

Jens-Michael Peth

**Einflüsse auf das Vorspann-  
kraftrelaxationsverhalten  
von Schraubenverbindungen  
im Leichtbau**

Jens-Michael Peth

**Einflüsse auf das  
Vorspannkraftrelaxationsverhalten von  
Schraubenverbindungen im Leichtbau**

## 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.

## Impressum

**Umschlag:**  
Jens-Michael Peth

**Druck und Bindung:**  
UniPrint, Universität Siegen

Siegen 2022: *universi* – Universitätsverlag Siegen  
[www.uni-siegen.de/universi](http://www.uni-siegen.de/universi)

Gedruckt auf alterungsbeständigem holz- und säurefreiem Papier

ISBN 978-3-96182-119-8  
DOI: [doi.org/10.25819/ubsi/10088](https://doi.org/10.25819/ubsi/10088)

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



# **Einflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen im Leichtbau**

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades eines Doktors  
der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

vorgelegt von

**Dipl.-Wirt.-Ing. Jens-Michael Peth**

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät  
der Universität Siegen

Siegen 2021

Betreuer und erster Gutachter  
Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich  
Universität Siegen

Zweiter Gutachter  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Albert Albers  
Karlsruher Institut für Technologie

Tag der mündlichen Prüfung

04. Mai 2022

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Maschinenelemente, Verbindungstechnik und Produktinnovation (MVP) des Instituts für Konstruktion der Universität Siegen. Die Arbeit enthält Forschungsergebnisse, die durch Mittel der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) gefördert wurden. Für die Anregungen seitens der Industrie sei den Mitgliedern des „Arbeitskreises Gemeinschaftsforschung“ des Deutschen Schraubenverbandes e.V. gedankt. In diesem Zusammenhang möchte ich mich auch für die gute Zusammenarbeit im IGF-Vorhaben 18670 N bei Herrn Dr.-Ing. Andreas Kempf vom Institut für Werkstoffkunde der TU Darmstadt bedanken. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater und Institutsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich, für seine hervorragende Unterstützung und sein persönliches Engagement bei der Betreuung dieser Arbeit. Durch seine konstruktiven Anmerkungen und Hinweise sowie jederzeitige Diskussionsbereitschaft hat er entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Besonders bedanken möchte ich mich auch bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Albert Albers für die Übernahme des Korreferats sowie bei den Herren Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Oec. Ulrich Stache und Prof. Dr.-Ing. Peter Kraemer für ihr Mitwirken in der Prüfungskommission. Für die sehr gute Zusammenarbeit und wertvollen Diskussionen danke ich meinen (ehemaligen) Arbeitskollegen Dr.-Ing. Dino Guggolz, Dr.-Ing. Hendrik Hubbertz, Dr.-Ing. Christopher Dümpelmann, M. Eng. S. K. Manoharan sowie Dr.-Ing. Holger Poggel und M. Sc. Tobias Held. Darüber hinaus möchte ich auch meinen studentischen Hilfskräften für ihre Arbeit danken. Ein weiterer Dank gilt den Mitarbeitern der Werkstätten der Universität Siegen, die mich durch umfangreiche Probenkörperherstellung maßgeblich unterstützt haben. Für die Unterstützung bei den werkstofflichen Untersuchungen danke ich den Mitarbeitern des Lehrstuhls für Materialkunde und Werkstoffprüfung der Universität Siegen. Eliana, dir danke ich herzlich für deine Unterstützung während der Arbeit an dieser Dissertation. Von ganzem Herzen danke ich meiner Familie, die mir nicht nur mein Studium ermöglicht, sondern mich auch bis zum heutigen Tage in allen Belangen stets uneingeschränkt unterstützt und gefördert hat. Euch widme ich diese Arbeit.



## Kurzfassung

### **Einflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen im Leichtbau**

*Jens-Michael Peth, Dissertation, Universität Siegen, 2021*

Zentrales Auslegungskriterium hochbeanspruchter Schraubenverbindungen (SV) ist die in der Verbindung vorherrschende Vorspannkraft. Diese nimmt im Laufe der Betriebszeit durch den Schädigungsmechanismus der Vorspannkraftrelaxation (VKR) ab, was zu einem Funktionsverlust der Verbindung führen kann. Durch Einsatz temperatursensitiver Leichtbaumaterialien wie Aluminium in Klemm- und Muttergewindekörpern nimmt die Gefahr der VKR insbesondere in Verbindung mit hoch ausgenutzten Stahlschrauben stark zu. Für derartige SV gibt es bisher weder Gestaltungshinweise zur Minimierung der VKR noch eine Möglichkeit der Abschätzung des zu erwartenden Vorspannkraftverlusts.

Ziel dieser Arbeit ist daher die experimentelle Bestimmung der praxisrelevanten Einflussfaktoren auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten einer SV, bestehend aus einer Stahlschraube sowie Klemm- und Muttergewindekörpern aus Aluminium. Die zur Identifikation und Quantifizierung der Einflussfaktoren notwendigen experimentellen Reihenuntersuchungen werden mittels taktiler Längenänderungsmessung an Modellverbindungen durchgeführt. Erstmals wird bei ausgewählten Verbindungen die lokale Verformung des Klemmteils über ein im Rahmen dieser Arbeit entwickeltes optisch-mechanisches Verfahren gemessen, um eine orts aufgelöste Relaxationsbetrachtung zu ermöglichen.

In den Reihenuntersuchungen wurden die Einflussparameter Temperatur, Montagevorspannkraft, Klemmlänge, Außendurchmesser, Einschraubtiefe, Kontaktstellenrauheit sowie Werkstoff- und Legierungswahl von Schraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil systematisch variiert. Den höchsten Einfluss auf die VKR haben Temperatur, Einschraubtiefe sowie Montagehöhe. Durch die Betrachtung der Vorspannkraftrelaxationsbeiträge zeigt sich, dass alle Teile der SV vorspannkraftmindernde Plastifizierungen aufweisen, wobei der Hauptteil auf das Klemmteil bzw. in Abhängigkeit der Einschraubtiefe vor allem auch auf das Muttergewindebauteil entfällt. Aus den gewonnenen Erkenntnissen wurden Gestaltungshinweise abgeleitet, die eine einfache und praxisrelevante Optimierung von temperaturbelasteten Schraubenverbindungen im Leichtbau ermöglichen.

## Abstract

### **Influences on preload relaxation behaviour of bolted joint connections in lightweight constructions**

*Jens-Michael Peth, Dissertation, University of Siegen, 2021*

The central design criterion of a highly stressed bolted joint connection is its preload. During the operational lifetime of the connection this force is reduced by the damage mechanism of preload relaxation, which may lead to a loss of function of the connection. Using temperature sensitive materials like aluminium for clamped parts and nut thread parts considerably increases the risk of preload relaxation effects, especially if the steel bolts are highly utilized. Until now there is no design advice on how to reduce the preload relaxation nor a possibility to estimate the preload loss of such bolted joint connections.

The aim of this work is the experimental determination of practice relevant factors which have an influence on preload relaxation behaviour. Most of the examined specimen use a screw made of steel, an aluminium clamped part, and an aluminium nut thread part. To determine and quantify the influencing factors on the preload relaxation behaviour a large quantity of tests were carried out. The determination of preload is based on the bolt elongation, which was measured with a tactile sensor. Additionally, the local deformation of selected clamped parts was measured with a novel optical-mechanical measurement system to determine the local relaxation behaviour.

The influence of the parameters temperature, assembly preload, clamping length, outer diameter of clamped part and nut thread part, thread engagement, surface roughness as well as the choice of material and alloy of screw, clamped part and nut thread part were systematically examined throughout the experiments. The parameters temperature, thread engagement and assembly preload have the highest influence on preload relaxation. The single contributions to the total preload loss show that all parts of the bolted joint connection have plastic material deformations, which results in a reduced preload. The main loss can be seen at the clamped part and, depending on the thread engagement, in the nut thread part. Design advice was derived from the experimental data to perform an easy and practically applicable optimization of thermally loaded bolted joint connections in lightweight constructions.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Vorwort</b> .....	<b>I</b>
<b>Kurzfassung</b> .....	<b>III</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>IV</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	<b>V</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b> .....	<b>VII</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b> .....	<b>XV</b>
<b>Nomenklatur</b> .....	<b>XVI</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Forschung</b> .....	<b>4</b>
2.1 Aluminium als Leichtbauwerkstoff .....	4
2.1.1 Einsatzfelder, Eigenschaften und Normung .....	4
2.1.2 Mechanisches Werkstoffverhalten unter Temperaturbelastung .....	7
2.1.3 Stand der Forschung zum Kriechen von Aluminiumwerkstoffen .....	12
2.2 Schraubenverbindungen.....	16
2.2.1 Grundlagen der Auslegung .....	16
2.2.2 Vorspannkraftrelaxation .....	21
2.2.3 Stand der Forschung der Vorspannkraftrelaxation .....	32
<b>3 Problemstellung und Zielsetzung</b> .....	<b>39</b>
<b>4 Versuchsplanung und -durchführung</b> .....	<b>44</b>
4.1 Untersuchte Einflussparameter .....	44
4.2 Messmethodenauswahl zur Vorspannkraftmessung .....	52
4.3 Kontinuierliche Vorspannkraftrelaxationsmessung.....	54
4.4 Diskontinuierliche Vorspannkraftrelaxationsmessung .....	56
4.5 Ergänzende Untersuchungen .....	71
4.5.1 Messung der Klemmteilstauchung.....	71
4.5.2 Tastschnitt- und Rauheitsmessungen .....	75
4.5.3 Montageprüfungen.....	78
4.5.4 Mikroskopie.....	78
4.5.5 Zug- und Härteprüfungen .....	78

---

<b>5</b>	<b>Ergebnisse der eigenen Untersuchungen.....</b>	<b>79</b>
5.1	Charakterisierung der Werkstoff- und Verbindungseigenschaften der Verbindungselemente.....	79
5.2	Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen .....	89
5.2.1	Einfluss der Temperatur .....	89
5.2.2	Einfluss der Montagevorspannkraft .....	94
5.2.3	Einfluss der Klemmlänge und des Außendurchmessers .....	99
5.2.4	Einfluss der Einschraubtiefe .....	110
5.2.5	Einfluss der Rauheit in den Kontaktstellen .....	125
5.2.6	Einfluss des Werkstoffs von Klemmteil und Mutter.....	130
5.2.7	Einfluss des Schraubenwerkstoffs.....	137
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>139</b>
<b>7</b>	<b>Fazit und Ausblick .....</b>	<b>144</b>
<b>8</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>148</b>
8.1	Literaturverzeichnis.....	148
8.2	Normenverzeichnis .....	163
8.3	Weiterführende Abbildungen .....	166
8.4	Weiterführende Tabellen .....	169

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Einsatz von Aluminium nach Wirtschaftssektoren [134] .....	5
Abbildung 2:	Physikalische Eigenschaften von Aluminium (Reinstaluminium Al <sub>99,99</sub> bei 20 °C, wenn nicht anders angegeben; Werkstoffdaten nach [92]; Darstellung in Anlehnung an [58]) .....	6
Abbildung 3:	Einteilung der Aluminiumlegierungen nach [92] bzw. [186] (Farbschema dient lediglich zur Unterscheidung der Elemente) .....	7
Abbildung 4:	Beispiele für temperaturabhängige Werkstoffkenndaten verschiedener Aluminiumlegierungen. Links: Elastizitätsmodul E [93], rechts: Streckgrenze R <sub>P0,2</sub> [49] .....	8
Abbildung 5:	Schematischer Verlauf des Werkstoffkriechens und der Werkstoffrelaxation unter Zugbeanspruchung (in Anlehnung an [145]) .....	10
Abbildung 6:	Unterschiede des Zug- und Druckkriechverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW-7075 (T6) bei ca. 150 °C [72] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt) .....	13
Abbildung 7:	Relaxationsverhalten der Legierung 6082-T6 bei 160 °C und Anfangsspannungen von 173 MPa bis 225 MPa [143] .....	14
Abbildung 8:	Längenänderungen von Schraube f <sub>SM</sub> und verspannten Teilen f <sub>PM</sub> infolge der Montagevorspannkraft F <sub>M</sub> (in Anlehnung an [151]) .....	17
Abbildung 9:	Plastifizierung von Schraube (links) bzw. Bauteil (rechts) bei Montage .....	19
Abbildung 10:	Vorspannkraftveränderungen im Betrieb nach VDI-Richtlinie 2230 (ergänzt um * aus [101]) und Vorspannkraftverlustmechanismen von SV .....	20
Abbildung 11:	Schädigungsmechanismen bei montierten SV im Betrieb; direkt: Bruchversagen; indirekt: Korrosionsverhalten, VKR und selbsttätiges Losdrehen [54] .....	21
Abbildung 12:	Schematischer Vorspannkraftverlust im Laufe der Nutzungsdauer einer SV [53] .....	22
Abbildung 13:	Gepaarte Kontaktflächen von Schraubenkopf- bzw. Mutterauflage sowie im gepaarten Gewinde mit schematischer Darstellung der Oberflächenrauheit [51] .....	23
Abbildung 14:	Plastifizierung von Schraube und Bauteil durch thermisch induzierte Vorspannkraftänderung ΔF <sub>Vth</sub> (in Anlehnung an [52]) .....	28

Abbildung 15:	Nichtlineare Betriebsvorspannkraft $F_V(T)$ und Vorspannkraftrelaxation $\Delta F_{Vrelax}$ von Leichtmetall-SV durch thermisch bedingte Plastifizierung (aus [102]) .....	28
Abbildung 16:	Einfluss des Nachgiebigkeitsfaktors nach Frey [50] (Bild aus [66]) .....	30
Abbildung 17:	Darstellung der VKR im Verspannungsdreieck (in Anlehnung an [101]) .....	32
Abbildung 18:	Lösungsweg zur Identifikation und experimentellen Ermittlung der (Haupt-)Einflussparameter zur Bewertung des VKRV von SV bestehend aus Stahlschraube und Aluminiumverbindungspartnern (Klemmteil bzw. Muttergewindebauteil) .....	43
Abbildung 19:	Übersicht der untersuchten Einflussparameter auf das VKRV .....	45
Abbildung 20:	Mindesteinschraubtiefe $m_e$ in Abhängigkeit von der Scherfestigkeit $\tau_{BM}$ des Mutterwerkstoffs [80] .....	50
Abbildung 21:	Detailansicht der DMS-Schrauben mit Innenapplizierung (links; Bildquelle [169]) und Außenapplizierung (rechts; eigene Darstellung) .....	55
Abbildung 22:	Schema der Auswertung der diskontinuierlichen Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen .....	60
Abbildung 23:	Beispielmessung der Kraft-Verformungskurve einer Schraube und Überführung in bilineares Berechnungsmodell .....	61
Abbildung 24:	Schematische Darstellung der Versuchsauswertung (Überführung der gemessenen Schraubengesamtlängung in elastische Schraubenlängung) für den Fall einer überelastischen Montage sowie auftretende Plastifizierungen durch Auslagerung .....	62
Abbildung 25:	Analytisch berechnete Vorspannkrafterhöhung durch Temperatur $\Delta F_{Vth}$ nach VDI-Richtlinie 2230 [206] (Werkstoffdaten aus [55]) .....	64
Abbildung 26:	Experimentell ermittelte Temperatur von Schraube und verspanntem Klemmteil über der Zeit .....	66
Abbildung 27:	Vorspannkraft der Schraube (23MnB3) über $t_A = 1000$ h der Auslagerung bei $T_A = 150$ °C .....	67
Abbildung 28:	Beispielhafte Darstellung des Restvorspannkraftverlaufs. Links: Relativer Restvorspannkraftverlauf; Rechts: Absoluter Restvorspannkraftverlauf .....	69

Abbildung 29:	Definition der Ergebnisdarstellung. Links: Auswertung der absoluten Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M$ , $F_{VR}$ ). Rechts: Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge von Schraube $\Delta F_{VRelaxS}$ sowie von Klemm- und Mutterbauteil $\Delta F_{VRelaxKM}$ .....	70
Abbildung 30:	Vergleich der kontinuierlichen Messung mittels HT-DMS Schraube und diskontinuierlichen Messung mittels Bügelmessschraube (oben: Relative Restvorspannkraft; unten: Temperaturverlauf).....	71
Abbildung 31:	Messaufbau für die experimentelle Bestimmung der Klemmteilstauchung.....	72
Abbildung 32:	Experimentell ermittelte Kraft-Verformungskurve des Klemmteils gegenüber berechneter Verformung nach VDI 2230 [206] .....	74
Abbildung 33:	Vergleich der Längenänderung von Experiment und Simulation (links); Spannungsverteilung der SV (rechts).....	75
Abbildung 34:	Messstellen der Rauheitscharakterisierung .....	76
Abbildung 35:	Beispielmessung der Rauheit der bauteilseitigen Kopfauf-lagenfläche .....	77
Abbildung 36:	Ermittlung der Kopfauflageneindrückung mittels Tastschnitt... ..	77
Abbildung 37:	Übersicht der verwendeten Proben der Verbindungsele-mente für die Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen .....	79
Abbildung 38:	Dehngrenze $R_{p0,2}$ der untersuchten Aluminiumlegierungen im Anlieferungszustand und nach $t_A = 1000$ h der Auslage- rung bei $T_A = 150$ °C (Zugversuch nach DIN 50125 [202]).....	82
Abbildung 39:	Härtemessung verschiedener Aluminiumlegierungen sowie einem Stahlwerkstoff bei Anlieferung und nach $t_A = 1000$ h der Auslagerung bei verschiedenen Auslagerungstempera- turen $T_A$ .....	83
Abbildung 40:	Messung der Gewindedimensionen der Schraube mittels Tastschnitt (Mahr XCR20) mit Toleranzfeldern nach DIN 13-20 [200] .....	85
Abbildung 41:	Messung der Gewindedimensionen des Mutterbauteils mit- tels Tastschnitt (Mahr XCR20) mit Toleranzfeldern nach DIN 13-20 [200].....	85
Abbildung 42:	Zugversuch an Stahlschraube (M10 - 10.9, 23MnB3) in Verbindung mit Mutterbauteil aus Aluminium ( $D_A = 4d$ , $m_{ges} = 3d$ soweit nicht anders angegeben) .....	86
Abbildung 43:	Kopf- und Gewindereibungszahlen ( $\mu_K$ , $\mu_G$ ) der untersuch- ten Werkstoffpaarungen bei Vorspannkraftniveaus von $F_V = 30$ kN, 40 kN und 47 kN .....	87

Abbildung 44:	Rauheitscharakterisierung der gepaarten Oberflächen der untersuchten Schraubenverbindung .....	88
Abbildung 45:	Einfluss der Auslagerungstemperatur $T_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ .....	90
Abbildung 46:	Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ).....	91
Abbildung 47:	Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	92
Abbildung 48:	Plastifizierung der Kopfauflagenfläche nach $t_A = 1000$ h der Auslagerung bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen $T_A$ (Klemmteilwerkstoff EN AW-6082 (T6511), $F_M = 30$ kN) .....	92
Abbildung 49:	Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der plastischen Klemmteilstauchung $\varepsilon_{KTpl}$ .....	93
Abbildung 50:	Einfluss der Montagevorspannkraft $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 80$ °C .....	95
Abbildung 51:	Einfluss der Montagevorspannkraft $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 100$ °C .....	95
Abbildung 52:	Einfluss der Montagevorspannkraft $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120$ °C .....	96
Abbildung 53:	Einfluss der Montagevorspannkraft $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150$ °C .....	96
Abbildung 54:	Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	97
Abbildung 55:	Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ).....	98
Abbildung 56:	Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der plastischen Klemmteilstauchung $\varepsilon_{KTpl}$ .....	99
Abbildung 57:	Einfluss Klemmlänge $l_k$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen $T_A$ .....	100
Abbildung 58:	Detailauswertung zu Abbildung 57 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ).....	101
Abbildung 59:	Detailauswertung zu Abbildung 57 mit Auswertung Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	102

Abbildung 60:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 30 \text{ kN}$ .....	103
Abbildung 61:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 40 \text{ kN}$ .....	103
Abbildung 62:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 47 \text{ kN}$ .....	104
Abbildung 63:	Detailauswertung zu Abbildungen 60 bis 62 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	104
Abbildung 64:	Detailauswertung zu Abbildungen 60 bis 62 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ).....	105
Abbildung 65:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 30 \text{ kN}$ .....	107
Abbildung 66:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 40 \text{ kN}$ .....	107
Abbildung 67:	Einfluss der Klemmlänge $l_k$ und des Außendurchmessers $D_A$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ °C}$ und einer Montagevorspannkraft von $F_M = 47 \text{ kN}$ .....	108
Abbildung 68:	Detailauswertung zu Abbildungen 65 bis 67 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	108
Abbildung 69:	Detailauswertung zu Abbildungen 65 bis 67 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ).....	109
Abbildung 70:	Einfluss der Einschraubtiefe $m_{ges}$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 80 \text{ °C}$ .....	111
Abbildung 71:	Einfluss der Einschraubtiefe $m_{ges}$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 100 \text{ °C}$ .....	112
Abbildung 72:	Einfluss der Einschraubtiefe $m_{ges}$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ °C}$ .....	112

Abbildung 73:	Einfluss der Einschraubtiefe $m_{ges}$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	113
Abbildung 74:	Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	114
Abbildung 75:	Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	115
Abbildung 76:	Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der plastischen Klemnteilstauchung $\varepsilon_{KTpl}$ .....	116
Abbildung 77:	Schädigung des Muttergewindes in Abhängigkeit von der Einschraubtiefe $m_{ges}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ (Gewindeschliff) .....	117
Abbildung 78:	Detailansicht der deformierten Muttergewindeflanke .....	118
Abbildung 79:	Kontinuierliche Messung der Restvorspannkraft $F_{VR}$ von Aluminiummuttern der Höhe $m_{ges} = 3d, 2d$ und $1,5d$ bei $F_M = 30 \text{ kN}, 40 \text{ kN}$ und $47 \text{ kN}$ sowie $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ mittels Kraftmessring .....	119
Abbildung 80:	Erweiterte Betrachtung des Einzeleinflusses der Einschraubtiefe $m_{ges}$ bei verschiedenen Montagevorspannkraften $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	121
Abbildung 81:	Detailauswertung zu Abbildung 80 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	122
Abbildung 82:	Detailauswertung zu Abbildung 80 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	122
Abbildung 83:	Erweiterte Betrachtung des Einzeleinflusses der Einschraubtiefe $m_{ges}$ bei verschiedenen Montagevorspannkraften $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	123
Abbildung 84:	Detailauswertung zu Abbildung 83 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	124
Abbildung 85:	Detailauswertung zu Abbildung 83 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	124
Abbildung 86:	Tastschnittmessung der fein gedrehten, geschliffenen sowie per Bandschleifer angerauten Oberflächen vor Montage .....	126
Abbildung 87:	Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei Raumtemperatur (Untersuchungsergebnisse aus Zusammenarbeit mit [73]) .....	126

Abbildung 88:	Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit und Trennfugenanzahl auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	128
Abbildung 89:	Erweiterte Betrachtung des Einzeleinflusses der Oberflächenbeschaffenheit bei verschiedenen Montagevorspannkraften $F_M$ auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ (Untersuchungsergebnisse in Zusammenarbeit mit [73]).....	129
Abbildung 90:	Einfluss des Werkstoffs von Klemmteil und Mutterbauteil auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ .....	131
Abbildung 91:	Detailauswertung zu Abbildung 90 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ).....	131
Abbildung 92:	Detailauswertung zu Abbildung 90 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ) .....	132
Abbildung 93:	Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	134
Abbildung 94:	Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	134
Abbildung 95:	Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	135
Abbildung 96:	Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf $F_{VR}/F_M$ bei einer Auslagerungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ .....	135
Abbildung 97:	Detailauswertung zu Abbildungen 93 bis 96 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) .....	136
Abbildung 98:	Detailauswertung zu Abbildungen 93 bis 96 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ ).....	137
Abbildung 99:	Einfluss des Schraubenwerkstoffs die Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ) bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen $T_A$ .....	138
Abbildung 100:	Unterschiede des Zug- und Druckkriechverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW-2024 (T3) bei ca. $150 \text{ }^\circ\text{C}$ [72] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt).....	166
Abbildung 101:	Zug- und Druckkriechkurven der Aluminiumlegierung 24S-T4 bei $232 \text{ }^\circ\text{C}$ und Anfangsspannungen von $48 \text{ MPa}$ ( $7000 \text{ psi}$ ), $55 \text{ MPa}$ ( $8000 \text{ psi}$ ) und $57 \text{ MPa}$ ( $8250 \text{ psi}$ ) [20] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt).....	166

- 
- Abbildung 102: Auswirkungen einer Vorplastifizierung von 4,9 % (Messdaten mit Dreieck) auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 2650-T8 bei einer Auslagerungstemperatur von 175 °C und Anfangsspannung von 200 MPa (links). Effekt der Überalterung auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 2650-T8 bei einer Auslagerungstemperatur von 150 °C und Anfangsspannung von 250 MPa (rechts) [40] .... 167
- Abbildung 103: Effekt des wiederholten Auslagerns auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 332 bei einer Auslagerungstemperatur von 260 °C [30]..... 167
- Abbildung 104: TEM-Aufnahme der Aluminiumlegierung 7075 (T651) nach Zugkriechversuch bei einer Temperatur von 120 °C für 24 h und Spannung von 260 MPa [113] ..... 168
- Abbildung 105: Wiederholte Kriechversuche bei gleichen Versuchsbedingungen und Probenentnahme aus einem Werkstück der Aluminiumlegierungen AA5083 und AA6061 bei einer Anfangsspannung von 50 MPa und Temperaturen von 270 °C (AA5083) bzw. 350 °C (AA6061) [2] ..... 168
- Abbildung 106: Prinzipskizze des Verspannpaketes bestehend aus Ringkraftsensor, Druckplatten, Schraube und Mutter (links); Ringkraftsensor RKS01 der Firma Haehne (rechts) ..... 169

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Variationsparameter der Reihenuntersuchungen (Standardkonfiguration in Fettschrift und unterstrichen hervorgehoben) .....	46
Tabelle 2:	Variation der Oberflächenbeschaffenheit von Klemmteil und Mutter .....	52
Tabelle 3:	Übersicht der untersuchten Schraubenwerkstoffe (Zusammenstellung aus [55]) .....	80
Tabelle 4:	Werkstoffeigenschaften des Stahlwerkstoffs (Zusammenstellung aus [55]) .....	81
Tabelle 5:	Mechanische Eigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen nach DIN EN 755-2 [188] .....	81
Tabelle 6:	Merkmale der Schraube [55] .....	84
Tabelle 7:	Einflusshöhe der Variationsparameter auf die Höhe der Restvorspannkraft $F_{VR}$ .....	141
Tabelle 8:	EN AW-6056, Ausscheidungsdicke und -abstand in Abhängigkeit des Werkstoffzustands (jeweils drei Mittelwerte aus drei Aufnahmen mit hoher Auflösung) [41] .....	169
Tabelle 9:	Anwendungen und Eigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen [74] .....	169
Tabelle 10:	Erweiterte Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation .	170
Tabelle 11:	Übersicht der Literaturquellen zum Kriech- bzw. Relaxationsverhalten von Aluminiumlegierungen .....	172
Tabelle 12:	Überblick der Veröffentlichungen zum VKRV von SV (Legende siehe Tabellenende) .....	175

## Nomenklatur

### Lateinische Zeichen

A	Fläche (allgemein)	mm <sup>2</sup>
D	Durchmesser (allgemein)	mm
D <sub>1</sub>	Kerndurchmesser des Muttergewindes	mm
D <sub>2</sub>	Flankendurchmesser des Muttergewindes	mm
D <sub>A</sub>	Außendurchmesser des verspannten Bauteils bzw. Muttergewindebauteils	mm
E	Elastizitätsmodul	MPa
F	Kraft	N
F <sub>A</sub>	axiale Betriebskraft	N
F <sub>K</sub>	Klemmkraft in der Bauteiltrennfuge	N
F <sub>M</sub>	Montagevorspannkraft	N
F <sub>PA</sub>	Plattenzusatzkraft aufgrund axialer Betriebskraft	N
F <sub>S</sub>	Schraubenkraft	N
F <sub>PM</sub>	Kraft in verspannten Bauteilen bei Montage	N
F <sub>SA</sub>	Schraubenzusatzkraft aufgrund axialer Betriebskraft	N
F <sub>SM</sub>	Schraubenkraft bei Montage	N
F <sub>V</sub>	Vorspannkraft	N
F <sub>VR</sub>	Restvorspannkraft	N
ΔF <sub>M</sub>	Streuung der Montagevorspannkraft	N
ΔF <sub>V</sub>	Vorspannkraftänderung	N
ΔF <sub>Vkriech</sub>	Vorspannkraftverlust durch Kriechen	N
ΔF <sub>Vplast</sub>	Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren	N

$\Delta F_{V_{\text{plastT}}}$	Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren aufgrund einer thermischen Überlast	N
$\Delta F_{V_{\text{relax}}}$	Vorspannkraftrelaxationsverlust	N
$\Delta F_{V_{\text{th}}}$	thermisch induzierte Vorspannkraftänderung	N
$F_Z$	Setzkraftverlust	N
G	Schubmodul	MPa
$L_S$	gemessene Länge der Schraube	mm
$M_A$	Anziehdrehmoment	Nm
N	Stichprobenanzahl	-
P	Gewindesteigung	mm
Q	Aktivierungsenergie	kJ/mol
$R_m$	Zugfestigkeit	MPa
$R_{eH}$	obere Streckgrenze	MPa
$R_{p0,2}$	0,2 %-Dehngrenze	MPa
$R_Z$	gemittelte Rautiefe	$\mu\text{m}$
T	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$ (bzw. K)
$\Delta T$	Temperaturdifferenz	$^{\circ}\text{C}$ (bzw. K)
$T_A$	Auslagerungstemperatur	$^{\circ}\text{C}$
$T_M$	Schmelztemperatur	$^{\circ}\text{C}$ (bzw. K)
b	Nachgiebigkeitsfaktor	-
c	Federsteifigkeit (allgemein)	N/mm
$c_P$	Bauteilsteifigkeit	N/mm
$c_S$	Schraubensteifigkeit	N/mm
d	Schraubennennendurchmesser	mm
$d_2$	Flankendurchmesser der Schraube	mm
$d_3$	Kerndurchmesser der Schraube	mm

XVIII Nomenklatur

---

$d_w$	Kopfaufledgedurchmesser	mm
$f$	Längung / Stauchung	mm
$f_{kriech}$	Längenänderung aufgrund Kriechen der Verbindungspartner	mm
$f_P$	Bauteillängung	mm
$f_{Pkriech}$	Längenänderung aufgrund Kriechen des Bauteils	mm
$f_{plastM}$	plastische Längenänderung der Verbindungspartner aufgrund einer mechanischen Zusatzlast	mm
$f_{plastT}$	plastische Längenänderung der Verbindungspartner aufgrund einer thermischen Zusatzlast	mm
$f_{PM}$	Stauchung der verspannten Bauteile bei Montage	mm
$f_{PplastT}$	plastische Längenänderung des Bauteils aufgrund einer thermischen Zusatzlast	mm
$f_{Prelox}$	plastische Längenänderung des Bauteils aufgrund der Vorspannkraftrelaxation	mm
$\Delta f_{PT}$	Bauteillängenänderung aufgrund Temperatur	mm
$f_s$	Schraubenlängung	mm
$f_{sM}$	Verlängerung der Schraube bei Montage	mm
$f_{Skriech}$	Längenänderung aufgrund Kriechen der Schraube	mm
$f_{SplastT}$	plastische Längenänderung der Schraube aufgrund einer thermischen Zusatzlast	mm
$f_{Srelax}$	plastische Längenänderung der Schraube aufgrund der Vorspannkraftrelaxation	mm
$\Delta f_{sT}$	Längenänderung der Schraube aufgrund einer thermisch induzierten Vorspannkraftänderung	mm
$f_{relax}$	Relaxationsbetrag	mm
$f_z$	Setzbetrag	mm
$l$	Länge	mm

$l_1 \dots l_5$	Einzelmessstrecken (Rauheitsmessung)	mm
$l_K$	Klemmlänge	mm
$l_{KT}$	Abstand der Referenzpunkte der Klemmteilbohrungen	mm
$l_{MB}$	Abstand der Referenzpunkte der Mutterbauteilbohrungen	mm
$l_n$	Messstrecke (Rauheitsmessung)	mm
$l_{na}$	Nachlaufstrecke (Rauheitsmessung)	mm
$\Delta l_s$	gemessene Längenänderung der Schraube	mm
$\Delta l_{sth}$	gemessene Längenänderung der Schraube aufgrund einer thermischen Last	mm
$\Delta l_{Skriech}$	gemessene plastische Längenänderung der Schraube durch Kriechen	mm
$\Delta l_{SplastT}$	gemessene plastische Längenänderung der Schraube aufgrund von thermischer Überlast	mm
$\Delta l_{SMgrenz}$	gemessene Längenänderung der Schraube bis zur Streckgrenze	mm
$\Delta l_{SRüF}$	gemessene Rückfederung der Schraube	mm
$l_t$	Taststrecke	mm
$l_{vo}$	Vorlaufstrecke (Rauheitsmessung)	mm
$m_e$	Mindesteinschraubtiefe	mm
$m_{ges}$	Einschraubtiefe	mm
$n$	Spannungsexponent (Kriechgesetz nach Norton)	-
$p_G$	Grenzflächenpressung	MPa
$t$	Zeit	h
$t_A$	Auslagerungszeit	h
$\Delta z$	Eindrückung der Kopfauflagenfläche	mm

**Griechische Zeichen**

$\alpha$	Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K
$\delta$	Nachgiebigkeit	mm/N
$\delta_P$	Bauteilnachgiebigkeit (Plattennachgiebigkeit)	mm/N
$\delta_S$	Schraubennachgiebigkeit	mm/N
$\epsilon$	Dehnung	mm/mm
$\epsilon_{KTpl}$	Plastische Klemmteilstauchung	mm/mm
$\epsilon_{MBpl}$	Plastische Muttergewindebauteilstauchung	mm/mm
$\dot{\epsilon}$	Dehnrage	1/s
$\dot{\epsilon}_{II}$	Dehnrage im sekundären Kriechbereich	1/s
$\epsilon_0$	Anfangsdehnung	mm/mm
$\epsilon_{krD}$	Kriechdehnung (Druckbeanspruchung)	mm/mm
$\epsilon_{krZ}$	Kriechdehnung (Zugbeanspruchung)	mm/mm
$\mu$	Reibwert	-
$\mu_G$	Gewindereibwert	-
$\mu_K$	Kopfreibwert	-
$\nu$	Querkontraktionszahl	-
$\rho$	Dichte	g/cm <sup>3</sup>
$\sigma$	Spannung	MPa
$\dot{\sigma}$	Spannungsrate	1/s
$\dot{\sigma}_{II}$	Spannungsrate im sekundären Relaxationsbereich	1/s
$\tau_{BM}$	Scherfestigkeit des Mutterwerkstoffs	MPa

Symbole zitierter Arbeiten werden an der entsprechenden Stelle erklärt.

**Allgemeine Indizes**

0	Ausgangszustand (z.B. Ausgangslänge)
1000	Nach 1000 h der Auslagerung
Al	Aluminium
KM	Klemmteil und Muttergewindebauteil (zusammen)
KT	Klemmteil
M	Montage
MB	Muttergewindebauteil
St	Stahl
P	Bauteil (Platte)
S	Schraube
RT	Raumtemperatur
T	Temperatur
el	elastischer Beitrag
ges	gesamt
kriech	Kriechen
pl	plastischer Beitrag
max	maximal
min	minimal
th	thermisch

**Abkürzungen**

Al	Aluminium
Cu	Kupfer
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
EGE	Einfachgewindeeingriff
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
GWS	Gegenlagenwerkstoff
HT-DMS	DMS-Schraube für Einsatz unter erhöhten Temperaturen
KMR	Kraftmessring
KWS	Klemmteilwerkstoff
Li	Lithium
Max	Maximum
Mg	Magnesium
MGE	Mehrfachgewindeeingriff
Min	Minimum
Mn	Mangan
MW	Mittelwert
MWS	Muttergewindebauteilwerkstoff
Ni	Nickel
RT-DMS	DMS-Schraube für Raumtemperatureinsatz
Si	Silicium
St	Stahl
SV	Schraubenverbindung(en)
SVG	Schlussvergütet

---

SWB	Schlusswärmebehandelt
SWS	Schraubenwerkstoff
Ti	Titan
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VKR	Vorspannkraftrelaxation
VKRV	Vorspannkraftrelaxationsverhalten
Zn	Zink
bzw.	beziehungsweise
etc.	et cetera
u.a.	unter anderem
z.B.	zum Beispiel



# 1 Einleitung

Schraubenverbindungen (SV) machen sich das seit Jahrtausenden bekannte Wirkprinzip der aufgerollten schiefen Ebene (Gewinde) zu Nutze und gewannen durch die in der industriellen Revolution aufkommende Forderung nach einer Baugruppen- bzw. Modulbauweise rasant an Bedeutung. Heutzutage ist die SV mit einem Anteil von 60 bis 70 % die mit Abstand am häufigsten eingesetzte lösbare Verbindung und in vielen Industriezweigen wie dem Fahrzeugbau, dem allgemeinen Maschinenbau, der Energietechnik sowie vielen weiteren unverzichtbar [115]. Allein im Fahrzeugbau werden jährlich weltweit ca. 40 bis 50 Milliarden Schrauben eingesetzt [116].

Bei der Auslegung von SV nimmt die in der Verbindung vorherrschende Vorspannkraft  $F_V$  eine zentrale Rolle ein, da an sie die Sicherstellung der Funktionsweise der SV geknüpft ist. Eine zu niedrige Vorspannkraft kann z.B. zu Undichtigkeiten in der Trennfuge oder auch zum Rutschen bzw. Klaffen der Trennfuge führen. Letzteres erhöht bei axial schwingender Belastung die Gefahr des Dauerbruchs der Schraube. Eine weitere, zunehmend wichtige Auslegungsgröße stellt der elektrische Verbindungswiderstand dar. Dieser hängt unter anderem von der vorhandenen Restvorspannkraft der Verbindung ab und ist im Bereich der Stromschienentechnik eine wichtige Auslegungsgröße. Die Kenntnis der Vorspannkrafthöhe bei Montage sowie über den gesamten Betriebszeitraum ist somit von großer Bedeutung für die betriebssichere Auslegung der SV. Abhängig von der eingesetzten Montagestrategie gelingt die Einstellung der Montagevorspannkraft unterschiedlich genau. Überelastisch angezogene Verbindungen erfreuen sich aufgrund geringer Montagestreuungen daher zunehmender Beliebtheit, sodass nicht nur der Schraubenwerkstoff hoch ausgenutzt wird, sondern insbesondere auch verspannte Leichtbaumaterialien.

Im Betrieb erfährt die SV in der Regel Vorspannkraftänderungen, welche sowohl reversibel bzw. irreversibel als auch zeitabhängig oder zeitunabhängig sein können. Während zeitunabhängige reversible Vorspannkraftänderungen durch thermische bzw. mechanische Zusatzlasten hinreichend genau bestimmt werden können (bei einfachen Bauteilgeometrien analytisch durch die VDI-Richtlinie 2230 [206], bei komplexen Bauteilgeometrien durch den Einsatz der Finite Elemente Methode), gelingt dies für plastisches sowie zeitabhängiges Materialverhalten

nicht oder nur eingeschränkt. Im Betrieb auftretende zeitabhängige bzw. unabhängige (lokale) Plastifizierungen von Schraube sowie im Kraftfluss liegender Bauteile und Verbindungselemente führen in der Regel zu einem Rückgang der Vorspannkraft, was allgemein als Vorspannkraftrelaxation (VKR) bezeichnet wird. Unter dem Begriff werden die Einzeleinflüsse des Setzens, Lastplastifizierens sowie Kriechens zusammengefasst. Das Setzen einer SV bezeichnet den Vorspannkraftrückgang, welcher direkt nach Montage und in der Regel bei Raumtemperatur eintritt. Als Ursache für den Vorspannkraftrückgang gelten Plastifizierungen der Rauheitsprofile in den Kontaktstellen der SV. Im Betrieb auftretende mechanische und/oder thermische Zusatzlasten führen ebenfalls zu einer zeitunabhängigen Plastifizierung, sofern die Streckgrenze bzw. Grenzflächenpressung (lokal) überschritten wird, was als Lastplastifizieren bezeichnet wird. Als zeit-, temperatur- und spannungsabhängiger Mechanismus führt das Werkstoffkriechen (bzw. die Werkstoffrelaxation) ebenfalls zu einer Plastifizierung, welche sich vorspannkraftmindernd auf die SV auswirkt.

Die stetig wachsenden Anforderungen der Gesellschaft an technische Produkte und Systeme führen zu einer Anhebung von Wirkungsgrad sowie Leistungsdichte und erfordern die konsequente Umsetzung des Leichtbaugedankens [116]. So spielt beispielsweise die Gewichtsreduzierung bei Elektrofahrzeugen eine entscheidende Rolle, um hohe Reichweiten ermöglichen zu können [5]. Der Einsatz von Leichtbauwerkstoffen sowie das Bestreben, die Materialfestigkeiten weitestgehend auszunutzen, führt zu extrem hohen spezifischen Belastungen der Bauteile und Verbindungen. Bisher bestehende Leistungsreserven der SV werden somit immer weiter verringert, wodurch die Gefahr einer unzureichenden Auslegung zunimmt. Obwohl SV weltweit umfangreicher Normung unterliegen und dem Konstrukteur mit der stetig weiterentwickelten VDI-Richtlinie 2230 [206] ein solides Werkzeug zur Auslegung zur Verfügung steht, kommt es bei der Auslegung, Berechnung, Gestaltung sowie Montage immer wieder zu Unklarheiten und Problemen [116]. Eine unzureichende Auslegung wird meist erst im Betrieb durch auftretende Schadensfälle offenkundig, wobei die genaue Schadensursache oft nicht bekannt ist.

Der zunehmende Einsatz von Leichtbauwerkstoffen wie Aluminium in der Luft- und Raumfahrt sowie im Maschinen- und Fahrzeugbau birgt aufgrund der hohen Werkstoffausnutzung insbesondere bei Einsatz unter erhöhten Temperaturen die Gefahr des Funktionsverlusts durch Vorspannkraftrelaxation. Aufgrund des im Vergleich zu Stahlwerkstoffen (Baustahl:  $T_M = 626,85 \text{ K}$  bis  $1226,85 \text{ K}$ ) niedrigen

Schmelzpunktes von  $T_M = 933,35 \text{ K}$  ( $660,2 \text{ °C}$ ) liegen Aluminiumlegierungen bei Temperaturen von  $100 \text{ °C}$  bereits bei einer homologen Temperatur von  $T/T_M = 0,4$ , sodass mit Kriechverformungen des Werkstoffs zu rechnen ist. Die Höhe der Kriechverformung und somit der Betrag der VKR hängt jedoch auch von der Spannung, also von der Montagevorspannkrafthöhe ab. Derzeit ist nicht bekannt, ob der Vorteil einer hohen Montagevorspannkraft durch verstärkt ablaufende Kriechprozesse abgeschwächt oder gar neutralisiert wird. Weiterhin ist unklar, inwieweit durch konstruktive Maßnahmen die Vorspannkraftstabilität gesteigert werden kann.

Schwerpunkt dieser Arbeit ist daher die Bestimmung der Haupteinflussparameter auf die VKR sowie die Festlegung von Einsatzgrenzen für Leichtbauverbindungen mit Aluminiumverbindungspartnern (Klemm- und Muttergewindebauteil) unter erhöhten Betriebstemperaturen.

Dazu werden in Kapitel 2 zunächst die Grundlagen des Werkstoffs Aluminium (Kapitel 2.1) sowie der Schraubenverbindungen (Kapitel 2.2) bzw. der VKR von Schraubenverbindungen (Kapitel 2.2.2) dargestellt. Das Unterkapitel 2.1.3 fasst aufgrund der hohen Relevanz für den Mechanismus der VKR den Stand der Technik des Werkstoffkriechens von Aluminiumlegierungen zusammen. Zur Identifikation der zu untersuchenden Haupteinflussparameter auf die VKR gibt das Unterkapitel 2.2.3 eine detaillierte Aufstellung bisheriger Forschungsarbeiten, aus denen die wissenschaftliche Problemstellung und Ziele dieser Arbeit (Kapitel 3) abgeleitet werden. Eine Übersicht der untersuchten Variationsparameter sowie Gründe für die Auswahl werden in Kapitel 4.1 vorgestellt. Kapitel 4.2 beschäftigt sich mit den möglichen Methoden der Vorspannkraftmessung sowie der Auswahl geeigneter Messmittel. Die Messmethodik und Versuchsführung der kontinuierlichen bzw. diskontinuierlichen Vorspannkraftmessung werden in Kapitel 4.3 und 4.4 gezeigt. Die in dieser Arbeit neu entwickelte Messmethode zur Bestimmung der Klemmteilstauchung wird in Kapitel 4.5.1 vorgestellt. Die Versuchsführung ergänzender Untersuchungen zeigt Kapitel 4.5. Die Ergebnisse der eigenen Untersuchungen werden in Kapitel 5 vorgestellt, wobei das Unterkapitel 5.1 zunächst die Werkstoff- und Verbindungseigenschaften charakterisiert, während die zentralen Untersuchungen der VKR von SV in Kapitel 5.2 vorgestellt werden. Die gewonnenen Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen werden schließlich in Kapitel 6 zusammenfassend vorgestellt und bewertet. Kapitel 7 umfasst das Fazit der Arbeit sowie einen Ausblick über mögliche zukünftige Forschungsschwerpunkte der VKR von SV.

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung

Das Grundlagenkapitel befasst sich zunächst mit dem in dieser Arbeit im Fokus stehenden Leichtbauwerkstoff Aluminium (Kapitel 2.1) und behandelt die Einsatzfelder, allgemeine Eigenschaften und Normung von Aluminium und seinen Legierungen (Kapitel 2.1.1). Kapitel 2.1.2 vermittelt kompakt das mechanische Werkstoffverhalten unter Temperatur und stellt die für die Vorspannkraftrelaxation (VKR) wichtigen Mechanismen des Kriechens und Relaxierens von Werkstoffen gegenüber. Abschließend wird der Stand der Technik zum Kriechen von Aluminium und seinen Legierungen in Kapitel 2.1.3 zusammengefasst. Kapitel 2.2 beschäftigt sich mit den Grundlagen der Auslegung von Schraubenverbindungen (SV) sowie dem Last-Verformungsverhalten bei Montage und im Betrieb (2.2.1). Als zentrales Thema dieser Arbeit werden die Einzelmechanismen der VKR (Kapitel 2.2.2) detailliert erläutert. Kapitel 2.2.3 arbeitet den Stand der Technik des Forschungsschwerpunktes der VKR heraus und fasst die in der Literatur identifizierten Einflussparameter auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten (VKRV), welche größtenteils für andere Werkstoffkombinationen ermittelt wurden, zusammen. Weiterhin werden die analytischen und numerischen Methoden zur Annäherung und Vorhersage der VKR zusammenfassend dargestellt.

### 2.1 Aluminium als Leichtbauwerkstoff

#### 2.1.1 Einsatzfelder, Eigenschaften und Normung

Aluminium kann aufgrund seiner physikalischen und chemischen Eigenschaften äußerst vielfältig eingesetzt werden und kommt daher in verschiedenen Wirtschaftssektoren zur Anwendung. Über die Hälfte des Aluminiumbedarfs entfällt nach Abbildung 1 auf die Wirtschaftssektoren Transport und Bauwesen. Insbesondere der Transportsektor stellt hohe Anforderungen an die technischen Eigenschaften des Leichtmetalls und treibt somit maßgeblich die Forschung voran [136]. Eine Studie des Beratungsunternehmens Berylls Strategy Advisors [16] prognostiziert für das Jahr 2030 einen verringerten Einsatz konventioneller Stähle und dafür einen gesteigerten Anteil von Aluminium, Magnesium sowie hochfesten Stählen in der Materialstruktur von Fahrzeugen, weswegen sich auch die Anzahl an hochbe-

lasteten Verschraubungen erhöhen wird. McKinsey [29] geht davon aus, dass allein für die Fahrzeugkarosserien im Jahr 2030 16,9 Millionen Tonnen Aluminium verarbeitet werden. Dementsprechend gewinnt die genaue Auslegung von hochbelasteten Schraubenverbindungen im Leichtbau zunehmend an Bedeutung. Im drittgrößten Wirtschaftssektor, der Elektrotechnik, wird Aluminium als Leitermaterial bei gewichtssensitiven Anwendungen aufgrund der im Vergleich zu Kupfer doppelt so hohen gewichtsspezifischen elektrischen Leitfähigkeit [136] sowie geringerer Materialkosten eingesetzt. Bei der Auslegung von in der Elektrotechnik eingesetzten SV ist eine hohe und über die Betriebszeit stabile Vorspannkraft notwendig, um einen möglichst geringen elektrischen Verbindungswiderstand zu gewährleisten (z.B. bei Stromschienen [153, 156]).

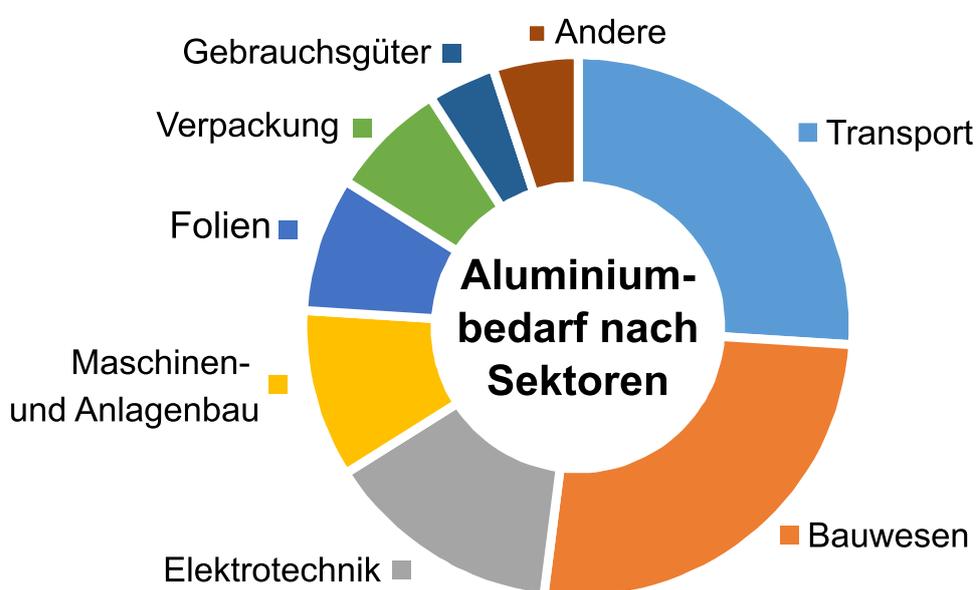
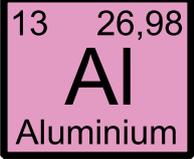
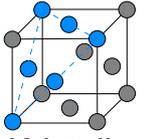


Abbildung 1: Einsatz von Aluminium nach Wirtschaftssektoren [134]

Einen Überblick über die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von Aluminium gibt Abbildung 2. Wie auch bei anderen Metallen ist die Gefügestruktur kristallin aufgebaut. Aluminium hat ein kubisch flächenzentriertes Raumgitter, welches bei Raumtemperatur über 12 Gleitebenen verfügt. Die hohe Duktilität des Werkstoffs ist mit der hohen Anzahl an Gleitebenen zu begründen. Im direkten Vergleich mit Stahlwerkstoffen besitzt Aluminium eine um zwei Drittel geringere Dichte von  $\rho = 2,7 \text{ g/cm}^3$ , wobei durch Zugabe von Legierungselementen und Wärmebehandlung Zugfestigkeiten von bis zu 800 MPa [136] erreicht werden können. Damit erreichen und übertreffen ausgewählte Aluminiumlegierungen die Festigkeit von Baustählen. Als Konstruktionswerkstoff eignet sich Aluminium daher insbesondere für den Leichtbau und begünstigt dort durch Gewichtseinsparungen den Energiebedarf für den Antrieb. Da die hohe Duktilität des Werkstoffs

auch bei tiefen Temperaturen erhalten bleibt, wird dieser auch verstärkt in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt. Aufgrund seiner hohen Wärmeleitfähigkeit, die die von Stahl um das Dreifache übertrifft [136], kommt Aluminium bei Teilen von Verbrennungsmotoren wie zum Beispiel Kühlern verstärkt zum Einsatz.

	Gitteraufbau		kubisch-flächenzentriert
	Dichte	$\rho$	2,6989 g/cm <sup>3</sup>
	Mittlerer linearer Ausdehnungskoeffizient	$\alpha$	23,6 · 10 <sup>-6</sup>
	zwischen 20 °C und 100 °C		
<i>Kristall- struktur</i>	Elastizitätsmodul	E	66,6 GPa
	Schubmodul	G	25,0 GPa
	Querkontraktionszahl (Poissonsche Zahl)	$\nu$	0,35
	Schmelztemperatur	$T_M$	660,2 °C
	Aktivierungsenergie der Selbstdiffusion	Q	120 kJ/mol

**Abbildung 2: Physikalische Eigenschaften von Aluminium (Reinstaluminium Al<sub>99,99</sub> bei 20 °C, wenn nicht anders angegeben; Werkstoffdaten nach [92]; Darstellung in Anlehnung an [58])**

Durch Zugabe von Legierungselementen können die Werkstoffeigenschaften von Aluminium maßgeblich beeinflusst und verbessert werden. Die europäische Norm unterteilt die Aluminiumlegierungen zunächst nach der Art ihrer Verarbeitung in Guss- und Knetlegierungen (EN AC bzw. EN AW), wie Abbildung 3 zeigt. Die im Fokus dieser Arbeit stehenden Knetlegierungen (Kennzeichnung EN AW, DIN EN 1780 [184]) weisen eine hohe plastische Verformbarkeit auf und verfügen über einen Legierungsgehalt von typischerweise 1 % bis 2 % (Ausnahmen bis zu 8 %). Knetlegierungen werden anhand der möglichen Verfestigungsmechanismen in aushärtbare und naturharte (nicht aushärtbare) Legierungen unterteilt. Dabei steht bei naturharten Knetlegierungen die Legierungsverfestigung durch Mischkristallbildung sowie Kaltverfestigung im Vordergrund und bei aushärtbaren Legierungen die Ausscheidungsverfestigung. Die Klassifizierung der Aluminiumlegierungen in Legierungsgruppen (1xxx bis 8xxx) erfolgt nach DIN EN 573 [185] anhand des Hauptlegierungselements. Der Legierungsschlüssel wird darüber hinaus durch eine Werkstoffzustandsbezeichnung nach DIN EN 515 [48] ergänzt. Übergreifend werden die Werkstoffzustände in Herstellungszustand (F), weichgeglüht (O), kaltverfestigt (H), lösungsgeglüht (W) und wärmebehandelt (T) unterschieden. Der nachfolgende Zahlencode charakterisiert den Werkstoffzustand genauer.

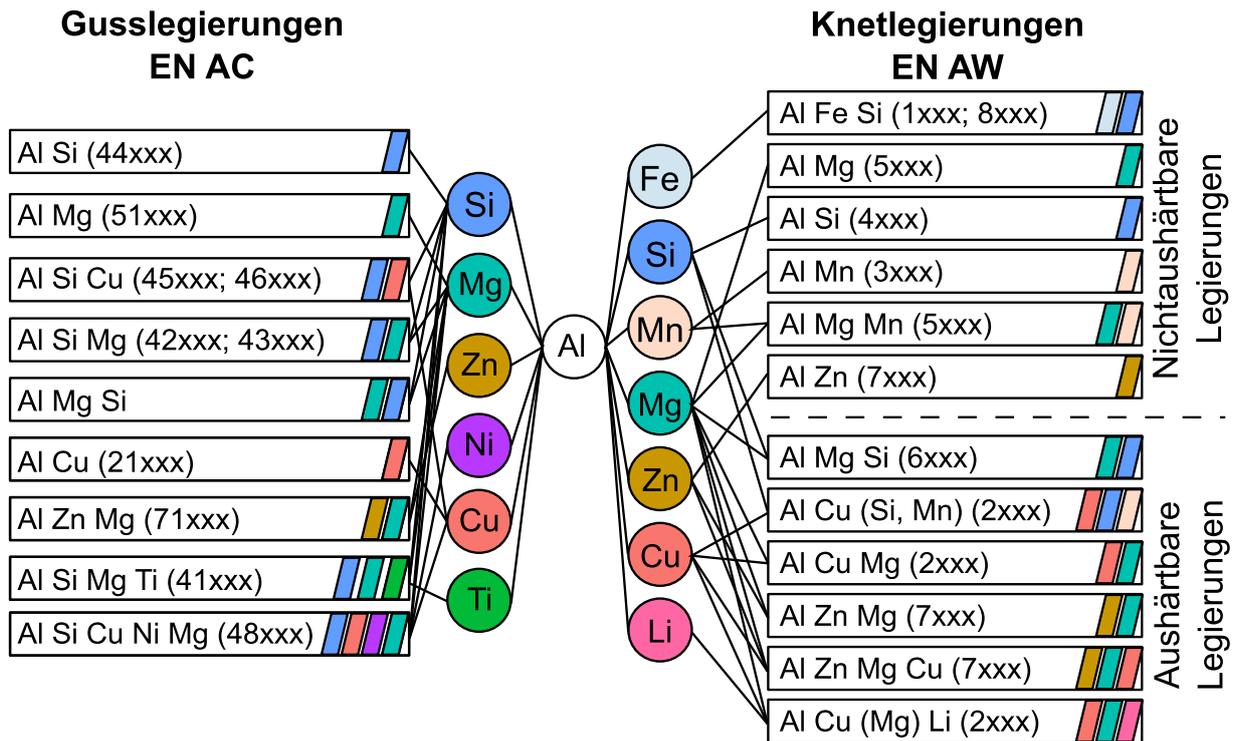


Abbildung 3: Einteilung der Aluminiumlegierungen nach [92] bzw. [186] (Farbschema dient lediglich zur Unterscheidung der Elemente)

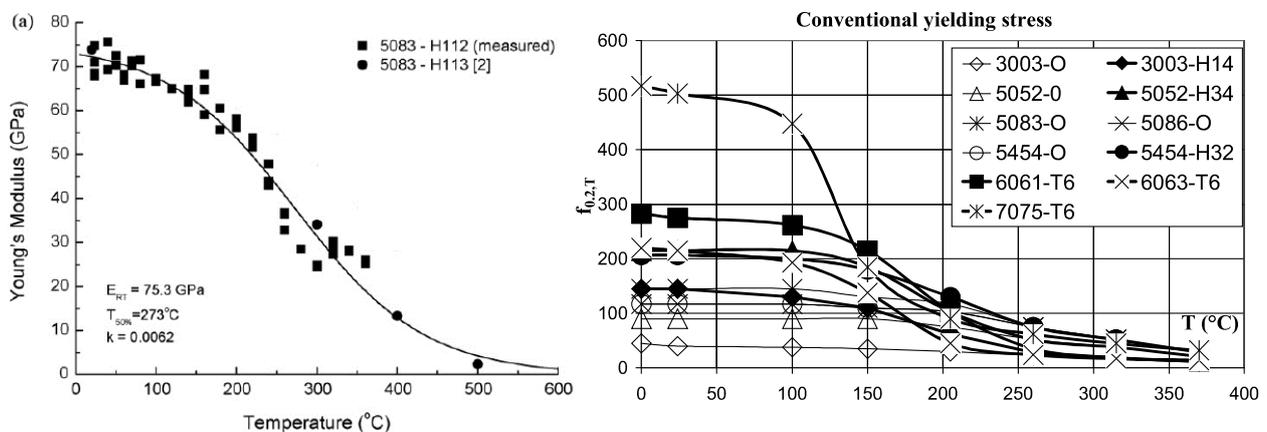
Die Festigkeit aushärtbarer Aluminiumlegierungen kann durch eine Wärmebehandlung gesteigert werden, indem Ausscheidungen mit ganz bestimmten Teilchendurchmesser und -abstand (typischerweise 1 nm bei einem Teilchenabstand von 10 nm bis 20 nm) erzeugt werden. Abhängig von Auslagerungstemperatur und -dauer können verschiedene Aushärtungszustände im Werkstoff eingestellt werden (siehe auch DIN EN 515 [187]). Die höchsten mechanischen Werkstoffeigenschaften ergeben sich für den Zustand der maximalen Aushärtung. Wird die Wärmebehandlung nach Erreichen der maximalen Aushärtung fortgesetzt, kommt es zur Bildung von inkohärenten Ausscheidungen. Die inkohärenten Gleichgewichtsphasen (z.B.  $Mg_2Si$ ) führen zum Abbau der Kohärenzspannungen, wodurch sich Versetzungen leichter bewegen können. Durch diesen, als Überalterung bekannten, Effekt, nimmt die Festigkeit daher wieder ab. [92, 97, 136]

### 2.1.2 Mechanisches Werkstoffverhalten unter Temperaturbelastung

Mit zunehmender Temperatur verändern sich die Werkstoffeigenschaften von Metallen. So zeigt sich bei steigender Temperatur eine negative Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls  $E$ , der 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  sowie Zugfestigkeit  $R_m$  für die Werkstoffe Magnesium, Aluminium und Stahl [66]. Da der Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha$  mathematisch ausgedrückt näherungsweise umgekehrt proportional

zum Elastizitätsmodul  $E$  ist, nimmt dieser mit steigender Temperatur zu. Die Abnahme der Festigkeitskennwerte ist damit zu erklären, dass der mittlere Abstand der Atome aufgrund der Temperaturerhöhung vergrößert wird, wodurch die Bindungskraft vermindert wird. Überschreitet die in Form von Wärme eingebrachte Energie einen bestimmten Grenzwert, kommt es zum Platzwechsel von Atomen bzw. zur Wanderung von Leerstellen. Die dafür notwendige Energie wird als Aktivierungsenergie  $Q$  bezeichnet. Die Schmelztemperatur  $T_M$  hängt positiv von den Bindungskräften eines Werkstoffs ab. [18, 66, 158]

Makroskopisch betrachtet weisen metallische Werkstoffe unter Temperatureinwirkung dementsprechend Änderungen ihrer mechanischen Werkstoffeigenschaften auf. Abbildung 4 links zeigt beispielhaft die Abnahme des Elastizitätsmoduls  $E$  mit steigender Temperatur  $T$  der Aluminiumlegierung 5083 im Zustand H112 bzw. H113. Es zeigt sich, dass der Elastizitätsmodul  $E$  bei 150 °C bereits ca. 15 % geringer als bei Raumtemperatur ist. Abbildung 4 rechts zeigt den Rückgang der 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  mit zunehmender Temperatur verschiedener Aluminiumlegierungen. Auffällig ist hier insbesondere der starke Rückgang der 0,2 %-Dehngrenze der 7075-T6 Legierung.



**Abbildung 4:** Beispiele für temperaturabhängige Werkstoffkenndaten verschiedener Aluminiumlegierungen. Links: Elastizitätsmodul  $E$  [93], rechts: 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  [49]

Wird durch äußere Kräfte die Fließgrenze des Werkstoffs überschritten, führt das Wandern von Versetzungen zu einer plastischen Verformung. Dabei handelt es sich um eine zeitunabhängige, spontan auftretende Verformung. Höhere Temperaturen ermöglichen weitere Bewegungsarten, wie z.B. Klettern durch Stufenversetzung, Gleiten und Klettern von Schraubenversetzungen sowie kombinierte Versetzungsbewegungen von Stufen- und Schraubenversetzungen [158]. Daher sinkt mit zunehmender Temperatur auch der Widerstand des Werkstoffs gegen eine bleibende Verformung.

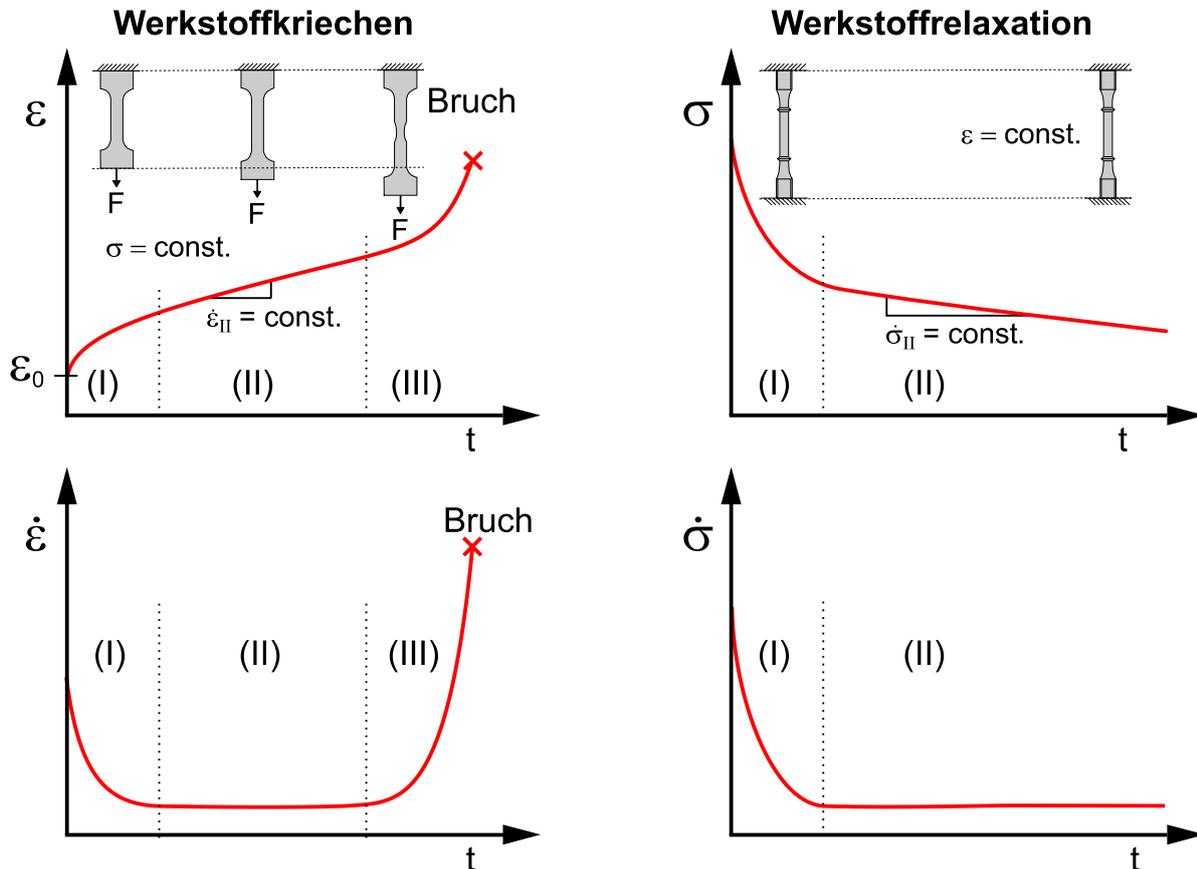
Neben den spontan auftretenden plastischen Verformungen durch (lokales) Überschreiten der Fließgrenze treten aus werkstofflicher Sicht bei allen Temperaturen über 0 K sowie Spannungen ungleich 0 MPa zusätzlich auch zeitabhängige plastische Verformungen durch Werkstoffkriechen auf. Insbesondere hohe Temperaturen führen zu einer Zeitabhängigkeit der Festigkeitswerte, die nicht mehr vernachlässigbar gering ist, und Kriechverformungen treten bereits bei Belastungen unterhalb der Streckgrenze auf. Abhängig vom Werkstoff ist der Einfluss der Temperatur auf das Kriechen unterschiedlich stark ausgeprägt. So können z.B. für Polymere bereits bei Raumtemperatur Kriechverformungen nachgewiesen werden, während bei Metallen derartige plastische Verformungen erst ab einer erhöhten Temperatur auftreten.

Die Grenze zwischen tiefen Temperaturen, bei denen die Verformungsgeschwindigkeit von Metallen in der Regel so gering ist, dass diese vernachlässigt wird, und hohen Temperaturen, bei denen mit Kriechverformungen zu rechnen ist, ist nicht eindeutig definiert. Als kriechrelevante Temperatur für Metalle wird in der Fachliteratur eine homologe Temperatur  $T/T_M$  ( $T_M$  absolute Schmelztemperatur in Kelvin) von 0,3 bis 0,4 angegeben. Spigarelli [162] gibt an, dass das Kriechen für reines Aluminium unterhalb von  $T/T_M = 0,54$  vernachlässigt werden kann. Bedingt durch die große Spannweite der Angaben über die kriechrelevante Temperatur darf diese Temperaturgrenze daher nur als Richtwert angesehen werden. Aufgrund des im Vergleich zu Stahlwerkstoffen niedrigen Schmelzpunktes von  $T_M = 933,35$  K (660,2 °C) des Aluminiums gelten somit bereits Temperaturen von 100 °C ( $0,4 \cdot T_M$ ) als hohe Temperaturen, bei denen mit Kriechvorgängen im Werkstoff gerechnet werden muss. Für temperaturbelastete SV mit Aluminiumverbindungspartnern bedeutet dies, dass über die Betriebszeit mit zunehmenden Plastifizierungen gerechnet werden muss, die sich vorspannkraftmindernd auf die Verbindung auswirken.

Das Kriechen von Werkstoffen ist ein zeit-, spannungs- und temperaturabhängiger Prozess, der zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs führt, wobei die Werkstoffbeanspruchung durch die aufgebrachte Last unterhalb der Streckgrenze des Werkstoffs liegt. Die Charakterisierung des zeitabhängigen Verhaltens eines Werkstoffs erfolgt in der Regel über Kriech- oder Relaxationsversuche (DIN EN ISO 204 [196] bzw. DIN EN 10319-1 [198]) an glatten Probestäben bei konstanter Temperatur.

Im Kriechversuch wird eine Spannung aufgebracht und über die Dauer des Versuchs konstant gehalten ( $\sigma = \text{const.}$ ), während die Dehnung  $\epsilon$  als Messgröße auf-

gezeichnet wird. Im Gegensatz dazu wird der Werkstoff im Spannungsrelaxationsversuch durch eine Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  belastet, welche über die gesamte Versuchsdauer konstant gehalten wird, während die verbleibende Restspannung  $\sigma$  messtechnisch erfasst wird. Der schematische Kriech- bzw. Relaxationsverlauf einer Probe unter Zugbeanspruchung bei konstanter Temperatur ist auf Abbildung 5 vergleichend dargestellt.



**Abbildung 5: Schematischer Verlauf des Werkstoffkriechens und der Werkstoffrelaxation unter Zugbeanspruchung (in Anlehnung an [145])**

Abbildung 5 links zeigt den Verlauf der Dehnung  $\epsilon$  (oben) bzw. der Dehnrates  $\dot{\epsilon}$  (unten) über die Versuchsdauer des Kriechversuchs. Aufgrund der aufgebracht Last  $F$  verformt sich das Bauteil zunächst um die Dehnung  $\epsilon_0$ . Diese Anfangsverformung ist zeitunabhängig und setzt sich aus einem elastischen sowie ggfs. einem plastischen Anteil zusammen. Im Zeitdehnschaubild (auch als Kriechkurve bezeichnet) werden typischerweise drei Stadien des Kriechens unterschieden. Der erste zeitabhängige Bereich wird als Primärkriechen (auch Übergangskriechen) bezeichnet und ist durch eine abfallende Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  gekennzeichnet (Kennzeichnung I in Abbildung 5). Der darauffolgende zweite Bereich der Kriechkurve ist das Sekundärkriechen (auch stationäres Kriechen genannt; Kennzeichnung II in Abbildung 5). Charakteristisch für diesen Bereich ist die niedrige,

gleichbleibende Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$ , die gleichbedeutend mit einer konstanten Dehnungszunahme ist. Zur Charakterisierung des Kriechverhaltens wird in der Regel die minimale Kriechgeschwindigkeit im sekundären Kriechbereich  $\dot{\epsilon}_{II}$  angegeben. Der nachfolgende tertiäre Kriechbereich (Kennzeichnung III in Abbildung 5) weist eine stetige Zunahme der Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  auf und führt letztlich zum Bruch.

Diese theoretische und idealisierte Form der Kriechkurve mit einer konstanten Kriechgeschwindigkeit im sekundären Bereich ist jedoch nur dann in Experimenten anzufinden, wenn die wahre Spannung und die Gefügestruktur des Werkstoffs während des Kriechens konstant sind. Letzteres trifft auf einfache Legierungen oft zu, bei technischen Legierungen kommt es jedoch zu Veränderungen der Gefügestruktur. Es ist ersichtlich, dass bei der experimentellen Bestimmung der Kriechkurve eines Werkstoffs die wahre Spannung vom Probenquerschnitt abhängig ist und sich im Laufe des Versuchs aufgrund der Querschnittsabnahme durch vorangegangene Kriecheffekte verändert. [145]

Im Werkstoffrelaxationsversuch (Abbildung 5 rechts) wird die Verformung, anders als im Kriechversuch, von außen behindert, wodurch es durch Erholungsvorgänge zum Abbau von inneren Spannungen des Werkstoffs kommt. Somit wird im Laufe der Zeit elastische Dehnung in plastische Kriechdehnung umgewandelt, sodass die Spannung  $\sigma$  der Probe abnimmt. Aufgrund der abnehmenden Spannung erleidet die Probe auch keinen Bruch, sodass die Werkstoffrelaxation typischerweise in lediglich zwei Bereiche unterteilt wird. Bürgel [18] definiert die Spannungsrelaxation als „Kriechen unter stetig abnehmender Spannung“.

Da die Dehnung im Spannungsrelaxationsversuch über den Versuchszeitraum konstant gehalten werden muss, ist eine Regelung notwendig, die auf die abnehmende Spannung reagiert, weswegen der technische Aufwand zur Durchführung von Relaxationsversuchen höher ist als der von Kriechversuchen. Das Relaxationsverhalten eines Werkstoffs kann nicht durch Kriechtests vorausgesagt werden. Die Kriechverformung ist zwar der wichtigste, aber nicht einzige Grund für die Spannungsrelaxation. [182]

Primäre Einflussgrößen auf das Kriech- bzw. Relaxationsverhalten sind die Temperatur und die Belastungshöhe. Eine erhöhte Temperatur und/oder Belastung führt zu einer Zunahme der Kriechdehnung bzw. zu einem beschleunigten Spannungsabbau. Weiterhin beeinflusst auch die Art der Belastung die Kriechkurve. Der in Abbildung 5 links gezeigte charakteristische Verlauf mit drei ausge-

prägen Kriechstadien ist vor allem unter Zuglast zu finden. Bei druckbeanspruchten Proben wird der tertiäre Kriechbereich in der Regel nicht erreicht, sodass in diesem Fall lediglich das Primär- und Sekundärkriechen experimentell bestimmt wird. Bei Metallen wird bevorzugt der Zugkriechversuch durchgeführt, während bei spröden Materialien, wie zum Beispiel Keramik, der Druckkriechversuch zum Einsatz kommt. Dies liegt primär daran, dass sich Risse im Druckversuch nicht wie im Zugversuch ausbreiten. Genauso führen Fehler im Gefüge nicht zu Rissen und damit zum vorzeitigen Versagen des Bauteils. Darüber hinaus stellt sich auch keine Einschnürung der Probe während des Druckkriechversuchs ein. Damit steigt die wahre Spannung bei Zugkriechproben aufgrund der Einschnürung des Probenkörpers, während sie bei Kriechproben unter Druckbelastung abnimmt. [38]

### **2.1.3 Stand der Forschung zum Kriechen von Aluminiumwerkstoffen**

Das Kriechverhalten von Aluminium bzw. Aluminiumlegierungen steht seit Jahrzehnten im Fokus der Forschung. Dabei wurden große Temperatur- und Spannungsbereiche von 20 °C bis zu 640 °C bzw. von <1 MPa bis zu 414 MPa in Zeiträumen von wenigen Minuten bis hin zu 2,6 Jahren untersucht. Eine Übersicht der nachfolgend zusammengefassten Literaturquellen zum Kriech- bzw. Relaxationsverhalten von Aluminium und Aluminiumlegierungen gibt Tabelle 11 des Anhangs. Umfangreiche Zusammenstellungen von Werkstoffdaten verschiedener Aluminiumlegierungen finden sich in Nachschlagewerken wie [33, 95, 119].

Jenkins [87] identifiziert 1951 für hochreines Aluminium die bereits von Stahlwerkstoffen bekannten drei Kriechbereiche unter Zuglast und merkt an, dass mit zunehmender Spannung die jeweiligen Kriechstadien früher eintreten. Im Laufe der Jahre gewann Aluminium als Konstruktionswerkstoff zunehmend an Bedeutung, sodass einige Untersuchungen zum Zug- und Druckkriechen von Aluminium für den Einsatzzweck als Strukturelement (z.B. in Flugzeugen oder Gebäuden) durchgeführt wurden. Die Prüfbedingungen sind dabei auf den Anwendungsfall angepasst, sodass nicht genormte Probengeometrien und in der Regel geringe Spannungen bei hohen Temperaturen (Verhalten bei Feuer) geprüft werden (u.a. in [20, 37]). Die Form der Probe (insbesondere das Verhältnis von Breite zu Höhe) hat einen entscheidenden Einfluss auf das Ausbauchen bzw. Abknickens der druckbelasteten Proben [37]. Der Autor von [20] weist darüber hinaus darauf hin, dass das Kriechverhalten unter Druckbelastung schwieriger zu bestimmen ist als unter Zugbelastung, da die Gefahr besteht, dass die Proben ungleichmäßig belastet

werden. Vergleichende Untersuchungen zum Zug- und Druckkriechverhalten von Aluminium(-legierungen) zeigen überwiegend, dass zugbelastete Proben eine höhere Kriechdehnung aufweisen als druckbelastete Proben [37, 38, 40, 111, 112, 156, 161], wobei sich die Kriechdehnung mit zunehmender Temperatur immer weiter anpasst [72, 148], sodass einige Autoren die Aussage treffen, dass die Belastungsart keinen Einfluss auf die Kriechdehnung ausübt. Unterschiede im Zug- und Druckkriechverhalten der Werkstoffe sind jedoch gerade bei leicht erhöhten Temperaturen (wie sie z.B. bei Leichtbauschraubenverbindungen vorkommen) nachzuweisen, wie Abbildung 6 exemplarisch zeigt (siehe auch Abbildungen 100 und 101 des Anhangs). Die Übertragung von Zugkriechdaten auf ein druckbelastetes Klemmteil oder gar ein komplex beanspruchtes Muttergewinde ist somit gerade im Bereich leicht erhöhter Temperaturen und moderaten Spannungen nicht möglich oder zumindest stark fehlerbehaftet.

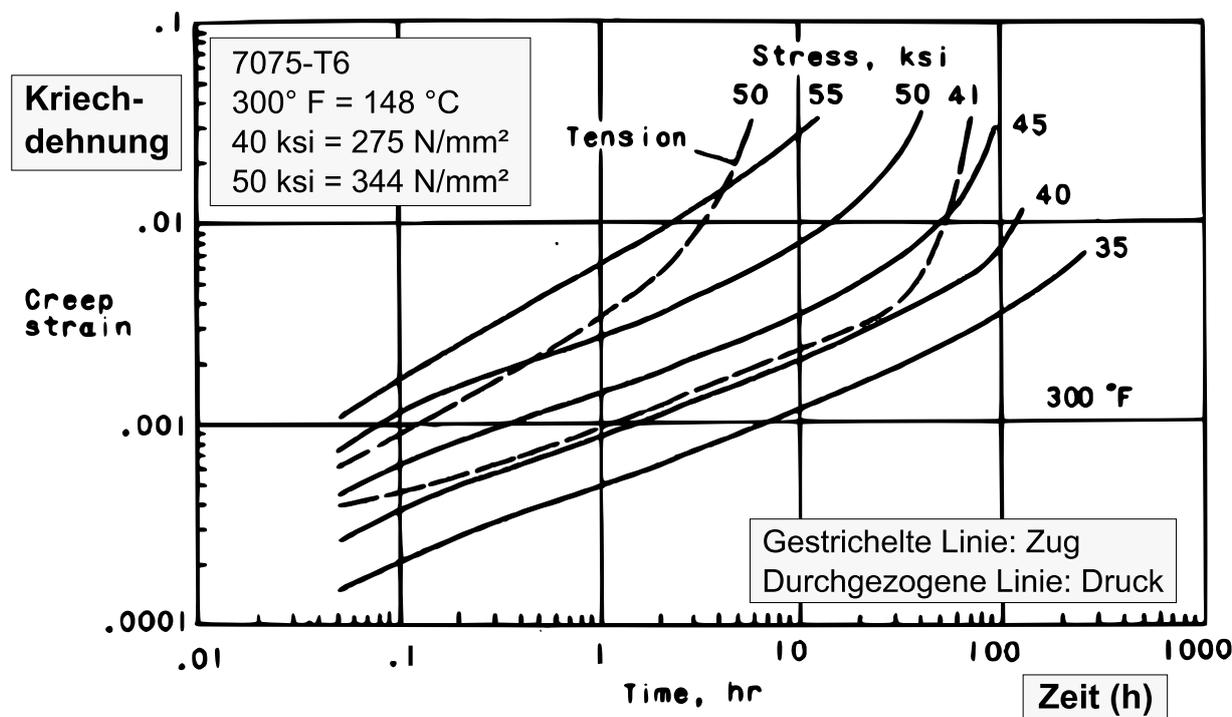
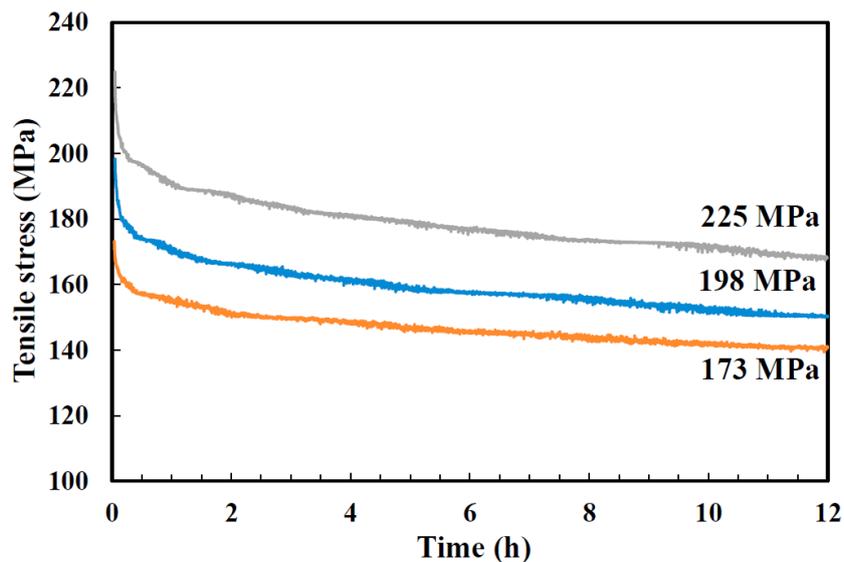


Abbildung 6: Unterschiede des Zug- und Druckkriechverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW-7075 (T6) bei ca. 150 °C [72] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt)

In [40] wird gezeigt, dass eine zusätzliche Vorplastifizierung der Kriechprobe (Werkstoff 2650-T8;  $\sigma = 200$  MPa;  $T = 175$  °C), im Vergleich zu einer nicht vorplastifizierten Probe, zu höheren anfänglichen und minimalen Kriechraten führt, wodurch der Probenbruch in etwa fünf Mal schneller auftritt (siehe auch Abbildung 102 des Anhangs). Überalterte Kriechproben zeigen ebenfalls eine stark erhöhte anfängliche und minimale Kriechgeschwindigkeit [40]. Insbesondere überelastisch verspannte Leichtbauschraubenverbindungen mit hoher Werkstoffausnutzung

(beispielsweise in Kopfauflage und im Gewindekontakt) könnten daher eine verstärkte Kriechneigung aufweisen. Die Untersuchungsergebnisse von Dandrea [30] zeigen, dass die mehrfache Verwendung einer Kriechprobe zu geringeren Kriechraten aufgrund von Verfestigungsmechanismen führt (siehe auch Abbildung 103 des Anhangs). Durch erneutes Anziehen und daraus resultierendem lokalem Plastifizieren der Kontaktflächen könnte die Lebensdauer von SV nach Aussagen des Autors demnach gesteigert werden.

Das Relaxationsverhalten von Aluminiumwerkstoffen wird in deutlich weniger Veröffentlichungen thematisiert (z.B. in [55, 143, 182]). Rong et al. [143] zeigen das Relaxationsverhalten der Legierung 6082-T6 bei 160 °C und Anfangsspannungen von 173 MPa bis 225 MPa. Der Spannungsabbau erfolgt maßgeblich direkt zu Versuchsbeginn, wie Abbildung 7 zeigt. Der Spannungsabfall beträgt 19,4 % (173 MPa) bis 25,6 % (225 MPa). Das beobachtete Verhalten wird auf Kriech- und Erholungsvorgänge zurückgeführt.



**Abbildung 7:** Relaxationsverhalten der Legierung 6082-T6 bei 160 °C und Anfangsspannungen von 173 MPa bis 225 MPa [143]

Neben dem Kriechverhalten werden in einigen Veröffentlichungen auch Aufnahmen der Proben mittels Mikroskop, Rasterelektronenmikroskop (REM) bzw. Transmissionselektronenmikroskop (TEM) sowie Röntgendiffraktometrie (XRD) zur Charakterisierung des Kriechverhaltens angefertigt (u.a. in [113, 121, 132, 180]). Abbildung 104 des Anhangs zeigt beispielhaft eine TEM-Aufnahme der Aluminiumlegierung 7075 (T651) nach einem Zugkriechversuch bei einer Temperatur von 120 °C für 24 h und Spannung von 260 MPa. Als dominierenden Kriechmechanismus identifizieren die Autoren [113] aufgrund des Spannungsexponenten nach Norton-Bailey [12, 135] von  $n = 3,52$  das Versetzungsgleiten, was durch

die TEM Aufnahme bestätigt wird. Duchard [41] weist für eine Aluminiumschraube der Legierung EN AW-6056 für verschiedene Zustände (Anlieferungszustand T6, statische und zyklische Belastung unter Temperatur sowie Überaltert) eine Zunahme der Ausscheidungsdicke und des Ausscheidungsabstands mittels TEM-Aufnahmen nach, wie Tabelle 8 des Anhangs zeigt.

Da ein hoher experimenteller Aufwand zur Ermittlung der Kriechkurven notwendig ist, werden die Versuche in der Regel nicht wiederholt (Stichprobenzahl  $N = 1$ ). Khatibi [2] zeigt für die Legierungen AA5083 und AA6061 durch wiederholte Kriechversuche bei gleichbleibenden Versuchsparametern (AA5083: 50 MPa und 270 °C; AA6061: 50 MPa und 350 °C) auf, dass die Kriechverformung selbst bei Probenentnahme aus einem Werkstück stark streuen kann, wie Abbildung 105 des Anhangs zeigt.

In [91] werden Werkstoffdaten aus dem Zug-, Ermüdungs- und Kriechversuch für ausgewählte Aluminiumlegierungen mit dem Ziel ermittelt, diese in Verbindung zu bringen. So besteht z.B. eine starke Korrelation zwischen der Zugfestigkeit und der Kriechbeständigkeit nach 100 h bzw. 1000 h. Die Autoren raten jedoch davon ab, einen Werkstoff nur anhand eines Kennwertes zu bewerten, da derartige Korrelationen nicht immer bestehen.

Aufgrund des großen Temperatur- und Spannungsbereichs werden in den Veröffentlichungen zahlreiche Kriechmodelle vorgestellt, um die experimentell ermittelten Kriechkurven abbilden zu können. Mit am häufigsten kommt dabei das Kriechmodell nach Norton-Bailey [12, 135] zum Einsatz, welches bereits in mehreren Simulationssoftwares (z.B. ABAQUS [31] und SolidWorks [32] der Firma Dassault Systèmes) implementiert ist und nicht durch eigene Kriechroutinen eingebunden werden muss. Dieses phänomenologische Kriechgesetz wird aufgrund seiner einfachen Anwendung oft zur Beschreibung des Kriechverhaltens im primären und sekundären Bereich bei niedriger bis mittlerer Spannung genutzt (Problem bei Schraubenverbindungen: Mechanische Kontakte und umgeformte Bauteile mit Gefügedefekten, deswegen führt das Gesetz dort zu fehlerhaften Ergebnissen, z.B. bei FEM). Weitere Kriechmodelle, auf die jedoch an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden soll, finden sich in [19, 23, 37, 104, 107, 113, 114, 120, 159, 167, 171, 179].

## 2.2 Schraubenverbindungen

### 2.2.1 Grundlagen der Auslegung

Eine belastungsgerechte und genaue Auslegung ist für moderne, hoch belastete Schraubenverbindungen (SV) unverzichtbar. Für die Berechnung kommt die seit über 40 Jahren in der Praxis angewandte und weltweit anerkannte VDI-Richtlinie 2230 [206] zum Einsatz. Zentrales Auslegungskriterium ist die in der SV vorherrschende Vorspannkrafthöhe  $F_V$ . Diese muss die Funktionsweise der SV (Übertragung von Kräften und/oder Momenten, Abdichten gegen ein Medium, etc.) gewährleisten.

Zum einen muss sichergestellt werden, dass die maximale Schraubenkraft  $F_{Smax}$  von allen Teilen der SV (Schraube, Kopfauflage, Gewinde, etc.) bei Montage sowie im Betrieb ohne Überlastung getragen werden kann und zum anderen darf die minimale Klemmkraft im Betrieb  $F_{Kmin}$  nicht unterschritten werden. Die maximale Schraubenkraft  $F_{Smax}$  ergibt sich aus der Summe von maximaler Montagevorspannkraft  $F_{Mmax}$  (Einfluss des Montageverfahrens, der Reibwerte, etc.), der auf die Schraube anteilig wirkenden Zusatzkraft  $F_{SA}$  aufgrund einer axialen Betriebskraft  $F_A$  sowie der temperaturbedingten Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{Vth}$ , sofern diese negativ ist. Eine zu hohe Vorspannkraft  $F_V$  bzw. Schraubenkraft  $F_S$  kann zum lokalen Versagen des Schraubenschafts bzw. Schraubenkopfes, des Gewindeeingriffs von Schraube und/oder Mutter sowie der Auflageflächen durch zu hohe Flächenpressung führen sowie ein Fließen bzw. Kriechen der Werkstoffe auslösen. Als Folge davon kann es zur plötzlichen Trennung der Verbindung (z.B. durch einen Gewaltbruch im Schraubenschaft) oder zur Vorspannkraftrelaxation (VKR) kommen, wodurch die minimal erforderliche Klemmkraft  $F_{Kmin}$  unterschritten werden kann. Die minimale Klemmkraft  $F_{Kmin}$  ergibt sich aus der minimalen Montagehöhe  $F_{Mmin}$ , abzüglich der Relaxationsverluste  $\Delta F_{Vrelax}$  und der mechanischen bzw. temperaturbedingten Entspannung der Platten ( $F_{PA}$ ,  $\Delta F_{Vth}$ ). Die Unterschreitung der minimalen Klemmkraft  $F_{Kmin}$  führt je nach Höhe und Richtung der Betriebslast zu einem Rutschen der Trennfuge, wodurch sich eine erhöhte Losdrehgefahr ergibt. Darüber hinaus kann es zum Aufklaffen der Trennfuge sowie zu Undichtigkeiten dieser kommen. Durch das Klaffen der Verbindung nimmt bei einer unverändert hohen axialen Betriebskraft die Schraubenzusatzkraft zu, sodass die Schraube bei schwingender Beanspruchung anfälliger für einen Dauerbruch wird. Bei nicht ausreichender Klemmkraft kann es zu erhöhten

Scherbeanspruchungen der Schraube bzw. Lochleibungsbeanspruchungen der Bauteile kommen. Darüber hinaus besteht die Gefahr der Reibkorrosion. [81]

Da sich die Höhe der in der Verbindung herrschenden Vorspannkraft  $F_V$  über die Dauer der Betriebszeit aufgrund verschiedener Einflussfaktoren (Betriebskräfte, Temperaturen, Schädigungsmechanismen wie z.B. VKR, selbsttätiges Losdrehen etc.) verändern kann, ist die Kenntnis über die Belastungshistorie der SV entscheidend für deren Bewertung. Details der Auslegung können der Fachliteratur [82, 99, 101, 206] entnommen werden.

Um eine optimale Ausnutzung hoch beanspruchter SV zu erzielen, ist die Kenntnis der Kraft-Verformungsverhältnisse zu jedem Betriebszeitpunkt von zentraler Bedeutung. Im unverspannten Zustand, in dem Schraube, Bauteil und Mutter bereits formschlüssig miteinander verbunden sind, bewirkt die Einleitung eines Montagemoments  $M_A$  (auch Anziehmoment genannt) am Schraubenkopf bzw. der Mutter, dass sich aufgrund der Relativbewegung von Schraube zur Mutter eine Vorspannkraft in der SV einstellt. Schraube und verspannte Bauteile (auch Klemnteile genannt) verhalten sich dabei wie Federn. Die aus dem Montagemoment  $M_A$  resultierende Montagevorspannkraft  $F_M$  bewirkt eine Verlängerung der Schraube  $f_{SM}$ , wobei die Schraube wie eine Zugfeder agiert (siehe Abbildung 8).

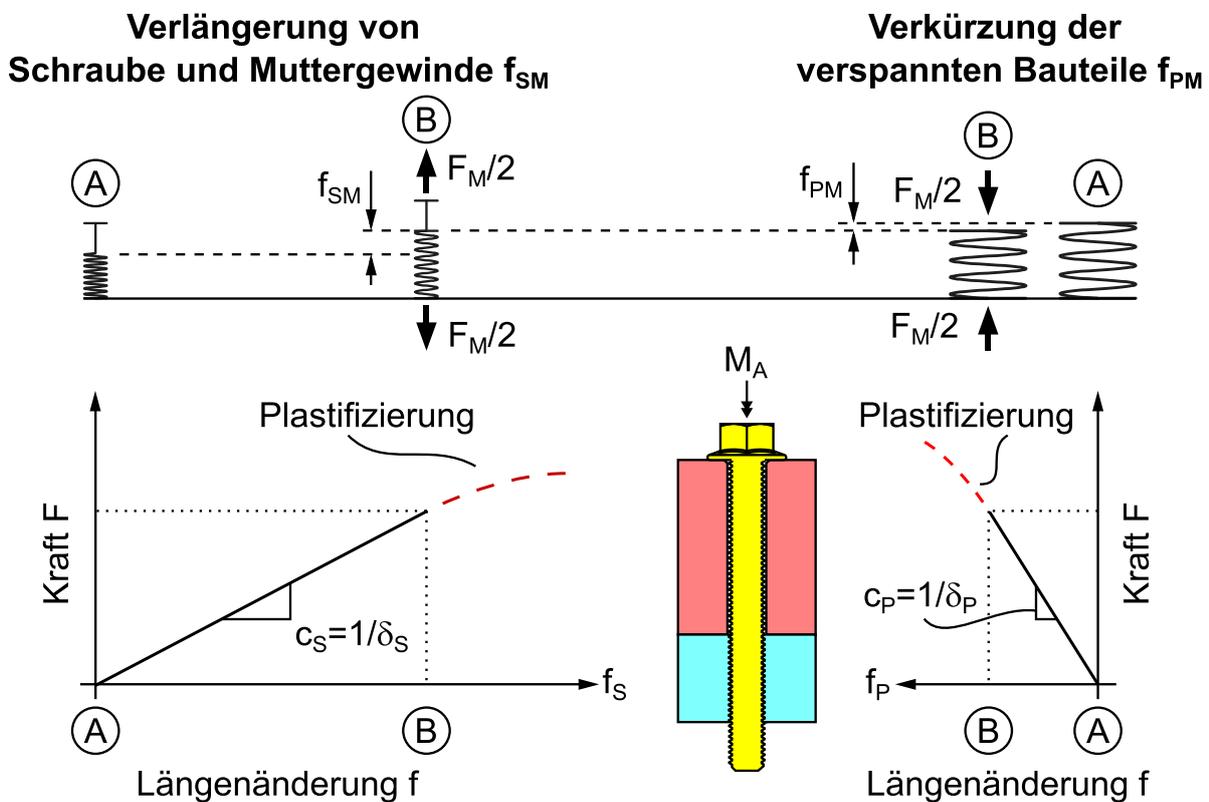


Abbildung 8: Längenänderungen von Schraube  $f_{SM}$  und verspannten Teilen  $f_{PM}$  infolge der Montagevorspannkraft  $F_M$  (in Anlehnung an [151])

Gleichzeitig führt dieselbe Montagevorspannkraft  $F_M$  zu einer Stauchung der Bauteile in Höhe von  $f_{PM}$ . Die verspannten Bauteile können als Druckfeder angesehen werden. Durch Aufbringung der Montagevorspannkraft  $F_M$  längt sich also die Schraube um  $f_{SM}$  und das Bauteil verkürzt sich um  $f_{PM}$ . Während der Montage herrscht in der SV ein Kräftegleichgewicht, d.h. die Absolutwerte der Kraft in der Schraube  $F_{SM}$  bzw. in dem Bauteil  $F_{PM}$  entsprechen der aufgegebenen Montagevorspannkraft  $F_M$ .

Der Zusammenhang des Kraft-Verformungsverhaltens bei SV wird mit der Nachgiebigkeit  $\delta$  beschrieben, welche sich bei elastischer Verformung aus dem Hooke'schen Gesetz ableiten lässt und die Reziproke der Federsteifigkeit  $c$  darstellt, wie Gleichung (1) zeigt.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} \Rightarrow \frac{f}{l} = \frac{F}{E \cdot A} \Rightarrow \frac{f}{F} = \frac{f}{E \cdot A} = \delta = \frac{1}{c} \quad (1)$$

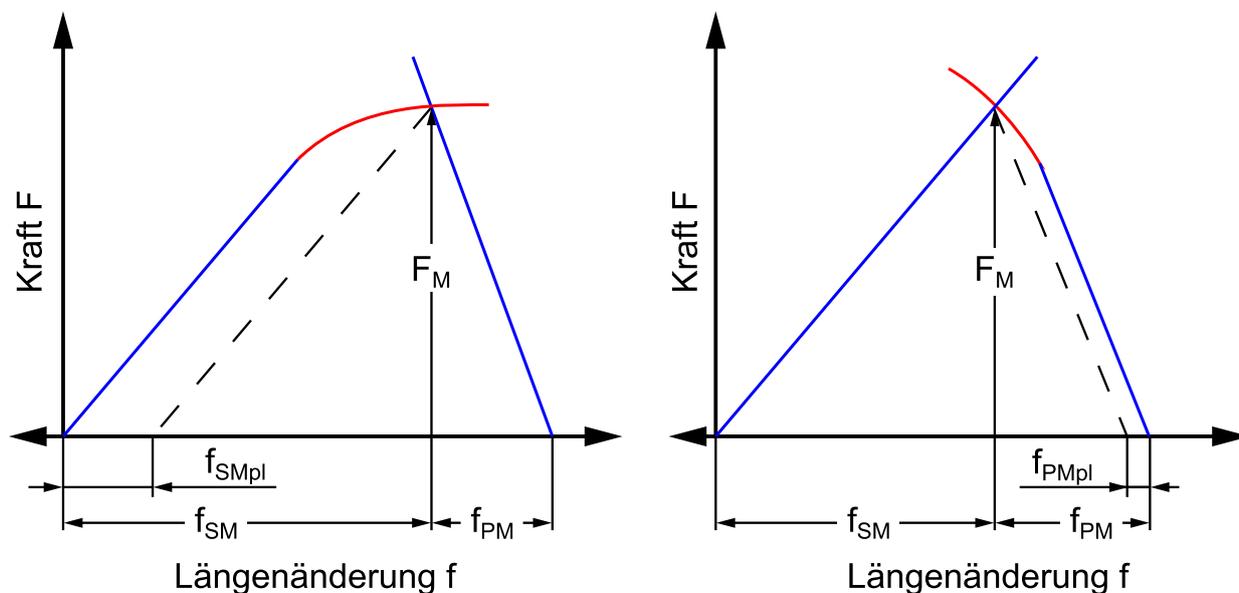
Das Kraft-Verformungsverhältnis von SV wird üblicherweise anhand eines Ver Spannungsschaubilds visualisiert (siehe Abbildung 8 unten). Im elastischen Werkstoffbereich (durchgezogene Linie) wirkt die aufgegebenene Montagevorspannkraft  $F_M$  als Zugkraft auf die Schraube, welche sich abhängig von ihrer Nachgiebigkeit  $\delta_S$  um den Betrag  $f_{SM}$  längt. Die gleiche Montagevorspannkraft  $F_M$  wirkt auf das verspannte Bauteil als Druckkraft und ruft eine Verkürzung der Bauteile  $f_{PM}$  hervor, wobei hier die Bauteilnachgiebigkeit  $\delta_P$  zum Tragen kommt. Gleichungen (2) und (3) stellen diesen Zusammenhang analytisch dar.

$$f_{SM} = \delta_S \cdot F_M \quad (2)$$

$$f_{PM} = \delta_P \cdot F_M \quad (3)$$

Die elastische Schraubenlängung  $f_S$  sowie elastische Bauteilstauchung  $f_P$  sind über die Schrauben- und Bauteilnachgiebigkeit ( $\delta_S$  und  $\delta_P$ ) mit der Vorspannkraft  $F_V$  verknüpft. Die Nachgiebigkeiten können experimentell ermittelt oder analytisch (siehe auch VDI-Richtlinie 2230 [206]) abgeschätzt werden.

Kommt es bei der Montage zu einer Streckgrenzüberschreitung der Verbindungspartner, erleiden diese eine Plastifizierung. Dies ist z.B. bei überelastischer Montage oder bei Einsatz von Leichtbauwerkstoffen als verspannten Bauteilen bei hoher Ausnutzung der Fall. Abbildung 9 links zeigt eine überelastische Beanspruchung des Schraubenwerkstoffs durch die Montage, welche zu einer plastischen Verformung der Schraube in Höhe von  $f_{SMpl}$  führt.



**Abbildung 9: Plastifizierung von Schraube (links) bzw. Bauteil (rechts) bei Montage**

Kommt es während der Montage zu einer Plastifizierung des Bauteilwerkstoffs, erfährt dieser eine plastische Verkürzung der Länge  $f_{PMpl}$ , wie Abbildung 9 rechts zeigt. Plastifizierungen, die während der Montage auftreten, wirken sich nicht vorspannkraftmindernd auf die Verbindung aus. Durch eine hohe Ausnutzung des Schraubenwerkstoffs (z.B. bei überelastischer oder streckgrenzgesteuerter Montage) kann es jedoch im Betrieb dazu kommen, dass eine zusätzliche mechanische oder temperaturbedingte Zusatzlast zu weiteren Plastifizierungen führt und die Verbindung einen Vorspannkraftverlust erleidet, sobald diese Zusatzlast wieder abklingt. Gleiches gilt für das verspannte Bauteil, insbesondere wenn Leichtbauwerkstoffe eingesetzt werden.

Die bei der Montage eingestellte Vorspannkraft  $F_M$  verändert sich in der Regel während der Betriebszeit der SV. Die möglichen Änderungen der Vorspannkraft im Betrieb sowie die dazugehörigen Vorspannkraftverlustmechanismen fasst Abbildung 10 zusammen. Die Vorspannkraftänderungen sind der VDI-Richtlinie 2230 [206] entnommen und um den von Koch [101] identifizierten Beitrag der geometrischen Verformung (auf der Abbildung mit einem Stern gekennzeichnet) ergänzt. Das Anziehen weiterer Schrauben in der Umgebung kann zu einer gegenseitigen Beeinflussung der Vorspannkraft der einzelnen SV führen, wobei dieser Effekt durch stufenweises Anziehen in definierter Montagereihenfolge abgeschwächt werden kann.

Strenggenommen tritt diese Vorspannkraftänderung lediglich bei Montage und nicht im Betrieb auf, weswegen sie auch keinem Vorspannkraftverlustmechanismus zugeordnet ist. Koch [101] identifiziert in seiner Arbeit darüber hinaus den

Vorspannkraftrückgang aufgrund geometrischer Verformung. Dieses Phänomen konnte bei Radverschraubungen nachgewiesen werden [103]. Der Einfluss wird nachfolgend nicht weiter betrachtet, da die Vorspannkraftabnahme stark anwendungsabhängig ist und nur durch Hohlräume im Kraftfluss ermöglicht wird, was in der Regel bei hoch belasteten SV nicht vorkommt [81]. Der Vorspannkraftverlust durch selbsttätiges Losdrehen tritt auf, wenn die Selbsthemmung der SV vermindert oder aufgehoben wird. Dies wird durch dynamisch wechselnde Relativbewegungen der Kontaktflächen quer zur Schraubenachse sowie elastischer Verformung des Muttergewindes bei axialer Beanspruchung begünstigt. Eine hohe Vorspannkraft  $F_V$  in der SV ist die anerkannt beste Methode zur Vermeidung des selbsttätigen Losdrehens (siehe auch VDI-Richtlinie 2230 [206]). Detaillierte experimentelle und numerische Untersuchungen zum selbsttätigen Losdrehen wurden u.a. in [28, 39, 47, 63, 90, 101, 102] durchgeführt. Die zu der Vorspannkraftrelaxation (VKR) gehörenden Änderungen der Vorspannkraft durch Aufbringung einer mechanischen oder thermischen Betriebslast (dem Lastplastifizieren), der Werkstoffrelaxation sowie dem Setzen werden aufgrund der hohen Relevanz für diese Arbeit detailliert in Kapitel 2.2.2 erläutert.

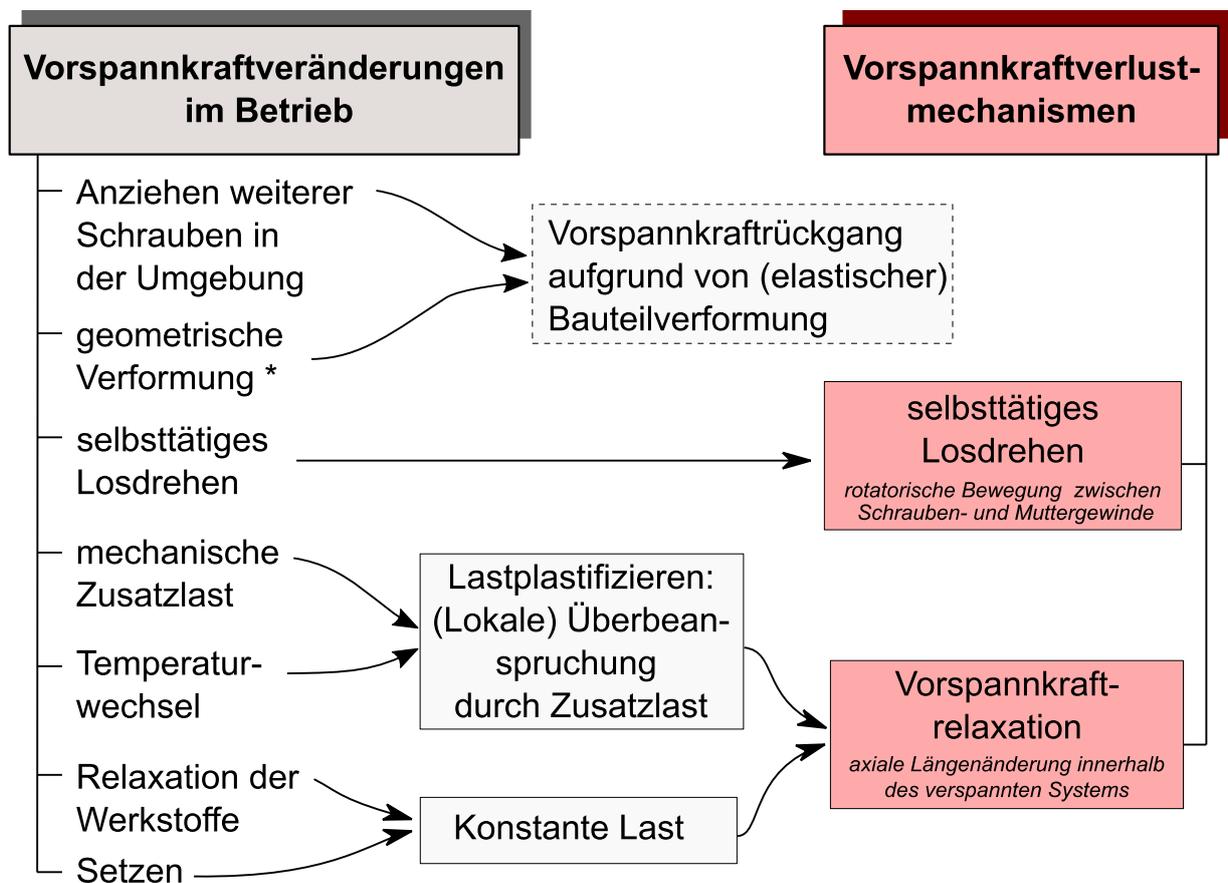


Abbildung 10: Vorspannkraftveränderungen im Betrieb nach VDI-Richtlinie 2230 (ergänzt um \* aus [101]) und Vorspannkraftverlustmechanismen von SV

Die rechte Seite der Abbildung 10 stellt eine Verbindung zwischen den Begriffen der Vorspannkraftänderung und den Vorspannkraftverlustmechanismen her. Die Differenzierung zwischen dem selbsttätigen Losdrehen und der VKR erfolgt über das Merkmal der rotatorischen Relativbewegung im Gewindeeingriff bzw. der axialen Längenänderung [89, 101, 137]. Findet während des Betriebs eine rotatorische Bewegung zwischen Schrauben- und Muttergewinde statt, wird dies als selbsttätiges Losdrehen bezeichnet. Unter der VKR einer Verbindung werden Vorspannkraftverluste aufgrund von axialen Längenänderungen (ohne rotatorische Bewegung des Gewindeeingriffs) zusammengefasst. Die in dieser Arbeit im Vordergrund stehende VKR kann weiter differenziert werden in Vorspannkraftverluste, die durch eine Überbeanspruchung der Verbindungspartner bei mechanischer oder thermischer Zusatzlast entstehen und dem Setzen bzw. Kriechen, welche bei konstanter Lasteinwirkung auch unterhalb der Streckgrenze auftreten.

### 2.2.2 Vorspannkraftrelaxation

Die Vorspannkraftrelaxation (VKR) kann den indirekten Schädigungsmechanismen bei SV im Betrieb zugeordnet werden, wie Abbildung 11 zeigt.

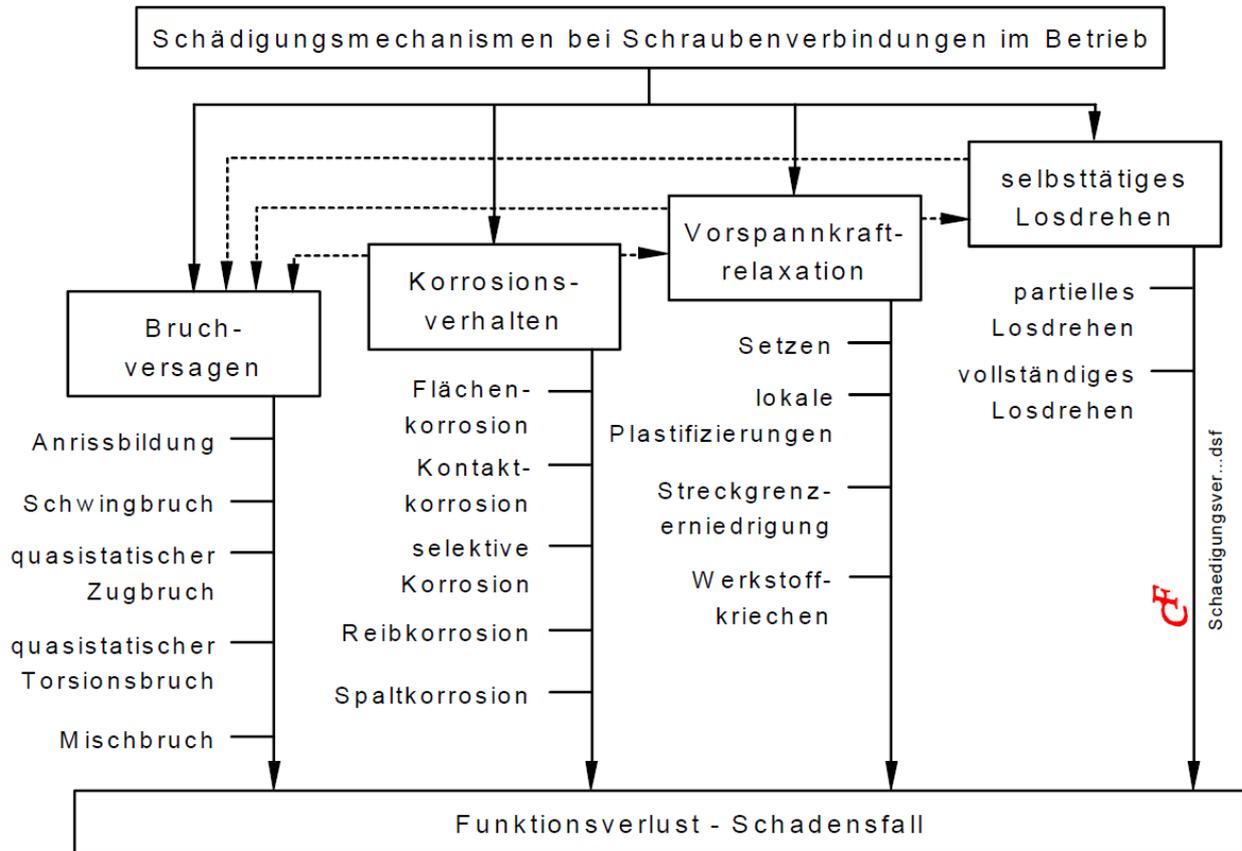


Abbildung 11: Schädigungsmechanismen bei montierten SV im Betrieb; direkt: Bruchversagen; indirekt: Korrosionsverhalten, VKR und selbsttätiges Losdrehen [54]

Weitere indirekte Schädigungsmechanismen sind Korrosion sowie das selbsttätige Losdrehen, während das Bruchversagen als direkter Schädigungsmechanismus gilt. Die indirekten Schädigungsmechanismen treten in keiner festgelegten Reihenfolge auf und beeinflussen sich gegenseitig (z.B. begünstigt eine aufgrund der VKR reduzierte Vorspannkraft das selbsttätige Losdrehen [63] und erhöht die Schwingbruchgefahr), wie die gestrichelten Pfeilverbindungen andeuten. Erleidet eine SV ein Bruchversagen, sind daher auch indirekte Schädigungsmechanismen in die Schadensanalyse miteinzubeziehen. [54]

Der Schädigungsmechanismus der VKR besteht aus den drei Einzelbeiträgen Setzen, Lastplastifizieren und Kriechen. Diese wurden bereits 1972 von Meyer und Strelow [124] identifiziert und sind bis heute Stand der Forschung [81]. Abbildung 12 zeigt den schematischen Ablauf der VKR. Die gezeigte sequenzielle Abfolge der Einzelbeiträge der VKR entspricht jedoch nicht der Realität und dient nur der Veranschaulichung. Bei realen SV findet eine zeitliche Überlagerung der Einzelbeiträge statt.

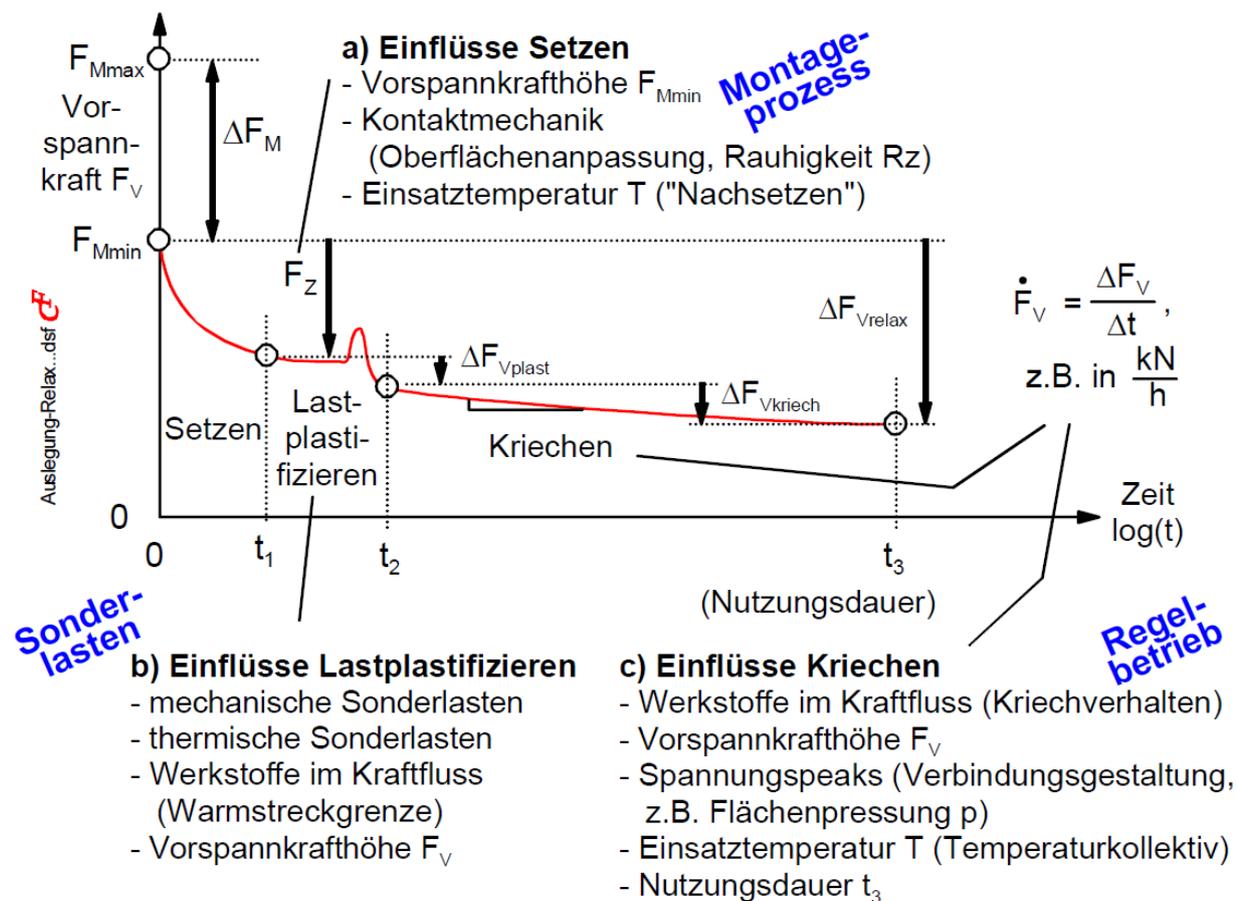
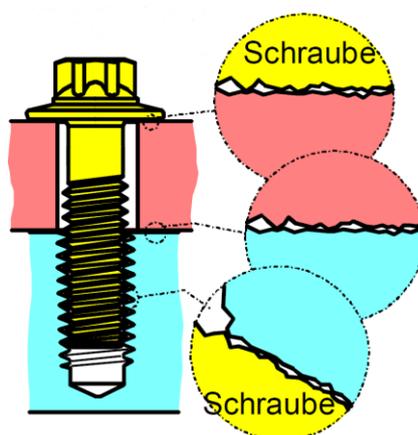


Abbildung 12: Schematischer Vorspannkraftverlust im Laufe der Nutzungsdauer einer SV [53]

Das Setzen tritt während sowie unmittelbar nach der Montage auf und verursacht einen Vorspannkraftverlust in Höhe von  $F_z$ . Zu einem beliebigen Zeitpunkt des Betriebs führt eine thermische und/oder mechanische Zusatzlast zunächst zu einem Anstieg der Vorspannkraft, die zu einer Plastifizierung der Verbindungspartner führen kann. Nach Wegnahme der Zusatzkraft vermindert sich die Vorspannkraft  $F_V$  um den Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren (mechanisch und thermisch; in Abbildung 12 zusammenfassend als  $\Delta F_{V_{\text{plast}}}$  beschrieben). Über die gesamte Betriebszeit (hier lediglich im Zeitraum  $t_2$  bis  $t_3$  skizziert) führt darüber hinaus das Werkstoffkriechen zu einem Vorspannkraftverlust in Höhe von  $\Delta F_{V_{\text{kriech}}}$ . Die Einzelbeiträge der VKR sollen nachfolgend genauer beschrieben werden.

## Setzen

Das Setzen einer SV bezeichnet die Einebnung von Oberflächenrauheiten, also das lokale Werkstofffließen der Rauheiten im Kontakt, aufgrund zu hoher lokaler Flächenpressungen. Diese Plastifizierungen können bei allen im Kontakt stehenden Flächen, wie der Kopfauflage, allen Trennfugen sowie im gepaarten Gewinde auftreten, wie Abbildung 13 schematisch zeigt [13, 206]. Der Großteil der Rauheitseinebnung findet bereits während der Montage statt und wird durch den weiteren Anziehvorgang kompensiert [82]. Einebnungen, die nach der Montage auftreten, wirken sich vorspannkraftmindernd auf die SV aus.



**Abbildung 13:** Gepaarte Kontaktflächen von Schraubenkopf- bzw. Mutterauflage sowie im gepaarten Gewinde mit schematischer Darstellung der Oberflächenrauheit [51]

Chesson und Munse [26] beobachten, dass ein Teil des Setzvorgangs innerhalb der ersten Stunde mit erhöhter Geschwindigkeit abläuft. Der darauffolgende Setzkraftverlust der nächsten 20 Tage liegt im Mittel bei 5,1 %, wobei 90 % des Setzkraftverlusts innerhalb des ersten Tages auftreten und sich die Restvorspannkraft

in den nächsten 20 Tagen immer weiter einem Grenzwert annähert. Duchard [41] teilt das Setzen ebenfalls in zwei Stufen ein, geht jedoch davon aus, dass das Setzen bei Raumtemperatur nach ca. 10 h abgeschlossen ist. Ba-Saleem gibt in seiner Arbeit [13] eine Setzzeit von 72 h an, da die Setzkraftverluste erst danach vernachlässigbar gering seien. Wiegand et al. [178] geben an, dass sich bei axialer Schwingbeanspruchung „in den ersten drei bis fünf Lastwechseln ein erheblicher Teil des Gesamtsetzbetrags ein(stellt)“.

Der Vollständigkeit halber soll darauf hingewiesen werden, dass durch Wegnahme des Montagemoments  $M_A$  die Vorspannkraft der Verbindung innerhalb weniger Sekunden abnimmt. Chesson und Munse [26] zeigen in ihren experimentellen Untersuchungen einen Vorspannkraftrückgang von 2 % bis 11 %, den sie auf die elastische Rückfederung sowie möglicherweise auch auf Streckgrenzüberschreitung und/oder Kriechen des Schraubengewindes im Kerbgrund sowie unter Kopf und in der Mutter zurückführen. Dieser Effekt wird von einigen Autoren dem Setzen zugeordnet [26, 41].

Die Höhe des Setzkraftverlusts  $F_Z$  ist abhängig von der Summe der auftretenden Setzbeträge  $f_Z$  sowie der Gesamtnachgiebigkeit des Systems ( $\delta_S + \delta_P$ ) und wird nach Gleichung (4) berechnet [48, 206]. Die Höhe der Setzbeträge  $f_Z$  wurde in experimentellen Versuchen [13, 26, 41, 178] ermittelt und findet sich ebenfalls in gängigen Regelwerken [82, 205, 206] wieder.

$$F_Z = \frac{f_Z}{\delta_S + \delta_P} \quad (4)$$

Ba-Saleem hat in seiner Arbeit [13] von 1991 für SV mit Verbindungspartnern aus Stahl die Setzbeträge  $f_Z$  experimentell ermittelt und einen Einfluss der Betriebsbelastung, Trennfugenanzahl sowie Oberflächenrauheit festgestellt. Die Ergebnisse seiner Arbeit dienen als Basis für die Abschätzung des Setzbetrags nach Tabelle 5 der VDI-Richtlinie 2230 [206]. Zu beachten ist, dass die experimentell ermittelten Setzbeträge für zylindrische Körper aus Stahl und Raumtemperatureinsatz gelten und somit die Übertragbarkeit auf andere SV (z.B. mit Leichtbauwerkstoffen) geprüft werden muss. Die Richtlinie weist darüber hinaus darauf hin, dass bei verspannten Blechpaketen die Kontaktnachgiebigkeit der nicht ideal planparallelen Oberflächen zu einer höheren Gesamtnachgiebigkeit des Systems ( $\delta_S + \delta_P$ ) führt und damit größere Setzkraftverluste auftreten können.

Dünkel [44] stellt fest, dass die Vorspannkrafthöhe sowie die Nachgiebigkeit der Verbindung im untersuchten Bereich keinen Einfluss auf die Höhe der Setzkraftverluste hat. Darüber hinaus bestätigt er den Einfluss der Wirkrichtung (Zug/Druck) sowie Rautiefe auf die Höhe des Vorspannkraftverlusts (wie in [206]).

Aktuelle Veröffentlichungen zeigen auf, dass grundierete und beschichtete Bauteile einen erhöhten Setzkraftverlust aufweisen, der teilweise um 86 % größer ist als bei Einsatz blanker Oberflächen [70]. Der Einfluss erhöhter Umgebungstemperaturen auf die Vorspannkraft lackierter Bauteile wird in [142] näher untersucht.

Wiegand et al. [178] haben 1965 die Setzbeträge von Stahl- und Aluminiummuttern experimentell ermittelt. Im Vergleich zeigten die Aluminiummuttern etwa doppelt so große Setzbeträge wie die Stahlmuttern auf. Aufgrund dieser Untersuchungen wird daher in der VDI-Richtlinie 2230 [206] darauf verwiesen, dass die Setzbeträge bei Aluminiumverbindungspartnern größer anzunehmen sind. Lori [116] gibt dagegen an, dass die Annahme von größeren Setzbeträgen bei Aluminiumteilen nicht bestätigt werden kann und zunächst experimentell abgesichert werden muss.

## **Lastplastifizieren**

Mechanische und temperaturbedingte Zusatzlasten bergen die Gefahr einer Überlastung der Verbindung durch lokales Überschreiten der zulässigen (Vergleichs-) Spannung bzw. Grenzflächenpressung  $p_G$ , was auch als Lastplastifizieren bezeichnet wird [101]. Die Plastifizierung von Schraube, im Kraftfluss liegender Bauteile sowie weiterer Elemente (wie z.B. Unterlegscheiben) und/oder der Mutter führen schließlich aufgrund der axialen Längenänderung zu einem Vorspannkraftabfall im Betrieb.

Wird die zulässige Grenzflächenpressung  $p_G$  des Bauteils in der Kopf- bzw. Mutterauflagenfläche durch die mechanische bzw. thermische Zusatzlast überschritten, kann dies zum Fließen des Werkstoffs führen. Für eine Auswahl verschiedener Werkstoffe finden sich Anhaltswerte für die zulässige Grenzflächenpressung bei Raumtemperatur in Tabelle A9 der VDI-Richtlinie 2230 [206]. Die experimentelle Ermittlung der Grenzflächenpressung ist nicht standardisiert, so dass unterschiedliche Mess- und Auswerteverfahren zu unterschiedlichen Angaben der Grenzflächenpressung in der Literatur führen [41]. Eine Übersicht über verschiedene Prüfmethode zur Ermittlung der Grenzflächenpressung wird in [96] gegeben. In [81] findet sich eine Zusammenstellung von Grenzflächenpressungen

aus verschiedenen Literaturquellen, die teilweise erhebliche Abweichungen aufweisen. So finden sich für die Aluminiumlegierung EN AW-6082 Grenzflächenpressungen  $p_G$  von  $260 \text{ N/mm}^2$  [3] bis  $446 \text{ N/mm}^2$  [11]. Die Abhängigkeit der Temperatur sowie der Art der Versuchsführung (mit bzw. ohne Haltezeit) auf die Höhe der Grenzflächenpressung  $p_G$  finden sich beispielsweise in [55, 96, 164, 165]. In [164] wird gezeigt, dass die ertragbare Grenzflächenpressung  $p_G$  der Aluminiumlegierung A380 bei einer Temperaturbelastung von  $150 \text{ }^\circ\text{C}$  um 26 % geringer als bei Raumtemperatur ausfällt. Weiterhin wird gezeigt, dass eine zunehmende Probenhöhe zu einer Reduzierung der Grenzflächenpressung um bis zu 28 % führt. Eine Vergrößerung des Probendurchmessers führt zu einer Erhöhung der Grenzflächenpressung  $p_G$ .

Die bei dem Lastplastifizieren ablaufenden werkstofflichen Vorgänge zeigen keine ausgeprägte Zeitabhängigkeit (im Vergleich zu den deutlich langsamer ablaufenden Kriechmechanismen) und treten zügig bei Überlastung ein. Das Last-Verformungsverhalten sowie die daraus ggfs. resultierenden Plastifizierungen sollen nachfolgend für den Fall einer thermischen Zusatzlast aufgezeigt werden. Das Verhalten bei mechanischer Überlast steht nicht im Fokus dieser Arbeit und wird daher nicht weiter thematisiert.

Wirkt im Betrieb eine Temperaturbelastung  $T$  auf die SV, kann dies Einfluss auf die Vorspannkraft  $F_V$  haben, falls sich die Elastizitätsmoduln  $E$  von Schraube und/oder mitverspannten Bauteilen bei Temperatur  $T$  ändern bzw. Werkstoffe mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  eingesetzt werden. Während des Aufheizens bzw. Abkühlens herrscht in der SV eine inhomogene Temperaturverteilung, die ebenfalls zu einer Vorspannkraftdifferenz führt, bis sich die Temperatur von Schraube und verspannten Bauteilen angleicht. Diesen Zusammenhang bildet Gleichung (5) ab [206]. Für einen Vorspannkraftabfall ist das Ergebnis der Gleichung positiv, bei einer Vorspannkraftzunahme negativ.

Da eine zunehmende Temperatur bei metallischen Werkstoffen zu einer Abnahme des Elastizitätsmoduls führt ( $E_{RT} > E_T$ ; siehe Kapitel 2.1.2), erhöhen sich die Nachgiebigkeiten von Bauteil und Schraube. Für den Fall, dass der Wärmeausdehnungskoeffizient der verspannten Bauteile  $\alpha_P$  den der Schraube  $\alpha_S$  übersteigt, kommt es in der Verbindung zu einem Vorspannkraftanstieg  $\Delta F_{Vth}$ . Bleibt der Vorspannkraftanstieg bei den veränderten Werkstoffkennwerten unter Temperatur im elastisch-reversiblen Bereich, führt eine Abkühlung auf die Anfangstemperatur

dazu, dass auch die Vorspannkraft  $F_V$  wieder ihren ursprünglichen Wert (Zustand vor der Temperaturbelastung) annimmt.

$$\Delta F_{Vth} = F_{VRT} \left( 1 - \frac{\delta_S + \delta_P}{\delta_S \cdot \frac{E_{SRT}}{E_{ST}} + \delta_P \cdot \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}} \right) + \frac{l_K \cdot (\alpha_S \cdot \Delta T_S - \alpha_P \cdot \Delta T_P)}{\delta_S \cdot \frac{E_{SRT}}{E_{ST}} + \delta_P \cdot \frac{E_{PRT}}{E_{PT}}} \quad (5)$$

mit  $F_{VRT}$ : Vorspannkraft bei Raumtemperatur  
 $E_{SRT}, E_{ST}$ : E-Modul der Schraube bei Raumtemperatur bzw. Betriebstemperatur  
 $E_{PRT}, E_{PT}$ : E-Modul der verspannten Bauteile bei Raumtemperatur bzw. Betriebstemperatur  
 $\alpha_S, \alpha_P$ : Wärmeausdehnungskoeffizient der Schraube bzw. des Bauteils  
 $\Delta T_S, \Delta T_P$ : Temperaturdifferenz von Schraube und Bauteil

Bei Metallen führt ein Temperaturanstieg in der Regel zu einem sinkenden Elastizitätsmodul  $E$ , einer verringerten Streckgrenze und zu einer geringeren ertragbaren Grenzflächenpressung  $p_G$ , weshalb die Gefahr einer Plastifizierung mit zunehmender Temperatur ansteigt. Abbildung 14 zeigt den Effekt einer thermisch bedingten Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$ , die zu einer Plastifizierung des Schrauben- und Bauteilwerkstoffs führt.

Die Summe der plastischen Längenänderung der Schraube  $f_{SplastT}$  bzw. des Bauteils  $f_{PplastT}$  führt zu einem Vorspannkraftverlust durch thermisches Lastplastifizieren  $\Delta F_{VplastT}$ , welcher mit Hilfe von Gleichung (6) berechnet werden kann.

$$\Delta F_{VplastT} = \frac{f_{SplastT} + f_{PplastT}}{\delta_S + \delta_P} = \frac{f_{plastT}}{\delta_S + \delta_P} \quad (6)$$

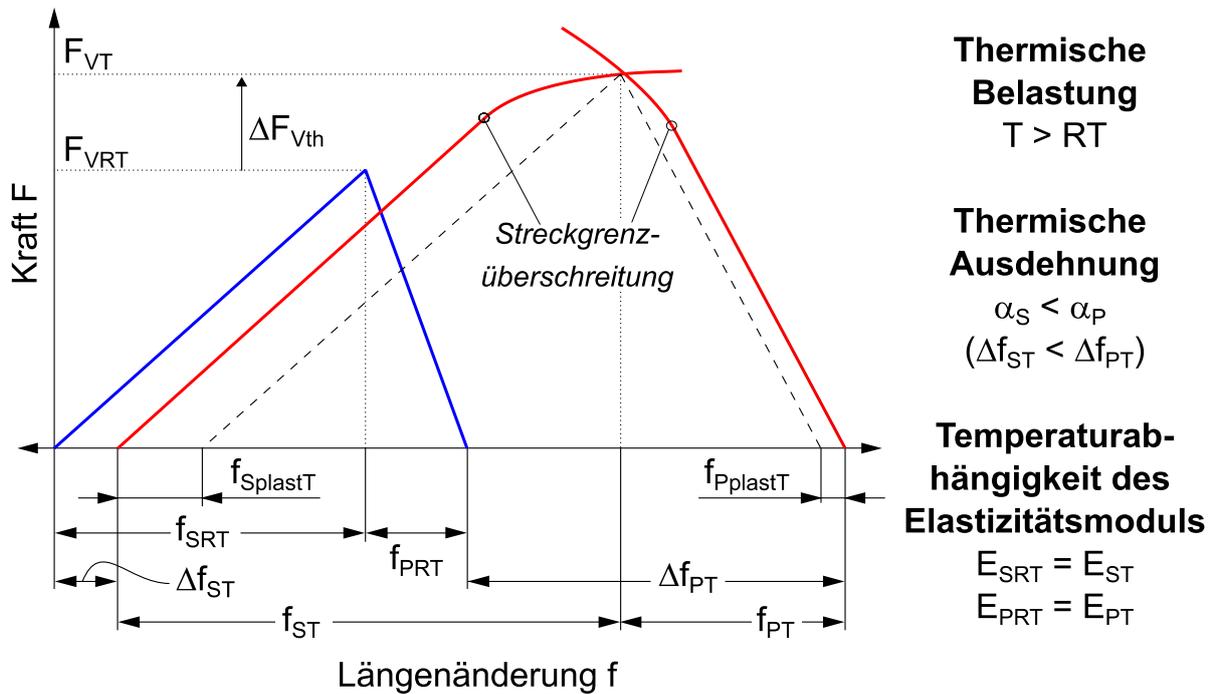


Abbildung 14: Plastifizierung von Schraube und Bauteil durch thermisch induzierte Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{vth}$  (in Anlehnung an [52])

Koch et al. [102] berechnen mit der nichtlinearen Software Screw-Designer [3] den Vorspannkraftverlust durch Bauteilplastifizierung einer SV bestehend aus Stahlschraube (M12x1,5 – Festigkeitsklasse 8.8) und Aluminiumbauteilen bei unterschiedlichen Betriebstemperaturen (siehe Abbildung 15).

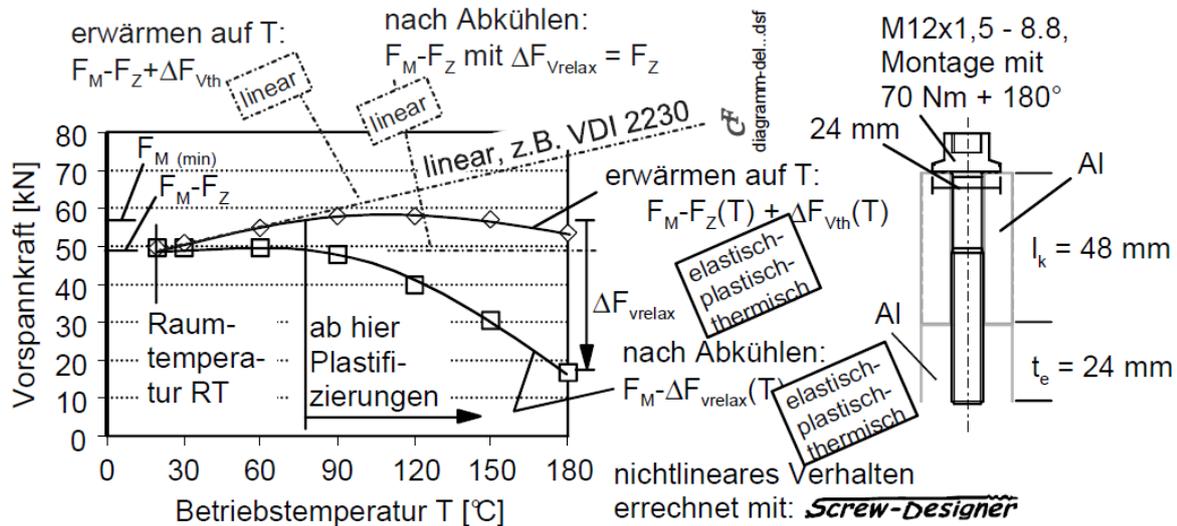


Abbildung 15: Nichtlineare Betriebsvorspannkraft  $F_v(T)$  und Vorspannkraftrelaxation  $\Delta F_{vrelax}$  von Leichtmetall-SV durch thermisch bedingte Plastifizierung (aus [102])

Während die VDI-Richtlinie 2230 [206] hier rechnerisch lediglich ein linear-elastisches Verhalten berücksichtigt (und somit keine Vorspannkraftverluste), ist in der Software ein nichtlinearer Näherungsansatz hinterlegt, sodass die Berech-

nungsergebnisse des Screw-Designers [3] ab einer Betriebstemperatur von ca.  $T = 80 \text{ }^\circ\text{C}$  eine beginnende Plastifizierung der Bauteile aufzeigen, welche zu einem Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{V_{\text{relax}}}$  der Verbindung nach Abkühlung auf Raumtemperatur führt. Bezogen auf die Montagevorspannkraft verliert die SV bei einer Betriebstemperatur von  $T = 150 \text{ }^\circ\text{C}$  durch thermisches Lastplastifizieren in diesem Beispiel über 40 % ihrer Vorspannkraft.

## Kriechen von Verbindungspartnern in Schraubenverbindungen

Der als Kriechen bezeichnete Anteil der VKR von SV umfasst strenggenommen sowohl das Werkstoffkriechen als auch die Werkstoffrelaxation (siehe auch Kapitel 2.1.2 und 2.1.3). Hohe Vorspannkraft sowie Auslagerungstemperaturen führen zum Kriechen des Bauteils (primär Druckkriechen) sowie des Muttergewindes (komplexer Spannungszustand), während diese in der Schraube gleichzeitig eine Relaxation aufgrund von Entfestigungsmechanismen hervorrufen [77].

Vom Kriech- bzw. Relaxationsverhalten der Werkstoffe lässt sich jedoch nicht ohne Weiteres auf das VKRV einer SV schließen. Grund hierfür sind geometrische Unterschiede (glatter Probenstab und komplexe Geometrie des Schraubengewindes), die Belastungsart (ein- bzw. mehraxial) sowie die elastische Rückfederung der Schraubenverbindungspartner aufgrund der Nachgiebigkeit des Systems. Der Einfluss der elastischen Rückfederung wird in der Veröffentlichung von Frey aus dem Jahr 1951 [50] durch die Einführung des sogenannten Nachgiebigkeitsfaktors  $b$  berücksichtigt. Dieser wird von [81, 99] wie folgt angegeben:

$$b = \frac{\delta_S + \delta_P}{\delta_S} \quad (7)$$

Grundlage für die analytische und experimentelle Herleitung des Nachgiebigkeitsfaktors bildet ein Relaxationsversuch an einem Bolzen, welcher nur partiell mit einer Temperatur belastet wird [50]. Vereinfachend wird nun angenommen, dass lediglich dieses Teilstück relaxiert, während der restliche Teil des Bolzens mit einer elastischen Rückfederung auf die Spannungsrelaxation reagiert. Dieses Verhalten entspricht einer SV, in dem ein Verbindungspartner relaxiert (z.B. die Schraube) während die anderen Verbindungspartner elastisch auf die Dehnungsänderung reagieren und somit den Vorspannkraftverlust vermindern. Abbildung 16 zeigt den Einfluss des Nachgiebigkeitsfaktors  $b$  auf die Höhe der Restvorspannkraft  $F_{VR}$  über der Zeit (in Abbildung als  $F_R$  bezeichnet).

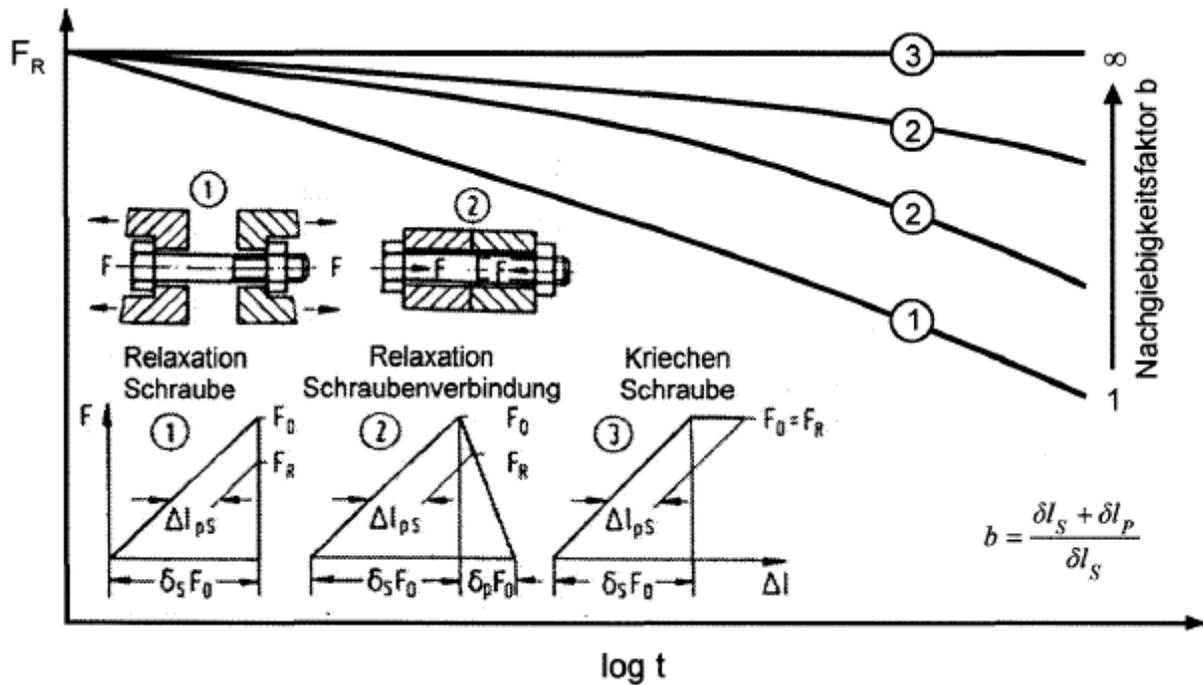


Abbildung 16: Einfluss des Nachgiebigkeitsfaktors nach Frey [50] (Bild aus [66])

Kurve 1 der Abbildung entspricht dabei dem Relaxationsversuch an einer Schraube und dem größtmöglichen Vorspannkraftverlust. Bei konstant gehaltener Probenlänge nimmt die Vorspannkraft (Spannung) der Schraube mit der Zeit immer weiter ab. Da die Regelung des Prüfaufbaus die Dehnung jedoch konstant hält und somit ein elastisches Rückfedern verhindert, verhält dieser sich unendlich steif (bzw. besitzt eine Nachgiebigkeit von Null). Der Nachgiebigkeitsfaktor nimmt daher einen Wert von 1 an. Kurve 3 der Abbildung 16 bildet den Kriechversuch an einer Schraube ab. Aufgrund der konstant gehaltenen Restvorspannkraft (Spannung) verhält sich der Versuchsaufbau unendlich nachgiebig. Die Höhe des Vorspannkraftverlusts einer SV ist demnach abhängig von der elastischen Rückfederung von Bauteil und Schraube, welche wiederum vom Nachgiebigkeitsverhältnis bestimmt wird (Kurven mit der Kennzeichnung 2 der Abbildung 16). Arz [10] gibt daher an, dass gegenüber einem reinen Relaxationsversuch die Bestimmung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens an einer SV (bestehend aus Schraube, Bauteil und Mutter) besonders praxisnah ist (in einigen Literaturquellen wird dies als abgebrochener Relaxationsversuch bezeichnet).

Die plastischen Verformungen aufgrund der Werkstoffrelaxation bzw. des Werkstoffkriechens von Schraube bzw. Bauteil ( $f_{\text{Skriech}}$  bzw.  $f_{\text{Pkriech}}$ ) führen zu einer bleibenden axialen Längenänderung innerhalb der Klemmlänge und mindern daher die Vorspannkraft der Verbindung. Der zeitabhängige Vorspannkraftverlust

durch Plastifizierung der Verbindungspartner kann durch Gleichung (8) beschrieben werden.

$$\Delta F_{V\text{kriech}} = \frac{f_{S\text{kriech}} + f_{P\text{kriech}}}{\delta_S + \delta_P} = \frac{f_{\text{kriech}}}{\delta_S + \delta_P} \quad (8)$$

Wie Gleichung (8) zeigt, ist die Höhe des Vorspannkraftverlusts einer SV aufgrund von Kriechen  $\Delta F_{V\text{kriech}}$  abhängig von der Gesamtnachgiebigkeit (hier  $\delta_S + \delta_P$ ) der SV und unterscheidet sich somit entscheidend vom Kriech- bzw. Relaxationsversuch.

### Zusammenfassung der Einzelbeiträge

Die Summe der Plastifizierungen aus mechanischer bzw. thermischer Überlast  $f_{\text{plastM}} + f_{\text{plastT}}$  (auch Lastplastifizieren genannt) sowie dem Setzen  $f_Z$  und Werkstoffkriechen  $f_{\text{kriech}}$  bilden den gesamten axialen Relaxationsbetrag  $f_{\text{relax}}$  der SV. Der Vorspannkraftverlust durch Relaxation  $\Delta F_{V\text{relax}}$  kann mit Gleichung (9) berechnet werden.

$$\begin{aligned} \Delta F_{V\text{relax}} &= F_Z + \Delta F_{V\text{plastM}} + \Delta F_{V\text{plastT}} + \Delta F_{V\text{kriech}} \\ &= \frac{f_Z + f_{\text{plastM}} + f_{\text{plastT}} + f_{\text{kriech}}}{\delta_S + \delta_P} = \frac{f_{\text{relax}}}{\delta_S + \delta_P} \end{aligned} \quad (9)$$

Die Darstellung der VKR im Verspannungsdreieck erfolgt als elastische Rückfederung des Systems, wie Abbildung 17 zeigt.

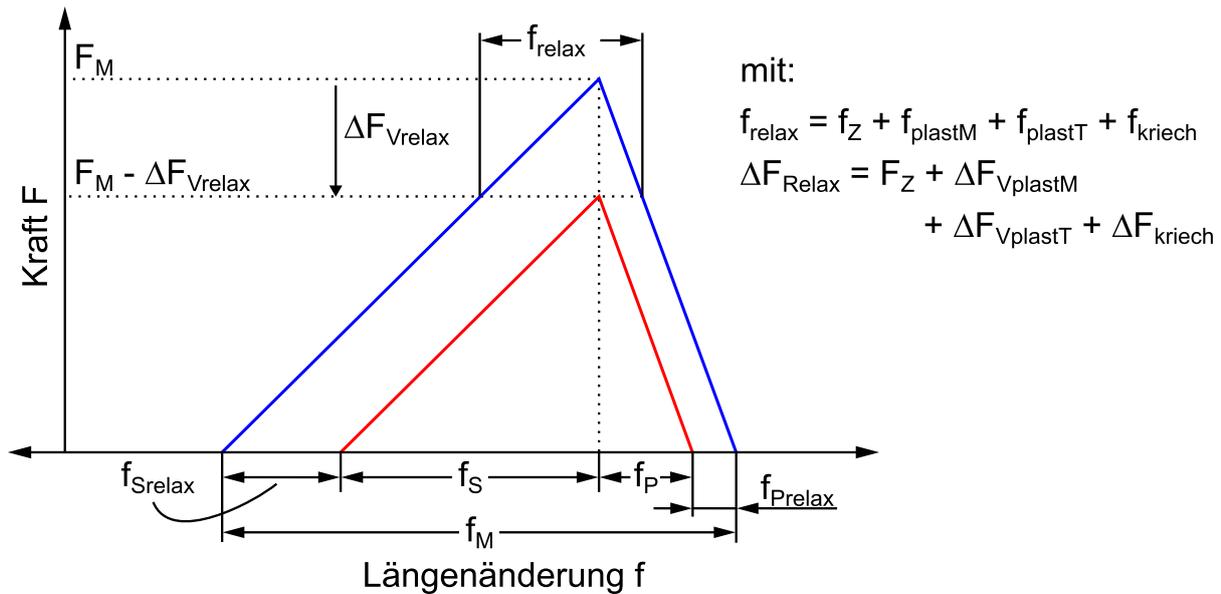


Abbildung 17: Darstellung der VKR im Verspannungsdreieck (in Anlehnung an [101])

Nachfolgend soll die Entwicklung sowie der Stand der Forschung zum VKRV dargelegt werden.

### 2.2.3 Stand der Forschung der Vorspannkraftrelaxation

#### Experimentelle Untersuchungen zur Vorspannkraftrelaxation

Das VKRV von SV steht seit Jahrzehnten im Fokus der Forschung. Bereits 1966 führten Day und Ferguson [34] erste experimentelle Untersuchungen des VKRV mit Stahlverbindungspartnern durch. Tabelle 12 des Anhangs stellt bisheriger Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der VKR vergleichend gegenüber.

Die Übersicht zeigt, dass für die in dieser Arbeit im Fokus stehenden Leichtbauverschraubungen (Stahlschraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil aus Aluminium) nur wenige Veröffentlichungen [21, 24, 35, 75, 86, 149] vorliegen. Bei allen untersuchten Aluminiumwerkstoffen dieser Veröffentlichungen handelt es sich um Druckgusslegierungen (hauptsächlich A380), sodass fertigungsbedingte Werkstoffeigenschaften (wie die Porosität) einen entscheidenden Einfluss auf die Vorspannkraftrelaxation ausüben und für hohe Messwertstreuungen identischer Bauteile sorgen [21]. Im Vordergrund der experimentellen Untersuchungen stehen Verschraubungen von Realbauteilsystemen [21, 24, 35, 86], wie z.B. einer Zylinderkopfverschraubung, wobei die genaue Geometrie der SV in der Regel nicht angegeben wird. Die Übertragung der Ergebnisse auf die in dieser Arbeit im Vor-

dergrund stehenden Aluminiumknetlegierungen mit abweichender Probengeometrie (andere Nachgiebigkeitsverhältnisse etc.) ist somit nicht möglich. Lediglich [75, 149] untersuchen die Vorspannkraftrelaxation an Modellverbindungen, wobei der Untersuchungsschwerpunkt von [75] auf gewindefurchenden Schrauben liegt. Hinsichtlich der Einflussparameter auf die VKR zeigen die Veröffentlichungen, dass eine erhöhte Temperatur [24, 86] sowie auch eine höhere Montagevorspannkraft [35] zu einem höheren Vorspannkraftverlust führt. Die Einschraubtiefenvariation (von 2,45d auf 2,18d) führte in experimentellen Untersuchungen zu keinem erhöhten Vorspannkraftverlust [35]. Auf der anderen Seite zeigen Simulationsmodelle in [21, 35], dass die Einschraubtiefe einen erhöhten Einfluss auf die VKR hat.

In experimentellen Untersuchungen, bei denen lediglich das Klemmteil aus Aluminium und sowohl Mutter als auch Schraube aus Stahl bestehen, liegen ebenfalls nur wenige Veröffentlichungen vor [24, 61, 81, 98, 149, 156, 174]. Hauptsächlich werden auch hier die Einflussparameter Temperatur und Montagehöhe untersucht, ein zusätzlicher Schwerpunkt liegt auf der Variation der Aluminiumlegierung. Erwartungsgemäß hat die Temperatur [61, 81, 98, 149, 156, 174] auch in diesem Verbindungssystem großen Einfluss auf die Höhe der Vorspannkraftrelaxation. Eine allgemeingültige Temperaturgrenze kann aus den Veröffentlichungen jedoch nicht abgeleitet werden. So gibt Granacher [61] an, dass Aluminiumhülsen bis zu einer Temperatur von 160 °C „etwa gleichwertig zu Stahl eingesetzt werden können“, da er bei einer Aluminiumdruckgusslegierung Vorspannkraftverluste in Höhe von 15 % bei 160 °C misst. In [24] fällt der Vorspannkraftverlust der A380 Legierung bei 175 °C sogar noch geringer aus (ca. 5 %). Hubbertz [81] ermittelt im Gegensatz dazu in Abhängigkeit der untersuchten Aluminiumknetlegierung bei einer Temperatur von 130 °C bereits Vorspannkraftverluste in Höhe von 30 % bis 50 %. Der Einfluss der Legierungswahl auf die Höhe der VKR wird auch in [156] aufgezeigt. Weiterhin wird in [81, 98, 156] der Einfluss der Montagevorspannkraft auf das VKRV untersucht. Höhere Montagevorspannkraften führen zunächst auch zu höheren Vorspannkraftverlusten. Im Laufe der Zeit nähern sich die Absolutwerte der Restvorspannkraft an, sodass [98] von einem untergeordneten Einfluss der Montagevorspannkraft ausgeht. Hubbertz [81] zeigt auf, dass die höher vorgespannten Verbindungen auch eine höhere Restvorspannkraft bei Versuchsende aufweisen, wobei eine ausgeprägte Zeitabhängigkeit der VKR zu beobachten ist. Rauere Oberflächen führen in den Untersuchungen von [81] zu höheren Vorspannkraftverlusten, welche sich durch eine höhere Montagevorspannkraft reduzieren lassen.

Wird eine Aluminiumschraube eingesetzt, führt dies zu deutlich höheren Vorspannkraftverlusten [10]. Aufgrund des im Vergleich zum Bauteil geringeren Querschnitts ist die Aluminiumschraube hoch belastet und trägt damit maßgeblich zur VKR bei. Werden Aluminiumschrauben zur Verschraubung von Magnesiumbauteilen eingesetzt, ergeben sich jedoch durchaus Vorteile [58, 166]. Auch hier entscheidet die Wahl der Aluminiumlegierung über die Höhe der VKR [66]. Schrauben aus Aluminium sollten jedoch nur eingesetzt werden, wenn die Temperaturbelastung unterhalb von 120 °C liegt [149].

Um weitere Einflussparameter auf die VKR identifizieren zu können, wurden in der Literaturrecherche weitere Werkstoffe (Stahl, Magnesium, Kupfer, CFK, Nickel, Zink) bzw. Werkstoffpaarungen für Schraube, Klemmteil und Mutter betrachtet (siehe Tabelle 12 des Anhangs). Die Übertragbarkeit auf andere Werkstoffpaarungen bzw. Legierungen sowie Versuchskonfigurationen ist zu prüfen. Die Kernaussagen der Literaturrecherche der für diese Arbeit relevanten Einflussgrößen und Aussagen anderer Autoren sind nachfolgend (unabhängig von der verwendeten Werkstoffpaarung) zusammenfassend dargestellt.

- Bei SV aus Stahl wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die **Schraube** aufgrund der hohen Belastung **kritisch** für die VKR ist und die verspannten Bauteile bzw. die Mutter nicht bzw. nur im vernachlässigbar geringen Maß zur VKR beitragen [4, 21, 81]. Wie sich in dieser Arbeit zeigen wird, kann dieser vereinfachte Ansatz jedoch nicht bei Leichtbauwerkstoffen oder Stahlwerkstoffen bei Temperaturen über 300 °C angewendet werden.
- Materialpaarungen mit **unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten** (z.B. Stahlschraube und Magnesiumbauteil) können je nach Montagehöhe Plastifizierungen während des ersten Aufheizens erleiden, die zu erhöhten Vorspannkraftverlusten führen können [66, 166].
- Das **Werkstoffverhalten im Kriech- bzw. Relaxationstest** kann aufgrund abweichender Nachgiebigkeitsverhältnisse nicht gänzlich auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von SV übertragen werden. Je steifer das Bauteil ist, desto eher stimmen die Versuche an glattem Probenstab und Modellverbindung überein. Der Großteil der Autoren gibt an, dass der Vorspannkraftverlust der SV gegenüber dem Relaxationsversuch geringer [41, 50, 61] bzw. annähernd gleich groß [34, 118, 168] ist. Darüber hinaus weisen unter anderem Aluminium- und Magnesiumlegierungen teilweise erhebliche Unterschiede im Zug- und Druckkriechverhalten auf, sodass eine direkte Übertragung ohne weitere Maß-

nahmen auch hier nicht möglich ist [58, 156, 161] (siehe auch Kapitel 2.1.2 und 2.1.3). Gerstmayr [58] weist darauf hin, dass für Schraube, Bauteil und Mutter belastungsorientierte Kriechversuche durchgeführt werden sollten. Weiterhin wird in [41] gezeigt, dass im Vergleich zu glatten Werkstoffproben, Schrauben aufgrund der Spannungskonzentrationsstellen (Kerbgrund) eine etwa doppelt so hohe Plastifizierung im Zeitstandversuch erleiden.

- Höhere **Montagevorspannkkräfte** führen zu höheren Vorspannkraftverlusten, sowohl absolut als auch prozentual. Das Restvorspannkraftniveau ist jedoch bei den höher verspannten SV stets größer. Ab einer gewissen Montagehöhe kann beobachtet werden, dass sich die Restvorspannkraftniveaus höher verspannter SV mit der Zeit einem Grenzwert annähern. [15, 24, 58, 61, 81, 98, 130, 144, 156, 161, 166, 176]
- Höhere **Temperaturen** führen bei allen Metallen auch zu verstärkten Kriechverformungen und somit zu einer Vorspannkraftabnahme [41, 66, 81, 128, 153, 154, 156, 161, 176]. Die möglichen bzw. sinnvollen Einsatztemperaturen der Werkstoffe sind experimentell zu bestimmen. Bei zyklischer Temperaturbelastung tritt im ersten Zyklus der höchste Vorspannkraftverlust auf [81, 139], was auf (lokale) Streckgrenzüberschreitungen zurückgeführt wird.
- Das **Nachgiebigkeitsverhältnis** von Schraube und Bauteil hat einen entscheidenden Einfluss auf die Höhe des Vorspannkraftverlusts [15, 176].
- Eine **reduzierte Klemmlänge** führt nach [61] zu geringfügig höheren Vorspannkraftverlusten, nach [139, 144] zu geringfügig niedrigeren Vorspannkraftverlusten. In [66, 149] übt die Klemmlängenvariation keinen Einfluss auf das VKRV aus.
- Die **Erhöhung des Außendurchmessers** führt teilweise zu etwas geringeren Vorspannkraftverlusten [61, 133], bei Bauteilwerkstoffen aus Magnesium führt eine Vergrößerung des Außendurchmessers bis zu einem bestimmten Grenzwert aufgrund der erhöhten Stützwirkung zu deutlich geringeren Vorspannkraftverlusten [66, 144].
- Die **Festigkeit des Muttergewindes** sowie die **Einschraubtiefe** sind entscheidend für die Höhe der VKR (per Simulation in [21, 35, 133] gezeigt). In experimentellen Untersuchungen von Einschraubgewinden aus Magnesium konnte jedoch kein signifikanter Einfluss festgestellt werden [66, 144]. In [133] führt die

Erhöhung der Einschraubtiefe im Zinkbauteil zu einem geringeren Vorspannkraftverlust.

- Eine **rauere Oberfläche** führt zu höheren Vorspannkraftverlusten [13, 81].

Weitere Einflussfaktoren auf die VKR, die nicht im Rahmen dieser Arbeit untersucht werden sollen, zeigt Tabelle 10 des Anhangs. Diese sind: Eine zusätzliche statische bzw. schwingende Betriebslast, die Art der Gewindeerzeugung, die Oberflächenbeschichtung, der Einsatz von Dichtungen bei Flanschverschraubungen, der Schrauben- und Bohrungsdurchmesser, der Einsatz von Unterlegscheiben sowie das Nachziehen und die Mehrfachverschraubung.

### **Analytische und numerische Beschreibung der Vorspannkraftrelaxation**

Die analytische Beschreibung der VKR von SV beruht in der Regel auf phänomenologischen Berechnungsansätzen. Arimond [9] nähert die VKR empirisch durch eine zeitabhängige Nachgiebigkeitsänderung der Bauteile bzw. durch ein zeitabhängigen E-Modul an, welcher durch eine Potenzfunktion beschrieben wird. Jaglinski [85] verfolgt den gleichen Ansatz, nimmt jedoch Änderungen bei der Berechnung der Bauteilnachgiebigkeit vor. Ein weiterer Ansatz zur Beschreibung des VKRV ist die Überführung von Kriechgleichungen in Relaxationsgleichungen [24, 67, 81, 98, 140], wobei die Berücksichtigung der Nachgiebigkeitsverhältnisse sowie die Berechnung der Teilnachgiebigkeiten von Schraube und Bauteil unterschiedlich erfolgen. Für die Beschreibung des VKRV eines Aluminiumklemmkörpers wird in [139, 174] eine phänomenologische Kriechgleichung eingesetzt, die jedoch nicht hergeleitet wird. In [183] wird eine modifizierte Form (Anpassung der Dehnverfestigungsregel und Erweiterung um einen Faktor) des Altenbach-Gorash-Naumenko Kriechmodells erfolgreich eingesetzt, um das Relaxationsverhalten der Schraube nachzurechnen. Eine Gegenüberstellung verschiedener phänomenologischer Relaxationsgesetze findet sich in [62].

Die Berechnung der VKR mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) wird in einigen Veröffentlichungen vorgenommen. Von den Vorspannkraftrelaxationsmechanismen werden jedoch vornehmlich das Kriechen sowie in manchen Veröffentlichungen auch das Lastplastifizieren durch mechanische oder thermische Überlast berücksichtigt. Da die SV mit ideal planen Kontaktflächen modelliert werden, ist eine numerische Berechnung der Setzkraftverluste nicht möglich. Ansätze zur Berücksichtigung von rauen Oberflächen einfacher Flächengeo-

metrien in der Simulation werden in [25, 94] gegeben. Die Übertragung auf ein Schraubenverbindungsmodell ist somit zwar denkbar, würde aber zu einem äußerst hohen Berechnungs- und somit Zeitaufwand führen.

Die Simulation des Vorspannkraftverlustverhaltens von SV erfolgt überwiegend mit den Softwarepaketen ABAQUS (z.B. in [21, 140]) und ANSYS (z.B. in [57]). Das Kriechverhalten wird dabei entweder mittels bereits integrierter Kriechroutinen wie Norton-Bailey (z.B. in [7, 69, 98, 140, 156]) oder benutzerdefinierten Kriechroutinen auf Basis von Garofalo (z.B. in [69, 140], modifizierter Garofalo in [69]) oder Graham-Walles (z.B. in [57]) abgebildet. Datengrundlage für die Kriechmodelle bilden in der Regel umfangreiche Kriechversuchsreihen an glatten Probenstäben bei einer Vielzahl von Anfangsspannungen bzw. Temperaturen, sodass die Kriechparameterermittlung ein zeit- und kostenintensiver Prozess ist.

Inwieweit die VKR einer SV mithilfe der Simulation vorhergesagt werden kann, ist abhängig davon, wie hoch der jeweilige Beitrag der Verbindungspartner zur VKR ist. Bei Hochtemperaturanwendungen wird in der Regel ausschließlich die Schraube betrachtet, da diese die höchste Relaxationsneigung des Verbindungssystems aufweist. Sofern die Schraube maßgeblich für die VKR verantwortlich ist, gelingt die Übertragung der Zugkriechversuchsdaten eines glatten Probenstabs auf die zugbelastete Schraube gut. Die bei erhöhten Temperaturen zum Einsatz kommenden Leichtbauwerkstoffe (Al, Mg) machen eine (zusätzliche) Betrachtung des Bauteils bzw. der Mutter als kriechrelevante Verbindungselemente notwendig. Dabei wird größtenteils unterstellt, dass sich die Kriechdaten aus dem einachsigen Zugkriechversuch auf das druckbelastete Bauteil sowie die komplex beanspruchte Mutter übertragen lassen. Werkstofftechnische Untersuchungen zeigen jedoch Unterschiede im Zug- und Druckkriechverhalten von Aluminium auf (siehe Kapitel 2.1.2 und 2.1.3). Darüber hinaus kommen oftmals 2D-Modelle zum Einsatz, sodass die Gewindesteigung nicht berücksichtigt werden kann. Um eine gute Übereinstimmung des Restvorspannkraftverhaltens von abgebrochenem Relaxationsversuch (Modellverbindung) bzw. Realbauteil und der Simulation zu erreichen, müssen die Kriechparameter iterativ angepasst werden (wie z.B. in [21, 35, 140, 156]; auch bemerkt in [81]). Die Simulation des experimentellen Restvorspannkraftverlaufs mithilfe von Kriechdaten aus der Literatur gelingt den Autoren von [35] erst nach dutzenden Iterationsstufen im „trial and error“ Verfahren, sodass eine Abschätzung des VKRV mithilfe von Kriechdaten aus der Literatur wenig sinnvoll erscheint. Eine Übertragung auf ein anderes Schraubenverbindungsmodell erfordert eine erneute Anpassung der Kriechparameter, sodass fraglich ist,

---

ob die realen Gegebenheiten abgebildet werden können. Experimentelle Untersuchungen am Realbauteil sind somit weiterhin unabdinglich.

### 3 Problemstellung und Zielsetzung

Die Beanspruchbarkeit einer Schraubenverbindung (SV) hängt maßgeblich von der vorherrschenden Vorspannkraft  $F_V$  im Kraftfluss ab. Bei gewichtssensitiven Anwendungen steigt daher die Ausnutzung der Verbindungspartner aufgrund der Umsetzung des Leichtbaugedankens immer weiter an und damit, insbesondere unter Temperaturlast, die Gefahr von (lokalen) Streckgrenzüberschreitungen bzw. Kriechverformungen. Der Schädigungsmechanismus der Vorspannkraftrelaxation (VKR) führt bei temperaturbelasteten Leichtbauverbindungen im Laufe der Betriebszeit zu einer Reduktion der vorhandenen Restvorspannkraft bis hin zum vollständigen Vorspannkraftverlust und begünstigt weitere Schädigungsmechanismen wie z.B. das selbsttätige Losdrehen. Die VKR von SV steht daher seit Jahrzehnten im Fokus der Forschung.

Anerkannte Regelwerke zur Auslegung von SV wie die VDI-Richtlinie 2230 [206] geben dem Konstrukteur bis heute jedoch weder eine Möglichkeit zur Abschätzung des zu erwartenden Vorspannkraftverlusts bei Temperaturbelastung während des Betriebs, noch konstruktive Hinweise zur Reduzierung des Vorspannkraftverlusts (siehe S. 74 der VDI-Richtlinie 2230 [206]). Die Einzeleinflüsse der VKR (Setzen, Lastplastifizieren, Kriechen) werden rechnerisch nicht bzw. nur teilweise bei Raumtemperatureinsatz berücksichtigt.

Die in der VDI-Richtlinie 2230 [206] angeführte Tabelle 5 zur Abschätzung der Setzkraftverluste  $F_Z$  gilt für massive zylindrische Körper aus Stahl bei Raumtemperatur, wobei die Höhe der zu erwartenden Verluste lediglich von der mittleren Rautiefe  $R_z$ , der Belastungsart (Zug/Druck oder Schub) sowie der Anzahl von Trennfugen abhängig ist. Somit bleiben viele Einflussgrößen, wie z.B. die Werkstoffwahl, die Montagehöhe oder Temperatur (Nachsetzen, Lastplastifizieren) unberücksichtigt. Für den Werkstoff Aluminium geht die VDI-Richtlinie 2230 [206] von erhöhten Setzbeträgen aus, was jedoch noch experimentell abgesichert werden muss [116].

Der Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren wird in der VDI-Richtlinie 2230 [206] rechnerisch ebenfalls nicht berücksichtigt. Der statische Festigkeitsnachweis beinhaltet die Überprüfung der zulässigen Grenzflächenpressung  $p_G$  des Werkstoffs, sodass ein unkontrolliertes Fließen nach Montage ausgeschlossen werden soll. Allerdings ist die experimentelle Grenzwertermittlung nicht genormt und ab-

hängig von den Versuchsparametern, sodass es in der Literatur zu unterschiedlichen Angaben kommt. Weiterhin gelten die Angaben in der Regel lediglich bei Raumtemperatur. Gerade bei Leichtbauwerkstoffen ändern sich aufgrund des niedrigen Schmelzpunktes die Werkstoffeigenschaften bereits bei leicht erhöhten Temperaturen, sodass die Einhaltung der zulässigen Grenzflächenpressung mit der vorliegenden Datenbasis für Raumtemperatur (Tabelle A9 der VDI-Richtlinie 2230 [206]) nicht fundiert überprüft werden kann.

Obwohl das Werkstoffkriechen ein bekannter und gut beschriebener Mechanismus ist, fällt die Übertragung auf SV schwer. Ein Grund dafür sind die abweichenden Nachgiebigkeitsverhältnisse (siehe Nachgiebigkeitsfaktor S. 29) zwischen Kriech- bzw. Relaxationsversuch und realer SV. Weiterhin werden die Teile einer SV inhomogen beansprucht, sodass im Bauteilkontakt lokale Fließ- bzw. Kriechverformungen auftreten. Während diese Verformungen im Kriechversuch nicht auftreten bzw. von untergeordneter Bedeutung sind, reagiert die SV aufgrund ihrer höheren Steifigkeit sensibler auf diese Plastifizierungen. Bei SV, bei denen auch das Bauteil bzw. die Mutter kriechrelevant ist, ergibt sich darüber hinaus das Problem der Übertragbarkeit von in der Regel vorliegenden Zugkriechdaten auf das vorwiegend druckbelastete Bauteil bzw. das komplex beanspruchte Muttergewindebauteil. Aufgrund der komplexen Legierungszusammensetzung und des Werkstoffzustands der heutzutage eingesetzten technischen Aluminiumlegierungen sind die ermittelten Kriechparameter für die phänomenologischen Kriechgleichungen nicht auf andere Legierungen übertragbar und zudem auf das geprüfte Temperatur- und Spannungskennfeld beschränkt.

Bisherige Forschungsarbeiten zeigen, dass durch mehrfache Anpassung (Fitting) der Kriechparameter eine Annäherung des VKRV von Simulation und Experiment erzielt werden kann. Die Übertragbarkeit auf andere Verbindungsgeometrien oder Belastungssituationen ist aufgrund der verbindungs-spezifischen Kriechparameteranpassung in der Regel jedoch nicht gewährleistet, sodass die Abschätzung der auftretenden VKR und somit eine adäquate Auslegung nicht einfach möglich ist. Darüber hinaus fehlt für einen umfassenden Abgleich des VKRV von Simulation und Experiment für den Werkstoff Aluminium eine belastbare Datenbasis mit systematischer Variation der Haupteinflussparameter auf die VKR.

Der experimentelle Untersuchungsschwerpunkt bisheriger Veröffentlichungen zum VKRV von SV, bei denen ein Bauteil aus einer Aluminiumlegierung zum Einsatz kommt, ist auf die Einflussparameter der Auslagerungstemperatur  $T$ , Mon-

tagehöhe  $F_M$  und Legierungswahl begrenzt. Der untersuchte Montagevorspannkraftbereich ist überwiegend elastisch, sodass keine Handlungsempfehlungen für die zu wählende Montagehöhe (elastisch, bis zur Streckgrenze bzw. überelastisch) gegeben werden können. Eine systematische Variation der Einflussparameter auf die Nachgiebigkeit der SV, wie der Bauteildurchmesser oder die Klemmlänge, wird nicht durchgeführt.

Untersuchungen an SV, bei denen sowohl das Bauteil als auch das Muttergewindebauteil aus einer Aluminiumlegierung gefertigt sind, werden überwiegend an Realbauteilen (z.B. Motorblöcken) durchgeführt. Der temperaturabhängige Einzelnfluss der Einschraubtiefe auf die VKR wird ebenfalls nicht untersucht, sodass lediglich der Vorspannkraftverlust der spezifischen SV bekannt ist und keine Abhängigkeit. Die fehlende Kenntnis der Nachgiebigkeitsverhältnisse erschwert die Abschätzung des zu erwartenden Vorspannkraftverlusts abweichender Verbindungsgeometrien zusätzlich.

Abschließend ist bisher nicht bekannt, inwiefern bereits identifizierte Einflussparameter anderer Werkstoffkombinationen mit Verbindungspartnern aus Stahl bzw. Magnesium auf SV mit Aluminiumverbindungspartnern übertragen werden können. Insgesamt sind in der Literatur zwar viele Einzeleinflüsse zur VKR zu finden, diese gelten jedoch nur für das betrachtete System. Für eine systematische Auslegung von SV ist jedoch eine Separierung der Parametereinflüsse von zentraler Bedeutung, um eine Übertragbarkeit auf andere Verbindungssysteme zu gewährleisten. Diese Lücke soll mit der vorliegenden Arbeit geschlossen werden.

Aus der wissenschaftlichen Problemstellung ergibt sich das Ziel der Identifikation und experimentellen Ermittlung der (Haupt-)Einflussparameter zur Bewertung des VKRV von SV bestehend aus Stahlschraube und Aluminiumverbindungspartnern (Klemmteil und Muttergewindebauteil). Durch systematische Variation der Einflussgrößen auf die VKR sollen in dieser Arbeit folgende Fragestellungen beantwortet werden:

- Wie hoch sind die Vorspannkraftverluste durch VKR von temperaturbelasteten Aluminiumschraubenverbindungen im Vergleich zu den in der VDI 2230 [206] berücksichtigten Setzkraftverlusten und trifft die Annahme zu, dass SV mit Aluminiumverbindungspartnern bei RT höhere Setzkraftverluste als SV mit Stahlverbindungspartnern aufweisen?

- Wie hoch ist der Einfluss der Verbindungsgestaltung (Klemmlänge, Außendurchmesser, Einschraubtiefe), der Werkstoff-/Legierungswahl sowie der Oberflächenrauheit auf die VKR bei leichtbaurelevanten Temperaturen?
- Welchen Einzeleinfluss haben Schraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil auf die Höhe der VKR?
- Führt eine hohe Montagevorspannkraft zu höheren Restvorspannkraften?

Den Lösungsweg zur Erreichung des Primärziels zeigt Abbildung 18. Durch die Aufarbeitung des Stands der Technik in Kapitel 2 werden zunächst die Haupteinflüsse auf das VKRV von SV anderer Werkstoffpaarungen identifiziert. Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse werden schließlich die Variationsparameter festgelegt (Kapitel 4.1). Kapitel 4.2 bis 4.4 beschreiben die Auswahl der Messmethodik sowie Versuchsführung und Versuchsauswertung zur Bestimmung der VKR von SV durch kontinuierliche bzw. diskontinuierliche Messung. Weitere etablierte Messverfahren zur Charakterisierung werkstofflicher sowie verbindungstechnischer Kennwerte werden in Kapitel 4.5 vorgestellt. Neuartig ist die experimentelle Erfassung der Bauteilstauchung durch ein optisch-mechanisches Messverfahren (Kapitel 4.5.1), um den Einzeleinfluss des Klemmteils auf die VKR aufzeigen zu können. Die Ergebnisse der experimentellen Reihenuntersuchungen der Einflussparameter werden in Kapitel 5 gezeigt und in Kapitel 6 zusammengefasst sowie bewertet. Kapitel 7 zieht ein Fazit der Arbeit und gibt einen Ausblick auf weitere Forschungsfelder.

<b>Identifikation und experimentelle Ermittlung der (Haupt-)Einflussparameter zur Bewertung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens von Schraubenverbindungen bestehend aus Stahlschraube und Aluminiumverbindungspartnern (Klemmteil und Muttergewindebauteil)</b>	
Kapitel 2	<b>STAND DER TECHNIK</b> Identifikation der Haupteinflüsse auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Schraubenverbindungen
Kapitel 4.1	<b>FESTLEGUNG DER UNTERSUCHUNGSPARAMETER</b> auf Basis der im Stand der Technik identifizierten Einflussgrößen auf die Vorspannkraftrelaxation
Kapitel 4.2 bis 4.5	<b>ENTWICKLUNG DER MESSMETHODIK</b> zur experimentellen Vorspannkraftmessung sowie örtlichen Relaxationsbestimmung Kontinuierliche/diskontinuierliche Vorspannkraftmessung der SV Experimentelle Bestimmung der Plastifizierung von - Schraube - bauteilseitiger Kopfauflagenfläche - Klemmteil (über gesamte Länge) - Muttergewinde (Schliffbild) Werkstoffliche und verbindungstechnische Charakterisierung der Proben
Kapitel 5	<b>EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN</b> Variationsparameter: Auslagerungszeit, Temperatur, Montagevorspannkraft, Klemmlänge, Außendurchmesser, Einschraubtiefe, Rauheit, Schraubenwerkstoff, Klemm- und Mutterbauteilwerkstoff
Kapitel 6	<b>ZUSAMMENFASSUNG</b>
Kapitel 7	<b>FAZIT UND AUSBLICK</b>

**Abbildung 18: Lösungsweg zur Identifikation und experimentellen Ermittlung der (Haupt-)Einflussparameter zur Bewertung des VKRV von SV bestehend aus Stahlschraube und Aluminiumverbindungspartnern (Klemmteil bzw. Muttergewindebauteil)**

## 4 Versuchsplanung und -durchführung

Im ersten Unterkapitel der Versuchsplanung und -durchführung wird die Wahl der in dieser Arbeit im Fokus stehenden Variationsparameter der experimentellen Untersuchungen vorgestellt und begründet (Kapitel 4.1). Kapitel 4.2 bewertet mögliche Messmethoden zur Erfassung der VKR und begründet die Auswahl der in dieser Arbeit verwendeten Messmittel zur kontinuierlichen bzw. diskontinuierlichen Vorspannkraftmessung, deren Durchführung und Auswertung in den Kapiteln 4.3 und 4.4 näher beschrieben werden. Kapitel 4.5.1 stellt die für diese Arbeit entwickelte Messmethode zur Bestimmung der Klemmteilstauchung vor, welche zur Bewertung des Beitrags des Klemmteils an der VKR herangezogen wird. Die restlichen Unterkapitel des Kapitels 4.5 beschreiben die verwendeten Messmittel und Prüfungen der ergänzenden Untersuchungen zur Charakterisierung des Werkstoffs bzw. der Verbindungseigenschaften.

### 4.1 Untersuchte Einflussparameter

Basierend auf den in Kapitel 2.2.3 herausgearbeiteten Haupteinflussparametern auf die Vorspannkraftstabilität von SV sollen in dieser Arbeit die in Abbildung 19 gezeigten Einflussparameter untersucht werden. Zu den montage- und betriebsbedingten Vorspannkraftrelaxationseinflüssen zählt die Montagevorspannkraft  $F_M$  sowie die Auslagerungstemperatur  $T_A$ . Weiterhin wird der Einfluss von Einschraubtiefe  $m_{ges}$ , Klemmlänge  $l_k$  sowie Außendurchmesser  $D_A$  von Klemmteil und Muttergewindebauteil (nachfolgend als Mutterbauteil bezeichnet) hinsichtlich des VKRV untersucht. Klemmteil und Mutterbauteil werden in dieser Arbeit als Verbindungspartner bezeichnet. Für ausgewählte Kombinationen wird darüber hinaus der Werkstoff von Klemmteil (KWS) und/oder Mutterbauteil (MWS) sowie der Schraube (SWS) variiert. Weiterhin wird der Oberflächenrauheitseinfluss  $R_z$  betrachtet. Insgesamt werden über 675 Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen an Modellverbindungen durchgeführt.

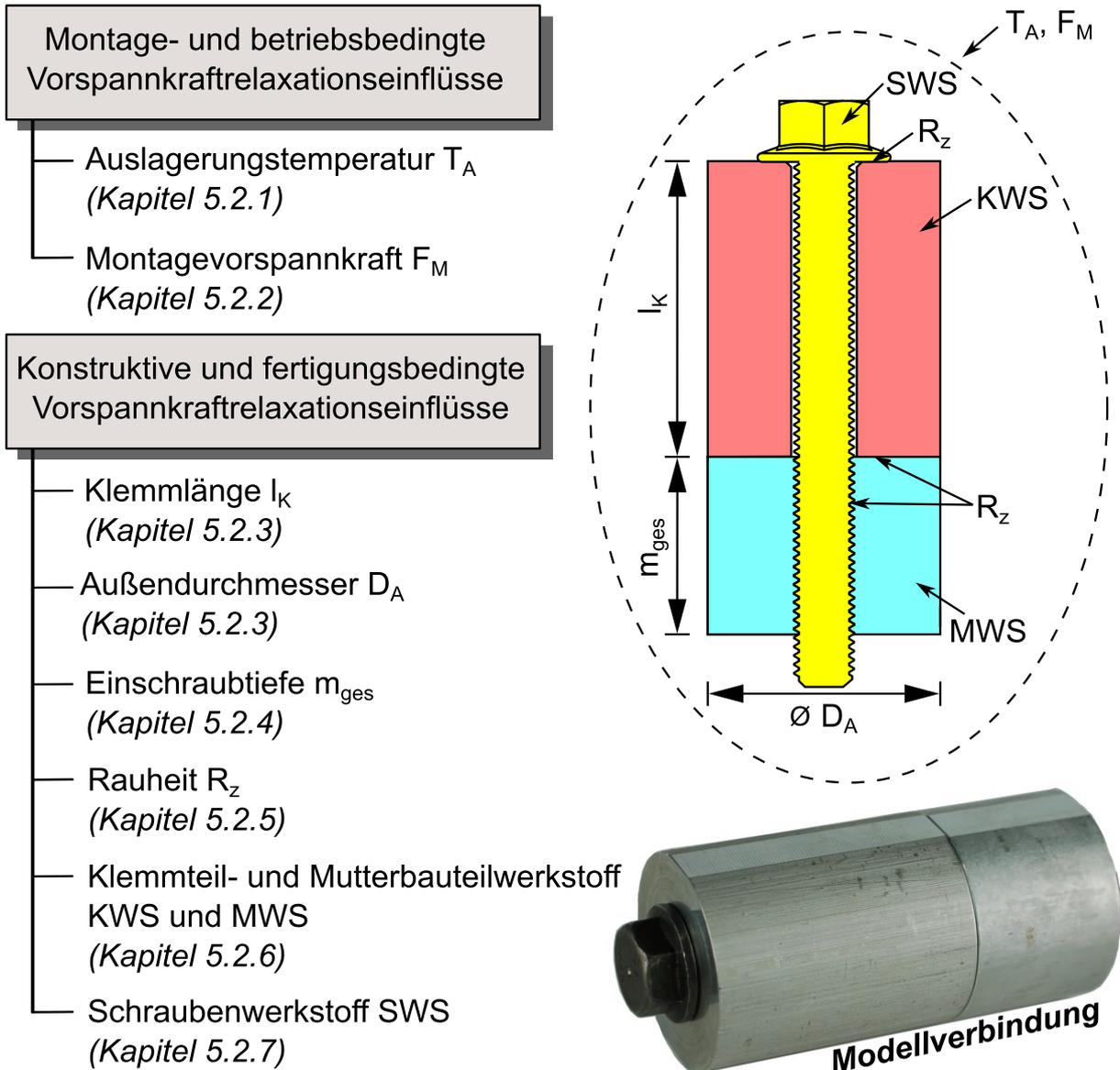


Abbildung 19: Übersicht der untersuchten Einflussparameter auf das VKRV

Tabelle 1 zeigt eine Übersicht der Variationsparameter für die Reihenuntersuchungen dieser Arbeit. Alle Untersuchungen erfolgen an einer Schraube der Dimension M10. Die Standardkonfiguration ist fett und unterstrichen hervorgehoben. Die Wahl der Ausprägungen der Variationsparameter wird nachfolgend beschrieben.

Tabelle 1: Variationsparameter der Reihenuntersuchungen (Standardkonfiguration in Fettschrift und unterstrichen hervorgehoben)

Variationsparameter	Zeichen	Ausprägung
Schraubenwerkstoff	SWS	<b><u>23MnB3</u></b> 40CrMoV4-6 X6NiCrTiMoVB25-15-2
Klemmteilwerkstoff	KWS	EN AW-2011 (T4) EN AW-5083 (H112) EN AW-6060 (T66) <b><u>EN AW-6082 (T6511)</u></b> EN AW-7075 (T6511) 42CrMoS4 +QT
Mutterbauteilwerkstoff	MWS	EN AW-2011 (T4) EN AW-5083 (H112) EN AW-6060 (T66) <b><u>EN AW-6082 (T6511)</u></b> EN AW-7075 (T6511) 42CrMoS4 +QT
Einschraubtiefe	$m_{\text{ges}}$	1,5d, 2d, 2,5d, <b><u>3d</u></b> (15 mm, 20 mm, 25 mm, <b><u>30 mm</u></b> )
Klemmlänge	$l_k$	2d, <b><u>5d</u></b> (20 mm, <b><u>50 mm</u></b> )
Außendurchmesser von Klemmteil und Mutter	$D_A$	2,25d, <b><u>4d</u></b> (22,5 mm, <b><u>40 mm</u></b> )
Rauheit	$R_z$	<b><u>3 <math>\mu\text{m}</math></u></b> , 50 $\mu\text{m}$ , 55 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ , 95 $\mu\text{m}$
Auslagerungstemperatur	$T_A$	<b><u>80 °C, 100 °C, 120 °C, 150 °C</u></b>
Montagehöhe	$F_M$	10 kN, 20 kN, <b><u>30 kN, 40 kN, 47 kN</u></b>

### Werkstoff von Schraube, Klemmteil und Mutterbauteil

Die Auswahl der für die VKR relevanten Schraubenwerkstoffe erfolgt unter Berücksichtigung der vom Deutschen Schraubenverband veröffentlichten technischen Lieferbedingungen für Schraubenstähle mit erhöhten Anforderungen [36] (zugehörige Normen DIN EN 10263-4 [210], DIN EN 10269 [204], DIN 267-13 [194] und DIN EN 1515-1 [190]). Für die Reihenuntersuchungen mit Aluminiumverbindungspartnern wird der borlegierte Vergütungsstahl 23MnB3 verwendet, welcher sich für den Einsatz bei erhöhten Temperaturen eignet. Um den Einfluss des verwendeten

Schraubenwerkstoffs auf die VKR zu erfassen, werden darüber hinaus die warmfesten Stähle 40CrMoV4-6 sowie X6NiCrTiMoVB25-15-2 untersucht, welche speziell für den Hochtemperatureinsatz vorgesehen sind.

Die für das Klemmteil und Mutterbauteil eingesetzte Aluminiumlegierung beeinflusst das VKRV temperaturbelasteter SV. Untersuchungsschwerpunkt dieser Arbeit bildet die ausscheidungsgehärtete Aluminiumknetlegierung EN AW-6082 (T6511) mittlerer Festigkeit mit den Hauptlegierungselementen Magnesium und Silizium. Im Vergleich zu anderen Legierungen der Hauptgruppe 6 weist sie die höchste Festigkeit, Zähigkeit und Korrosionsbeständigkeit auf [60]. Legierungen der 6xxx Reihe werden vielseitig eingesetzt, insbesondere in der Automobil- und Luftfahrtindustrie [14, 131]. Mit einer Mindeststreckgrenze von rund 260 MPa [74] übertrifft die Legierung die Mindeststreckgrenze einiger unlegierter Baustähle wie z.B. die des S235JR ( $R_{eH} = 165 \text{ MPa} - 235 \text{ MPa}$  [212]).

Darüber hinaus werden weitere, vielseitig einsetzbare Aluminiumlegierungen der Hauptreihen 2, 5, 6 und 7 untersucht, um den Einfluss verschiedener Legierungszusammensetzungen aufzuzeigen. Aufgrund niedriger Festigkeiten scheidet die Hauptgruppen 1 (reines Aluminium) sowie 3 (Hauptlegierungselemente Mangan) aus. Tabelle 9 des Anhangs zeigt typische Anwendungsfelder und Eigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen. Der jeweilige Werkstoffzustand der eingesetzten Aluminiumlegierung ist Tabelle 1 zu entnehmen.

Für Referenzversuche wird der bei Auslagerungstemperaturen von 150 °C als kriechfest anzusehende Vergütungsstahl 42CrMo4+QT verwendet. Abhängig von der Versuchskonfiguration ersetzt der Werkstoff das aus Aluminium gefertigte Klemmteil und/oder Mutterbauteil, um Einzeleinflüsse der Verbindungspartner aufzeigen zu können.

## **Auslagerungstemperatur**

Die Auslagerungstemperatur hat einen entscheidenden Einfluss auf die Vorspannkraftstabilität von SV. Es kann zwischen zeitabhängigen und -unabhängigen Effekten unterschieden werden (siehe auch Kapitel 2.1.2). Unabhängig von der Zeit nehmen mit steigender Temperatur u.a. die Werkstofffestigkeit, der Elastizitätsmodul  $E$  sowie die Grenzflächenpressung  $p_G$  ab, wodurch die Beanspruchbarkeit der SV sinkt. Besteht die SV aus verschiedenen Werkstoffen, wie z.B. in diesem Fall bei einer Stahlschraube und einem Aluminiumbauteil, kommt es aufgrund der unterschiedlich hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten bei Temperaturerhöhung

zu einer Vorspannkraftzunahme und damit ggfs. zu weiteren lokalen Plastifizierungen an den Kontaktstellen zwischen Stahlschraube und Aluminiumbauteil bzw. -mutterbauteil (Kopfaufgabe, Gewindeeingriff) oder gar zum lokalen Überschreiten der Grenzflächenpressung (siehe auch Kapitel 2.2.2). Wird die SV anschließend wieder auf den Ausgangszustand abgekühlt, kommt es zu einem Rückgang der Vorspannkraft, welcher auf Plastifizierungen in den Kontaktstellen zurückzuführen ist. Abhängig von der Auslagerungstemperatur führen zeitabhängige Kriechmechanismen zu einer weiteren Plastifizierung und somit zu einem Vorspannkraftrückgang. Darüber hinaus kann bei ausgehärteten Aluminiumlegierungen mit zunehmender Auslagerungsdauer und -temperatur der Effekt der Überalterung beobachtet werden, welcher sich festigkeitsmindernd auf den Werkstoff auswirkt.

Hinsichtlich der VKR relevante, temperaturbelastete SV im Automobilbau sind in der Regel einer Temperaturlast von ca. 120 °C mit Spitzenwerten von bis zu 150 °C ausgesetzt [105], weswegen dies auch die Temperaturobergrenze der durchgeführten Versuche darstellt. Des Weiteren werden auch zwei niedrigere Temperaturniveaus (80 °C und 100 °C) untersucht, um Unterschiede hinsichtlich der Relaxationsbeständigkeit aufzeigen zu können. Selbst diese geringen Temperaturen liegen oberhalb der homologen Temperatur von  $T/T_M = 0,3$  des Aluminiumwerkstoffs, sodass auch hier mit Kriechprozessen gerechnet werden muss (siehe auch Kapitel 2.1.2).

## Montagehöhe

Die Höhe der Montagevorspannkraft  $F_M$  ist für die Auslegung von SV von entscheidender Bedeutung. So kann eine niedrige Vorspannkraft  $F_V$  im Betrieb selbsttätiges Losdrehen [37] oder auch einen Dauerbruch bei schwingender Beanspruchung der Schraube zur Folge haben und somit zum vollständigen Versagen der Verbindung führen. Um dem entgegenzuwirken, wird die Schraube hoch vorgespannt, z.B. durch überelastische Montage.

Die überelastische Montage ist ein etabliertes Verfahren, bei dem die Schraube bewusst in den teilplastischen Verformungsbereich angezogen wird (überschreiten der Fließgrenze). Nach Wegnahme des Anziehdrehmoments  $M_A$  kommt es zu einem Abbau der Torsionsspannung der Schraube, die in Abhängigkeit der Teilreibungszahlen unter Kopf sowie im Gewinde unterschiedlich hoch ausfällt. Der Torsionsspannungsrückgang führt zu einer Verminderung der Vergleichsspannung durch Rückfederung der SV, sodass in den überwiegenden Fällen genügend

Belastungsreserven für etwaige Zusatzlasten im Betrieb vorhanden sind. Ob die sich einstellenden Reserven im Fall der hier untersuchten Leichtmetallverschraubung (Stahlschraube und Klemmteil bzw. Mutterbauteil aus Aluminium) ausreichen, oder es zu Plastifizierungen der Schraube unter Temperaturbelastung kommt, werden die Untersuchungen dieser Arbeit zeigen.

Da Kriechvorgänge im Werkstoff nicht nur zeit- und temperaturabhängig, sondern auch spannungsabhängig sind, soll darüber hinaus untersucht werden, inwiefern sich die Montagevorspannkraft  $F_M$  auf die Restvorspannkrafthöhe  $F_{VR}$  nach 1000 h der Auslagerung auswirkt. Dazu wurden in der Regel drei Montagevorspannkraftniveaus ( $F_M = 30 \text{ kN}$ ,  $40 \text{ kN}$  und  $47 \text{ kN}$ ; Schraube M10 - 10.9) herangezogen, die verschiedene Montageverfahren repräsentieren sollen. In ausgewählten Versuchen wurde die Montagevorspannkraft zusätzlich weiter verringert.

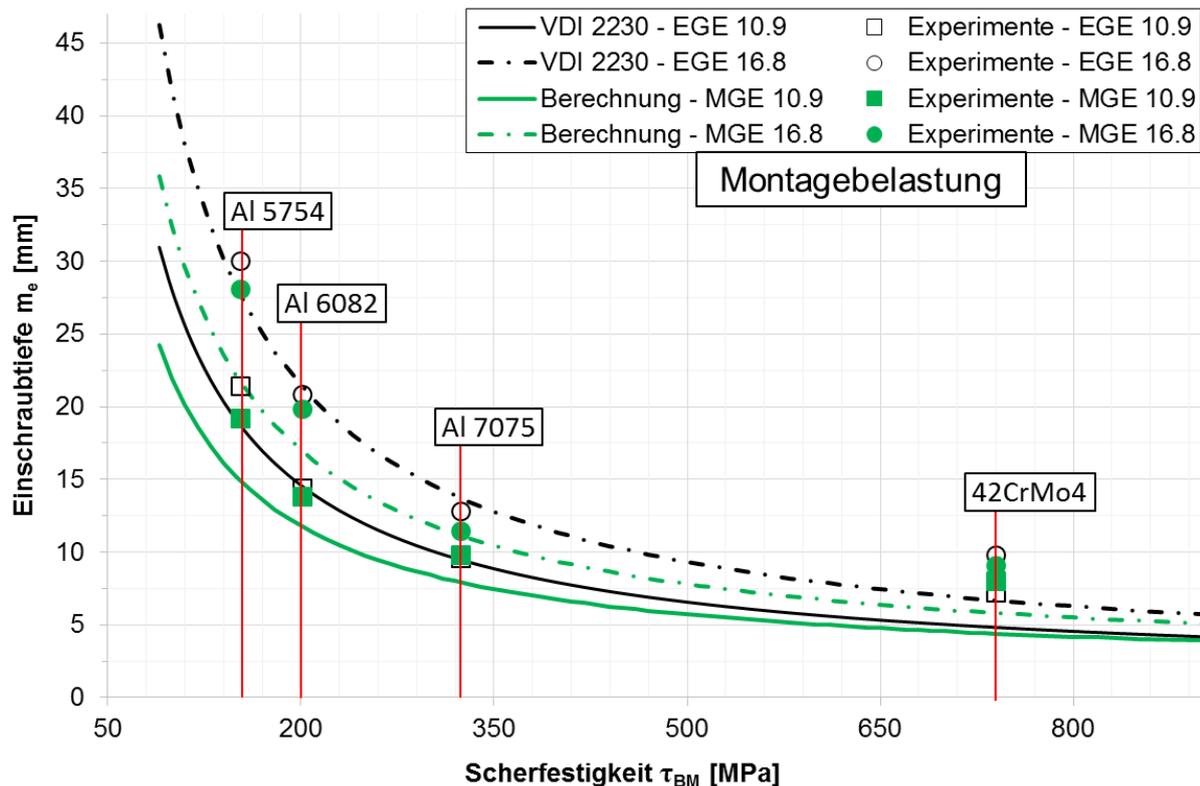
### **Einschraubtiefe, Klemmlänge und Außendurchmesser**

Nach der VDI-Richtlinie 2230 [206] sind SV so auszuführen, dass die Schraube bei Überlast im freien belasteten Gewindeteil bzw. bei Dehnschaftschrauben in der Taille versagt. Bei temperaturbelasteten SV mit Mutterbauteilen aus Aluminium führen Kriechprozesse jedoch zum Rückgang der Vorspannkraft, was zum Versagen durch Losdrehen oder Klaffen der Verbindung führt. In der Literatur finden sich zurzeit keine Anhaltswerte, um die notwendige Einschraubtiefe für temperaturbelastete Aluminiummutterbauteile zu ermitteln. Während gängige Literaturquellen eine Mindesteinschraubtiefe von  $2d$  bis  $3d$  für Aluminiummuttern angeben, ist die Industrie an einer weiteren Reduzierung der Einschraubtiefe interessiert [55].

Abbildung 20 zeigt die Abhängigkeit der Mindesteinschraubtiefe  $m_e$  von der Scherfestigkeit des Mutterwerkstoffs  $\tau_{BM}$ . Die experimentellen Untersuchungen aus [80] zeigen, dass bei einer M10 - 10.9 Schraube sowie einer Mutter aus EN AW-6082 als Einfachgewindeeingriff die Mindesteinschraubtiefe bei knapp  $1,5d$  liegt. Für die hochfeste Aluminiumlegierung EN AW-7075 kann die Mindesteinschraubtiefe bei sonst gleichen Versuchsbedingungen auf  $1d$  reduziert werden (bei Serienproduktion ist mit diesen geringen Werten wegen nicht vermeidbaren Toleranzen Vorsicht geboten). Die Untersuchungen gelten jedoch nur bei Einsatz bei Raumtemperatur, sodass davon auszugehen ist, dass sich die erforderliche Mindesteinschraubtiefe durch temperaturbedingte Werkstoffänderungen (Festigkeitsabfall) erhöht. Wie sich später zeigen wird, darf die Auslegung temperaturbelasteter SV nicht nur

nach dem Kriterium des Ausreißens erfolgen (wie es heutzutage üblich ist), sondern muss vielmehr zusätzlich die Vorspannkraftstabilität über den Betriebszeitraum berücksichtigen.

In der vorliegenden Arbeit sollen Einschraubtiefen  $m_{ges}$  von  $1,5d$  bis  $3d$  in  $0,5d$  Schritten unter Variation von Auslagerungstemperatur und Montagehöhe untersucht werden.



**Abbildung 20: Mindesteinschraubtiefe  $m_e$  in Abhängigkeit von der Scherfestigkeit  $\tau_{BM}$  des Mutterwerkstoffs [80]**

Zu den weiteren geometrischen Einflussparametern zählen die Klemmlänge  $l_k$  sowie der Außendurchmesser  $D_A$  von Klemmteil sowie Mutterbauteil.

Die Variation der Klemmlänge  $l_k$  beeinflusst das Nachgiebigkeitsverhältnis der SV, sodass die gleiche Plastifizierungshöhe von Schraube, Klemmteil oder Mutterbauteil zu einem unterschiedlich hohem Vorspannkraftverlust führt. Untersucht werden daher Klemmlängen von  $l_k = 2d$  und  $5d$ . Eine weitere Reduzierung der Klemmlänge ist aufgrund messtechnischer Grenzen der genutzten mechanischen Längenänderungsmessung als kritisch anzusehen. Die Abmaße des verwendeten DMS-Messgitters limitieren die minimal zu messende Klemmlänge ebenfalls.

Die Variation des Außendurchmessers  $D_A$  von Klemmteil sowie Mutterbauteil erfolgt ebenfalls in zwei Ausprägungen ( $D_A = 2,25d$  und  $4d$ ). Die Bauteilnachgiebig-

keit  $\delta_P$  ist abhängig von der Klemmlänge  $l_k$ , dem Bauteilaußendurchmesser  $D_A$  sowie der Art der Verschraubung (Einschraubverbindung oder Durchsteckverbindung). Durch die Variation von Außendurchmesser  $D_A$  und Klemmlänge  $l_k$  sind alle Fälle der Spannungsausbreitung im Klemmteil (Hülse, Kegel und Hülse, Kegel, siehe VDI-Richtlinie 2230 [206]) abgedeckt. Dabei wird angenommen, dass der Kopfauflegedurchmesser  $d_w$  in etwa so groß ist, wie der kleinste untersuchte Außendurchmesser  $D_A = 2,25d$ . Sofern das Klemmteil nicht als Hülse betrachtet werden kann, kann davon ausgegangen werden, dass eine inhomogene Spannungsverteilung im Klemmteil vorliegt. Aufgrund der Spannungsabhängigkeit der Kriechprozesse kann daher vermutet werden, dass der Außendurchmesser  $D_A$  einen Einfluss auf die Höhe der Kriechverformung des Klemmteils hat. In [66] zeigt sich für Klemmteile sowie Mutterbauteile aus Magnesium eine Steigerung des Restvorspannkraftniveaus durch Vergrößerung der Außendurchmessers, welcher auf die größere Stützwirkung zurückgeführt wird. Die Übertragbarkeit dieser Ergebnisse auf SV mit Aluminiumverbindungspartnern ist zu überprüfen.

### **Rauheitseinfluss**

Die Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktstellen von Kopf- und Mutterauflage, der Trennfugen sowie im gepaarten Gewinde beeinflusst das VKRV von SV. Vorspannkraftverluste, welche unmittelbar während bzw. nach der Montage aufgrund der Plastifizierung von Rauheitsspitzen auftreten, werden als Setzkraftverluste  $F_z$  bezeichnet. Vorangegangene experimentelle Untersuchungen, welche für kompakte SV aus Stahl gelten, bilden die Grundlage für die rechnerische Berücksichtigung der Setzkraftverluste  $F_z$  nach VDI-Richtlinie 2230 [206]. Für SV mit Aluminiumverbindungspartnern wird ein höherer Setzkraftverlust angenommen, systematische experimentelle Untersuchungen fehlen jedoch. Es kann angenommen werden, dass der Einfluss der Oberflächenrauheit bei erhöhter Temperatur aufgrund von abnehmenden Werkstoffkennwerten zu erhöhten Rauheitseinebnungen und damit zu erhöhten Setzkraftverlusten bzw. erhöhtem Lastplastifizieren führt.

Variationsparameter der Untersuchung ist die Oberflächenbeschaffenheit der inneren und äußeren Trennfugen, also unter Kopf, sowie in den Trennfugen zwischen den Klemmteilen bzw. zwischen Klemmteil und Mutterbauteil. Die unterschiedlichen Oberflächenprofile werden durch die in Tabelle 2 aufgeführten, mechanischen Bearbeitungsverfahren erzeugt. Sofern eine Richtungsabhängigkeit der Bearbeitung besteht, wie beim Schleifen oder groben Fräsen, werden die

Oberflächen mit 90° Versatz der Schleifrichtung miteinander gepaart. Dies stellt den ungünstigsten Fall der Schleiftexturpaarung hinsichtlich des zu erwartenden Vorspannkraftverlusts dar.

**Tabelle 2: Variation der Oberflächenbeschaffenheit von Klemmteil und Mutter**

<b>gemittelte Rautiefe <math>R_z</math></b>	<b>Einstellung der Oberfläche durch ...</b>	<b>Ausrichtung</b>
3 $\mu\text{m}$	feines Drehen	-
55 $\mu\text{m}$	händisches Schleifen	Um 90° versetzte Paarung der Schleifrichtung
60 $\mu\text{m}$	Bandschleifen	
95 $\mu\text{m}$	Schruppfräsen	

## 4.2 Messmethodenauswahl zur Vorspannkraftmessung

Primäres Ziel der vorliegenden Arbeit ist die experimentelle Untersuchung von Einflussparametern auf das VKRV von SV, sodass die Auswahl der Messmethode zur Ermittlung der in der SV vorherrschenden Vorspannkraft von zentraler Bedeutung ist. Eine umfassende Übersicht der Methoden und Prinzipien der Vorspannkraftmessung von SV findet sich in [88]. Die am häufigsten eingesetzten Messmethoden zur Vorspannkraftermittlung und damit Stand der Technik sind:

- Dehnungsmessung über DMS an Schraube oder Klemmteil (u.a. in [24, 43, 86, 139])
- Dehnungsmessung über einen Kraftmessring (u.a. in [43, 106])
- mechanische Längenänderungsmessung (u.a. in [79, 98, 155, 168, 175])
- Ultraschallmessung (u.a. in [78, 173])

Aufgrund der Vielzahl an Variationsparametern, einer hohen Stichprobenanzahl und langen Versuchslaufzeiten ergibt sich die Notwendigkeit, eine große Anzahl an Proben gleichzeitig prüfen zu können.

Die Reihenmessung mittels temperaturkompensierten Kraftmessringen ist aus wirtschaftlichen Gründen nicht praxistauglich. Zur Messung einer SV wird eine Kraftmessdose und ein Kanal des Messverstärkers benötigt, was bereits Anschaffungskosten im hohen dreistelligen Bereich erfordert. Da der Kraftmessring in den Kraftfluss der SV mitverspannt werden muss, verändert sich das Nachgiebigkeitsverhältnis zwischen Schraube und Bauteilen zudem stark (Änderung der Klemmlänge, Nachgiebigkeit des Kraftmessrings), weshalb eine Übertragung so

ermittelter Ergebnisse auf reale SV nicht direkt möglich ist. Der Vorteil von Kraftmessdosen liegt in der einfachen Anwendbarkeit, einer werksseitigen Kalibrierung sowie der Möglichkeit der Temperaturkompensation. Für ausgewählte Messungen bietet das Messverfahren mittels temperaturkompensierter Kraftmessdose den Vorteil einer hohen Auflösung des Messsignals und somit der Vorspannkraft sowie der Möglichkeit zur kontinuierlichen messtechnischen Erfassung der Vorspannkraft während der Auslagerung. Vergleichende Untersuchungen zu Einzeleinflüssen können trotz Nachgiebigkeitsänderung durchgeführt werden. Die Messung mittels Kraftmessringen wird in Kapitel 4.3 beschrieben.

Die Verwendung von (temperaturkompensierten) DMS-Schrauben ist im Vergleich dazu kostengünstiger. Hauptkosten sind die verwendeten DMS (ca. 30 €/Stück), der Kanal des Messverstärkers zur Aufzeichnung sowie die nicht zu unterschätzenden Fertigungs- und Applizierungskosten (Präparation der Schraube bzw. Messstelle). Etwaiges Plastifizieren der Schrauben (aufgrund überelastischer Montage, Lastplastifizieren aufgrund Temperatureinwirkung sowie Kriechen) limitiert jedoch die Einsatzhäufigkeit und macht ggfs. eine Korrektur der berechneten Vorspannkraft notwendig. Da DMS-Schrauben aufwändig hergestellt werden müssen, eignen sich diese auch nur zur Erfassung des VKRV ausgewählter SV. Kapitel 4.3 stellt die Vorspannkraftmessung mittels DMS-Schrauben bei Raumtemperatur bzw. Temperaturen von bis zu 150 °C vor.

Für die Reihenuntersuchungen kommen demnach die Verfahren der mechanischen sowie ultraschallbasierenden Längenänderungsmessung in Frage. Rutkowski [147] gibt an, dass die Veränderung der Schallgeschwindigkeit bei Schraubenplastifizierung rechnerisch kaum berücksichtigt werden kann, während die Spannungs-Dehnungslinie für Stahl relativ gut bekannt ist. Da bei einem Teil der Versuche dieser Arbeit eine Plastifizierung der Schraube bei Montage (durch überelastische Montage) bzw. im Betrieb (Lastplastifizieren, Kriechen) auftreten kann, kommt der Einsatz der Ultraschallmesstechnik nicht in Frage. Darüber hinaus gibt [79] einen Messfehler von  $\pm 10\%$  für mobile Ultraschall-Messsysteme sowie  $\pm 3\%$  für mit Ultraschallsensoren präparierte Schrauben an. Letztere sind aufgrund der notwendigen Applikation für umfangreiche Untersuchungen nicht wirtschaftlich einsetzbar.

Die mechanische Längenmessung zur Vorspannkraftermittlung (wie z.B. Bügelmessschraube) erfolgt mit direktem Schraubenkontakt und birgt somit die Herausforderung der wiederholgenauen Ankopplung. In [88] werden verschiedene Ankopplungsmethoden gegenübergestellt. Während eine plane Ankopplungsfläche

die Gefahr einer Schiefstellung der Schraube aufgrund von Imperfektionen birgt [147], verbessert eine optimierte Ankopplungsgeometrie die Wiederholgenauigkeit der Messung. Duchard [41] gibt für das Messverfahren mit eingepressten Kugeln in Kopf und Kuppe eine Genauigkeit von  $\pm 1 \mu\text{m}$  an. Hubbertz [81] erzielt mit verdichteten Zentrierbohrungen ebenfalls gute Ergebnisse hinsichtlich der Ankopplung. Die mechanische Längenänderungsmessung findet in zahlreichen Veröffentlichungen aufgrund der einfachen Anwendbarkeit sowie geringer Kosten ihre Anwendung. Die Mess- und Auswertemethodik wird in Kapitel 4.3 beschrieben.

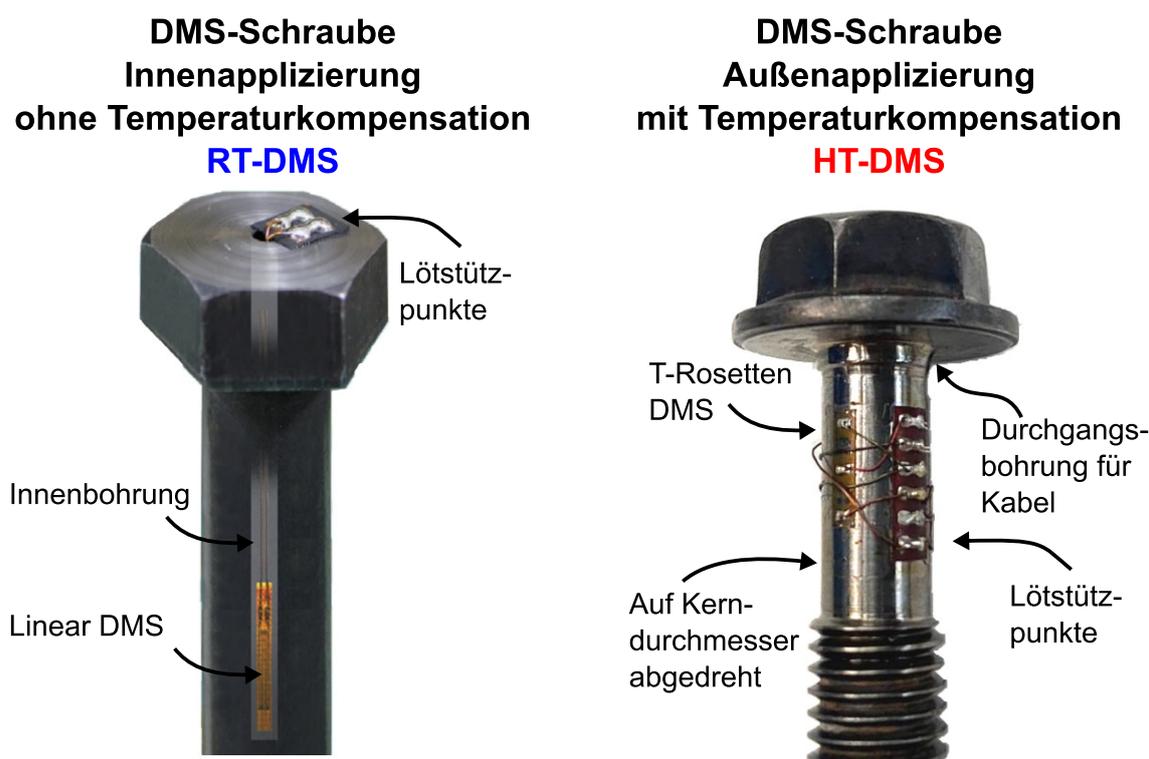
## 4.3 Kontinuierliche Vorspannkraftrelaxationsmessung

### Vorspannkraftmessung mittels Ringkraftsensor

Die Messung des Restvorspannkraftverlaufs mittels Ringkraftsensor (Kraftmessdose) ermöglicht eine kontinuierliche Erfassung der Vorspannkraft während der Auslagerung. Die in dem Ringkraftsensor verbauten Dehnungsmessstreifen (DMS) reagieren auf die aufgebrachte Kraft mit einer Dehnung, wodurch sich ihr elektrischer Widerstand ändert. Mithilfe eines Messverstärkers (in den Untersuchungen dieser Arbeit: QuantumX der Firma HBM) und einem Kalibriersatz, welcher die elektrische Widerstandsänderung in eine Vorspannkraft umwandelt, kann die auf den Ringkraftsensor aufgegebene Kraft kontinuierlich ermittelt werden. Der verwendete Ringkraftsensor (Typ RKS01D50k-H3Y4 der Firma Haehne) sowie die angefertigten Druckplatten zur Kraftübertragung sind in Abbildung 106 des Anhangs (S. 169) dargestellt. Die für die Versuche angefertigten Druckplatten dienen dazu, die durch die Schraube eingeleitete Vorspannkraft gleichmäßig auf den Ringkraftsensor zu verteilen. Die Druckplatten besitzen eine Bohrung mit einem Durchmesser von  $\varnothing 11 \text{ mm}$  und eine ringförmige Zentriervorrichtung. Die Druckplatten sind 12 mm dick, sodass eine Klemmlänge von  $5d$  (50 mm) vorliegt, welche je nach Versuchskonfiguration durch mitverspannte Aluminiumbauteile erhöht wird. Der Ringkraftsensor bietet bei einer Nennkraft von 50 kN eine Genauigkeit von 0,5 % sowie eine Temperaturkompensierung, sodass Auslagerungsversuche bei Temperaturen von bis zu  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  durchgeführt werden können.

## Vorspannkraftmessung mit DMS-Schraube

Für ausgewählte SV soll das Vorspannkraftsignal mithilfe von DMS-Schrauben kontinuierlich aufgezeichnet werden. Während im Kraftfluss mitverspannte Kraftmessringe die Nachgiebigkeit des Systems stark beeinflussen, wird diese bei der Vorspannkraftermittlung mittels DMS-Schraube nur minimal verändert. Abhängig von der Versuchstemperatur werden zur Messung der VKR axial belasteter SV in dieser Arbeit DMS-Schrauben mit Innen- bzw. Außenapplikation hergestellt, wie Abbildung 21 zeigt.



**Abbildung 21:** Detailansicht der DMS-Schrauben mit Innenapplizierung (links; Bildquelle [169]) und Außenapplizierung (rechts; eigene Darstellung)

Zur Untersuchung der Setzkraftverluste nach Montage bei Raumtemperatur werden DMS-Schrauben hergestellt, bei denen der DMS in einer zentrischen Bohrung appliziert wird (siehe Abbildung 21 links). Der verwendete DMS (Modell BTMC-1-D16-003LE der Firma Tokyo Sokki Kenkyujo) ist auf einem Trägerröhrchen befestigt, welches zusammen mit dem DMS in die Bohrung der Schraube eingebracht wird. Die Bohrung wird zuvor mit einem Klebstoff (Einkomponenten-Cyanoacrylat) befüllt. Die Aushärtung des Klebstoffs erfolgt bei Raumtemperatur für 24 h (Herstellerangaben). Das Messprinzip beruht auf der Wheatstoneschen Brückenschaltung. Die Kalibrierung der DMS-Schraube erfolgt querkräftfrei an einem Kalibrierprüfstand (Aufnahme von 8 Stützstellen). Die Einstellung der Montagevorspann-

kraft erfolgt mit einer maximalen Abweichung von  $\pm 3\%$ , die Signaldrift liegt bei weniger als  $1,5\%$  der Montagevorspannkraft für den untersuchten Messzeitraum [73]. Bei allen Kalibrier- und Voruntersuchungen der DMS-Schrauben wurde darauf geachtet, dass der bei den Setzkraftverlustuntersuchungen gepaarte Bereich des Schraubengewindes nicht belastet wird, um etwaige Einebnungen nicht vorwegzunehmen.

Für die kontinuierliche Messung der VKR bei erhöhten Temperaturen bis  $150\text{ °C}$  können die innenapplizierten DMS nicht verwendet werden, da der Gebrauchstemperaturbereich des DMS laut Herstellerangaben bei maximal  $80\text{ °C}$  liegt. Die Applizierung der DMS erfolgt daher an einer auf den Kerndurchmesser abgedrehten Schraube (siehe Abbildung 21 rechts). Zur Realisierung der Vollbrückenschaltung werden auf die Schraube zwei  $90^\circ$  T-Rosetten (Typ N5K-06-S5045H-10C/DG/E5 der Firma Vishay Precision Group) aufgebracht, sodass in axialer sowie lateraler Richtung jeweils zwei DMS vorhanden sind. Die Kalibrierung der Schrauben erfolgt analog zu den DMS-Schrauben mit Innenapplizierung (9 Stützstellen von  $0\text{ kN}$  bis  $40\text{ kN}$  in  $5\text{ kN}$  Schritten). Zusätzlich erfahren die DMS-Schrauben eine thermische Konditionierung, um die Signaldrift zu minimieren [71].

## 4.4 Diskontinuierliche Vorspannkraftrelaxationsmessung

### Messmittel, Versuchsführung und Stichprobenumfang

Als Messmittel zur Erfassung der Schraubenlänge  $L_S$  dient die digitale Bügelmessschraube Digimatic der Firma Mitutoyo (Spitzenwinkel  $15^\circ$ , Spitzenradius  $0,3\text{ mm}$ ). Das Messmittel verfügt über eine Anzeigeauflösung von  $1\text{ }\mu\text{m}$  und weist bei dem in dieser Arbeit verwendeten Messbereich ( $95,798\text{ mm}$  bis  $97,902\text{ mm}$ ) eine maximale Messabweichung von  $1,11 \pm 0,49\text{ }\mu\text{m}$  auf (Kalibrierung durch Hersteller). Alle Messungen finden in einem klimatisierten Labor bei Raumtemperatur (ca.  $20\text{ °C} \pm 1\text{ °C}$ ) statt. Die Ankopplung der Messspitzen an die Schraube erfolgt mit einer Messkraft von  $5$  bis  $10\text{ N}$  (Herstellerangaben [129]), sodass keine nennenswerten Einebnungen der Ankopplungsflächen durch die Zustellung der Messspitzen erfolgt. Die Ankopplungsstellen der Schraube sind verdichtet und an die Form der Messspitzengeometrie angepasst.

Der Ablauf der diskontinuierlichen Vorspannkraftrelaxationsmessung kann in die Hauptschritte Probenvorbereitung, Montage, Auslagerung bei Raumtemperatur und erhöhter Temperatur sowie Demontage unterteilt werden.

Im ersten Schritt erfolgt die Probenvorbereitung von Schraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil. Jede Schraube wird zunächst von Fertigungsrückständen (wie z.B. Grate an den Ankopplungsstellen) befreit und auf Schlagstellen untersucht. Anschließend werden für jede Schraube das Kraft-Verformungsverhalten sowie die Qualität der Ankopplungsstellen geprüft. Dazu wird jede Schraube mit einem Ringkraftsensor (Typ RKS01 der Firma Haehne) auf die für den jeweiligen Versuch vorgesehene Zielvorspannkraft  $F_M$  verspannt. Als Gegenlage dient eine Stahlplatte mit Gewindebohrungen. Durch Differenzmessung von Ausgangs- und Montagelänge ( $L_{S0}$ ;  $L_{SM}$ ) der Schraube ist die Montagelängung  $\Delta l_{SM}$  bekannt und kann mit den zuvor erstellten Kalibrierkurven abgeglichen werden.

$$\Delta l_{SM} = L_{SM} - L_{S0} \quad (10)$$

Durch das erstmalige Verspannen der Schraube werden Schlagstellen im Gewinde eingeebnet, sodass Beschädigungen des in den Relaxationsuntersuchungen eingesetzten Muttergewindes aus Aluminium vermieden werden. Zu jedem Messzeitpunkt werden fünf Messpunkte erhoben, um sicherzustellen, dass eine wiederholgenaue Ankopplung gewährleistet ist. Erfahrungsgemäß liegt die Abweichung zwischen den Messungen bei ca.  $\pm 1 \mu\text{m}$ . Abschließend werden Klemmteil sowie Mutterbauteil noch mit Druckluft gesäubert sowie von Fertigungsrückständen (z.B. Schneidöl in den Sacklochbohrungen) befreit. Um eine möglichst exakte Nullmessung zu ermöglichen, werden die Schrauben für 24 h in einer Klimakammer (Typ IPP30plus der Firma Memmert) auf die Prüftemperatur von 20 °C gebracht.

Nach erfolgreicher Probenvorbereitung kann die SV montiert werden. Dazu werden Klemmteil und Mutterbauteil verdrehsicher in einem Schraubstock verspannt. Die Aufbringung des Montagemoments erfolgt kopfseitig an der Schraube mit Hilfe eines Drehmomentschlüssels. Da die Aufbringung der Vorspannkraft längengesteuert und manuell erfolgt, sind oft mehrere Zwischenmessungen der Schraubenlängenänderung notwendig, bis die gewünschte Montagelängung  $\Delta l_{SM}$  bzw. Montagevorspannkraft  $F_M$  eingestellt ist.

Nach der Montage wird die SV zunächst für 48 h bei 20 °C ausgelagert (Auslagerungszeit  $t_A = -48 \text{ h} \dots 0 \text{ h}$ ) und anschließend vermessen, um etwaige Setzkraftverluste ermitteln zu können. Aufgrund des stufenweisen Anzugs ist jedoch damit

zu rechnen, dass während der Vorspannkrafteinstellung bereits Setzkraftverluste auftreten, die nicht erfasst werden. Der Setzkrafteinfluss wird daher in zusätzlichen Untersuchungen mittels kontinuierlicher Vorspannkraftmessung bestimmt (siehe Kapitel 5.2.5). Nachfolgend wird die SV bei der jeweiligen Auslagerungstemperatur  $T_A$  über eine Gesamtauslagerungszeit von  $t_A = 1000$  h ausgelagert. Die Wahl der maximalen Auslagerungszeit erfolgt in Anlehnung an vorangegangene Arbeiten auf dem Gebiet der VKR [10, 55, 81]. Zu diskreten Zeitpunkten (nach 1 h, 24 h, 48 h, 130 h, 500 h und 1000 h Auslagerung) wird die SV dem Ofen entnommen und bei  $T = 20$  °C in der Klimakammer für mindestens 12 h auf die Prüftemperatur abgekühlt. Die Längenmessung der Schraube erfolgt im Anschluss bei Raumtemperatur ( $T = 20$  °C). Die Längenänderung der Schraube zum Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  ergibt sich aus der Differenz zwischen absoluter Schraubenlänge  $L_S$  zum Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  und absoluter Ausgangslänge  $L_{S0}$ .

$$\Delta l_{S\text{ges}}(t_A) = L_S(t_A) - L_{S0} \quad (11)$$

Der letzte Schritt der Versuchsführung ist die Demontage der SV. Nach der letzten Messung bei  $t_A = 1000$  h wird die Schraube kopfseitig mittels Drehmomentschlüssel demontiert und die Länge der Schraube in diesem Zustand erneut vermessen. Aus der Ausgangslänge vor Verspannen  $L_{S0}$  und der Länge nach Demontage  $L_{S1000}$  ergibt sich die plastische Schraubenlängung  $\Delta l_{S\text{pl}}$ , wie Gleichung (12) zeigt. Diese spielt für die Auswertung der Vorspannkraftrelaxationsversuche eine wichtige Rolle, da eine Plastifizierung der Schraube (nach Montage) zu einer Vorspannkraftabnahme führt.

$$\Delta l_{S\text{pl}} = L_{S1000} - L_{S0} \quad (12)$$

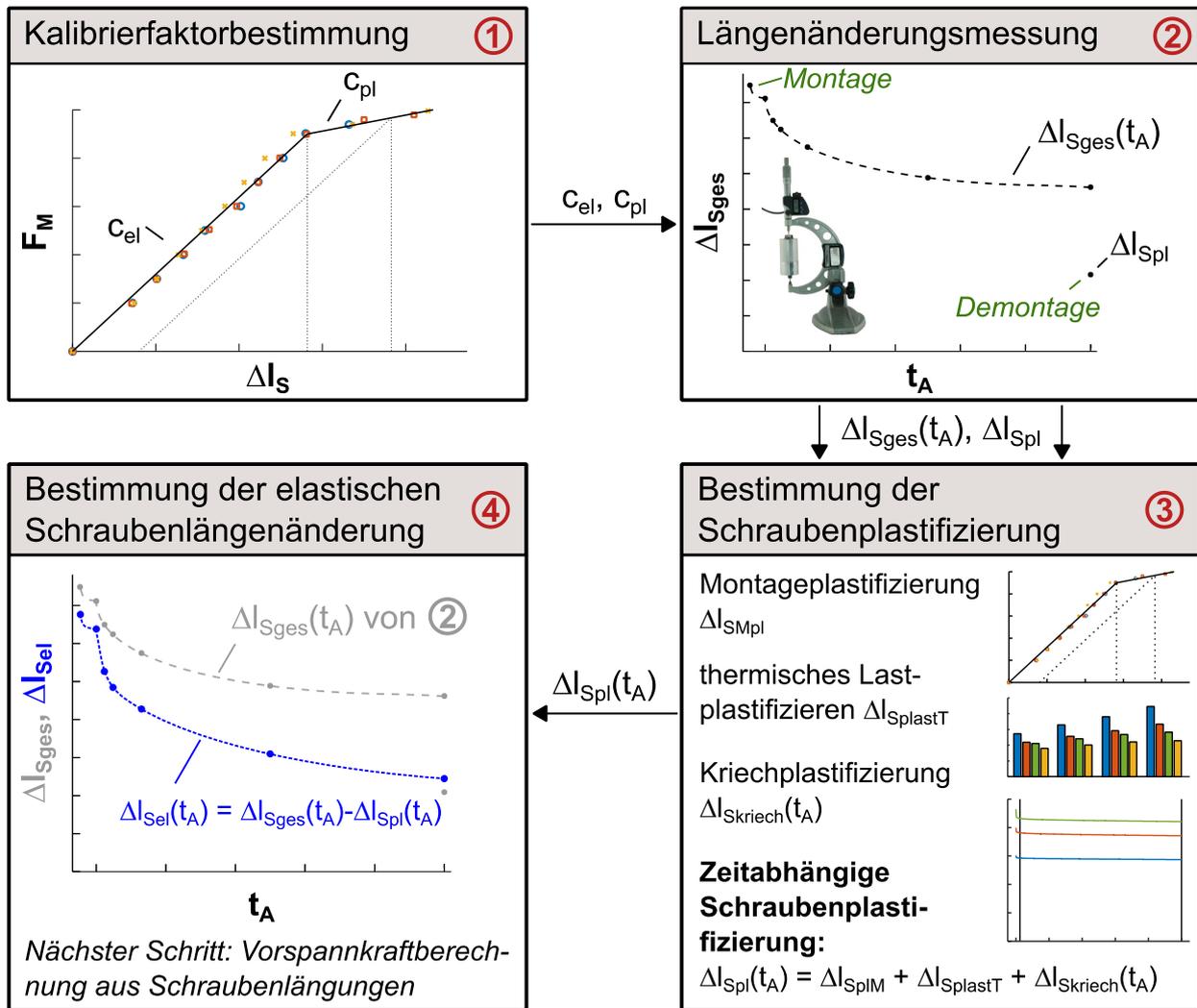
Da eine unterschiedlich hohe Sensitivität der untersuchten Einflussparameter zu erwarten ist, ist eine vollfaktorielle Versuchsplanung ineffektiv. Aufgrund nichtlinearer Wirkmechanismen (wie z.B. dem temperatur- und spannungsabhängigen Werkstoffkriechen) sind Methoden der statistischen Versuchsplanung ebenfalls ungeeignet. Durch die Wahl einer erhöhten Anzahl an Parameterausprägungen (beispielsweise Einschraubtiefenvariation in 0,5d Schritten von 1,5d bis 3d) ist ein Querabgleich mit anderen Messungen immer möglich, sodass ein Stichprobenumfang von  $N = 3$  ausreichend ist und eine hohe Validität hinsichtlich der Ergebnissicherheit bietet. Die Bewertung der Versuchsergebnisse über parametergebundene statische Tests [152], wie z.B. dem t-Test, dem F-Test oder dem Chi-Quadrat-Test, ist bei  $N = 3$  jedoch nicht möglich.

## Versuchsauswertung

Die Versuchsauswertung kann in vier Hauptschritte eingeteilt werden, wie Abbildung 22 zeigt. Zunächst müssen die verbindungsspezifischen Kalibrierfaktoren ( $c_{el}$ ,  $c_{pl}$ ) bestimmt werden, die einen Zusammenhang zwischen Schraubenlänge und Vorspannkraft herstellen. In dieser Arbeit wird ein bilinearer Ansatz zur Beschreibung des Kraft-Verformungsverhaltens der SV verwendet, um etwaige Streckgrenzüberschreitungen berücksichtigen zu können. Im nächsten Schritt wird die Modellverbindung längengesteuert ( $\Delta l_{SM}$ ) auf die gewünschte Montagevorspannkraft  $F_M$  verspannt und die Schraubenlänge wie zuvor beschrieben zu diskreten Zeitpunkten des Versuchs ( $\Delta l_{Sges}(t_A)$ ) sowie nach Demontage am Ende des Versuchs ( $\Delta l_{Spl}$ ) bei RT gemessen. Die so erfasste Schraubenlänge  $\Delta l_{Sges}(t_A)$  enthält sowohl elastische als auch plastische Anteile. Da lediglich der elastische Anteil der Schraubenlänge die Vorspannkraft in der SV erzeugt, müssen etwaig auftretende plastische Verformungen der Schraube  $\Delta l_{Spl}(t_A)$  identifiziert und berücksichtigt werden. Plastifizierungen der Schraube treten aufgrund einer überelastischen Montage, dem thermischen Lastplastifizieren sowie Kriechen auf. Die elastische Schraubenlänge  $\Delta l_{Sei}(t_A)$  wird im letzten Schritt schließlich aus der Differenz zwischen Gesamtlänge der Schraube und Schraubenplastifizierung berechnet. Mithilfe des Kalibrierfaktors können die Schraubenlängen in Vorspannkraft überführt werden. Die Beschreibung der Ergebnisdarstellung erfolgt am Ende dieses Kapitels. Zunächst soll das zuvor gezeigte Auswertungsschema im Detail erläutert werden.

Die Kalibrierfaktoren werden experimentell anhand des Kraft-Verformungsverhaltens der Verbindung ermittelt. Dazu wird die Schraube mit einer Kraftmessdose (Ringkraftsensor Typ RKS01 der Firma Haehe) verspannt. Der Kraftangriff erfolgt am Schraubenkopf. Die Kalibrierfaktorermittlung erfolgt in Abhängigkeit der Verbindungsparameter (Klemmlänge, Einschraubtiefe, Werkstoff). Abbildung 23 zeigt beispielhaft das Kraft-Verformungsverhalten der M10 Schraube des Werkstoffs 23MnB3 (Festigkeitsklasse 10.9) bei einer Klemmlänge von  $l_k = 5d$  und einer Aluminiummutter mit der Einschraubtiefe  $m_{ges} = 3d$ . Die Messung der Schraubenlänge erfolgt bei diskreten Vorspannkraftniveaus und wird mit drei Schrauben wiederholt. Die Messergebnisse sind aufgrund schwankender Reibungszahlen streuungsbehaftet. Für den (ideal) elastischen und überelastischen Bereich (Knickpunkt bei ca. 47 kN) wird jeweils eine Regressionsgerade gebildet, sodass

sich ein bilinearer Ansatz zur Transformation der Schraubenlänge in eine Vorspannkraft ergibt.



**Abbildung 22: Schema der Auswertung der diskontinuierlichen Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen**

Der (ideal) elastische Verformungsbereich kann mit dem Kalibrierfaktor  $c_{el}$  (Einheit kN/mm; entspricht Geradensteigung) beschrieben werden und ist bis zur Streckgrenze des Schraubenwerkstoffs ( $\Delta l_{SM} < \Delta l_{SMGrenz}$ ) gültig. Der überelastische Verformungsbereich ( $\Delta l_{SM} > \Delta l_{SMGrenz}$ ) wird für die Berechnung ebenfalls als linear angenommen und wird mit dem Kalibrierfaktor  $c_{pl}$  beschrieben. Der letzte Teil der Kraft-Verformungskurve bis zum Bruch (hier nicht dargestellt) spielt für die Untersuchung keine Rolle und wird daher an dieser Stelle nicht aufgeführt. Durch die experimentelle Bestimmung der Kraft-Verformungskurve kann somit eine Längenänderung der Schraube  $\Delta l_{Sges}$  in eine Vorspannkraftsänderung  $\Delta F_V$  umgerechnet werden. Es wird unterstellt, dass sich das Kraft-Verformungsverhalten während bzw. nach der Auslagerung nicht verändert (gestrichelte Linie). Anzumerken ist, dass aufgrund der Überlagerung von Normal- und Schubspannungen

durch die Montage eine geringere Vorspannkraft zu erreichen ist als im reinen Zugversuch. Der von der Reibungszahl abhängige Schubspannungsanteil im Gewinde erhöht die Vergleichsspannung, wodurch die Fließgrenze unter kombinierter Beanspruchung früher erreicht wird. Da das Fließen hier bereits ab einer Montagevorspannkraft von ca. 47 kN beginnt, während im Zugversuch der Fließbeginn erst bei einer Axialkraft von ca. 58,5 kN eintritt (siehe Abbildung 42), kann auf hohe Reibungszahlen geschlossen werden.

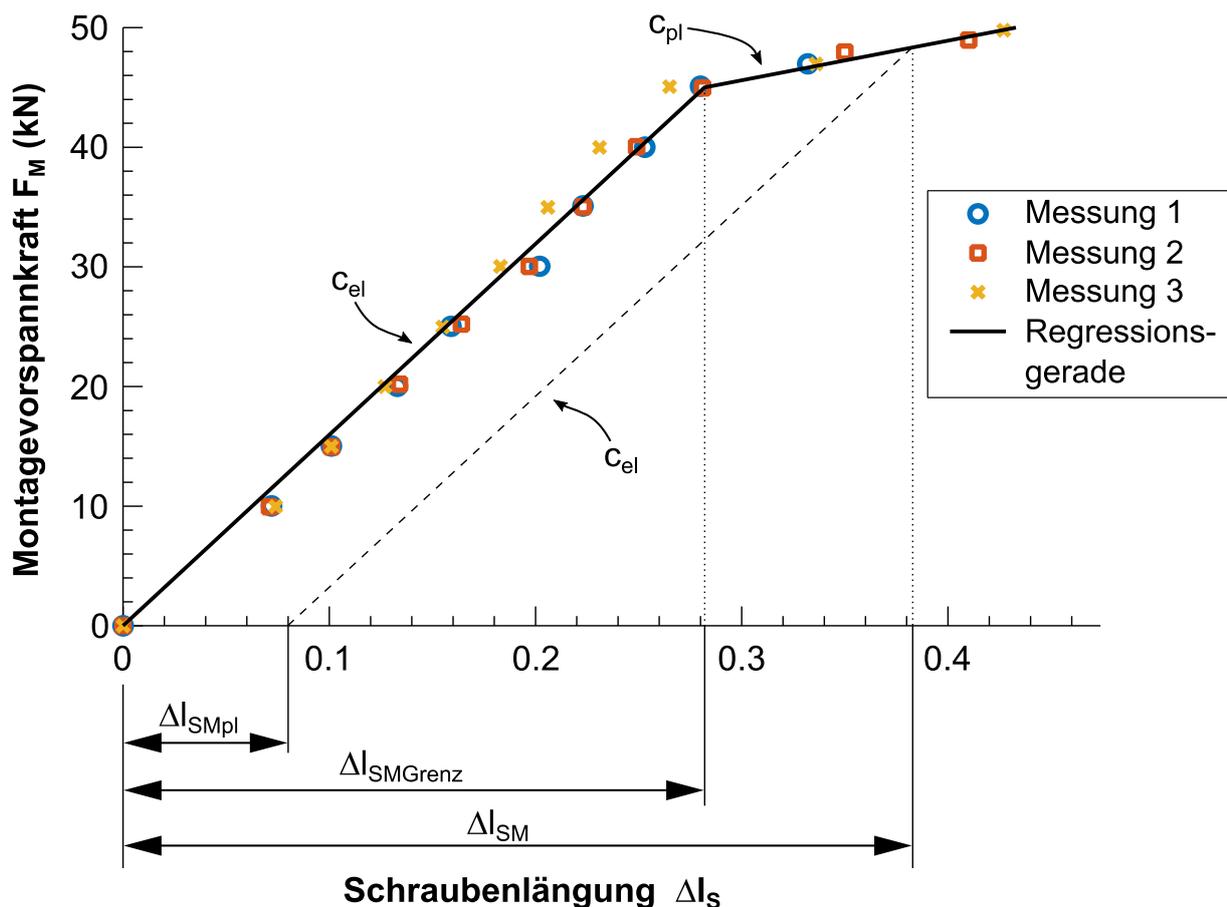


Abbildung 23: Beispielmessung der Kraft-Verformungskurve einer Schraube und Überführung in bilineares Berechnungsmodell

Wie zuvor beschrieben wird die Längenänderung der Schraube  $\Delta l_{Sges}(t_A)$  zu diskreten Zeitpunkten  $t_A$  im Verlauf des Versuchs bei Raumtemperatur gemessen. Durch Auftragung der gemessenen Schraubenlängenänderung  $\Delta l_{Sges}$  über der Zeit  $t_A$  ergibt sich der in Abbildung 24 gezeigte schematische Verlauf der Messpunkte (schwarze Rauten), welche zu Zwecken der Veranschaulichung durch eine Kurve miteinander verbunden sind (schwarze gestrichelte Linie).

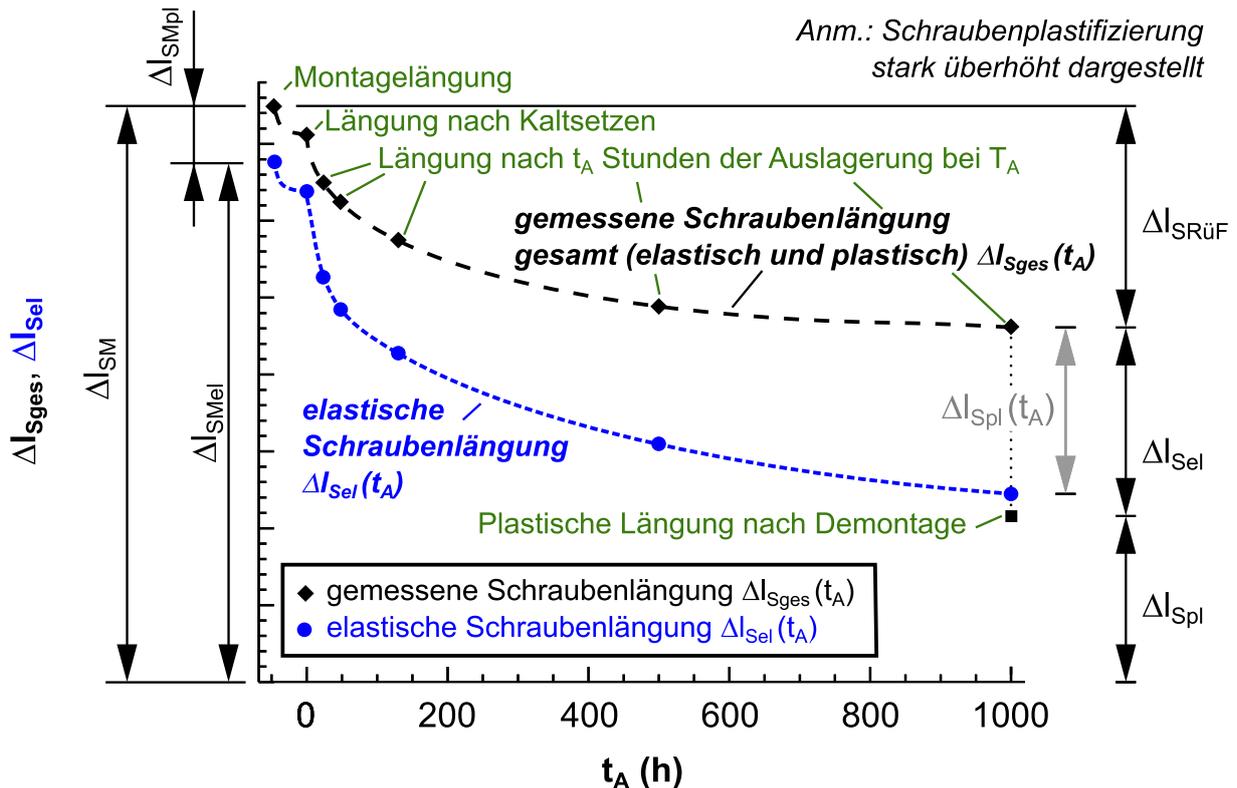


Abbildung 24: Schematische Darstellung der Versuchsauswertung (Überführung der gemessenen Schraubengesamtlänge in elastische Schraubengesamtlänge) für den Fall einer überelastischen Montage sowie auftretende Plastifizierungen durch Auslagerung

Der erste Messpunkt (schwarze Raute bei  $t_A = -48$  h) in Abbildung 24 stellt die Montagelänge  $\Delta l_{SM}$  dar, welche in dem hier gezeigten Fall einer überelastischen Montage aus einem elastischen Anteil  $\Delta l_{SMel}$  und einem plastischen Anteil  $\Delta l_{SMpl}$  besteht (siehe auch Ordinate in Abbildung 24):

$$\Delta l_{SM} = \Delta l_{SMel} + \Delta l_{SMpl} \quad (13)$$

Die Höhe dieser plastischen Schraubengesamtlänge durch überelastische Montage  $\Delta l_{SMpl}$  ist streuungsbehaftet (aufgrund unterschiedlicher Reibungsverhältnisse, lokaler Plastifizierungen, etc.) und somit nicht exakt bekannt. Eine hinreichend genaue Abschätzung der Korrelation zwischen (elastischer) Schraubengesamtlänge  $\Delta l_{SM}$  ( $\Delta l_{SMel}$ ) und vorhandener Montagevorspannkraft  $F_M$  ist jedoch durch die experimentell ermittelten Kraft-Verformungskurven (siehe Abbildung 23) möglich, wodurch auch der Anteil der plastischen Schraubengesamtlängenänderung bei Montage  $\Delta l_{SMpl}$  abgeschätzt werden kann, wie Gleichung (14) zeigt.

$$\Delta l_{SMpl} = (\Delta l_{SM} - \Delta l_{SMGrenz}) \cdot \left(1 - \frac{c_{pl}}{c_{el}}\right) \quad (14)$$

Diese Plastifizierung wirkt sich nicht vorspannkraftmindernd auf die SV aus. Bei einer elastischen Montage ist die Schraubenplastifizierung durch Montage vernachlässigbar gering ( $\Delta l_{SMpl} \approx 0$ ), sodass  $\Delta l_{SM} = \Delta l_{SMel}$  gilt.

Innerhalb der ersten 48 h des Versuchs ( $t_A = -48 \text{ h} \dots 0 \text{ h}$ ) führen Setzeffekte (Werkstofffließen, Einebnungen der Kontaktflächen im Gewindekontakt, unter Kopf sowie in den Trennfugen) zu einem Vorspannkraftverlust durch Kaltsetzen  $F_Z$ . Aufgrund des in der SV herrschenden Kraft-Verformungsgleichgewichts führt der Setzkraftverlust  $F_Z$  zu einer messbaren Rückfederung der Schraube  $\Delta l_{SRüF}$  (schwarze Raute bei  $t_A = 0 \text{ h}$  in Abbildung 24). Durch die anschließende Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h}$  bis 1000 h) bei der Auslagerungstemperatur  $T_A$  verliert die SV aufgrund von Kriechplastifizierungen des Klemmteils und Mutterbauteils weiterhin an Vorspannkraft, was zu weiteren messbaren Rückfederungen  $\Delta l_{SRüF}$  der Schraube führt. Die Rückfederung der Schraube  $\Delta l_{SRüF}(t_A)$  ergibt sich aus der Differenz der Schraubenlänge  $\Delta l_{Sges}(t_A)$  zum Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  zur Montagelänge  $\Delta l_{SM}$ :

$$\Delta l_{SRüF}(t_A) = \Delta l_{SM} - \Delta l_{Sges}(t_A) \quad (15)$$

Nach Versuchsende (in dieser Arbeit bei  $t_A = 1000 \text{ h}$ ) wird die SV demontiert und erneut vermessen, um die etwaige Höhe der Schraubenplastifizierung  $\Delta l_{Spl}$  zu erfassen (schwarzes Quadrat bei  $t_A = 1000 \text{ h}$  in Abbildung 24). Neben der bereits beschriebenen Schraubenplastifizierung bei überelastischer Montage  $\Delta l_{SMpl}$  (siehe Gleichung (14)) kann die Schraube im Betrieb zusätzliche Plastifizierungen erfahren, welche sich vorspannkraftmindernd auf die Verbindung auswirken, wie in Kapitel 2.2.2 detailliert beschrieben. Dazu gehören zum einen die zügig auftretenden Plastifizierungen bei Überschreiten der Streckgrenze durch eine thermische Last  $\Delta l_{SplastT}$  (Lastplastifizieren) und zum anderen das zeitabhängige Kriechen der Schraube  $\Delta l_{Skriech}(t_A)$ . Die Schraubenplastifizierung zum Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  setzt sich demnach aus den Einzelbeiträgen der Gleichung (16) zusammen, welche nachfolgend näher beschrieben werden.

$$\Delta l_{Spl}(t_A) = \Delta l_{SMpl} + \underbrace{\Delta l_{SplastT} + \Delta l_{Skriech}(t_A)}_{\downarrow F_V} \quad (16)$$

Ist der Wärmeausdehnungskoeffizient des verspannten Bauteils größer als der der Schraube, kommt es bei Temperaturerhöhung zu einem Vorspannkraftanstieg  $\Delta F_{Vth}$ , der eine Schraubenplastifizierung zur Folge haben kann, sofern die (Warm-)Streckgrenze der Schraube überschritten wird. Temperaturunterschiede zwischen den Verbindungspartnern während des Aufheizens verstärken den Ef-

fekt. Die Schraubenplastifizierung aufgrund des Temperaturanstiegs  $\Delta l_{\text{Splast}T}$  geht als Summand in die Gleichung mit ein und tritt zügig bei Streckgrenzüberschreitung auf. Abbildung 25 zeigt beispielhaft die temperaturbedingte Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{\text{Vth}}$  (siehe Gleichung (5)) für eine SV, bestehend aus einer Stahlschraube und Klemm- bzw. Muttergewindebauteilen aus Aluminium, für verschiedene Verbindungsgeometrien (Variation von Klemmteilaußendurchmesser  $D_A$  und Klemmlänge  $l_k$ ) und Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  bei einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 47$  kN.

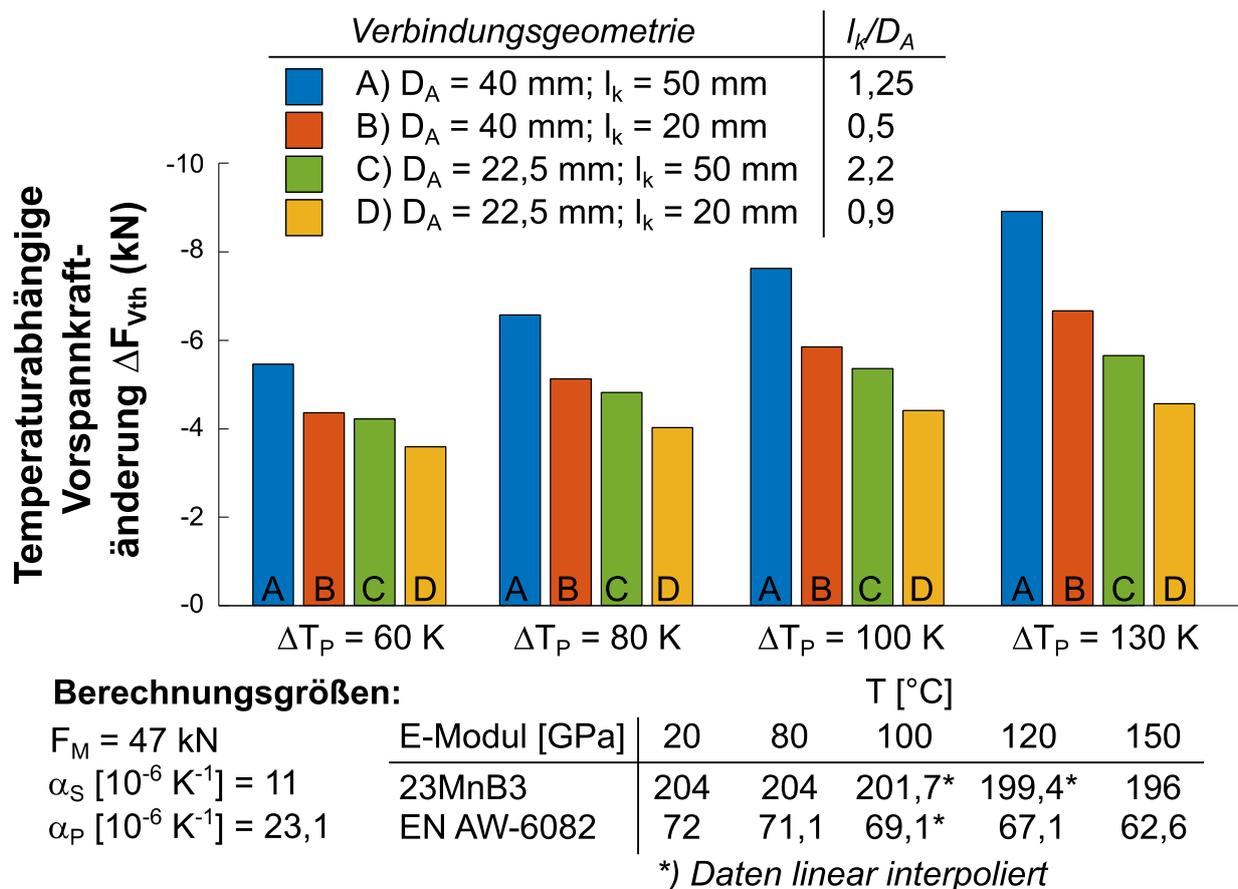


Abbildung 25: Analytisch berechnete Vorspannkrafterhöhung durch Temperatur  $\Delta F_{\text{Vth}}$  nach VDI-Richtlinie 2230 [206] (Werkstoffdaten aus [55])

In der analytischen Betrachtung zeigt sich, dass Klemmteile mit großem Außendurchmesser und großer Klemmlänge die höchste temperaturbedingte Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{\text{Vth}}$  erfahren. Wird zusätzlich davon ausgegangen, dass die Schraubentemperatur  $\Delta T_S$  der Temperatur des Klemmteils  $\Delta T_P$  zeitlich nachläuft, fällt die temperaturbedingte Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{\text{Vth}}$  größer aus (siehe auch [10]). Wie in den Untersuchungsergebnissen dieser Arbeit zu sehen sein wird, beeinflusst die Verbindungsgeometrie die Höhe des Lastplastifizierens (Verbin-

dungsgeometrie A weist beispielsweise höhere Vorspannkraftverluste durch Lastplastifizieren der Schraube auf als Verbindungsgeometrie B).

Abbildung 26 (oben) zeigt den mit Thermoelementen gemessenen Temperaturverlauf verschiedener Messstellen an Klemmteil (eingelassene Bohrungen unterschiedlicher Tiefe in Längs- und Querrichtung) und Schraube bei einer sprungartigen Temperaturbelastung von  $T = 20\text{ °C}$  auf  $T = 150\text{ °C}$  der geometrischen Standardkonfiguration (siehe Kapitel 4.1). Abbildung 26 (unten) zeigt die maximale Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur der Schraube (Referenz) und den über das Klemmteil verteilten Messstellen. Für die untersuchte Probengeometrie ist nur eine sehr geringe maximale Temperaturdifferenz ( $\Delta T < 4\text{ K}$ ) zwischen Klemmteil und Schraube nachzuweisen, sodass für die Berechnung der thermischen Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  von einer homogenen Temperaturverteilung ausgegangen werden kann. Darüber hinaus zeigt die Messung, dass die SV zum ersten Messzeitpunkt der diskontinuierlichen Versuche ( $t_A = 1\text{ h}$ ) vollständig durchgewärmt ist.

Für die Berechnung der Schraubenplastifizierung aufgrund des Temperaturanstiegs  $\Delta l_{SplastT}$  wird in dieser Arbeit die Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  mithilfe des Kalibrierfaktors  $c_{el}$  in eine Längenänderung  $\Delta l_{StH}$  umgerechnet (Gleichung 15) und anschließend der Montagelängung  $\Delta l_{SM}$  zugeschlagen. Wird die Elastizitätsgrenze durch die Vorspannkrafterhöhung überschritten ( $\Delta l_{SM} + \Delta l_{StH} > \Delta l_{SMGrenz}$ ), entsteht die mit Gleichung (18) zu berechnende Schraubenplastifizierung durch thermische Last. Die Schraubenlänge  $\Delta l_{Sges}$  wird ab der ersten Auslagerungsstunde ( $t_A = 1\text{ h}$ ) in voller Höhe um die temperaturbedingte Schraubenplastifizierung  $\Delta l_{SplastT}$  korrigiert.

$$\Delta l_{StH} = \Delta F_{Vth} / c_{el} \quad (17)$$

$$\Delta l_{SplastT} = \max(0; (\Delta l_{SM} + \Delta l_{StH} - \Delta l_{SMGrenz}) \cdot \left(1 - \frac{c_{pl}}{c_{el}}\right) - \Delta l_{SMpl}) \quad (18)$$

Zu bemerken ist, dass in der analytischen Betrachtung Plastifizierungen des Klemmteils (beispielsweise in der Kopfauflagenfläche) sowie des Mutterbauteils nur indirekt berücksichtigt werden. Bei Überschreiten der temperaturabhängigen Grenzflächenpressung kann es hier zu Plastifizierungen kommen, die die Höhe

der temperaturbedingten Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  limitieren. Diese äußern sich jedoch in einem Rückgang der elastischen Schraubenlänge.

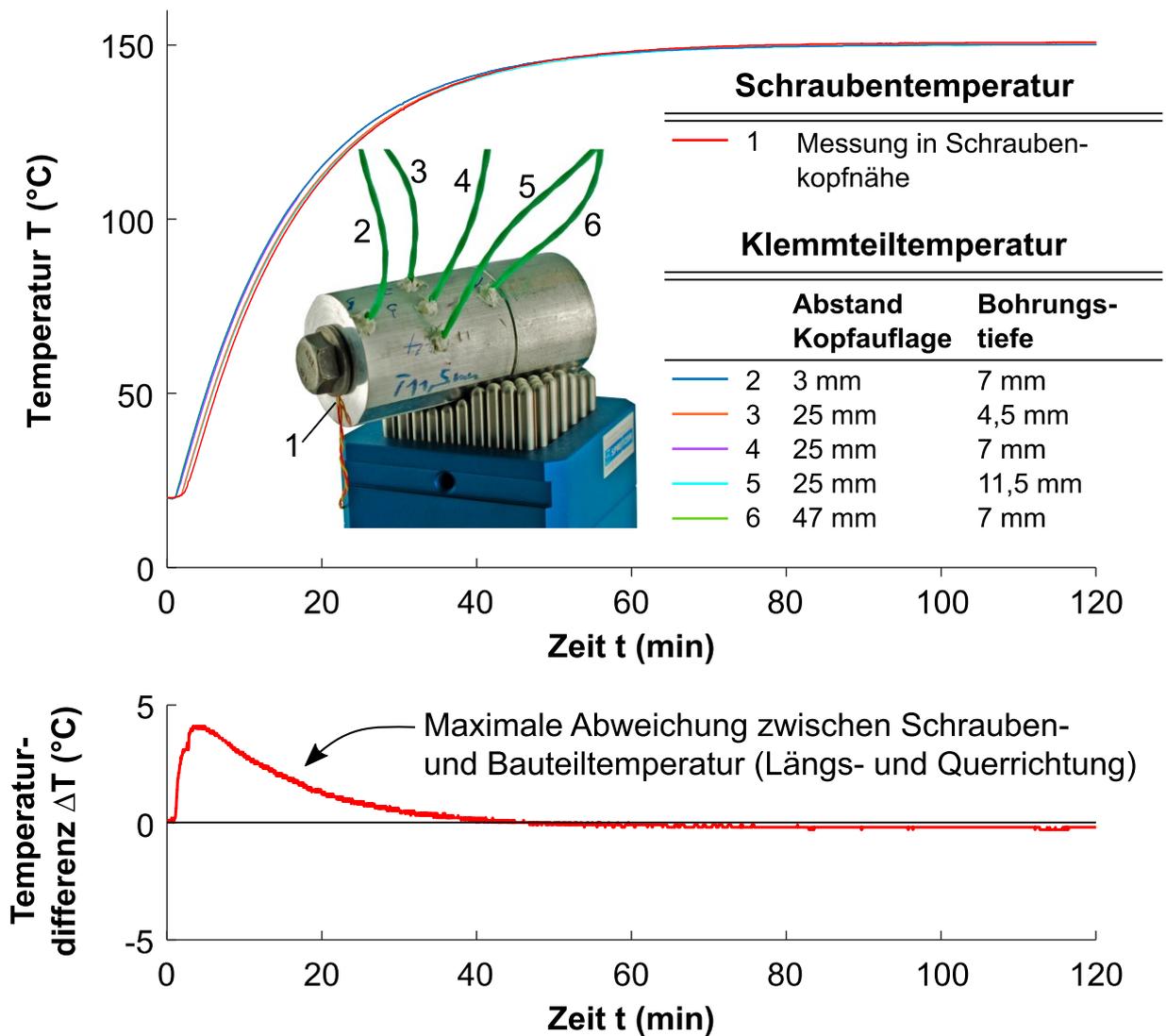


Abbildung 26: Experimentell ermittelte Temperatur von Schraube und verspanntem Klemmteil über der Zeit

Der letzte Einzelbeitrag der Gleichung (16) erfasst die Umwandlung von elastischer Schraubenlänge  $\Delta l_{Sel}$  in plastische Schraubenlänge durch Kriechen  $\Delta l_{Skriech}$  der Schraube. Dieser Effekt besitzt eine ausgeprägte zeitliche Abhängigkeit. Da jedoch in den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit der Fokus der Forschung auf dem Relaxationsverhalten des Aluminiumklemm- und Muttergewindebauteils liegt, ist die Stahlschraube Auslagerungstemperaturen von maximal  $T_A = 150 \text{ °C}$  ausgesetzt (Ausnahme bilden die Untersuchungen des Schraubenwerkstoffs in Kapitel 5.2.7). Für den eingesetzten Schraubenwerkstoff 23MnB3 entspricht dies einer maximalen relativen Temperatur von ca.  $T/T_M = 0,25$ , weswegen von keinen nennenswerten Vorspannkraftverlusten durch Kriechen der

Schraube auszugehen ist (siehe auch [55]). Experimentelle Untersuchungen für die in dieser Arbeit verwendete Schraube (M10 - 10.9; Werkstoff 23MnB3) bestätigen, dass bei Montagevorspannkraften von  $F_M = 30$  kN, 40 kN und 47 kN nach anfänglichen Anpassungsvorgängen innerhalb der ersten 24 h der Auslagerung nur sehr geringe Vorspannkraftverluste durch Kriechen auftreten, wie Abbildung 27 zeigt. So zeigt die bei  $F_M = 47$  kN überelastisch verspannte SV lediglich einen Vorspannkraftverlust von ca. 1 kN im Auslagerungszeitraum  $t_A = 24$  h bis 1000 h, was ca. 25 % des Gesamtverlusts entspricht.

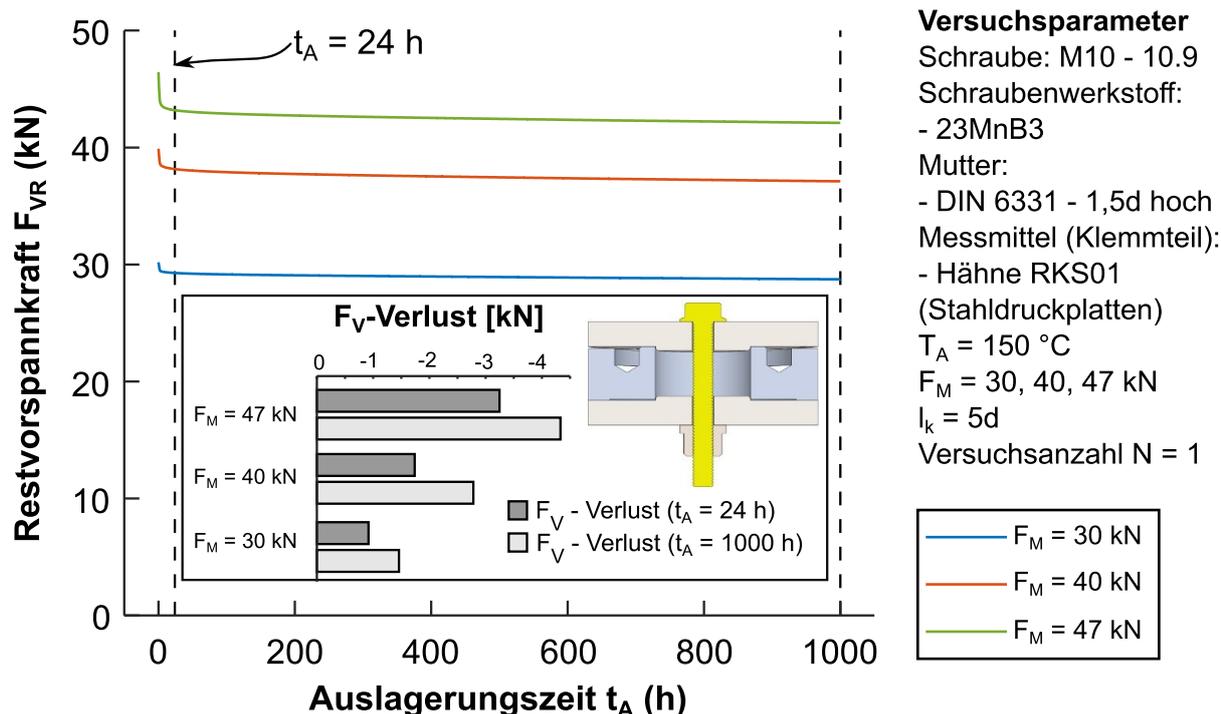


Abbildung 27: Vorspannkraft der Schraube (23MnB3) über  $t_A = 1000$  h der Auslagerung bei  $T_A = 150$  °C

Durch die vorangegangene Berechnung der Schraubenplastifizierung durch Montage  $\Delta l_{S_{Mpl}}$  und temperaturbedingte Vorspannkrafterhöhung  $\Delta l_{S_{plastT}}$  kann die Höhe der kriechbedingten Schraubenplastifizierung  $\Delta l_{Skriech}$  nach  $t_A = 1000$  h (zum Demontagezeitpunkt) durch Umstellen von Gleichung (16) berechnet werden:

$$\Delta l_{Skriech}(t_A = 1000h) = \Delta l_{S_{pl}}(t_A = 1000h) - \Delta l_{S_{Mpl}} - \Delta l_{S_{plastT}} \quad (19)$$

Aufgrund des geringen Einflusses des Vorspannkraftverlusts durch Kriechen der Schraube (siehe Abbildung 27) wird vereinfachend angenommen, dass 75 % der gemessenen kriechbedingten Schraubenplastifizierung innerhalb der ersten  $t_A = 24$  h auftreten und anschließend eine über der Zeit lineare Verteilung der

Plastifizierung vorliegt. Somit kann die Schraubenplastifizierung  $\Delta l_{\text{Spl}}$  zu jedem Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  hinreichend genau berechnet werden.

Die für die Berechnung der Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$  entscheidende vorhandene elastische Schraubenlängung  $\Delta l_{\text{Sel}}$  zum Auslagerungszeitpunkt  $t_A$  ergibt sich aus der Montagelängung  $\Delta l_{\text{SM}}$  abzüglich der Relaxationsvorgänge in Klemm- und Muttergewindebauteil  $\Delta l_{\text{SRüF}}(t_A)$  sowie der plastischen Schraubenlängung  $\Delta l_{\text{Spl}}(t_A)$ .

$$\Delta l_{\text{Sel}}(t_A) = \Delta l_{\text{SM}} - \Delta l_{\text{SRüF}}(t_A) - \Delta l_{\text{Spl}}(t_A) \quad (20)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (13) und (16) in (20) ergibt sich unter der Prämisse, dass die thermisch bedingte Plastifizierung  $\Delta l_{\text{SplastT}}$  nicht zeitabhängig ist:

$$\Delta l_{\text{Sel}}(t_A) = \Delta l_{\text{SMel}} - \Delta l_{\text{SRüF}}(t_A) - \Delta l_{\text{SplastT}} - \Delta l_{\text{Skriech}}(t_A) \quad (21)$$

Den Verlauf der elastische Schraubenlängenänderung zeigt die blaue durchgezogene Linie der Abbildung 24. Die verbleibende elastische Schraubenlängung  $\Delta l_{\text{Sel}}$  kann schließlich über das Kraft-Verformungsverhältnis in die Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$  umgerechnet werden.

## Ergebnisdarstellung

Die Ergebnisse der Reihenuntersuchungen zur Vorspannkraftrelaxation werden in verschiedenen Diagrammen vergleichend gegenübergestellt. Für die Darstellung des zeitlichen Verlaufs der Vorspannkraftrelaxation sind die Kenngrößen der Montagevorspannkraft  $F_M$  sowie der zeitabhängigen Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}(t_A)$  bzw. relativen Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}(t_A)/F_M$  relevant, welche mit Gleichungen (22) bis (24) berechnet werden.

$$F_M = \Delta l_{\text{SMel}} \cdot c_{\text{el}} \quad (22)$$

$$F_{\text{VR}}(t_A) = \Delta l_{\text{Sel}}(t_A) \cdot c_{\text{el}} \quad (23)$$

$$F_{\text{VR}}(t_A)/F_M = \Delta l_{\text{Sel}}(t_A)/\Delta l_{\text{SMel}} \quad (24)$$

Die Darstellung des Restvorspannkraftverlaufs der experimentellen Versuchsergebnisse in Kapitel 5 erfolgt relativ ( $F_{\text{VR}}(t_A)/F_M$ ), sofern alle dargestellten Versuche bei derselben Montagevorspannkraft  $F_M$  durchgeführt wurden. Wird die Montagevorspannkraft  $F_M$  variiert, erfolgt die Darstellung als absolute Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$  (kN). Abbildung 28 zeigt beispielhaft die beiden Darstellungsformen des Rest-

vorspannkraftverlaufs. Für eine bessere Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse werden die absoluten Montage- und Restvorspannkkräfte ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000$  h (siehe Zeitpunkt der Detailauswertung in Abbildung 28) zusätzlich in einem Balkendiagramm gegenübergestellt, wie Abbildung 29 links zeigt. Die Vorspannkraftrelaxationsverluste von Schraube bzw. Klemmteil und Mutter ( $\Delta F_{VrelaxS}$ ,  $\Delta F_{VrelaxKM}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000$  h werden ebenfalls in einem gestapelten Balkendiagramm visualisiert (siehe Abbildung 29 rechts) und mit nachfolgenden Gleichungen berechnet.

$$\Delta F_{VrelaxS} = (\Delta l_{SplastT} + \Delta l_{Skriech}) \cdot c_{el} \quad (25)$$

$$\Delta F_{VrelaxKM} = \Delta l_{SRüF} \cdot c_{el} \quad (26)$$

Die Summe der Vorspannkraftrelaxationsverluste aus Schraube bzw. Klemmteil und Muttergewindebauteil ( $\Delta F_{VrelaxS}$ ,  $\Delta F_{VrelaxKM}$ ) entspricht dem Gesamtvorspannkraftverlust  $\Delta F_{Vrelax}$  nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung.

### Darstellung des Restvorspannkraftverlaufs

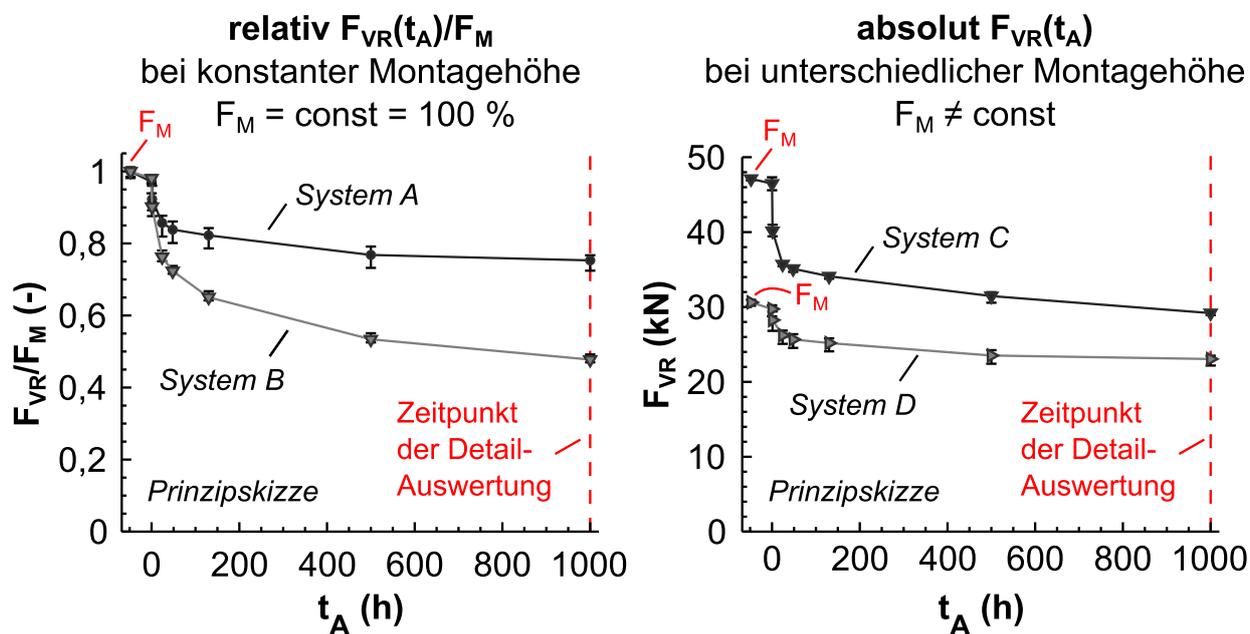


Abbildung 28: Beispielhafte Darstellung des Restvorspannkraftverlaufs. Links: Relativer Restvorspannkraftverlauf; Rechts: Absoluter Restvorspannkraftverlauf

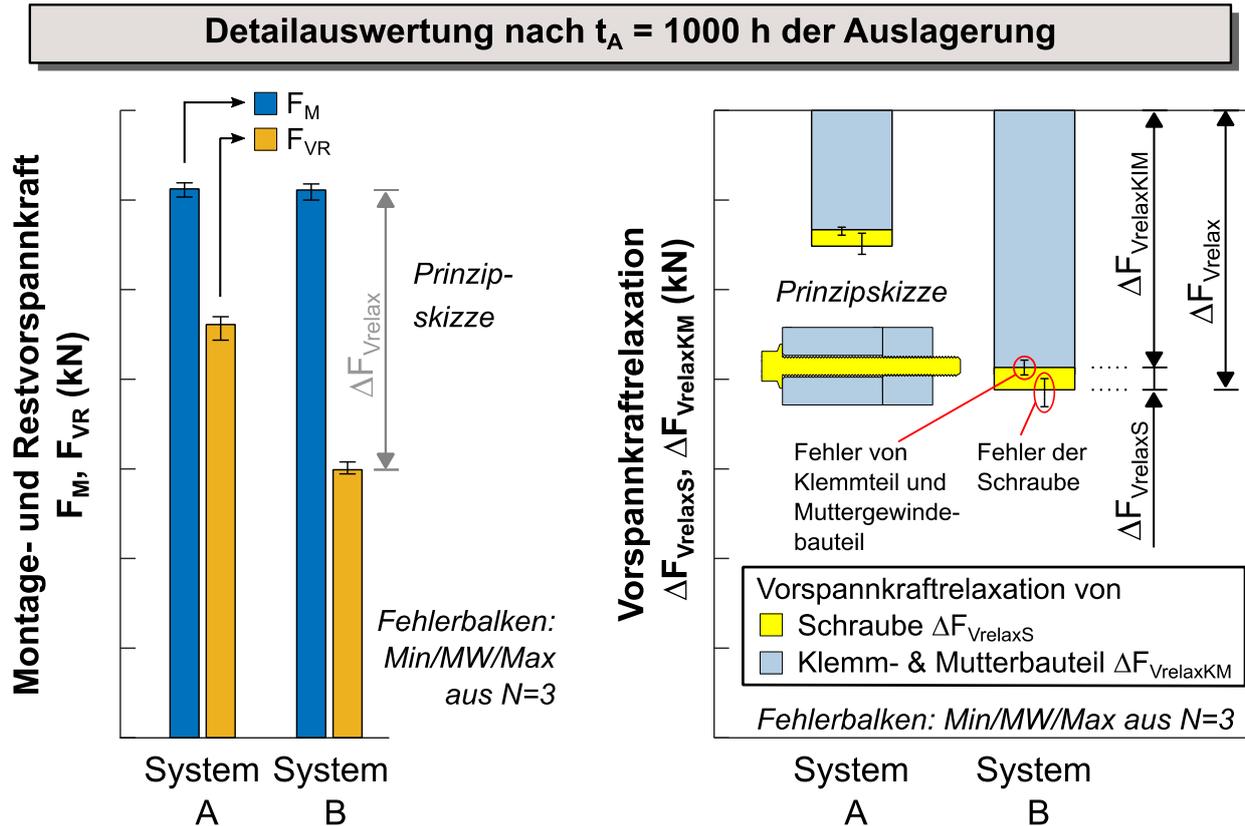


Abbildung 29: Definition der Ergebnisdarstellung. Links: Auswertung der absoluten Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ ). Rechts: Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  sowie von Klemm- und Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$

## Vergleich der diskontinuierlichen und kontinuierlichen Vorspannkraftmessung

Abbildung 30 zeigt zwei relative Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}/F_M$  identischer SV, welche kontinuierlich mittels HT-DMS Schraube (siehe Kapitel 4.3) sowie diskontinuierlich mittels Bügelmessschraube gemessen wurden. Die Verbindung wird zunächst für  $t_A = 48$  h bei Raumtemperatur und anschließend bei  $T_A = 120$  °C ausgelagert. Zu den Messzeitpunkten der diskontinuierlichen Messung wird die SV der kontinuierlichen Messung ebenfalls auf Raumtemperatur abgekühlt, um eine bessere Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen. Die kontinuierliche Messung zeigt den thermisch bedingten Vorspannkraftanstieg  $\Delta F_{Vth}$ , welcher näherungsweise mit der analytisch bestimmten Vorspannkraftzunahme (siehe Abbildung 25) übereinstimmt. Darüber hinaus zeigt die vergleichende Messung, dass die gewählten Stützstellen und Messmethodik der diskontinuierlichen Messung eine gute Beschreibung des Restvorspannkraftverlaufs erlauben.

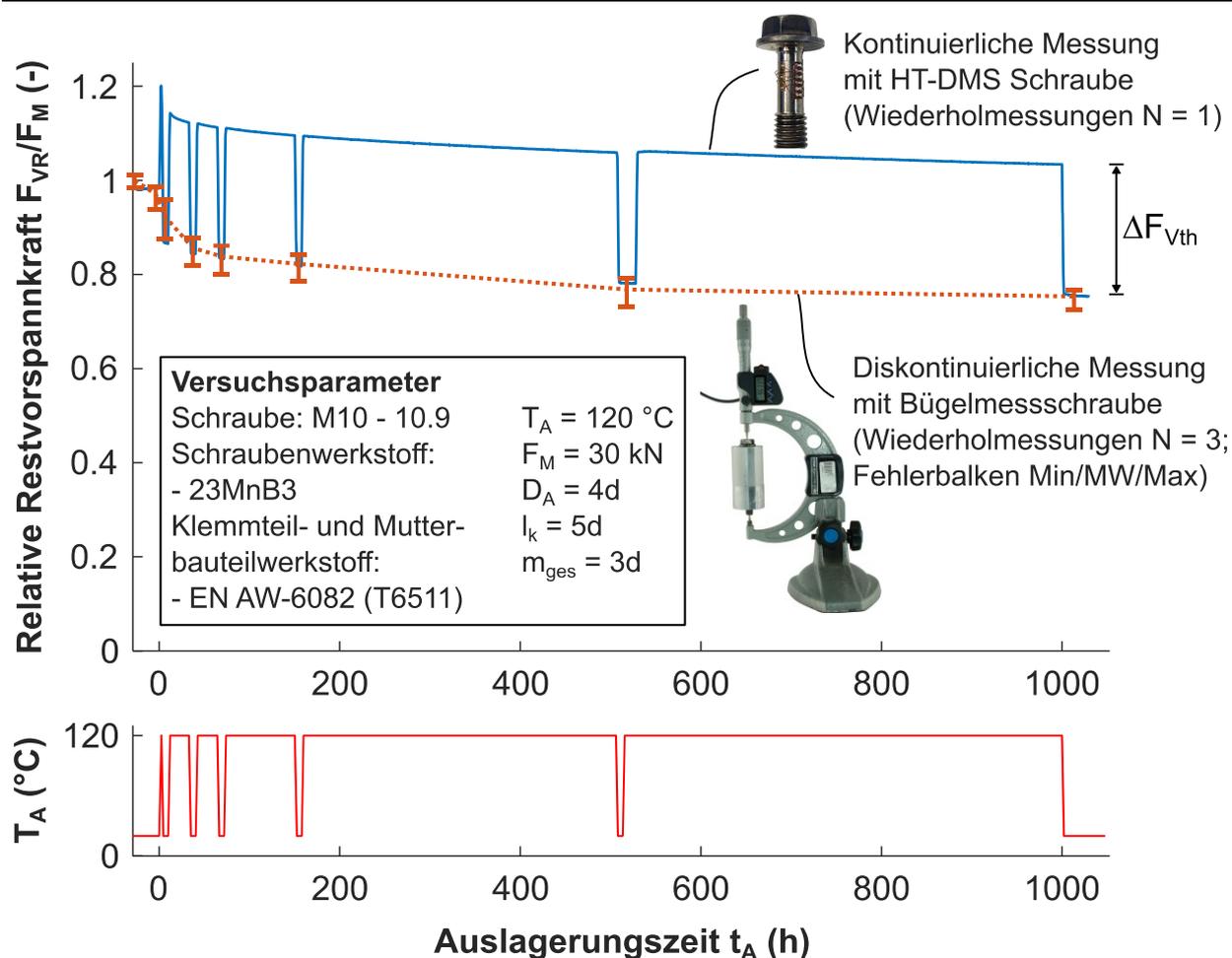


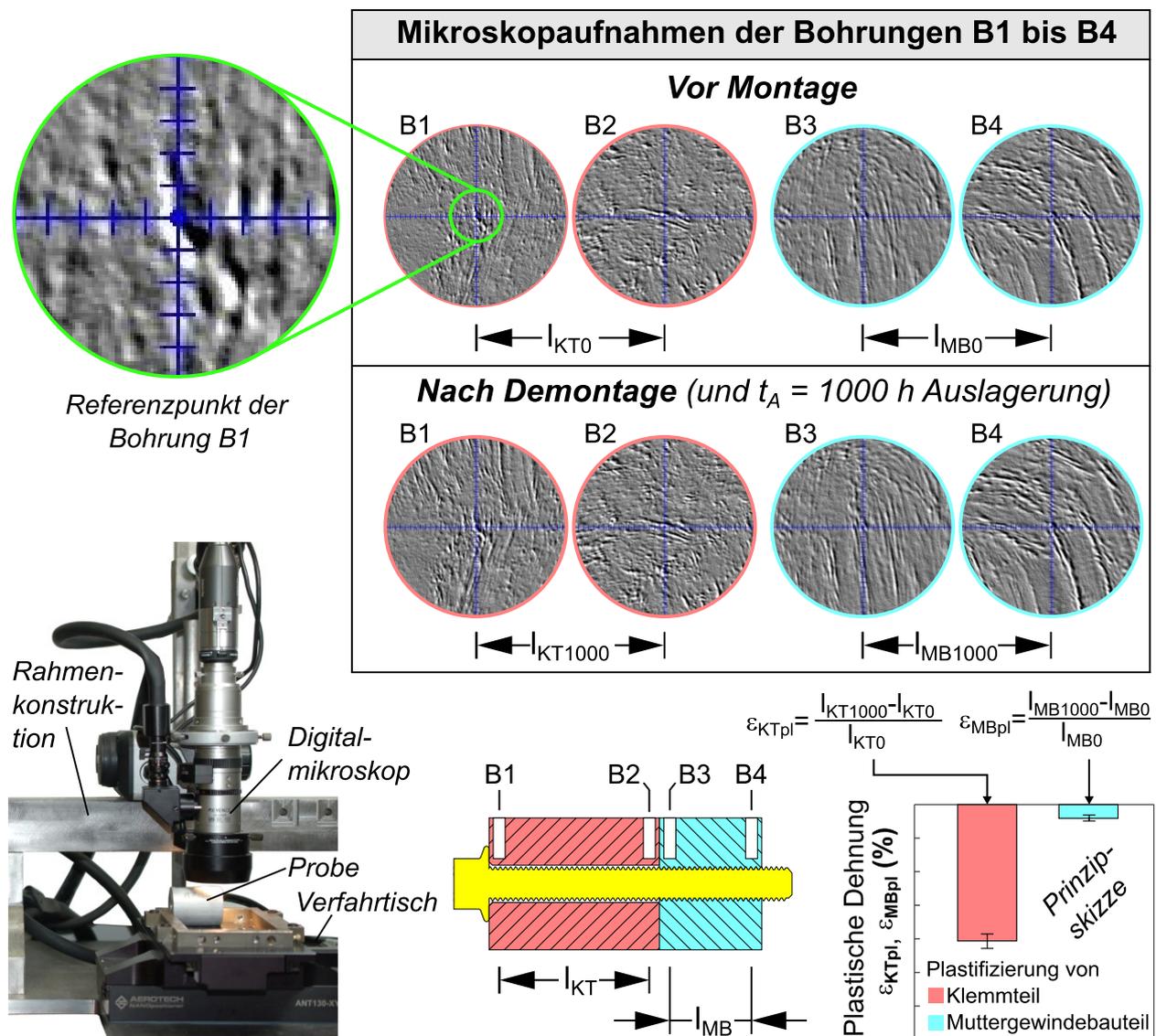
Abbildung 30: Vergleich der kontinuierlichen Messung mittels HT-DMS Schraube und diskontinuierlichen Messung mittels Bügelmessschraube (oben: Relative Restvorspannkraft; unten: Temperaturverlauf)

## 4.5 Ergänzende Untersuchungen

### 4.5.1 Messung der Klemmteilstauchung

Zur Bewertung des Einflusses des Klemmteils auf die VKR der SV soll die plastische Stauchung des Klemmteils bei ausgewählten Variationsparametern messtechnisch erfasst werden. Abbildung 31 (unten links) zeigt den Messaufbau, bestehend aus Verfahrtsch, sowie einer Rahmen- und Probenaufnahmekonstruktion. Der hochpräzise Verfahrtsch ANT130XY der Firma Aerotech bietet eine Genauigkeit von  $\pm 250\text{ nm}$ , eine Auflösung von  $1\text{ nm}$  sowie eine bidirektionale Wiederholbarkeit von  $\pm 75\text{ nm}$  bei einer Positionsstabilität von  $< 1\text{ nm}$ . Das Digitalmikroskop VHX-1000 der Firma Keyence hat eine für die Messaufgabe ausreichend hohe Tiefenschärfe und ist mit einem Objektiv mit 1000-facher Vergrößerung ausgestattet. Der Rahmen, welcher Mikroskop und Verfahrtsch miteinander verbindet, ist

massiv ausgeführt, um ein Aufschwingen des Verfahrtes zu verhindern. Die mit Bohrungen versehene Probe (Klemmteil bzw. Muttergewindebauteil) wird in die auf dem Verfahrtschiff befestigte Probeaufnahme gelegt sowie fixiert und anschließend so verfahren, dass die Mitte des Bohrgrunds im Erfassungsbereich des Mikroskops liegt. Unter Anwendung des Relief-Filters der Mikroskopsoftware lassen sich markante Oberflächenmerkmale hervorheben (siehe Abbildung 31 links oben). Nach Auswahl eines geeigneten Merkmals, wird dieses in die Mitte des Erfassungsbereichs des Mikroskops verfahren und dient als Referenzpunkt. Der trennfugenseitige Referenzpunkt des Klemmteils wird auf die gleiche Weise bestimmt.



**Abbildung 31: Messaufbau für die experimentelle Bestimmung der Klemmteilstauchung**

Aus den Positionsinformationen der Referenzpunkte des Verfahrteschiffes kann die Ausgangslänge  $l_{KT0}$  (bzw.  $l_{MB0}$ ) bestimmt werden. Nach Demontage der Verbindung werden die Referenzpunkte erneut angefahren und so die Länge nach De-

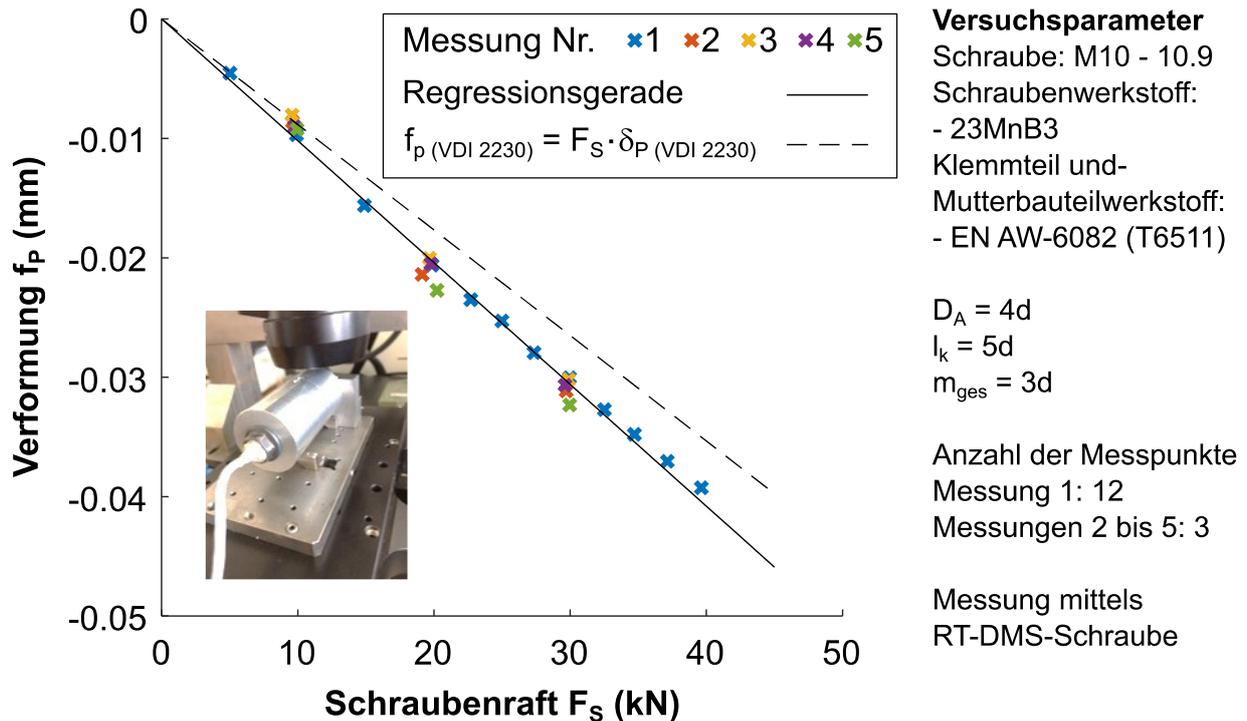
montage  $l_{KT1000}$  (bzw.  $l_{MB1000}$ ) bestimmt. Die Positionierung des Verfahrtes orientiert sich dabei an den Mikroskopaufnahmen der Ausgangsmessung. Die plastische Klemmteilverformung ergibt sich schließlich aus der Längendifferenz zwischen Ausgangslänge und Länge nach Demontage. Die Stauchung des Klemmteils bzw. Muttergewindebauteils (negative Dehnung) kann somit durch folgende Gleichungen ausgedrückt werden.

$$\epsilon_{KTpl}(t) = \frac{l_{KT1000} - l_{KT0}}{l_{KT0}} \quad (27)$$

$$\epsilon_{MBpl}(t) = \frac{l_{MB1000} - l_{MB0}}{l_{MB0}} \quad (28)$$

Da der Referenzpunkt für die Längenänderungsmessung auf dem Bohrgrund liegt, müssen die maximale Bohrtiefe sowie der minimale Durchmesser der Bohrung auf die Leistungsfähigkeit des verwendeten Mikroskops abgestimmt werden. Die optimalen Bohrlochparameter ( $\varnothing$  3,5 mm bei einer Tiefe von max. 12 mm) wurden in Vorversuchen ermittelt [55]. Durch die Tiefe der Bohrungen ist sichergestellt, dass die Klemmteilverformung in Schraubennähe gemessen wird; dies erfordert eine besondere Mikroskopoptik. Weiterhin kann durch Fräsen des Bohrlochs ein weitgehend planer Bohrgrund erzielt werden, sodass die Bohrlöcher mit einem feinen Fräser in die zu vermessenden Klemmteile gefertigt werden. Aufgrund des im Klemmteil auftretenden Spannungskegels ist davon auszugehen, dass die Spannung in radialer Richtung über den Klemmteilquerschnitt abnimmt. Die Messstellen zur experimentellen Ermittlung der Klemmteilstauchung werden daher in der Nähe der Durchgangsbohrung in das Klemmteil eingebracht. In Vorversuchen wurde sichergestellt, dass sich keine Veränderung der Oberfläche des Bohrungsgrunds aufgrund der Montagevorspannkraft einstellt.

Zur Ermittlung des Kraft-Verformungsverhaltens des Klemmteils wurde die Längenänderung des Klemmteils experimentell ermittelt. Die Versuchsparameter sowie die Kraft-Verformungskurve können Abbildung 32 entnommen werden. Im Vergleich dazu ist auf dem Diagramm die nach VDI-Richtlinie 2230 [206] analytisch berechnete Bauteilnachgiebigkeit  $\delta_P$  aufgetragen (gestrichelte Linie). Die experimentell ermittelte Kraft-Verformungskurve zeigt ein annähernd lineares Verhalten und weist nur eine geringfügige Streuung zwischen den fünf Proben auf. Die unterschiedliche Steigung von Experiment und Analytik kann zum einen damit erklärt werden, dass die berechnete Bauteilnachgiebigkeit  $\delta_P$  nur näherungsweise gilt [138]. Zum anderen erfolgt die experimentelle Ermittlung lokal und ist daher nur bedingt auf die Gesamtbauteilnachgiebigkeit übertragbar.



**Abbildung 32: Experimentell ermittelte Kraft-Verformungskurve des Klemmteils gegenüber berechneter Verformung nach VDI 2230 [206]**

Zur Visualisierung der Spannungsverteilung und Validierung der Versuchsergebnisse wurde eine Simulation in der Software ABAQUS [31] 6.13-2 der Firma Dassault Systèmes erstellt. Die Schraubenmodellierung erfolgt nach Modellklasse 4 der VDI-Richtlinie 2230 (Blatt 2) [207], was bedeutet, dass die SV detailgetreu mit Gewinde modelliert wird. Abbildung 33 stellt die Längenänderung an den eingezeichneten Messstellen von Schraube, Klemm- und Muttergewindebauteil von Experiment und Simulation gegenüber und zeigt die Spannungsverteilung in der SV bei einer Montagevorspannkraft  $F_M = 30$  kN. Da die Schraube in dieser Versuchskonfiguration um ein Vielfaches nachgiebiger als das Klemmteil ist, erfährt die Schraube auch eine größere Längenänderung aufgrund der aufgebrachten Vorspannkraft. Die durch Simulation und Experiment ermittelten Längenänderungen von Schraube und Klemmteil stimmen gut überein. In Vorversuchen wurde zusätzlich die Längenänderung der Mutter gemessen. Die experimentelle Ermittlung erfolgte analog zu der des Klemmteils. Da Simulation und Messung jedoch lediglich sehr geringe Längenänderungen aufweisen, die im Bereich der Auflösungsgrenze des Messsystems liegen, können keine Aussagen über den Einfluss der Mutter auf das VKRV getroffen werden. Grund hierfür ist die inhomogene Spannungsverteilung im Bereich der Gewindeflanken sowie lokaler Verformungen des Gewindes, welche durch den gewählten (bzw. möglichen) Referenzpunkt nicht erfasst werden können. Daher ist auch kaum eine Interpretation der Abweichun-

gen zwischen Simulation und Experiment möglich. Der Einfluss der Mutter auf die VKR wird daher mithilfe von Mikroskopaufnahmen von aufgetrennten Mutterbauteilen nachgewiesen (siehe Flankendeformation in Abbildung 77).

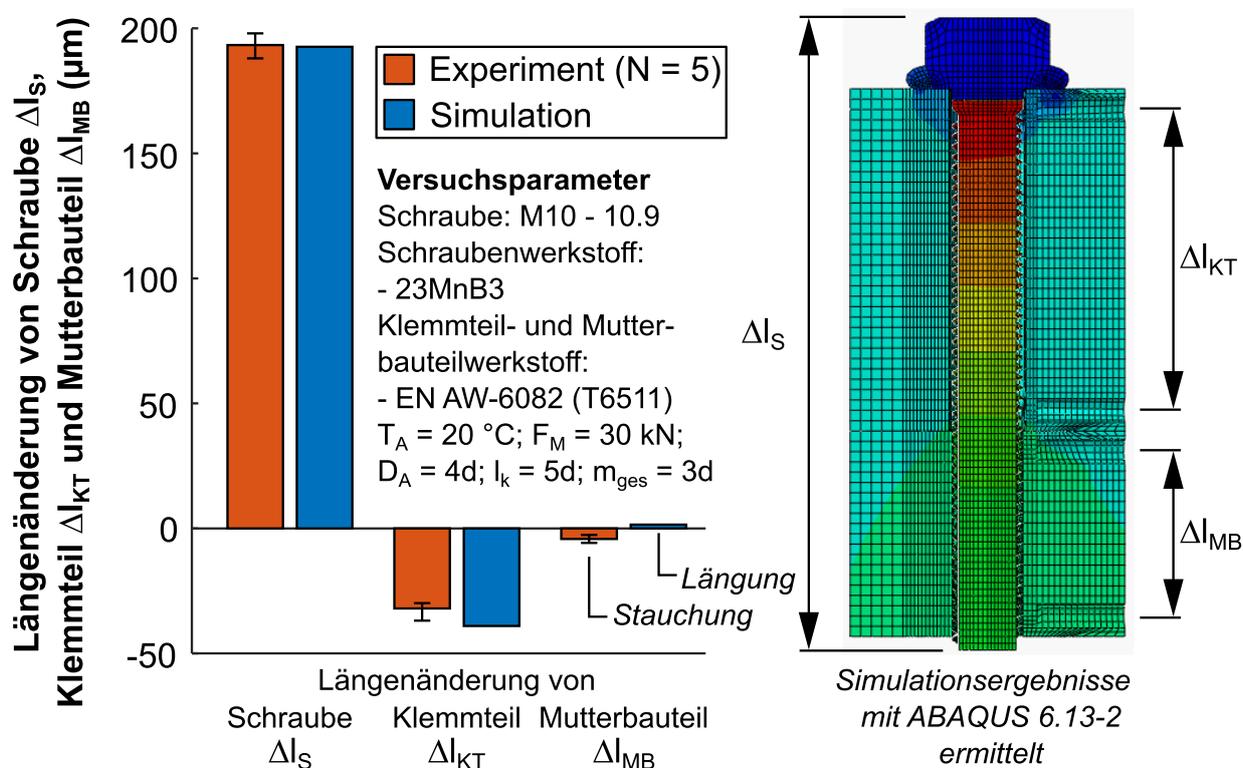


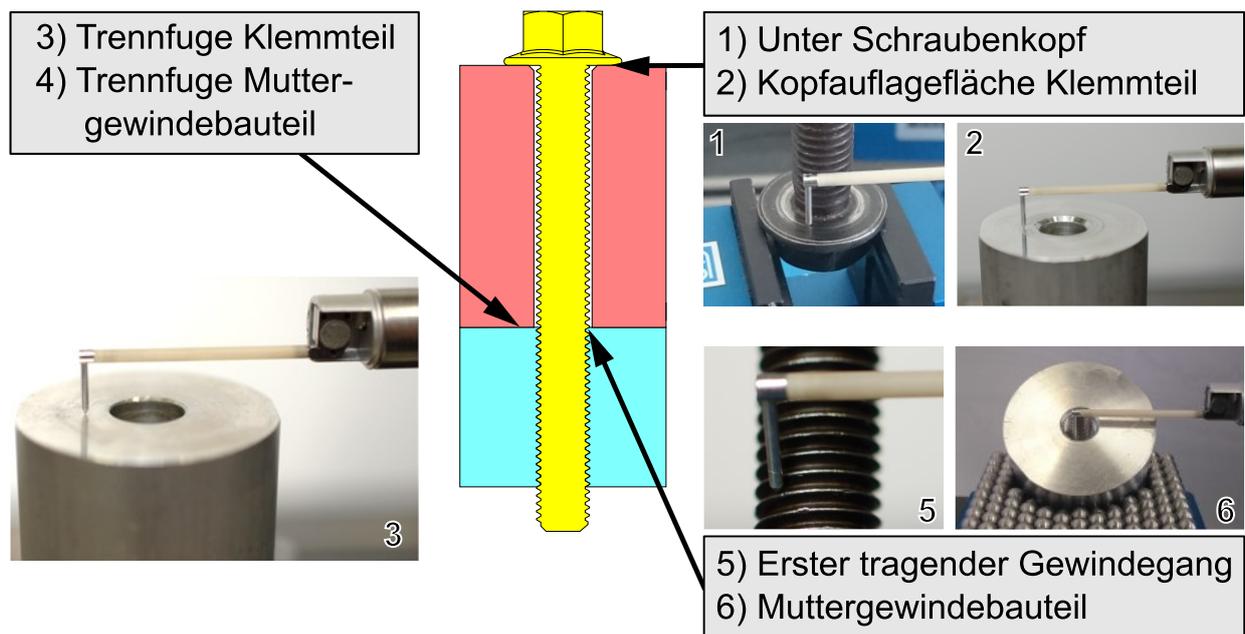
Abbildung 33: Vergleich der Längenänderung von Experiment und Simulation (links); Spannungsverteilung der SV (rechts)

#### 4.5.2 Tastschnitt- und Rauheitsmessungen

Die Charakterisierung der gepaarten Oberflächen durch Tastschnitt- bzw. Rauheitsmessungen erfolgt an dem Kombi-Messplatz MarSurf XCR 20 der Firma Mahr. Die Rauheitsmessung wird mit einem Taster mit Diamantspitze, einem Tastspitzenradius von  $2 \mu\text{m}$  und einem Öffnungswinkel der Tastspitze von  $90^\circ$  durchgeführt. Das Vorschubgerät kann dabei einen maximalen Weg von  $17,5 \text{ mm}$  zurücklegen. Die Ermittlung der Kenngrößen erfolgt in Anlehnung an DIN EN ISO 4288 [189], die Angabe der Kenngrößen erfolgt nach DIN EN ISO 4287 [192].

Zur Charakterisierung der Rauheit werden die in Abbildung 34 gezeigten Messstellen 1 bis 6 im Zustand vor Montage und nach Auslagerung/Demontage vermessen. Für die in Kontakt stehenden Oberflächen der Kopfauflage (1, 2) sowie der Trennfuge (3, 4) werden drei Rauheitsprofile ( $N = 3$ ) mit einer jeweiligen Taststrecke von  $l_t = 4 \text{ mm}$  aufgenommen. Als Messstelle des Gewindegewindegangs von Schraube (5) und Mutter (6) wird der erste tragende Gewindegang verwendet, an

dem fünf Rauheitsprofile ( $N = 5$ ) aufgenommen werden. Aufgrund messtechnischer bzw. geometrischer Beschränkungen wird die Rauheit des Schrauben- bzw. Muttergewindes mit reduzierter Taststrecke ( $l_t = 0,8$ ) bestimmt. Abbildung 35 zeigt beispielhaft das gemessene Rauheitsprofil der bauteilseitigen Kopfauflagenfläche. Die Taststrecke  $l_t$  umfasst 7 gleich große Sektionen. Die ersten und letzten Sektionen der Taststrecke  $l_t$  werden als Vorlaufstrecke  $l_{vo}$  bzw. Nachlaufstrecke  $l_{na}$  bezeichnet und dienen zur Einstellung des Gauß-Filters (Details siehe DIN EN ISO 16610 [191]). Der Rauheitskennwert wird aus der Messstrecke  $l_n$ , bestehend aus den fünf Einzelmessstrecken  $l_1$  bis  $l_5$ , bestimmt.



**Abbildung 34: Messstellen der Rauheitscharakterisierung**

Tastschnittmessungen können über eine Taststrecke von bis zu 200 mm durchgeführt werden. Die Auflösung in z-Richtung beträgt dabei bezogen auf die Tastspitze  $0,19 \mu\text{m}$  bei einer Führungsabweichung von  $<1 \mu\text{m}$  über die gesamte Taststrecke. Die Vermessung der Gewindedimensionen von Schraube und Mutterbauteil erfolgt mit einem Doppeltaster (PCV 175M  $\pm 2,25 \text{ mm}$  1501), die Auswertung über ein Zusatzmodul der Firma Mahr. Weiterhin wird die plastische Verformung der Kopfauflage als Maß zur Bewertung der VKR per Tastschnitt messtechnisch erfasst. Abbildung 36 zeigt beispielhaft die Auswertung für ein aufgenommenes Oberflächenprofil der bauteilseitigen Kopfauflage. Zur Ermittlung der plastischen Verformung der Kopfauflage wird das Profil zunächst ausgerichtet. Als Referenzstrecke dient der unbelastete Teil des Klemmteils (außerhalb des Kopfaufgedurchmessers der Schraube). Anschließend erfolgt die Vermessung des maximalen Abstands in Z-Richtung  $\Delta z_{\text{max}}$  zwischen Referenzstrecke und dem

Beginn der Fase des Klemnteils. Aufgrund der Form der Schraubenkopfauflage (leichter Innenträger) und niedriger Vorspannkraft ist hier keine stufenartige Eindrückung der bauteilseitigen Kopfauflagenfläche zu sehen.

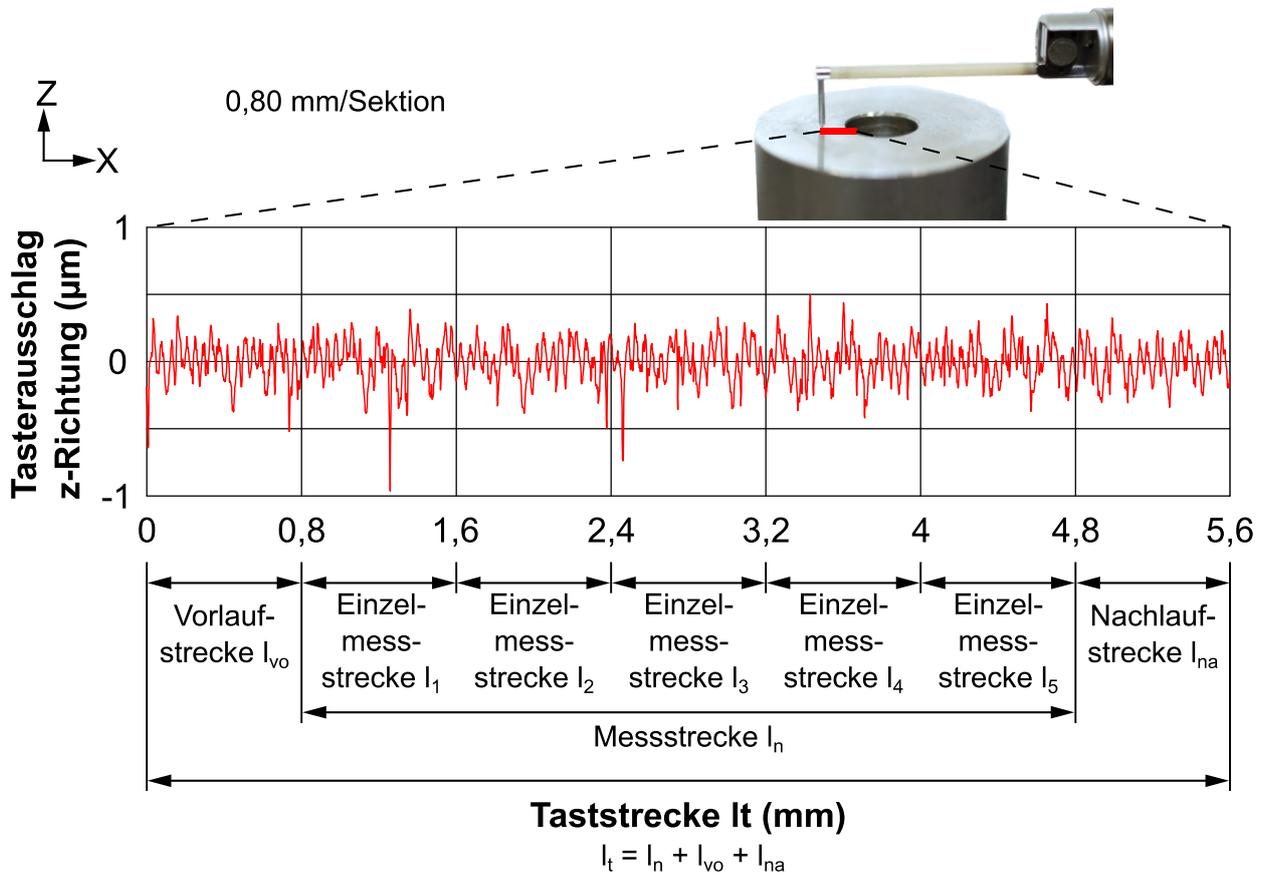


Abbildung 35: Beispielmessung der Rauheit der bauteilseitigen Kopfauflagenfläche

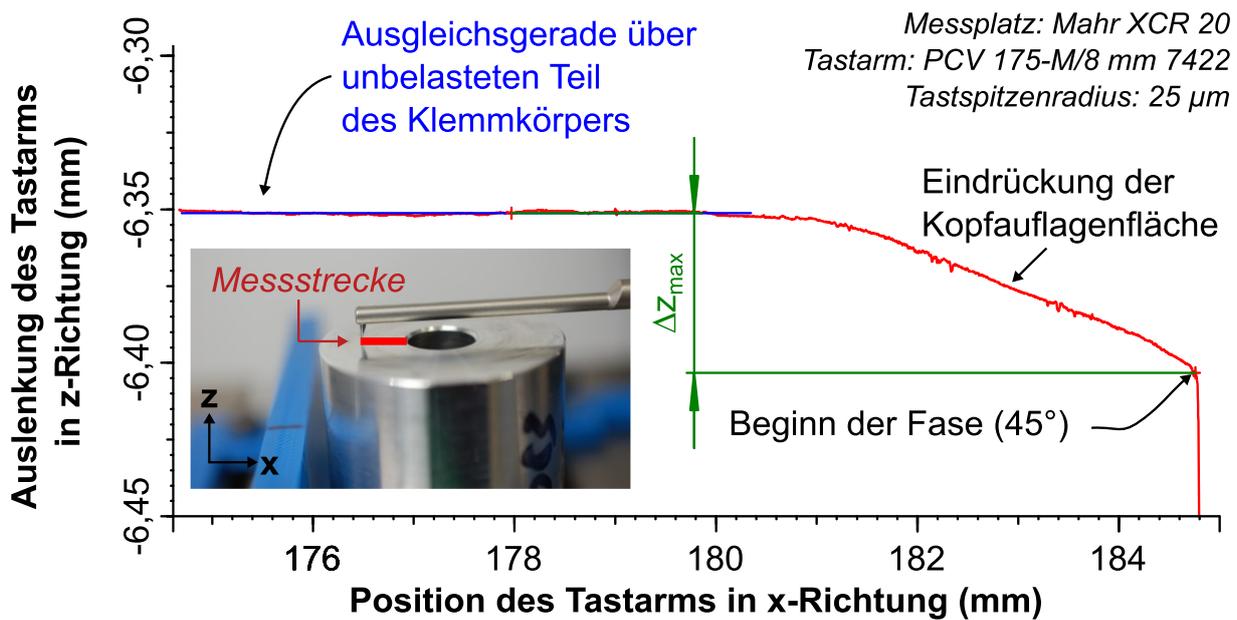


Abbildung 36: Ermittlung der Kopfauflageneindrückung mittels Tastschnitt

### 4.5.3 Montageprüfungen

Die Montageprüfungen werden an einem Montageprüfstand der Firma REC in Anlehnung an DIN EN ISO 16047 [208] durchgeführt. Aus den gemessenen Größen können u.a. die Gesamtreibungszahl  $\mu_{\text{ges}}$  sowie die Kopf- und Gewindereibungszahl ( $\mu_K$ ,  $\mu_G$ ) berechnet werden. Für die Berechnung wird ein konstanter Kopfauflegedurchmesser  $d_W$  angenommen. Als Abschaltkriterium wird das Erreichen der Montagevorspannkraft  $F_M = 47 \text{ kN}$  eingestellt, was einer überelastischen Montage entspricht. Die Ergebnisse der Montageprüfungen sind in Kapitel 5.1 dargestellt.

### 4.5.4 Mikroskopie

Für die Mikroskopie wird das Digitalmikroskop VHX-1000 der Firma Keyence eingesetzt. Für dieses stehen zwei Objektive zur Verfügung, sodass Bilder mit 10-facher bis 1000-facher Vergrößerung aufgenommen werden können. Proben können auf dem hochpräzisen Verfahrtschicht ANT130XY der Firma Aerotech positioniert werden, wodurch eine Längenmessung ermöglicht wird. Die optische Längenmessung wurde mittels Kalibriernormal überprüft.

### 4.5.5 Zug- und Härteprüfungen

Die Ermittlung der Festigkeitseigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen erfolgt an einer Zugprüfmaschine (Typ 1484.100/02) der Firma Zwick nach DIN EN ISO 6892-1 [199]. Es werden Zugproben nach DIN 50125 [202] der Form B mit einem Probendurchmesser  $d_0 = 10 \text{ mm}$  sowie Anfangsmesslänge  $L_0 = 50 \text{ mm}$  im Anlieferungszustand sowie nach 1000 h der Auslagerung bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  geprüft. Für jeden Zustand werden drei Proben ( $N = 3$ ) untersucht.

Zur Ermittlung der Brinellhärte wird die unbelastete Kopfauflagenfläche ausgewählter Verbindungen nach DIN EN ISO 6506-1 [197] geprüft. Die Härteprüfung der untersuchten Aluminiumlegierungen erfolgt an einer Prüfmaschine der Firma KB Prüftechnik GmbH (Typ KB240BVPZ), die Stahlproben werden an einer Prüfmaschine der Firma Hahn & Kolb (Typ DIA Testor 2RC) ermittelt. Der Kugeldurchmesser wird für beide Werkstoffe auf  $D = 2,5 \text{ mm}$  festgesetzt. Für die Aluminiumproben wird eine Prüfkraft von  $62,5 \times 9,81 \text{ N}$  verwendet, sodass sich ein Beanspruchungsgrad von 10 ergibt. Die Stahlproben werden mit  $187,5 \times 9,81 \text{ N}$  geprüft (Beanspruchungsgrad 30).

## 5 Ergebnisse der eigenen Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungsergebnisse gliedern sich in die Charakterisierung der Werkstoff-, Geometrie- und Verbindungseigenschaften (Kapitel 5.1) sowie den Reihenuntersuchungen des VKRV von SV (Kapitel 5.2).

### 5.1 Charakterisierung der Werkstoff- und Verbindungseigenschaften der Verbindungselemente

Abbildung 37 zeigt die in dieser Arbeit verwendeten Verbindungselemente der Modellbauteilverbindungen. Zunächst werden die Ergebnisse der werkstofflichen Untersuchungen und Charakterisierungen vorgestellt. Nachfolgend erfolgt die Bestimmung geometrischer Größen der Schraubenverbindungselemente. Abschließend werden die Ergebnisse der verbindungstechnischen Untersuchungen vorgestellt.

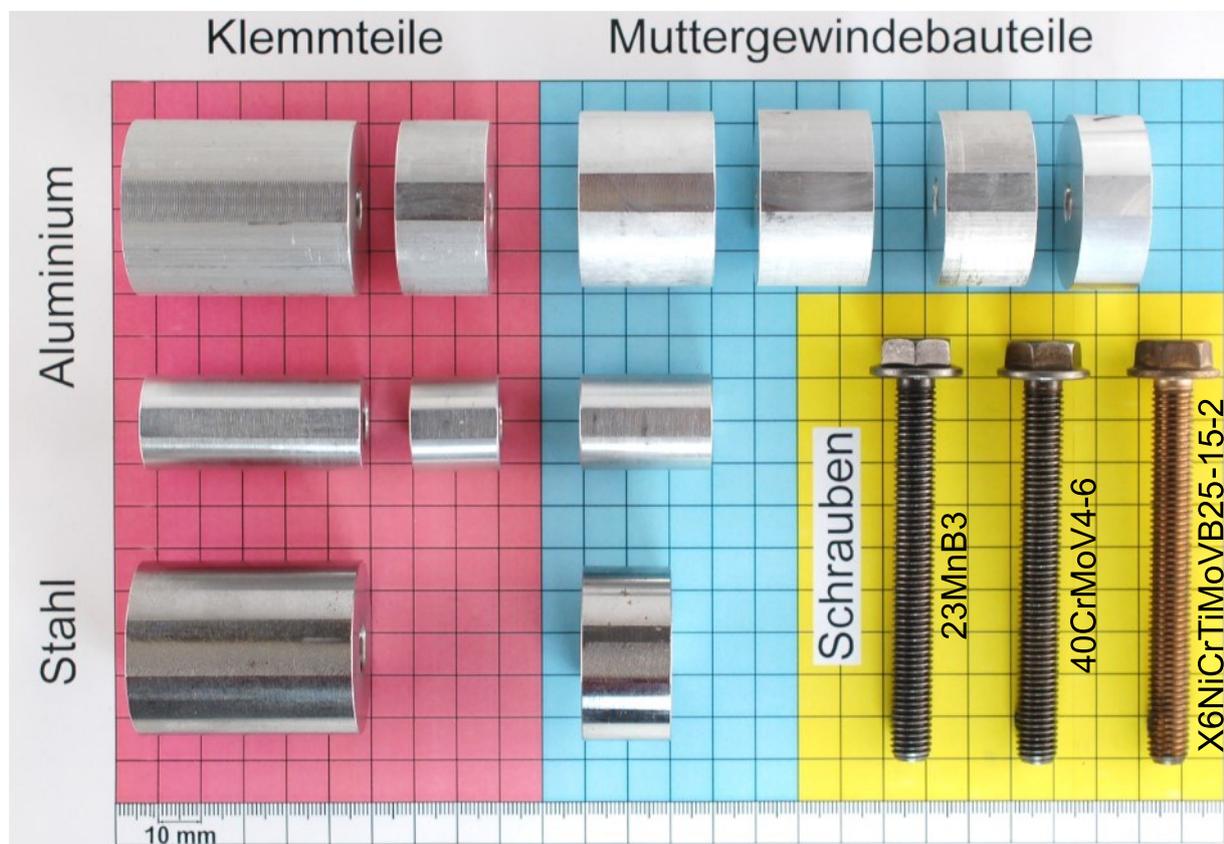


Abbildung 37: Übersicht der verwendeten Proben der Verbindungselemente für die Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen

## Werkstoffliche Untersuchungen und Charakterisierung

### Schraubenwerkstoffe

Die in dieser Arbeit verwendeten Stahlschrauben der Dimension M10 entstammen dem Forschungsvorhaben IGF 18670N [55], welches gemeinschaftlich von der Technischen Universität (TU) Darmstadt und Universität Siegen bearbeitet wurde. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden drei Schraubenwerkstoffe mit identischer Geometrie (Details siehe Tabelle 6) verwendet, welche in dieser Arbeit hinsichtlich ihres VKRV untersucht wurden. Eine Übersicht der verwendeten Schraubenwerkstoffe zeigt Tabelle 3.

**Tabelle 3: Übersicht der untersuchten Schraubenwerkstoffe (Zusammenstellung aus [55])**

<b>Werkstoff</b>	23MnB3	40CrMoV4-6	X6NiCrTiMoVB25-15-2
<b>Nummer</b>	1.5507	1.7711	1.4980
<b>Norm</b>	EN 10269 [204] ISO 898-1 [193]	EN 10269 [204] ISO 898-1 [193]	EN 10269 [204] EN 10088-1 [201] EN 10302 [211]
<b>Zustand</b>	10.9 SVG <sup>1)</sup>	10.9 SVG <sup>1)</sup>	+AT <sup>3)</sup> +P <sup>4)</sup> (SWB <sup>2)</sup> )
<b>R<sub>p0,2</sub> (MPa) an Schraube bei 20 °C</b>	1061	1061	722
<b>R<sub>m</sub> (MPa) an Schraube bei 20 °C</b>	1147	1152	1052
<b>R<sub>p0,2</sub><sup>5)</sup> (MPa) an Rundprobe bei 20 °C / 80 °C / 150 °C / 300 °C</b>	1103 / 1073 / 1026 / 952	1084 / - / - / -	698 / - / - / -
<b>R<sub>m</sub><sup>5)</sup> (MPa) an Rundprobe bei 20 °C / 80 °C / 150 °C / 300 °C</b>	1127 / 1112 / 1121 / 1064	1118 / - / - / -	1059 / - / - / -
<sup>1)</sup> Schlussvergütet: Wärmebehandlung erfolgt vor dem Gewindewalzen <sup>2)</sup> Schlusswärmebehandelt: Wärmebehandlung erfolgt nach dem Gewindewalzen <sup>3)</sup> +AT: lösungsgeglüht <sup>4)</sup> +P: ausscheidungsgehärtet <sup>5)</sup> Dehnrate $\dot{\epsilon} = 0,25 \text{ \%}/\text{s}$			

### Bauteil- und Mutterbauteilwerkstoffe

Die für die Schraubenverbindungsmodelle zum Einsatz kommenden Aluminiumlegierungen sowie der Vergütungsstahl werden als Rundstangen (Al: Ø 40 mm, St: Ø 45 mm) chargenrein bezogen. Die Ergebnisse der (Warm-) Zugversuche des Klemmteil- bzw. Mutterbauteilwerkstoffs aus Stahl 42CrMoS4+QT sind Tabelle 4 zu entnehmen.

Tabelle 4: Werkstoffeigenschaften des Stahlwerkstoffs (Zusammenstellung aus [55])

<b>Werkstoff</b>	42CrMo4
<b>Zustand</b>	+QT <sup>1)</sup>
<b>R<sub>p0,2</sub><sup>2)</sup> (MPa) an Rundprobe bei 20 °C / 80 °C / 150 °C / 300 °C</b>	853 / 775 / 674 / 671
<b>R<sub>m</sub><sup>2)</sup> (MPa) an Rundprobe bei 20 °C / 80 °C / 150 °C / 300 °C</b>	969 / 911 / 837 / 873
<sup>1)</sup> Vergütet (gehärtet und angelassen)	
<sup>2)</sup> Dehnrate $\dot{\epsilon} = 0,25 \text{ \%}/s$	

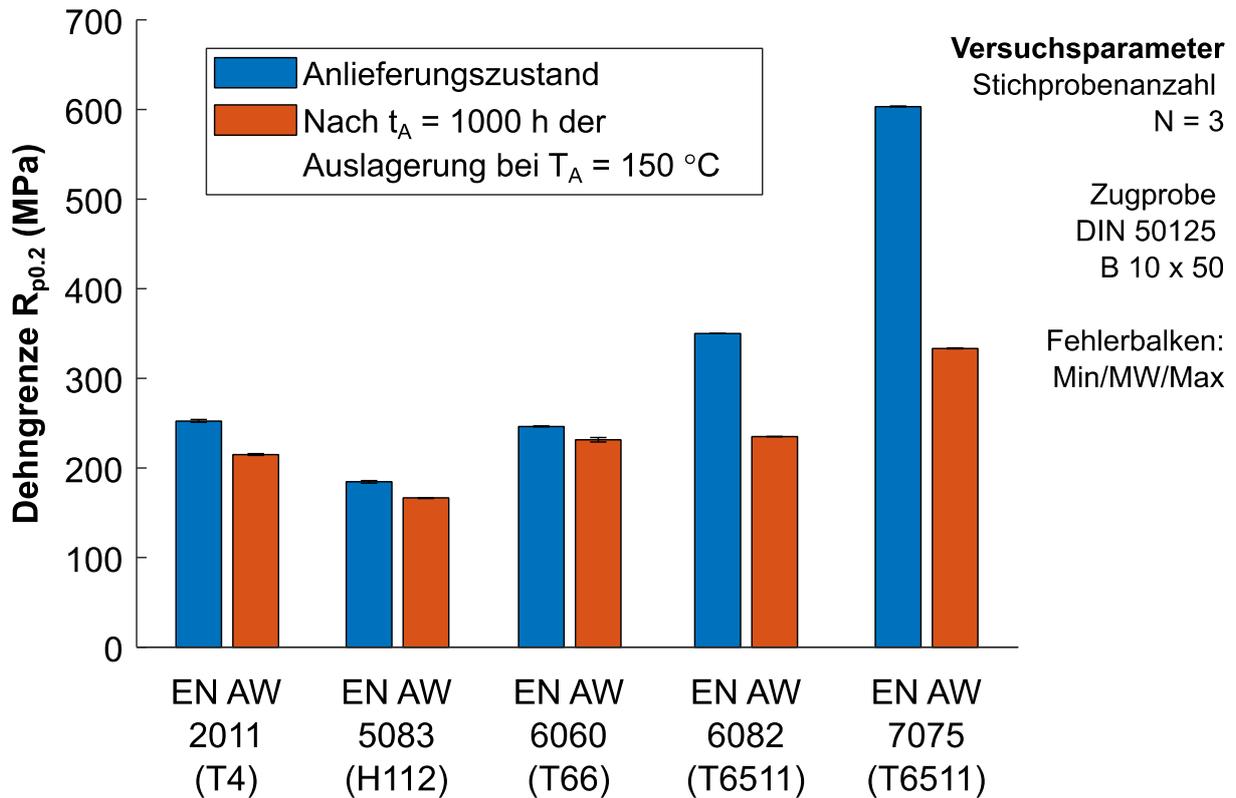
Tabelle 5 zeigt die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Aluminiumlegierungen aus Literaturangaben. Die Warmauslagerungstemperatur der Aluminiumlegierungen ist geringfügig höher als die maximale Versuchstemperatur von 150 °C, sodass mit Überalterungserscheinungen gerechnet werden muss.

Tabelle 5: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen nach DIN EN 755-2 [188]

<b>Legierungsbezeichnung</b>	<b>EN AW 2011</b>	<b>EN AW 5083</b>	<b>EN AW 6060</b>	<b>EN AW 6082</b>	<b>EN AW 7075</b>
<b>Werkstoffzustand</b>	<b>T4</b>	<b>H112</b>	<b>T66</b>	<b>T6511</b>	<b>T6511</b>
<b>E-Modul (GPa) [74]</b>	72,5	71	69,5	70	72
<b>Schubmodul (GPa) [74]</b>	27,3	26,8	26,1	26,4	27,1
<b>Min. 0,2 %-Dehngrenze R<sub>p0,2</sub> (kN/mm<sup>2</sup>) nach DIN EN 755-2 [188]</b>	125	125	160	260	500
<b>Min. Zugfestigkeit R<sub>Mmin</sub> (kN/mm<sup>2</sup>) nach DIN EN 755-2 [188]</b>	275	270	215	310	560
<b>Mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient zwischen 20 °C und 200 °C (10<sup>-6</sup>/K) [74]</b>	23,4	25	24,5	23,4	24,3
<b>Empfohlene Warmauslagerungstemperatur</b>	165 - 185 °C	-	155 - 190 °C	155 - 190 °C	Zweistufig: I) 110 - 125 °C II) 165 - 180 °C

Die Zugprüfung für die im Fokus stehenden Aluminiumlegierungen erfolgt, wie in Kapitel 4.5.5 beschrieben, nach DIN 50125 [202]. Abbildung 38 zeigt die bei Raumtemperatur ermittelte 0,2 %-Dehngrenze R<sub>p0,2</sub> der Werkstoffe im Anlieferungszustand sowie nach t<sub>A</sub> = 1000 h der Auslagerung bei T<sub>A</sub> = 150 °C. Alle Legierungen weisen einen Abfall der 0,2 %-Dehngrenze R<sub>p0,2</sub> durch die Auslagerung auf. Bei der Legierung EN AW-7075 (T6511) fällt diese mit einem Rückgang von 45 % besonders hoch aus, gefolgt von der Legierung EN AW-6082 (T6511) mit 33 %. Die Legierungen EN AW-2011 (T4) und EN AW-5083 (H112) weisen einen Dehngrenzurückgang von 15 % bzw. 10 % auf und die Legierung EN AW-

6060 (T66) verliert lediglich 6 %. Grund für die Reduzierung der Dehngrenze der aushärtbaren Legierungen sind Überalterungseffekte durch die Auslagerung.



**Abbildung 38:** Dehngrenze  $R_{p0,2}$  der untersuchten Aluminiumlegierungen im Anlieferungszustand und nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung bei  $T_A = 150$  °C (Zugversuch nach DIN 50125 [202])

Zusätzlich zu den Zugversuchen an genormten Proben wurde die Brinellhärte der verwendeten Klemmkörperwerkstoffe im Anlieferungszustand sowie nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung bei  $T_A = 80$  °C,  $100$  °C,  $120$  °C und  $150$  °C bestimmt. Abbildung 39 zeigt, dass sich durch die Auslagerung der aushärtbaren Aluminiumlegierungen ein geringfügiger Härtezuwachs bei Auslagerungstemperaturen von bis zu  $T_A = 120$  °C einstellt. Dies deutet auf lange Lagerzeiten des verwendeten Stangenmaterials und somit auf Werkstoffalterung hin. Deutlich erkennbar ist jedoch der Härteabfall der aushärtbaren Aluminiumlegierungen bei  $T_A = 150$  °C. Die naturharte Aluminiumlegierung EN AW-5083 (H112) zeigt erwartungsgemäß nur geringfügige Änderungen der Härte nach Auslagerung.

Weitere werkstoffliche Untersuchungen der Aluminiumlegierung EN AW-6082 werden in Veröffentlichungen wie z.B. [56] vorgenommen. Der Autor identifiziert hier die intermetallischen Phasen Al-Fe, Al-Fe-Si und Al-Fe-Mn-Si. Die komplexen Ausscheidungsvorgänge der Legierung führen zu einem ebenfalls komplexen Kriechprozess, der bislang nur durch phänomenologische Modelle angenähert wird (siehe auch Kapitel 2.1.3).

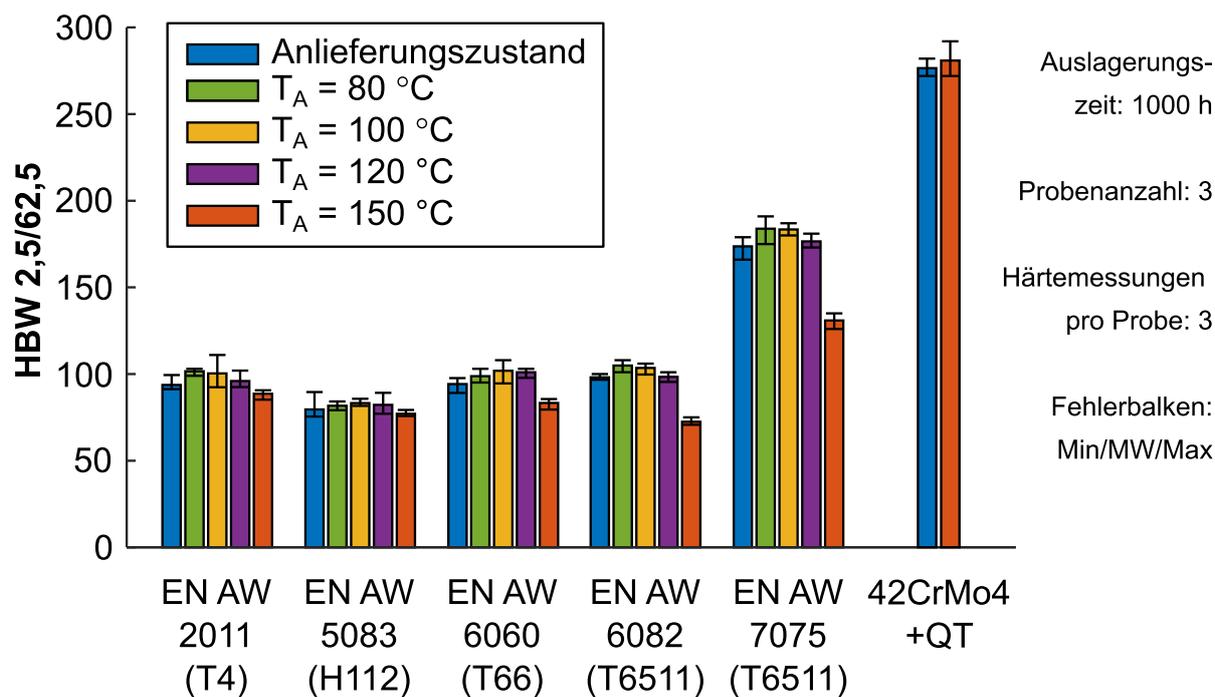


Abbildung 39: Härtemessung verschiedener Aluminiumlegierungen sowie einem Stahlwerkstoff bei Anlieferung und nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen  $T_A$

## Geometrische Charakterisierung der Verbindungselemente

Nachfolgend sollen die wichtigsten geometrischen Eigenschaften der untersuchten SV, aufgeteilt in Schraube, Klemmteil und Mutterbauteil, dargestellt werden.

### Schrauben

Tabelle 6 zeigt die wichtigsten Merkmale der Schraube, welche für alle verwendeten Schraubenwerkstoffe identisch sind. Dabei handelt es sich um Schrauben mit einem Nenndurchmesser von  $d = 10$  mm mit metrischem Regelgewinde der Steigung  $P = 1,5$  mm. Die Nennlänge beträgt 90 mm, wobei das Gewinde annähernd bis zum Kopf ausgeführt wird. Die Kopfaufelageform wird als Flansch mit Telleransatz gefertigt. Weiterhin soll der Kopfauflegedurchmesser  $d_w$  mindestens  $2d$  (20 mm) entsprechen und als leichter Innenträger ausgeführt werden. Abhängig vom Schraubenwerkstoff ist der Wärmebehandlungszustand schlusswärmebehandelt (SWB, d.h. Wärmebehandlung erfolgt nach dem Gewindewalzen) bzw. schlussvergütet (SVG, d.h. Wärmebehandlung erfolgt vor dem Gewindewalzen), siehe auch Tabelle 6. Im Anlieferungszustand sind die Schrauben blank bzw. nur leicht geölt. Alle Schrauben sind chargenrein.

Tabelle 6: Merkmale der Schraube [55]

<b>Nenndurchmesser d</b>	10 mm
<b>Gewindeart</b>	metrisches Regelgewinde
<b>Gewindesteigung P</b>	1,5 mm
<b>Nennlänge l</b>	90 mm
<b>Kopfauflageform</b>	Flansch mit Telleransatz nach VDA 235-107 [209]
<b>Kopfaufledgedurchmesser <math>d_w</math></b>	$\geq 2d$ (angelehnt an DIN EN 1665 [203])
<b>Winkeligkeitsform Kopf/Schaft</b>	leichter Innenträger (Öffnungswinkel Schraubenauflagefläche zu Schraubenachse: $90,4^\circ$ bis $90,8^\circ$ ; vgl. [209])
<b>Kraftangriff</b>	außen
<b>Gewindelänge</b>	annähernd bis Kopf
<b>Wärmebehandlungszustand</b>	schlusswärmebehandelt (SWB) bzw. schlussvergütet (SVG)
<b>Oberfläche</b>	ohne Beschichtung / blank; 23MnB3 und 40CrMoV4-6 geölt nach Wärmebehandlung zur Konservierung, X6NiCrTiMoVB25-15-2 trocken

Die Vermessung der Ist-Geometrie der Schrauben erfolgt mittels Tastschnitt am Kontur- und Rauheitsmessplatz Mahr XCR 20 (siehe Kapitel 4.5.2). Die exemplarisch getesteten Gewindedimensionen sind in Abbildung 40 dargestellt und liegen im Toleranzfeld 6g nach DIN 13-20 [200].

### Klemmteile

Die Fertigung der Klemmteile erfolgt durch mechanische Bearbeitung. Das Durchgangsloch entspricht der Reihe "mittel" nach DIN EN 20273 [195]. Auf der Seite der Kopfauflage wird das Durchgangsloch mit einer Fase ( $45^\circ \times 0,5$ ) versehen. Weiterhin wird eine Abflachung an zwei gegenüberliegenden Seiten des Klemmteils eingebracht, damit das Schraubenverbindungsmodell verdrehsicher in einem Schraubstock zur Montage fixiert werden kann. Um eine möglichst homogene Kontaktfläche zu ermöglichen, werden die Kopfauflagen- bzw. Trennfugenfläche im letzten Bearbeitungsschritt abgedreht, um die Rauheit auf einen Nennwert von  $R_z \approx 3,2 \mu\text{m}$  einstellen zu können. Bei ausgewählten Proben werden darüber hinaus zwei Bohrungen für die Messung der Klemmteilplastifizierung (siehe Kapitel 4.5.1) gefräst.

Mutterbauteile

Die Außenkontur des Mutterbauteils wird ebenfalls durch mechanische Bearbeitung hergestellt. Das Innengewinde wird geschnitten und liegt nach exemplarischer Tastschnittmessung im Toleranzfeld 6H der DIN 13-20 [200], wie Abbildung 41 zeigt.

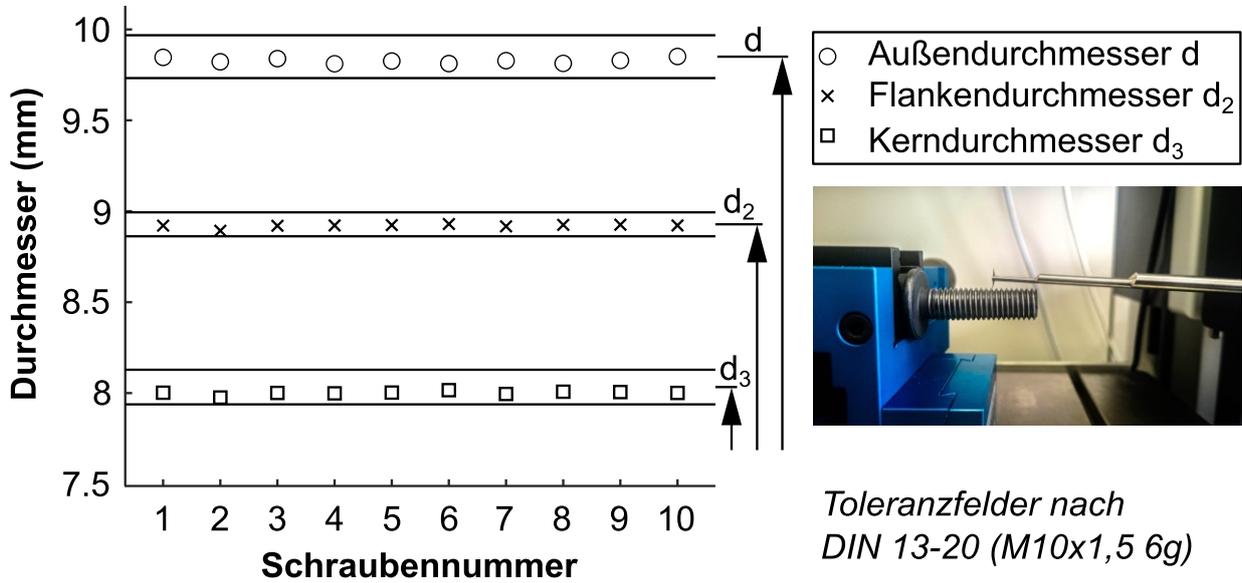


Abbildung 40: Messung der Gewindedimensionen der Schraube mittels Tastschnitt (Mahr XCR20) mit Toleranzfeldern nach DIN 13-20 [200]

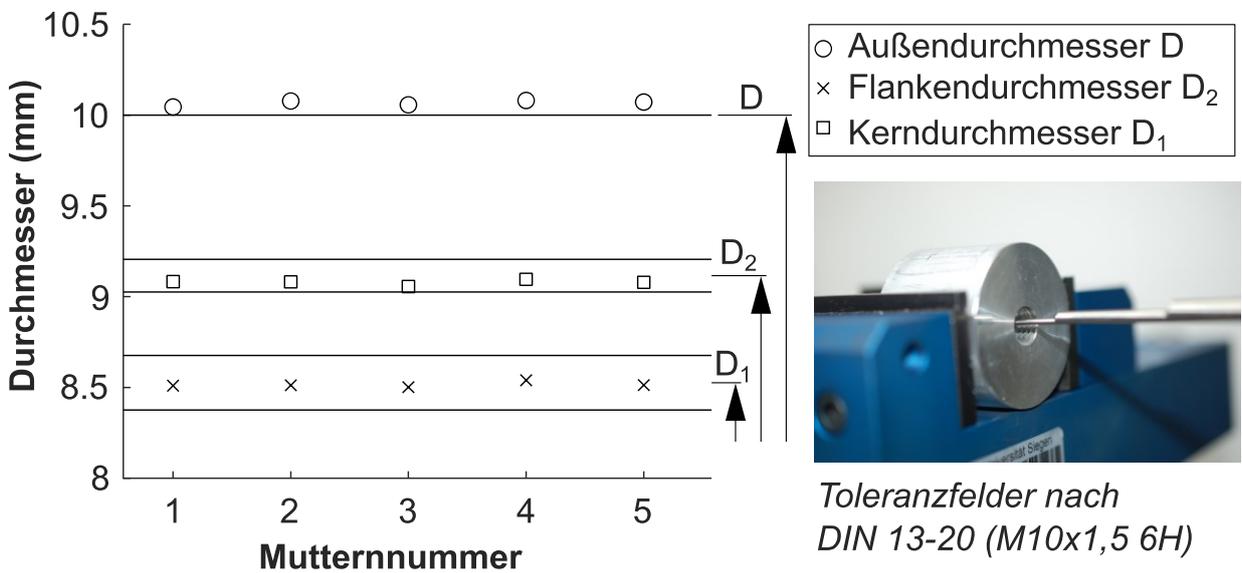


Abbildung 41: Messung der Gewindedimensionen des Mutterbauteils mittels Tastschnitt (Mahr XCR20) mit Toleranzfeldern nach DIN 13-20 [200]

## Verbindungstechnische Untersuchungen

### Einschraubtiefe

Abbildung 42 links zeigt die Ergebnisse der Zugversuche an einer SV bestehend aus Stahlschraube (M10 - 10.9, 23MnB3) und Mutterbauteil ( $D_A = 4d$ ,  $m_{ges} = 3d$  bzw.  $1,5d$ ) aus EN AW-6082 (T6511). Hinsichtlich der erreichten Bruchkraft zeigen sich keine Unterschiede durch die verringerte Einschraubtiefe  $m_{ges}$ . Weitere Zugversuche von Mutterbauteilen verschiedener Legierungen ( $D_A = 4d$ ,  $m_{ges} = 3d$ , Legierungsvariation siehe Kapitel 4.1) zeigen ebenfalls in etwa gleich hohe Bruchkräfte, siehe Abbildung 42 rechts. Bei allen Versuchen konnten Einschnürungen im Bereich des freien belasteten Gewindes der Schraube festgestellt werden.

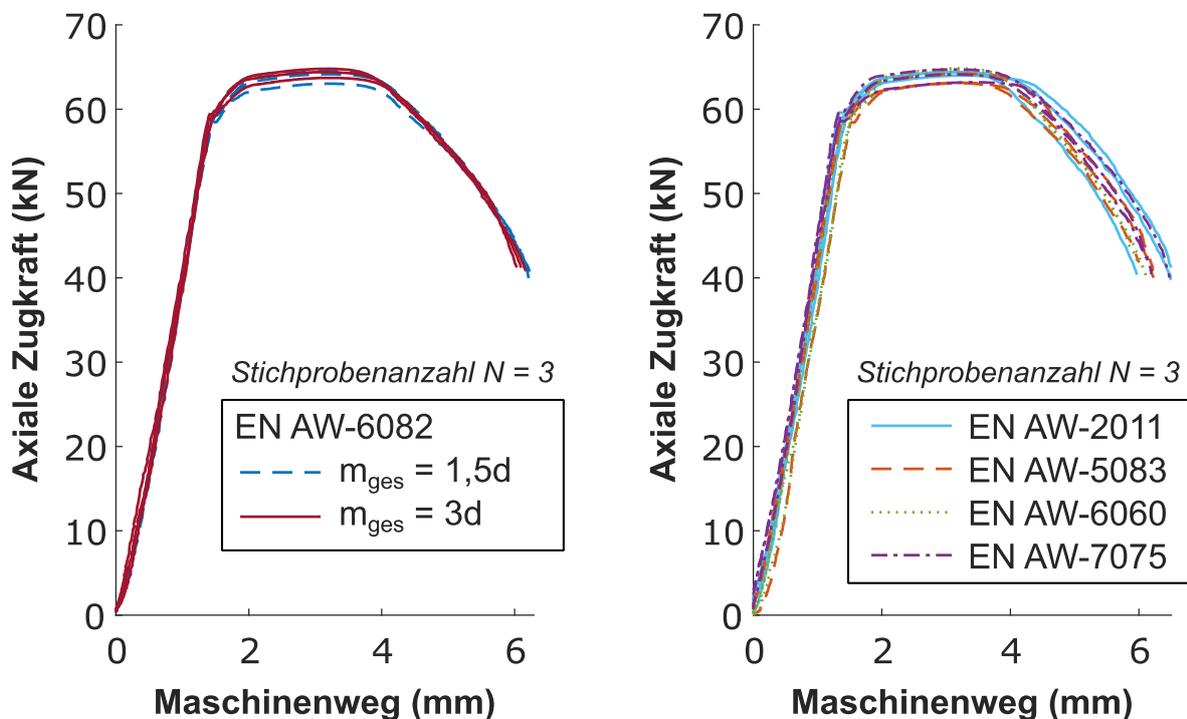
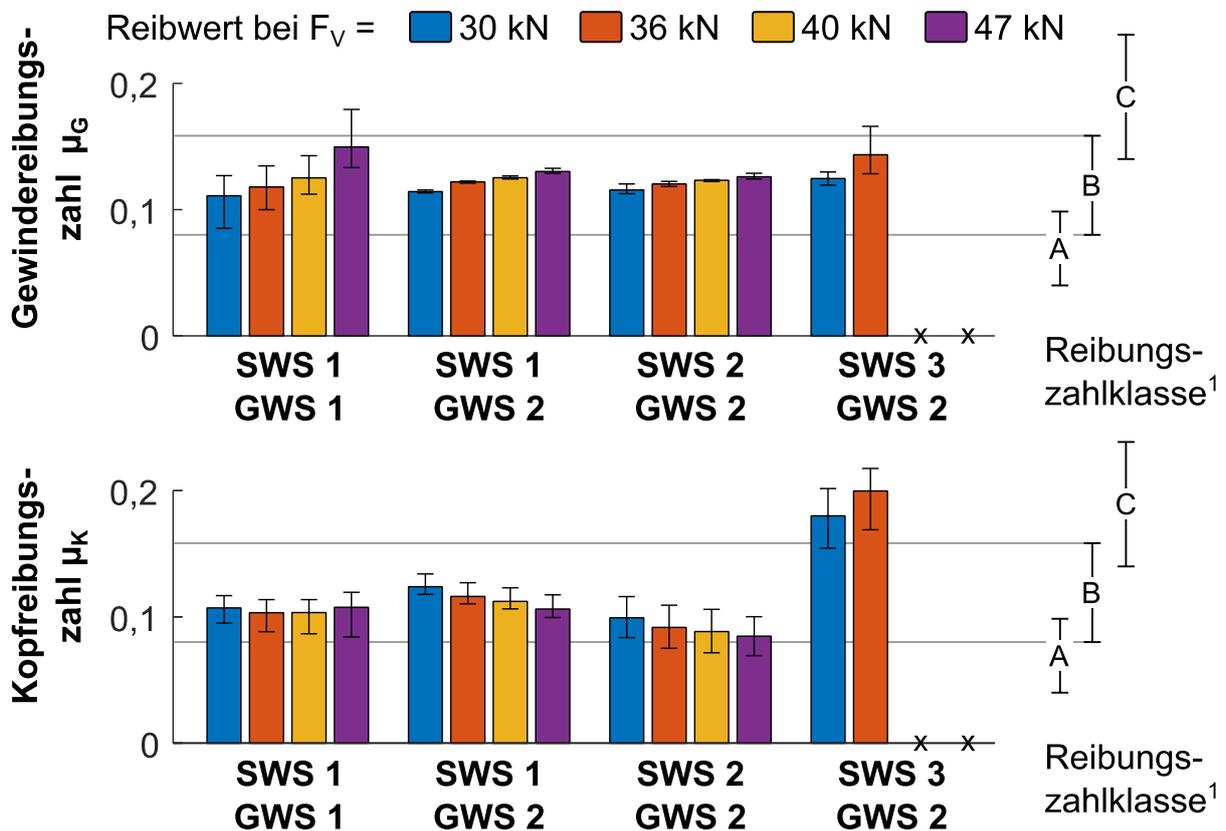


Abbildung 42: Zugversuch an Stahlschraube (M10 - 10.9, 23MnB3) in Verbindung mit Mutterbauteil aus Aluminium ( $D_A = 4d$ ,  $m_{ges} = 3d$  soweit nicht anders angegeben)

### Montageverhalten

Die Ermittlung der Gewinde- und Kopfreibungszahlen ( $\mu_G$  und  $\mu_K$ ) erfolgt wie in Kapitel 4.5.3 beschrieben. Eine Übersicht der ermittelten Kopf- und Gewinde-  
reibungszahlen  $\mu_K$  und  $\mu_G$  bei verschiedenen Vorspannkraftniveaus  $F_V$  zeigt  
Abbildung 43. Die Auswertenniveaus  $F_V = 30$  kN,  $40$  kN und  $47$  kN entsprechen den  
in dieser Arbeit untersuchten Montagevorspannkraftniveaus, die Auswertung bei  
 $F_V = 36$  kN erfolgt nach Norm DIN EN ISO 16047 [208] bzw. DIN EN ISO 898-1  
[193] (75 % der Prüfkraft der M10 - 10.9 Schraube). Erwartungsgemäß zeigt die  
Werkstoffpaarung aus Stahlschraube und Klemmteil sowie Mutterbauteil aus Alu-

minium eine höhere Gesamtreibung  $\mu_{ges}$ . Mit zunehmender Vorspannkraft  $F_V$  nimmt auch die Gewindereibungszahl  $\mu_G$  bei allen Werkstoffpaarungen zu. Die Kopfreibungszahl  $\mu_K$  ist bei der ersten Versuchskonfiguration (Aluminiumverbindungspartner) unabhängig von der Vorspannkraft  $F_V$ , bei Stahlverbindungen (Schraube aus 23MnB3 bzw. 40CrMoV4-6, Klemmteil und Mutterbauteil aus 40CrMo4 +QT) nimmt diese mit zunehmender Vorspannkraft  $F_V$  leicht ab. Der warmfeste Schraubenstahl X6NiCrTiMoVB25-15-2 erreicht die Vorspannkraft von  $F_V = 40$  kN (und 47 kN) nicht, sodass hier keine Reibungszahlen ermittelt werden konnten. Die Gewindereibungszahlen können im Mittel der Reibungszahlklasse B nach Tabelle 5 der VDI-Richtlinie 2230 [206] zugeordnet werden. Dies trifft auch für die Kopfreibungszahlen aller Paarungen außer der Paarung SWS 3 / GWS 2 (Schraubenwerkstoff X6NiCrTiMoVB25-15-2, Gegenlagenwerkstoff 42CrMo4 +QT) zu, die der Reibungszahlklasse C zugeordnet werden muss.



Fehlerbalken: Min/MW/Max aus  $N = 3$

x = Vorspannkraft nicht erreicht

1) nach VDI 2230 Richtlinie

**Schraubenwerkstoff (SWS)**

SWS 1: 23MnB3

SWS 2: 40CrMoV4-6

SWS 3: X6NiCrTiMoVB25-15-2

**Gegenlagenwerkstoff (GWS)**

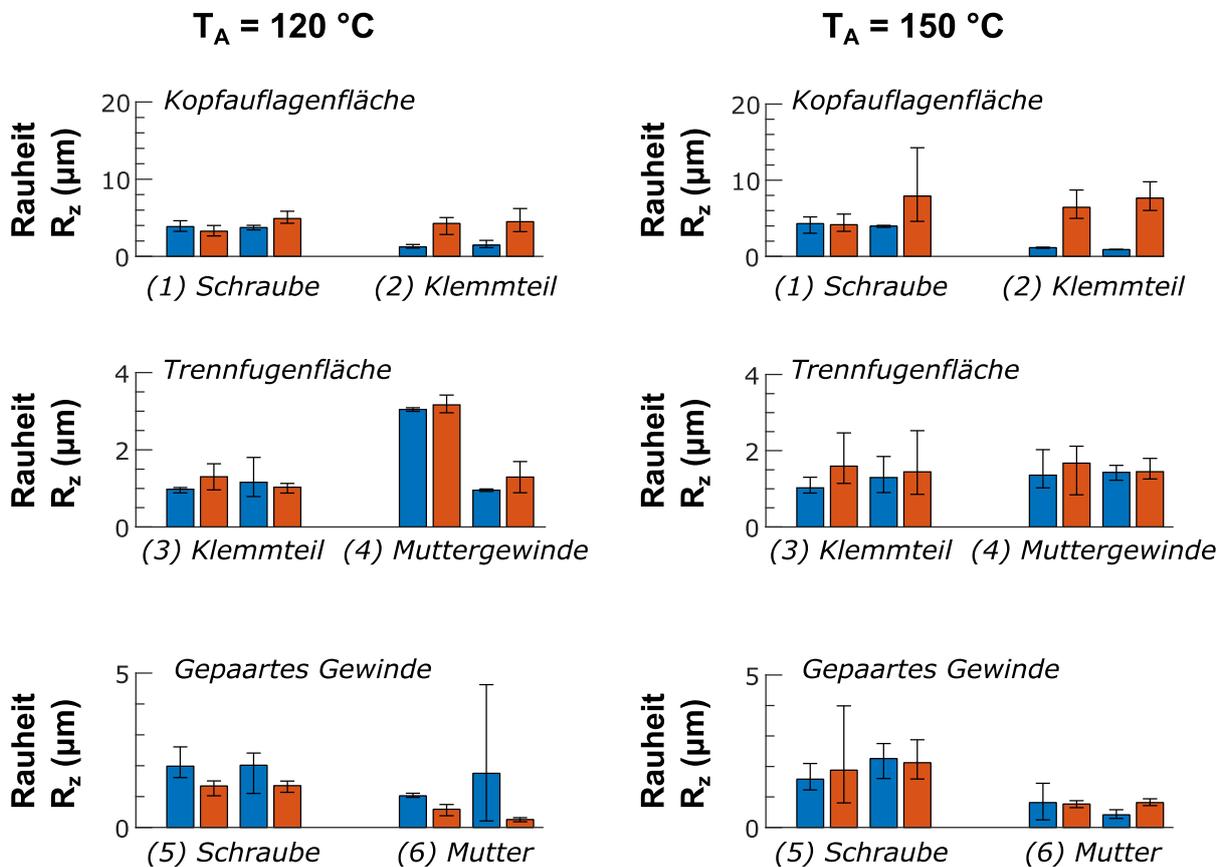
GWS 1: EN AW-6082 (T6511)

GWS 2: 42CrMo4 +QT

Abbildung 43: Kopf- und Gewindereibungszahlen ( $\mu_K$ ,  $\mu_G$ ) der untersuchten Werkstoffpaarungen bei Vorspannkraftniveaus von  $F_V = 30$  kN, 40 kN und 47 kN

### Oberflächenrauheit der Kontaktstellen

Die Bestimmung der Oberflächenrauheit wird für zwei Versuchskonfigurationen an jeweils zwei Proben vor und nach Auslagerung für  $t_A = 1000$  h bei  $T_A = 120$  °C bzw.  $150$  °C durchgeführt. Eine Übersicht der Messstellen ist in Abbildung 34 des Kapitels 4.5.2 zu finden. Abbildung 44 zeigt die gemittelte Rautiefe  $R_z$  für die Kontaktstellen der Kopfauflagen- und Trennfugenfläche sowie des gepaarten Gewindes. Die gemittelte Rautiefe  $R_z$  der schraubenseitigen Kopfauflagenfläche bleibt weitestgehend gleich. Auf Seiten des Klemmteils findet eine Aufrauung der Oberfläche statt, die auf die Montage zurückgeführt werden kann. Eine Rauheitsänderung in der Trennfuge ist sowohl bei dem Klemmteil als auch bei dem Mutterbauteil nicht erkennbar. Gleiches gilt auch für das gepaarte Gewinde.



#### Versuchsparameter:

Schraube M10 (10.9); Schraubenwerkstoff 23MnB3;  
 Klemmteil und Mutterbauteilwerkstoff: EN AW-6082 (T6511)  
 $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ,  $m_{\text{ges}} = 3d$ ,  $F_M = 35$  kN;  $N = 2$   
 Fehlerbalken (Min/MW/Max) aus 3 Messstrecken

■ Vor Montage  
 ■ Nach Auslagerung

**Abbildung 44: Rauheitscharakterisierung der gepaarten Oberflächen der untersuchten Schraubenv Verbindung**

## 5.2 Vorspannkraftrelaxationsuntersuchungen

Nachfolgend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens (VKRV) von Schraubenverbindungen (SV) vorgestellt. Die Auswahl der Variationsparameter sowie weiterführende theoretische Hintergründe sind Kapitel 4.1 zu entnehmen.

### 5.2.1 Einfluss der Temperatur

Der Einfluss der Auslagerungstemperatur ( $T_A = 20\text{ °C}, 80\text{ °C}, 100\text{ °C}, 120\text{ °C}, 150\text{ °C}$ ) auf die Vorspannkraftstabilität wird an einer SV, bestehend aus einer Schraube (M10 - 10.9) sowie einem Klemmteil ( $D_A = 4d, l_k = 5d$ ) und Mutterbauteil ( $m_{\text{gesAl}} = 3d$ ) der Aluminiumlegierung EN AW-6082 (T6510), ermittelt. Die SV wird mit einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 30\text{ kN}$  elastisch verspannt. Für die höchste Auslagerungstemperatur ( $T_A = 150\text{ °C}$ ) wird eine weitere SV mit Verbindungspartnern aus Stahl (Klemmteil- und Mutterbauteilwerkstoff 42CrMo4,  $D_A = 4d, l_k = 5d, m_{\text{gesSt}} = 2d, F_M = 30\text{ kN}$ ) untersucht. Zu beachten ist, dass die SV mit Aluminiumbauteil und Schraube aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten ( $\alpha_{\text{St}} < \alpha_{\text{Al}}$ ) bei Auslagerung eine thermische Zusatzkraft  $\Delta F_{\text{Vth}}$  ertragen muss, sodass die Vorspannkraft  $F_V$  bei Auslagerungstemperatur  $T_A$  in der Regel die Montagevorspannkraft  $F_M$  übersteigt.

Abbildung 45 zeigt den relativen Restvorspannkraftverlauf  $F_{\text{VR}}/F_M$  für die untersuchten Versuchskonfigurationen (Versuchsführung und Auswertemethodik siehe Kapitel 4.4). Erwartungsgemäß verlieren die bei Raumtemperatur ( $T_A = 20\text{ °C}$ ) ausgelagerten Proben nur wenig Vorspannkraft durch Anpassungsvorgänge (Kaltsetzen bei  $t_A = -48\text{ h}$  bis  $0\text{ h}$ ) nach der Montage und weisen anschließend eine konstant hohe Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$  auf. Auch die SV, bestehend aus Schraube, -klemmteil und -mutterbauteil, zeigt über die gesamte Auslagerung bei  $T_A = 150\text{ °C}$  nur geringfügige Vorspannkraftverluste. Alle Proben mit Aluminiumverbindungspartnern erleiden innerhalb der ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0\text{ h} \dots 48\text{ h}$ ) den höchsten Vorspannkraftverlust. Die bei  $T_A = 80\text{ °C}$  und  $100\text{ °C}$  ausgelagerten Proben zeigen im weiteren Auslagerungsverlauf eine degressive Relaxationsrate, die nach ca.  $t_A = 500\text{ h}$  zum Erliegen kommt. Die bei  $T_A = 120\text{ °C}$  ausgelagerten Proben weisen einen höheren Vorspannkraftverlust innerhalb der ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A > 48\text{ h}$ ) auf. Die Relaxationsrate dieser Proben nimmt jedoch auch stetig ab und ist für den Bereich zwischen  $t_A = 500\text{ h}$  und  $1000\text{ h}$  annähernd konstant. Proben, die bei  $T_A = 150\text{ °C}$  ausgelagert

wurden, weisen die höchsten Relaxationsraten auf und zeigen auch in diesem letzten Messabschnitt noch einen erhöhten Vorspannkraftverlust, sodass mit weiteren Vorspannkraftverlusten bei höheren Auslagerungszeiten ( $t_A > 1000$  h) gerechnet werden muss.

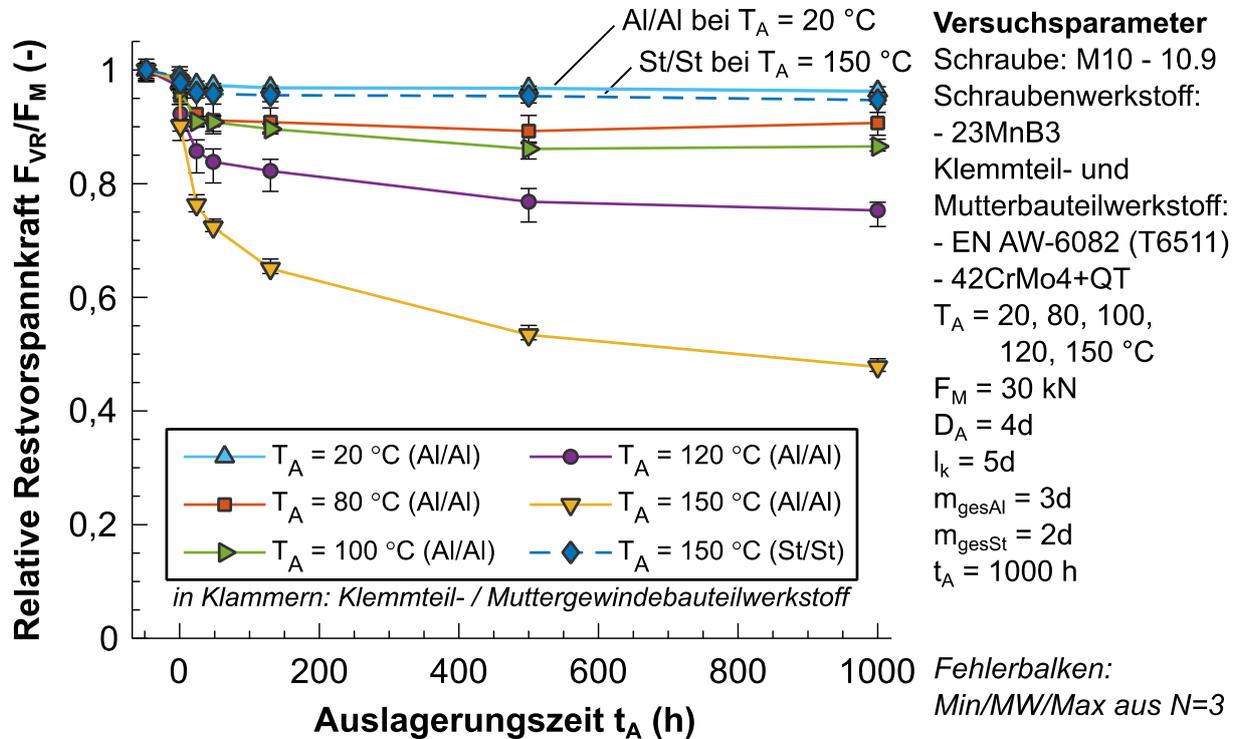


Abbildung 45: Einfluss der Auslagerungstemperatur  $T_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$

Einen Überblick über die absoluten Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000$  h gibt Abbildung 46 (Versuchsführung und Auswertemethodik siehe Kapitel 4.4). Die SV mit Aluminiumklemmteil und -mutterbauteil weist bei Raumtemperatur einen geringen Vorspannkraftverlust auf, welcher primär auf Plastifizierungen in den Kontaktstellen der SV durch Setzvorgänge zurückzuführen ist. Mit steigender Auslagerungstemperatur  $T_A$  weisen die SV mit Aluminiumverbindungspartnern erwartungsgemäß einen immer größer werdenden Vorspannkraftverlust auf, welcher den berechneten Vorspannkraftverlust durch Setzen deutlich übersteigt. Dabei fällt auf, dass zwischen Temperaturanstieg und Restvorspannkraftniveau ein nichtlinearer Zusammenhang besteht. Die bei  $T_A = 80$  °C und  $100$  °C ausgelagerten Proben verlieren 9 % bzw. 13 % an Vorspannkraft, während bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120$  °C bereits 25 % und bei  $T_A = 150$  °C über 52 % der Vorspannkraft verloren gehen. Im Gegensatz dazu erleidet die SV mit Verbindungspartnern aus Stahl (Klemmteil und Mutterbauteil aus 42CrMo4) nur einen sehr geringen Vorspannkraftverlust in Höhe von 5 %.

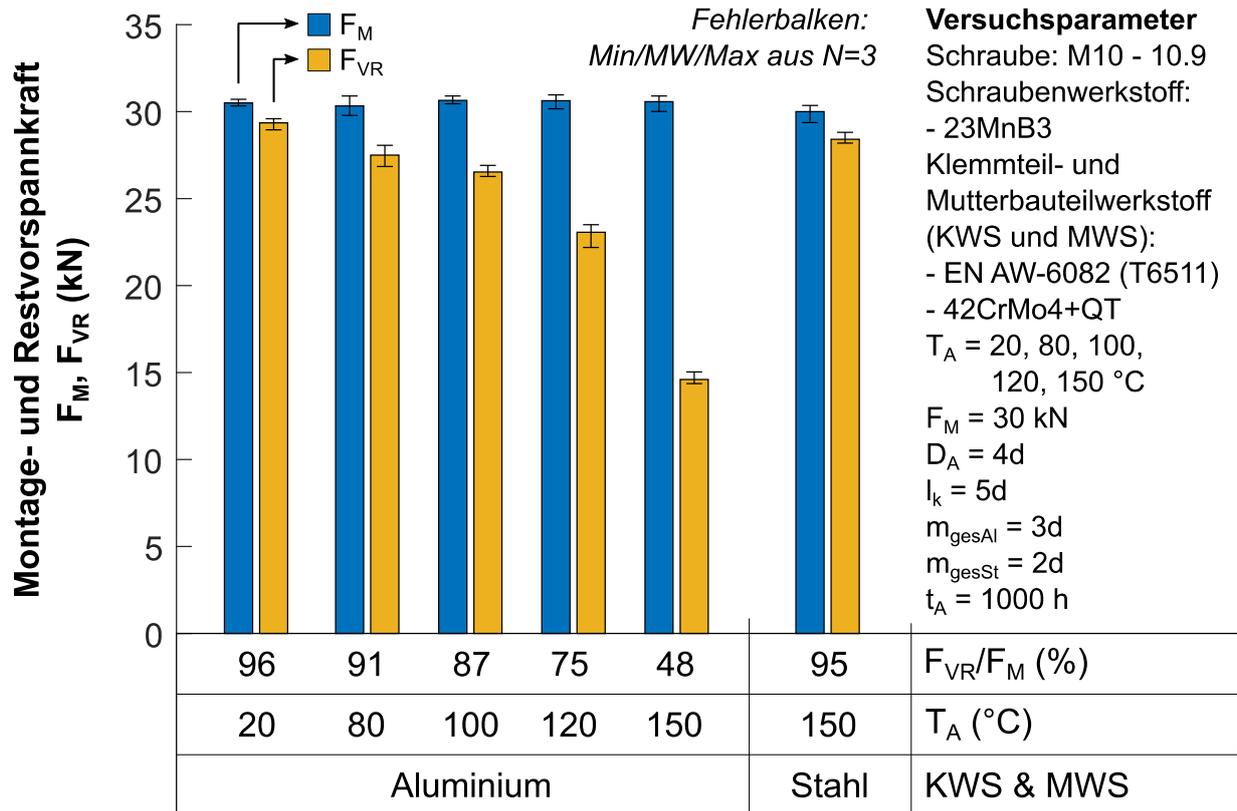


Abbildung 46: Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ )

Die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{V_{\text{relaxS}}}$  und Klemm- bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{V_{\text{relaxKM}}}$  zeigt Abbildung 47 (Versuchsführung und Auswertemethodik siehe Kapitel 4.4). Es wird deutlich, dass der Vorspannkraftverlust, wie zu erwarten war, primär auf die Aluminiumverbindungspartner zurückzuführen ist. Der Vorspannkraftverlust durch die Schraube  $\Delta F_{V_{\text{relaxS}}}$  spielt bei den gewählten Verbindungsparametern nur eine untergeordnete Rolle, was primär auf die niedrige Montagevorspannkraft ( $F_M = 30 \text{ kN}$ ) zurückzuführen ist, wie weitere Untersuchungen zeigen werden. Mit zunehmender Auslagerungstemperatur  $T_A$  ist eine geringfügige Zunahme des Vorspannkraftverlusts der Schraube  $\Delta F_{V_{\text{relaxS}}}$  festzustellen. Die SV mit Verbindungspartnern aus Stahl verliert ihre Vorspannkraft fast ausschließlich aufgrund der Schraubenplastifizierung.

Abbildung 48 zeigt die Plastifizierung der Kopfauflagenfläche der temperaturbelasteten Aluminiumproben (Versuchsführung und Auswertemethodik siehe Kapitel 4.5.2). Erwartungsgemäß nimmt die Plastifizierung mit steigender Temperatur zu. Die maximale Plastifizierungstiefe  $\Delta z_{\text{max}}$  (gemessen bei Beginn der Fase) zeigt für die untersuchten Temperaturen eine nahezu lineare Zunahme mit der Temperatur (Balkendiagramm), wobei die Verläufe der Kopfauflagenplastifizierung bei  $100 \text{ } ^\circ\text{C}$  und  $120 \text{ } ^\circ\text{C}$  über weite Teile der Kontaktfläche nahezu deckungsgleich sind.

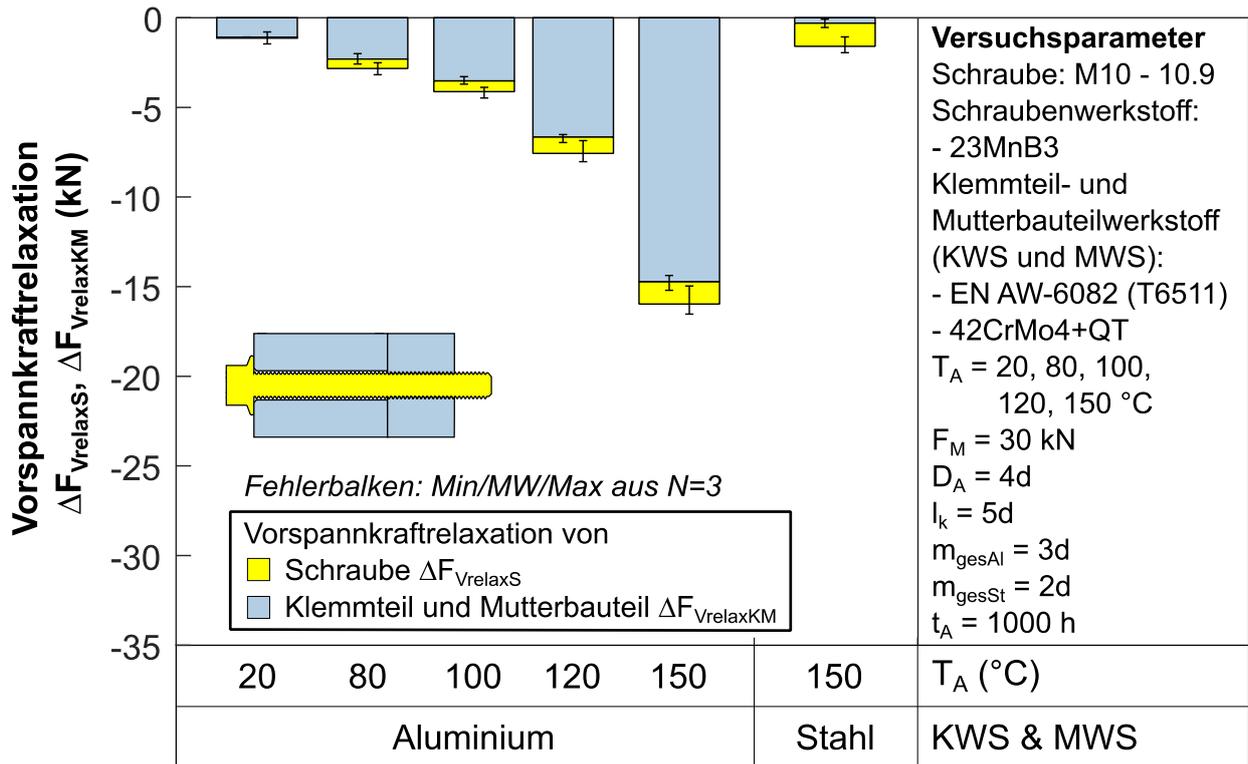


Abbildung 47: Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{\text{VrelaxS}}$ ,  $\Delta F_{\text{VrelaxKM}}$ )

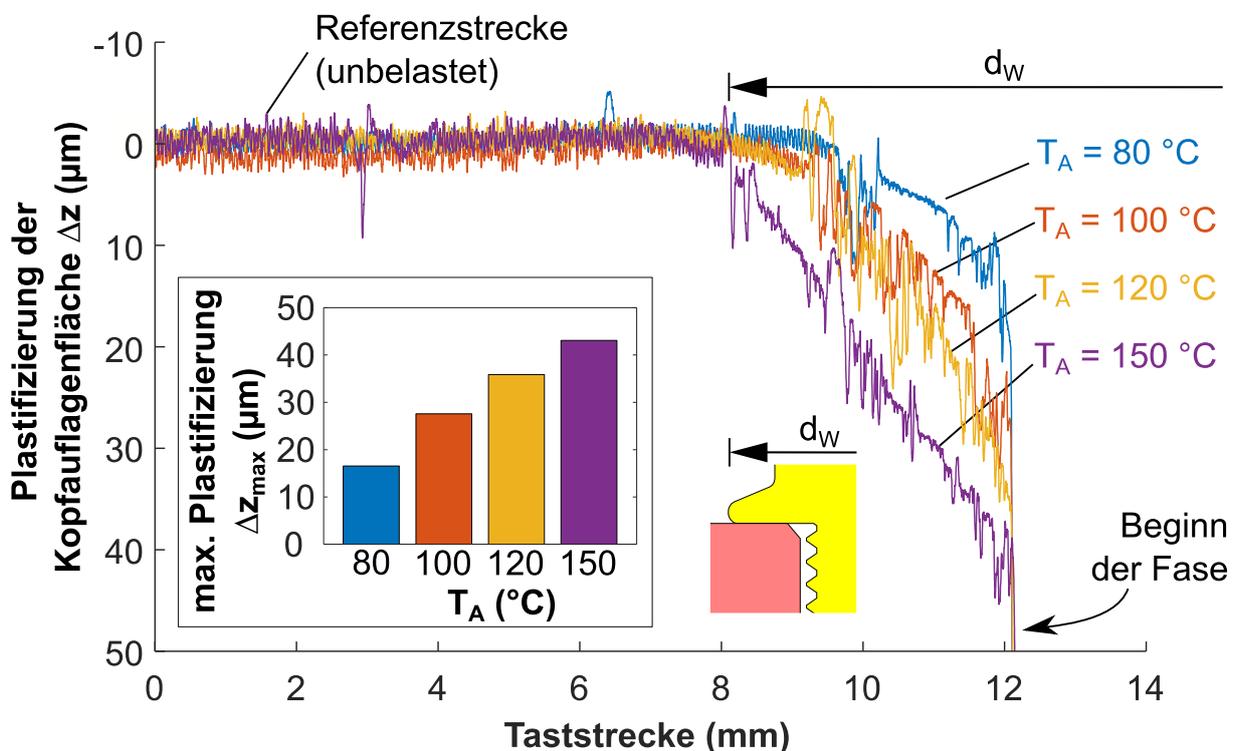


Abbildung 48: Plastifizierung der Kopfauflagenfläche nach  $t_A = 1000 \text{ h}$  der Auslagerung bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen  $T_A$  (Klemmteilwerkstoff EN AW-6082 (T6511),  $F_M = 30 \text{ kN}$ )

Für die vorher gezeigten Versuchskonfigurationen wurde zusätzlich die Klemmteilstauchung  $\epsilon_{\text{KTpl}}$  nach Demontage der Verbindung bestimmt (Versuchs-

führung und Auswertemethodik siehe Kapitel 4.5.1). Für die nicht ausgelagerten Proben ( $T_A = 20 \text{ °C}$ ) konnte keine bleibende Verformung festgestellt werden. Die Auslagerung bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  führt bei den Stahlproben zu einer Änderung der Oberfläche des Bohrgrunds aufgrund von Oxidschichtbildung, sodass der Referenzpunkt nach Auslagerung nicht mehr eindeutig identifiziert werden konnte. Eine Messung der Klemmteilstauchung der Stahlproben war somit nicht möglich. Für die temperaturbelasteten SV mit Aluminiumverbindungspartnern ergeben sich die in Abbildung 49 dargestellten Klemmteilstauchungen. Die Messergebnisse weisen einen nichtlinearen Zusammenhang von Klemmteilstauchung  $\varepsilon_{KTpl}$  und Auslagerungstemperatur  $T_A$  auf. Die hohe Klemmteilstauchung der bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  ausgelagerten Proben kann zum einen auf hohe Kriechplastifizierung und zum anderen auch auf die sinkende Werkstofffestigkeit durch Überalterung zurückgeführt werden (siehe auch Abbildung 38). Darüber hinaus zeigen die Messungen, dass Plastifizierungen des Klemmteils nicht nur in der Kopfauflage, sondern auch über die gesamte Klemmlänge auftreten.

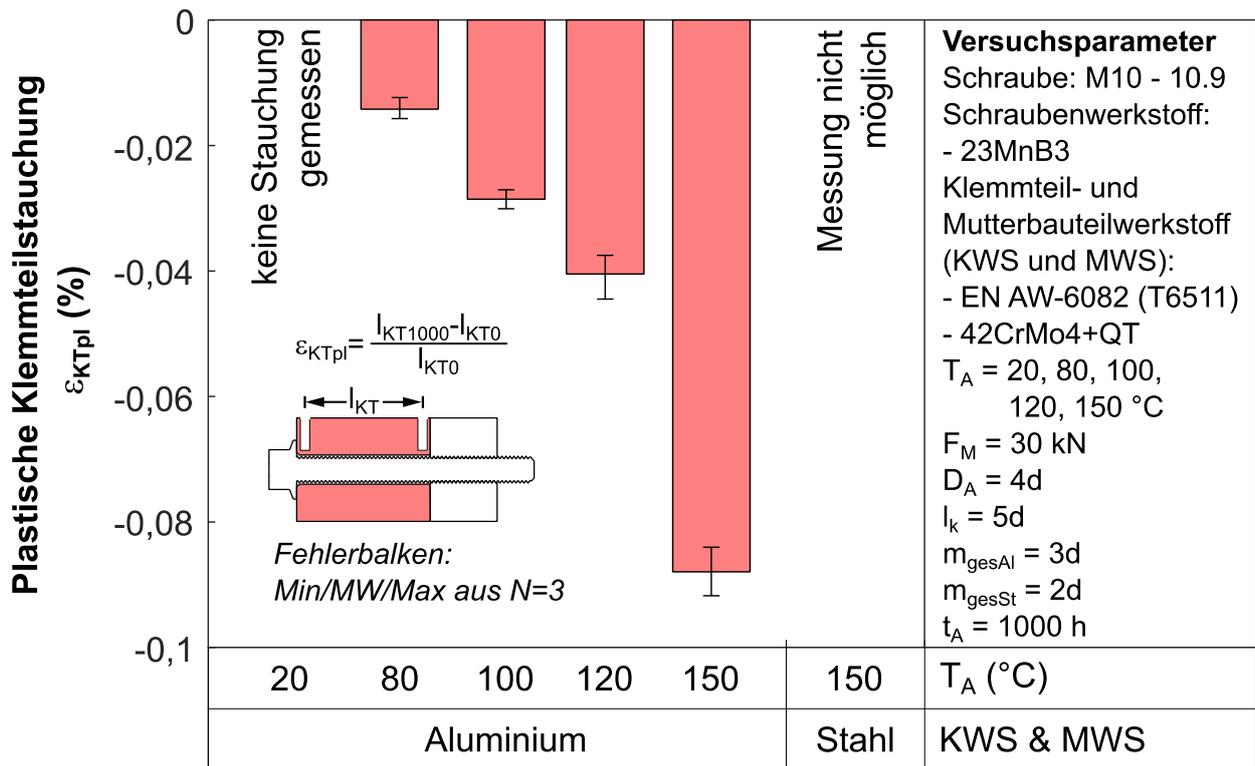


Abbildung 49: Detailauswertung zu Abbildung 45 mit Auswertung der plastischen Klemmteilstauchung  $\varepsilon_{KTpl}$

### 5.2.2 Einfluss der Montagevorspannkraft

Der Einfluss der Montagehöhe  $F_M$  auf die Vorspannkraftstabilität wird an einer SV, bestehend aus einer Schraube (M10 - 10.9) sowie einem Klemmteil ( $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ) und Mutterbauteil ( $m_{ges} = 3d$ ) der Aluminiumlegierung EN AW-6082 (T6510), bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80\text{ °C}$ ,  $100\text{ °C}$ ,  $120\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  ermittelt. Die Höhe der Montagevorspannkraft wird für alle Auslagerungstemperaturen auf  $F_M = 30\text{ kN}$ ,  $40\text{ kN}$  und  $47\text{ kN}$  festgesetzt. Für die Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120\text{ °C}$  wird zusätzlich der Einfluss geringerer Montagevorspannkraft in Höhe von  $F_M = 10\text{ kN}$  und  $20\text{ kN}$  ermittelt.

Die absoluten Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}$  für Auslagerungstemperaturen  $T_A = 80\text{ °C}$  bis  $150\text{ °C}$  sind in Abbildungen 50 bis 53 dargestellt. Alle Versuchskonfigurationen zeigen innerhalb der ersten  $t_A = 0\text{ h} \dots 24\text{ h}$  der Auslagerung einen verstärkten Vorspannkraftrückgang, welcher umso größer ausfällt, je höher die SV vorgespannt (Montagehöhe  $F_M$ ) und je höher die Auslagerungstemperatur  $T_A$  ist. Dieser Vorspannkraftverlust lässt sich nicht ausschließlich auf Plastifizierungen des Klemmteils sowie des Mutterbauteils zurückführen. Durch die höhere Ausnutzung der Schraube (streckgrenzgesteuerte Montage bei  $F_M = 40\text{ kN}$  bzw. überelastische Montage bei  $F_M = 47\text{ kN}$ ) plastifiziert die Schraube in den ersten Auslagerungsstunden aufgrund der temperaturbedingten Vorspannkrafterhöhung  $\Delta F_{Vth}$  sowie der Verminderung der Werkstofffestigkeit, was zu einem Vorspannkraftabfall nach Abkühlung auf Raumtemperatur führt. Durch die auftretende Schraubenplastifizierung und dem daraus resultierenden Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VrelaxS}$  in den ersten Stunden der Auslagerung gleichen sich die Relaxationsraten der untersuchten Versuchskonfigurationen rasch an. So zeigen die Restvorspannkraftverläufe der bei  $T_A = 80\text{ °C}$  (Abbildung 50) und  $T_A = 100\text{ °C}$  (Abbildung 51) ausgelagerten Proben ab ca.  $t_A = 24\text{ h}$  eine vergleichbar geringe Relaxationsrate, wobei höher verspannte Proben über die gesamte Versuchsdauer auch eine höhere Restvorspannkraft  $F_{VR}$  aufweisen. Wird die Auslagerungstemperatur  $T_A$  auf  $120\text{ °C}$  erhöht, zeigt sich für die bis  $F_M = 30\text{ kN}$  verspannten Proben ein ähnliches Verhalten. Eine Erhöhung der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf  $40\text{ kN}$  bzw.  $47\text{ kN}$  führt dagegen zu erhöhten Relaxationsraten im Auslagerungszeitraum zwischen  $t_A = 24\text{ h}$  und  $1000\text{ h}$ , wodurch sich die Restvorspannkraft der höher verspannten SV ( $F_M = 30\text{ kN}$ ,  $40\text{ kN}$ ,  $47\text{ kN}$ ) mit zunehmender Auslagerungsdauer  $t_A$  immer weiter angleichen. Bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150\text{ °C}$  erfolgen diese Anpassungsvorgänge mit erhöhter Geschwindigkeit, da die Relaxationsraten bei höherer Vorspannkraft ebenfalls größer sind.

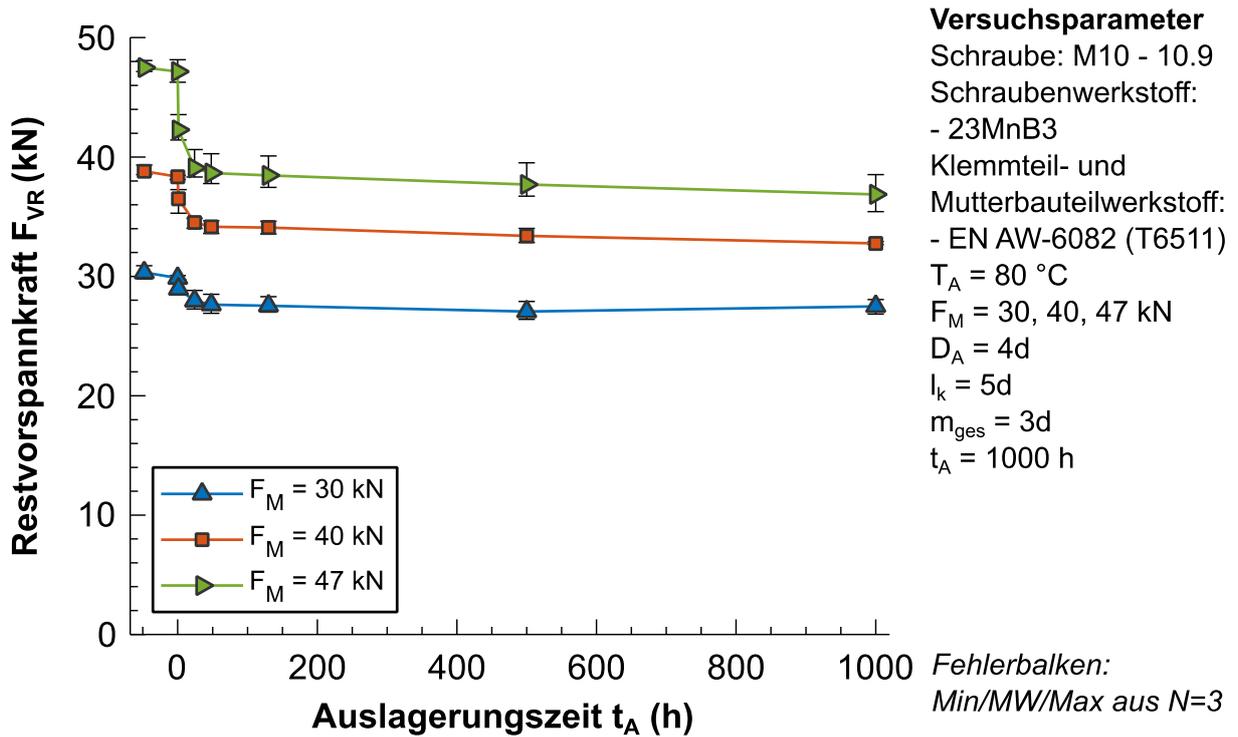


Abbildung 50: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 80 \text{ }^\circ\text{C}$

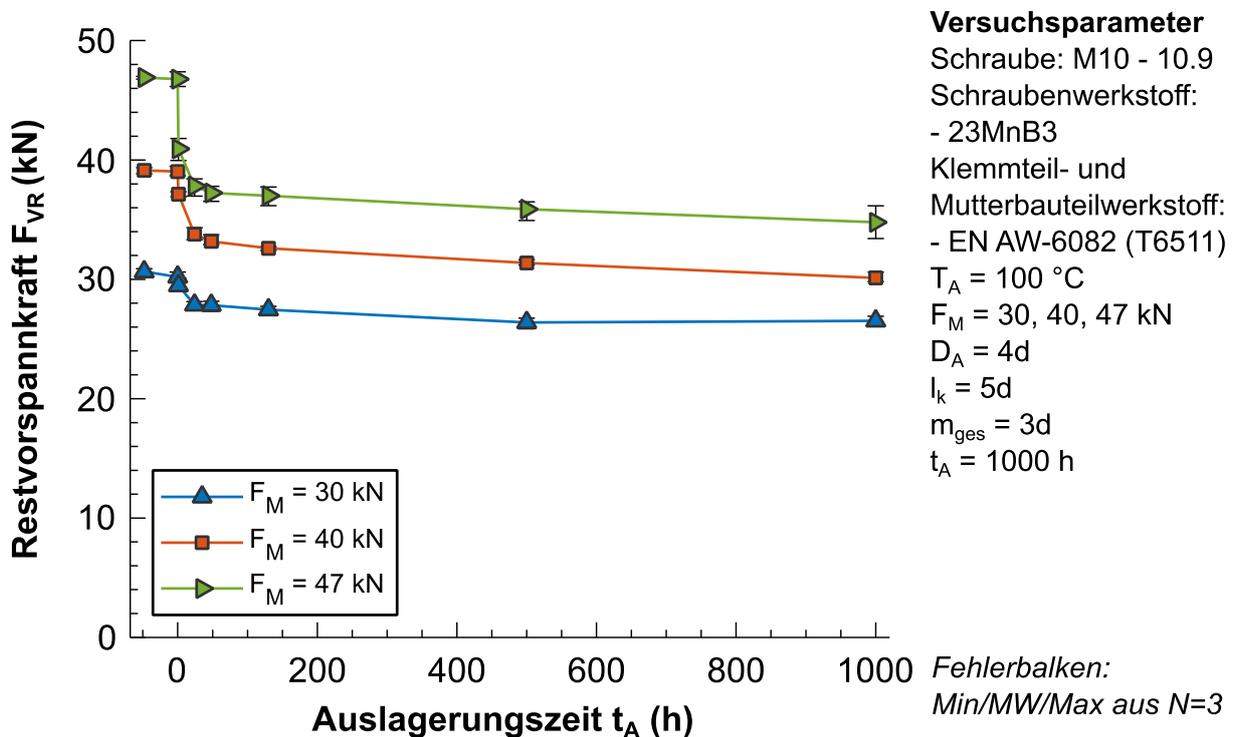


Abbildung 51: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 100 \text{ }^\circ\text{C}$

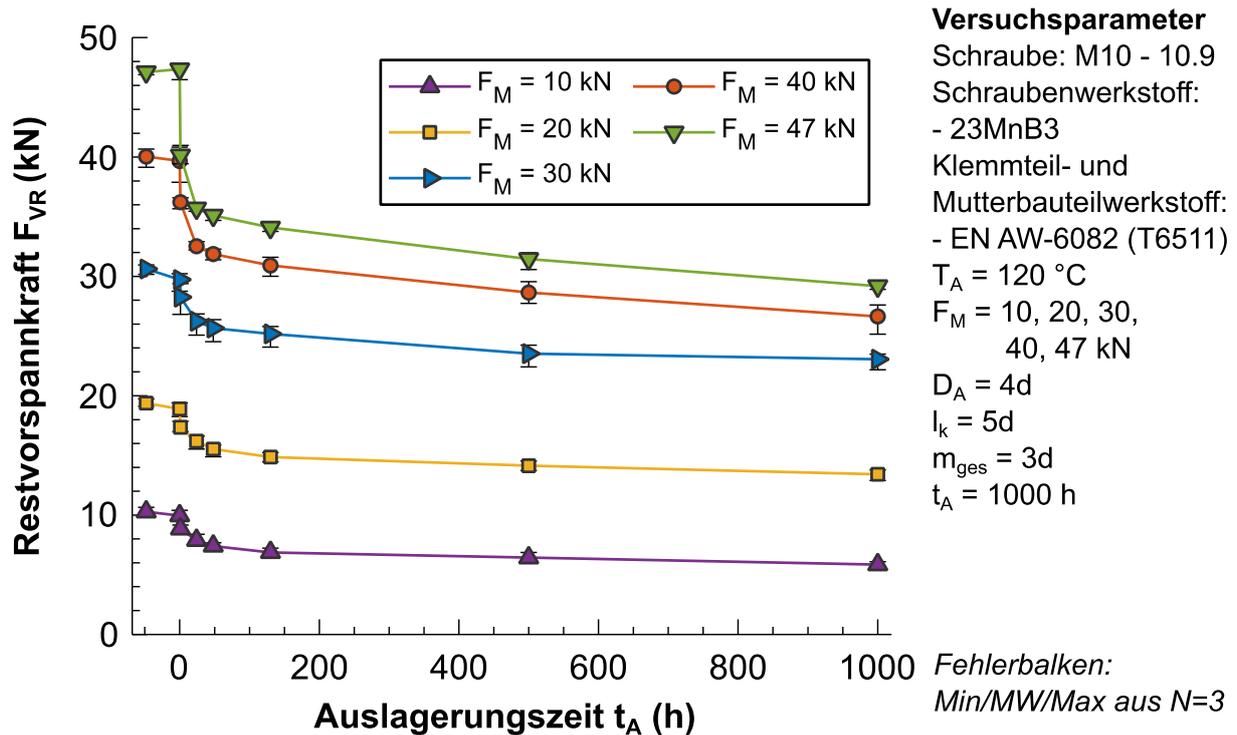


Abbildung 52: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ °C}$

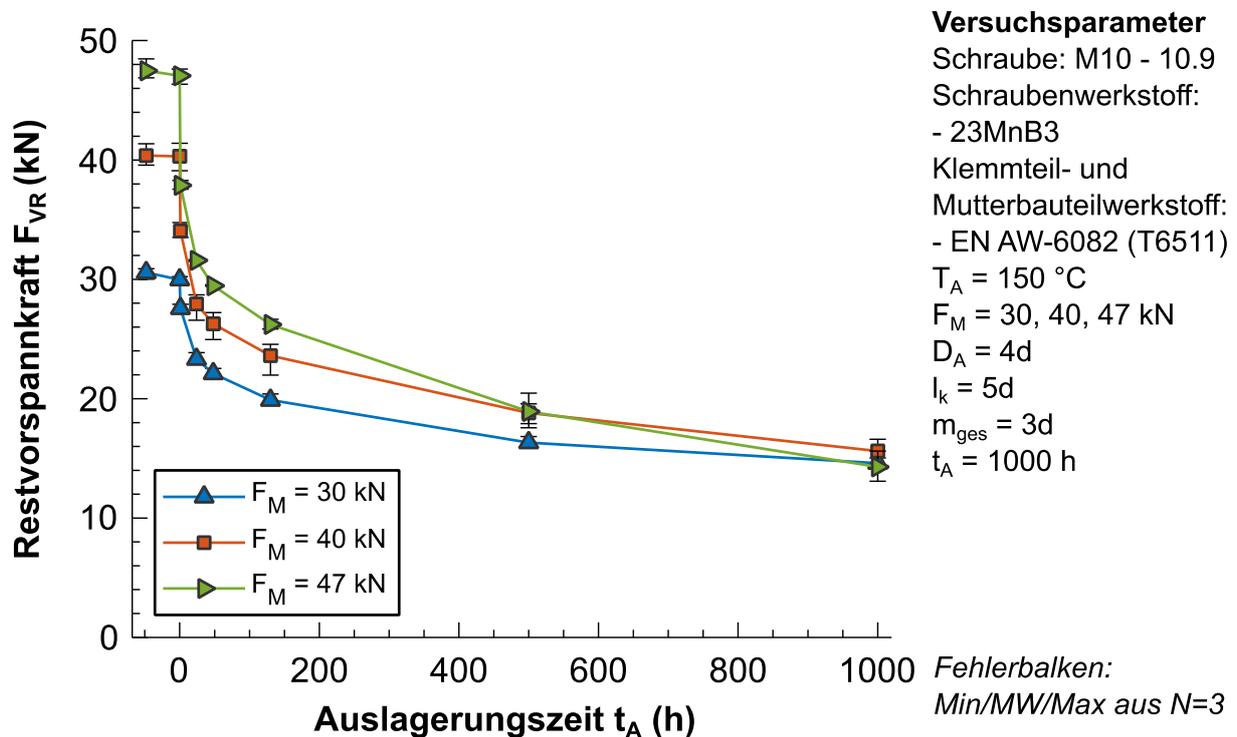


Abbildung 53: Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ °C}$

Abbildung 54 zeigt die nach Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Montagevorspannkraft  $F_M$  gruppierten Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000 \text{ h}$ . Die absoluten Restvorspannkraften  $F_{VR}$  sind für

Auslagerungstemperaturen von bis zu  $T_A = 120 \text{ °C}$  bei den auf  $F_M = 47 \text{ kN}$  überelastisch vorgespannten SV am größten. Bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ °C}$  gleichen sich die Restvorspannkraften über die Auslagerungszeit weitestgehend an. Die relativen Vorspannkraftverluste sind bei  $F_M = 30 \text{ kN}$  für alle Auslagerungstemperaturen  $T_A$  am geringsten. Höhere Montagevorspannkraften  $F_M$  führen auch zu einem höheren relativen Vorspannkraftverlust. Bei den auf  $F_M = 10 \text{ kN}$  und  $20 \text{ kN}$  vorgespannten SV (bei  $T_A = 120 \text{ °C}$ ) ist der relative Vorspannkraftverlust ebenfalls höher als bei  $F_M = 30 \text{ kN}$ . Der Grund ist, dass während der Auslagerungszeit noch Anpassungsvorgänge durch die rauen Bauteilkontakte stattfinden (das entspricht einer nichtlinearen Maximumfunktion). Bei endlichen Auslagerungszeiten ist die Restvorspannkraft  $F_{VR}$  mit steigender Montagevorspannkraft  $F_M$  jedoch immer höher, d.h. bei endlichen Zeiten gibt es einen Vorteil der Montage mit höherer Montagevorspannkraft  $F_M$ . Der Vorteil einer hohen Montagevorspannung  $F_M$  zeigt sich vor allem bei Klemmteilen, die nur zeitweise erhöhten Temperaturen ausgesetzt sind.

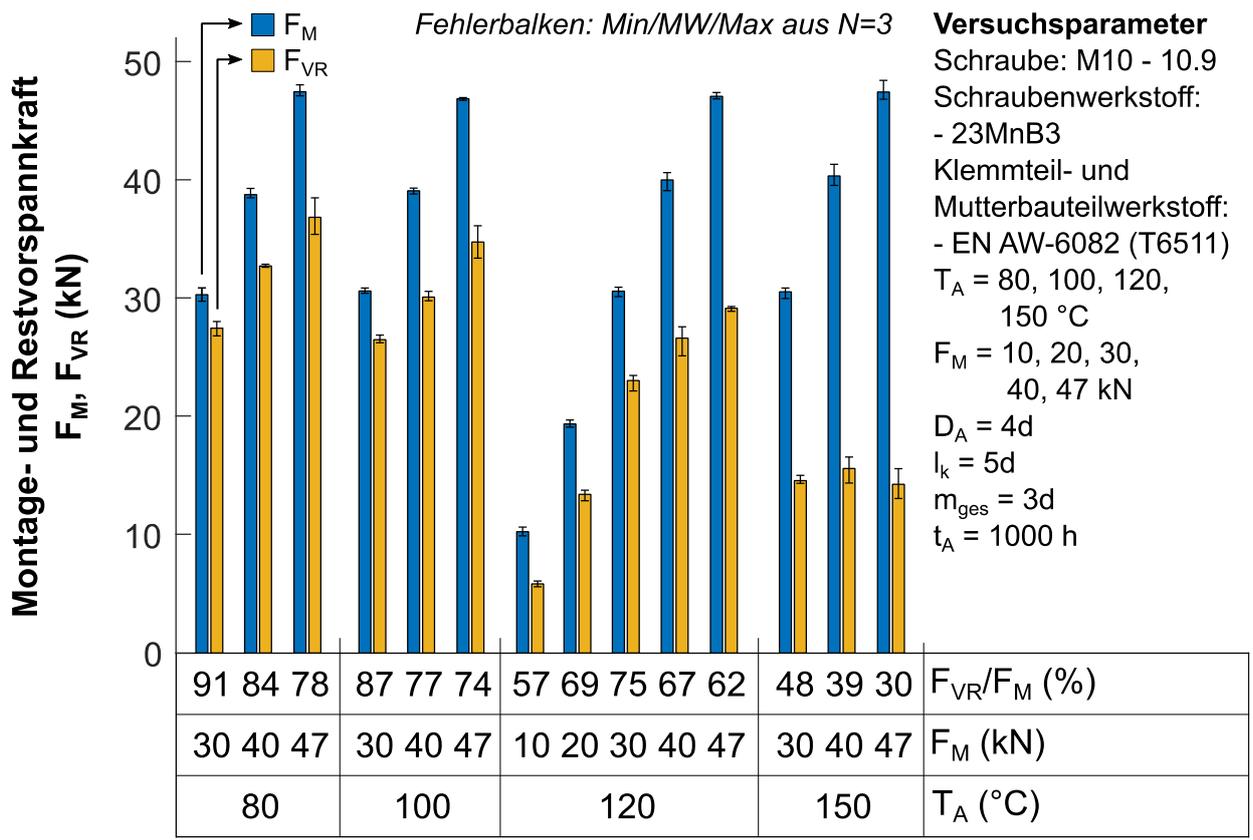


Abbildung 54: Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

Die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  und Klemm- bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  der verschiedenen Versuchskonfigurationen ist in Abbildung 55 dargestellt. Während die Plastifizierung der Schraube – und damit

der Vorspannkraftverlust durch die Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  – bei den auf bis zu  $F_M = 30$  kN elastisch vorgespannten Proben eine untergeordnete Rolle spielt, kann bei einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 40$  kN eine deutliche Zunahme der Schraubenplastifizierung mit steigender Auslagerungstemperatur  $T_A$  festgestellt werden. Aufgrund der hohen Montageausnutzung wird die zusätzlich aufgebrachte thermische Vorspannkraftänderung  $\Delta F_{Vth}$  bei Überschreiten der temperaturabhängigen Streckgrenze zum Teil in plastische Dehnung der Schraube umgesetzt. Darüber hinaus führt die höhere Spannung während der Auslagerung zu einer erhöhten Kriechdehnung der Schraube. Die überelastisch vorgespannten Proben ( $F_M = 47$  kN) zeigen einen erhöhten Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung.

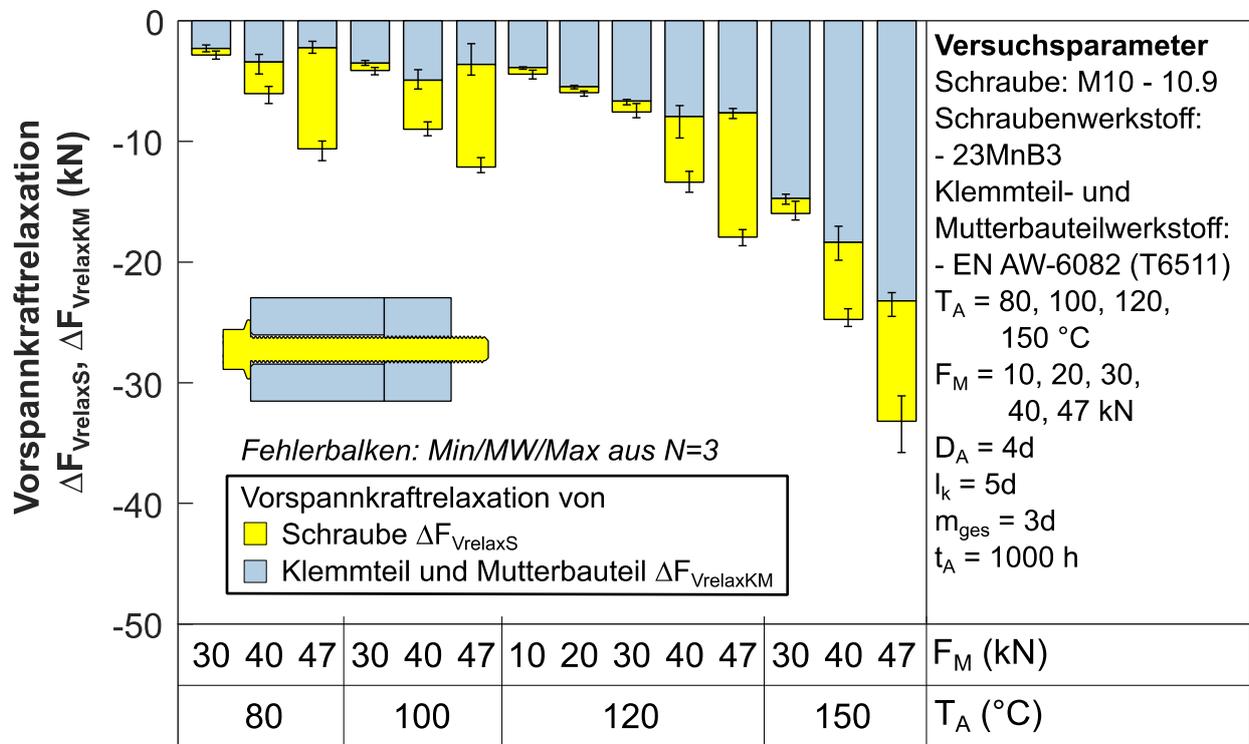


Abbildung 55: Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ )

Abbildung 56 zeigt die plastische Klemmteilstauchung  $\epsilon_{KTpl}$  nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung der Versuchskonfigurationen, welche bei  $F_M = 30$  kN, 40 kN und 47 kN vorgespannt wurden. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Klemmteilstauchung  $\epsilon_{KTpl}$  mit steigender Temperatur zunimmt (wie auch in Kapitel 5.2.1 gezeigt). Die Montagevorspannkraft  $F_M$  hat dagegen jedoch einen untergeordneten Einfluss auf die Höhe der Klemmteilstauchung  $\epsilon_{KTpl}$ . Dies lässt sich damit erklären, dass sich die Restvorspannkraftniveaus  $F_{VR}$  während der ersten Auslagerungsstunden ( $t_A = 0$  h ... 24 h) stark annähern. Die rasche Angleichung der Spann-

gen führt zu einem ähnlichen Kriechverhalten der Klemmteile (Spannungsabhängigkeit des Kriechens).

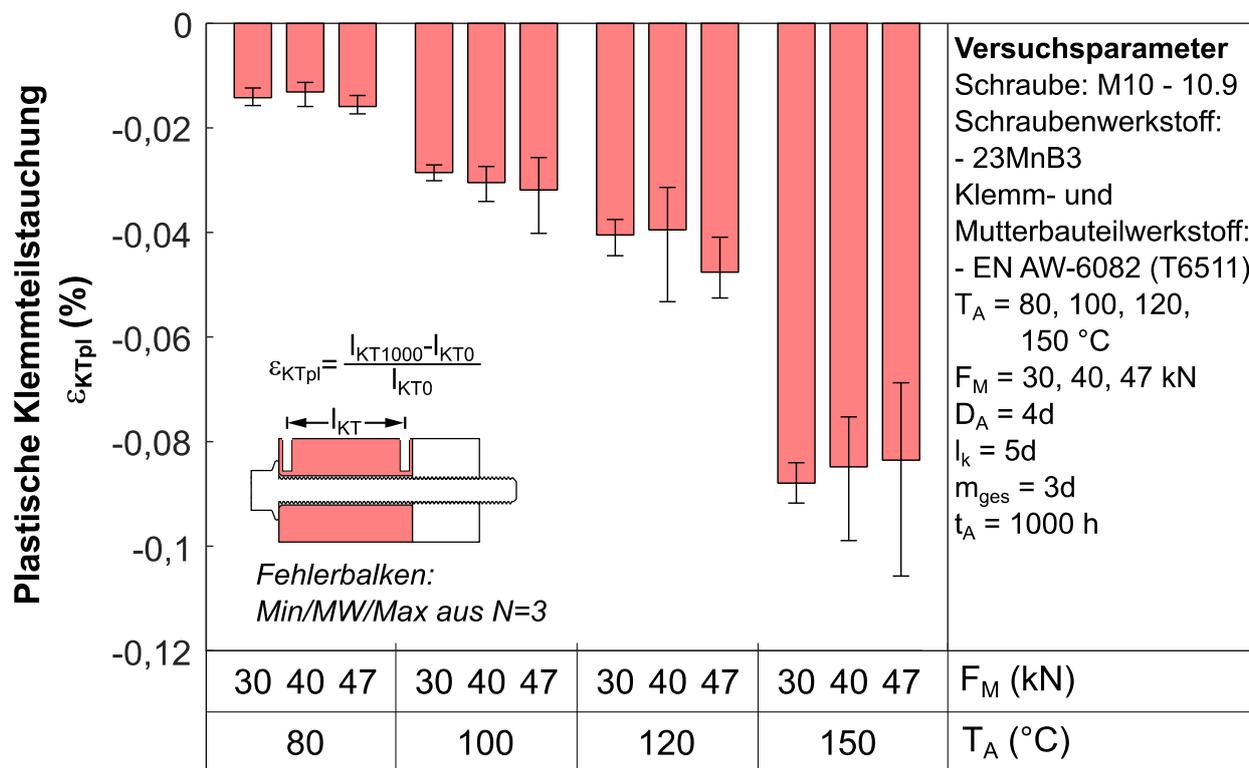


Abbildung 56: Detailauswertung zu Abbildungen 50 bis 53 mit Auswertung der plastischen Klemmteilstauchung  $\varepsilon_{KTPl}$

### 5.2.3 Einfluss der Klemmlänge und des Außendurchmessers

Der Einfluss unterschiedlicher Klemmlängen  $l_k$  und Außendurchmesser  $D_A$  (für das Klemm- und Mutterbauteil wird jeweils der gleiche Außendurchmesser  $D_A$  verwendet) auf die Restvorspannkraft  $F_{VR}$  wird bei Variation der Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Montagevorspannkraft  $F_M$  systematisch untersucht. Die Variation von Klemmlänge und Außendurchmesser beeinflusst die Gesamtnachgiebigkeit der SV und damit auch die Höhe der thermisch bedingten Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  (siehe Kapitel 4.4).

Zunächst wird der Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  (5d und 2d) einer SV, bestehend aus einer Schraube (M10 - 10.9) sowie einem Klemmteil ( $D_A = 2,25d$ ) und Mutterbauteil ( $D_A = 2,25d$ ,  $m_{\text{gesAl}} = 3d$ ) der Aluminiumlegierung EN AW-6082 (T6510), bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,  $100 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,  $120 \text{ } ^\circ\text{C}$  und  $150 \text{ } ^\circ\text{C}$  sowie elastischer Montage  $F_M = 30 \text{ kN}$  ermittelt. Die Variation des Außendurchmessers  $D_A$  erfolgt in einem zweiten Schritt.

Der relative Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  der Versuchskonfigurationen ist in Abbildung 57 dargestellt. Die relativen Restvorspannkraftverläufe der bei  $T_A = 80\text{ °C}$  und  $100\text{ °C}$  ausgelagerten Proben sind für die jeweiligen Temperaturen nahezu deckungsgleich. Die bei  $T_A = 120\text{ °C}$  ausgelagerten Proben zeigen bereits während den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0\text{ h} \dots 48\text{ h}$ ) eine starke Abhängigkeit der Klemmlänge  $l_k$ . Im weiteren Verlauf ( $t_A > 130\text{ h}$ ) ist die Vorspannkraftverlustrate vergleichbar. Die bei  $T_A = 150\text{ °C}$  ausgelagerten Proben zeigen das gleiche Verhalten. Auch hier verliert die kurze Klemmlänge ( $l_k = 2d$ ) in den ersten Stunden der Auslagerung deutlich mehr Vorspannkraft. Eine Angleichung der Vorspannkraftverlustgradienten findet auch hier bis zu einer Auslagerungszeit von  $t_A = 130\text{ h}$  statt; solange fällt die Vorspannkraft der kurzen Klemmlänge schneller ab. Im weiteren Vorspannkraftverlauf ( $t_A > 130\text{ h}$ ) ist der Vorspannkraftverlustgradient vergleichbar.

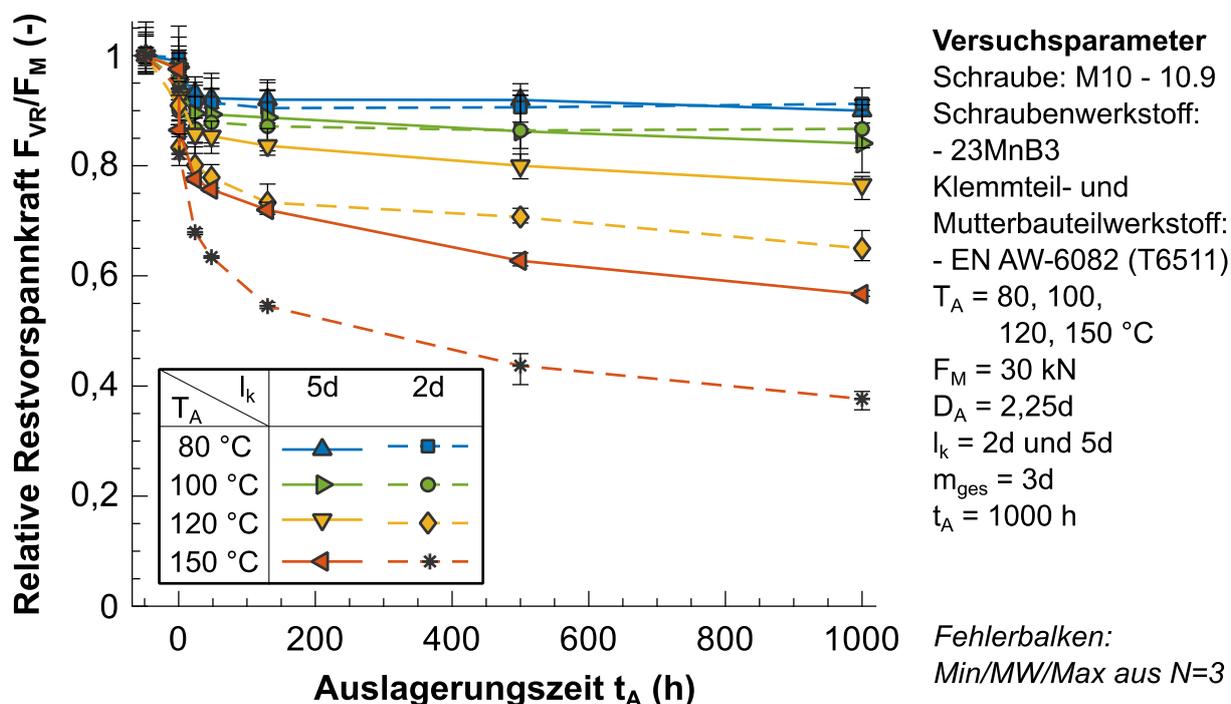


Abbildung 57: Einfluss Klemmlänge  $l_k$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen  $T_A$

Die ermittelten Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}$  nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000\text{ h}$  sind in Abbildung 58, gruppiert nach Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Klemmlänge  $l_k$ , dargestellt. Bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80\text{ °C}$  und  $100\text{ °C}$  ist keine Abhängigkeit des Vorspannkraftverlusts von der Klemmlänge  $l_k$  zu erkennen. Die SV mit langer Klemmlänge verfügt zwar über mehr kriechfähiges Materialvolumen, allerdings mildert die höhere Nachgiebigkeit den Einfluss aus der Kriechdeformation ab, was zu ähnlich hohen Restvorspannkraften führt. Ab einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120\text{ °C}$  weisen die SV mit geringer Klemm-

länge ( $l_k = 2d$ ) einen höheren Vorspannkraftverlust auf, da der Einfluss der höheren Nachgiebigkeit der langen Klemmlänge hier überwiegt. Bei linearer Betrachtung sind kurze Klemmlängen demnach empfindlicher gegenüber der VKR als lange Klemmlängen.

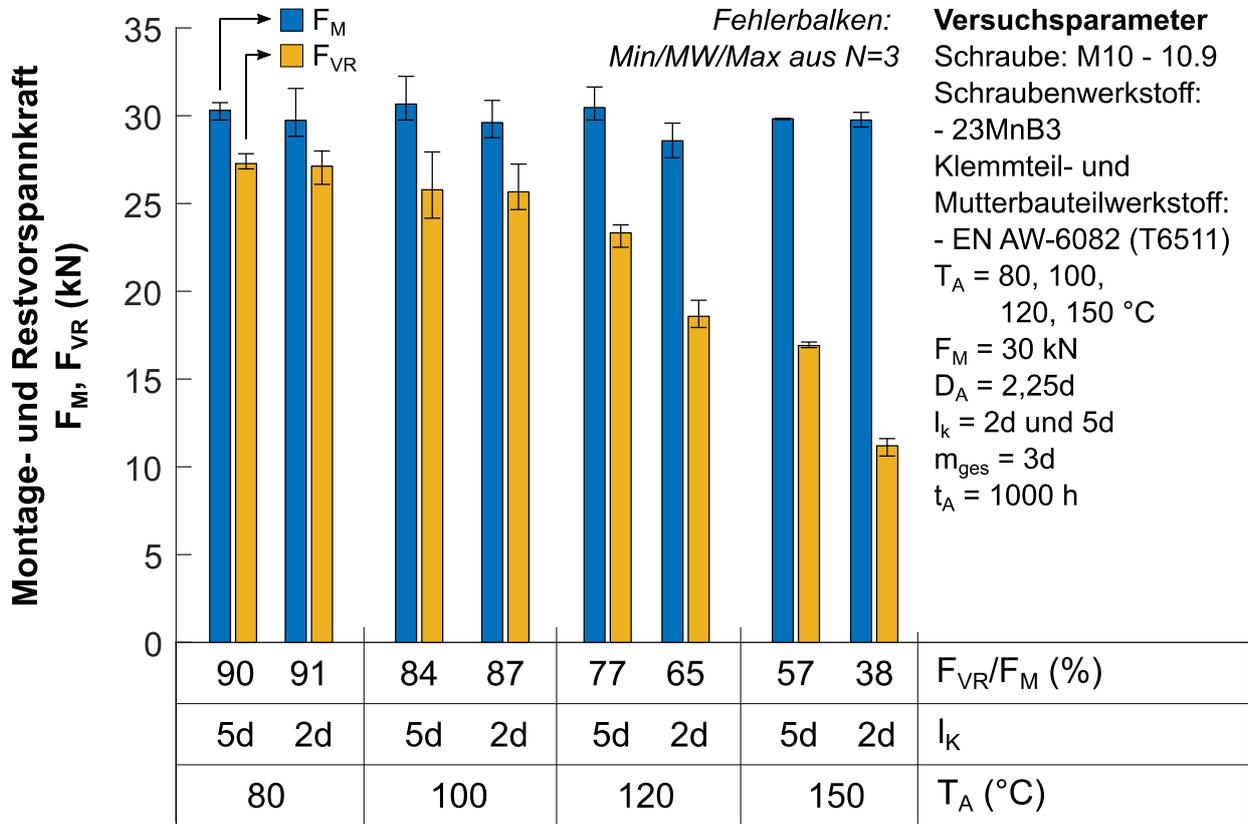


Abbildung 58: Detailauswertung zu Abbildung 57 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

Die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  und Klemm- bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  zeigt Abbildung 59. Die Auswertung für die elastisch verspannten SV zeigt, dass der Vorspannkraftverlust primär auf das Klemmteil bzw. Mutterbauteil zurückzuführen ist. Der Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  auf die Restvorspannkraft  $F_{VR}$  kann mit den lokalen Plastifizierungen bzw. der unterschiedlichen Gesamtnachgiebigkeit  $\delta_S + \delta_P$  erklärt werden. Eine Reduzierung der Klemmlänge  $l_k$  führt zu einer geringeren Schrauben- und Bauteilnachgiebigkeit ( $\delta_S + \delta_P$ ). Dementsprechend führen lokale Plastifizierungen an der Kopfaufgabenfläche und auch im Schraubengewinde zu einer größeren elastischen Rückfederung der SV, also einem höheren Vorspannkraftverlust. Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung ist bei allen Versuchskonfigurationen sehr gering. Tendenziell weisen jedoch die SV mit größerer Klemmlänge auch größere Schraubenplastifizierungen auf. Diese Tendenz deutet sich bereits bei geringen Auslagerungstemperaturen von bis zu  $T_A = 100 \text{ } ^\circ\text{C}$  an und wird mit zunehmender

Auslagerungstemperatur immer offensichtlicher. Die höhere Spannung aufgrund der thermisch induzierten Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  (siehe auch Abbildung 25) bei der langen Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ) führt bei der Schraube somit bei erster Temperaturbelastung, bzw. über den Auslagerungszeitraum durch Kriechen, zu einer Plastifizierung.

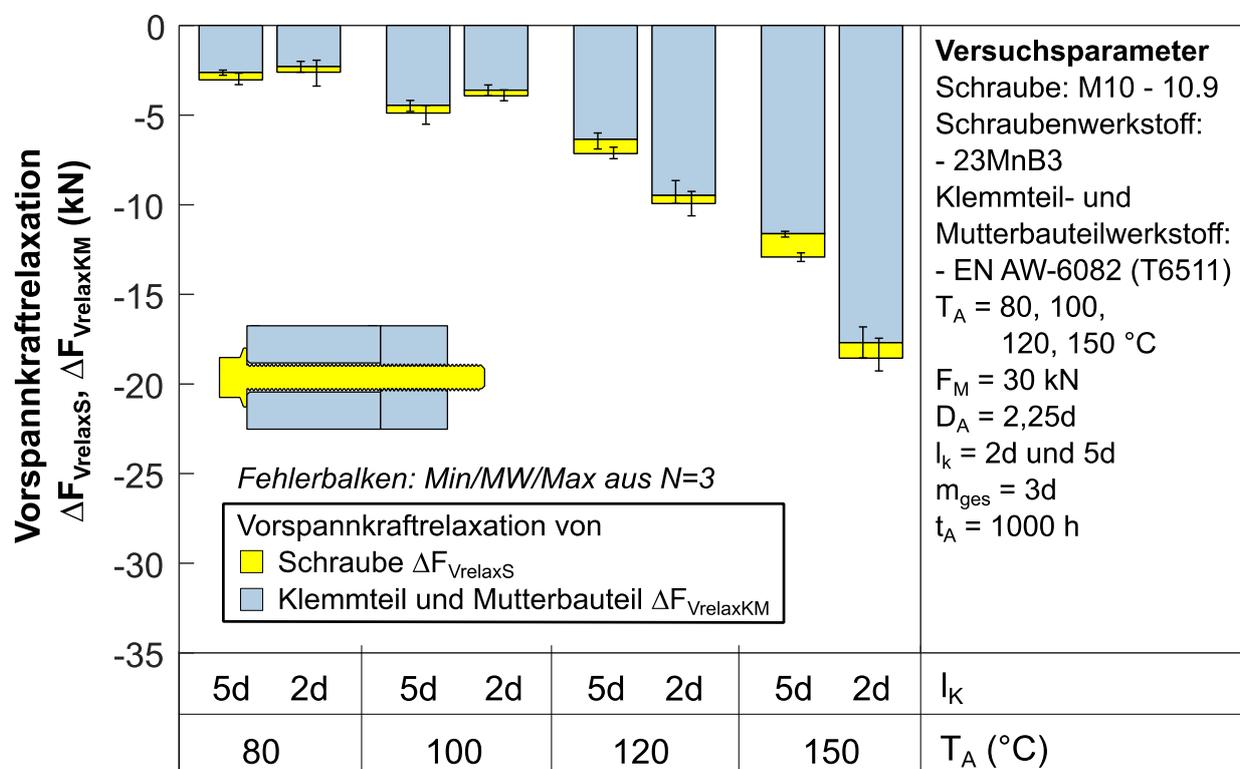


Abbildung 59: Detailauswertung zu Abbildung 57 mit Auswertung Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ )

Da der Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  auf die VKR erst bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A \geq 120 \text{ } ^\circ\text{C}$  sichtbar ist, werden die nachfolgenden Untersuchungen zum zusätzlichen Einfluss des Außendurchmessers  $D_A$  und der Montagevorspannkraft  $F_M$  bei  $T_A = 120 \text{ } ^\circ\text{C}$  bzw.  $150 \text{ } ^\circ\text{C}$  durchgeführt. Der Außendurchmesser  $D_A$  von Klemmteil und Mutterbauteil wird in zwei Ausprägungen ( $D_A = 2,25d$  und  $4d$ ) ermittelt. Die Montagevorspannkraft wird auf  $F_M = 30 \text{ kN}$ ,  $40 \text{ kN}$  und  $47 \text{ kN}$  eingestellt.

Die relativen Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}/F_M$  der Versuchskonfigurationen bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ } ^\circ\text{C}$  und verschiedenen Montagevorspannkraften  $F_M$  zeigen Abbildungen 60 bis 62. Eine verstärkt ablaufende VKR aufgrund der Außendurchmesserreduzierung konnte für die untersuchten Variationsparameter nicht nachgewiesen werden. Darüber hinaus zeigt sich, dass es mit steigender Montagevorspannkraft  $F_M$  zu einer Angleichung der Restvorspannkraftverläufe kommt, wobei die VKR kurzer Klemmlängen  $l_k$  tendenziell ge-

ringförmig höher ausfällt. Die Montage- und Restvorspannkkräfte ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) der Versuchskonfigurationen sind in Abbildung 63 zusammenfassend dargestellt.

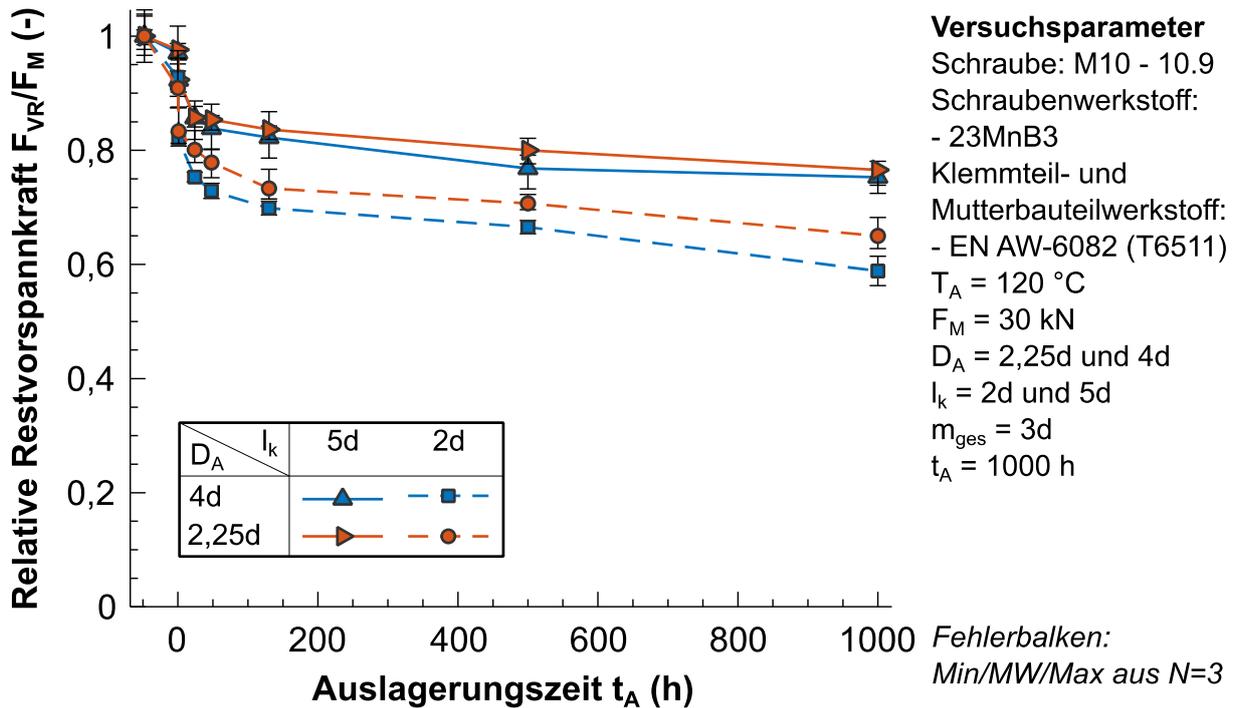


Abbildung 60: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ °C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 30 \text{ kN}$

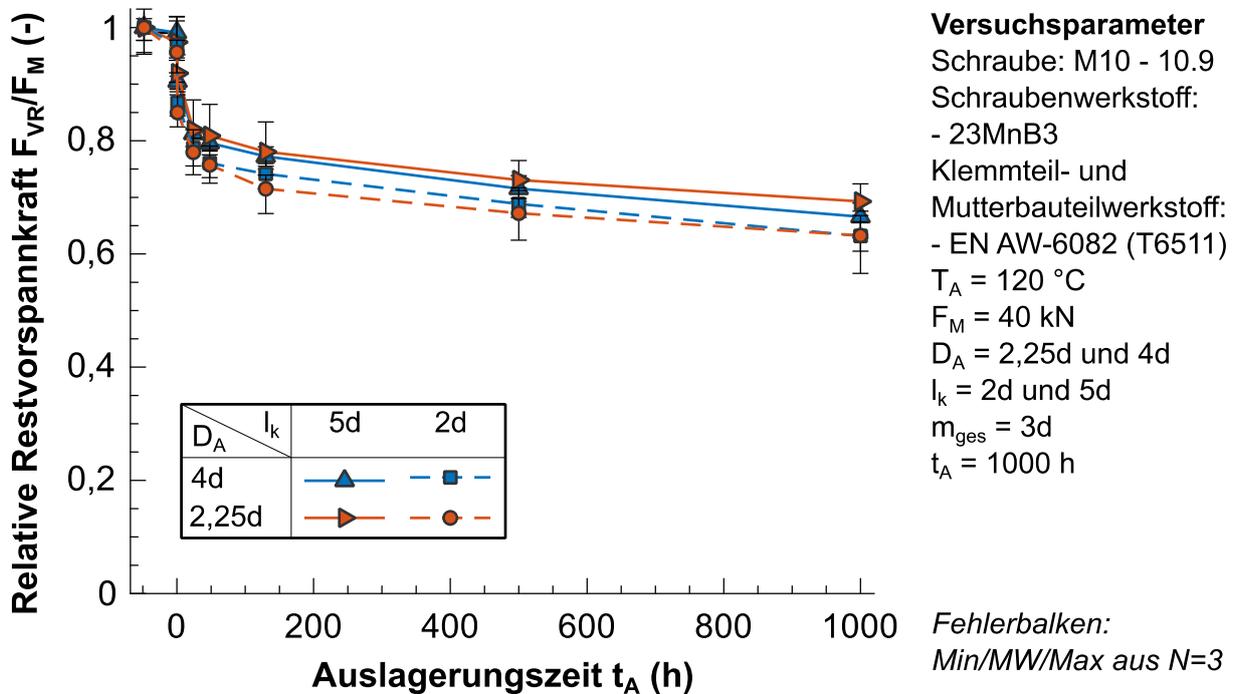


Abbildung 61: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ °C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 40 \text{ kN}$

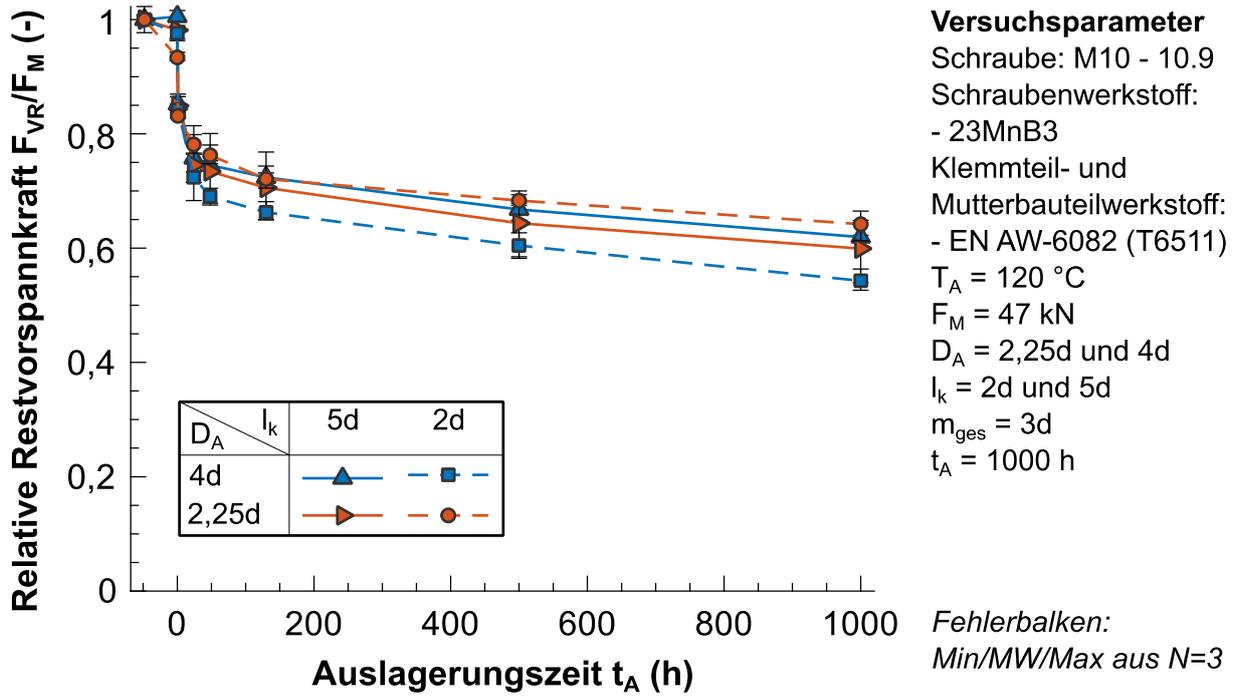


Abbildung 62: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 47 \text{ kN}$

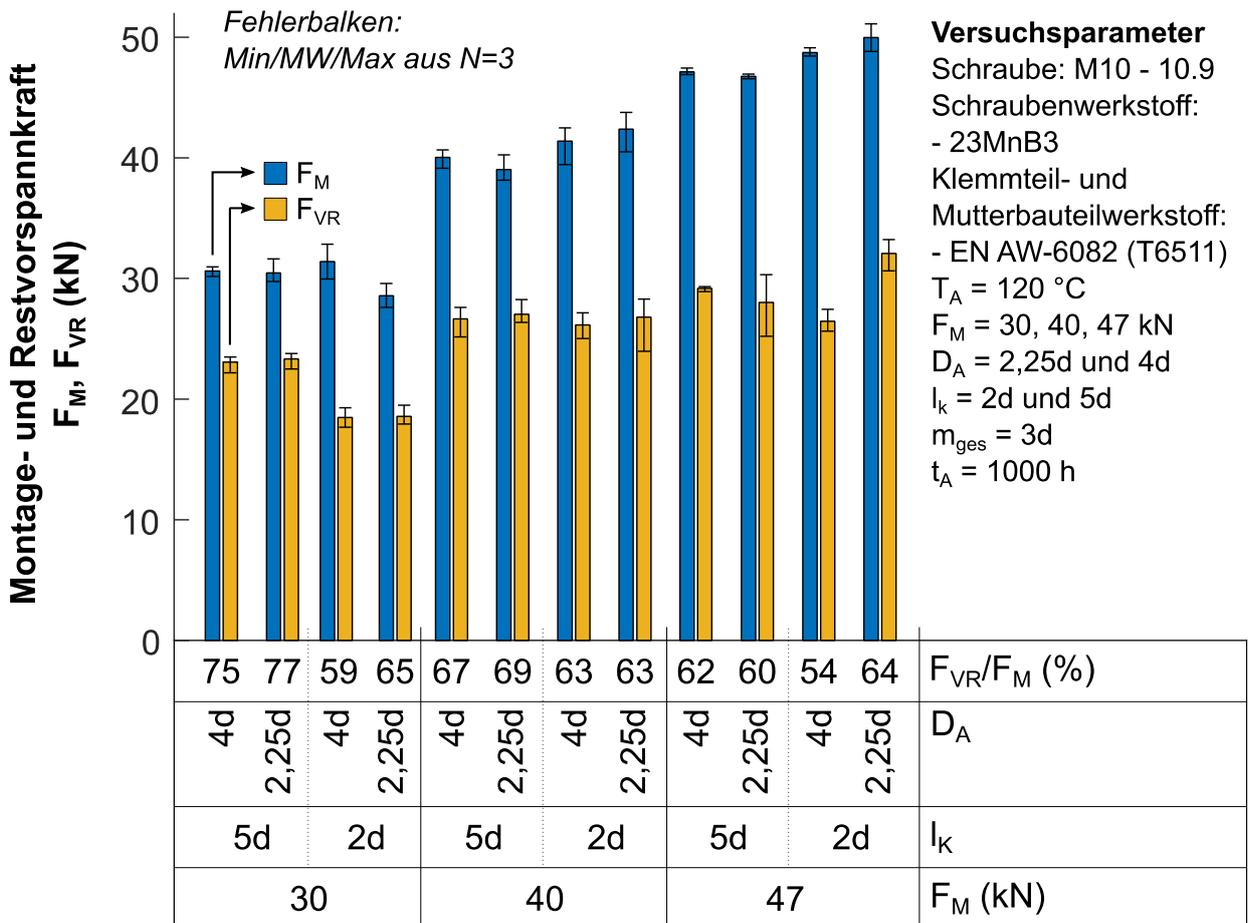


Abbildung 63: Detailauswertung zu Abbildungen 60 bis 62 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

Die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  und Klemmteil- bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  zeigt Abbildung 64. Der Vorspannkraftverlust elastisch vorgespannter Proben ( $F_M = 30$  kN) ist hauptsächlich auf den Relaxationsverlust von Klemmteil und Mutter  $\Delta F_{VrelaxKM}$  zurückzuführen, welcher bei kleiner Klemmlänge ( $l_k = 2d$ ) größer ausfällt. Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$  fällt bei den Proben mit großer Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ) etwas größer aus als bei denen mit kleiner Klemmlänge ( $l_k = 2d$ ). Durch Erhöhung der Montagevorspannkraft auf  $F_M = 40$  kN wird die bereits festgestellte Tendenz deutlicher. Proben mit großer Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ) erleiden, unabhängig vom Außendurchmesser  $D_A$ , einen größeren Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$ .

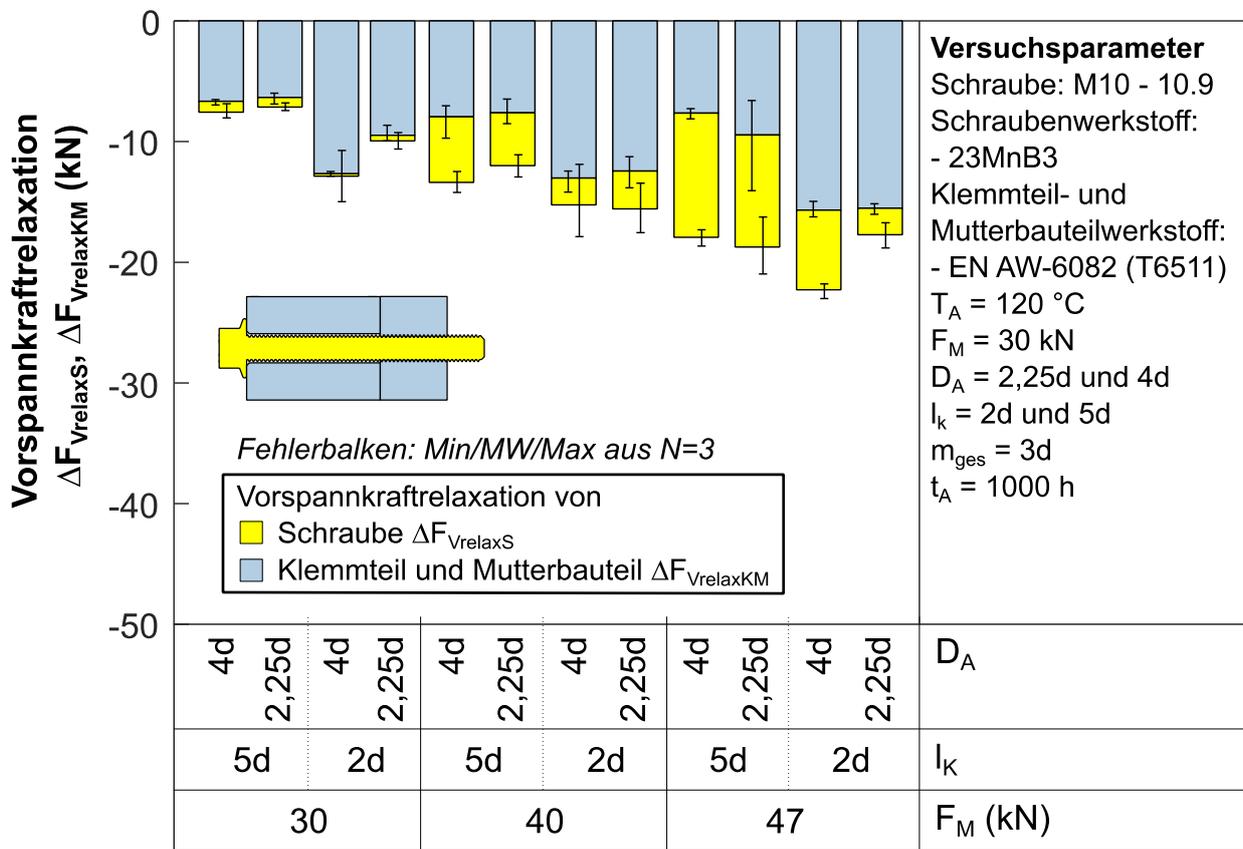


Abbildung 64: Detailauswertung zu Abbildungen 60 bis 62 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}$ ,  $\Delta F_{VrelaxKM}$ )

Ein entgegengesetztes Verhalten zeigt der Relaxationsbeitrag von Klemmteil und Mutter  $\Delta F_{VrelaxKM}$ . Hier zeigen die Proben mit kleinerer Klemmlänge  $l_k$  einen größeren Vorspannkraftverlust. Ähnliche Tendenzen weisen auch die auf  $F_M = 47$  kN vorgespannten Proben auf, wobei hier die Schraubenplastifizierung der Probe mit kleinem Außendurchmesser und Klemmlänge ( $l_k = 2d$  und  $D_A = 2,25d$ ) sehr gering ausfällt. Die erhöhte Schraubenplastifizierung bei SV mit großer Klemmlänge

( $l_k = 5d$ ) kann auf die höhere thermische Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  in den ersten Stunden der Auslagerung sowie auf das Kriechen der Schraube über die gesamte Auslagerungszeit  $t_A$  zurückgeführt werden. Bei höheren Montagevorspannkraften ( $F_M = 40$  kN bzw. 47 kN) ist die Ausnutzung der Schraube bereits so hoch, dass die thermische Zusatzlast  $\Delta F_{Vth}$  zu weiteren Plastifizierungen führt.

Die relativen Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}/F_M$  bei einer Erhöhung der Auslagerungstemperatur auf  $T_A = 150$  °C und sonst gleichen Variationsparametern zeigen Abbildung 65 ( $F_M = 30$  kN), Abbildung 66 ( $F_M = 40$  kN) und Abbildung 67 ( $F_M = 47$  kN). Der relative Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  der bei  $F_M = 30$  kN verspannten Proben zeigt, dass die kurzen Klemmlängen ( $l_k = 2d$ ) während den ersten Stunden der Auslagerung  $t_A$  hohe Vorspannkraftverluste erleiden, die deutlich über denen der langen Klemmlängen ( $l_k = 5d$ ) liegen. Die Reduzierung des Außendurchmessers  $D_A$  führt bei beiden Klemmlängen  $l_k$  zu einer geringeren Vorspannkraftrelaxation. Der Grund für das gemessene Verhalten könnte die Wechselwirkung zwischen Schrauben- und Bauteilnachgiebigkeit auf die VKR sein. Eine Erhöhung der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf 40 kN führt dazu, dass der Außendurchmessereinfluss nicht mehr nachzuweisen ist, während die längeren Klemmlängen etwas weniger an Vorspannkraft verlieren als die kürzeren Klemmlängen. In den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0$  h ... 48 h) weisen die Proben mit kurzer Klemmlänge ( $l_k = 2d$ ) größere Vorspannkraftrelaxationsraten auf, welche sich im Verlauf der Auslagerung jedoch annähern. Durch den anfänglich höheren Verlust der kurzen Klemmlängen ( $l_k = 2d$ ) weisen die größeren Klemmlängen ( $l_k = 5d$ ) zum Ende der Auslagerungszeit  $t_A$  eine höhere relative Restvorspannkraft  $F_{VR}/F_M$  auf. Der relative Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  der überelastisch verspannten Proben ( $F_M = 47$  kN) verläuft bis zu einer Auslagerungszeit  $t_A = 500$  h gleich (siehe Abbildung 67). Erst in den letzten 500 h der Auslagerung weisen die größeren Klemmlängen  $l_k$  geringfügig größere Relaxationsraten auf.

Abbildung 68 zeigt die Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) der Versuchskonfigurationen nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000$  h. Aufgrund der hohen Auslagerungstemperatur  $T_A = 150$  °C zeigt sich für die untersuchten Variationsparameter ( $D_A$ ,  $l_k$  und  $F_M$ ) eine etwa ähnliche Restvorspannkraft  $F_{VR}$  nach  $t_A = 1000$  h der Auslagerung. Bei endlichen Auslagerungszeiten sind die Restvorspannkraften der bei  $F_M = 30$  kN verspannten Proben jedoch geringfügig kleiner als die höher verspannten Proben.

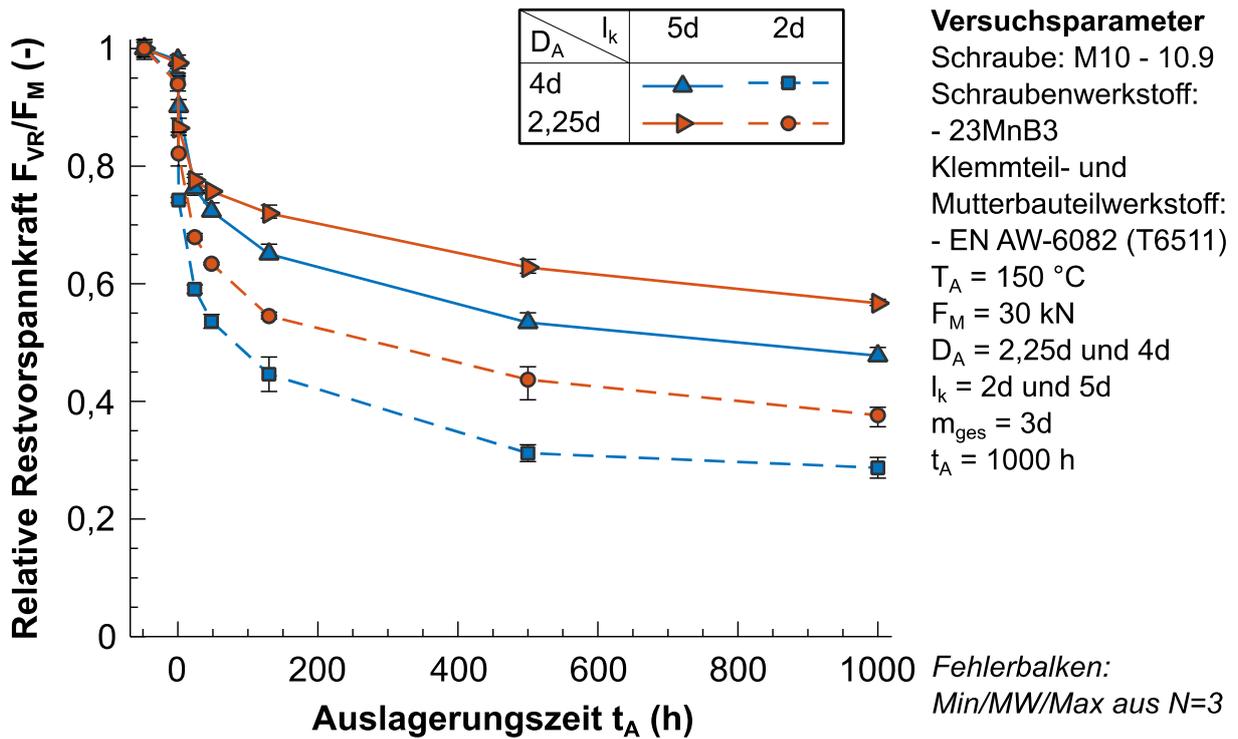


Abbildung 65: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 30 \text{ kN}$

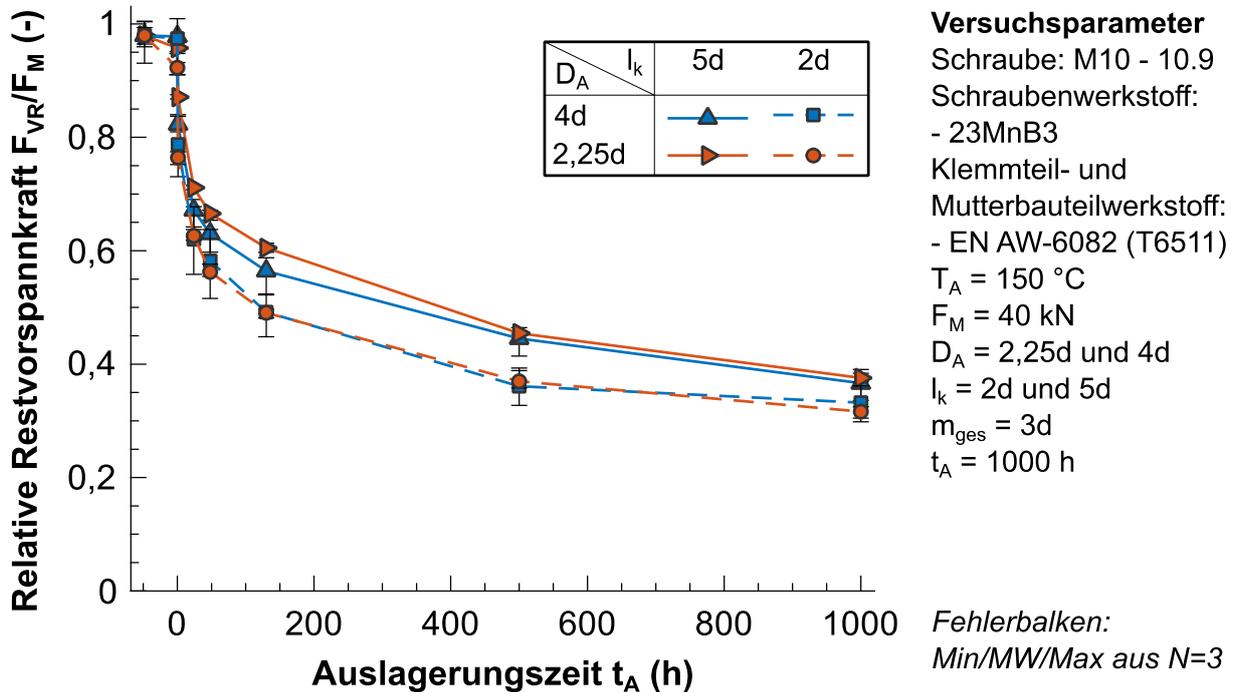


Abbildung 66: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 40 \text{ kN}$

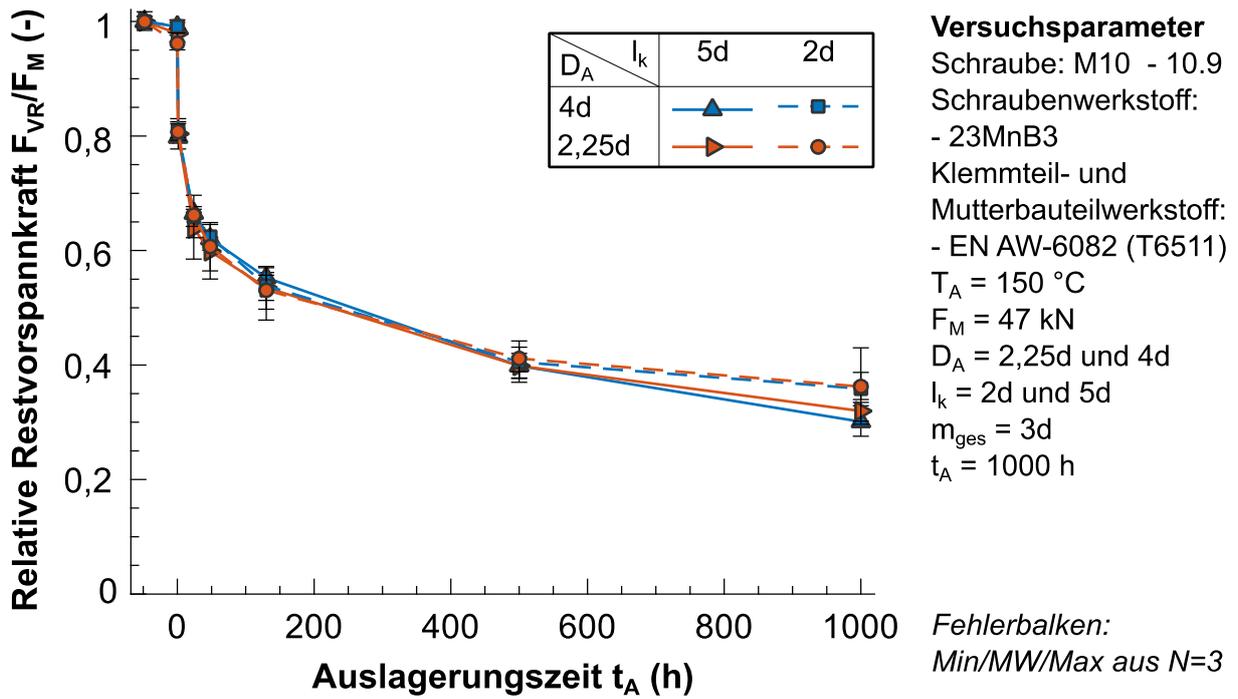


Abbildung 67: Einfluss der Klemmlänge  $l_k$  und des Außendurchmessers  $D_A$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150\text{ °C}$  und einer Montagevorspannkraft von  $F_M = 47\text{ kN}$

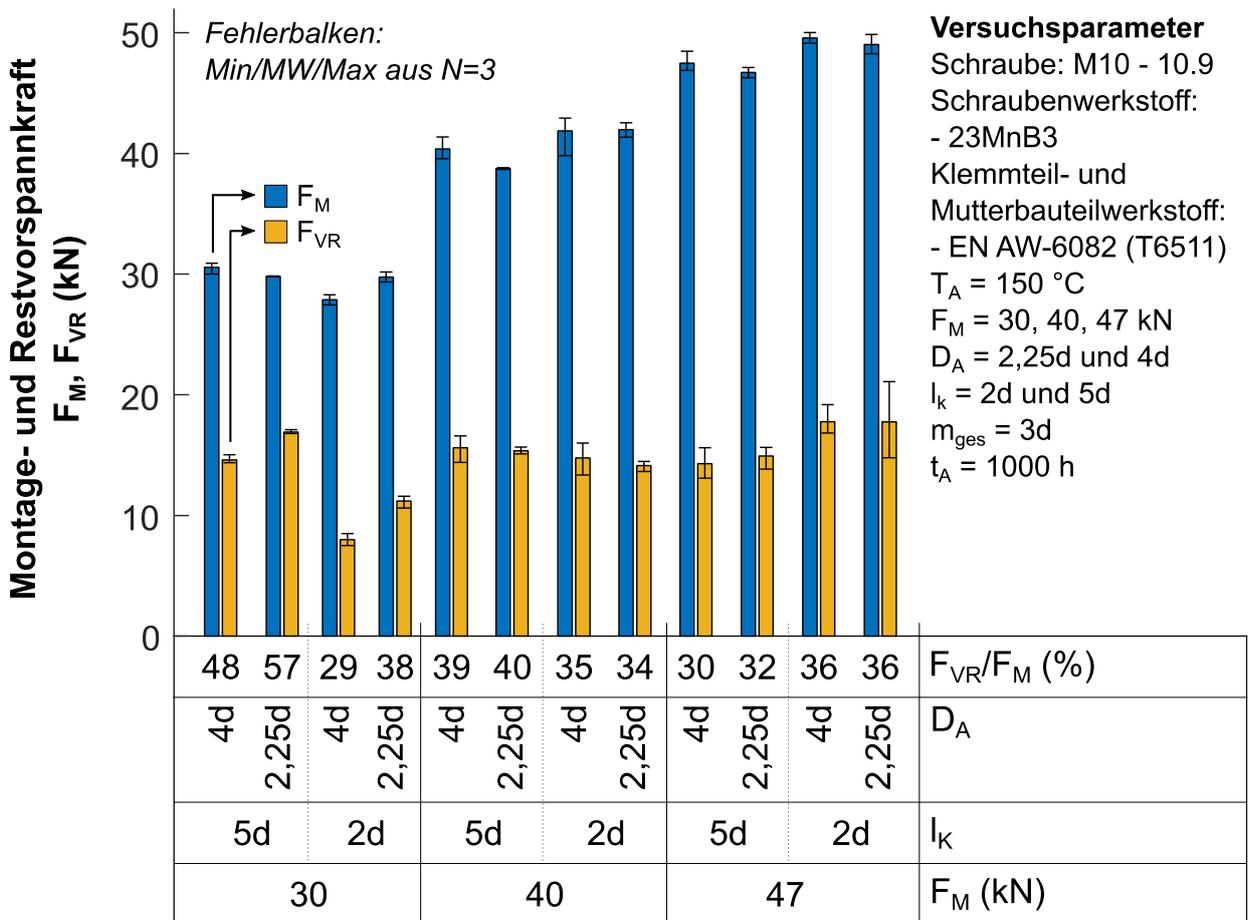


Abbildung 68: Detailauswertung zu Abbildungen 65 bis 67 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

Abbildung 69 zeigt die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  und Klemmteil bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  der untersuchten Versuchskonfigurationen. Das bei  $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$  beobachtete Verhalten zeigt sich auch für die höhere Auslagerungstemperatur  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ , wobei der Vorspannkraftverlust von Klemmteil und Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  hier stets größer als der der Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  ausfällt. Bei allen Versuchskonfigurationen ist die VKR durch Klemmteil und Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  bei den Proben mit kleiner Klemmlänge ( $l_k = 2d$ ) größer als bei Proben mit großer Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ). Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung nimmt mit der Montagehöhe  $F_M$  zu und fällt aufgrund der größeren thermischen Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  bei Proben mit größerer Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ) auch größer aus. Die Variation des Außendurchmessers  $D_A$  zeigt nur bei  $F_M = 30 \text{ kN}$  einen Einfluss, bei höheren Montagevorspannkraften ist kein Einfluss auf die VKR erkennbar.

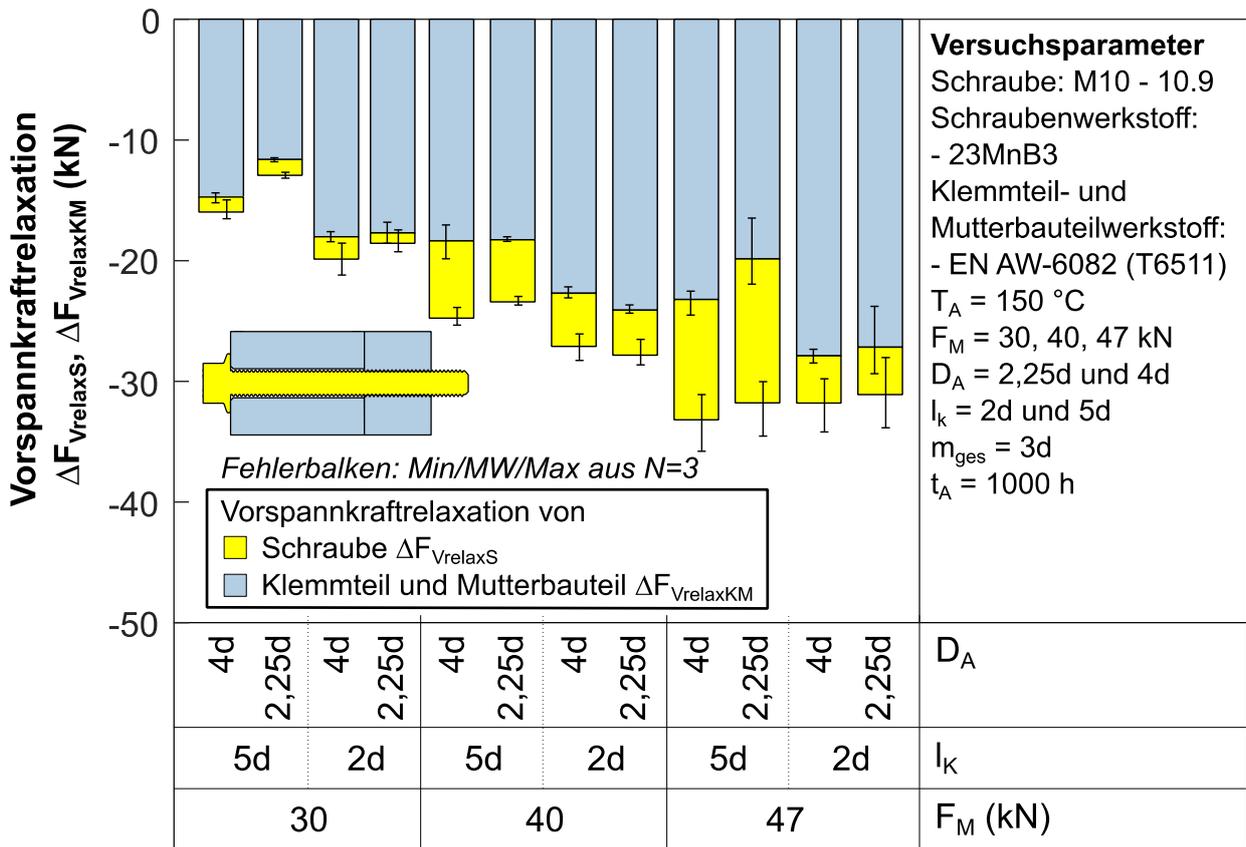


Abbildung 69: Detailauswertung zu Abbildungen 65 bis 67 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}$ ,  $\Delta F_{VrelaxKM}$ )

### 5.2.4 Einfluss der Einschraubtiefe

Nachfolgend soll der Einfluss verschiedener Einschraubtiefen auf das Restvorspannkraftverhalten bei zusätzlicher Variation von Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Montagehöhe  $F_M$  untersucht werden.

#### Einfluss der Temperatur bei verschiedenen Einschraubtiefen

Der Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{ges}$  auf die Restvorspannkraft  $F_{VR}$  bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80\text{ °C}$ ,  $100\text{ °C}$ ,  $120\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  wird an einer SV, bestehend aus einer Schraube (M10 - 10.9) sowie einem Klemmteil ( $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ) und Mutterbauteil ( $m_{gesAl} = 1,5d, 2d, 2,5d$  und  $3d$ ) der Aluminiumlegierung EN AW-6082 (T6510) ermittelt. Als Referenz wird eine SV mit Aluminiumbauteil gleicher Dimension mit einem Mutterbauteil aus Stahl (42CrMo4+QT) mit der Einschraubtiefe  $m_{gesSt} = 2d$  verspannt. Die Referenzverbindung entspricht in etwa den Verbindungen, die im Stahlbau zum Einsatz kommen (geringe Vorspannkrafthöhe, große Einschraubtiefe) und mit der VDI-Richtlinie 2230 [206] ausgelegt werden.

Der relative Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  der Versuchskonfigurationen bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80\text{ °C}$  bis  $150\text{ °C}$  ist auf den Abbildungen 70 bis 73 dargestellt. Den Großteil ihrer Vorspannkraft verlieren auch hier alle Verbindungen in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0\text{ h} \dots 48\text{ h}$ ). Die SV mit einem Muttergewindebauteil aus Stahl weist bei allen Temperaturniveaus die höchsten Restvorspannkraftniveaus auf, wobei die Vorspannkraftrelaxationsrate bis zu einer Temperatur von  $T_A = 120\text{ °C}$  bereits nach ca. 24 h der Auslagerung sehr gering ist. Mit zunehmender Auslagerungstemperatur vergrößert sich der Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{ges}$  der Aluminiummutterbauteile, wobei erwartungsgemäß eine verringerte Einschraubtiefe  $m_{ges}$  zu einem erhöhten Vorspannkraftverlust führt.

Während bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 80\text{ °C}$  (Abbildung 70) der Restvorspannkraftverlauf der Einschraubtiefen  $m_{ges} = 3d$  bis  $2d$  annähernd gleich ist, erleidet die lediglich  $1,5d$  hohe Mutter bereits in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A \leq 48\text{ h}$ ) einen höheren Vorspannkraftverlust und weist auch im weiteren Verlauf eine höhere Vorspannkraftverlustrate auf. Durch Erhöhung der Auslagerungstemperatur auf  $T_A = 100\text{ °C}$  sinkt das Restvorspannkraftniveau für alle Einschraubtiefen (siehe auch Abbildung 74). Die Vorspannkraftrelaxationsra-

ten im letzten Auslagerungssegment ( $t_A = 500 \text{ h} \dots 1000 \text{ h}$ ) der Versuchskonfigurationen mit Aluminiummutter sind über den restlichen Auslagerungszeitraum sehr ähnlich. Die unterschiedlichen Restvorspannkrafthöhen nach  $t_A = 1000 \text{ h}$  resultieren demnach primär aus den Vorspannkraftverlusten während den ersten  $t_A = 130 \text{ h}$  Stunden der Auslagerung. Die bei  $T_A = 120 \text{ °C}$  ausgelagerten Proben folgen dem zuvor bei  $T_A = 100 \text{ °C}$  beobachteten Trend (siehe Abbildung 72). Die Vorspannkraftverluste deuten darauf hin, dass auch über den Auslagerungszeitraum von  $t_A = 1000 \text{ h}$  hinaus weitere Vorspannkraftverluste auftreten. Insbesondere die SV mit nur einer Einschraubtiefe von  $m_{\text{gesAl}} = 1,5\text{d}$  weist auch im letzten Auslagerungsabschnitt ( $t_A = 500 \text{ h} \dots 1000 \text{ h}$ ) hohe Vorspannkraftrelaxationsraten auf. Die Restvorspannkraftverläufe der bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  ausgelagerten Proben (siehe Abbildung 73) heben den Einfluss der Einschraubtiefe auf das Restvorspannkraftverhalten deutlich hervor. Es ist zu sehen, dass die Höhe der relativen Restvorspannkraft der Versuchskonfigurationen bereits in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 48 \text{ h}$ ) erkennbar von der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  abhängt. Der von der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  abhängige Spannungsabbau deutet auf eine starke Schädigung der Mutter bzw. des Muttergewindes hin. Es ist anzunehmen, dass die SV mit  $m_{\text{gesAl}} = 3\text{d}$  bis  $2\text{d}$  bei weiterer Auslagerung zusätzliche Vorspannkraftverluste erleiden.

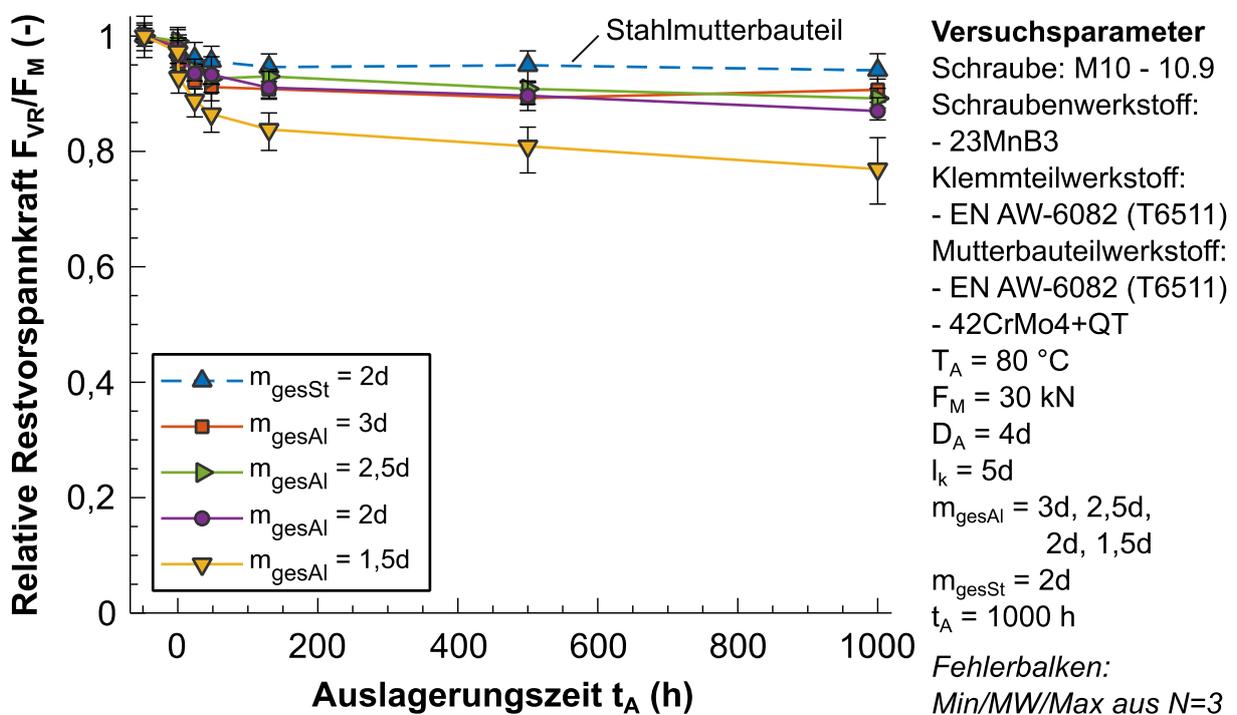


Abbildung 70: Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{\text{VR}}/F_{\text{M}}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 80 \text{ °C}$

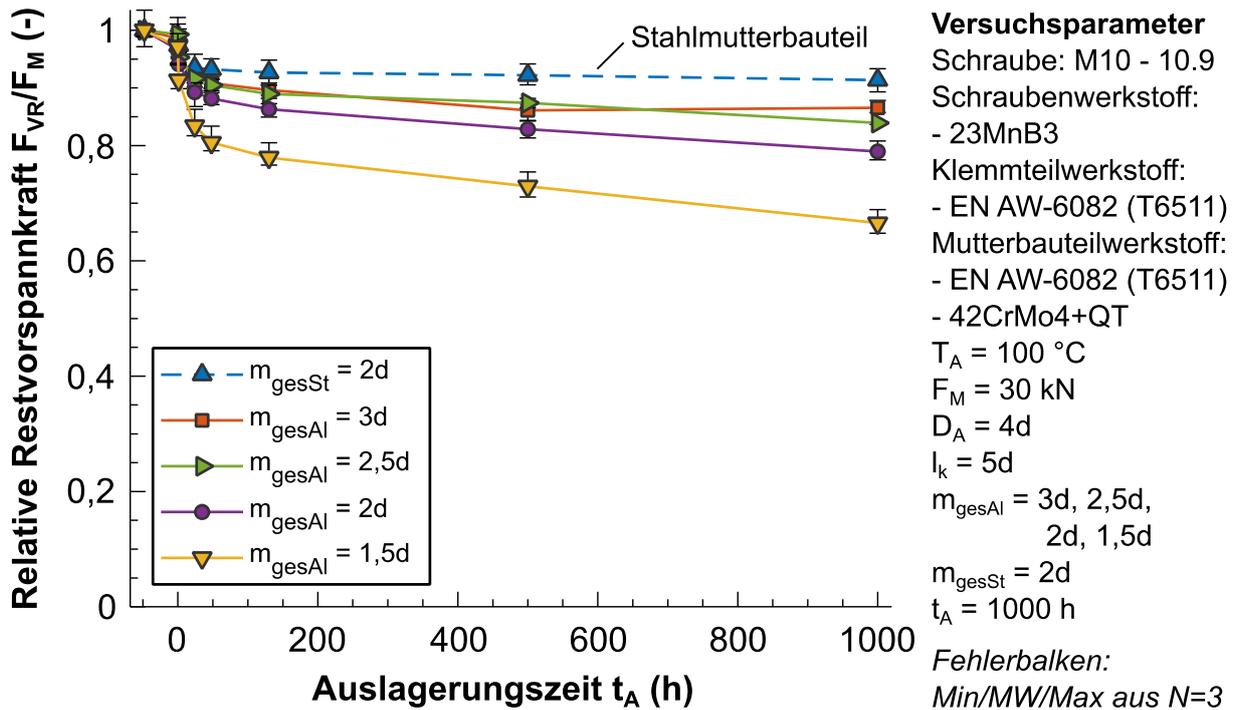


Abbildung 71: Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{\text{VR}}/F_{\text{M}}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 100 \text{ °C}$

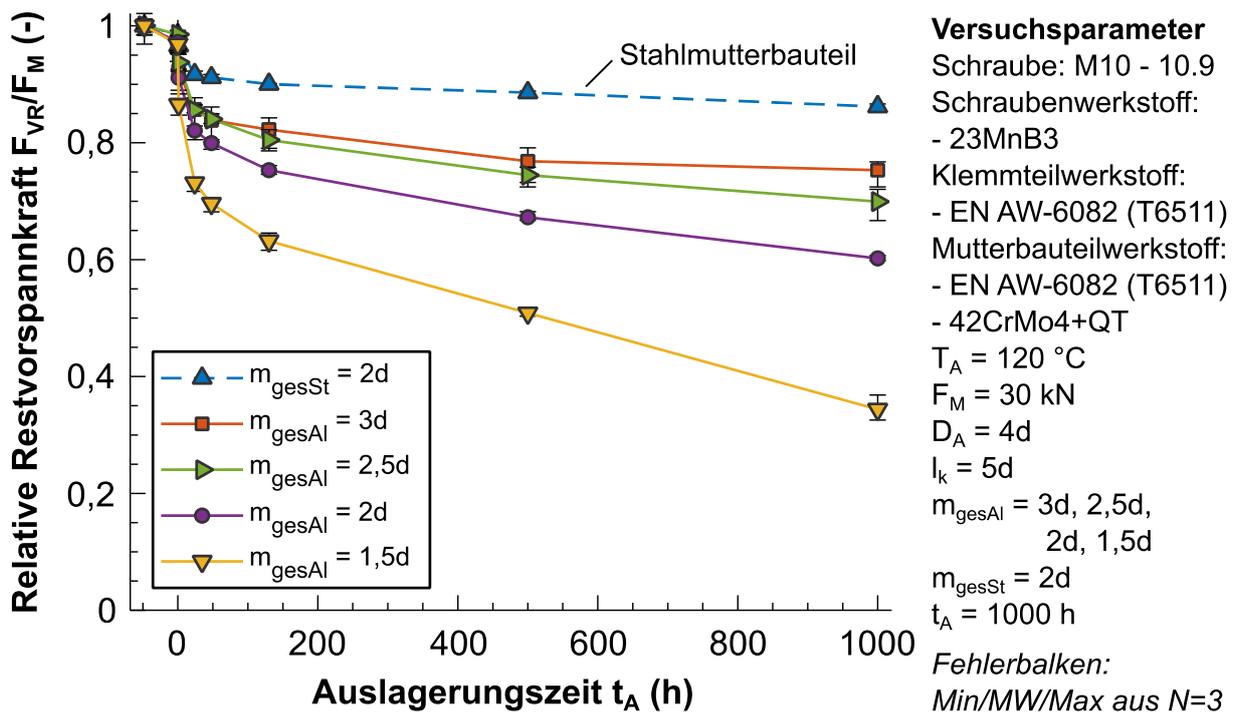


Abbildung 72: Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{\text{VR}}/F_{\text{M}}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ °C}$

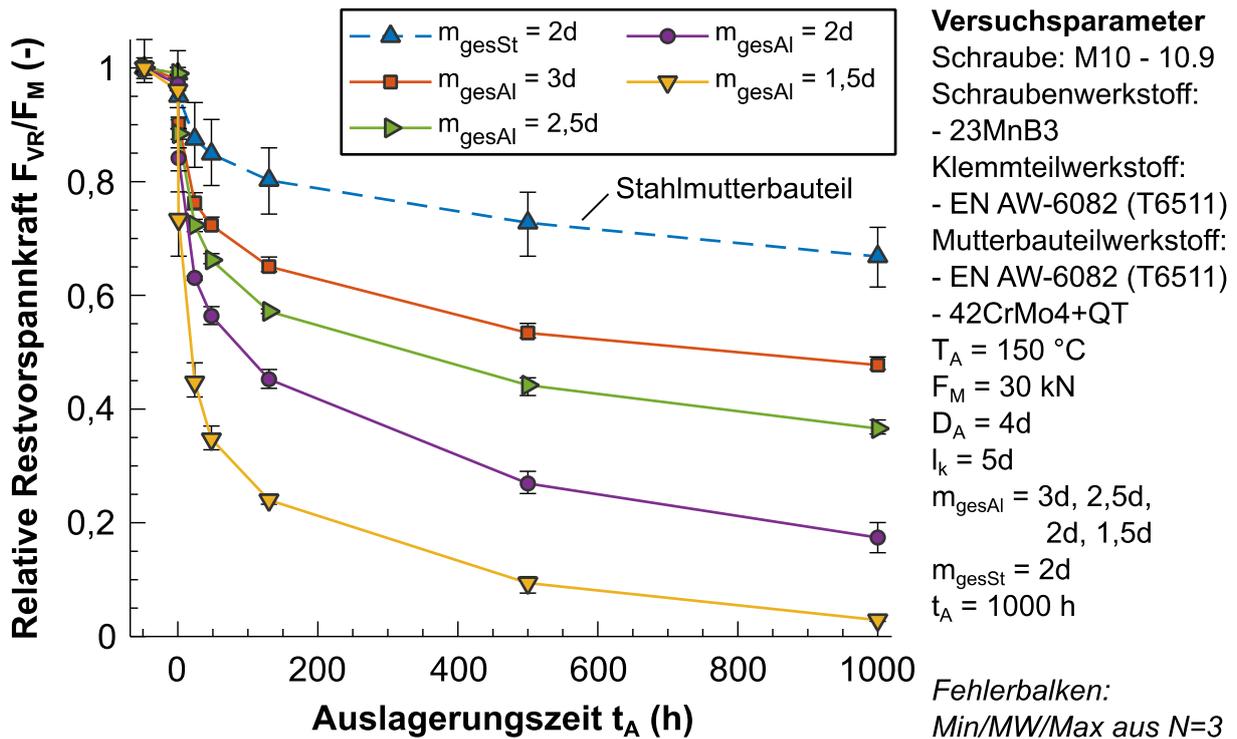


Abbildung 73: Einfluss der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{\text{VR}}/F_{\text{M}}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150\text{ °C}$

Abbildung 74 zeigt die Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{\text{VR}}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000\text{ h}$ , gruppiert nach Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$ . Erwartungsgemäß führt eine größere Einschraubtiefe  $m_{\text{gesAl}}$  der Aluminiummutterbauteile bei allen Auslagerungstemperaturen  $T_A$  auch zu einer höheren Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$ . Die höchsten Restvorspannkraften erzielen die SV, bei der das Mutterbauteil aus Stahl ( $m_{\text{gesSt}} = 2\text{d}$ ) gefertigt ist. Bei der höchsten Auslagerungstemperatur ( $T_A = 150\text{ °C}$ ) verliert die SV mit kleinster Einschraubtiefe  $m_{\text{gesAl}} = 1,5\text{d}$  ihre Vorspannkraft nahezu vollständig (Verlust von 97 %).

Die Höhe des Relaxationsverlusts von Schraube  $\Delta F_{\text{VrelaxS}}$  und Klemmteil bzw. Mutterbauteil  $\Delta F_{\text{VrelaxKM}}$  zeigt Abbildung 75. Die VKR von Klemmteil und Mutterbauteil  $\Delta F_{\text{VrelaxKM}}$  nimmt mit Verringerung der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  sowie Erhöhung der Auslagerungstemperatur  $T_A$  zu (bei Einsatz von Aluminiummutterbauteilen). Bei allen Auslagerungstemperaturen zeigt sich eine höhere Restvorspannkraft für die SV, die mit einem Mutterbauteil aus Stahl verspannt wurden. Bei gleicher Einschraubtiefe ( $m_{\text{gesSt}} = m_{\text{gesAl}} = 2\text{d}$ ) verliert die SV mit Stahlmutter 7 % ( $T_A = 80\text{ °C}$ ), 12 % ( $T_A = 100\text{ °C}$ ), 16 % ( $T_A = 120\text{ °C}$ ) bzw. 50 % ( $T_A = 150\text{ °C}$ ) weniger Vorspannkraft als die SV mit Aluminiummutter. Da das Klemmteil nicht variiert wurde, ist der erhöhte Relaxationsverlust der reduzierten Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  der Aluminiummutter zuzuordnen. Die Messergebnisse

zeigen für die SV mit Aluminiummutter bei gleicher Auslagerungstemperatur  $T_A$  einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen Einschraubtiefe  $m_{ges}$  und Vorspannkraftverlust  $\Delta F_{VrelaxKM}$ .

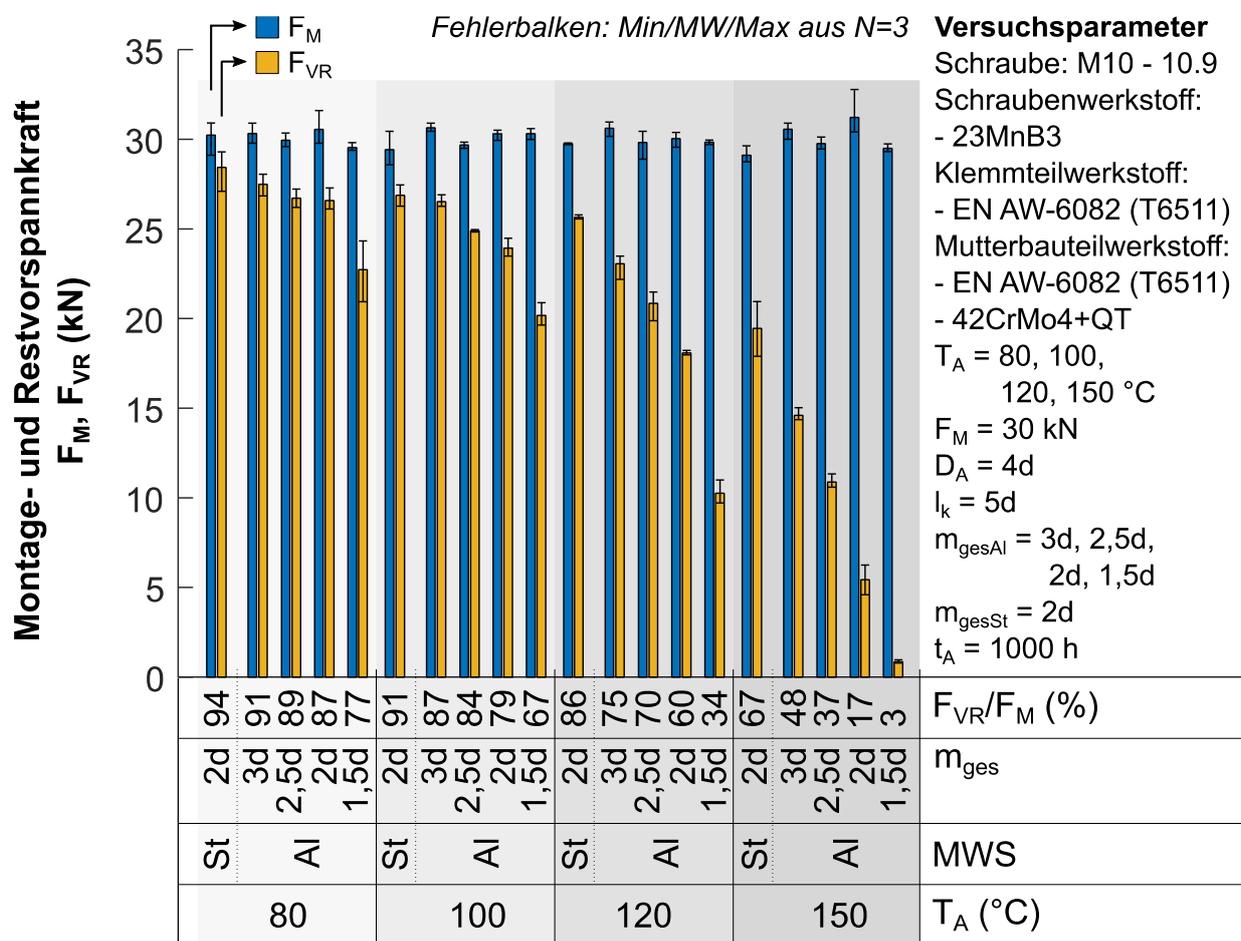


Abbildung 74: Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$  ist bei allen Versuchskonfigurationen aufgrund der elastischen Montage ( $F_M = 30 \text{ kN}$ ) gering, nimmt jedoch wie auch schon zuvor beobachtet mit der Auslagerungstemperatur  $T_A$  zu. Der Einsatz eines Mutterbauteils aus Stahl führt im Vergleich zu Aluminium zu etwas höheren Vorspannkraftverlusten durch Schraubenplastifizierung. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die höhere Festigkeit der Mutter zu insgesamt höheren Vorspannkraften über eine längere Zeit führt, sodass das Kriechen und Lastplastifizieren der Schraube begünstigt wird. Dieses Verhalten zeigt sich auch für die SV mit Aluminiummutterbauteilen. Bei den niedrigen Einschraubtiefen (und insbesondere bei hohen Temperaturen ab  $T_A = 120 \text{ } ^\circ\text{C}$ ) treten in den ersten Stunden der Auslagerung hohe Vorspannkraftverluste auf, welche auf Plastifizierungen im Muttergewinde durch thermisches Lastplastifizieren sowie Kriechvorgänge zurückgeführt werden können. Durch die hohen Vorspannkraftverluste sinkt die

Ausnutzung des Schraubenwerkstoffs und somit auch die Schraubenplastifizierung im Betrieb.

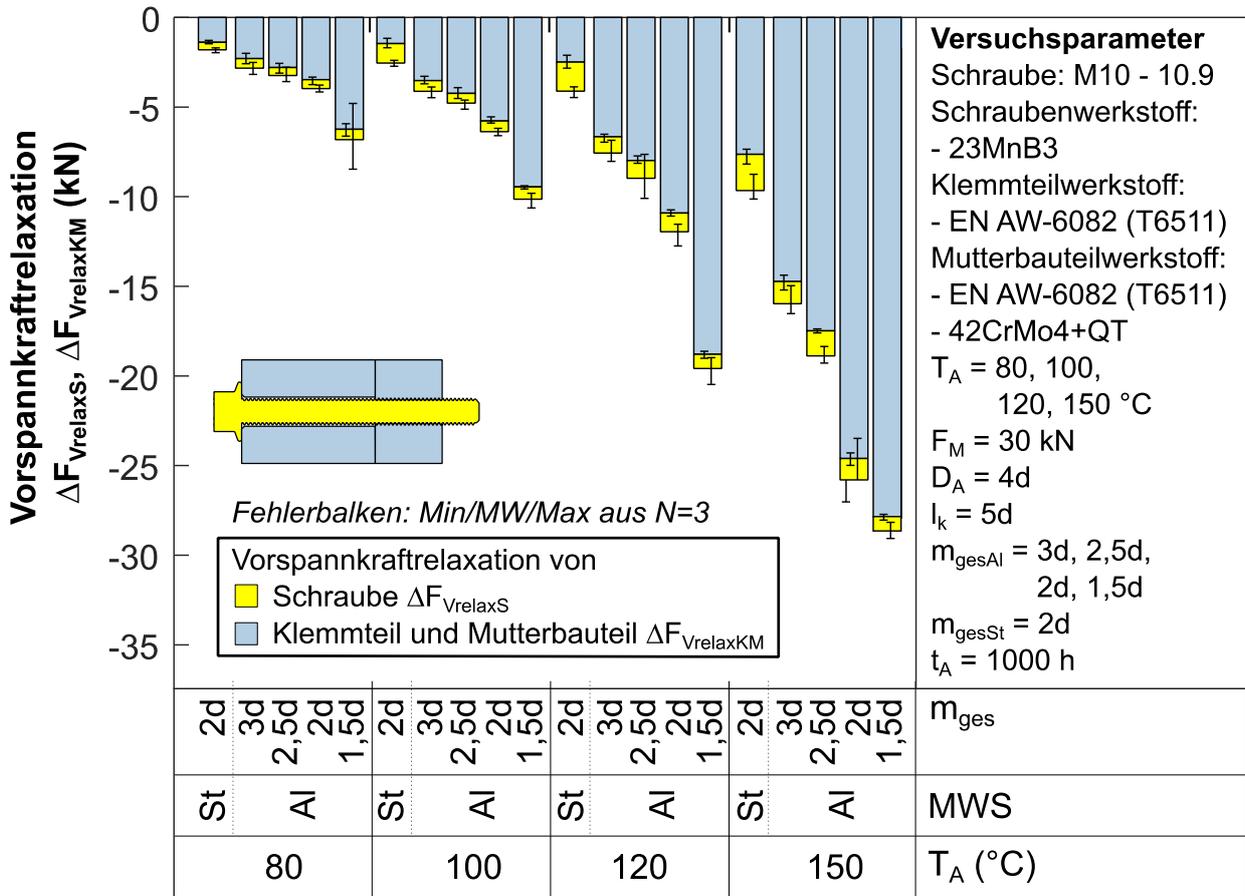
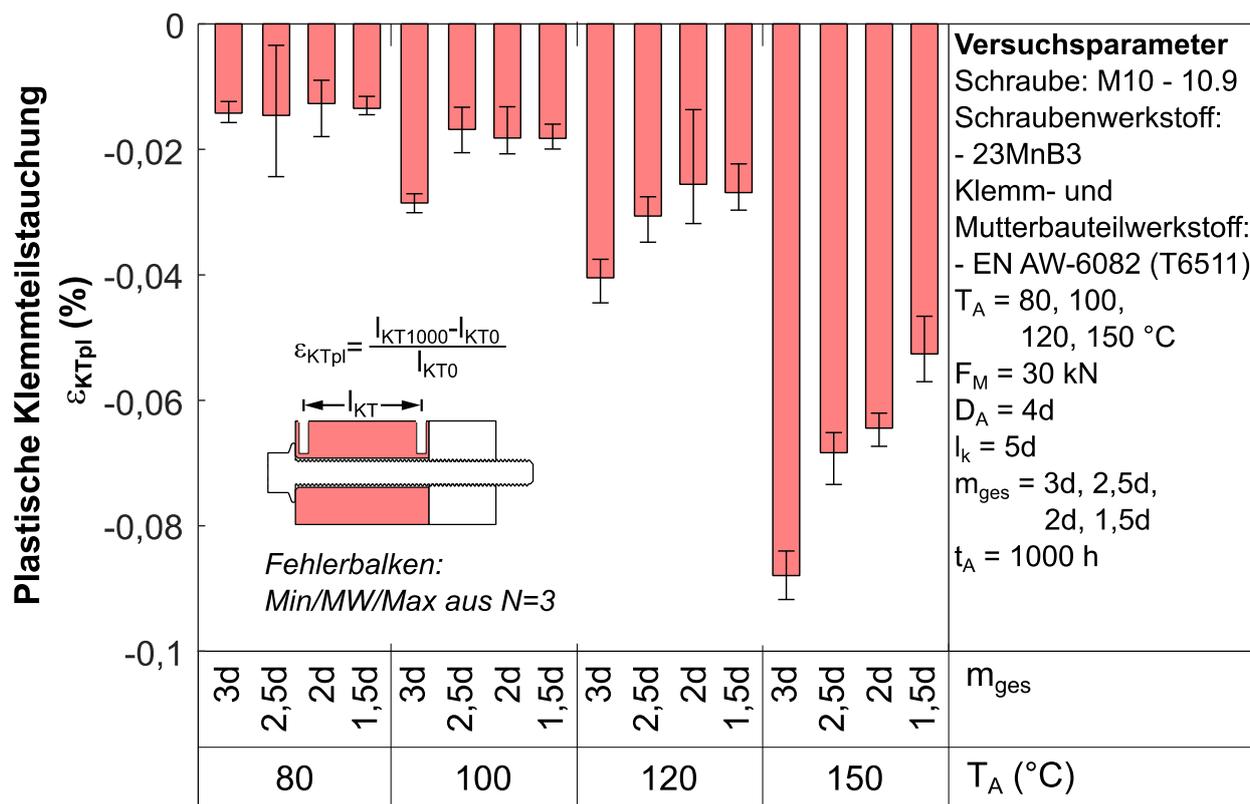


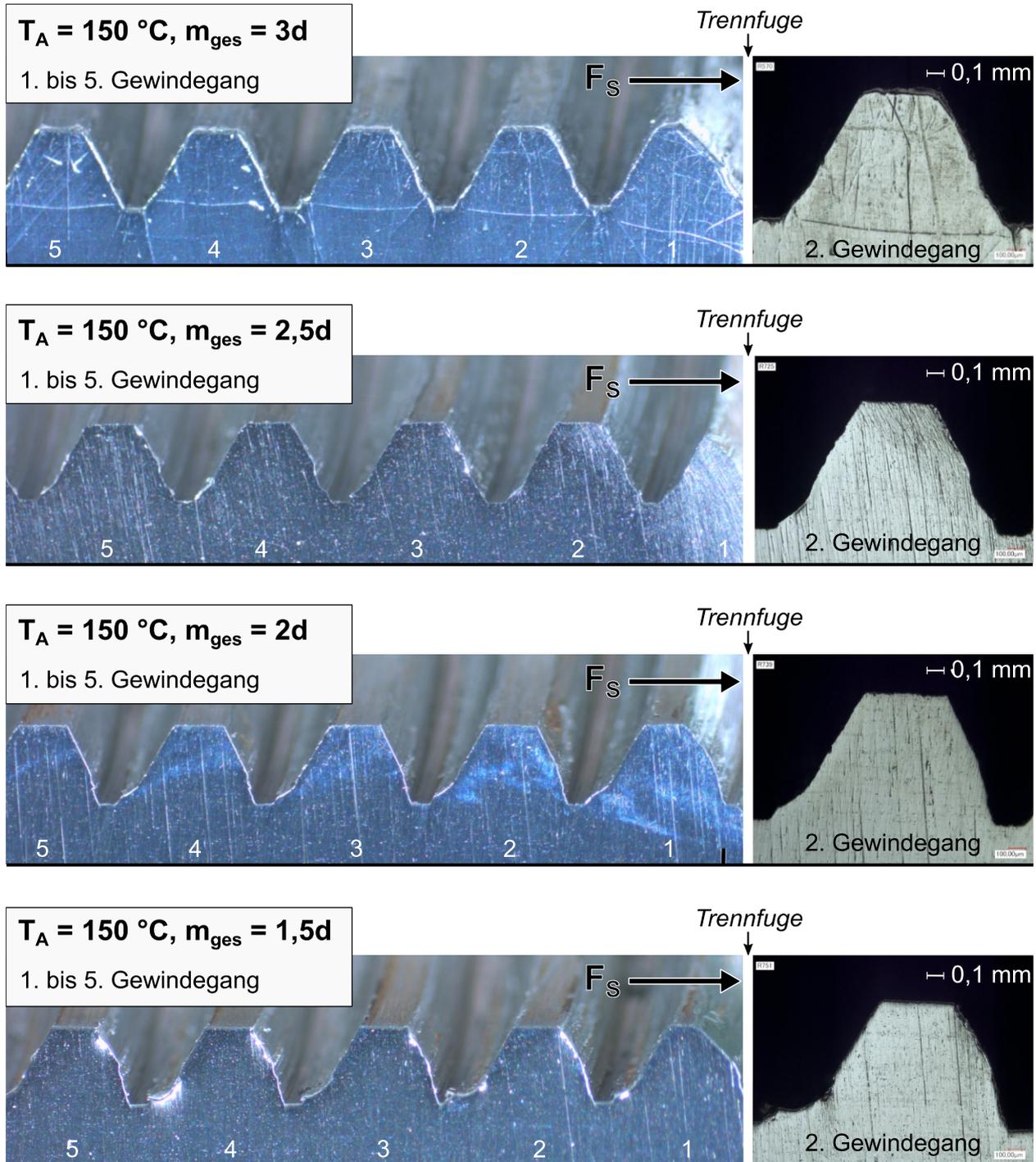
Abbildung 75: Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{\text{VrelaxS}}, \Delta F_{\text{VrelaxKM}}$ )

Die plastische Klemmteilstauchung  $\epsilon_{\text{KTpl}}$  für die Versuchskonfigurationen, bei denen ein Mutterbauteil aus Aluminium eingesetzt wurde, zeigt Abbildung 76. Es ist ersichtlich, dass auch bei diesen Versuchen das Niveau der Klemmteilstauchung  $\epsilon_{\text{KTpl}}$  mit der Auslagerungstemperatur  $T_A$  ansteigt, wobei ein nichtlinearer Zusammenhang vorliegt. Bei der Auslagerungstemperatur  $T_A = 80 \text{ } ^\circ\text{C}$  sind nur geringe Unterschiede in der Klemmteilstauchung  $\epsilon_{\text{KTpl}}$  zu erkennen. Bei Erhöhung der Auslagerungstemperatur  $T_A$  auf  $100 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,  $120 \text{ } ^\circ\text{C}$  bzw.  $150 \text{ } ^\circ\text{C}$  zeigt sich, dass eine Verringerung der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  zu einer geringeren Klemmteilstauchung  $\epsilon_{\text{KTpl}}$  führt. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass durch die Schädigung des Muttergewindes die Restvorspannkraft der SV vermindert wird und sich dadurch das spannungsabhängige Kriechen des Klemmteils ebenfalls verringert.



**Abbildung 76:** Detailauswertung zu Abbildungen 70 bis 73 mit Auswertung der plastischen Klemmteilstauchung  $\varepsilon_{KTpl}$

Zum Nachweis der Schädigung des Muttergewindes wurden die Aluminiummutterbauteile ( $m_{gesAl} = 3d, 2,5d, 2d, 1,5d$ ) der bei  $T_A = 150$  °C für  $t_A = 1000$  h ausgelagerten SV nach dem Lösen aufgetrennt und geschliffen. Abbildung 77 zeigt die Mikroskopaufnahmen dieser Mutterbauteile im Bereich der ersten tragenden Gewindeflanken (Detailaufnahme des zweiten Gewindegangs, da im ersten Gewindegang Streuungen aufgrund des Gewindeeinlaufs festgestellt wurden). Mit abnehmender Einschraubtiefe ist eine plastische Verformung der Muttergewindeflanken im Bereich der Überdeckung von Schrauben- und Muttergewinde (zwischen den Scherzylindern) zu erkennen (siehe auch Abbildung 78). Die Gewindeverformung ist nicht auf die ersten Gewindegänge beschränkt. Aufgrund der axialen Verschiebung durch die Flankenplastifizierung federt die Schraube elastisch zurück, wodurch es zu dem beobachteten Vorspannkraftverlust kommt.



**Versuchsparameter**

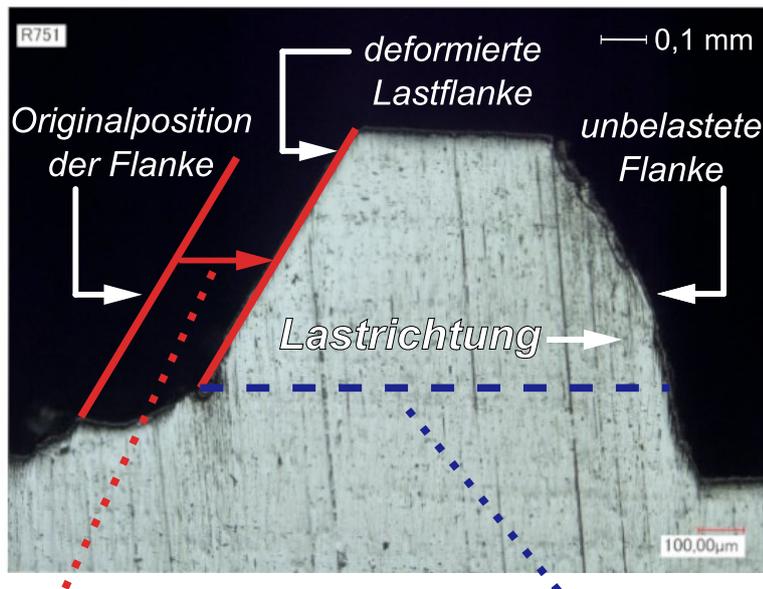
Schraube: M10 - 10.9  
 Schraubenwerkstoff:  
 - 23MnB3

Klemmteil- und  
 Mutterbauteilwerkstoff:  
 - EN AW-6082 (T6511)

$F_M = 30\text{ kN}$   
 $T_A = 150\text{ °C}$   
 $t_A = 1000\text{ h}$

$D_A = 4d$   
 $l_k = 5d$   
 $m_{ges,Al} = 3d, 2,5d,$   
 $2d, 1,5d$

**Abbildung 77: Schädigung des Muttergewindes in Abhängigkeit von der Einschraubtiefe  $m_{ges}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150\text{ °C}$  (Gewindeschliff)**

**Versuchsparameter**

Schraube: M10 - 10.9

Schraubenwerkstoff:

- 23MnB3

Klemmteilwerkstoff:

- EN AW-6082 (T6511)

Mutterbauteilwerkstoff:

- EN AW-6082 (T6511)

 $T_A = 150 \text{ °C}$  $F_M = 30 \text{ kN}$  $D_A = 4d$  $l_k = 5d$  $m_{\text{gesAl}} = 1,5d$  $t_A = 1000 \text{ h}$ 

**Flankendeformation**      **Scherzylinder** (durch Außendurchmesser des Mutterbauteilgewindes      Schraubengewindes bestimmt)

Abbildung 78: Detailansicht der deformierten Muttergewindeflanke

### Einzeleinfluss der Einschraubtiefe des Aluminiummutterbauteils

Die vorangegangenen Versuche haben gezeigt, dass die Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  mit zunehmender Auslagerungstemperatur  $T_A$ , in besonderem Maße ab  $T_A = 120 \text{ °C}$ , einen immer größeren Einfluss auf die Restvorspannkraft  $F_{\text{VR}}$  hat. Durch Reduzierung der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  steigt die Spannung an den tragenden Gewindeflanken, welche mutterseitig zu plastischen Verformungen und damit zu einem Vorspannkraftverlust führt. Den Einfluss einer erhöhten Ausnutzung der Aluminiummutter durch Erhöhung der Montagevorspannkraft  $F_M$  zeigt Abbildung 79. Die Vorspannkraftermittlung erfolgt für diesen Versuch kontinuierlich mittels Kraftmessring (Hähne RKS 01, siehe Kapitel 4.3). Im Unterschied zu vorherigen Messungen entspricht die Montagevorspannkraft  $F_M$  auch der Kraft unter Temperatur, da der Kraftmessring (Stahl) das Klemmteil (Aluminium) ersetzt und es aufgrund gleicher Ausdehnungskoeffizienten von Kraftmessring und Schraube nicht zu einer thermisch induzierten Vorspannkraftzunahme kommt. Daher ist hier auch mit einem abweichenden Vorspannkraftrelaxationsverhalten zu rechnen. Der Versuch zeigt, dass die Einbringung von Kraftmessringen zur Untersuchung der Vorspannkraftstabilität von Realverschraubungen auch immer zu abweichenden Ergebnissen führt.

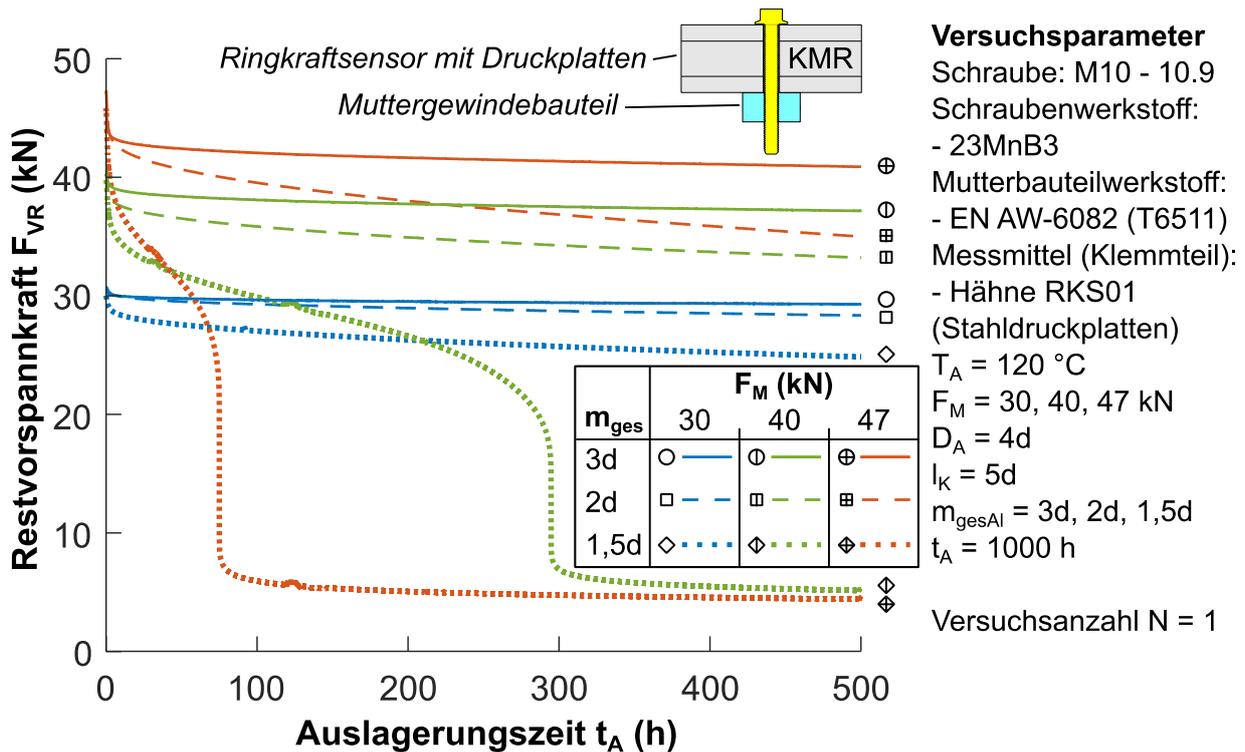


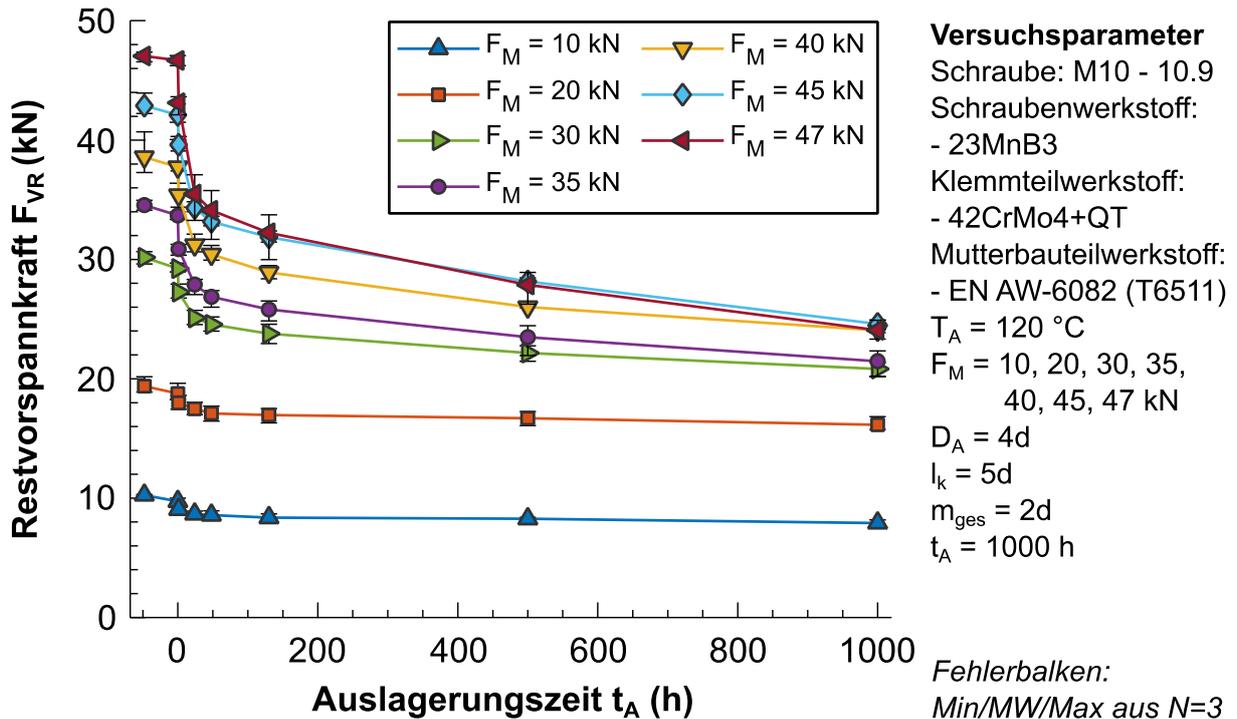
Abbildung 79: Kontinuierliche Messung der Restvorspannkraft  $F_{VR}$  von Aluminiummuttern der Höhe  $m_{\text{ges}} = 3d, 2d$  und  $1,5d$  bei  $F_M = 30\text{ kN}, 40\text{ kN}$  und  $47\text{ kN}$  sowie  $T_A = 120\text{ °C}$  mittels Kraftmessring

Die mit einer Kraftmessdose verspannten Mutterbauteile aus Aluminium weisen für eine Einschraubtiefe von  $m_{\text{gesAl}} = 3d$  und  $2d$  und einer Montagehöhe von  $F_M = 30\text{ kN}$  eine weitestgehend konstante Relaxationsrate auf. Eine Erhöhung der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf  $40\text{ kN}$  bzw.  $47\text{ kN}$  führt bei der  $m_{\text{gesAl}} = 2d$  hohen Mutter zu hohen Relaxationsraten in den ersten Stunden der Auslagerung. Darüber hinaus ist für diese hohen Montagehöhen eine Annäherung der Restvorspannkraft  $F_{VR}$  über der Auslagerungsdauer erkennbar. Bei der niedrigsten Einschraubtiefe ( $m_{\text{gesAl}} = 1,5d$ ) bricht die Restvorspannkraft nach ca.  $75\text{ h}$  ( $F_M = 47\text{ kN}$ ) bzw.  $250\text{ h}$  ( $F_M = 40\text{ kN}$ ) der Auslagerung weitgehend zusammen, was auf stark deformierte Gewindeflanken zurückgeführt werden kann (siehe auch Abbildung 77). Bei einer SV im Einsatz würde das zum Versagen der Verbindung führen. Aufgrund der niedrigen Einschraubtiefe sind alle Gewindeflanken bereits hoch belastet, sodass die Möglichkeit der Umlagerung von Spannungen auf nicht bzw. niedrig belastete Gewindeflanken entfällt.

Der Versuch zeigt, dass die Höhe der Montagevorspannkraft  $F_M$  einen entscheidenden Einfluss auf die Kriechplastifizierung des Aluminiummuttergewindes ausübt. Da die  $m_{\text{gesAl}} = 1,5d$  hohen Mutttern bereits bei  $F_M = 40\text{ kN}$  ein nichtlineares Verhalten und massive Vorspannkraftverluste aufweisen, soll der Einfluss der Spannung durch Variation der Montagevorspannkraft  $F_M$  bei einer Einschraubtiefe

von  $m_{\text{gesAl}} = 2d$  und Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 120\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  ermittelt werden. Um eine temperaturbedingte Vorspannkraftzunahme aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  von Schraube und Klemmteil zu vermeiden, wird das Klemmteil ( $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ) aus Stahl (42CrMo4) gefertigt. Der Werkstoff von Schraube sowie Mutter bleibt unverändert. Aufgrund des abweichenden Nachgiebigkeitsverhältnisses (nachgiebige Kraftmessdose im Gegensatz zu einem massiven Klemmteil aus Stahl), ist auch hier von abweichenden Restvorspannkraftverläufen auszugehen.

Die Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}$  der Versuchskonfigurationen sind in Abbildung 80 dargestellt. Es ist davon auszugehen, dass der gezeigte Vorspannkraftverlust ausschließlich von der Aluminiummutter sowie der Stahlschraube ausgeht, da für das massive Stahlklemmteil (42CrMo4,  $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ) bei dieser Auslagerungstemperatur nur von einer geringen Kriechneigung auszugehen ist (relative Temperatur  $T/T_M = 0,25$ ). In den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0\text{ h} \dots 48\text{ h}$ ) ist die Vorspannkraftrelaxationsrate aller Versuchskonfigurationen am größten. Darüber hinaus zeigt sich, dass diese mit steigender Montagehöhe  $F_M$  ebenfalls wächst. Niedrig verspannte Proben ( $F_M = 10\text{ kN}$  und  $20\text{ kN}$ ) weisen nach anfänglichen Anpassungsvorgängen einen nahezu linearen Restvorspannkraftverlauf auf. Die bei  $F_M = 30\text{ kN}$  verspannten Proben zeigen noch eine geringe Relaxationsrate im Auslagerungszeitraum von  $t_A = 48\text{ h} \dots 1000\text{ h}$ . Höher verspannte Proben ( $F_M = 35\text{ kN} \dots 47\text{ kN}$ ) zeigen jedoch im besagten Auslagerungszeitraum mit der Montagevorspannkraft  $F_M$  zunehmende Relaxationsraten. Es ist davon auszugehen, dass sich die Relaxationskurven der auf  $F_M \geq 30\text{ kN}$  verspannten Proben bei längerer Auslagerungszeit  $t_A$  weiter annähern.



**Abbildung 80:** Erweiterte Betrachtung des Einzeinflusses der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$  bei verschiedenen Montagevorspannkraften  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120\text{ °C}$

Die Montage- und Restvorspannkraften nach  $t_A = 1000\text{ h}$  der Auslagerung bei  $T_A = 120\text{ °C}$  sind in Abbildung 81 dargestellt. Die Versuche zeigen, dass die SV mit steigender Montagehöhe  $F_M$  einen zunehmenden Vorspannkraftverlust erleiden. Die höchste Restvorspannkraft weist die mit  $F_M = 45\text{ kN}$  vorgespannte SV auf, wobei die mit  $F_M = 40\text{ kN}$  und  $47\text{ kN}$  vorgespannten SV nur unwesentlich mehr an Vorspannkraft verlieren.

Der Vorspannkraftverlust der SV ist erwartungsgemäß primär auf den Vorspannkraftverlust durch Plastifizierung der Mutter ( $\Delta F_{V\text{relaxKM}}$ ) zurückzuführen, da anzunehmen ist, dass das Stahlbauteil (42CrMo4+QT) keine bzw. nur vernachlässigbare Kriechplastifizierungen aufweist (siehe Abbildung 82). Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{V\text{relaxS}}$  tritt erst ab einer Montagehöhe von  $F_M = 30\text{ kN}$  in Erscheinung und wird mit zunehmender Montagehöhe immer größer. Da durch den Temperaturanstieg von Raumtemperatur (bei Montage) auf die Auslagerungstemperatur  $T_A = 120\text{ °C}$  keine thermische Vorspannkraftzunahme stattfindet (nahezu identische Wärmeausdehnungskoeffizienten von Schraube und -klemmteil), ist die Schraubenplastifizierung auf die Veränderung der temperaturbedingten Werkstoffeigenschaften sowie dem Kriechen der Schraube zurückzuführen (siehe auch Abbildung 27).

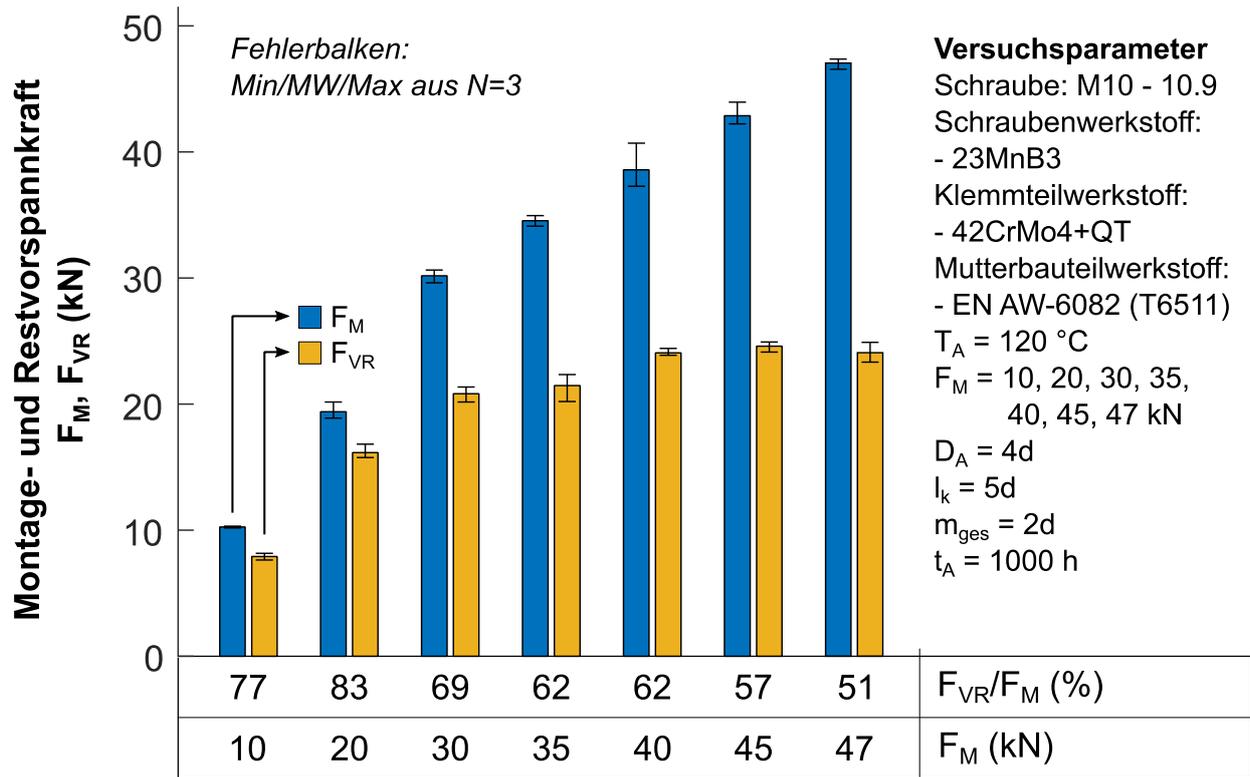


Abbildung 81: Detaillauswertung zu Abbildung 80 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

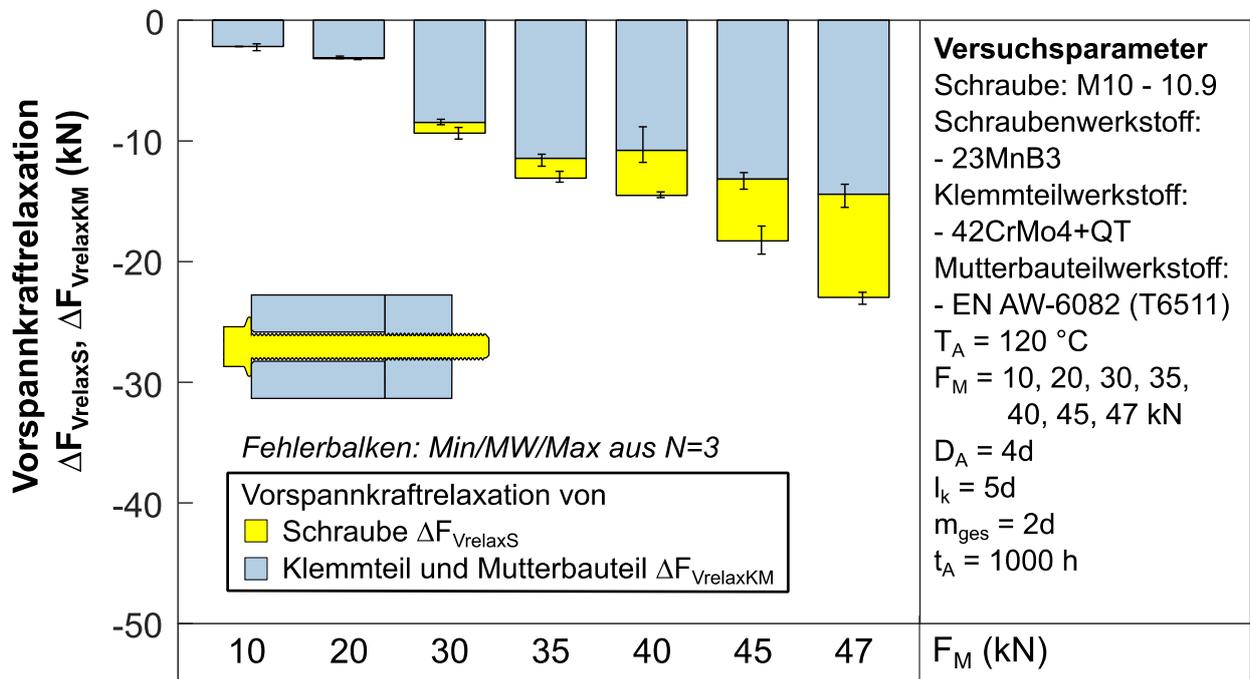
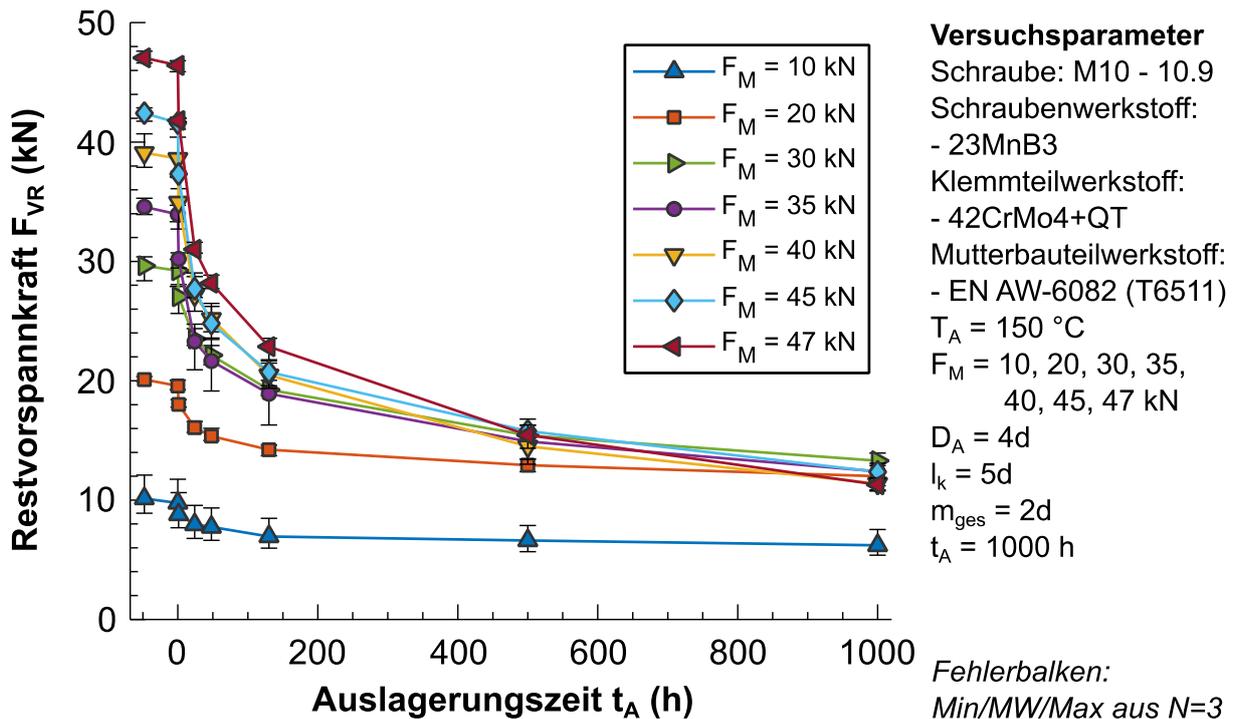


Abbildung 82: Detaillauswertung zu Abbildung 80 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ )

Die absoluten Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}$  der bei  $T_A = 150\text{ °C}$  ausgelagerten Versuchskonfigurationen zeigt Abbildung 83. Bei der erhöhten Auslagerungstemperatur zeigen die mit  $F_M = 10\text{ kN}$  und  $20\text{ kN}$  verspannten Proben nach den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0\text{ h} \dots 130\text{ h}$ ) einen konstanten Verlauf.

Höher verspannte Proben erleiden innerhalb der ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 130 \text{ h}$ ) ebenfalls hohe Vorspannkraftverluste, welche umso größer werden, je höher die Montagevorspannkraft  $F_M$  gewählt wurde. Nach einer Auslagerungsdauer von  $t_A = 130 \text{ h}$  haben sich die Restvorspannkraften  $F_{VR}$  weitestgehend angenähert, nach  $t_A = 500 \text{ h}$  weisen sie die gleiche Restvorspannkrafthöhe  $F_{VR}$  auf. Die am höchsten vorgespannte SV ( $F_M = 47 \text{ kN}$ ) verliert auch im Auslagerungszeitraum  $t_A = 500 \text{ h} \dots 1000 \text{ h}$  weiterhin an Vorspannkraft.



**Abbildung 83:** Erweiterte Betrachtung des Einzeleinflusses der Einschraubtiefe  $m_{ges}$  bei verschiedenen Montagevorspannkraften  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$

Die Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) der bei  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$  ausgelagerten Proben sind in Abbildung 84 dargestellt. Die größten Restvorspannkraften ( $F_{VR} = 13,3 \text{ kN}$ ) weisen die mit  $F_M = 30 \text{ kN}$  verspannten Proben auf. Durch die hohen Vorspannkraftverluste bei der Auslagerungstemperatur  $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$  verliert eine hohe Montagevorspannkraft  $F_M$  ihren Vorteil hinsichtlich der Restvorspannkrafthöhe  $F_{VR}$ . Darüber hinaus zeigt sich, dass – unabhängig vom verspannten Klemmteil – eine verminderte Einschraubtiefe  $m_{ges} = 2d$  zu hohen Vorspannkraftverlusten führt, welche durch eine genaue Einstellung der Montagehöhe  $F_M$  nur geringfügig beeinflusst werden können. Die hohen Vorspannkraftverluste sind der Aluminiummutter zuzuschreiben, wie Abbildung 85 zeigt (siehe auch Flankenverformung in Abbildung 77). Der Relaxationsverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$  nimmt auch hier mit zunehmender Montagehöhe  $F_M$  zu.

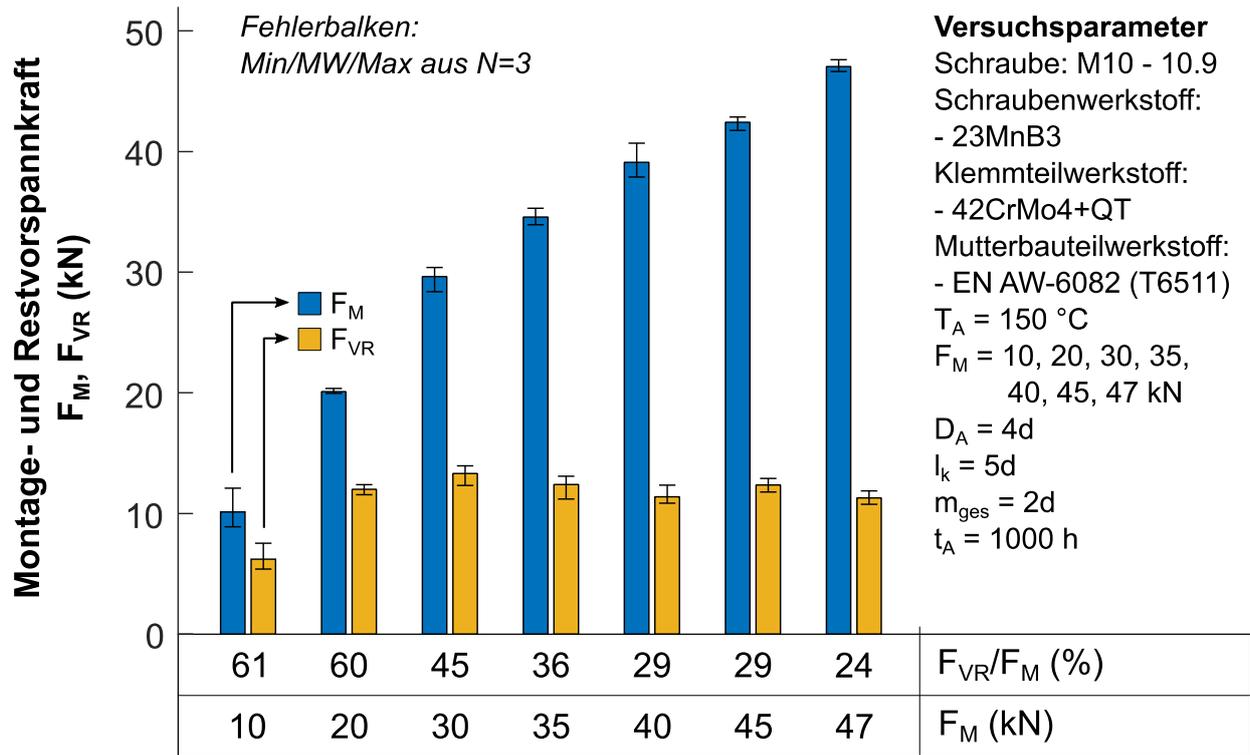


Abbildung 84: Detailauswertung zu Abbildung 83 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M, F_{VR}$ )

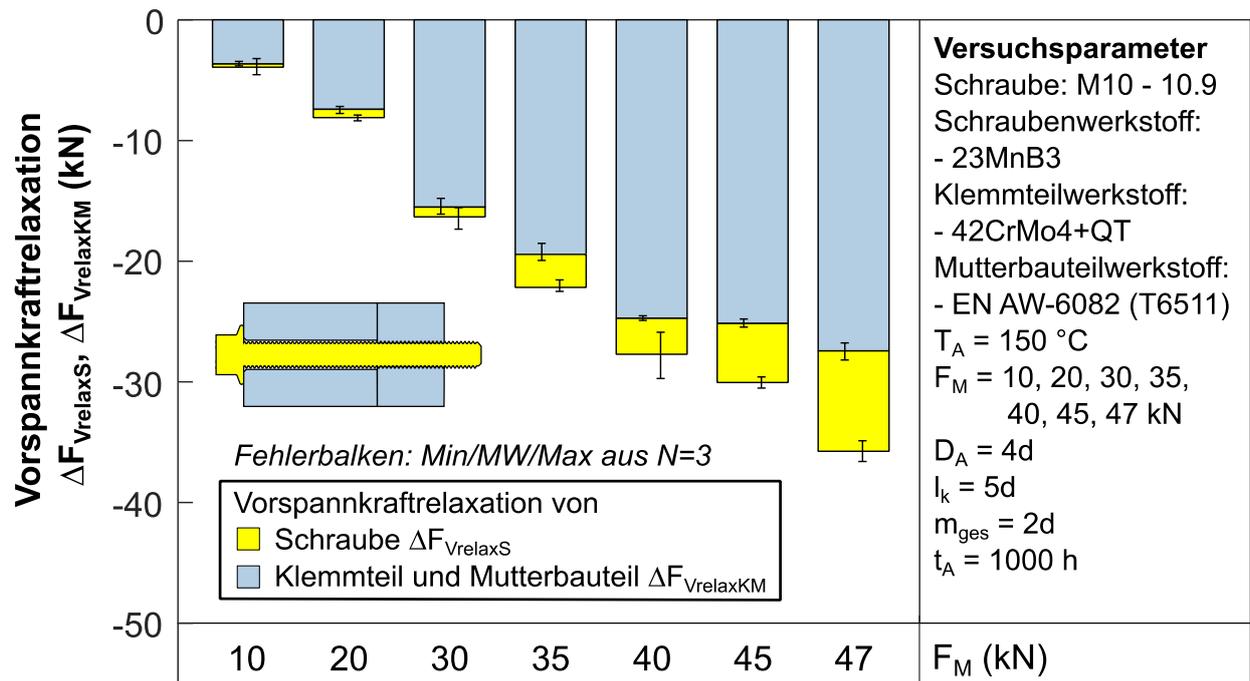


Abbildung 85: Detailauswertung zu Abbildung 83 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ )

### 5.2.5 Einfluss der Rauheit in den Kontaktstellen

Der Einfluss der Rauheit bzw. Oberflächenbeschaffenheit soll für zwei Betriebszeitpunkte, zum einen nach Montage bei Raumtemperatur und zum anderen im Betrieb bei Temperaturlast, überprüft werden. Die angegebenen mittleren Rauheiten  $R_z$  sind Nennwerte, welche mit einer Toleranz von  $\pm 15\%$  eingestellt wurden.

Da das Setzen unmittelbar nach der Montage eintritt, eignet sich die Längenänderungsmessung mittels Bügelmessschraube mit stufenweiser Aufbringung der Montagevorspannkraft nicht zur Erfassung der kurzfristigen Setzkraftverluste. Um diese zu ermitteln, werden die Stahlschrauben mit Dehnungsmessstreifen präpariert (siehe Kapitel 4.3). Somit kann die Montagevorspannkraft schnell eingestellt und kontinuierlich gemessen werden. Die Klemmteile und Mutterbauteile werden aus EN AW-6082 gefertigt, wobei ein Durchmesser von  $D_A = 4d$ , eine Klemmlänge von  $l_k = 2 \times 1d$  (zwei Klemmteile der Höhe  $1d$ ) und eine Einschraubtiefe von  $m_{ges} = 2d$  gewählt wird. Die Verbindung wird elastisch auf eine Montagehöhe von  $F_M = 30$  kN verspannt. Eine Übersicht der untersuchten Oberflächenbeschaffenheiten zeigt Tabelle 2 (siehe Kapitel 4.1). Eine Beispielmessung der angerauten Oberflächen vor Montage und Auslagerung zeigt Abbildung 86.

Abbildung 87 zeigt die aus drei Wiederholmessungen arithmetisch gemittelten relativen Restvorspannkraftverläufe  $F_{VR}/F_M$  der Versuchskonfigurationen. Insgesamt fallen die gemessenen Vorspannkraftverluste nach 48 h mit ca. zwei bis drei Prozent im Vergleich zu den rechnerisch abgeschätzten Setzkraftverlusten der VDI-Richtlinie 2230 [206] sehr gering aus, welche bei 8 % bis 12 % liegen. Die Rauheitskennwerte sind nicht proportional zur Höhe des Setzkraftverlusts (in etwa gleiche Setzkraftdifferenz zwischen  $R_z = 3 \mu\text{m}$  und  $R_z = 55 \mu\text{m}$  sowie zwischen  $R_z = 55 \mu\text{m}$  und  $R_z = 60 \mu\text{m}$ ). Die Verläufe zeigen, dass der Setzvorgang noch nicht vollständig abgeschlossen ist. Die Vorspannkraftverlustrate zu Versuchsende ist jedoch sehr gering, sodass der zu erwartende zusätzliche Setzkraftverlust aufgrund einer längeren Versuchsdauer vernachlässigbar ist (Nullpunktunterdrückung in Abbildung 87 beachten). Darüber hinaus zeigt sich, dass ein Anstieg der mittleren Rautiefe  $R_z$  nur zu einem geringfügig höheren Vorspannkraftverlust führt.

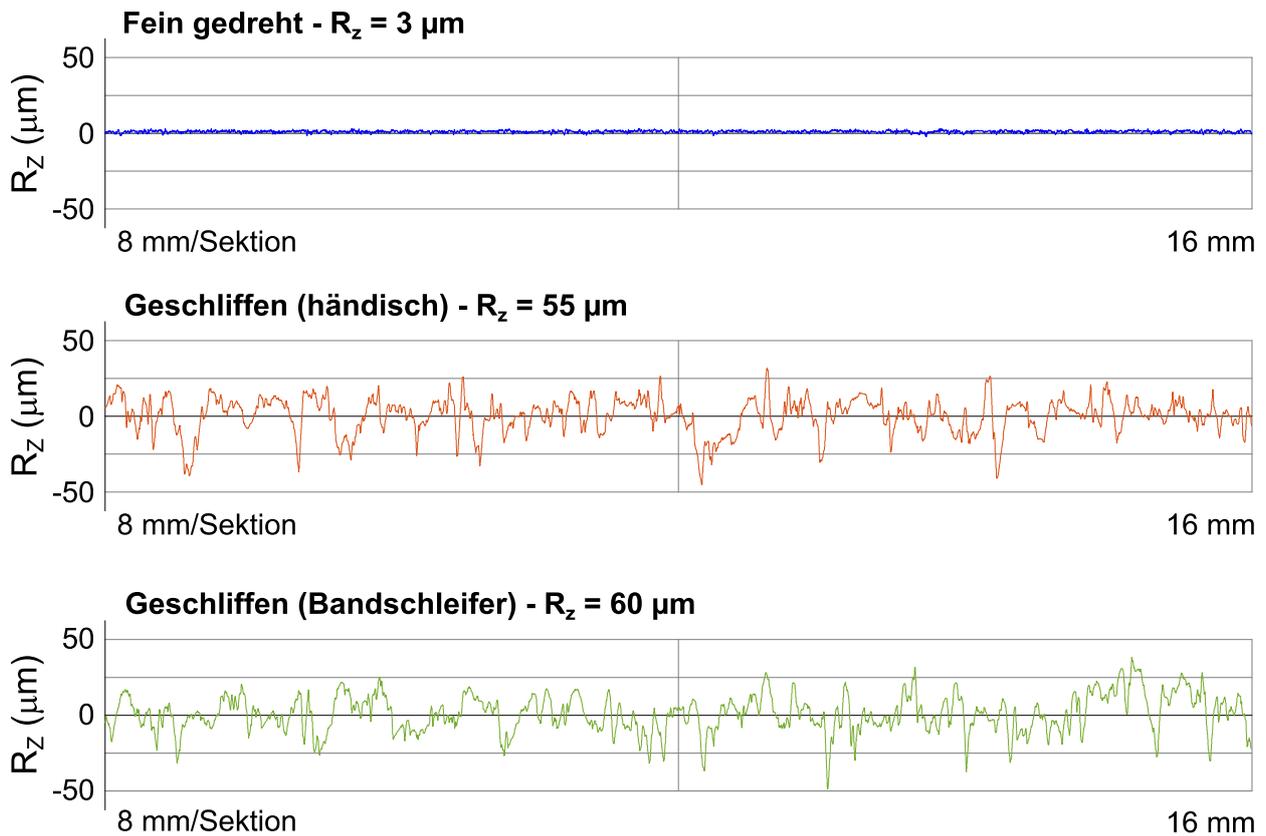


Abbildung 86: Tastschnittmessung der fein gedrehten, geschliffenen sowie per Bandschleifer angerauten Oberflächen vor Montage

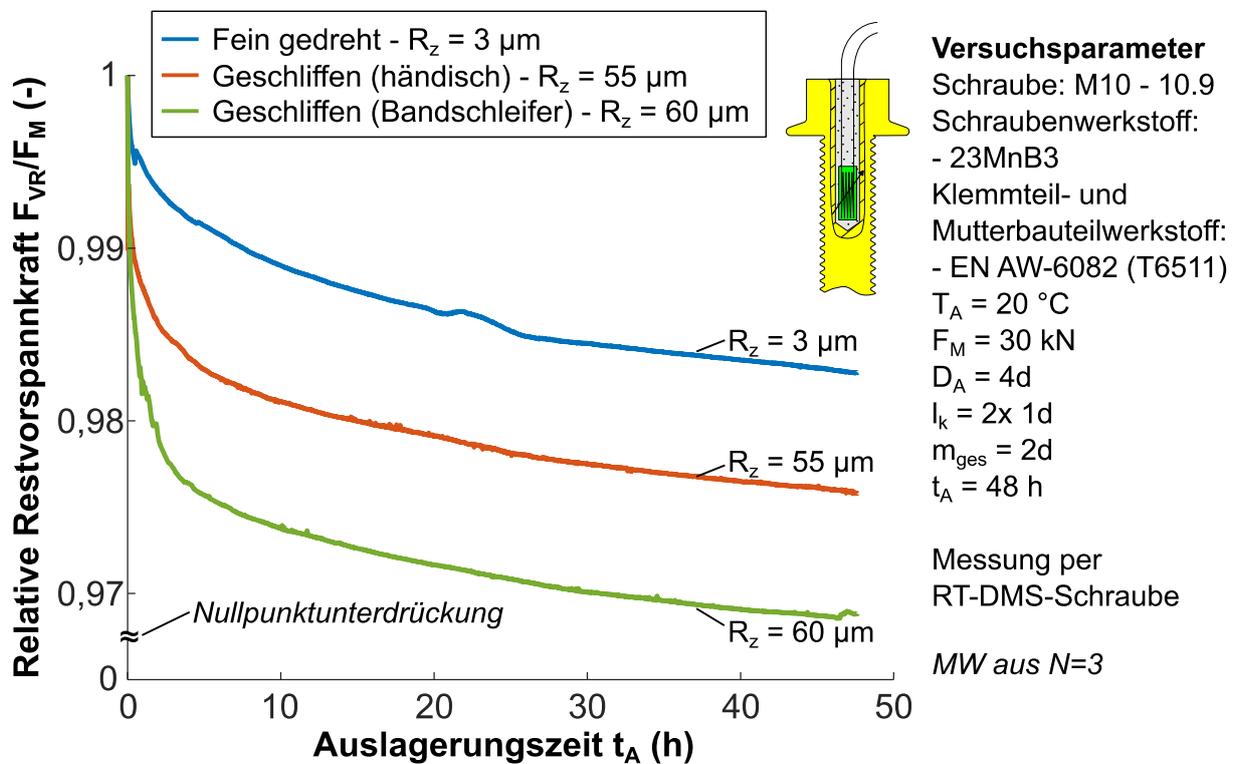
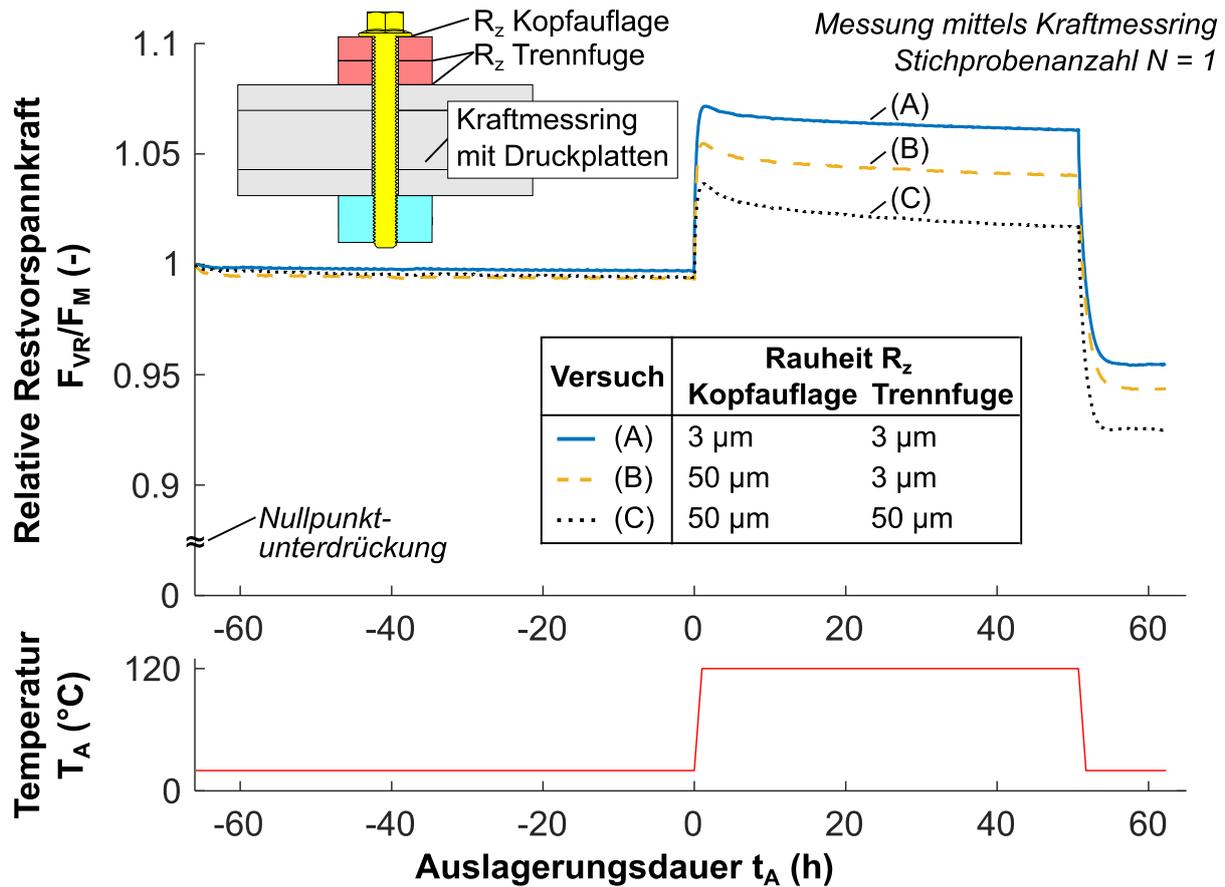


Abbildung 87: Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei Raumtemperatur (Untersuchungsergebnisse aus Zusammenarbeit mit [73])

Der Einfluss der Oberflächenrauheit von temperaturbelasteten SV wird mithilfe eines temperaturkompensierten Ringkraftsensors (siehe Kapitel 4.3) erfasst, welcher zusätzlich in den Kraftfluss eingebracht wird. Zunächst soll überprüft werden, ob das Anrauen verschiedener Kontaktflächen (Kopfauflage bzw. innere Trennfugen) das Restvorspannkraftniveau beeinflusst. Dazu werden zwei Aluminiumklemmteile mit jeweils  $1d$  Höhe mit dem Ringkraftsensor sowie einer Schraube und einem Mutterbauteil aus Stahl ( $m_{\text{ges}} = 2d$ ) bei einer Montagehöhe von  $F_M = 20 \text{ kN}$  verspannt. In der ersten Versuchskonfiguration werden Klemmteile mit einer fein gedrehten Oberfläche gepaart ( $R_z = 3 \text{ }\mu\text{m}$ , siehe Tabelle 2). Bei der zweiten Versuchskonfiguration wird die Kopfauflagenfläche händisch geschliffen ( $R_z = 50 \text{ }\mu\text{m}$ ) und bei der dritten Versuchskonfiguration werden zusätzlich noch die inneren Trennfugen der Aluminiumbauteile händisch geschliffen ( $R_z = 50 \text{ }\mu\text{m}$ ).

Abbildung 88 zeigt, dass der gemessene Setzkraftverlust bei Raumtemperatur innerhalb der ersten 65 h für alle Versuchskonfigurationen bei weniger als einem Prozent liegt. Der geringe Verlust kann auf die hohe Nachgiebigkeit des verspannten Systems aus Kraftmessring ( $5d$ ) und Klemmteilen ( $2 \times 1d$ ) zurückgeführt werden. Erfahren die SV eine Temperaturlast von  $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ , führt dies zu einer unterschiedlich hohen thermischen Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{\text{Vth}}$ . Den größten Vorspannkraftzuwachs erfährt die nicht angeraute Variante, weil kein Abbau von lokal fließenden, großen, Rauheitspeaks stattfindet. Je mehr Oberflächen angeraut werden, desto geringer fällt die thermische Vorspannkraftzunahme aus. Nach einer Auslagerung für 48 h bei  $T_A = 120 \text{ }^\circ\text{C}$  und anschließender Abkühlung auf Raumtemperatur zeigt sich, dass die Versuchskonfiguration mit angerauter Kopfauflagenfläche und inneren Trennfugen der Aluminiumbauteile den höchsten Vorspannkraftverlust erleidet.

Der Versuch belegt, dass sich die Anzahl der angerauten Oberflächen negativ auf das zu erwartende Restvorspannkraftniveau auswirkt. Da die Versuchskonfiguration mit angerauter Kopfauflagenfläche (Versuch B in Abbildung 88) gegenüber der unangerauten Kopfauflagenfläche (Versuch A in Abbildung 88) eine geringere thermische Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{\text{Vth}}$  sowie einen höheren Vorspannkraftverlust nach Auslagerung aufweist, kann der Schluss gezogen werden, dass das kopfseitige Anziehen der Verbindung nicht zu einem (vollständigen) Einebnen der Rauheitsspitzen in der Kopfauflagenfläche führt.

**Versuchsparameter**

Schraube: M10 - 10.9	$T_A = 120 °C$	*Vergrößerung der Klemmlänge aufgrund Einbringung des Kraftmessrings (KMR)
Schraubenwerkstoff: - 23MnB3	$F_M = 20 \text{ kN}$	
Klemmteilwerkstoff: - EN AW-6082 (T6511)	$D_A = 4d$	
Mutterbauteilwerkstoff: - Stahl	$l_k^* = 5d \text{ (KMR)} + 2x 1d$	
	$m_{ges} = 2d$	

**Abbildung 88:** Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit und Trennfugenanzahl auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 °C$

Den zusätzlichen Einfluss der Montagevorspannkraft  $F_M$  auf die VKR zeigt Abbildung 89 (Rauheit der Oberflächen siehe Kapitel 4.1). In den ersten sechs Versuchsstunden wird das Setzkraftverhalten bei Raumtemperatur beobachtet. Für die elastisch verspannten Versuchskonfigurationen (bis  $F_M = 40 \text{ kN}$ ) ist kein Setzkraftverlust messbar. Die überelastisch verspannten Proben weisen hingegen mit zunehmender Oberflächenrauheit auch einen erhöhten Setzkraftverlust bei RT auf. Die Temperaturerhöhung auf  $T_A = 120 °C$  führt bei allen Versuchskonfigurationen zu einem Anstieg der Vorspannkraft. Die Höhe der Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  ist abhängig von der Oberflächenrauheit  $R_z$  sowie der Montagehöhe  $F_M$ . Die thermische Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  ist umso geringer, je rauer die gepaarten Oberflächen sind. Dieses Verhalten kann bei allen Montagehöhen festgestellt

werden, wobei die bei  $F_M = 10$  kN verspannten Versuchskonfigurationen nur geringfügig voneinander abweichen.

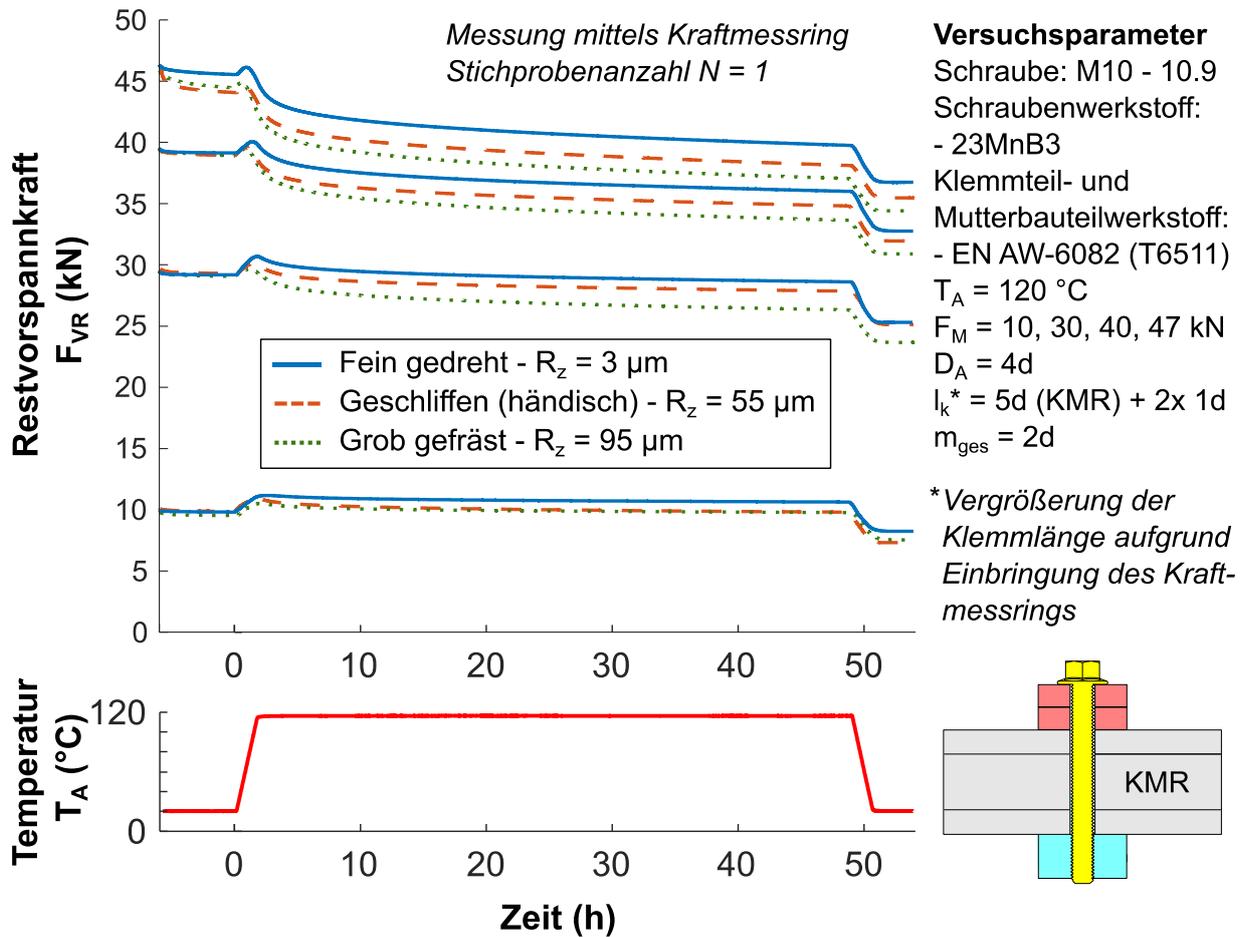


Abbildung 89: Erweiterte Betrachtung des Einzeleinflusses der Oberflächenbeschaffenheit bei verschiedenen Montagevorspannkraften  $F_M$  auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120$  °C (Untersuchungsergebnisse in Zusammenarbeit mit [73])

Während des Aufheizens verlängern sich die verspannten Klemmteile aufgrund des höheren Wärmeausdehnungskoeffizientens  $\alpha$  stärker als die Schraube, weshalb die SV eine axiale Längung kompensieren muss. Der elastisch kompensierte Teil der Längenänderung führt zu der beobachteten Vorspannkraftzunahme, während die Einebnung von Rauheitsspitzen aufgrund lokaler Streckgrenzüberschreitungen eine plastische axiale Längenänderung zur Folge hat (in [81] als Nachsetzen bezeichnet). Demnach weisen die raueren Proben auch nach Abkühlen auf Raumtemperatur ( $T_A = 20$  °C) eine geringere Restvorspannkraft  $F_{VR}$  auf. Die größte Differenz der Restvorspannkraften liegt bei den mit  $F_M = 47$  kN verspannten Proben vor. Hier verliert die auf  $R_z = 95$  µm angeraute Probe etwas über 2 kN mehr an Vorspannkraft als die fein abgedrehte Probe ( $R_z = 3$  µm). Insgesamt zeigt sich, dass der Rauheitseinfluss für die untersuchten Variationsparameter bei der

klassischen Auslegung überschätzt wird. Der Grund ist wahrscheinlich die heute höhere Ausnutzung der Werkstoffe als zu Zeiten der Auslegungserstellung. Ein weiterer Einfluss ist wahrscheinlich auch die Anziehggeschwindigkeit des eingesetzten Montageverfahrens.

### 5.2.6 Einfluss des Werkstoffs von Klemmteil und Mutter

Durch Substitution von Stahlwerkstoffen durch Aluminiumlegierungen in temperaturbelasteten SV wird das VKRV entscheidend beeinflusst. Die bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ °C}$  für  $t_A = 1000 \text{ h}$  ausgelagerten Probenkonfigurationen besitzen eine identische Probengeometrie ( $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ,  $m_{\text{ges}} = 2d$ ) und werden elastisch auf  $F_M = 30 \text{ kN}$  verspannt. Als Werkstoffe für das Klemmteil sowie Mutterbauteil kommen 42CrMo4+QT und EN AW-6082 (T6511) zum Einsatz, wodurch sich vier Versuchskonfigurationen ergeben.

Abbildung 90 zeigt den relativen Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  für die untersuchten Versuchskonfigurationen. Erwartungsgemäß treten bei der SV mit Klemmteil und Mutterbauteil aus Stahl nur geringfügige Vorspannkraftverluste auf, die sich darüber hinaus noch auf die ersten Stunden der Auslagerung beschränken. Im Zeitraum von  $t_A = 24 \text{ h}$  bis  $1000 \text{ h}$  der Auslagerung bleibt das Restvorspannkraftniveau nahezu konstant. Wird der Klemmteilwerkstoff durch eine Aluminiumlegierung ersetzt, führt dies zu einer deutlichen Vorspannkraftrelaxation, die auch im Auslagerungszeitraum von  $t_A = 500 \text{ h}$  bis  $1000 \text{ h}$  nicht zum Erliegen kommt. Wie in den vorangegangenen Untersuchungen gezeigt, weisen die SV in den ersten Stunden der Auslagerung eine erhöhte Vorspannkraftrelaxationsrate auf. Der Einsatz eines Aluminiummutterbauteils in Kombination mit einem Stahlklemmteil erhöht den Vorspannkraftverlust erneut signifikant. Bestehen Klemm- und Mutterbauteil aus Aluminium, führt dies zu den höchsten Vorspannkraftverlusten. Alle SV, in denen mindestens ein Verbindungspartner aus Aluminium besteht, weisen auch im letzten Auslagerungssegment ( $t_A = 500 \text{ h} \dots 1000 \text{ h}$ ) noch Vorspannkraftverluste auf, sodass davon auszugehen ist, dass auch über den Untersuchungszeitraum hinaus noch Vorspannkraftverluste auftreten werden.

Einen Überblick über die absoluten Montage- und Restvorspannkraftverläufe ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) nach einer Auslagerungszeit von  $t_A = 1000 \text{ h}$  gibt Abbildung 91.

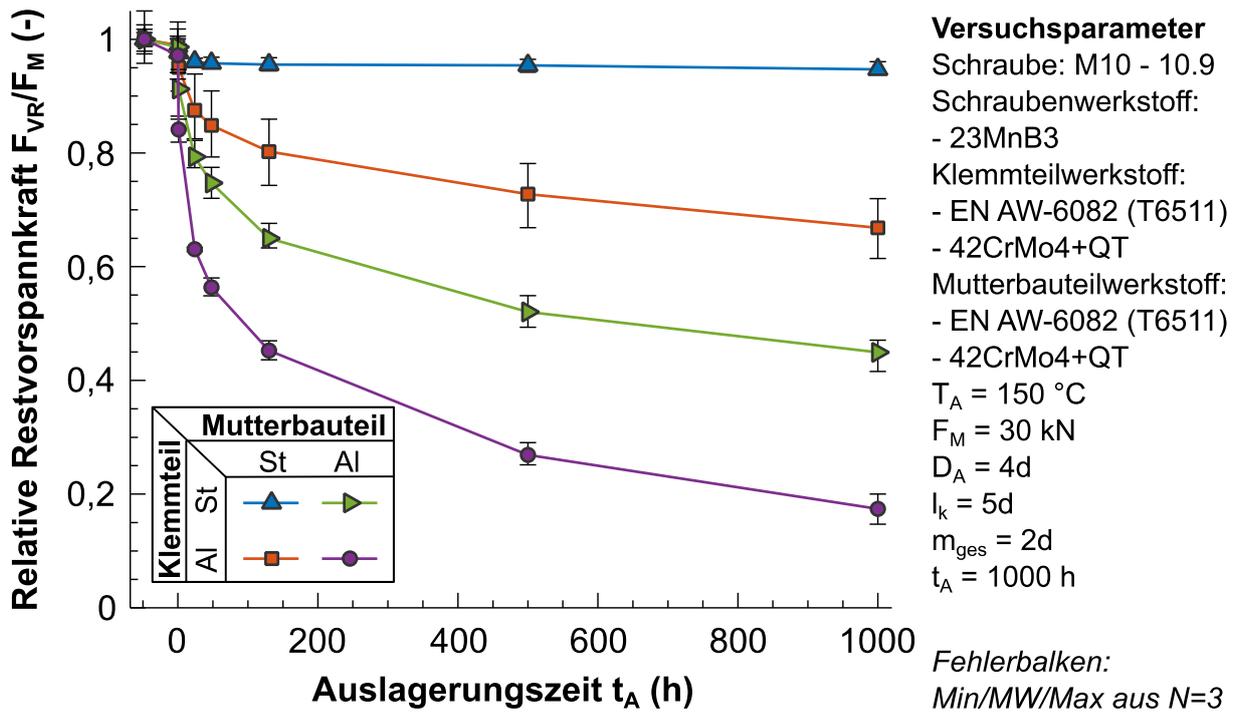


Abbildung 90: Einfluss des Werkstoffs von Klemmteil und Mutterbauteil auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$

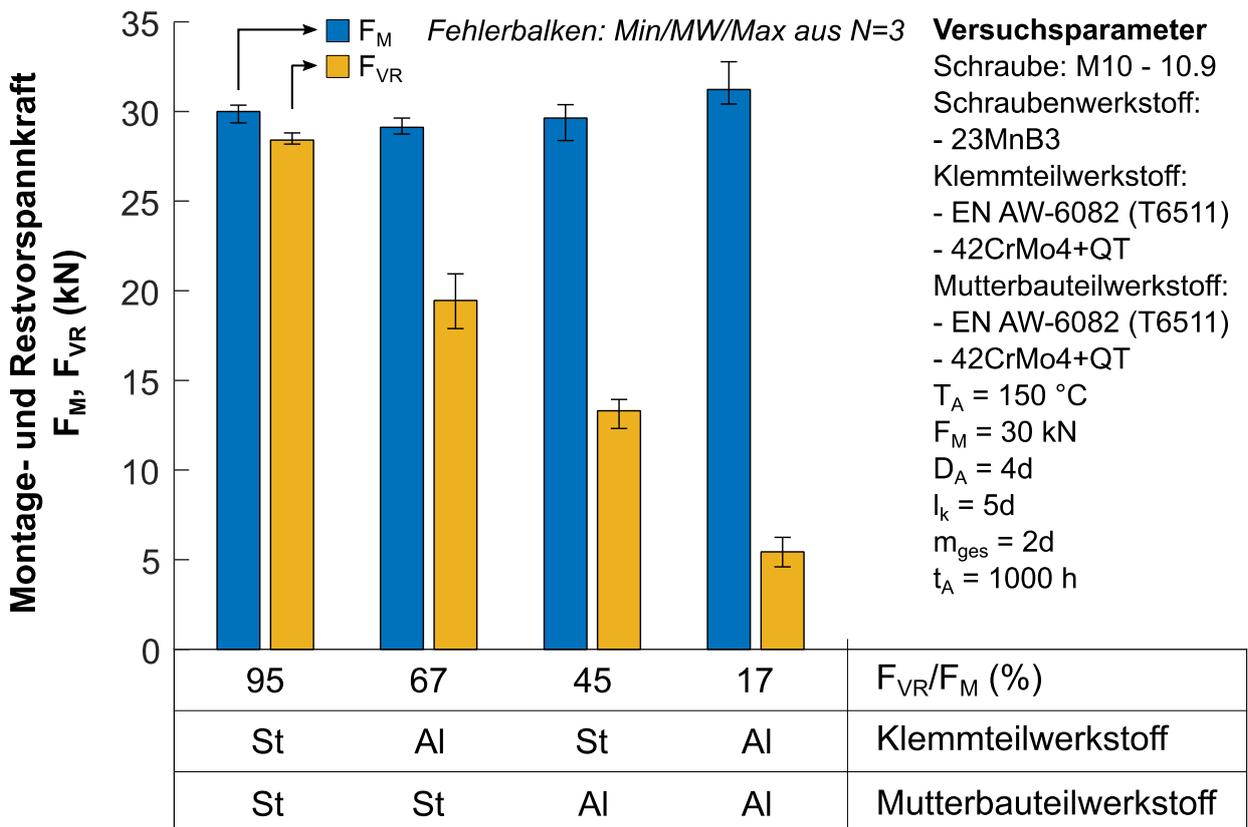


Abbildung 91: Detailauswertung zu Abbildung 90 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ )

Abbildung 92 zeigt, dass der Vorspannkraftverlust der St/St SV primär von der Relaxation der Schraube herrührt, während bei allen SV mit Aluminiumver-

bindungspartnern die höchsten Vorspannkraftverluste auf das Klemm- und/oder Mutterbauteil entfallen. Die SV mit Aluminiumbauteil erfahren eine thermische Zusatzkraft  $\Delta F_{Vth}$  ( $\alpha_{Al} > \alpha_{St}$ ), die die Vorspannkraft aufgrund der großen Klemmlänge ( $l_k = 5d$ ) der untersuchten Verbindung um knapp 30 % erhöht (siehe auch Abbildung 25). Bei der SV mit Aluminiumklemmteil und Stahlmutterbauteil führt dies zu einer erhöhten Schraubenplastifizierung. Der verringerte Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$  der SV mit Aluminiummutterbauteil lässt sich durch den starken Vorspannkraftabfall in den ersten Stunden der Auslagerung begründen. Das spannungsabhängige Kriechen der Schraube wird durch die Plastifizierung der Aluminiumverbindungspartner abgeschwächt.

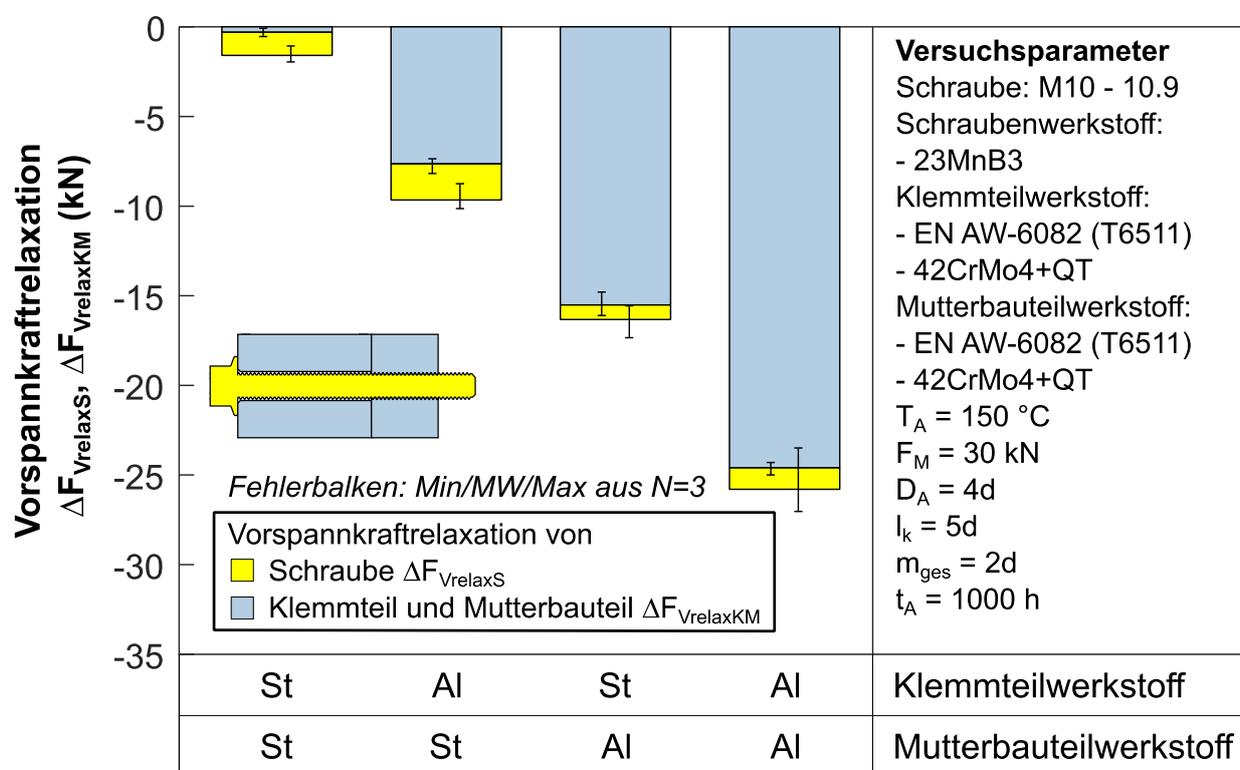


Abbildung 92: Detailauswertung zu Abbildung 90 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}$ ,  $\Delta F_{VrelaxKM}$ )

Der Einfluss der eingesetzten Aluminiumlegierung von Klemmteil und Mutterbauteil auf das VKRV wird an einer SV, bestehend aus einer Schraube (M10 - 10.9), einem Klemmteil ( $D_A = 4d$ ,  $l_k = 5d$ ) und Mutterbauteil ( $m_{gesAl} = 3d$ ) einer Aluminiumlegierung bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $100 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $120 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $150 \text{ }^\circ\text{C}$  ermittelt. Die Montagehöhe wird auf  $F_M = 30 \text{ kN}$  festgesetzt. Neben der in den vorangegangenen Kapiteln bereits untersuchten Aluminiumlegierung EN AW-6082 (T6510) werden vier weitere Werkstoffe in Hinblick auf ihr VKRV in der SV untersucht. Diese sind: EN AW-2011 (T6), EN AW-5083 (H112), EN AW-6060 (T66) und EN AW-7075 (T6511). Aus Gründen der Leserlichkeit

werden die Werkstoffzustände (Angaben in Klammern, siehe auch Kapitel 5.1) in der weiteren Versuchsbeschreibung nachfolgend nicht erneut genannt.

Die relativen Restvorspannkraftverläufe der Versuchskonfiguration bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen  $T_A$  zeigen die Abbildungen 93 bis 96. Bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 80 \text{ °C}$  (siehe Abbildung 93) zeigen alle Aluminiumlegierungen nach anfänglichen Anpassungsvorgängen ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 48 \text{ h}$ ) einen konstanten Restvorspannkraftverlauf. Die Legierungen EN AW-7075 und EN AW-6060 verlieren in den ersten Stunden der Auslagerung weniger Vorspannkraft und weisen daher auch im weiteren Verlauf ein höheres Restvorspannkraftniveau auf. Bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 100 \text{ °C}$  (siehe Abbildung 94) zeigen die Legierungen EN AW-7075 und EN AW-6060 weiterhin die geringsten Vorspannkraftverluste, welche verstärkt in den ersten 130 h der Auslagerung auftreten. Mit einer weiteren Erhöhung der Auslagerungstemperatur auf  $T_A = 120 \text{ °C}$  ändert sich das zuvor beobachtete Relaxationsverhalten teilweise (siehe Abbildung 95). Die Legierung EN AW-7075 weist in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 130 \text{ h}$ ) zwar eine höhere relative Restvorspannkraft  $F_{VR}/F_M$  auf als alle anderen Legierungen, zeigt aber im weiteren Auslagerungsverlauf hohe Relaxationsraten, wodurch das Restvorspannkraftniveau rasch auf das der Legierungen EN AW-5083 bzw. EN AW-6082 abfällt. Bei der höchsten Auslagerungstemperatur ( $T_A = 150 \text{ °C}$ ) wird der bei  $T_A = 120 \text{ °C}$  beobachtete Trend verstärkt. Die Legierung EN AW-2011 erleidet in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 130 \text{ h}$ ) den größten Vorspannkraftverlust, zeigt im weiteren Auslagerungsverlauf jedoch eine degressive Relaxationsrate. Die Legierung EN AW-5083 weist zunächst vergleichbar hohe Vorspannkraftverluste wie die Legierungen EN AW-6082 und EN AW-7075 auf ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 500 \text{ h}$ ), zeigt in den letzten 500 h der Auslagerung jedoch weiterhin eine hohe Relaxationsrate, wodurch höhere Vorspannkraftverluste entstehen. Die hohe Vorspannkraftrelaxation der Legierung EN AW-5083 ist vermutlich auf das Kaltverfestigungsverhalten und die abnehmende Gefügestabilität bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  zurückzuführen. Die Legierungen EN AW-6082 und EN AW-7075 weisen einen vergleichbaren Relaxationsverlauf auf, welcher insbesondere in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 130 \text{ h}$ ) von hohen Relaxationsraten geprägt ist. Die Legierung EN AW-6060 weist über die gesamte Versuchsdauer die größte Restvorspannkraft auf, da der Vorspannkraftverlust in den ersten Stunden der Auslagerung ( $t_A = 0 \text{ h} \dots 130 \text{ h}$ ) deutlich geringer als bei allen anderen Legierungen ausfällt. Im weiteren Verlauf der Auslagerung ähnelt die Relaxationsrate der

Legierung EN AW-6060 denen der Legierungen EN AW-2011, EN AW-6082 bzw. EN AW-7075.

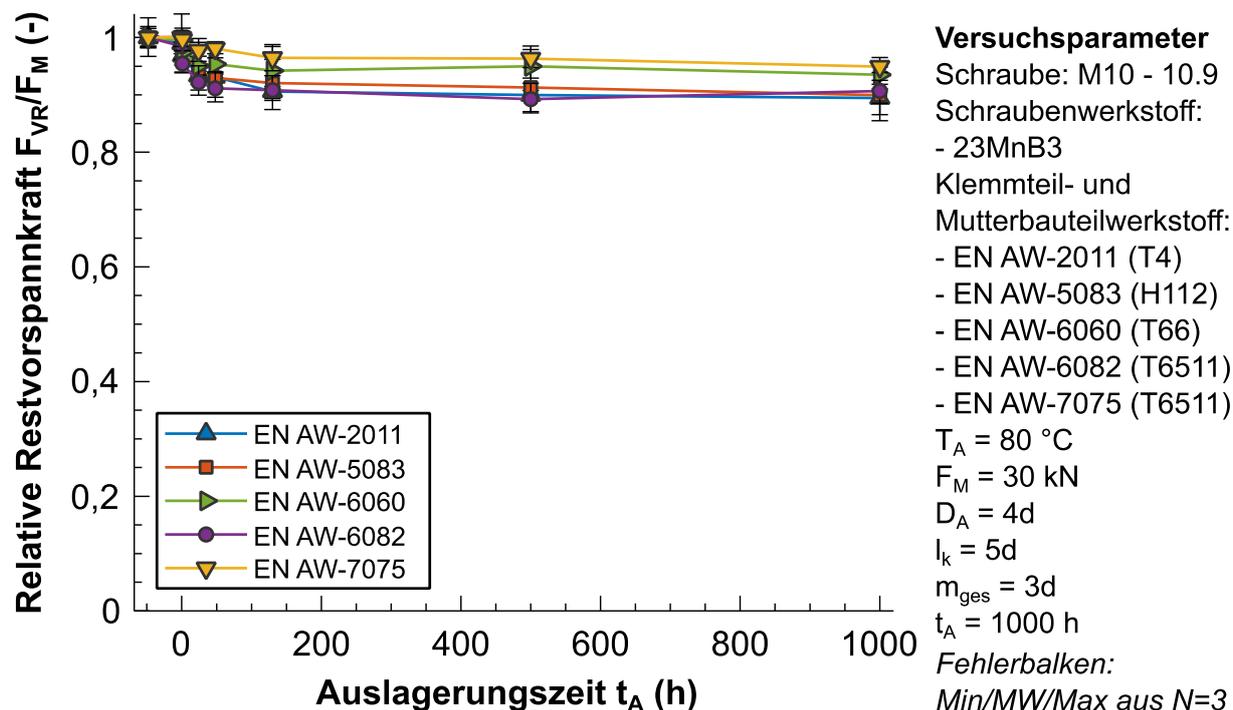


Abbildung 93: Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 80 \text{ }^\circ\text{C}$

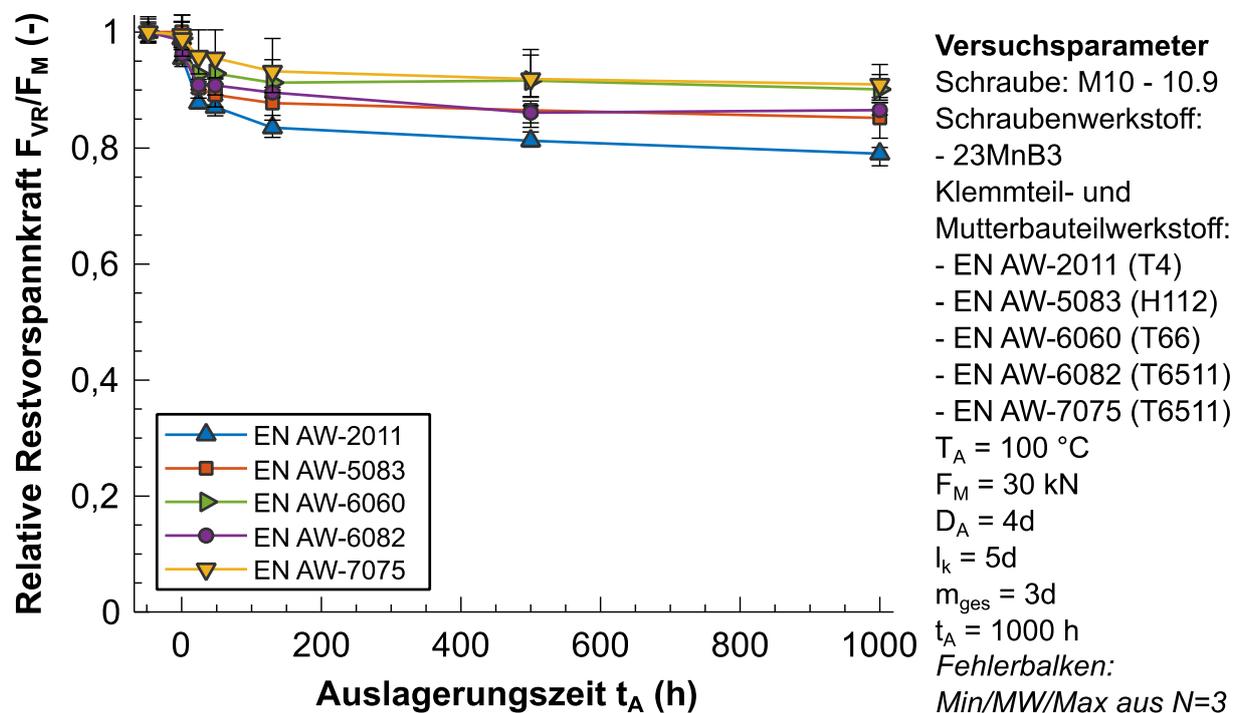


Abbildung 94: Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 100 \text{ }^\circ\text{C}$

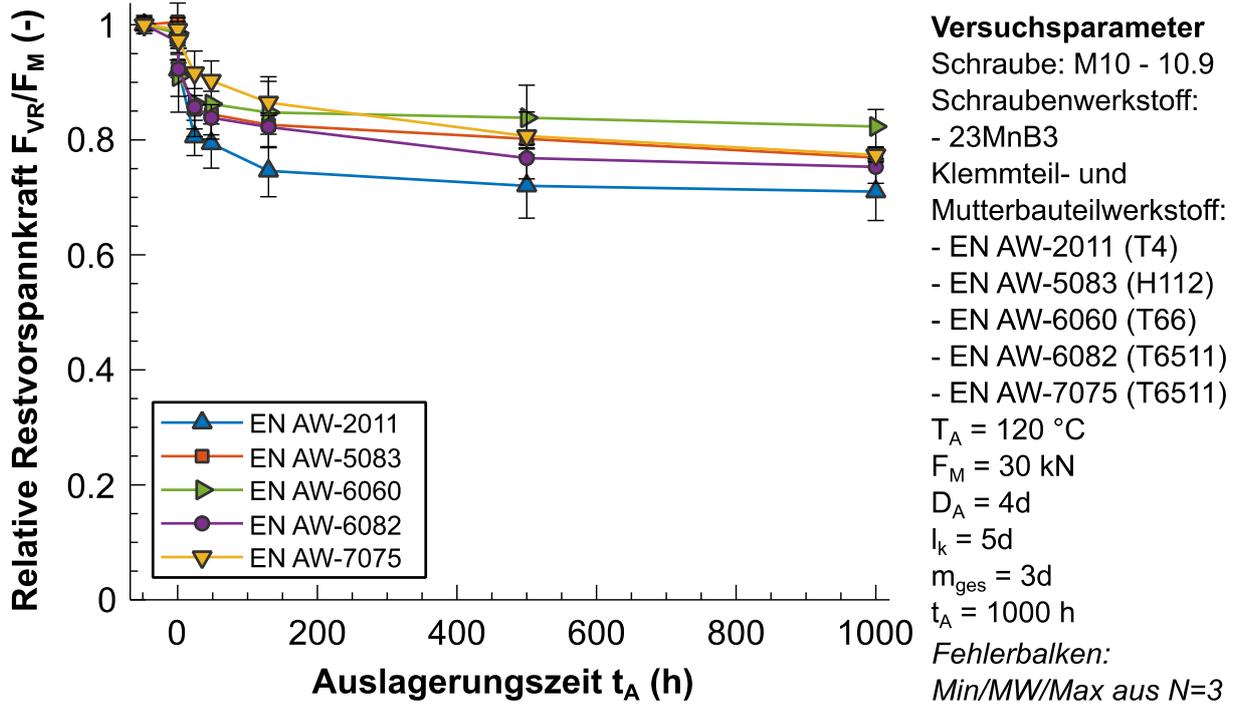


Abbildung 95: Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 120 \text{ °C}$

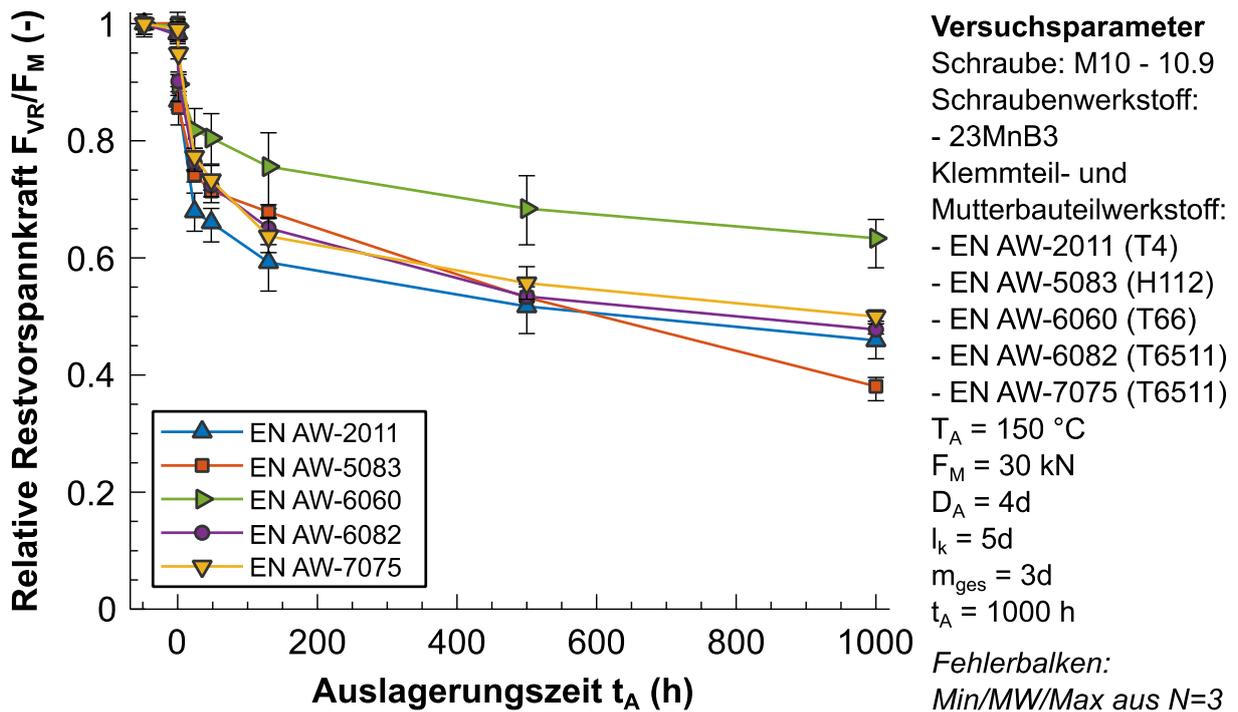
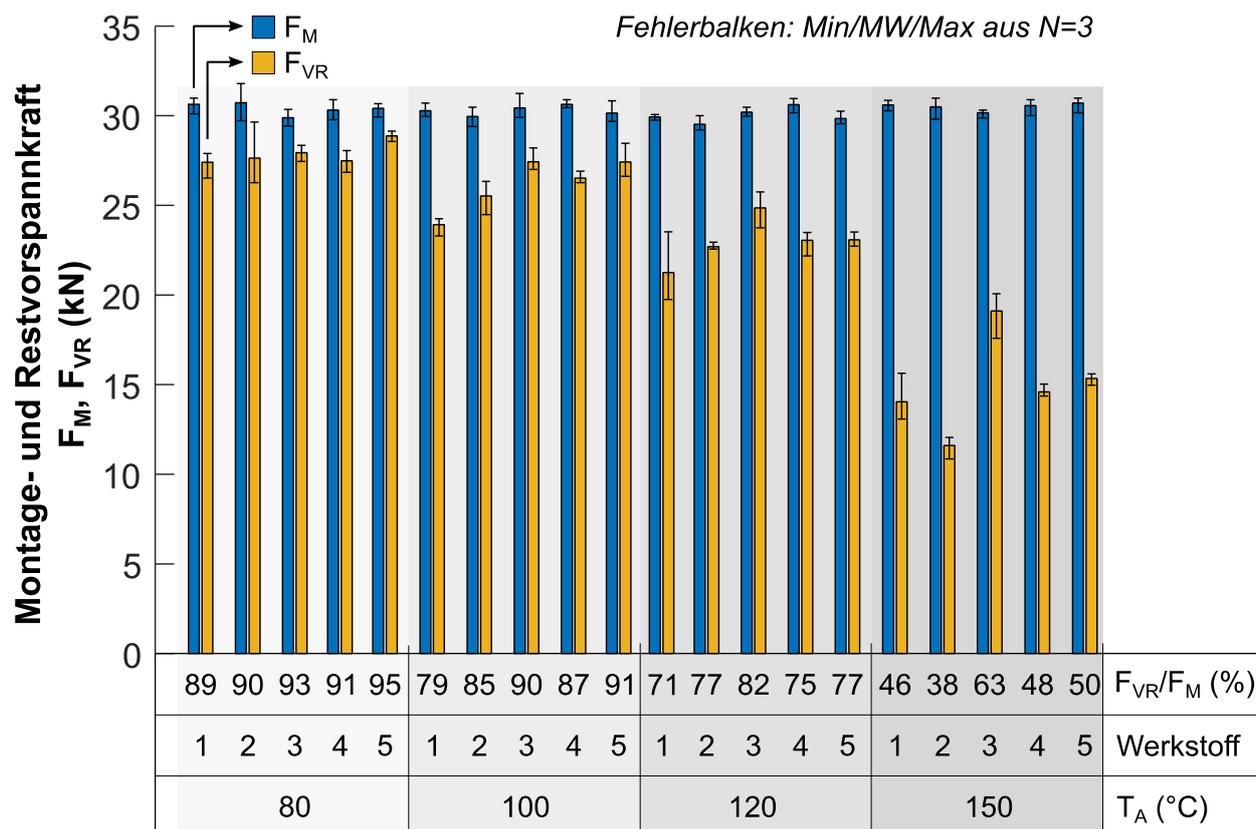


Abbildung 96: Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Restvorspannkraftverlauf  $F_{VR}/F_M$  bei einer Auslagerungstemperatur von  $T_A = 150 \text{ °C}$

Eine Übersicht der absoluten Montage- und Restvorspannkraften ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) nach  $t_A = 1000 \text{ h}$  Auslagerungszeit der nach Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Werkstoff gruppierten Versuchskonfigurationen gibt Abbildung 97. Es zeigt sich, dass bei Auslagerungstemperaturen von  $T_A = 80 \text{ °C}$  keine großen Unterschiede hinsichtlich der Höhe der Restvorspannkraft bestehen, wobei die Legierung EN

AW-7075 bei dieser Temperatur noch die höchste relative Restvorspannkraft aufweist. Mit Erhöhung der Auslagerungstemperatur auf  $T_A = 100\text{ °C}$  zeigen sich geringe Unterschiede in den Restvorspannkrafthöhen der Legierungen. Bei der höchsten Auslagerungstemperatur ( $T_A = 150\text{ °C}$ ) weist die Legierung EN AW-6060 im Vergleich zu allen anderen Legierungen eine deutlich höhere Restvorspannkraft  $F_{VR}$  auf, während die Legierung EN AW-5083 die höchsten Vorspannkraftverluste erleidet.



#### Versuchsparameter

Schraube: M10 - 10.9	Klemmteil- und Muttergewindewerkstoff:	$T_A = 80, 100, 120, 150\text{ °C}$
Schraubenwerkstoff: - 23MnB3	1) EN AW-2011 (T4)	$F_M = 30\text{ kN}$
	2) EN AW-5083 (H112)	$D_A = 4d$
	3) EN AW-6060 (T66)	$l_k = 5d$
	4) EN AW-6082 (T6511)	$m_{ges} = 3d$
	5) EN AW-7075 (T6511)	$t_A = 1000\text{ h}$

**Abbildung 97: Detailauswertung zu Abbildungen 93 bis 96 mit Auswertung der Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ )**

Die Vorspannkraftrelaxation von Schraube  $\Delta F_{VrelaxS}$  sowie verspanntem Klemmteil und Mutterbauteil  $\Delta F_{VrelaxKM}$  der untersuchten Versuchskonfigurationen zeigt Abbildung 98. Der Vorspannkraftverlust durch Klemmteil und Mutter  $\Delta F_{VrelaxKM}$  fällt auf jeder Temperaturstufe für die Legierung EN AW-6060 am geringsten aus. Der Vorspannkraftverlust durch Schraubenplastifizierung  $\Delta F_{VrelaxS}$

ist aufgrund der elastischen Montage gering, nimmt jedoch mit der Auslagerungstemperatur  $T_A$  und Werkstoffstabilität geringfügig zu.

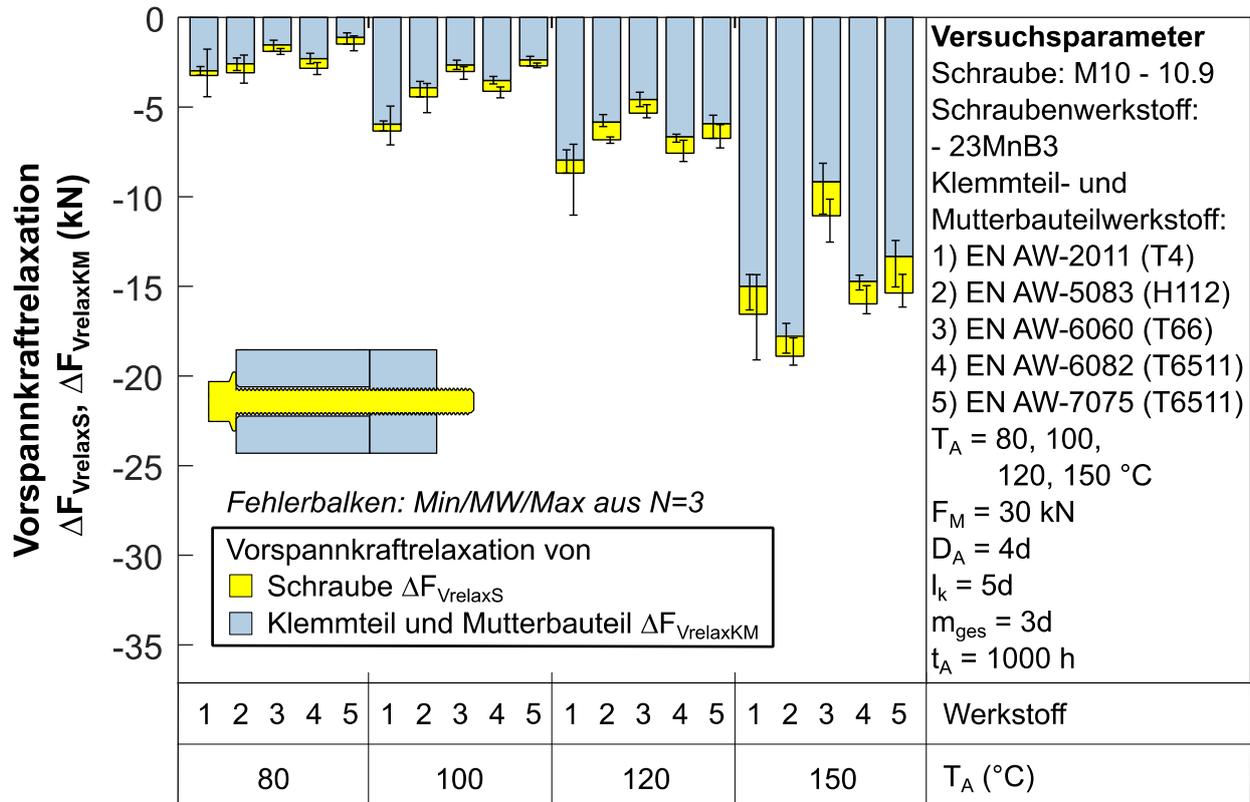


Abbildung 98: Detailauswertung zu Abbildungen 93 bis 96 mit Auswertung der Vorspannkraftverluste und Aufteilung der Relaxationsbeiträge ( $\Delta F_{VrelaxS}, \Delta F_{VrelaxKM}$ )

### 5.2.7 Einfluss des Schraubenwerkstoffs

Zur Untersuchung des Einflusses des Schraubenwerkstoffs auf die VKR werden drei typische Schraubenwerkstoffe (23MnB3, 40CrMoV4-6 und X6NiCrTiMoV25-15-2) verwendet. Diese werden mit Klemmteilen ( $D_A = 2,25d, l_k = 5d$ ) und Mutterbauteilen ( $D_A = 2,25d, m_{ges} = 1,5d$ ) aus Stahl (42CrMo4) verspannt. Die Auslagerung für  $t_A = 1000 \text{ h}$  erfolgt bei  $T_A = 150 \text{ } ^\circ\text{C}, 200 \text{ } ^\circ\text{C}$  und  $300 \text{ } ^\circ\text{C}$ . Die Montagehöhe wird auf  $F_M = 30 \text{ kN}$  festgesetzt, wodurch die warmfesten Schrauben (X6NiCrTiMoV25-15-2) bereits überelastisch beansprucht werden, während die anderen Schraubenwerkstoffe (40CrMoV 4-6 und 23MnB3) nur elastisch beansprucht werden.

Die Montage- und Restvorspannkraft der Versuchskonfigurationen zeigt Abbildung 99. Wird der borlegierte Stahl (23MnB3) als Schraubenwerkstoff verwendet, so erleidet die SV bei  $T_A = 150 \text{ } ^\circ\text{C}$  bzw.  $200 \text{ } ^\circ\text{C}$  einen geringen Vorspannkraftverlust. Wird die Temperatur auf  $T_A = 300 \text{ } ^\circ\text{C}$  erhöht, was einer relativen Temperatur des Schraubenwerkstoffs von  $T_A/T_M = 0,34$  entspricht, ist der Vorspann-

kraftverlust signifikant höher. Die geringsten Vorspannkraftverluste bei allen Auslagerungstemperaturen  $T_A$  weist der legierte Schraubenstahl (40CrMoV4-6) auf. Der warmfeste Schraubenwerkstoff (X6NiCrTiMoV25-15-2) verliert im Vergleich zu den anderen Schraubenstählen bei jeder Auslagerungstemperatur mehr Vorspannkraft, was mitunter auf die hohe Werkstoffausnutzung zurückgeführt werden kann. Es ist zu bedenken, dass der hochwarmfeste Werkstoff 1.4980 hier nicht entsprechend seiner Leistungsfähigkeit eingesetzt worden ist, da sich die Vorteile dieses Werkstoffs erst bei höheren Temperaturen ergeben.

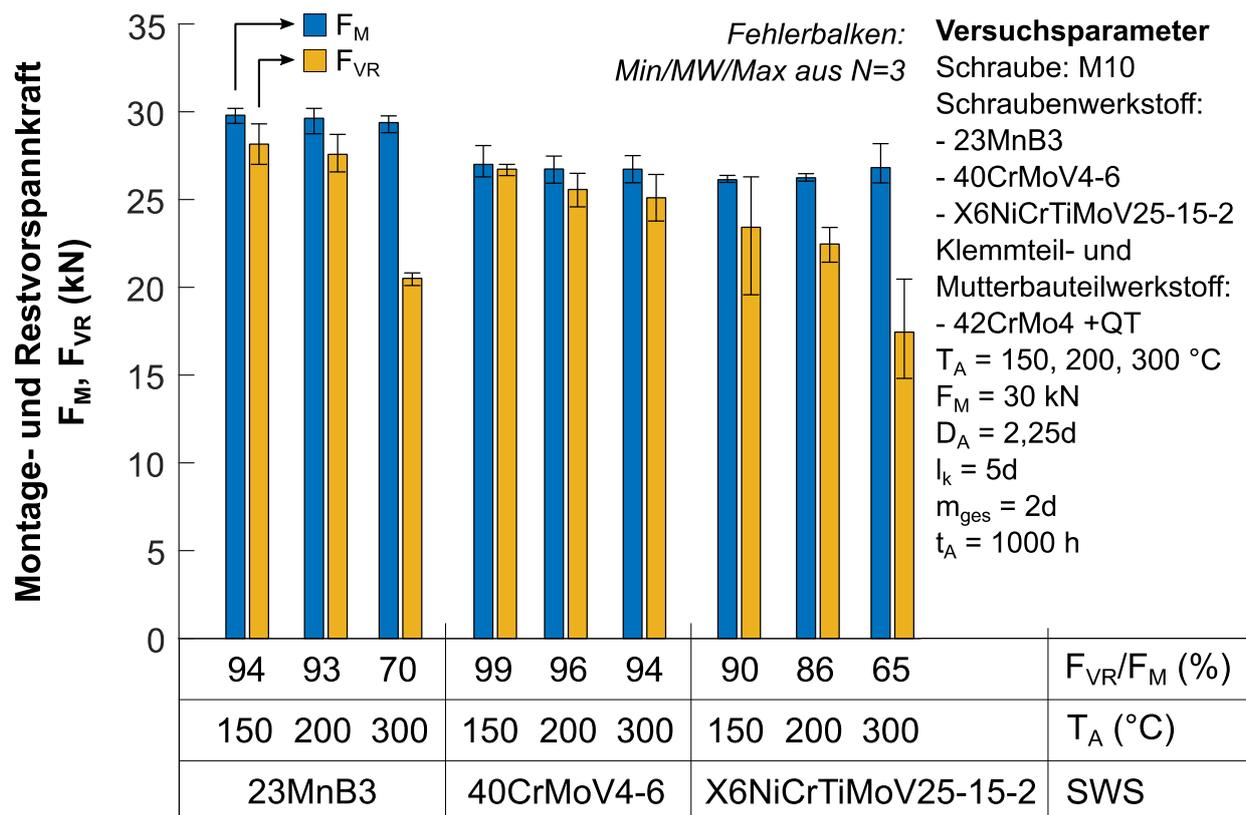


Abbildung 99: Einfluss des Schraubenwerkstoffs die Montage- und Restvorspannkraft ( $F_M$ ,  $F_{VR}$ ) bei verschiedenen Auslagerungstemperaturen  $T_A$

## 6 Zusammenfassung

Das Hauptaugenmerk bei der Auslegung hoch beanspruchter Schraubenverbindungen (SV) liegt auf der Sicherstellung einer ausreichend hohen Vorspannkraft  $F_V$ , um die Funktionsweise der SV zu gewährleisten. Dabei verliert jede SV nach der Montage sowie über den gesamten Betriebszeitraum in Abhängigkeit von der Verbindungsgestaltung sowie mechanischen und thermischen Beanspruchungen an Vorspannkraft. Vorspannkraftverluste, die aufgrund von plastischen Verformungen in axialer Längsrichtung der Schraube nach Montage entstehen, werden unter dem Begriff der Vorspannkraftrelaxation (VKR) zusammengefasst. Die Höhe des Vorspannkraftverlusts durch Vorspannkraftrelaxation  $\Delta F_{Vrelax}$  ist über die Gesamtnachgiebigkeit des Systems ( $\delta_P + \delta_S$ ) mit der Summe dieser Plastifizierungen verknüpft. Die VKR besteht aus den drei Einzeleinflüssen Setzen, Lastplastifizieren und Kriechen, die zeitlich überlagert während der Nutzungsdauer der SV ablaufen. Der Vorspannkraftverlust einer SV durch Setzen wird durch die Einebnung von Oberflächenrauheiten aller Kontaktflächen der SV aufgrund zu hoher lokaler Flächenpressungen ausgelöst (lokales Werkstofffließen im Mikrokontakt) und findet während sowie direkt nach der Montage statt. Wird eine SV durch eine thermische und/oder mechanische Betriebslast über ihre Streckgrenze bzw. zulässige Grenzflächenpressung  $p_G$  hinaus beansprucht, führt die entstandene Plastifizierung nach Wegnahme der Betriebslast(en) zu einem irreversiblen Vorspannkraftverlust, was als Lastplastifizieren bezeichnet wird. Der letzte Einzeleinfluss der VKR ist das Kriechen der Verbindungspartner, also eine zeit- und belastungsabhängige Umwandlung von elastischer in plastische Dehnung bei Spannungen unterhalb der Streckgrenze.

Während die Berechnung der Vorspannkraft bei Montage sowie bei reversibler mechanischer und/oder thermischer Belastung mithilfe der weltweit anerkannten VDI-Richtlinie 2230 [206] zur Auslegung hochbelasteter SV gut gelingt, ist die analytische Abschätzung der VKR nicht bzw. bestenfalls eingeschränkt bei RT möglich. Die Auslegungsrichtlinie berücksichtigt von den drei Einzelbeiträgen der VKR lediglich das Setzen rechnerisch, wobei insbesondere die hohe Ausnutzung von Leichtmetallwerkstoffen temperaturbelasteter SV zu erheblich größeren Vorspannkraftverlusten durch Lastplastifizieren und Kriechen führt. Darüber hinaus beruht die Abschätzung des Setzkraftverlusts auf Untersuchungen an massiven

Stahlschraubenverbindungen, sodass eine Übertragung auf Leichtmetallverbindungspartner ebenfalls nicht gewährleistet ist. Um ein unkontrolliertes Fließen der Kopf- und Mutterauflageflächen zu verhindern, wird im statischen Festigkeitsnachweis der VDI-Richtlinie 2230 [206] die Grenzflächenpressung  $p_G$  überprüft. Aufgrund fehlender Normung der Versuchsführung zur Ermittlung der Grenzflächenpressung  $p_G$  und einer Datenbasis, die nur bei RT gültig ist, kann die Tragfähigkeit temperaturbelasteter SV aktuell jedoch nicht beurteilt werden. Weiterhin können die in Zeitstandversuchen aufwändig ermittelten Parameter phänomenologischer Kriechgleichungen (z.B. Norton-Bailey) zur Beschreibung der Kriechdehnung metallischer Werkstoffe nicht ohne Modifizierung zur Vorhersage des Vorspannkraftverlusts durch Kriechen von temperaturbelasteten Leichtmetallverbindungen herangezogen werden. Problematisch erscheint insbesondere die Verwendung von Kriechparametern eines in der Regel zugbelasteten glatten Probenstabs zur Beschreibung der Kriechplastifizierung eines inhomogen druckbeanspruchten Klemmteils bzw. komplex beanspruchten Muttergewindes. In Forschungsarbeiten gelingt die numerische Annäherung des Restvorspannkraftverlaufs nur durch mehrfache Iteration der Kriechparameter, wobei eine Übertragung auf andere Bauteilgeometrien fehlschlägt.

Da es zurzeit keine verlässliche Methode zur exakten rechnerischen Vorhersage des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens (VKRV) durch Analytik oder Simulation gibt, ist das Ziel dieser Arbeit die experimentelle Identifikation der Einflussgrößen auf das VKRV von temperaturbelasteten SV mit Aluminiumverbindungspartnern. Abhängig von der untersuchten Versuchskonfiguration ist der Vorspannkraftverlust vernachlässigbar gering ( $F_{VR}/F_M = 95 \%$ , siehe Abbildung 91) oder führt zu einem vollständigen Versagen der SV ( $F_{VR}/F_M = 3 \%$ , siehe Abbildung 74).

Tabelle 7 zeigt die untersuchten Einflussparameter sowie ihre Einflusshöhe hinsichtlich des Vorspannkraftverlusts durch VKR. Die getroffenen Aussagen gelten für die untersuchten Versuchskonfigurationen.

Tabelle 7: Einflusshöhe der Variationsparameter auf die Höhe der Restvorspannkraft  $F_{VR}$ 

Variationsparameter	Ausprägung	Einflusshöhe
<b>Schraubenwerkstoff</b> (Kapitel 5.2.7)	23MnB3 40CrMoV4-6 X6NiCrTiMoVB25-15-2	+
<b>Aluminiumlegierung von Klemmteil- und Mutterbauteil</b> (Kapitel 5.2.6)	EN AW-2011 (T4) EN AW-5083 (H112) EN AW-6060 (T66) EN AW-6082 (T6511) EN AW-7075 (T6511)	+
<b>Substitution von Stahl durch Aluminiumlegierung</b> (Kapitel 5.2.6)	EN AW-6082 (T6511) im Vergleich zu 42CrMoS4 +QT (besondere Beachtung bei Substitution des Muttergewindewerkstoffs)	+++
<b>Einschraubtiefe</b> (Kapitel 5.2.4)	1,5d, 2d, 2,5d, 3d	+++
<b>Klemmlänge</b> (Kapitel 5.2.3)	2d, 5d	+
<b>Außendurchmesser von Bauteil und Mutter</b> (Kapitel 5.2.3)	2,25d, 4d	○
<b>Rauheit</b> (Kapitel 5.2.5)	3 $\mu\text{m}$ , 50 $\mu\text{m}$ , 55 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ , 95 $\mu\text{m}$	+
<b>Auslagerungstemperatur</b> (Kapitel 5.2.1)	20 °C, 80 °C, 100 °C, 120 °C, 150 °C, 200 °C <sup>(1)</sup> , 300 °C <sup>(1)</sup>	+++
<b>Montagehöhe</b> (Kapitel 5.2.2)	10 kN, 20 kN, 30 kN, 35 kN, 40 kN, 45 kN, 47 kN	++
+++ sehr hoher Einfluss; ++ hoher Einfluss; + mittlerer Einfluss; ○ kein Einfluss <sup>(1)</sup> Nur für SV mit Stahlverbindungspartnern		

Durch die systematische Variation und experimentelle Untersuchung der in Tabelle 7 aufgeführten Parameter konnten hinsichtlich des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens temperaturbelasteter SV mit Aluminiumverbindungspartnern folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die Vorspannkraftverluste durch VKR fallen erheblich größer aus als die in der VDI-Richtlinie 2230 [206] angegebenen Setzkraftverluste.
- Der Großteil des Vorspannkraftverlusts tritt bei allen Versuchskonfigurationen bereits in den ersten 24 h bis 48 h der Auslagerung unter Temperatur auf. Die Temperaturbelastung führt zu einer temperaturbedingten Vorspannkraftzunahme  $\Delta F_{Vth}$  und gleichzeitig zu einer Verringerung der Werkstofffestigkeit, wodurch ein Vorspannkraftverlust durch Lastplastifizieren auftritt. Weiterhin führen Kriecheffekte zu einer weiteren Reduzierung der Vorspannkraft.

- Alle Teile der SV (Stahlschraube, verspanntes Klemmteil und Mutterbauteil aus Aluminium) tragen zum Vorspannkraftverlust bei, wobei der Hauptanteil auf die Aluminiummutter (in Abhängigkeit von der Einschraubtiefe  $m_{\text{ges}}$ ) sowie das verspannte Klemmteil entfällt.
  - Plastifizierungen des Klemmteils finden sowohl in der Kopfauflagenfläche als auch über die gesamte Klemmteillänge in axialer Richtung statt.
  - Plastifizierungen des Muttergewindebauteils treten hauptsächlich im Bereich des Scherzylinders der belasteten Gewindeflanken auf.
  - Trotz der für Stahlwerkstoffe niedrigen Temperaturen (maximale relative Temperatur  $T/T_M = 0,25$ ) weist die Stahlschraube in Abhängigkeit von der Montagevorspannkraft  $F_M$  sowie der Verbindungsgeometrie vorspannkraftmindernde Plastifizierungen auf, die auf das thermische Lastplastifizieren sowie Kriechverformungen zurückgeführt werden können.
- Die Substitution des Stahlwerkstoffs von Klemmteil und Mutterbauteil durch Aluminium führt zu einem signifikant höheren Vorspannkraftverlust durch VKR (bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  ca. 10x höher). Wird nur der Klemmteilwerkstoff durch Aluminium substituiert, ist die Höhe der VKR in etwa 6x größer als bei der werkstoffhomogenen Stahlverbindung.
- Die Betriebstemperatur hat einen erheblichen Einfluss auf die Höhe der VKR. Bereits geringfügige Temperaturänderungen (z.B. von  $T_A = 100 \text{ °C}$  auf  $T_A = 120 \text{ °C}$ ) führen zu signifikant höheren Vorspannkraftverlusten (Nichtlinearität des Temperatureinflusses auf die VKR). Bei  $T_A = 150 \text{ °C}$  muss je nach Legierung selbst bei konservativer Auslegung ( $m_{\text{ges}} = 3d$ ,  $F_M = 30 \text{ kN}$ ) mit Vorspannkraftverlusten von 37 % bis 62 % gerechnet werden.
- Der Vorteil einer hohen Montagevorspannkraft  $F_M$  (z.B. durch überelastische Montage) geht mit zunehmender Auslagerungstemperatur  $T_A$  verloren, da die VKR umso höher ausfällt, je höher die Verbindung vorgespannt ist. Insbesondere bei hohen Temperaturen kommt es im Laufe der Auslagerung zu einer Angleichung des Restvorspannkraftniveaus. Die hohe Werkstoffausnutzung der verspannten Klemmteile sowie insbesondere des Muttergewindes aus Aluminium führt zu verstärkten Vorspannkraftrelaxationsverlusten während der Auslagerung. Aber auch die Stahlschraube trägt durch thermisches Lastplastifizieren sowie geringfügig auch durch Kriechen zum Vorspannkraftverlust bei. Bei endlichen Auslagerungszeiten ergeben sich jedoch Vorteile einer hohen Montagevorspannkraft  $F_M$ .

- Das VKRV verschiedener Aluminiumlegierungen unterscheidet sich bei hohen Temperaturen maßgeblich (hier bis zu 25 Prozentpunkte). Der Einsatz hochfester Legierungen wie EN AW-7075 (T6511) führt nicht zum geringsten Vorspannkraftverlust. Die geringsten Verluste konnten bei der Legierung EN AW-6060 (T66) nachgewiesen werden.
- Die VKR ist maßgeblich von der Verbindungsgestaltung abhängig. Dazu konnten folgende Zusammenhänge erarbeitet werden:
  - Die Einschraubtiefe hat erheblichen Einfluss auf die VKR. Die Untersuchungen zeigen, dass die bisherige Auslegung gegenüber mechanischem Ausreißen nicht ausreichend für vorspannkraftrelaxationskritische Verbindungen ist. In Abhängigkeit von Temperatur  $T_A$  und Montagehöhe  $F_M$  führt eine Reduzierung der Einschraubtiefe zu einem zeitabhängigen Versagen der SV durch partielles Abscheren der Gewindeflanken der Mutter.
  - Kurze Klemmlängen sind empfindlicher gegenüber der VKR. In den vorliegenden Untersuchungen führt eine Verringerung der Klemmlänge (hier  $l_k = 5d$  auf  $l_k = 2d$ ) jedoch erst bei Temperaturen ab ca.  $T_A = 120 \text{ °C}$  zu einem zusätzlichen Vorspannkraftverlust durch VKR von 12 % bis 19 %.
  - Ein größerer Außendurchmesser ( $D_A = 4d$  gegenüber  $D_A = 2,25d$ ) hat keinen Einfluss auf die VKR. Die in [66] bei Magnesium beobachtete Reduzierung der VKR durch Vergrößerung des Außendurchmessers von Klemmteil und Mutter liegt bei Aluminium somit nicht vor.
  - Eine größere Oberflächenrauheit  $R_z$  der Kontaktstellen wirkt sich bei Raumtemperatur kaum auf die Höhe der Setzkraftverluste  $F_z$  aus. Die Berechnung der VDI-Richtlinie 2230 [206] überschätzt somit die Setzkraftverluste  $F_z$ . Eine zusätzliche Temperaturbelastung führt jedoch bei rauerer Oberflächen in Abhängigkeit von der Montagevorspannkraft auch zu einer größeren VKR. Die Anzahl der angerauten Oberflächen erhöht den Setzkraftverlust  $F_z$  unter Temperatur.

## 7 Fazit und Ausblick

Durch die Umsetzung des Leichtbaugedankens werden Werkstoffe wie Aluminium, Magnesium oder CFK in neuen Konstruktionen sowie bei der Überarbeitung bereits bestehender Konstruktionen eingesetzt, wodurch bei temperaturbeanspruchten Bauteilen die Gefahr der Vorspannkraftrelaxation (VKR) wächst. Aus Gründen der Effizienzsteigerung (Verbindungsausnutzung und Kosten) werden die Werkstoffe darüber hinaus hoch beansprucht, sodass die Gefahr von Plastifizierungen durch (lokale) Überschreitung der Werkstofffestigkeit sowie durch Kriechen zunimmt.

Das zentrale Auslegungskriterium zur Sicherstellung der Funktion einer Schraubenverbindung (SV) ist die vorhandene (Rest-)Vorspannkraft im Betrieb. Die bei der Montage eingestellte Vorspannkraft ist jedoch nicht als konstant anzusehen und wird im Laufe des Betriebs durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst. Ein seit Jahrzehnten bekannter und im Fokus zahlreicher Forschungsarbeiten stehender Schädigungsmechanismus von SV stellt dabei die VKR dar. Unter diesem werden die überlagert wirkenden Einzeleinflüsse des Setzens, Lastplastifizierens und Kriechens zusammengefasst, die zu einer Reduzierung oder gar zum vollständigen Verlust der Vorspannkraft führen. Da die VKR ein multifaktorieller Wirkmechanismus ist, entfällt auf die Wahl geeigneter Versuchskonfigurationen zur systematischen Einflussbestimmung eine besondere Bedeutung. Im Rahmen umfangreicher Untersuchungen wurde daher in dieser Arbeit nicht nur der Einzeleinfluss eines Parameters untersucht, sondern auch die Wechselwirkung mit weiteren Einflussgrößen auf die VKR. Bei der im Fokus stehenden SV (Stahlschraube, Klemmteil und Mutterbauteil aus Aluminium) konnten die Auslagerungstemperatur, Montagevorspannkraft sowie die Einschraubtiefe als Haupteinflussparameter identifiziert werden. Erwartungsgemäß zeigen die Referenzversuche mit Klemmteil und/oder Mutterbauteil aus Stahl einen deutlich geringeren Vorspannkraftverlust. Die Klemmlänge, der Außendurchmesser von Klemmteil und Mutterbauteil sowie die Wahl des Stahlwerkstoffes der Schraube üben einen mittelhohen Einfluss auf die VKR aus. Ebenfalls konnte nachgewiesen werden, dass eine hohe Oberflächenrauheit zu zusätzlichen Vorspannkraftverlusten führt.

Die Untersuchungsergebnisse zeigen, dass bei der Auslegung von temperaturbelasteten SV der statische Festigkeitsnachweis der VDI-Richtlinie 2230 [206] nicht

ausreicht, um die Sicherstellung der Funktionsweise der SV über den gesamten Betriebszeitraum gewährleisten zu können. Vielmehr ist darauf zu achten, dass die Restvorspannkraft  $F_{VR}$  weitgehend stabil über den Nutzungszeitraum gehalten werden kann. Optimierte Verbindungen mit hohen Ausnutzungsgraden der Leichtbauwerkstoffe führen dazu, dass auch geringfügige Übertemperaturen als Sicherheit bei der Auslegung miteinbezogen werden müssen, da bereits geringfügige Temperaturänderungen zu überproportional großen Vorspannkraftverlusten durch VKR führen können. Für SV mit St-Schraube und Al-Klemmteil sowie Al-Muttergewindebauteil gelten ab einer Betriebstemperatur von  $T_A = 80 \text{ °C}$  folgende Verbindungsempfehlungen:

- Auslegen der Verbindung nicht nur auf Schraubenbruch, sondern auch hinsichtlich einer stabilen Restvorspannkraft  $F_{VR}$  über den Betriebszeitraum.
- Möglichst genaue Kenntnis der (maximalen) Betriebstemperaturen, da bereits kleine Temperaturänderungen großen Einfluss haben. Anders als in [61] gezeigt, sind Klemmteile aus Aluminium nicht in etwa gleichwertig zu Stahl einsetzbar, da mit deutlich höheren Vorspannkraftverlusten gerechnet werden muss (ca. 5 % bei Einsatz eines Stahlklemmteils und 33 % bei Einsatz eines Aluminiumklemmteils).
- Montagespezifikation in Abhängigkeit der Betriebstemperatur und Einschraubtiefe wählen, um eine stabile Vorspannkraft  $F_V$  zu gewährleisten.
- Mindesteinschraubtiefe um Sicherheitsfaktor erhöhen (ca. 50 % bei niedrigen Werten, wenn konstruktionsbedingt möglich), um kriechbedingte Deformation des Muttergewindes entgegenzuwirken. Wenn möglich, Stahlmuttergewinde verwenden.
- Außendurchmesser des Schraubdoms  $\geq 2d$ .
- Nicht zu geringe Klemmlängen (ca.  $l_k > 2d$ ) bei hohen Temperaturen (besonders ab  $120 \text{ °C}$ ) einsetzen.
- Auswahl der Aluminiumlegierung nicht auf Festigkeitskennwerte bei RT beschränken, sondern hinsichtlich ihrer Vorspannkraftstabilität (geringste VKR der untersuchten Legierungen: EN AW-6060 T66).
- Relaxationsstabilen Schraubenwerkstoff auswählen (z.B. 40CrMoV4-6).
- Flanschkopfauflage zur Reduzierung der Spannung vorsehen.

Mögliche Fragestellungen zum Themenkomplex der VKR von SV mit Aluminiumverbindungspartnern zukünftiger Arbeiten können in experimentelle und

mathematische Aspekte unterteilt werden. In experimentellen Untersuchungen sollten Einflussparameter wie der Kopfaufgedurchmesser sowie der Einsatz von Unterlegscheiben zur Reduzierung der Flächenpressung unter Kopf, das Nachziehen der SV im Bereich des Sekundärkriechens zur Kompensation des Vorspannkraftverlusts durch Setzen, Lastplastifizieren und primären Kriechens, die Auswirkung einer Mehrfachmontage sowie der Einsatz von Beschichtungen betrachtet werden. Auch die Prüfung weiterer Aluminiumlegierungen hinsichtlich ihrer Vorspannkraftstabilität ist interessant, da die in dieser Arbeit gezeigten Untersuchungen bei höheren Temperaturen bereits signifikante Unterschiede aufgezeigt haben. Da auch die Schraube einen Beitrag zur VKR geleistet hat, ist die Untersuchung weiterer Parameter wie Werkstoffwahl und -gruppen gleicher mechanischer Eigenschaften empfehlenswert. Darüber hinaus ist auch die Untersuchung von SV mit geringster Klemmlänge sowie großer Trennfugenanzahl von Interesse (Einebnung von Rauheitsspitzen in allen Oberflächen; höhere Bauteilsteifigkeit). Weiterhin stellt sich durch den zunehmenden Einsatz von additiv gefertigten Bauteilen die Frage nach der Vorspannkraftstabilität, wenn diese mit Schrauben verbunden werden [64, 83]. Darüber hinaus kann das instationäre Verhalten, beispielsweise bei kurzzeitiger Übertemperatur, untersucht werden. Weiterhin ist eine vergleichende Untersuchung des VKRV von metrischen und gewindefurchenden Schrauben von Interesse, da letztere immer häufiger eingesetzt werden.

Neben experimentellen Untersuchungen sollte der Fokus zukünftiger Forschungsarbeiten auf der Berechnung des Vorspannkraftrelaxationsverhaltens mittels numerischer Methoden liegen. Von besonderem Interesse ist dabei die in dieser Arbeit untersuchte SV, bei der sowohl Klemmteil als auch Mutterbauteil maßgeblich zur VKR beitragen. Aufgrund der kompliziert abzubildenden Oberflächenstruktur realer Bauteile ist die numerische Setzkraftberechnung wenig praxisnah. Die Einzelanteile der VKR durch Lastplastifizieren sowie Kriechen sollten daher im Fokus der numerischen Berechnung stehen. Als Eingangsgrößen der Simulation dienen werkstoffliche Untersuchungen (Zug- bzw. Druckversuch, Grenzflächenpressung, Kriech- bzw. Relaxationsversuch, etc.). Besonderes Augenmerk sollte bei der Ermittlung bzw. Simulation des zeitabhängigen Werkstoffverhaltens darauf gelegt werden, inwieweit Belastungsart (Zug, Druck, Torsion sowie Komplexbeanspruchung) und Prüfmethodik (Kriech- bzw. Relaxationsversuch) Einfluss auf die zu ermittelnden Kriechparameter haben und ob diese ohne iterative Anpassung auf die Elemente der SV übertragen werden können. Weiterhin kann untersucht

---

werden, inwieweit die experimentell ermittelte Grenzflächenpressung  $p_G$  der Kopfauflageneindrückung im Experiment bzw. in der Simulation entspricht. Abschließend ist die Frage zu klären, wie robust das Simulationsmodell auf Parametervariationen reagiert.

Die vorliegende Arbeit gibt dem Konstrukteur somit nicht nur belastbare Auslegungshinweise zur Abschätzung und Reduzierung der Vorspannkraftrelaxation temperaturbelasteter SV mit Aluminiumverbindungspartnern, sondern dient darüber hinaus als Datengrundlage zum Abgleich zukünftiger numerischer Ansätze zur Vorhersage der Vorspannkraftrelaxation.

## 8 Anhang

### 8.1 Literaturverzeichnis

- [1] Abdu, M. T., Soliman, M. S., El-Danaf, E. A., Almajid, A. A. u. Mohamed, F. A.: Creep characteristics and microstructure in nano-particle strengthened AA6082. *Materials Science and Engineering, Part A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing)* 531 (2012), S. 35–44.
- [2] Afaghi Khatibi, A., Chevali, V., Feih, S. u. Mouritz, A. P.: Probability analysis of the fire structural resistance of aluminium plate. *Fire Safety Journal* 83 (2016), S. 15–24.
- [3] AFS Advanced Fastening Solutions GmbH: Screw-Designer. Innovative software for analytical simulation of threaded fastening systems. [www.screw-designer.de](http://www.screw-designer.de)
- [4] Afzali, N., Pilhagen, J., Manninen, T., Schedin, E. u. Stranghöner, N.: Preload losses in stainless steel bolting assemblies. *Steel Construction* 10 (2017) 4, S. 310–318.
- [5] Albers, A., Revfi, S. u. Spadinger, M.: Extended target weighting approach - identification of lightweight design potential for new product generations. *Proceedings of the 21<sup>st</sup> International Conference on Engineering Design (ICED17)*. Vol. 4: Design Methods and Tools. Vancouver, Canada, 21.-25.08.2017 (2017).
- [6] Alkelani, A. A., Housari, B. A. u. Nassar, S. A.: A Proposed Model for Creep Relaxation of Soft Gaskets in Bolted Joints at Room Temperature. *Journal of Pressure Vessel Technology* 130 (2008), S. 011211-1 – 011211-6.
- [7] Anopuo, O.: Bolt Load Retention Response and Creep of AS41 Mg-Alloy, Technische Universität Hamburg-Harburg, Dissertation. Hamburg, 2010.
- [8] Anopuo, O., Huang, Y., Hort, N., Kainer, K. U. u. Maier, P.: Modeling Bolt Load Retention of Ca Modified AS41 Using Compliance-Creep Method. *Materials Science Forum* 690 (2011), S. 278–281.
- [9] Arimond, J.: Bolt Load Retention Modeling From Creep Performance Data. In: *Advances in Automotive Plastic Components and Technology*. SAE/SP, Bd. 1099. Warrendale, Pa.: Society of Automotive Engineers, (1995), S. 7–11.
- [10] Arz, U.: Beitrag zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit von Schrauben aus Aluminium-Legierungen. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Dissertation, 2003. *Berichte aus der Werkstofftechnik*, 2004/2. Aachen: Shaker 2004.

- [11] Arz, U., Berger, C., Kaiser, B. u. Kremer, U.: Grenzflächenpressung von Leichtmetallen unter kontinuierlicher Beanspruchung bei Temperaturen bis 150 °C. *Konstruktion* 55 (2003) 3, S. 63–67.
- [12] Bailey, R. W.: Creep of steel under simple and compound stresses, and the use of high initial temperature in steam power plant. In: *Transactions of the World Power Conference*. Tokio, (1929), S. 1089.
- [13] Ba-Saleem, M. O.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Setzverluste an Schraubenverbindungen, Technische Universität Chemnitz, Dissertation. Chemnitz, 1991.
- [14] Bayat, N. u. Carlberg, T.: Influence of Heat Treatment on the Surface Structure of 6082 Al Alloys. *Metallurgical and Materials Transactions A* 48 (2017) 10, S. 5085–5094.
- [15] Beelich, K. H.: Relaxation bei statischer und dynamischer Beanspruchung von Schraubenverbindungen, Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation. Darmstadt, 1968.
- [16] Berylls Strategy Advisors, Clearwater International u. NADCA: Prognose zur Materialstruktur in Fahrzeugen weltweit im Jahresvergleich 2010 und 2030. Zitiert nach [de.statista.com](https://de.statista.com). 2016. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/662213/umfrage/prognose-zur-materialstruktur-in-fahrzeugen/>, abgerufen am: 16.06.2021.
- [17] Blum, W.: Creep of aluminium and aluminium alloys. In: *Hot Deformation of Aluminium Alloys (Proceedings of Symposium at the TMS Fall Meeting)*. Warrendale, Pa., (1991), S. 181–209.
- [18] Bürgel, R., Richard, H. A. u. Riemer, A.: *Werkstoffmechanik. Bauteile sicher beurteilen und Werkstoffe richtig einsetzen*. Wiesbaden: Springer Vieweg 2014.
- [19] Burton, B.: The low stress creep of aluminium near to the melting point: the influence of oxidation and substructural changes. *Philosophical Magazine* 25 (1972) 3, S. 645–659.
- [20] Carlson, R. L. u. Schwope, A. D.: Investigation of compressive-creep properties of aluminium columns at elevated temperatures. WADC Technical Report 52-251, Part 1. 1952.
- [21] Chang, C.-C. u. Wang, Q. G.: Modeling of Bolt Joint Behavior of Cast Aluminium Alloy (A380-T5) by Coupling Creep and Plasticity in Finite Element Analysis. *Metallurgical and Materials Transactions / B, Process metallurgy and materials processing science* 38B (2007) 4, S. 607–613.
- [22] Chaudhary, S. A.: Creep of single crystals and of polycrystalline aluminium at 0-100C °C, Brunel University, Dissertation. England, 1977.
- [23] Chaudhary, S. A. u. Feltham, P.: Power-law creep of aluminium single crystals. *Journal of Materials Science Letters* 4 (1985) 6, S. 764–766.
- [24] Chen, F. C., Jones, J. W., McGinn, T. A., Kearns, J. E., Nielsen, A. J. u. Allison, J. E.: Bolt-Load Retention and Creep of Die-Cast Magnesium Alloys (1997), S. 13–22.

- [25] Chen, L., Ahadi, A., Zhou, J. u. Ståhl, J.-E.: Numerical and Experimental Study of the Roughness Effects on Mechanical Properties of AISI316L by Nanoindentation. *Modeling and Numerical Simulation of Material Science* 4 (2014), S. 153–162.
- [26] Chesson, E. u. Munse, W. H.: *Studies of the Behavior of High-Strength Bolts and Bolted Joints*. Engineering Experiment Station. Urbana: University of Illinois 1964.
- [27] Chevali, V. S., Summers, P., Cholewa, N., Afaghi Khatibi, A., Feih, S., Lattimer, B. Y., Case, S. W. u. Mouritz, A. P.: Fire structural modelling and testing of welded aluminium plate. *Fire and Materials* 40 (2014) 1, 48–64.
- [28] Choudhry, A., Albers, A. u. Bause, K.: Ein methodischer Ansatz zur Untersuchung des selbsttätigen Lösens von Radschraubenverbindungen – von der Komponente bis zum System. *Schraubenverbindungen 2018. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung*. VDI-Berichte, Bd. 2336. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 21. und 22. November 2018 (2018), S. 35–44.
- [29] Clearwater International u. McKinsey: Prognose zur Menge an verarbeiteten Aluminium in Fahrzeugkarosserien weltweit in den Jahren 2010 bis 2030. Zitiert nach [de.statista.com](https://de.statista.com). 2016. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/663340/umfrage/prognose-fuer-die-verarbeitete-menge-an-aluminium-in-fahrzeugkarosserien/>, abgerufen am: 16.06.2021.
- [30] Dandrea, J. C. u. Lakes, R.: Creep and creep recovery of cast aluminum alloys. *Mechanics of Time-Dependent Materials* 13 (2009) 4, S. 303–315.
- [31] Dassault Systèmes®: Abaqus. <https://www.3ds.com/de/produkte-und-services/simulia/produkte/abaqus/>
- [32] Dassault Systèmes®: SolidWorks. <https://www.solidworks.com/de>
- [33] Davis, J. R.: *Aluminum and Aluminum Alloys*. ASM specialty handbook. Materials Park, OH: ASM International 1993.
- [34] Day, M. F. u. Ferguson, F. R.: Stress-relaxation tests with elastic follow-up on bolt steels. NEL report 212. Glasgow: National Engineering Laboratory, 1966.
- [35] DeJack, M. A., Ma, Y. u. Craig, R.: Bolt Load Relaxation and Fatigue Prediction in Threads with Consideration of Creep Behavior for Die Cast Aluminum. SAE Technical Paper 2010-01-0965 (2010), S. 29–38.
- [36] Deutscher Schraubenverband e.V.: *Technische Lieferbedingung für Schraubenstähle mit erhöhten Anforderungen*. Hagen, 2005.
- [37] Deveikis, W. D.: Investigation of the compressive strength and creep of 7075-T6 aluminium-alloy plates at elevated temperatures. National Advisory Committee for Aeronautics. Technical Note Nr. 4111. 1957.

- [38] Dieringa, H.: Vergleichende Untersuchungen zum Zug- und Druckkriechverhalten der verstärkten und unverstärkten Magnesiumlegierung AE42, Technische Universität Hamburg-Harburg, Dissertation. Hamburg, 2006.
- [39] Dinger, G.: Ermittlung des selbsttätigen Losdrehens bei Mehrschraubenverbindungen. Zugl.: Siegen, Univ., Dissertation, 2013. Berichte aus dem Maschinenbau. Aachen: Shaker 2013.
- [40] Djakovic, A., Dyson, B. F. u. McLean, M.: Damage Identification in Creep of Aluminium Alloy 2650-T8. *Metalurgija - Journal of Metallurgy* 11 (2005) 3, S. 243–250.
- [41] Duchardt, M.: Bewertung des Vorspannkraftverlustes in Schraubenverbindungen unter kombinierter mechanischer und thermischer Beanspruchung. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Dissertation, 2013. Berichte aus der Werkstofftechnik, Bd. 2013,2. Aachen: Shaker 2013.
- [42] Duchardt, M., Wuttke, U. u. Berger, C.: Analyse des Vorspannkraftverlustes mechanisch und thermisch beanspruchter Schraubenverbindungen. In: *Schraubenverbindungen 2011 - Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung*. 4. VDI-Fachtagung, Berlin, 9. und 10. November 2011. VDI-Berichte, Bd. 2153. Düsseldorf: VDI-Verl., (2011), S. 169–181.
- [43] Dümpelmann, C.: Erfassung der Strukturintegrität durch Messung der zeitabhängigen Vorspannkraft in Schraubenverbindungen. Siegen: universi, Universitätsverlag Siegen 2020.
- [44] Dünkel, V.: Vorspannkraftverluste im Betrieb - Berechnungsansätze für Verformungen durch Setzen und Relaxation. 4. Informations- und Diskussionsveranstaltung „Schraubenverbindungen - Verbesserte Wettbewerbsfähigkeit durch Kostensenkung“. Darmstadt, 20. April 1994 (1994).
- [45] Dvořák, J., Král, P., Balog, M., Simancik, F. u. Sklenicka, V.: Compressive creep tests of an aluminium powder composite reinforced by ceramic particles. *METAL* (2011), S. 860–864.
- [46] Dvořák, J., Sklenicka, V. u. Král, P.: Mechanisms of creep deformation in an ultrafine-grained aluminium processed by ECAP method. *METAL* (2004).
- [47] Eberhard, A.: Selbsttätiges Losdrehen von Einschraubenverbindungen unter transversaler Belastung. Schriftenreihe des Zentrums für Konstruktionswerkstoffe (MPA + IfW): „Werkstofftechnologie“. Aachen: Shaker 2020.
- [48] Ehrenstein, G. W. u. Ahlers-Hestermann, G.: *Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik*. München: Hanser 2004.
- [49] Faggiano, B., Matteis, G. de, Landolfo, R. u. Mazzolani, F. M.: Behaviour of aluminium alloy structures under fire. *Journal of Civil Engineering and Management* 10 (2004) 3, S. 183–190.
- [50] Frey, D. N.: The general tensional relaxation properties of a bolting steel. *Transactions of the ASME* (1951) 73, S. 755–760.

- [51] Friedrich, C.: Designing Fastening Systems. In: Totten, G. E., Xie, L. u. Funatani, K. (Hrsg.): Modeling and simulation for material selection and mechanical design. Mechanical Engineering, Bd. 166. New York, NY: Dekker (2004).
- [52] Friedrich, C.: Schulungsunterlagen Modul 2 der Schraubfachausbildung (SFA) des Deutschen Schraubenverbands (DSV). Siegen 2020.
- [53] Friedrich, C. u. Hubbertz, H.: Hoch beanspruchte Schraubenverbindungen im Leichtbau - Zusatzanforderungen für eine lebenszyklusorientierte wirtschaftliche Auslegung. In: Richard, H. A., Schramm, B. u. Zipsner, T. (Hrsg.): Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen. Wiesbaden: Springer Fachmedien (2017).
- [54] Friedrich, C. u. Koch, D.: Zuverlässigkeit von Schraubenverbindungen im Leichtbau. LightWeight Design 3 (2010) 5, S. 28–35.
- [55] Friedrich, C., Oechsner, M., Kempf, A. u. Peth, J.: Rechnerische Beschreibung des Relaxationsverhaltens von Schraubenverbindungen unter leichtbaurelevanter Temperaturbelastung, Abschlussbericht. Hagen, 2018.
- [56] G. Mrówka-Nowotnik, J. Sieniawski, M. Wierzbińska: Intermetallic phase particles in 6082 aluminium alloy. Archives of Materials Science and Engineering 28 (2007) 2, S. 69–76.
- [57] Gengenbach, T.: Relaxationsverhalten von Rohrflanschen aus 9 % Chrom-Stahl, Universität Stuttgart, Dissertation. Stuttgart, 2003.
- [58] Gerstmayr, G. F.: Betriebsverhalten höchstfester Aluminiumschrauben in thermisch belasteten Magnesiumkomponenten, Montanuniversität Leoben, Dissertation. Leoben, 2010.
- [59] Gerstmayr, G. F. u. Eichlseder, W.: Creep and Relaxation Behaviour of Self-tapping Al-bolts in Mg Die cast Alloys for Power train Components. In: Kainer, K. U. (Hrsg.): Magnesium. 8<sup>th</sup> International Conference on Magnesium Alloys and their Applications. Weinheim: Wiley-VCH, (2010), S. 1097–1106.
- [60] Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. (Hrsg.): Aluminium-Knetwerkstoffe. Merkblatt W2. Düsseldorf 2003.
- [61] Granacher, J.: Relaxationsverhalten von hochfesten Schraubenverbindungen bei mäßig erhöhten Temperaturen (Relaxation). Abschlussbericht AiF-Projekt 8831. Darmstadt, 1994.
- [62] Guggolz, D.: Analytische Beschreibung von Vorspannkraftrelaxationsvorgängen in Schraubenverbindungen, Universität Siegen, Bachelorarbeit. Siegen, 2014.
- [63] Guggolz, D.: Auslegungsprozess zur Absicherung des selbsttätigen Losdrehverhaltens von Schraubenverbindungen in realen Bauteilsystemen. Berichte aus dem Maschinenbau. Aachen: Shaker 2019.

- [64] Guggolz, D., Friedrich, C. u. Peth, J.: Auslegung von Verschraubungen bei additiv gefertigten Bauteilen aus Metallen. Tagungsband DVM - Additiv gefertigte Bauteile. Berlin, 02.-03.11.2016 (2016).
- [65] Guo, J. Q., Sun, X. H. u. Shi, H. C.: Stress Relaxation Damage Analysis for High Temperature Bolting. *Advanced Materials Research* 455-456 (2012), S. 1429–1433.
- [66] Haberling, C.: Berechnung lösbarer Leichtmetallverbindungen für Mono- und Mischbauweise im Automobilentstehungsprozess. Zugl.: Dresden, Techn. Univ., Dissertation, 2004. *Dresdner fügetechnische Berichte*, Bd. 10. Dresden: w.e.b.-Univ.-Verl. 2004.
- [67] Haberling, C. u. Füssel, U.: Neue Wege bei der Auslegung von Schraubenverbindungen für thermisch belastete Magnesiumbauteile. In: *Schraubenverbindungen. Berechnung, Gestaltung, Anwendung. VDI-Berichte*, Bd. 1903. Düsseldorf: VDI Verl., 5. und 6. Oktober 2005 (2005), S. 335–345.
- [68] Haberling, C., Füssel, U. u. Haldenwanger, H.-G.: Thermisch belastete Magnesiumbauteile - sicher verschraubt. *Dresdner Leichtbausymposium 2004 - Eiffige Leichtbaulösungen durch Technologiekompetenz*. Dresden 2004.
- [69] Hahn, P.: Bewertung und Modellierung des Verformungs- und Spannungsrelaxationsverhaltens warmfester Nickelbasislegierungen unter isothermen und transienten Beanspruchungen. *Schriftenreihe des Zentrums für Konstruktionswerkstoffe (MPA + IfW): „Werkstofftechnologie“*. Aachen: Shaker 2018.
- [70] Hammerbacher, D.: Setzverhalten von Schraubenverbindungen mit grundierten/lackierten Kontaktflächen. *Schraubenverbindungen 2018. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung. VDI-Berichte*, Bd. 2336. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 21. und 22. November 2018 (2018), S. 87–98.
- [71] Hannah, R. L. u. Reed, S. E.: *Strain gage users' handbook*. London u.a.: Chapman & Hall 1992.
- [72] Heimerl, G. J. u. Farquhar, J.: Compressive and tensile creep of 7075-T6 and 2024-T3 aluminum-alloy sheet. *Technical Note D-160*. National Aeronautics and Space Administration. Washington, 1959.
- [73] Held, T.: Analytische und experimentelle Bestimmung des Setzkraftverlustes sowie thermisch bedingtes Kurzzeitlastplastifizieren von Schraubenverbindungen aus Aluminiumverbindungspartnern, Universität Siegen, Masterarbeit. Siegen, 2020.
- [74] Hesse, W. u. e.V., D.: *Aluminium-Werkstoff-Datenblätter. Aluminium material data sheets*. Beuth Wissen. Berlin, Wien, Zürich: Beuth Verlag GmbH 2016.

- [75] Hinteregger, C.: Betriebsfestigkeit von innovativen Leichtmetallverschraubungen im Fahrzeuggetriebebau, Montanuniversität Leoben, Dissertation, 2008.
- [76] Hinteregger, C.: Relaxationsverhalten von EN AW 7075 Gewindefurchschrauben für Antriebsstrangkomponenten aus Magnesium (Teil 1). Konstruktion 9 (2008), S. 109–114.
- [77] Hinteregger, C., Jakob, T. u. Leitner, H.: Einfluss von Schrauben- und Muttermaterial sowie der Betriebsbelastung auf das Relaxationsverhalten von Leichtmetallverschraubungen (2008), S. 28–50.
- [78] Hohmann, F.: Ultraschall-Montagevorspannkraftkontrolle für große Schraubenverbindungen. Schraubenverbindungen 2018. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 2336. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 21. und 22. November 2018 (2018), S. 67–86.
- [79] Hohmann, F. u. Lori, W.: Zur Ermittlung der Montagevorspannkraft auf der Basis von Längungsmessungen und der anteiligen Schraubennachgiebigkeit. In: Schraubenverbindungen 2014. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung; 5. VDI-Fachtagung; Leipzig, 12. und 13. November 2014. VDI-Berichte, Bd. 2239. Düsseldorf: VDI-Verl., (2014), S. 151–164.
- [80] Hörnig, T. H.: Beitrag zur Tragfähigkeit des Gewindeeingriffs bei Schraubenverbindungen im Leichtbau. Dissertation. Berichte aus dem Maschinenbau. Aachen: Shaker 2016.
- [81] Hubbertz, H.: Beitrag zur Auslegungsrechnung von Leichtbauschraubenverbindungen im Hinblick auf die Vorspannkraftrelaxation. Siegen: universi - Universitätsverlag Siegen 2020.
- [82] Illgner, K. H. u. Esser, J.: Schrauben Vademecum. Bramsche: Rasch 2001.
- [83] Isele, D., Rappenecker, K., Peth, J. u. Friedrich, C.: Auslegung von Verschraubungen bei additiv gefertigten Bauteilen aus Titan. Leichtbau grenzenlos. 8. Landshuter Leichtbau-Colloquium: Tagungsband zum Colloquium, 08./09. März 2017, Hochschule Landshut. Landshut: LC-Verlag, 8./9. März 2017 (2017).
- [84] Ishikawa, K., Okuda, H. u. Kobayashi, Y.: Creep of pure aluminium materials at a low temperature. Journal of Materials Science Letters 17 (1998) 5, S. 423–424.
- [85] Jaglinski, T. u. Lakes, R.: Creep Behavior of Al-Si Die-Cast Alloys. Journal of Engineering Materials and Technology 126 (2004) 4, S. 378–383.
- [86] Jaglinski, T., Nimityongskul, A., Schmitz, R. u. Lakes, R. S.: Study of Bolt Load Loss in Bolted Aluminum Joints. Journal of Engineering Materials and Technology 129 (2007) 1, S. 48–54.
- [87] Jenkins, W. D.: Creep of high-purity aluminum. Journal of Research of the National Bureau of Standards 46 (1951) 4, S. 310.

- [88] Jenne, M., Hubbertz, H., Friedrich, C. u. Bär, C.: Improved Mechanical Preload Measurement of Bolted Joints for Light Weight Design with CFRP Components. Proceedings of the ASME 2015 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. Volume 2B: Advanced Manufacturing. V02BT02A035. ASME, 13.-19. November 2015 (2015).
- [89] Junker, G. u. Strelow, D.: Untersuchung über die Mechanik des selbsttätigen Lösens und die zweckmäßige Sicherung von Schraubenverbindungen. Draht-Welt 52 (1966) 2, 3 und 5, S. 103-115 (2), S. 175-182 (3), S. 317-335 (5).
- [90] Kaatz, M.: Entwicklung einer Prüfmethode zur Untersuchung des selbsttätigen Schraubenlösens an Fahrwerken, Helmut-Schmidt-Universität, Universität der Bundeswehr Hamburg. Hamburg, 2018.
- [91] Kahl, S., Ekström, H.-E. u. Mendoza, J.: Tensile, Fatigue, and Creep Properties of Aluminum Heat Exchanger Tube Alloys for Temperatures from 293 K to 573 K (20 °C to 300 °C). Metallurgical and Materials Transactions A 45 (2014) 2, S. 663–681.
- [92] Kammer, C.: Aluminium-Taschenbuch. Weiterverarbeitung und Anwendung, Bd. 3. Düsseldorf: Beuth Verlag GmbH 2014.
- [93] Kandare, E., Feih, S., Kootsookos, A., Mathys, Z., Lattimer, B. Y. u. Mouritz, A. P.: Creep-based life prediction modelling of aluminium in fire. Materials Science and Engineering, Part A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing) 527 (2010) 4-5, S. 1185–1193.
- [94] Kartini, Saputra, E., Ismail, R., Jamari, J. u. Bayuseno, A. P.: Analysis of the Contact Area of Smooth and Rough Surfaces in Contact with Sphere Indenter Using Finite Element Method. MATEC Web of Conferences 58:04007 (2016), S. 4007.
- [95] Kaufman, J. G.: Properties of aluminum alloys. Tensile, creep, and fatigue data at high and low temperatures. Materials Park, Ohio: ASM International 1999.
- [96] Kempf, A., Klein, M. u. Oechsner, M.: Prüfung des temperatur- und verformungsgeschwindigkeitsabhängigen Verhaltens der Grenzflächenpressung von Bauteilwerkstoffen in Schraubenverbindungen bei erhöhter Temperatur. Kontinuierliche und diskontinuierliche Druckversuche bis 300 °C. Schraubenverbindungen 2018. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 2336. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 21. und 22. November 2018 (2018), S. 99–110.
- [97] Kessler: Ausscheidungshärten von Aluminiumlegierungen. Der Wärmebehandlungsmarkt 3 (2001), S. 5–8.
- [98] Kindersberger, J., Löbl, H. u. Schoft, S.: Plastic Deformation and Loss of Joint Force by Creep in High Current Joints. 20<sup>th</sup> International Conference on Electrical Contacts (ICEC). 19.-23. Juni 2000 (2000).

- [99] Kloos, K.-H. u. Thomala, W.: Schraubenverbindungen. Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung. Berlin, Heidelberg: Springer 2007.
- [100] Kobayashi, T., Yamanaka, Y. u. Nishida, T.: Effect on Creep-Relaxation Characteristics of Gaskets on the Bolt Loads of Gasket Joints. In: Williams, D. K. (Hrsg.): Design and analysis of pressure vessels and piping. Implementation of ASMR B31, Fatigue, ASME Section VIII, and buckling analyses: presented at the 2003 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, Cleveland, Ohio, July 20 - 24, 2003. PVP, Bd. 469. New York, NY: American Society of Mechanical Engineers, (2003), S. 111–118.
- [101] Koch, D.: Beitrag zur numerischen Simulation des selbsttätigen Losdrehverhaltens von Schraubenverbindungen. Zugl.: Siegen, Univ., Dissertation, 2011. Berichte aus dem Maschinenbau. Aachen: Shaker 2012.
- [102] Koch, D., Friedrich, C. u. Dinger, G.: Erweiterte Bewertung des Ausfallrisikos von Schraubenverbindungen im Leichtbau. In: Huber, O. u. Bicker, M. (Hrsg.): Leichtbau - eine Schlüsseltechnologie für Material-, Energieeffizienz und Klimaschutz. 4. Landshuter Leichtbau-Colloquium ; Tagungsband zum Colloquium; 26./27. Februar 2009, Hochschule Landshut. Landshut: LC-Verl. (2009).
- [103] Koch, D., Friedrich, C., Ertl, H. u. Mandlmeier, S.: Untersuchung des selbsttätigen Losdrehverhaltens am Beispiel eines Radverbundes. 9. Informations- und Diskussionsveranstaltung Deutscher Schraubenverbund e. V., 6. und 7. Mai 2009 (2009).
- [104] Kowalewski, Z. L., Hayhurst, D. R. u. Dyson, B. F.: Mechanisms-based creep constitutive equations for an aluminium alloy. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design 29 (1994) 4, S. 309–316.
- [105] Kroh, R.: Leichte Verbindungen. Maschinenmarkt / MM-Facility-Management 104 (1998) 34, S. 16–17.
- [106] Krusch, L.: Ermittlung von Einflussparametern auf die Signalgüte von DMS-Schrauben und deren Optimierung, Universität Siegen, Masterarbeit. Siegen, 2019.
- [107] Le, D. Y., PARK, J. G. u. CHO, D.-H.: High-temperature properties of dispersion-strengthened 7075-T6 aluminium alloy. Journal of Materials Science Letters 16 (1997) 2, S. 158–160.
- [108] Lei, C., Li, H., Zheng, G. W. u. Fu, J.: Thermal-mechanical loading sequences related creep aging behaviors of 7050 aluminum alloy. Journal of Alloys and Compounds 731 (2018), S. 90–99.
- [109] Leitner, H., Godor, I., Eichlseder, W. u. Hinteregger, C.: Relaxation der Vorspannkraft von Magnesium-Schraubverbindungen unter betriebsähnlichen Bedingungen. Giesserei 92 (2005) 7, S. 36–43.

- [110] Leitner, H., Hinteregger, C. u. Eichlseder, W.: Einsatz von gewindefurchenden Stahl- und Aluminiumschrauben zur Verschraubung von Getriebegehäusen im Fahrzeugbau. Schraubenverbindungen: Berechnung, Gestaltung, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 1903. Düsseldorf: VDI Verl., 5. und 6. Oktober 2005 (2005), S. 347–366.
- [111] Li, Y., Shi, Z., Lin, J., Yang, Y.-L., Huang, B.-M., Chung, T.-F. u. Yang, J.-R.: Experimental investigation of tension and compression creep-ageing behaviour of AA2050 with different initial tempers. *Materials Science and Engineering, Part A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing)* 657 (2016), S. 299–308.
- [112] Li, Y., Shi, Z., Yang, Y. L. u. Lin, J. G.: Investigation of Tensile and Compressive Creep Behaviour of AA2050-T34 during Creep Age Forming Process. *Key Engineering Materials* 716 (2016), S. 323–330.
- [113] Lin, Y. C., Jiang, Y.-Q., Zhou, H.-M. u. Liu, G.: A New Creep Constitutive Model for 7075 Aluminum Alloy Under Elevated Temperatures. *Journal of Materials Engineering and Performance* 23 (2014) 12, S. 4350–4357.
- [114] Liu, L., Zhan, L. u. Li, W.: Creep Aging Behavior Characterization of 2219 Aluminum Alloy. *Metals* 6 (2016) 7.
- [115] Lori, W.: Die Schraubenverbindung - Iststand und Entwicklungstendenzen. Schraubenverbindungen: Berechnung, Gestaltung, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 1903. Düsseldorf: VDI Verl., 5. und 6. Oktober 2005 (2005), S. 3–23.
- [116] Lori, W.: Probleme und Tendenzen der Berechnung von Schraubenverbindungen und Anforderungen der Montage. Schraubenverbindungen 2018. Berechnung, Gestaltung, Montage, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 2336. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 21. und 22. November 2018 (2018), S. 3–20.
- [117] Lu, Z. u. Dai, W.: Bolt Assembly Optimization and Life Prediction Based on Creep Curve. *Procedia CIRP* 56 (2016), S. 229–232.
- [118] Maile, K. u. Hänsel, G.: Untersuchungen zum Relaxationsverhalten warmfester Schraubenverbindungen. Investigations into the relaxation characteristics of high-temperature bolt connections. VGB-Konferenz „Forschung in der Kraftwerkstechnik 1990“. TB 230. Essen: VGB, (1990), S. 1–19.
- [119] Maljaars, J.: Aluminium structures exposed to fire conditions – an overview. *HERON* 55 (2010) 2, S. 85–122.
- [120] Maljaars, J., Soetens, F. u. Katgerman, L.: Constitutive Model for Aluminum Alloys Exposed to Fire Conditions. *Metallurgical and Materials Transactions A* 39 (2008) 4, S. 778–789.
- [121] Matsuda, K., Ikeno, S., Sato, T. u. Kamio, A.: Classification of Metastable Phases in Al-Mg<sub>2</sub>Si Alloys by HRTEM. *Materials Science Forum* 217-222 (1996), S. 707–712.

- [122] Matsunaga, T. u. Sato, E.: Creep Mechanism in Several Grades of Aluminum at Low Temperatures. MATERIALS TRANSACTIONS 54 (2013) 12, S. 2202–2208.
- [123] Maziri, M. u. Zuruzi, A. S.: Towards Application of Aluminum Alloy 6082 for Harsh Environment Sensing in Oil and Gas Installations: An Empirical Model for Low Temperature Creep. MRS Advances 1 (2016) 21, S. 1553–1559.
- [124] Meyer, G. u. Strelow, D.: How to Calculate Preload Loss Due to Permanent Set in Bolted Joints. Part 1. Assembly Engineering 15 (1972) 2, S. 30–34.
- [125] Meyer, G. u. Strelow, D.: How to Calculate Preload Loss Due to Permanent Set in Bolted Joints. Part 2. Assembly Engineering 15 (1972) 3, S. 30–34.
- [126] Michelfeit, S.: Werkstoffgesetze einer AlSi-Gusslegierung unter Hochtemperaturbeanspruchung in Abhängigkeit des Werkstoffzustandes, Technische Universität, Dissertation. Darmstadt, 2012.
- [127] Milicka, K.: Constant structure creep experiments on aluminium. Metallic Materials 49 (2011) 05, S. 307–318.
- [128] Mir, A. A. u. Murphy, S.: Preload relaxation of threaded fasteners in sand-castings of zinc-based alloys. Journal of Materials Science 33 (1998), S. 4327–4332.
- [129] Mitutoyo: Digitale Bügelmessschraube mit spitzen Messflächen IP65 75-100 mm, 15° Spitze.  
[https://shop.mitutoyo.de/web/mitutoyo/de\\_DE/mitutoyo/PR/342-254-30/datasheet.xhtml](https://shop.mitutoyo.de/web/mitutoyo/de_DE/mitutoyo/PR/342-254-30/datasheet.xhtml), abgerufen am: 16.06.2021.
- [130] Moreno, I. P., Sohn, K. Y., Jones, J. W. u. Allison, J. E.: Bolt-Load Retention Behavior of a Die Cast Magnesium-Rare Earth Alloy. SAE Technical Paper 2001-01-0425 (2001), S. 55–63.
- [131] Mrowka-Nowotnik, G., Sieniawski, J. u. Nowotnik, A.: Intermetallic phase identification on the cast and heat treated 6082 aluminium alloy. Archives of Metallurgy and Materials 51 (2006) 4, S. 599–603.
- [132] Mrowka-Nowotnik, G., Sieniawski, M. u. Wierzbinska, M.: Intermetallic phase particles in 6082 aluminium alloy. Archives of Materials Science and Engineering 28 (2007) 2, S. 69–76.
- [133] Murphy, S.: Minimizing Preload Relaxation of Steel Fasteners in Zinc Alloy Pressure Die Castings. Metall 50 (1996) 5, S. 334–336.
- [134] Norsk Hydro: Verteilung der Verwendung von Aluminium weltweit nach Hauptverwendungsgebieten in den Jahren 2016 und 2017. Zitiert nach [de.statista.com](https://de.statista.com).  
<https://de.statista.com/statistik/daten/studie/240721/umfrage/verteilung-des-weltweiten-aluminiumbedarfs-nach-sektoren/>, abgerufen am: 16.06.2021.

- [135] Norton, F. H.: The Creep of Steel at High Temperatures. New York: McGraw-Hill Book Co 1929.
- [136] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Berlin, Heidelberg: Springer 2014.
- [137] Paland, E.-G.: Die Sicherheit der Schrauben-Muttern-Verbindung bei dynamischer Axialbelastung. Konstruktion 19 (1967) 12, S. 453–464.
- [138] Peth, J.: Bestimmung der Bauteilnachgiebigkeit von Schraubenverbindungen. Analytik, Simulation und experimentelle Untersuchung, Universität Siegen, Diplomarbeit. Siegen, 2013.
- [139] Pettersen, K. u. Fairchild, S.: Stress Relaxation in Bolted Joints of Die Cast Magnesium Components. SAE Technical Paper 970326 (1997), S. 23–31.
- [140] Purper, H.: Experimentelle und numerische Untersuchung des Relaxationsverhaltens von Rohrflanschverbindungen, Universität Stuttgart, Dissertation, 2002.
- [141] Purper, H., König, H. u. Maile, K.: Experimentelle und numerische Ermittlung des Kriech- und Relaxationsverhaltens von Hochtemperaturflanschen. 20. Vortragsveranstaltung „Langzeitverhalten warmfester Stähle und Hochtemperaturwerkstoffe“. Arbeitsgemeinschaft für warmfeste Stähle und Arbeitsgemeinschaft für Hochtemperaturwerkstoffe. Veranst.: Verein Deutscher Eisenhüttenleute. VDEh, 28. November 1997 (1997), S. 120–131.
- [142] Rappenecker, K. u. Isele, A.: Verschraubung lackierter Bauteile – Einfluss auf die Vorspannkraft. 8. Fachtagung Baumaschinentechnik 2020, 1. und 2. Oktober 2020 (2020), S. 241–250.
- [143] Rong, Q., Shi, Z., Li, X., Sun, X., Li, Y., Yang, Y.-L., Meng, L. u. Lin, J.: Experimental studies and constitutive modelling of AA6082 in stress-relaxation age forming conditions. Procedia Engineering 207 (2017), S. 293–298.
- [144] Rosenberger, J. u. Sauer, B.: Schraubenverbindungen im Leichtbau - Vorspannkraftverluste bei zyklisch-mechanisch und thermisch belasteten Schraubenverbindungen. Schraubenverbindungen: Berechnung, Gestaltung, Anwendung. VDI-Berichte, Bd. 1903. Düsseldorf: VDI Verl., 5. und 6. Oktober 2005 (2005), S. 319–334.
- [145] Rösler, J., Harders, H. u. Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. Wiesbaden: Springer Vieweg 2016.
- [146] Royster u. M, D.: Tensile properties and creep strength of three aluminum alloys exposed up to 25 000 hours at 200 degree to 400 degree F (370 degree to 480 degree K). NASA Technical Note TN D-5010. Langley Research Center, 1969.

- [147] Rutkowski, T.: Zum Vorspannen von Stahlbauverschraubungen großer Abmessungen. Zugl.: Hannover, Univ., Dissertation, 2011. Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Bd. 28. Aachen: Shaker 2012.
- [148] Salmassy, O. K., MacDonald, R. J., Carlson, R. L. u. Manning, G. K.: An investigation of the interchange of tensile creep for compressive creep. Part 1: Types 2024-T4 and 1100-0 Aluminium, WADC Technical Report 56-26. Wright Air Development Center, 1956.
- [149] Scheiding, W.: Beitrag zur Ermittlung der Gebrauchseigenschaften von Schraubenverbindungen mit Magnesiumkomponenten. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Dissertation, 2001. Berichte aus der Werkstofftechnik, Bd. 2001,2. Aachen: Shaker 2001.
- [150] Scheiding, W., Kaiser, B. u. Berger, C.: Über die Gebrauchseigenschaften von Schraubenverbindungen in Magnesiumbauteilen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 31 (2000), S. 48–58.
- [151] Schiborr, M.: Anwendung von direkten Kraftanzeigern in vorgespannten Verbindungen, Universität Duisburg-Essen, Dissertation, 2017.
- [152] Schiefer, H. u. Schiefer, F.: Statistik für Ingenieure. Eine Einführung mit Beispielen aus der Praxis. Lehrbuch. Wiesbaden: Springer Vieweg 2018.
- [153] Schlegel, S.: Langzeitverhalten von Schraubenverbindungen mit Stromschienen aus Reinkupfer in der Elektroenergie-technik unter besonderer Berücksichtigung der Temperatur, Technische Universität Dresden, Dissertation. Dresden, 2011.
- [154] Schneider, R.: Langzeitverhalten geschraubter Stromschienenverbindungen in der Elektroenergie-technik, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2012.
- [155] Schoft, S.: Measurement and calculation of the decreasing joint force in high current aluminium joints. 22nd International Conference on Electrical Contact. Seattle, 20.-23.09.2004 (2004), S. 511–518.
- [156] Schoft, S.: Langzeitverhalten elektrotechnischer Verbindungen unter Berücksichtigung des Kriechens der Leitermaterialien. Zugl.: München, Techn. Univ., Dissertation, 2007. Fortschrittberichte VDI Reihe 21, Elektrotechnik, Bd. 381. Düsseldorf: VDI-Verl. 2008.
- [157] Schünemann, A.: Spannungsuntersuchung von Schraubenverbindungen unter Temperatureinfluss. Die neue VDI 2290 und ihre Grenzen. XVII. Dichtungskolloquium in Steinfurt am 29./30. September 2011. Essen: Vulkan-Verl., 29./30.09.2011 (2011), S. 225–244.
- [158] Seidel, W. W. u. Hahn, F.: Werkstofftechnik. Werkstoffe, Eigenschaften, Prüfung, Anwendung. Lernbücher der Technik. München: Hanser 2018.
- [159] Shivakumar, S., Sharan, A. u. Sadashivappa, K.: Constitutive modeling of creep properties of Aluminum 6061 Alloy. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 310 (2018) 012027, S. 1–9.

- [160] Sikora, A.: Kriechverhalten von Hochtemperatur-Aluminium (HITEMAL), Technische Universität, Diplomarbeit. Wien, 2015.
- [161] Sohn, K. Y., Jones, J. W., Berkmortel, J., Hu, H. u. Allison, J. E.: 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).
- [162] Spigarelli, S.: Creep of Aluminium and Aluminium Alloys. 1999. <https://aluminium-guide.com/wp-content/uploads/2019/05/1253.pdf>, abgerufen am: 16.06.2021.
- [163] Spranger u. Roza: Verschraubung von Aluminium-Bauteilen. 6. Informations- und Diskussionsveranstaltung „Schraubenverbindungen“. Darmstadt 2000.
- [164] Stolle, C.: Einflüsse auf die Veränderungen der Vorspannkraft unter Betriebsbedingungen bei Verschraubungen im modernen Leichtbau. Abschlussbericht Forschungsvorhaben AiF 13639 N. Darmstadt, 2005.
- [165] Stolle, C., Berger, C. u. Arz, U.: Grenzflächenpressung moderner Werkstoffe. In: Schraubenverbindungen - neue Erkenntnisse aus Forschung und Praxis; 8. Informations- und Diskussionsveranstaltung; Konferenzhotel Darmstadt, 10. Mai 2006. Hagen: Deutscher Schraubenverband e.V., 2006.
- [166] Sujatanond, S., Miyashita, Y., Hashimura, S., Mutoh, Y. u. Otsuka, Y.: Bolt Load Loss Behavior of Magnesium Alloy AZ91D Bolted Joints Clamped with Aluminum Alloy A5056 Bolt. Applied Mechanics and Materials 313-314 (2013), S. 135–139.
- [167] Summers, P. T., Chen, Y., Rippe, C. M., Allen, B., Mouritz, A. P., Case, S. W. u. Lattimer, B. Y.: Overview of aluminum alloy mechanical properties during and after fires. Fire Science Reviews 4 (2015) 1, S. 3.
- [168] Technische Forschung Stahl: Relaxationsverhalten warmfester Stähle für Schrauben. Bericht EUR 6458. Hrsg.: Kommission der Europäischen Gemeinschaften, Generaldirektion Wissenschaftliche und Technische Information und Informationsmanagement. Euroreport 6458/1980. Luxemburg, 1980.
- [169] Tokyo Measuring Instruments Lab.: Strain Gauges 2017. 2017. [https://tml.jp/eng/documents/Catalog/StrainGauges\\_E1007E.pdf](https://tml.jp/eng/documents/Catalog/StrainGauges_E1007E.pdf), abgerufen am: 16.06.2021.
- [170] Toric, N., Boko, I., Uzelac, I. u. Harapin, A.: High-temperature properties of aluminum alloy EN6082AW T6. In: Gillie, M. u. Wang, Y. (Hrsg.): Applications of Fire Engineering. Proceedings of the International Conference of Applications of Structural Fire Engineering (ASFEE 2017), September 7-8, 2017, Manchester, United Kingdom. Milton: CRC Press, (2017), S. 31–35.

- [171] Torić, N., Brnić, J., Boko, I., Brčić, M., Burgess, I. W. u. Uzelac, I.: Experimental Analysis of the Behaviour of Aluminium Alloy EN 6082AW T6 at High Temperature. *Metals* 7 (2017) 4, S. 126.
- [172] Wang, H.-H., Zhang, Y. u. Wang, H. H.: Creep analysis of combined bolted flange joints under high temperature. *Applied Mechanics and Materials* 624 (2014), S. 187–192.
- [173] Wang, T., Song, G., Liu, S., Li, Y. u. Xiao, H.: Review of Bolted Connection Monitoring. *International Journal of Distributed Sensor Networks* 9 (2013) 12, S. 1–8.
- [174] Webster, J.: Design Formula to Predict Retained Steel Bolt Stretch when Joining A380 Aluminum Components at High Temperatures. SAE Technical Paper 941738 (1994).
- [175] Wellinger, K. u. Keil, E.: Spannungsabfall in Stahlschrauben bei höherer Temperatur unter Last. *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 15 (1942) 10, S. 475–478.
- [176] Wiegand, H.: Einfluß statischer und dynamischer Beanspruchungen auf Schraubenverbindungen bei hohen Temperaturen. RIBE-Blauheft der Schraubenliteratur. Schwabach, 1969.
- [177] Wiegand, H. u. Beelich, K. H.: Relaxationsverhalten hochfester Schraubenverbindungen. *Konstruktion* 17 (1965) 8, S. 315–320.
- [178] Wiegand, H., Beelich, K. H. u. Illgner: Über die Verminderung der Vorspannung von Schraubenverbindungen durch Setzvorgänge. *Werkstatt und Betrieb* 98 (1965) 11, S. 823–827.
- [179] Wilshire, B. u. Scharning, P. J.: Creep and creep fracture of commercial aluminium alloys. *Journal of Materials Science* 43 (2008) 12, S. 3992–4000.
- [180] Wimmer, A., Lee, J. u. Schumacher, P.: Phase Selection in 6082 Al-Mg-Si Alloys. *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* 157 (2012) 8-9, S. 301–305.
- [181] Yang, J. u. DeWolf, J. T.: Mathematical Model for Relaxation in High-Strength Bolted Connections. *Journal of Structural Engineering* 125 (1999) 8, S. 803–809.
- [182] Zhan, L. H., Li, Y. G., Huang, M. H. u. Lin, J. G.: Comparative Study of Creep and Stress Relaxation Behavior for 7055 Aluminum Alloy. *Advanced Materials Research* 314-316 (2011), S. 772–777.
- [183] Zhang, W. W., Xu, H. u. Li, H. Y.: Reloading Stress Relaxation Behavior Analysis Based on a Creep Model for High Temperature Bolting Steel. *Applied Mechanics and Materials* 328 (2013), S. 950–954.

## 8.2 Normenverzeichnis

- [184] DIN EN 1780-1:2003-01. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bezeichnung von legiertem Aluminium in Masseln, Vorlegierungen und Gussstücken. Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem; Deutsche Fassung EN 1780-1:2002.
- [185] DIN EN 573-1:2005-02. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug. Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem; Deutsche Fassung EN 573-1:2004.
- [186] DIN EN 573-3:2018-12. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeugen. Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen; Deutsche und Englische Fassung prEN\_573-3:2018.
- [187] DIN EN 515:2017-05. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Halbzeug - Bezeichnungen der Werkstoffzustände.
- [188] DIN EN 755-2:2016-10. Aluminium und Aluminiumlegierungen - Stranggepresste Stangen, Rohre und Profile. Teil 2: Mechanische Eigenschaften; Deutsche Fassung EN 755-2:2016.
- [189] DIN EN ISO 4288:1998-04. DIN EN ISO 4288:1998-04, Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4288:1996); Deutsche Fassung EN ISO 4288:1997.
- [190] DIN EN 1515-1:2000-01. Flansche und ihre Verbindungen - Schrauben und Muttern - Teil 1: Auswahl von Schrauben und Muttern; Deutsche Fassung EN 1515-1:1999.
- [191] DIN EN ISO 16610-21:2013-06. Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Filterung - Teil 21: Lineare Profilfilter: Gauß-Filter (ISO 16610-21:2011); Deutsche Fassung EN ISO 16610-21:2012.
- [192] DIN EN ISO 4287:2010-07. Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 4287:1998 + AC:2008 + A1:2009.
- [193] DIN EN ISO 898-1:2013-05. Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl - Teil 1: Schrauben mit festgelegten Festigkeitsklassen - Regelgewinde und Feingewinde (ISO 898-1:2013); Deutsche Fassung EN ISO 898-1:2013.
- [194] DIN 267-13:2007-05. Mechanische Verbindungselemente - Technische Lieferbedingungen. Teil 13: Teile für Schraubenverbindungen mit besonderen mechanischen Eigenschaften zum Einsatz bei Temperaturen von -200 °C bis +700 °C.

- [195] DIN EN 20273:1992-02. Mechanische Verbindungselemente; Durchgangslöcher für Schrauben (ISO 273:1979); Deutsche Fassung EN 20273:1991.
- [196] DIN EN ISO 204:2019-04. Metallische Werkstoffe - Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung - Prüfverfahren (ISO 204:2018); Deutsche Fassung EN ISO 204:2018. Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung.
- [197] DIN EN ISO 6506-1:2015-02. Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Brinell - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 6506-1:2014); Deutsche Fassung EN ISO 6506-1:2014.
- [198] DIN EN 10319-1:2003-09. Metallische Werkstoffe - Relaxationsversuch unter Zugbeanspruchung. Teil 1: Prüfverfahren für die Anwendung in Prüfmaschinen; Deutsche Fassung EN 10319-1:2003.
- [199] DIN EN ISO 6892-1:2020-06. Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2019.
- [200] DIN 13-20:2000-08. Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung. Teil 20: Grenzmaße für Regelgewinde mit bevorzugten Toleranzklassen; Gewinde-Nenn Durchmesser von 1 mm bis 68 mm.
- [201] DIN EN 10088-1:2014-12. Nichtrostende Stähle. Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle.
- [202] DIN 50125:2016-12. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.
- [203] DIN EN 1665:1998-11. Sechskantschrauben mit Flansch, schwere Reihe; Deutsche Fassung EN 1665:1997.
- [204] DIN EN 10269:2014-02. Stähle und Nickellegierungen für Befestigungselemente für den Einsatz bei erhöhten und/oder tiefen Temperaturen; Deutsche Fassung EN\_10269:2013.
- [205] TGL 38512:1981. Stahlschraubenverbindungen (DDR-Standard). Ermüdungsfestigkeit, Berechnung.
- [206] VDI Richtlinie 2230-1:2015-11. Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. Blatt 1: Zylindrische Einschraubenverbindungen.
- [207] Richtlinie VDI 2230-2:2014-12. Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. Blatt 2: Mehrschraubenverbindungen.
- [208] DIN EN ISO 16047:2013-01. Verbindungselemente – Drehmoment/Vorspannkraft-Versuch (ISO 16047:2005 + Amd 1:2012); Deutsche Fassung EN ISO 16047:2005 + A1:2012.
- [209] VDA 235-107:2015-05. Verschraubungen in Leichtmetalle – Anforderungen an Schrauben.
- [210] DIN EN 10263-4:2018-02. Walzdraht, Stäbe und Draht aus Kaltstauch- und Kaltfließpressstählen. Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Vergütungsstähle; Deutsche Fassung EN 10263-4:2017.

- 
- [211] DIN EN 10302:2008-06. Warmfeste Stähle, Nickel- und Cobaltlegierungen; Deutsche Fassung EN 10302:2008.
- [212] DIN EN 10025-2:2019-10. Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen. Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle.

### 8.3 Weiterführende Abbildungen

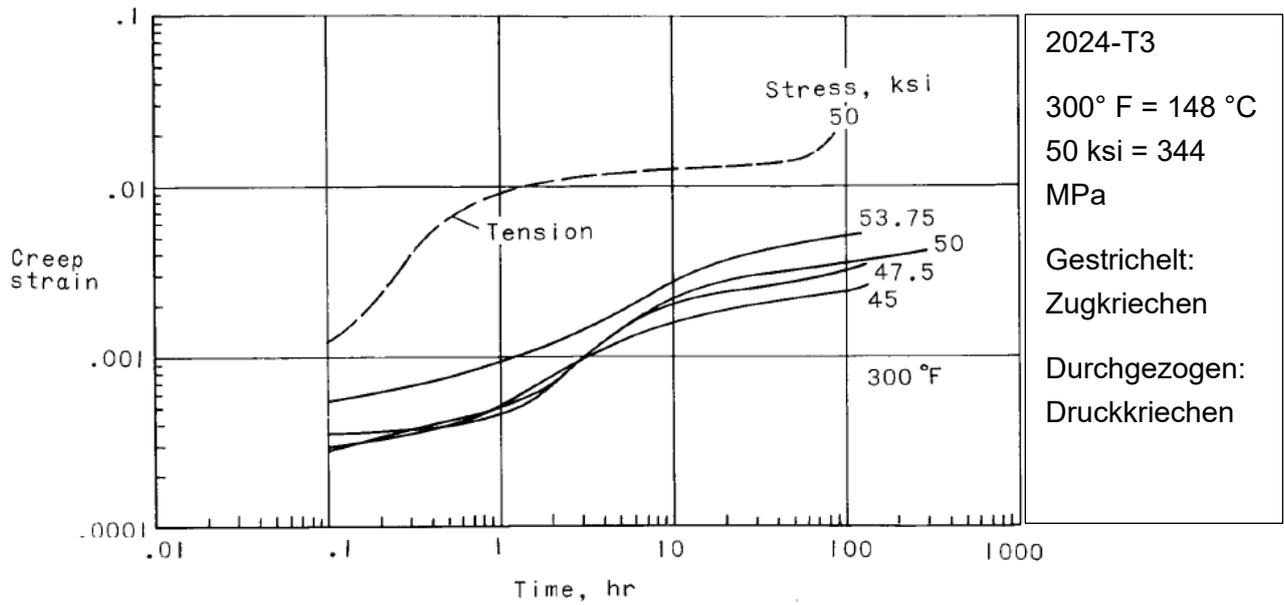


Abbildung 100: Unterschiede des Zug- und Druckkriechverhaltens der Aluminiumlegierung EN AW-2024 (T3) bei ca. 150 °C [72] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt)

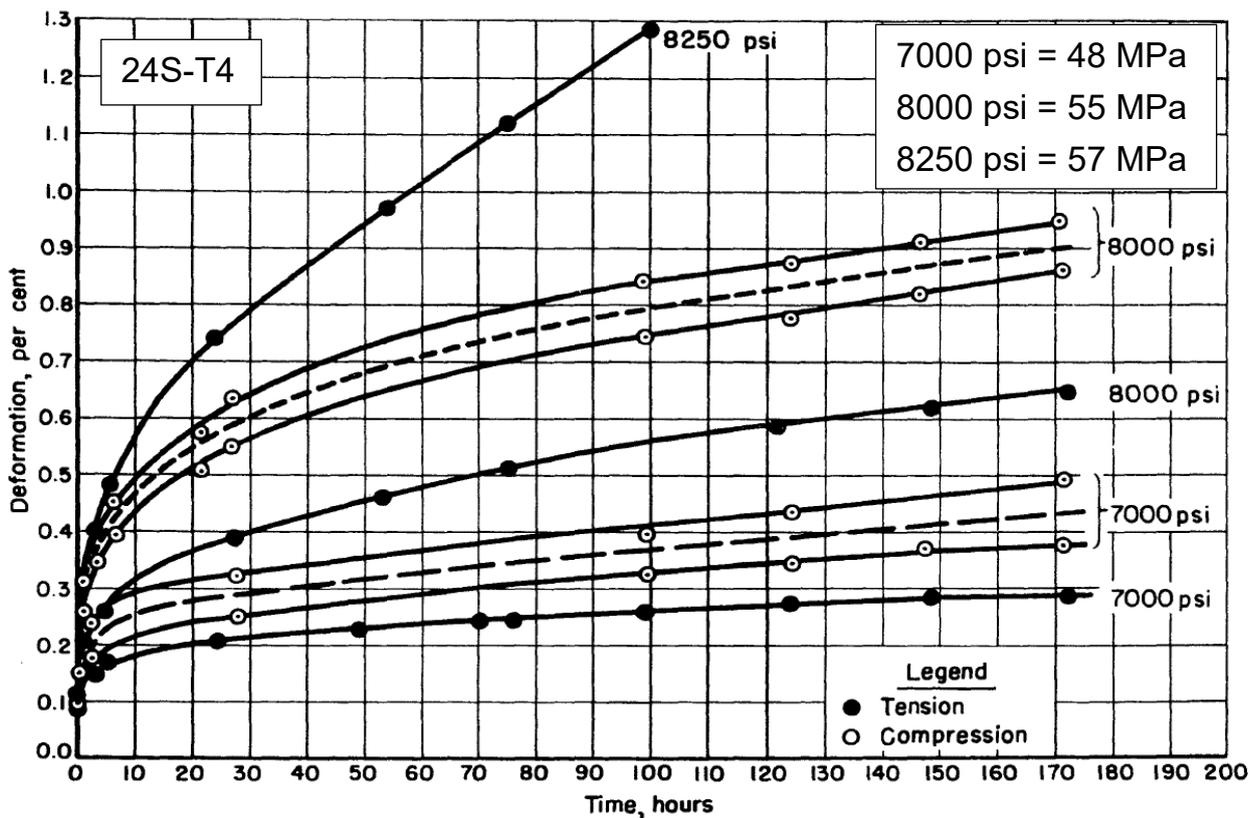


Abbildung 101: Zug- und Druckkriechkurven der Aluminiumlegierung 24S-T4 bei 232 °C und Anfangsspannungen von 48 MPa (7000 psi), 55 MPa (8000 psi) und 57 MPa (8250 psi) [20] (Anmerkungen in Textfeldern hinzugefügt)

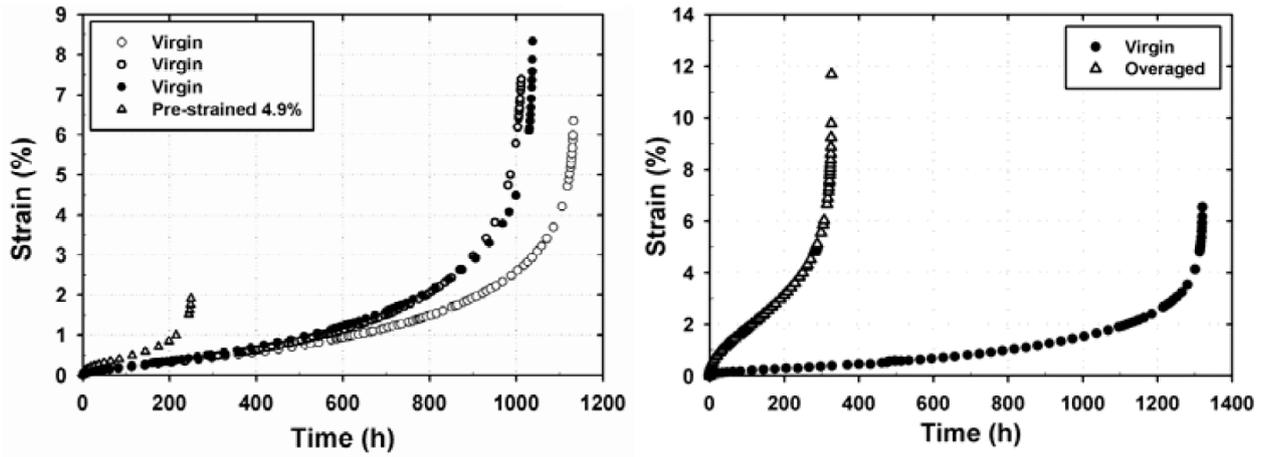


Abbildung 102: Auswirkungen einer Vorplastifizierung von 4,9 % (Messdaten mit Dreieck) auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 2650-T8 bei einer Auslagerungstemperatur von 175 °C und Anfangsspannung von 200 MPa (links). Effekt der Überalterung auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 2650-T8 bei einer Auslagerungstemperatur von 150 °C und Anfangsspannung von 250 MPa (rechts) [40]

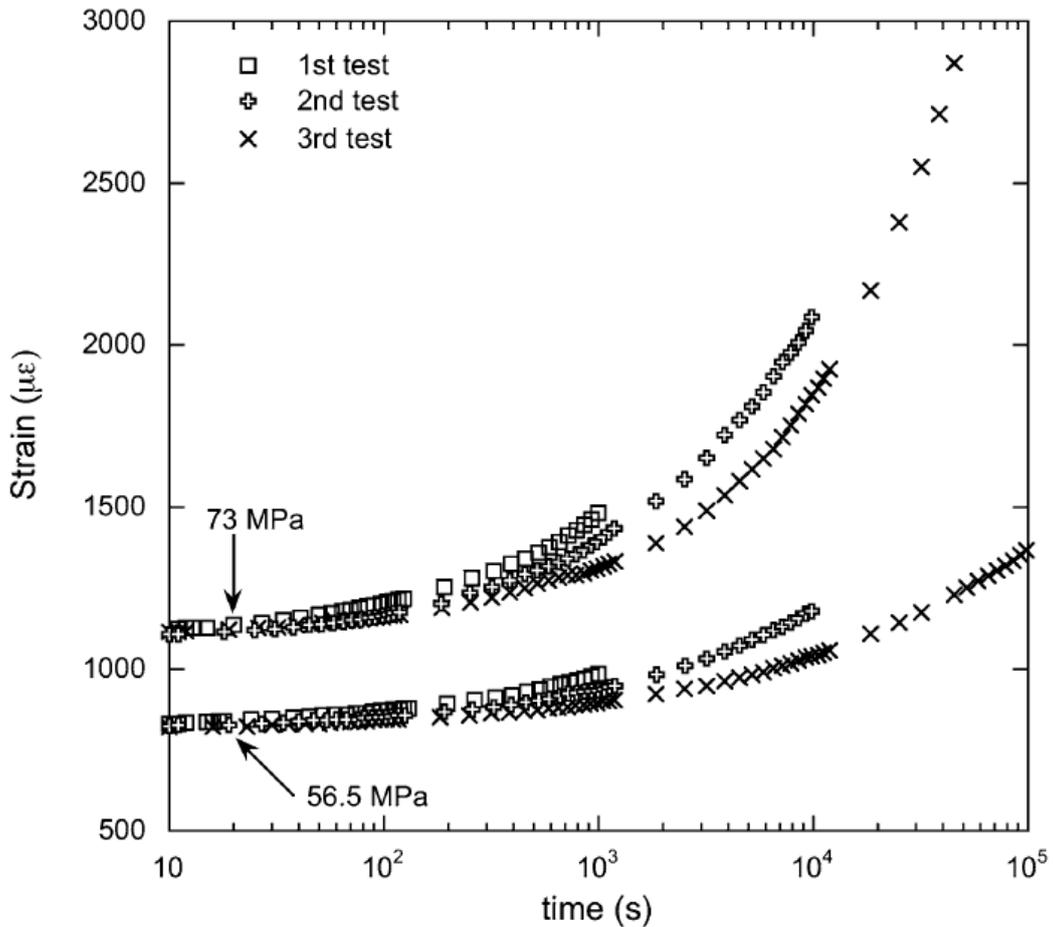


Abbildung 103: Effekt des wiederholten Auslagerns auf das Kriechverhalten der Aluminiumlegierung 332 bei einer Auslagerungstemperatur von 260 °C [30]

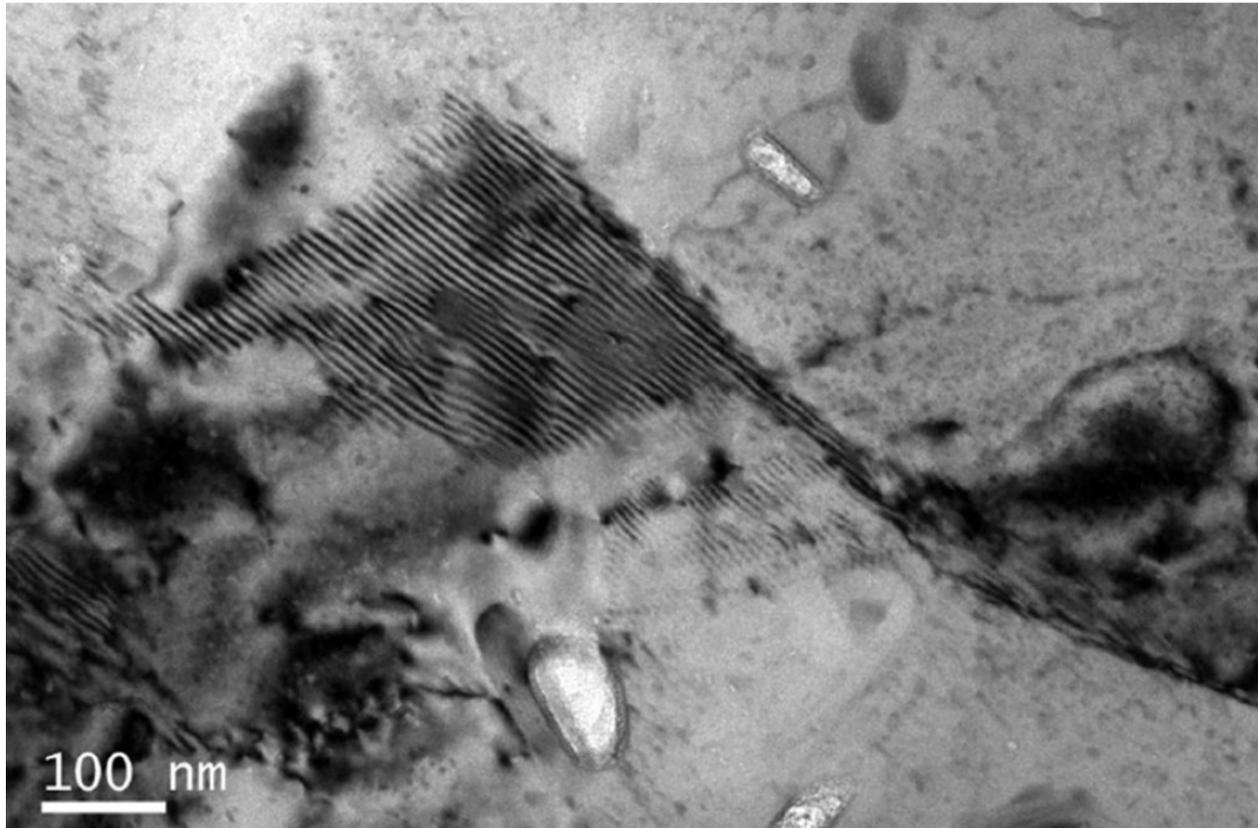


Abbildung 104: TEM-Aufnahme der Aluminiumlegierung 7075 (T651) nach Zugkriechversuch bei einer Temperatur von 120 °C für 24 h und Spannung von 260 MPa [113]

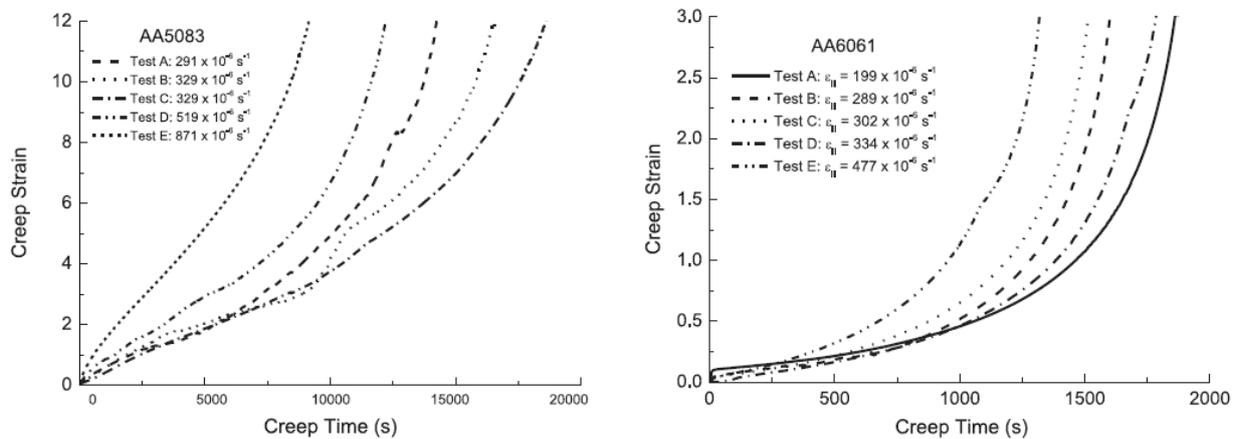


Abbildung 105: Wiederholte Kriechversuche bei gleichen Versuchsbedingungen und Probenentnahme aus einem Werkstück der Aluminiumlegierungen AA5083 und AA6061 bei einer Anfangsspannung von 50 MPa und Temperaturen von 270 °C (AA5083) bzw. 350 °C (AA6061) [2]

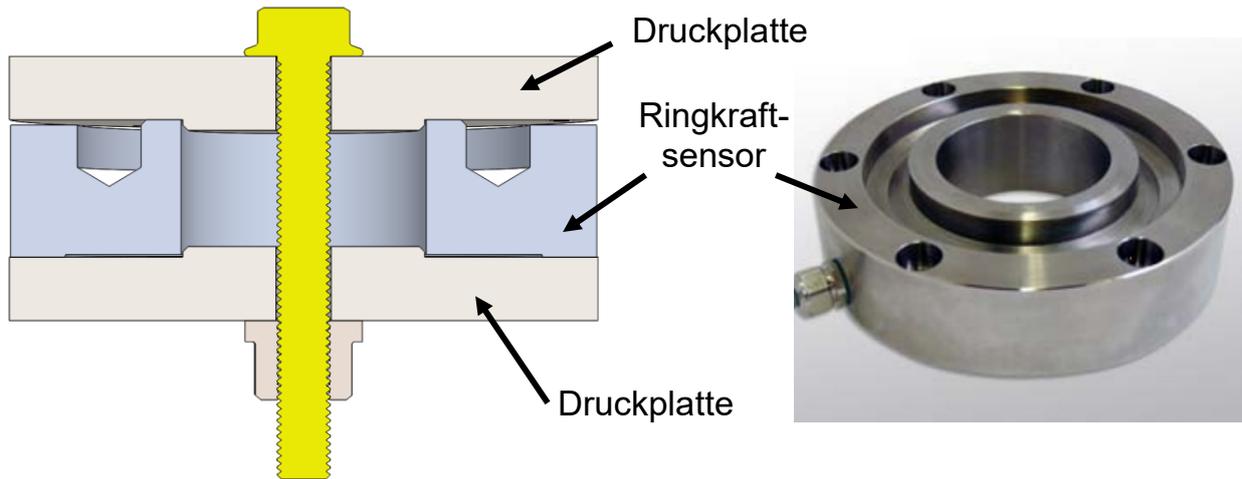


Abbildung 106: Prinzipskizze des Verspannpaketes bestehend aus Ringkraftsensor, Druckplatten, Schraube und Mutter (links); Ringkraftsensor RKS01 der Firma Haehne (rechts)

## 8.4 Weiterführende Tabellen

Tabelle 8: EN AW-6056, Ausscheidungsdicke und -abstand in Abhängigkeit des Werkstoffzustands (jeweils drei Mittelwerte aus drei Aufnahmen mit hoher Auflösung) [41]

Zustand	Ausscheidungsdicke	Ausscheidungsabstand
T6	≈ 1 nm	≈ 14 nm
60 h bei 120 °C, zyklisch	≈ 2 nm	≈ 18 nm
150 h bei 150 °C, statisch	≈ 3 nm	≈ 23 nm
16 h bei 210 °C (überaltert)	≈ 4 nm	≈ 36 nm

Tabelle 9: Anwendungen und Eigenschaften der verwendeten Aluminiumlegierungen [74]

EN AW	Anwendungen	Eigenschaften
2011	Maschinenbau, Anwendungen bei denen eine gute mechanische Bearbeitbarkeit und hohe Festigkeit gefordert wird	Automatenlegierung, höherfeste Legierung, hohe Ermüdungsfestigkeit
5083	Schiffbau, Druckbehälter, Rohrleitungen, Automobil- und Schienenfahrzeugbau, Fahrzeugkomponenten und -teile der Wehrindustrie	Hochfeste Legierung, hohe Ermüdungsfestigkeit
6060	Wärmetauscher, Elektromotorengehäuse, Rohrleitungen für Wärme- und Kältetechnik	Aushärtbare Legierung mittlerer Festigkeit, mittlere Ermüdungsfestigkeit

Tabelle 9 (Fortsetzung)

EN AW	Anwendungen	Eigenschaften
6082	Hochleistungskonstruktionen für Schienenwagen, Schiffbau, Kesselbau, Maschinenbau, Flansche, Rohrleitungen	Aushärtbare Legierung mittlerer Festigkeit
7075	Hochfeste Strukturkomponenten in der Luftfahrt und Wehrtechnik, Kerntechnik	Aushärtbare Legierung mit sehr hoher Festigkeit, sehr hohe Ermüdungsfestigkeit

Tabelle 10: Erweiterte Einflussfaktoren auf die Vorspannkraftrelaxation

Einfluss	Beschreibung
Nachziehen der SV	Durch das Nachziehen der SV nach erster Belastung kann der Vorspannkraftverlust vermindert werden [15, 98, 117, 139, 156]. Dieser positive Effekt stellt sich jedoch nicht immer ein [176]. Der beste Zeitpunkt für das Nachziehen ist im Übergang zwischen Primär- und Sekundärkriechen [117].
Mehrfachverschraubung	Mehrfaches Verschrauben kann den Vorspannkraftverlust erhöhen (10-fache Verschraubung in Magnesiummutter führt zu 15 % bis 20 % höheren Vorspannkraftverlusten [75]). In [139] führt das erneute Verspannen zu einem höheren Restvorspannkraftniveau in den ersten 10 h der Auslagerung.
Statische Betriebslast	Die Einleitung einer zusätzlichen Betriebslast führt zu keinen verstärkten Vorspannkraftverlusten [75].
Dynamische Betriebslast	Eine zusätzliche schwingende mechanische Belastung führt zu einer geringeren Kriechneigung, falls die Spannung im statischen Versuch der Oberspannung des Schwingversuchs entspricht [41]. In [144] führt die zusätzliche Aufbringung einer dynamischen Betriebslast und eine Variation der Betriebslastparameter (mittlere Kraft, Kraftamplitude und Krafteinleitungsfaktor) zu geringfügig höheren Vorspannkraftverlusten. Anpassungsvorgänge im gepaarten Gewinde durch VKR (Kriechen und Lastplastifizieren der Gewindeflanken) wirken sich positiv auf die Schwingfestigkeit aus [15].

Tabelle 10 (Fortsetzung)

Einfluss	Beschreibung
Gewindeherstellung	Geschnittene Gewinde weisen gegenüber gerollten oder selbstgeformten deutlich höhere Restvorspannkkräfte auf [133]. Durch Einsatz gewindefurchender Schrauben entsteht ein minimal größerer Vorspannkraftverlust [75].
Beschichtung	Beschichtungen (z.B. Zinkbeschichtung) führen in Abhängigkeit von der Schichthöhe zu einem verstärkten Vorspannkraftverlust [181].
Unterlegscheiben	Bei Einsatz von Unterlegscheiben kann die VKR abgemildert werden, wenn die Flächenpressung durch eine größere Unterlegscheibenfläche verringert wird [98, 139].
Schraubendurchmesser	Ein größerer Schraubendurchmesser wirkt sich aufgrund der verminderten Nachgiebigkeit negativ auf die Restvorspannkraft aus [139].
Bohrungsdurchmesser	Der Bohrungsdurchmesser (fein, mittel, grob nach DIN-Vorgabe) hat keinen Einfluss auf die Restvorspannkrafthöhe [144].
Drahtgewindeeinsätze	Werden Drahtgewindeeinsätze aus Stahl in Leichtbaumaterialien eingesetzt, kann die VKR bei geringen Einschraubtiefen um bis zu 25 % verringert werden [80]. Der Einsatz von Drahtgewindeeinsätzen führt bei Magnesiummuttern zu geringfügig verminderten Vorspannkraftverlusten bei Temperaturen von 120 °C und zu erhöhten Verlusten bei 150 °C, sodass die Autoren von [144] zu dem Schluss kommen, dass die Verwendung von Massiveinsätzen generell zu einer Verschlechterung des Relaxationsverhaltens führt.
Flanschverbindungen	Das Relaxationsverhalten von Flanschverbindungen ist größtenteils auf die verwendete Dichtung zurückzuführen und steht im Fokus zahlreicher Untersuchungen (u.a. [6, 43, 100, 157, 172]), weswegen an dieser Stelle nicht näher darauf eingegangen werden soll.

Tabelle 11: Übersicht der Literaturquellen zum Kriech- bzw. Relaxationsverhalten von Aluminiumlegierungen

Quelle	Werkstoff	T (°C)	σ (MPa)	Kriechen		Relaxation			t (h)	ε <sub>kz</sub> ... ε <sub>krD</sub>	Bemerkungen
				Z	D	Z	D	D			
[87]	Hochreines Al	40,5	84 - 96	✓					< 6.750		
[20]	24S-T4	RT, 177 - 232	48 - 55	✓	✓				< 200	ε <sub>kz</sub> < ε <sub>krD</sub>	
[37]	<b>7075-T6</b>	177 - 260	34 - 338	(✓)	✓				< 26	ε <sub>kz</sub> > ε <sub>krD</sub>	Zugkriechdaten aus Literatur
[148]	2024-T4 1100-0	149 - 191	83 - 248	✓	✓				< 265	T1: ε <sub>kz</sub> > ε <sub>krD</sub> T2: ε <sub>kz</sub> ≈ ε <sub>krD</sub> T1 < T2	Unterschiede im Zug- und Druckkriechen nehmen mit zunehmender Temperatur ab
[72]	<b>7075-T6</b> 2024-T3	149 - 316	27,6 - 379	✓	✓				< 100	T1: ε <sub>kz</sub> > ε <sub>krD</sub> T2: ε <sub>kz</sub> ≈ ε <sub>krD</sub> T1 < T2	Im niedrigen Temperaturbereich zeigen sich höhere Zugkriechdehnungen; bei höheren Temperaturen sind diese in etwa gleich
[19]	Al 99,99 % Al 99,9 %	640	0 - 1	✓					k.A.		
[146]	2024-T81 X2020-T6 RR-58	121 - 177	35 - 414	✓					< 10.000		
[23]	Einkristal Aluminium 5N	65 - 80	6		(✓)						Kriechkurven aus [22]
[17]	99,99 % Al 99,9 % Al	640	1	✓					N/A		
[104]	BS 1472	150	230 - 270	✓					< 2.000		Norm: British Standard Specification
[107]	<b>7075</b>	210 - 290	49 - 123	✓					< 300		Q= 141 kJ mol <sup>-1</sup>
[84]	99,9%, 99,99% und 99,999% reines Al	20	36 - 41	✓					< 1.800		
[46]	99,99 % (grobkörnig und ultrafeinkörnig)	150 - 250	15 - 25	✓	✓				< 1.100		
[40]	2650-T8	150 - 175	150 - 325	✓	✓				< 6.500	ε <sub>kz</sub> > ε <sub>krD</sub>	

Tabelle 11 (Fortsetzung)

Quelle	Werkstoff	T (°C)	$\sigma$ (MPa)	Kriechen		Relaxation		t (h)	$\epsilon_{krZ} \dots \epsilon_{krD}$	Bemerkungen
				Z	D	Z	D			
[120]	5083-H111 6060-T66	200 - 340	20 - 150	✓				< 0,3		Q = 152 kJ/mol (5083-H111), Q = 195 kJ/mol (6060-T66)
[179]	2419-T851 2124-T851 8090-T8771 7010-T7351	100 - 190	130 - 525	✓				< 2.778		
[30]	M4032-2 332 332RR 333	220 - 260	31,5 - 73	✓				< 28		
[93]	5083-H116	300 - 400	50 - 90		✓			< 2		Q <sub>I</sub> = 28 kJ/mol (Primärkriechen), Q <sub>II</sub> = 123 kJ/mol (Sekundärkriechen)
[45]	Al-20wt%Si	150 - 250	60 - 100		✓			< 1000		Q = 205 kJ/mol
[127]	Reinaluminium 4N	250 - 500	1 - 20	✓				n.A.		Besondere Berücksichtigung des Messaufbaus (constant structure creep); Q = 168 kJ/mol
[182]	7055	120	190 - 358	✓		✓		< 20		
[1]	AA6082 (nano- particle strengthened)	400 - 530	6 - 20	✓				< 160		Q = 206 kJ/mol
[126]	AlSi7MgCu0,5 T6	140 - 250	45 - 230	✓				< 6.000		
[122]	Al 99,999 % Al 99,57 % Al 99,52 %	27 - 250	5 - 47	✓				< 112		Q = 30 kJ/mol
[91]	AA3003	200 - 300	25 - 70	✓				< 10.000		
[113]	7075-T651	100 - 140	200 - 260	✓				24		Neues Kriechgesetz ermittelt
[27]	AA5083 AA6061	210 - 350	5 - 50	✓				k.A.		Auch verschweißte Proben aus Werkstoffmix geprüft
[160]	A27A	300 - 500	50 - 120	✓				< 23.050		Hochtemperaturaluminium

Tabelle 11 (Fortsetzung)

Quelle	Werkstoff	T (°C)	$\sigma$ (MPa)	Kriechen		Relaxation		t (h)	$\epsilon_{krZ} \dots \epsilon_{krD}$	Bemerkungen
				Z	D	Z	D			
[167]	5083-H116 6061-T651	200 - 400	13 - 220	✓				< 2		
[2]	AA5083 AA6061	210 - 350	5 - 50	✓				< 1.850		Q = 80 kJ/mol bis 211 kJ/mol
[111]	AA2050 (T34, T84, WQ)	155	150 - 175	✓	✓			< 24	$\epsilon_{krZ} > \epsilon_{krD}$	
[112]	AA2050-T34	155	100 - 188	✓	✓			18	$\epsilon_{krZ} > \epsilon_{krD}$	
[114]	2219	80 - 185	130 - 170	✓				15		Q = 36,2 kJ/mol bis 96,2 kJ/mol (niedrige/hohe Temperatur)
[123]	AA6082-T5	100 - 150	300	✓				< 2		Kriechen bei Raumtemperatur nach Auslagerung für 4 bis 24 h
[143]	AA6082-T6	160	173 - 225			✓		12		Je nach Ausgangsspannung 19,4 bis 25,6 % Spannungsrelaxation
[170]	EN AW-6082 (T6)	150 - 200	57 - 170	✓				< 17		
[171]	EN AW-6082 (T6)	150 - 300	8 - 95	✓				< 8		
[108]	7075-T7451	165	250	✓				18		Wärmebehandlung 470 °C für 55 min vor Kriechversuch
[159]	6061-T6	300 - 400	65 - 98					< 20		Q = 165,39 kJ/mol bis 177,98 kJ/mol

Tabelle 12: Überblick der Veröffentlichungen zum VKRV von SV (Legende siehe Tabellenende)

Quelle	Zugehörige Veröffentlichungen	Werkstoff			Kriech-/Relaxationsversuch	Abgebrachter Relaxationsversuch	Temperatur	Variationsparameter							Messdauer (bis zu)	Analytischer Ansatz	Simulation
		Bauteil	Mutter	Schraube				Montagehöhe	Werkstoff bzw. Legierung	Einschraubtiefe	Klemmlänge	Außendurchmesser	Trennfugenanzahl	Oberflächenrauheit			
[34]		x	x	St	✓	x	✓	x	✓	x	x	x	x	x	1000 h	✓	✓
[65]		x	x	St	✓	x	x	x	x	x	x	x	x	x	1200 h	✓	x
[176]	[177]	St	St	St	✓	✓	✓	✓	✓	x	x	x	x	x	1000 h	x	x
[15]		St	St	St	✓	✓	✓	✓	✓	x	x	x	x	x	1000 h	(✓)	x
[124, 125]		St	St	St	x	✓	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	n.A.	✓	x
[168]		St	St	St	✓	✓	✓	x	✓	x	x	x	x	x	10.000 h	x	x
[118]		St	St	St	(✓)	✓	✓	x	✓	x	x	x	x	x	15.000 h	x	x
[181]		St	St	St	✓	✓	x	x	x	x	x	x	x	x	1000 h	✓	x
[140]	[141]	St	St	St	✓	✓	x	x	✓	x	x	x	x	x	13.000	x	✓
[57]		St	St	St	✓	✓	x	x	✓	x	x	x	x	x	4800 h	x	✓
[183]		St	St	St	✓	✓	x	✓	x	x	x	x	x	x	10.000 h	✓	x
[117]		(St)	(St)	(St)	✓	x	x	x	x	x	x	x	x	x	1200 h	(✓)	x
[4]		St	St	St	✓	✓	x	x	✓	x	✓	✓	✓	✓	1320 h	✓	x
[61]		Al, St	St	St	✓	✓	✓	✓	✓	x	✓	✓	✓	✓	300 h	x	x
[174]		Al	St	St	✓	✓	(✓)	x	x	x	x	x	x	x	100 h	✓	x
[24]		Al, Mg	Al, Mg, St	St	✓	✓	✓	✓	✓	x	x	x	x	x	100 h	✓	x
[139]		Mg	St	St	x	✓	✓	✓	✓	x	✓	✓	✓	✓	500 h	✓	x
[98]		Al	St	St	x	✓	✓	✓	✓	x	✓	✓	✓	✓	1600 h	✓	✓

Tabelle 12 (Fortsetzung)

Quelle	Zugehörige Veröffentlichungen	Werkstoff			Kriech-/Relaxationsversuch	Abgebrachter Relaxationsversuch	Variationsparameter								Messdauer (bis zu)	Analytischer Ansatz	Simulation
		Bauteil	Mutter	Schraube			Temperatur	Montagehöhe	Werkstoff bzw. Legierung	Einschraubtiefe	Klemmlänge	Außendurchmesser	Trennfugenanzahl	Oberflächenrauheit			
[161]		Mg	St	St	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	600 h	✓	x
[130]		Mg	Mg	St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	100 h	✓	x
[149]	[150]	Al, Mg	Al, Mg, St	Al, St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	1000 h	x	x	
[10]		Al, Mg, St	Al, Mg, St	Al	x	✓	x	x	x	x	x	x	x	1000 h	x	x	
[66]	[67, 68]	Mg, St	Mg, St	Al, St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	800 h	✓	(✓)	
[144]		Mg	Mg	Al, St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	500 h	x	x	
[164]		Al, Mg, St	St	St	x	(✓)	✓	✓	(✓)	✓	✓	✓	✓	<1 h	x	x	
[21]		Al	Al	St	✓	✓	x	x	x	x	x	x	x	750 h	x	✓	
[86]		Al	Al	St	x	✓	x	x	x	x	x	x	x	168 h	✓	x	
[75]	[76, 77, 109, 110]	Al, Mg	Al, Mg	Al, St	x	✓	x	x	x	x	x	x	x	150 h	(✓)	x	
[156]	[155]	Al	St	St	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	12 500	✓	✓	
[35]		St	Al	St	(✓)	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	463 h	x	✓	
[58]	[59]	Mg	Mg	Al	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	90 h	x	✓	
[8]		Mg	St	St	✓	✓	x	x	x	x	x	x	x	350 h	✓	x	
[41]	[42]	Al, St	St	Al, St	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	60 h	✓	x	
[166]		Mg	St	Al, St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	100 h	x	x	
[81]		Al, CFK, Mg	St	St	x	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	500 h	✓	x	

Tabelle 12 (Fortsetzung)

Quelle	Zugehörige Veröffentlichungen	Werkstoff			Kriech-/Relaxationsversuch	Abgebrochener Relaxationsversuch	Variationsparameter								Messdauer (bis zu)	Analytischer Ansatz	Simulation	
		Bauteil	Mutter	Schraube			Temperatur	Montagehöhe	Werkstoff bzw. Legierung	Einschraubtiefe	Klemmlänge	Außendurchmesser	Trennfugenanzahl	Oberflächenrauheit				
[133]		Zn	Zn	St	x	✓	✓	x	✓	✓	✓	x	x	✓	x	150 h	x	x
[128]		Zn	Zn	St	x	✓	✓	x	✓	✓	✓	x	x	x	x	150 h	x	x
[153]		Cu	St	St	x	x	✓	✓	✓	✓	✓	x	x	x	x	20.000 h	x	x
[154]		Cu, Cu+Al	St	St	✓	✓	✓	x	✓	✓	✓	x	x	x	x	28.000 h	x	✓
[69]		St	Ni	Ni	✓	✓	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)	x	x	x	x	3000 h	x	✓

**Legende**

- ✓ Untersucht/Umgesetzt
- (✓) Eingeschränkte Untersuchung/Umsetzung
- x Nicht untersucht
- Nicht verwendet

**Farbmarkierung**

- Relaxationsversuch an Schraube (gelb)
- Vorspannkraftrelaxation bei Einsatz von Stahlwerkstoffen (blau)
- Vorspannkraftrelaxation bei Einsatz von Leichtbauwerkstoffen (grün)
- Vorspannkraftrelaxation bei Einsatz von sonstigen Werkstoffen (rot)

Der Schädigungsmechanismus der Vorspannkraftrelaxation von Schraubenverbindungen führt zu einer Reduktion der Restvorspannkraft im Betrieb und damit im schlimmsten Fall zu einem vollständigen Funktionsverlust der Verbindung. Dabei nimmt die Gefahr der Vorspannkraftrelaxation bei Einsatz temperatursensitiver Leichtbaumaterialien wie Aluminium in Klemm- und Muttergewindekörpern – insbesondere in Verbindung mit hoch ausgenutzten Stahlschrauben – stark zu. Derzeit gibt es weder eine Möglichkeit zur Abschätzung des zu erwartenden Vorspannkraftverlusts noch Gestaltungshinweise zur Minimierung der Vorspannkraftrelaxation.

In dieser Arbeit werden daher praxisrelevante Einflussfaktoren auf das Vorspannkraftrelaxationsverhalten von Leichtbauschraubenverbindungen systematisch untersucht. Gegenstand der experimentellen Reihenuntersuchungen sind die Einflussfaktoren Temperatur, Montagevorspannkraft, Klemmlänge, Außendurchmesser, Einschraubtiefe, Kontaktstellenrauheit sowie Werkstoffwahl von Schraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil. Erstmals wird dabei die Bauteilstauchung mithilfe eines in dieser Arbeit entwickelten, optisch-mechanischen Verfahrens betrachtet, um die Vorspannkraftrelaxationsbeiträge von Schraube, Klemmteil und Muttergewindebauteil ermitteln zu können. Aus den gewonnenen Erkenntnissen werden Handlungsempfehlungen zur Auslegung abgeleitet, die eine einfache und praxisrelevante Optimierung von temperaturbelasteten Schraubenverbindungen im Leichtbau ermöglichen.