidativen Umgebungseinflüssen*, Dissertation TU Darmstadt, 2012.
- [WIEG-65a] Wiegand, H., Beelich, K. H.: *Relaxationsverhalten hochfester Schraubenverbindungen*, Konstruktion, Vol. 17, No. 8, 1965.
- [WIEG-68] Wiegand, H., Beelich, K. H.: *Relaxation bei statischer Beanspruchung von Schraubenverbindungen*, Draht-Welt, Vol. 54, S. 306–323, 1968.
- [WIEG-69] Wiegand, H., Beelich, K. H.: *Einfluß statischer und dynamischer Beanspruchungen auf Schraubenverbindungen bei hohen Temperaturen*. Schwabach: Bergner, 1969.
- [WIEG-07] Wiegand, H., Kloos, K.-H., Thomala, W.: *Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*. Berlin: Springer, 2007.
- [WIEG-65b] Wiegand, H., Illgner, K. H., Beelich, K.H.: *Über die Verminderung der Vorspannkraft von Schraubenverbindungen durch Setzvorgänge*, Werkstatt und Betrieb, Vol. 98, No. 11, S. 823–827, 1965.
- [XU-04] Xu, W. B., Zhou, Z. F., He, P. S., Pan, W.-P.: *Cure behavior of epoxy resin/MMT/DETA nanocomposite*, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol. 78, No. 1, S. 113–124, 2004.
- [XU-10] Xu, Y., Wu, Q., Lei, Y., Yao, F.: *Creep behavior of bagasse fiber reinforced polymer composites*, BIORESOURCE TECHNOLOGY, Vol. 101; Jg. 2010-05, No. 9, S. 3280–3286, 2010.
- [YANG-99] Yang, J., DeWolf, J. T.: *Mathematical model for relaxation in high-strength bolted connections*, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol. 125, No. 8, S. 803–809, 1999.

- [ZHAN-13] Zhang, W. W., Xu, H., Li, H. Y.: *Reloading Stress Relaxation Behavior Analysis Based on a Creep Model for High Temperature Bolting Steel*, AMM, Vol. 328, S. 950–954, 2013.

Nach der Montage einer Schraubenverbindung kommt es in dieser immer zu einem zeitabhängigen Verlust der Vorspannkraft. Abhängig von vielen Parametern, wie zum Beispiel verspannten Werkstoffen und Einsatztemperatur, kann diese „Vorspannkraftrelaxation“ die bleibende Restvorspannkraft derart mindern, dass die Tragfähigkeit der Verbindung gefährdet wird.

In dieser Arbeit wird ein analytisches Berechnungsmodell entwickelt, das es erlaubt, den Vorspannkraftrückgang bei Leichtbauschraubenverbindungen im Vorhinein zu bestimmen. Wesentlich hierbei ist, dass die Eingangsparameter für diese Berechnung dabei mit geringem Aufwand ermittelt werden können. Ein Abgleich mit gemessenen Vorspannverläufen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung und auch für stark geänderte Versuchsparameter lässt die Berechnungsmethode gute Aussagen über die verbleibenden Restvorspannkraft zu.