

Charakterisierung und Simulation des Verformungsverhaltens von Kunststoffrollen aus POM und PEEK

Diplomarbeit

von

Berer Michael

erstellt an der

Polymer Competence Center Leoben GmbH

und am

**Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe
der Montanuniversität Leoben**



Betreuung: Dipl.-Ing. Dr. Zoltan Major

Begutachtung: O.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Reinhold W. Lang

Leoben, März 2007

DANKSAGUNG

Die Erstellung dieser Diplomarbeit wurde durch mehrere Personen unterstützt, denen mein Dank gilt.

Dipl.-Ing. Dr. Zoltan Major sorgte als Betreuer und Projektleiter für eine globale, allgemeine Hilfestellung bei praktischen und organisatorischen Problemen sowie für die Korrektur der Arbeit.

Weiters danke ich Dipl.-Ing. Michael Jerabek für die Hilfe bei der Durchführung von praktischen Versuchen und für die große Unterstützung bei technischen und theoretischen Problemen. Dipl.-Ing. Dr. Robin Steinberger hat zur Erstellung und Realisierung des Versuchskonzeptes einen wesentlichen Beitrag geleistet.

Dipl.-Ing. Hannes Müller und Dipl.-Ing. Dr. Christian Feichter sei an dieser Stelle für die Hilfe bei der praktischen Umsetzung von Messungen gedankt.

Ich danke dem Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe für die Möglichkeit der Benutzung der notwendigen Prüfmaschinen und sonstigen Arbeitsmittel.

Herrn O. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Reinhold W. Lang sei für die Begutachtung der Diplomarbeit gedankt.

Die vorliegende Diplomarbeit wurde im Rahmen des Non-K_{plus}-Projekts „Charakterisierung von Kunststoffrollen in Walzkontakt“ (Projekt-Nr.: NKP.05.045) an der Polymer Competence Center Leoben GmbH unter Beteiligung der Montanuniversität Leoben (Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe) erstellt. Die Arbeit wurde im Auftrag der Firma Julius Blum GmbH durchgeführt.

KURZFASSUNG

In der Anwendung von Kunststoffrollen als Wälzkörper führt die Zeitabhängigkeit der Verformung zu einer negativen Beeinflussung der Laufruhe nach längerer statischer Belastung. Erfahrungen aus der Praxis zeigen, dass Rollen aus Polyoxymethylen (POM) nach längerer statischer Belastung eine geringe Laufruhe aufweisen, während das bei Rollen aus Polyetheretherketon (PEEK) nicht der Fall ist. Ziel der Diplomarbeit war es, das Verformungsverhalten der Rollen aus POM und PEEK zu charakterisieren und den Grund für das unterschiedliche Verhalten festzustellen.

Zu diesem Zweck wurden Untersuchungen im statischen, dynamischen und kombinierten Belastungsbereich der Rollen durchgeführt. Dadurch sollten die Unterschiede im Kurzzeit- und Langzeitverhalten der beiden Materialien aufgedeckt und Rückschlüsse auf die Ursachen ermöglicht werden.

Die Untersuchungen erfolgten durch den Einsatz verschiedener experimenteller Techniken und durch Nachsimulation der Experimente mit dem FEM-Programm ABAQUS. Die viskoelastischen Materialgesetze für die Simulation wurden aus Kriechversuchen gewonnen. Die Experimente wurden bestmöglich an die Gegebenheiten beim praktischen Einsatz der Rollen angepasst. Die statischen Messungen wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Dabei wurde die Rolle zwischen zwei Druckplatten über längere Zeit bzw. monoton belastet. Die dynamischen und kombinierten Versuche wurden auf einem Tribometer realisiert, mit dem sowohl eine statische Belastung der Rolle zwischen zwei ebenen Laufflächen als auch die Nachahmung des Abrollvorgangs über eine kurze Wegstrecke möglich war. Neben den konventionellen Messungen wurden zusätzlich „Full Field Strain Analysis“ - Untersuchungen an den Rollen durchgeführt um detaillierte Informationen bezüglich der Zeitabhängigkeit der Spannungsverteilung in den Rollen zu erhalten.

Die Ergebnisse untermauerten das bereits aus dem praktischen Einsatz bekannte unterschiedliche Verhalten von POM und PEEK. Die Simulationen mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen zeigten für POM gute Übereinstimmung mit den Experimenten. Im Gegensatz dazu wiesen die Simulationen für PEEK eine Abweichung von den experimentell erhaltenen

Ergebnissen auf. Auch aus den „Full Field Strain Analysis“ - Ergebnissen der rollenden Rollen ergab sich besonders in den äußeren Schichten ein unerwartetes, zeitabhängiges Verformungsverhalten für PEEK.

Eine Möglichkeit die Vergleichbarkeit zwischen Experimenten und Simulationen für PEEK zu verbessern, ist die einer Steigerung der Genauigkeit der Kriechversuche, um dadurch detailliertere Materialgesetze zu erhalten. Weiters kann das Materialgesetz auch in einer iterativen Schleife von Simulationen verbessert werden. Eine andere Methode ist die Anwendung von alternativen Materialmodellen, welche das zeitabhängige Verformungsverhalten von PEEK und die dabei auftretenden Effekte besser widerspiegeln.

ABSTRACT

In the application of polymer rolls as rolling elements the time dependent deformation behaviour leads to a negative influence on the running smoothness after a long static load. While rolls made of Polyoxymethylen (POM) reveal a rather little running smoothness after a long static load, rolls out of Polyetheretherketon (PEEK) do not. The objective of this diploma thesis was to characterise the complex time dependent deformation behaviour of POM and PEEK rolls and to determine possible reasons for the different behaviour. For this purpose, static, dynamic and combined tests were performed. Thus the differences both in the short-time and the long-time behaviour between both materials were shown and conclusions were drawn.

The investigation was done applying different experimental techniques, and the simulation of these experiments was performed using the FEM-Program ABAQUS. The viscoelastic material laws needed for the simulations were obtained by creep tests. The experimental conditions were best fitted to the conditions of the practical application of the rolls. The static measurements were done by a servo-hydraulic testing machine, where the roll was monotonically or statically loaded between two pressure plates. The dynamic and combined experiments were run on a tribometer. Using this tribometer it was possible to load the rolls static between two flat bearing surfaces as well as to imitate the rolling process over a short distance. To get detailed information about the time dependence of the strain distribution in the rolls, in addition to the conventional force and displacement measurements, a Full Field Strain Analysis method was also applied.

All results confirmed the difference between the behaviour of POM and PEEK observed in the service. The results of the simulations with the material laws determined by creep tests agreed with the experimental results in the case of POM. In contrast, the results of the numerical simulations of PEEK did not adequately reflect the experimental results. Moreover, the Full Field Strain Analysis of the rolling rolls has shown an unexpected time dependent deformation behaviour for PEEK, especially at the contact layer.

A possible solution to improve the comparability of the experimental and the simulation results for PEEK is to increase the accuracy of the creep test to obtain

a more detailed material law. Another possibility is to fit the material law inside an iterative loop of simulations. Furthermore, the time dependent deformation behaviour of PEEK can be described by alternative material models which reflect the appearing effects more adequately.

INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG UND ZIELSETZUNG	1
2	GRUNDLAGEN	3
2.1	Materialien	3
2.1.1	Polyoxymethylen (POM)	3
2.1.2	Polyetheretherketon (PEEK)	7
2.2	Zeitabhängiges Materialverhalten	12
2.3	Kontakt zwischen zylindrischer Rolle und ebener Fläche	21
3	EXPERIMENTELLES	27
3.1	Werkstoffe	27
3.2	Prüfkörper	28
3.3	Vorversuche an Prüfkörpern zur Bestimmung von Werkstoffparametern	29
3.4	Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche)	30
3.5	Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)	33
3.5.1	Statische und monotone Messungen	33
3.5.2	Abrollmessungen	34
4	SIMULATION	39
4.1	Allgemeines	39
4.2	Vorsimulation von Bauteiluntersuchungen	44
4.3	Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)	46
4.3.1	Simulation der statischen und monotonen Messungen	46
4.3.2	Simulation der Abrollmessungen	47
5	ERGEBNISSE UND DISKUSSION	49
5.1	Vorversuche und Vorsimulation	49
5.2	Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche)	56
5.3	Untersuchungen und Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)	62
5.3.1	Statische und monotone Messungen und Simulationen	62

5.3.2	Abrollmessungen und Simulation der Abrollmessungen	68
6	SCHLUSSFOLGERUNGEN UND AUSBLICK	96
7	LITERATUR	98
8	ANHANG	100
8.1	Anhang zu Vorversuche und Vorsimulation (Abschnitt 5.1)	100
8.2	Anhang zu Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche) (Abschnitt 5.2)	102
8.3	Anhang zu Untersuchungen und Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen) (Abschnitt 5.3)	108
8.3.1	Anhang zu statische und monotone Messungen und Simulationen (Abschnitt 5.3.1)	108
8.3.2	Anhang zu Abrollmessungen und Simulation der Abrollmessungen (Abschnitt 5.3.2)	112

1 EINLEITUNG UND ZIELSETZUNG

Hochbelastete Kunststoffbauteile weisen bei Raumtemperatur stets eine nicht vernachlässigbare Zeitabhängigkeit der Verformung auf. Metall und Keramikbauteile zeigen dieses Verhalten bei Raumtemperatur nicht. In der Anwendung von Kunststoffrollen als Wälzkörper führt dies zu einer negativen Beeinflussung der Laufruhe nach längerer statischer Belastung, allerdings werden durch die größere Dämpfung infolge der Zeitabhängigkeit die Laufgeräusche stark verringert. Die Größe der einzelnen Effekte hängt sehr stark vom betrachteten Material ab. Erfahrungen aus der Praxis zeigen, dass Rollen aus Polyoxymethylen (POM) nach längerer statischer Belastung eine geringe Laufruhe aufweisen, während das bei Rollen aus Polyetheretherketon (PEEK) nicht der Fall ist.

Ziel der Diplomarbeit war es, das Verformungsverhalten von Kunststoffrollen aus POM und PEEK bei statischer, dynamischer und kombinierter Belastung zu charakterisieren und die Hauptmaterialparameter, welche dieses Verformungsverhalten am wesentlichsten beeinflussen und zu den in der Praxis beobachteten Unterschieden führen, zu identifizieren. Das Anwendungsgebiet der untersuchten Kunststoffrollen ist der Einsatz als Abrollkörper in Schienen für hochbelastete Schubladen. Trotz längerer, intensiver Literaturrecherche wurde kaum für diese Arbeit relevante Literatur gefunden. Lediglich [Struck, 1993] führt ähnliche, statische Untersuchungen an POM Rollen aus. Die der Diplomarbeit zugrunde liegende Methodik, um das angestrebte Ziel zu erreichen, ist in Abb. 1.1 dargestellt. Die Charakterisierung erfolgte durch Bauteilprüfungen an den Rollen und durch Simulationsmodelle.

Vor Beginn der eigentlichen Tätigkeiten wurden Voruntersuchungen an POM durchgeführt um erste Abschätzungen von praktisch relevanten Spannungen zu ermöglichen. Diese Abschätzungen dienten der Vorbereitung und Planung der nachfolgenden Zugkriechversuche. Es wurden Zug-, Druck- und Kriechprüfungen sowie Vorsimulationen durchgeführt.

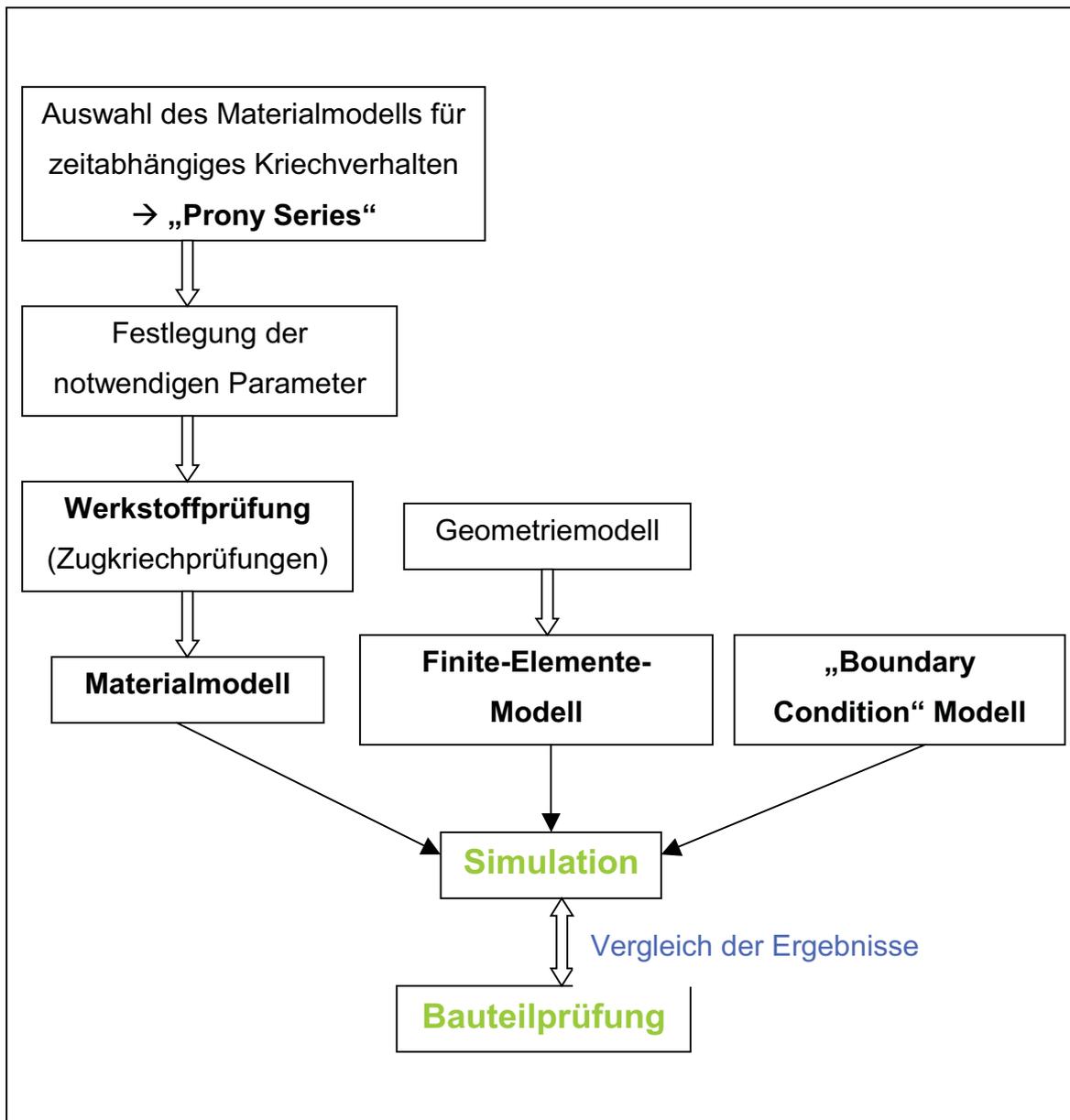


Abb. 1.1: Methodischer Aufbau der Diplomarbeit.

Anschließend wurden Zugkriechprüfungen der beiden Materialien POM und PEEK ausgeführt. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden Kriechgesetze ermittelt, welche in weiterer Folge als Materialgesetze für die unterschiedlichen Simulationsmodelle dienen.

Zur Charakterisierung des Verformungsverhaltens im statischen Belastungsfall wurden die Rollen Prüfungen unterzogen, bei denen die Last monoton erhöht wurde, bzw. bei denen die Rollen mit einer bestimmten konstanten Last über längere Zeit belastet wurden.

Um die Verformung bei dynamischer Belastung möglichst realistisch beschreiben zu können, wurde die Bauteilprüfung weitestgehend an die Realität angelehnt. Die Rollen wurden zunächst mit einer definierten Last belastet und in weiterer Folge wirkte diese Last konstant über einen bestimmten Zeitraum auf die Rolle ein. Danach erfolgte ein Abrollen, wobei die Belastung aufrecht blieb.

Für beide Belastungsfälle wurde versucht sämtliche Prüfungen durch Simulation nachzuahmen. Die Materialgesetze hierfür stammten wie bereits erwähnt aus den Zugkriechprüfungen. Für alle Simulationsmodelle erfolgte die Umsetzung in strenger Anlehnung an die vorgegebenen Prüfverfahren und –aufbauten. Verallgemeinernde Vereinfachungen wurden dabei nach Möglichkeit vermieden, was einen durchaus hohen Rechenaufwand für die Umsetzung der Simulationen zur Folge hatte.

Der Vergleich zwischen Simulation und Bauteilprüfung erfolgte zum Einen über die aufgezeichneten Kraft-Verformungsdiagramme bzw. Zeit-Verformungsdiagramme und zum Anderen durch Ergebnisse des optischen Dehnungsmesssystems „ARAMIS“ [Fa. GOM; Braunschweig, D].

2 GRUNDLAGEN

2.1 Materialien

2.1.1 Polyoxymethylen (POM)

Die Herstellung erfolgt durch Polymerisation bzw. Copolymerisation von Formaldehyd. Der schematische, chemische Aufbau ist aus Abb. 2.1 ersichtlich.

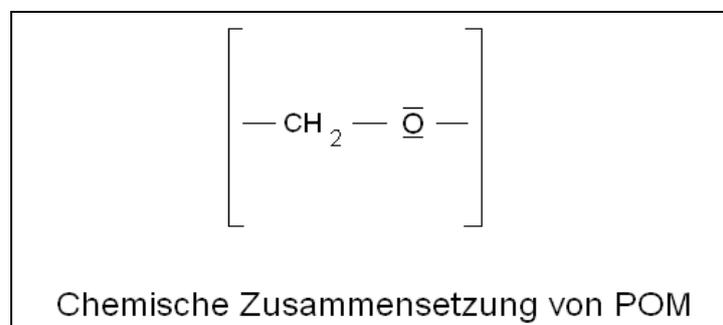


Abb. 2.1: Prinzipieller chemischer Aufbau von POM [Oberbach, 2001].

Die folgenden Aussagen stammen aus [Oberbach, 2001]. POM ist ein teilkristalliner, thermoplastischer Kunststoff mit einem Kristallinitätsgrad von 70 – 80 %. Die molare Masse von POM liegt im Bereich von 30000 – 60000 g/mol. Die Glasübergangstemperatur liegt bei etwa -80 °C und die Schmelztemperatur bei etwa 180 °C je nach Hersteller und Typ. In Abb. 2.2 werden beispielhaft Verläufe für Modulwerte und den mechanischen Verlustfaktor in Abhängigkeit von der Temperatur vorgestellt. POM besitzt bereits im unverstärkten Zustand eine hohe Steifigkeit und Festigkeit. Die Zugmodulwerte liegen bei Raumtemperatur im Bereich von 3000 MPa, die Streckspannungen im Zugversuch im Bereich von 70 MPa. Die Abb. 2.3 zeigt Spannungs-Dehnungsdiagramme aus dem Zugversuch bei verschiedenen Temperaturen. In Abb. 2.4 sind Kriechkurven von POM bei Raumtemperatur dargestellt und in Abb. 2.5 Kriechmodulverläufe von POM bei verschiedenen Temperaturen. Weiters zeichnet sich POM durch eine hohe Dimensionsstabilität aus. Der Werkstoff versprödet erst unterhalb von -40 °C . Die Kerbschlagzähigkeit von POM in Abhängigkeit von der Temperatur ist in Abb. 2.6 gezeigt. Das Material ist kurzzeitig bis etwa 150 °C und langfristig bis etwa 110 °C einsetzbar. POM besitzt eine hohe Oberflächenhärte und weist niedrige Reibwerte

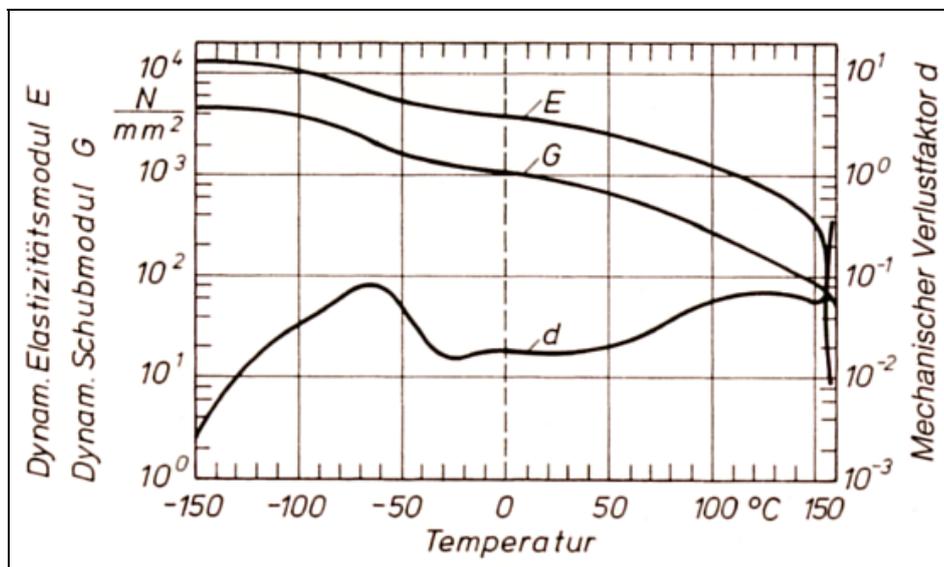


Abb. 2.2: Verlauf von E-Modul, Schubmodul und mechanischem Verlustfaktor in Abhängigkeit von der Temperatur für POM (Hostaform C 9021) [Domininghaus, 2005].

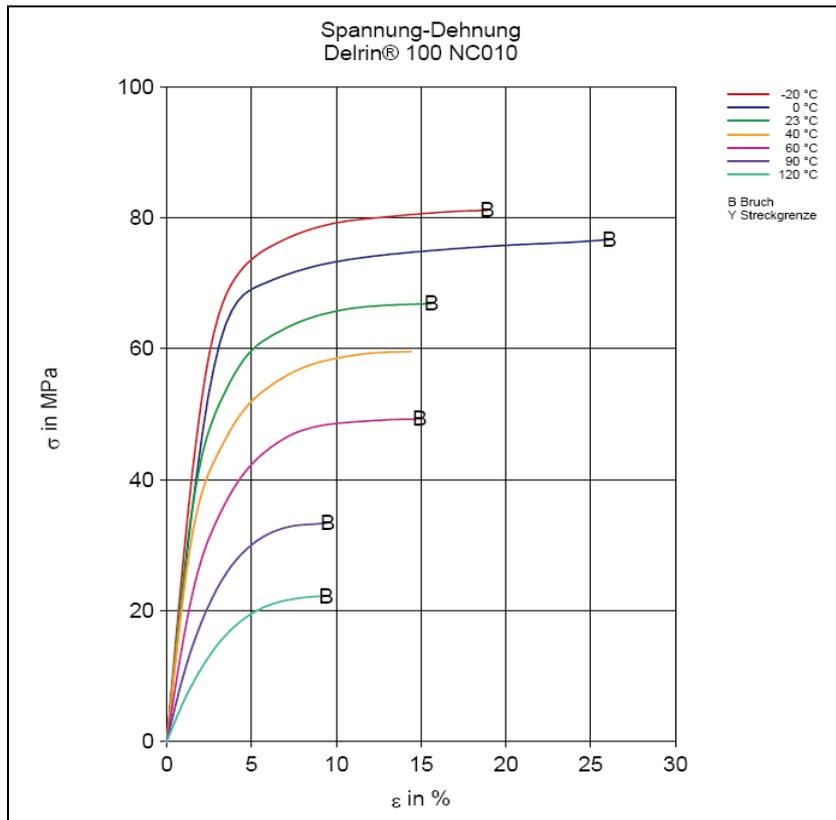


Abb. 2.3: Spannungs-Dehnungsdiagramme von POM aus Zugversuchen bei verschiedenen Temperaturen [<http://www.dupont.com>].

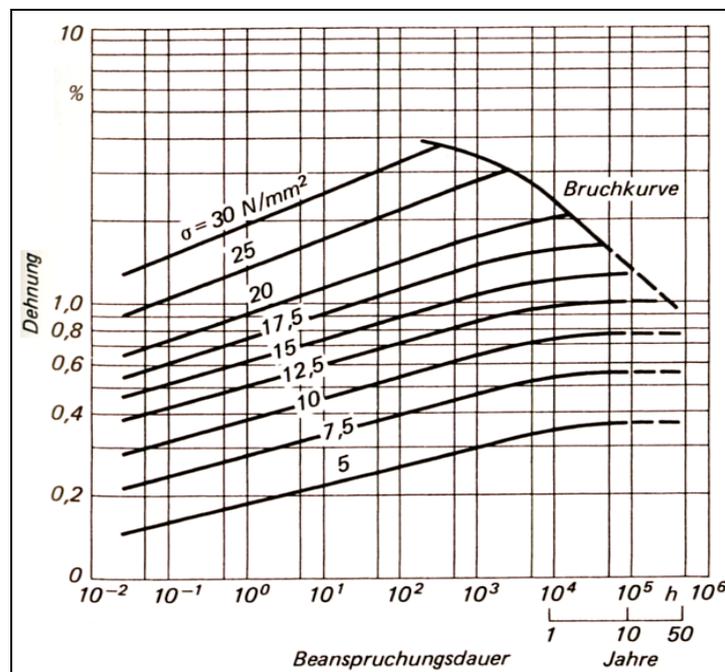


Abb. 2.4: Kriechkurven von POM (Hostaform C 9021) bei 20 °C und unterschiedlichen Spannungen [Domininghaus, 2005].

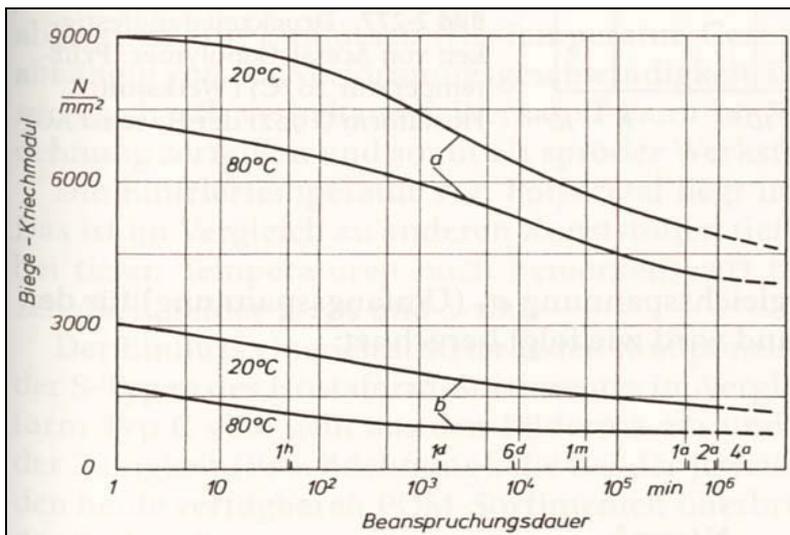


Abb. 2.5: Zeitliche Biege-Kriechmodulverläufe von POM (Hostaform C 9021) bei zwei verschiedenen Temperaturen; (a) mit 26 % Glasfasern, (b) unverstärkt [Domininghaus, 2005].

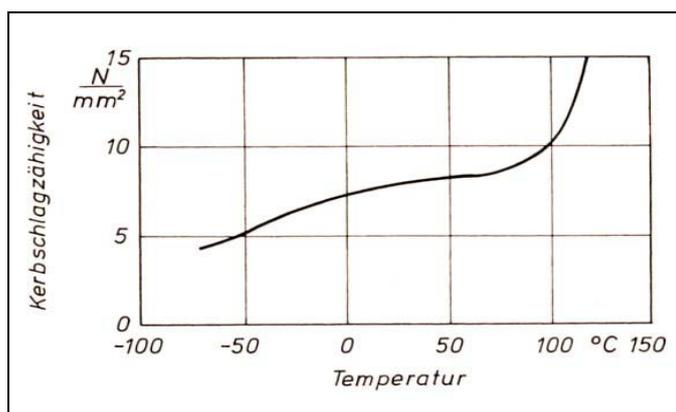


Abb. 2.6: Darstellung der Kerbschlagzähigkeit von POM (Hostaform C 9021) über der Temperatur [Domininghaus, 2005].

auf, wodurch es ein gutes Gleit- und Verschleißverhalten aufweist. Das Gleit- und Verschleißverhalten von POM ist in Abb. 2.7 mit dem anderer Kunststoffe bei unterschiedlicher Oberflächenrauheit verglichen. POM ist wenig beständig gegen starke Säuren und gegen Oxidationsmitteln. POM ist unlöslich und kaum quellbar in sämtlichen organischen Lösungsmitteln. Der reine Werkstoff ist nicht beständig gegen UV-Strahlen, weshalb eine UV-Stabilisierung notwendig ist. POM ist physiologisch unbedenklich und deshalb für den Gebrauch mit Lebensmitteln geeignet [Oberbach, 2001].

POM ist nach den gängigen Verarbeitungsverfahren für Thermoplaste verarbeitbar. Zur Erhöhung der Steifigkeit und Festigkeit wird POM häufig mit Glasfasern (10 – 40 %) oder anderen mineralischen Füllstoffen gefüllt. Durch Blends mit PUR-Elastomeren kann man die Zähigkeit des Werkstoffes steigern. Der Einsatz von POM erfolgt vorwiegend als technischer Kunststoff im Maschinenbau, wobei seine Resistenz gegen heißes Wasser und die gängigen Kraftstoffe besondere Anwendungen ermöglicht. Weiters ist die Anwendung in Skibindungen erwähnenswert [Oberbach, 2001].

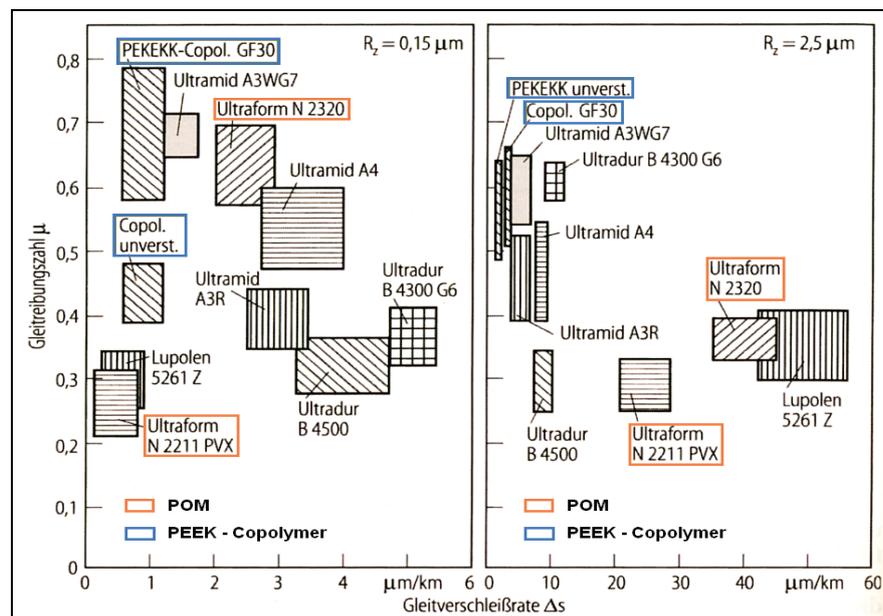


Abb. 2.7: Gleitreibungs- und Gleitverschleißverhalten mehrerer Kunststoffe bei unterschiedlicher Oberflächenrauheit [Dominghaus, 2005].

2.1.2 Polyetheretherketon (PEEK)

PEEK gehört zu der Kunststoffgruppe der Polyaryletherketone (kurz PAEK). In Abb. 2.8 ist der chemische Aufbau von PEEK dargestellt. Die einzelnen Vertreter der PAEK-Gruppe unterscheiden sich untereinander durch die verschiedenen Anordnungen und die unterschiedlichen Verhältnisse von Ether- und Ketongruppen. Diese Kunststoffe weisen eine hohe Dauergebrauchstemperatur auf und zählen daher zu den Hochtemperaturkunststoffen. Weiters ist diese Kunststoffklasse teilkristallin und lässt sich durch gängige Verfahren wie Spritzgießen und Extrudieren verarbeiten. PAEK weisen außerdem sehr gute mechanische Eigenschaften auf. Sie sind in einem weiten Temperaturbereich hart

und steif und besitzen eine hohe Schlagzähigkeit und Dauerschwingfestigkeit. Allerdings sind die PAEK in unverstärkter Form kerbempfindlich [Oberbach, 2001]. Diese Kunststoffklasse ist chemisch äußerst resistent. Gegen oxidierende Säuren sind diese Kunststoffe allerdings nur bedingt resistent. Das einzige bekannte Lösungsmittel für PAEK ist konzentrierte Schwefelsäure. Die UV-Stabilität dieser Kunststoffe ist gering, dafür weisen sie jedoch ein sehr gutes Brandverhalten auf. Die Dauergebrauchstemperaturen für diese Kunststoffe liegen bei etwa 250 °C. Weitere Vorteile dieser Kunststoffgruppe sind der geringe Gleitreibungskoeffizient sowie die hohe Verschleißfestigkeit, welche in Abb. 2.7 für PEKEEK in unverstärkter und in mit 30 % Glasfasern verstärkter Form präsentiert sind [Oberbach, 2001].

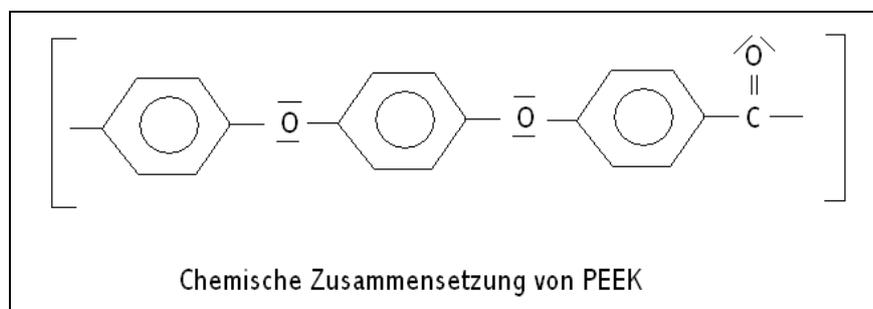


Abb. 2.8: Prinzipieller chemischer Aufbau von PEEK [Oberbach, 2001].

Häufig werden zur Erhöhung von Steifigkeit und Festigkeit Glas- oder Kohlenstofffasern beigemischt bzw. zur Verbesserung der Gleiteigenschaften PTFE oder Graphit. Eingesetzt werden diese Kunststoffe vor allem unter Ausnutzung ihrer guten chemischen und thermischen Beständigkeit sowie ihres guten Brandverhaltens [Oberbach, 2001].

PEEK weist einen Ketongruppenanteil von 33 % auf. Die Glasübergangstemperatur liegt bei 143 °C, die Schmelztemperatur bei 343 °C. In Abb. 2.9 sind Biegemodulverläufe verschiedener PEEK Typen in Abhängigkeit von der Temperatur visualisiert. Aus Abb. 2.10 erkennt man beispielhaft den Verlauf des mechanischen Dämpfungsfaktors über der Temperatur für PEEK. Der Elastizitätsmodul von PEEK beträgt (bei 23 °C) 3500 MPa. Während die Streckgrenze bei 23 °C einen Wert von etwa 100 MPa aufweist, liegt sie bei 130 °C nur mehr bei ungefähr 50 MPa. Die Abb. 2.11 zeigt für PEKEEK (Copolymer

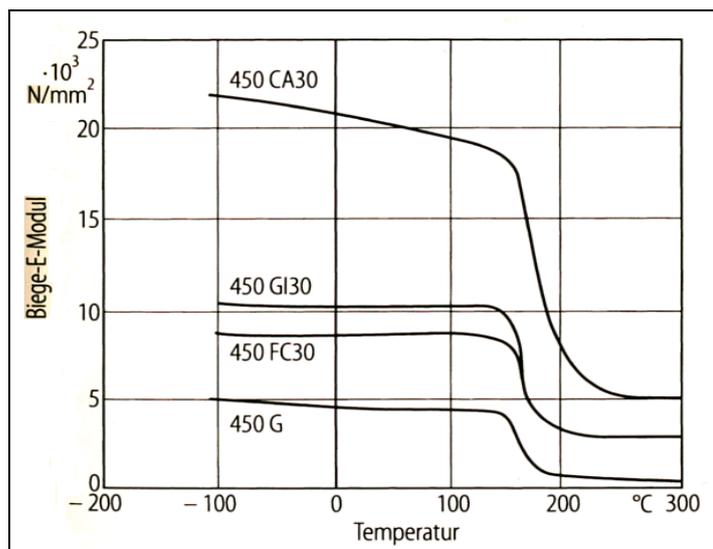


Abb. 2.9: Biegemodulverläufe von unterschiedlichen, verstärkten und unverstärkten Victrex PEEK Typen in Abhängigkeit von der Temperatur [Domininghaus, 2005].

von PEEK und PEK) Spannungs-Dehnungsdiagramme aus Zugversuchen bei unterschiedlichen Temperaturen. Die Wärmeformbeständigkeitstemperatur beträgt, gemessen nach der HDT/A-Methode, etwa 150 °C. Die Dauergebrauchstemperatur von PEEK beträgt 260 °C. PEEK weist wie alle Kunststoffe ein viskoelastisches Materialverhalten auf. Dies bedeutet, dass die Antwort des Materials auf eine äußere Beanspruchung zeitabhängig ist, was in Abb. 2.12 durch die Darstellung von Kriechkurven von PEEK verdeutlicht wird. Das temperaturabhängige Impactverhalten von PEEK im Fallbolzenversuch ist in Abb. 2.13 für unverstärkte und verstärkte Typen beispielhaft dargestellt [Oberbach, 2001].

PEEK wird wie alle PAEK unter Ausnutzung der guten mechanischen, thermischen und chemischen Eigenschaften sowie des guten Brandverhaltens eingesetzt. Als Anwendungsbeispiele seien verschiedene Spritzgussteile für die Automobil-, Luftfahrt- und Elektroindustrie erwähnt. Weiters wird PEEK für Kabelisolierungen, Folien, Fasern usw. in hoch beanspruchten Bereichen eingesetzt. Neben den allgemeinen Anwendungen der PAEK wird hochreines PEEK weiters für Implantate verwendet. PEEK-Prepregs mit verschiedenen Fasertypen stehen im Wettbewerb mit den herkömmlichen Prepregs aus Duromerharzen [<http://www.victrex.com/de>; Oberbach, 2001].

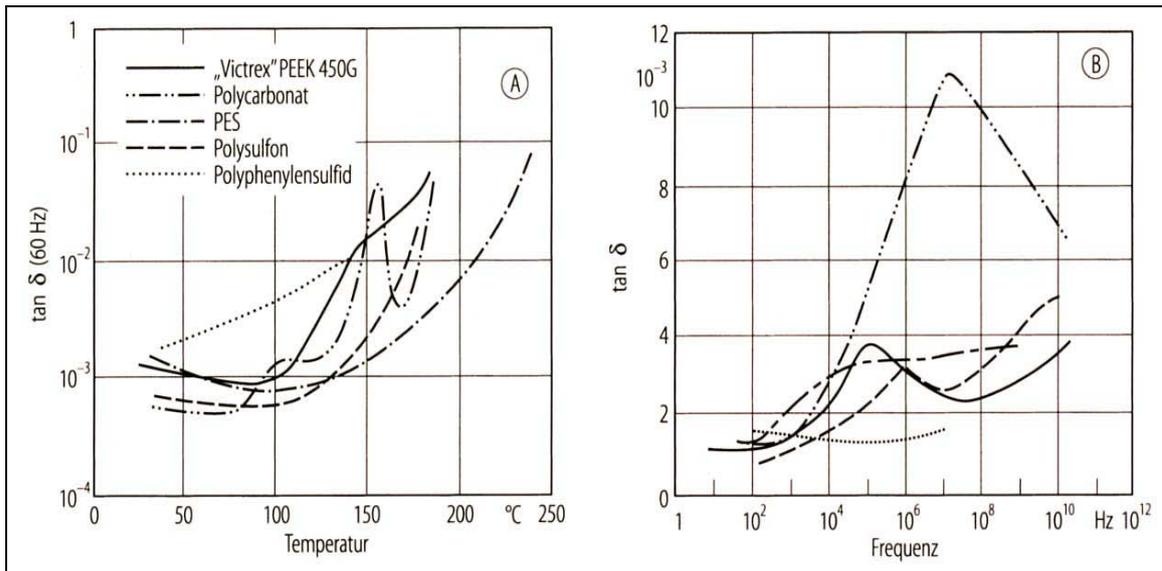


Abb. 2.10: Darstellung des mechanischen Dämpfungsfaktors von PEEK und anderen Kunststoffen über der Temperatur bzw. über der Frequenz [Domínguez, 2005].

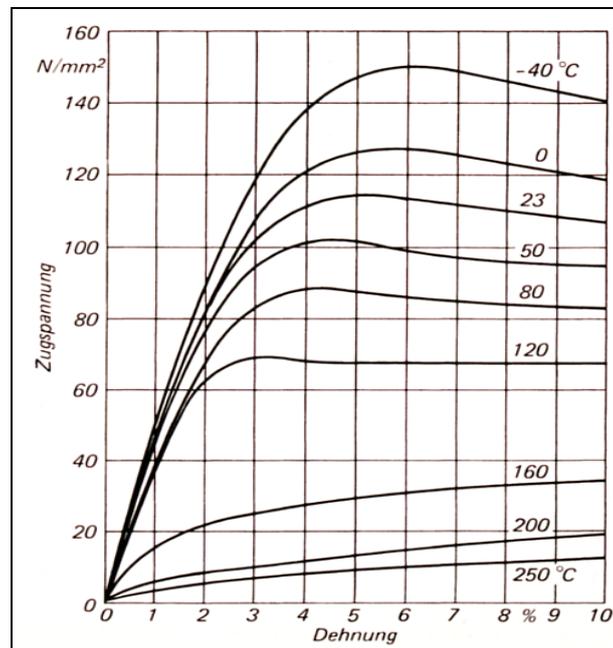


Abb. 2.11: Spannungs-Dehnungsdiagramme von PEKEEK (Ultraprek) aus Zugversuchen bei unterschiedlicher Temperatur [Domínguez, 2005].

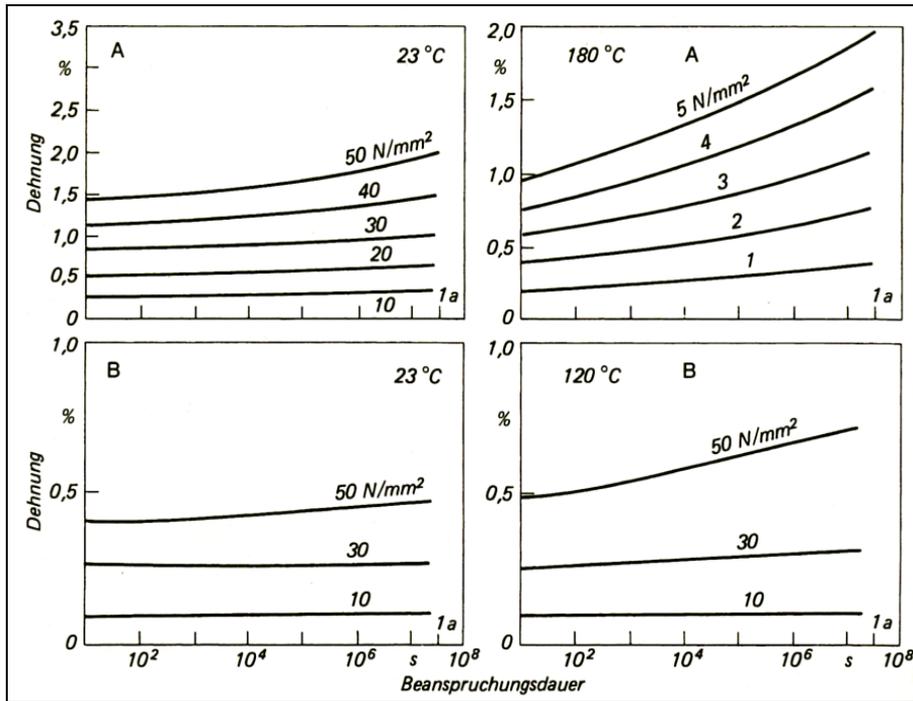


Abb. 2.12: Kriechkurven von unverstärktem und mit Glasfasern verstärktem PEEK bei unterschiedlichen Belastungen und Temperaturen; (A) Victrix PEEK 450 G, (B) Victrix PEEK 450 GL 30 [Domininghaus, 2005].

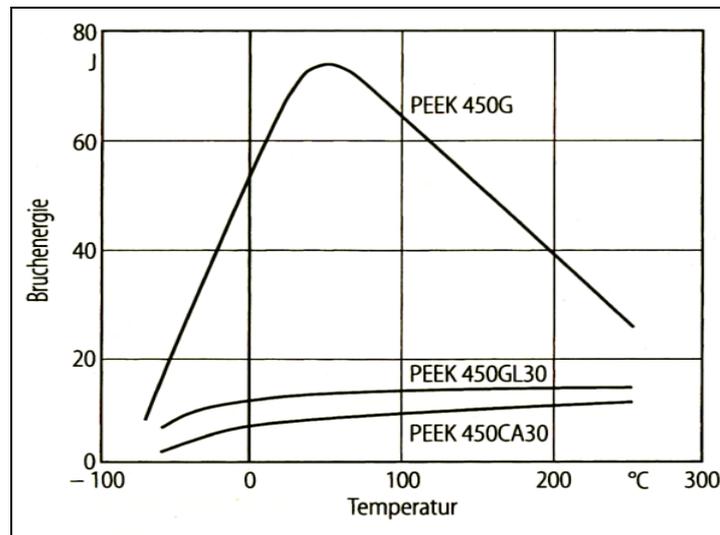


Abb. 2.13: Darstellung der aus Fallbolzentests ermittelten Bruchenergie von unverstärkten und verstärkten Victrix PEEK Typen in Abhängigkeit von der Temperatur [Domininghaus, 2005].

2.2 Zeitabhängiges Materialverhalten

Wird ein Werkstoff durch eine äußere Last in Form einer Kraft oder einer Deformation beansprucht, gibt er eine entsprechende Antwort in Form einer Deformation oder einer Kraft zurück. Für praktisch alle Werkstoffe ist die entsprechende Antwort des Materials abhängig von der verstrichenen Zeit seit der Belastung. Bei vielen Materialien wie z.B. Stahl oder Keramikwerkstoffe ist diese Zeitabhängigkeit bei Raumtemperatur nur in sehr geringem, vernachlässigbaren Ausmaß vorhanden. Andere Materialien z.B. Kunststoffe und Biomaterialien weisen eine ausgeprägte Zeitabhängigkeit bei Raumtemperatur auf. Man spricht in diesem Fall von „viskoelastischen“ Werkstoffen. Diese zeitabhängige Materialantwort kann sowohl reversible als auch irreversible Anteile beinhalten. Im Allgemeinen kann man viskoelastische Materialien als Kombination von rein elastischen und rein viskosen Materialien verstehen [Ferry, 1980; Tschoegl, 1989].

Bei Kunststoffen im Allgemeinen ist die Zeitabhängigkeit des Materialverhaltens (Viskoelastizität) besonders stark ausgeprägt. Sie hängt jedoch stark davon ab, welcher Kunststoff im Speziellen und bei welcher Temperatur und auch Belastungshöhe (bei größeren Belastungen) dieser betrachtet wird. Die Gründe für das Auftreten der Viskoelastizität bei Kunststoffen sind im molekularen Aufbau zu suchen. Die langen, ineinander verworrenen Molekülketten können beim Auftreten einer äußeren Belastung, und der sich daraus ergebenden, neuen Gleichgewichtslage, nicht sofort auf die neue Situation reagieren, da im Normalfall ein Großteil der theoretisch möglichen, thermischen Bewegungen eines Makromoleküls eingefroren und nur ein geringer Bruchteil des Moleküls frei beweglich ist. Sie benötigen daher eine gewisse Zeit um ihre neuen Positionen durch Entschlafung und Entwirrung einnehmen zu können [Ferry, 1980].

Die Charakterisierung der Zeitabhängigkeit von Kunststoffen erfolgt durch die Bestimmung der zeitlichen Verläufe von verschiedenen viskoelastischen Größen (z.B. Schubmodul). In Abb. 2.14 und Abb. 2.15 sind die zeitlichen Verläufe des Schubmoduls für vernetzte amorphe Polymere und für unvernetzte amorphe Polymere schematisch dargestellt. Der Verlauf des Schubmoduls für teilkristalline

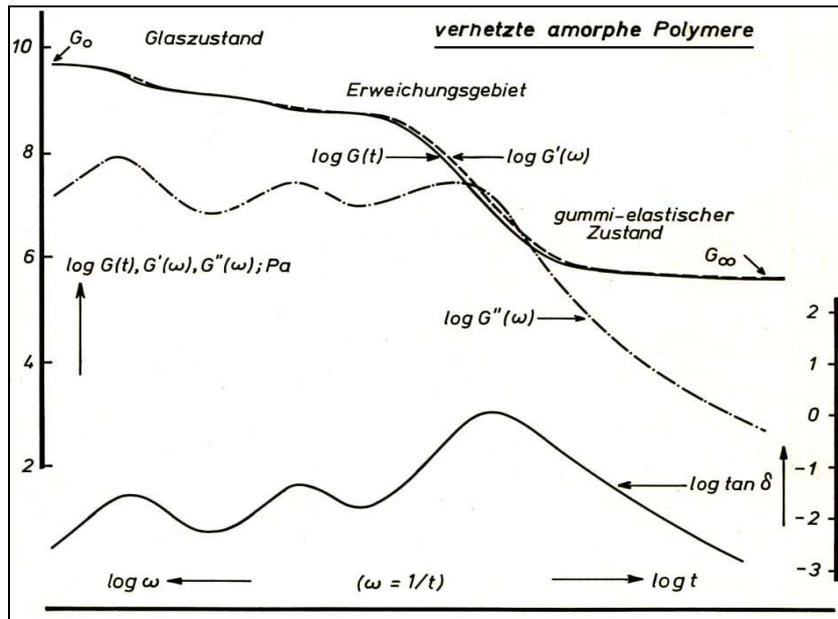


Abb. 2.14: Verlauf der unterschiedlichen Schubmodulkurven für vernetzte amorphe Polymere in Abhängigkeit von der Zeit bzw. Frequenz [Schwarzl, 1990].

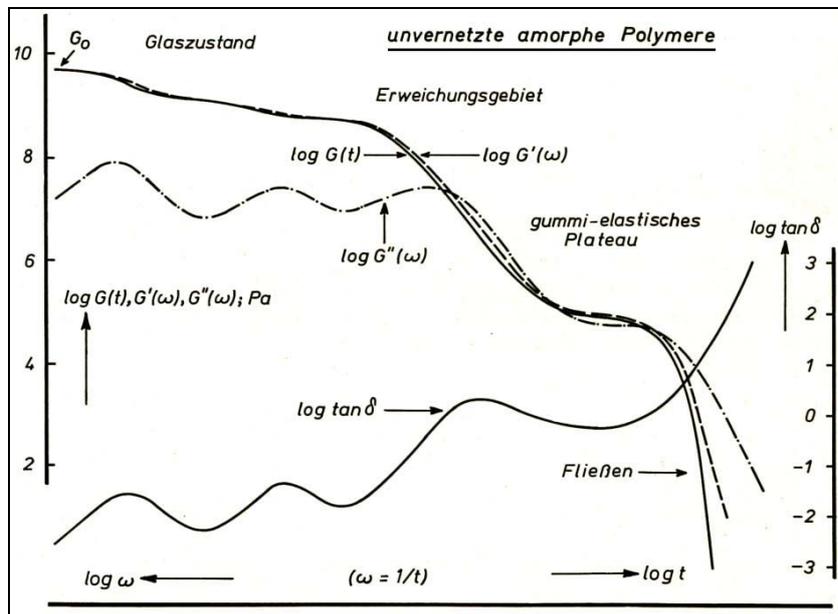


Abb. 2.15: Verlauf der unterschiedlichen Schubmodulkurven für unvernetzte amorphe Polymere in Abhängigkeit von der Zeit bzw. Frequenz [Schwarzl, 1990].

Polymere hängt von unterschiedlichen Faktoren ab, weshalb keine allgemeine, für alle teilkristallinen Polymere gültige Kurve existiert. Auf eine Darstellung der Verläufe für teilkristalline Polymere wird daher verzichtet [Schwarzl, 1990].

Eine weitere Möglichkeit die zeitliche Abhängigkeit zu charakterisieren, ist die Bestimmung der Verläufe der viskoelastischen Größen in Abhängigkeit von der Frequenz. Solche Verläufe sind für den Schubmodul in Abb. 2.14 und Abb. 2.15 ebenfalls schematisch dargestellt [Schwarzl, 1990].

$$\sum_{n=0}^{\infty} u_n * \frac{d^n \sigma(t)}{dt^n} = \sum_{m=0}^{\infty} q_m * \frac{d^m \varepsilon(t)}{dt^m} \quad (2.1)$$

u_n, q_m konstante Koeffizienten

$\sigma(t)$ Spannung als Funktion der Zeit

$\frac{d^n \sigma(t)}{dt^n}$ n-te Ableitung der Spannung nach der Zeit

$\varepsilon(t)$ Dehnung als Funktion der Zeit

$\frac{d^m \varepsilon(t)}{dt^m}$ m-te Ableitung der Dehnung nach der Zeit

Das Verhalten viskoelastischer Materialien kann im allgemeinen durch Differentialgleichungen beschrieben werden, welche Spannungen und deren zeitliche Ableitungen mit Dehnungen und zeitlichen Ableitungen der Dehnungen verknüpfen. Bei theoretisch unendlich kleinen Deformationen ergeben sich aus den allgemeinen Differentialgleichungen lineare Differentialgleichungen mit konstanten Koeffizienten. Die Annahme von unendlich kleinen Deformationen und die sich daraus ergebenden, linearen Differentialgleichungen mit konstanten Koeffizienten bilden die Grundlage der „Theorie der linearen Viskoelastizität“. Gleichung 2.1 [Tschögl, 1989] stellt schematisch die Form des linear viskoelastischen Materialgesetzes für einen Werkstoff dar. Diese Theorie lässt sich in der Praxis auch auf Kunststoffe bei endlich kleinen Deformationen anwenden, allerdings nur bis zur sogenannten Linearitätsgrenze, welche für jedes

Material unterschiedlich ist. Im Bereich der Gültigkeit der linearen Viskoelastizitätstheorie sind die viskoelastischen Größen nur abhängig von der Zeit. Oberhalb der Linearitätsgrenze weisen diese Größen eine zusätzliche Abhängigkeit von der Höhe der Spannung bzw. der Dehnung auf. Man spricht im Bereich oberhalb der Linearitätsgrenze von nichtlinearer Viskoelastizität [Tschoegl, 1989].

Für den linear viskoelastischen Bereich eines Materials gelten drei wesentliche Prinzipien:

- Boltzmannsches Superpositionsprinzip
- Elastisch–viskoelastisches Korrespondenzprinzip
- Zeit–Temperaturverschiebungsprinzip

$$\gamma(t) = J_0 * \sigma(t) + \int_{-\infty}^t \dot{J}(t - \xi) * \sigma(\xi) * d\xi \quad (2.2)$$

γ	Scherung
t	laufende Zeit
J_0	Momentanwert der Schubnachgiebigkeit
σ	Schubspannung
\dot{J}	zeitliche Ableitung der Schubnachgiebigkeit
ξ	Integrationszeit

$$\sigma(t) = G_0 * \gamma(t) + \int_{-\infty}^t \dot{G}(t - \xi) * \gamma(\xi) * d\xi \quad (2.3)$$

G_0	Momentanwert des Schubmoduls
\dot{G}	zeitliche Ableitung des Schubmoduls

Mit Hilfe des Boltzmannschen Superpositionsprinzips kann man das Verhalten eines linear viskoelastischen Materials, welches mehreren, zeitabhängigen Lasten ausgesetzt wird, beschreiben. Jede zeitabhängige Last für sich ruft eine bestimmte, zeitabhängige Antwort des Materials hervor. Belastet man das Material mit einer Summe von zeitabhängigen Lasten, so setzt sich die Materialantwort nach dem Superpositionsprinzip aus der Summe der zeitabhängigen Einzelantworten der jeweiligen Lasten zusammen. Mathematisch ist das Boltzmannsche Superpositionsprinzip in den Gleichungen 2.2 und 2.3 für Scherung dargestellt. Gleichung 2.2 bezieht sich auf Spannungen als Last und Deformation als Antwort, während sich Gleichung 2.3 auf Deformationen als Last und Spannung als Antwort bezieht [Tschoegl, 1989; Schwarzl, 1990].

Das elastisch-viskoelastische Korrespondenzprinzip leitet sich direkt aus dem Boltzmannschen Superpositionsprinzip ab. Demnach ist die Zustandsgleichung für isotrope, linear viskoelastische Materialien eine Verallgemeinerung der Zustandsgleichung von isotropen, linear-elastischen Werkstoffen nach der Hookeschen Elastizitätstheorie. Die Gültigkeit des Korrespondenzprinzips ist beschränkt auf kleine Deformationen. Die Verallgemeinerung der Zustandsgleichung nach der Hookeschen Theorie erfolgt insofern, dass die konstanten, elastischen Größen durch zeitabhängige, viskoelastische Größen ersetzt werden [Tschoegl, 1989; Schwarzl, 1990].

Das letzte wichtige Prinzip, welches im linear viskoelastischen Bereich angewendet werden kann, ist das Prinzip der Zeit-Temperaturverschiebung. Dieses Prinzip wurde aufgrund von phänomenologischen Erfahrungen entwickelt. Wird eine viskoelastische Größe bei zwei verschiedenen Temperaturen in Abhängigkeit von der Zeit gemessen, so zeigt sich, dass die sich ergebenden Kurven eine identische Gestalt aufweisen und lediglich entlang der Zeitachse parallel verschoben sind. Das zeigt, dass eine Parallelverschiebung eines solchen Verlaufs entlang der Zeit eine Kurve ergibt, welche die ursprüngliche Kurve gemessen bei einer anderen Temperatur darstellt. Aufgrund der Tatsache ergibt sich die Möglichkeit durch Messung bei verschiedenen Temperaturen den Zeitbereich einer Kurve künstlich zu vergrößern. Weiters ist der Verlauf der viskoelastischen Größe dann nicht mehr von zwei Variablen (Zeit und Temperatur)

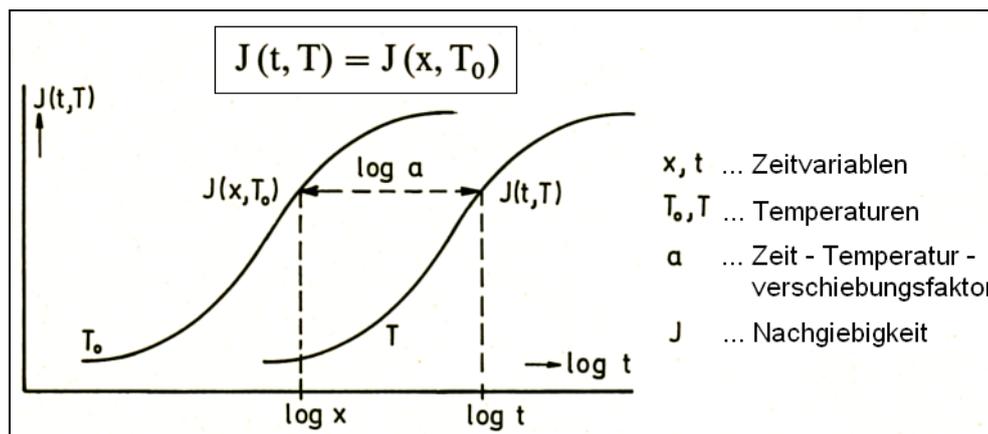


Abb. 2.16: Schema des Zeit-Temperaturverschiebungsprinzips [Schwarzl, 1990].

abhängig, sondern nur mehr von einer Einzigen, da Zeit und Temperatur nicht mehr unabhängig voneinander sind. In Abb. 2.16 sind schematisch zwei Verläufe für die Nachgiebigkeit bei jeweils unterschiedlichen Temperaturen gezeigt. Man erkennt deutlich die Parallelverschiebung entlang der Zeitachse [Schwarzl, 1990].

Bei höheren Temperaturen verschiebt sich die Kurve zu kürzeren Zeiten. Ursache dafür ist die Tatsache, dass bei höheren Temperaturen die Polymermoleküle eine höhere thermische Energie besitzen und die Relaxationsvorgänge deshalb schneller ablaufen. Die Abb. 2.17 zeigt die Erweiterung des Zeitbereichs einer Kurve mit Hilfe der Zeit-Temperaturverschiebung [Schwarzl, 1990].

Werden mehrere Verläufe unterschiedlicher Temperaturen zum Zweck der Zeitbereichserweiterung auf eine einzige Temperatur bezogen, so nennt man die entstehende neue Kurve „Mastercurve“. Die Verschiebung der Kurven entlang der Zeitachse erfolgt durch sogenannte Zeit-Temperaturverschiebungsfaktoren. Für eine Kurve ist der Zeit-Temperaturverschiebungsfaktor konstant über den gesamten Zeitbereich. Allgemein sind die unterschiedlichen Zeit-Temperaturverschiebungsfaktoren abhängig von der Bezugstemperatur, der Temperatur, bei der die Kurve gemessen wurde, und dem Material [Schwarzl, 1990].

Die Zeit-Temperaturverschiebung ist nicht nur anwendbar für zeitliche Verläufe von viskoelastischen Größen, sondern auch für frequenzabhängige. Bei frequenzabhängiger Darstellung verschieben sich die Kurven bei höheren Temperaturen zu höheren Frequenzen [Schwarzl, 1990].

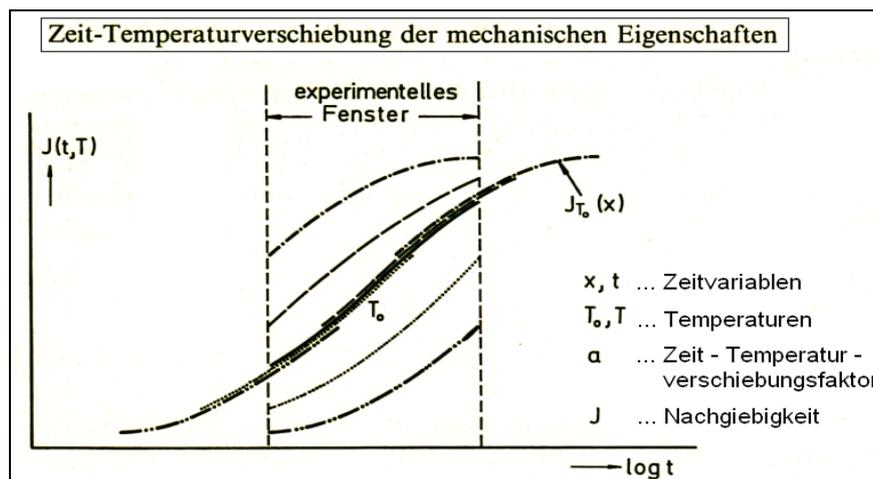


Abb. 2.17: Erweiterung des Zeitbereichs einer Nachgiebigkeitskurve durch die Anwendung der Zeit-Temperaturverschiebung [Schwarzl, 1990].

Die Zeit-Temperaturverschiebung muss nicht für jedes Material gelten, gilt sie jedoch für eine der viskoelastischen Größen, so hat sie auch für alle anderen Gültigkeit. Das leitet sich aus dem Superpositionsprinzip ab. Außerdem gilt dieses Prinzip für Polymere nicht exakt, sondern stellt eine Näherung dar. Weiters ist zu erwähnen, dass die Zeit-Temperaturverschiebung streng genommen nur in der Nähe der Übergangsgebiete angewendet werden darf, da die Art der angewendeten Verschiebungsfunktionen abhängig ist, von der Art des Übergangsgebietes [Schwarzl, 1990].

Die zeitlichen und frequenzabhängigen Verläufe der viskoelastischen Größen werden experimentell durch Kriech- und Relaxationsversuche bzw. durch Dynamisch-Mechanische Analyse gemessen. Um den Zeitbereich der Kurven zu erweitern, erfolgt die Messung bei unterschiedlichen Temperaturen. Im Anschluss erfolgt mit Hilfe der Zeit-Temperaturverschiebung die Erstellung der „Mastercurve“. Um mit Hilfe der so erhaltenen, experimentellen Daten Berechnungen durchführen zu können, ist es häufig nötig die Verläufe durch mathematische Funktionen auszudrücken. Zu diesem Zweck können die Kurven durch verschiedene, mathematische Ansätze approximiert werden. Wichtig ist dabei, dass die gewählten Ansätze die durch die unterschiedlichen Kurven vorgegebenen, mathematischen Grundeigenschaften erfüllen. Grundsätzlich werden rheologische Modelle oder phänomenologisch entwickelte, mathematische Ansätze zur Approximation verwendet [Tschöegl, 1989; Schwarzl, 1990].

Die phänomenologischen Ansätze haben den Vorteil, dass sie einerseits relativ einfach sind und andererseits für eine spezielle Kurve meist eine sehr gute Näherung darstellen. Der Nachteil liegt darin, dass die Umrechnung in andere Kurven schwierig ist, da diesen Ansätzen nicht das Boltzmannsche Superpositionsprinzip zugrunde liegt [Tschoegl, 1989].

Bei den rheologischen Modellen handelt es sich um Kombinationen von Feder- und Dämpferelementen, wobei die Anordnung der Elemente in Form eines Stufenmodells oder als Kombination von Serien- und Parallelschaltungen erfolgen kann. Die Stufenmodelle beschreiben das viskoelastische Verhalten des Werkstoffes realistischer, allerdings sind sie mathematisch wesentlich komplexer, weshalb die Serien-Parallelmodelle in der Praxis bevorzugt werden [Tschoegl, 1989].

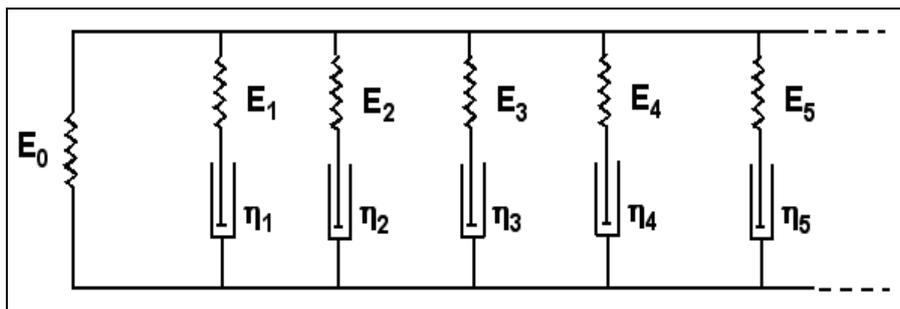


Abb. 2.18: Darstellung des verallgemeinerten Maxwellmodells [Lang, 2006].

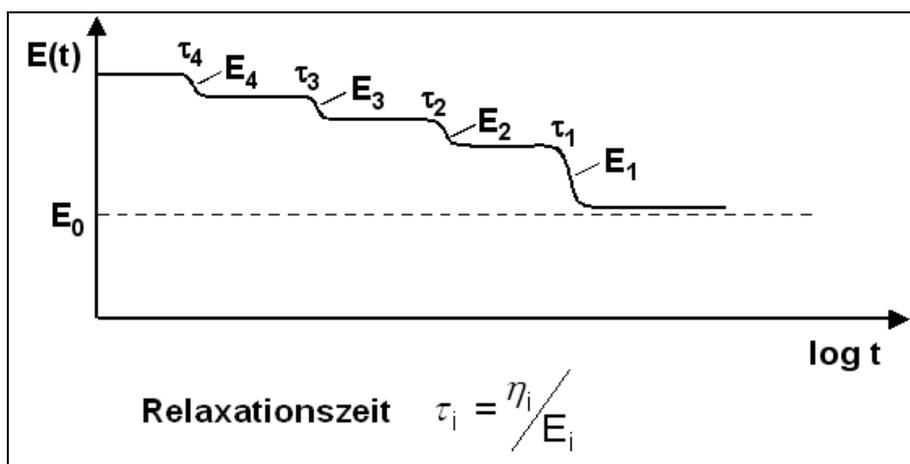


Abb. 2.19: Zeitlicher Verlauf des Relaxationsmoduls gemäß „Prony-Series“ (Gleichung 2.4) [Lang, 2006].

Das am häufigsten verwendete Serien-Parallelmodell ist das verallgemeinerte Maxwellmodell. Es ist in Abb. 2.18 dargestellt. Der mathematische Ansatz zur Approximation der Verläufe viskoelastischer Größen, der sich aus diesem Modell ergibt, wird „Prony-Series“ bzw. „Dirichlet-Series“ genannt. Die Abb. 2.19 zeigt den zeitlichen Verlauf des Relaxationsmoduls, welcher sich aus dem Modell in Abb. 2.18 und der daraus abgeleiteten „Prony-Series“ ergibt [Lang, 2006; Tschoegl, 1989].

Gleichungen 2.4 und 2.5 zeigen die, aus dem verallgemeinerten Maxwellmodell in Abb. 2.18 abgeleitete „Prony-Series“. Sie stellen beide den zeitabhängigen Verlauf des Relaxationsmoduls dar. Beide Gleichungen sind equivalent. Aus der zeitabhängigen Darstellung kann man direkt in die frequenzabhängige umrechnen. Die Umrechnung aus dem Frequenzbereich in den Zeitbereich ist nur numerisch möglich [Lang, 2006; Tschoegl, 1989].

$$E(t) = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i * e^{\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)} \quad (2.4)$$

$$E(t) = E_I - \sum_{i=1}^n E_i * (1 - e^{\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)}) \quad (2.5)$$

$E(t)$	Zeitabhängiger Relaxationsmodul
E_0	Unendlichwert des Relaxationsmoduls
E_I	Spontanwert des Relaxationsmoduls
E_i	Modulwert des n-ten Federelements
τ_i	Relaxationszeit des n-ten parallelen Feder-Dämpferelements
t	Zeit

Bisher wurde das verallgemeinerte Maxwellmodell mit einer endlichen Anzahl von parallelgeschalteten Feder-Dämpferelementen betrachtet. Man kann dieses Modell jedoch gedanklich auf eine unendliche Anzahl von Feder-Dämpferelementen erweitern. Das bedeutet es sind über den gesamten Zeitbereich unendlich viele Relaxationszeiten vorhanden. In diesem Fall liegt dann also ein kontinuierliches Relaxationsspektrum vor. Es gibt Methoden dieses kontinuierliche Spektrum aus Experimenten zu ermitteln. Mit Diesem kann man dann den zeitlichen Verlauf einer viskoelastischen Größe exakt nachbilden. Der Aufwand ist jedoch höher als bei der Beschreibung mit einer „Prony-Series“ mit endlicher Anzahl an Feder-Dämpferelementen. Weiters ist für die meisten Zwecke eine endliche Anzahl an Elementen ausreichend genau, weshalb dieses Konzept für die Praxis nur von geringer Bedeutung ist [Lang, 2006; Tschoegl, 1989].

2.3 Kontakt zwischen zylindrischer Rolle und ebener Fläche

Im Rahmen dieser Diplomarbeit sind die sich ergebenden Spannungsverteilungen innerhalb der Rolle und die auftretende Stauchung der Rolle beim Kontakt mit einer ebenen, belasteten Oberfläche von Interesse. Da die in den Messungen untersuchten Rollen aus Kunststoff sind, wären die genannten Größen vor allem für viskoelastische Kontaktkörper interessant. Leider wurde sehr wenig Literatur gefunden, die Spannungsverteilungen innerhalb der Kontaktkörper enthielt. Weiters bezog sich die gefundene Literatur größtenteils auf elastische bzw. elastisch-plastische Körper. Erst in neuerer Literatur fanden sich Untersuchungen für linear viskoelastisches Materialverhalten, allerdings wurde auch dort die gesuchte Spannungsverteilung nirgends erläutert oder dargestellt.

Die nachfolgenden Formeln sind aus [Johnson, 2003; Struck, 1993] entnommen.

$$a^2 = \frac{4 * P * R}{\pi * E^*} \quad (2.6)$$

a	halbe Kontaktbreite
P	auf das Kontaktpaar wirkende Kraft pro Kontaktlänge
R	Radius des Zylinders
E^*	wirksamer E-Modul

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (2.7)$$

ν_1, ν_2 Querkontraktionszahlen der beiden Materialien der Kontaktkörper

E_1, E_2 E-Modulwerte der beiden Materialien der Kontaktkörper

$$p(y) = \frac{2 * P}{\pi * a^2} * (a^2 - y^2)^{1/2} \quad (2.8)$$

$p(y)$ Druckspannungsverteilung in der Kontaktfläche über die Kontaktbreite

y Koordinate in Breitenrichtung der Kontaktfläche quer zur Zylinderachse

$$p_0 = \frac{2 * P}{\pi * a} \quad (2.9)$$

p_0 maximale Druckspannung in der Kontaktfläche

$$\sigma_x = \nu * (\sigma_y + \sigma_z) \quad (2.10)$$

x Koordinate in Längsrichtung der Kontaktfläche parallel zur Zylinderachse

z Koordinate normal zur Kontaktfläche quer zur Zylinderachse

σ Hauptnormalspannungen im betrachteten Kontaktkörper

ν Querkontraktionszahl des Materials des betrachteten Kontaktkörpers

$$\sigma_y = -\frac{p_0}{a} * \{(a^2 + 2 * z^2) * (a^2 + z^2)^{-1/2} - 2 * z\} \quad (2.11)$$

$$\sigma_z = -\frac{p_0}{a} * (a^2 + z^2)^{-1/2} \quad (2.12)$$

$$\tau_1 = -\frac{p_0}{a} * \{z - z^2 * (a^2 + z^2)^{-1/2}\} \quad (2.13)$$

τ Schubspannung im betrachteten Kontaktkörper

1 Richtung der größten Schubspannung

$$(\tau_1)_{\max} = 0,30 * p_0, \quad \text{bei } z = 0,78 * a \quad (2.14)$$

$(\tau_1)_{\max}$ Maximalwert der Schubspannung im betrachteten Kontaktkörper

$$\frac{\delta}{R} = -\frac{a^2}{4 * R^2} * \left(\ln \frac{a^2}{R^2} - \ln \frac{L^2}{R^2} - f(L, a) \right) \quad (2.15)$$

für $L \gg a \Rightarrow f(L, a) = 2,386$

δ Annäherung der beiden Körper beim Kontakt

L Kontaktlänge

Im Folgenden werden auftretende Charakteristika des Kontakts einer linear elastischen, zylindrischen Rolle mit einer linear elastischen, ebenen Oberfläche beschrieben und aufgezeigt. Befinden sich eine zylindrische Rolle und eine ebene Oberfläche in Kontakt, wobei beide linear elastisches Materialverhalten aufweisen, so bildet sich eine rechteckige Kontaktfläche zwischen den beiden Körpern aus. Die Breite der Kontaktfläche hängt vom Material, der Kontaktkraft und der Geometrie der beiden Kontaktkörper ab, wie die Gleichungen 2.6 und 2.7 verdeutlichen. Über der Breite der Kontaktfläche bildet sich eine ungleichmäßige Druckverteilung aus und innerhalb der Kontaktkörper entsteht eine inhomogene Spannungsverteilung. Mathematisch können diese Verteilungen mit den Gleichungen 2.8 – 2.14 beschrieben werden. Gleichung 2.9 gibt die maximale in

der Kontaktfläche auftretende Druckspannung an. Die in der Praxis kritische Größe für die Ausbildung einer plastischen Verformung der Kontaktkörper, die wiederum den Hauptgrund für den Verschleiß darstellt, ist die maximale Schubspannung infolge des Kontakts. Sie befindet sich unterhalb der Oberfläche der Kontaktkörper und kann mit Gleichung 2.14 berechnet werden. Mit Gleichung 2.15 lässt sich die Annäherung der beiden Körper während des Kontakts ermitteln. Diese ist die Summe aus den beiden jeweiligen Abplattungen. Die Visualisierung unterschiedlicher Verteilungen erfolgt in Abb. 2.20 – Abb. 2.23. Aus Abb. 2.20 ist die Druckverteilung in der Kontaktfläche zwischen den linear elastischen Kontaktkörpern erkennbar. In Abb. 2.21 sind Spannungsverläufe innerhalb der Kontaktfläche über die Kontaktbreite aufgetragen. Die Abb. 2.22 zeigt Spannungsverläufe im Kontaktkörper in Abhängigkeit von der Entfernung zur Kontaktfläche und Abb. 2.23 ist eine Darstellung der Vergleichsspannung nach Mises unterhalb der Kontaktfläche im Kontaktkörper. Im Falle ideal elastischer Kontaktkörper gelten die angeführten Gleichungen und Abbildungen sowohl für den statischen Kontaktzustand als auch für den Kontaktzustand bei reibungsfreiem Abrollen [Fischer-Cripps, 2000; Johnson, 2003; Lackmann, 2001; Struck, 1993].

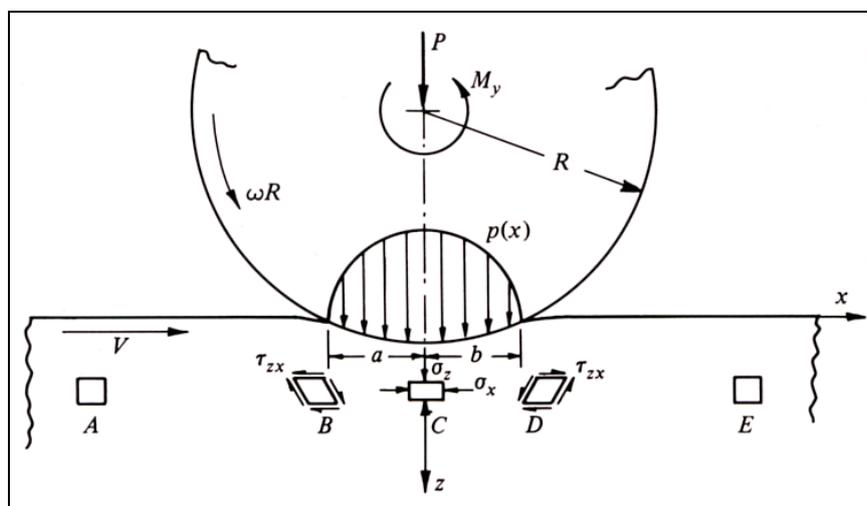


Abb. 2.20: Druckverteilung in der Kontaktfläche zwischen zylindrischer Rolle und ebener Oberfläche bei linear elastischen Kontaktkörpern (x-Richtung in der Abbildung entspricht y-Richtung in den Gleichungen) [Johnson, 2003].

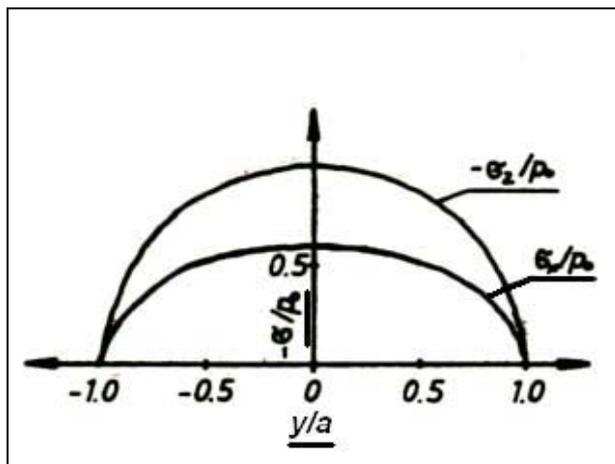


Abb. 2.21: Darstellung der normierten Spannungsverläufe in der Kontaktfläche über die Kontaktbreite für linear elastischen Rollenkontakt [Struck, 1993].

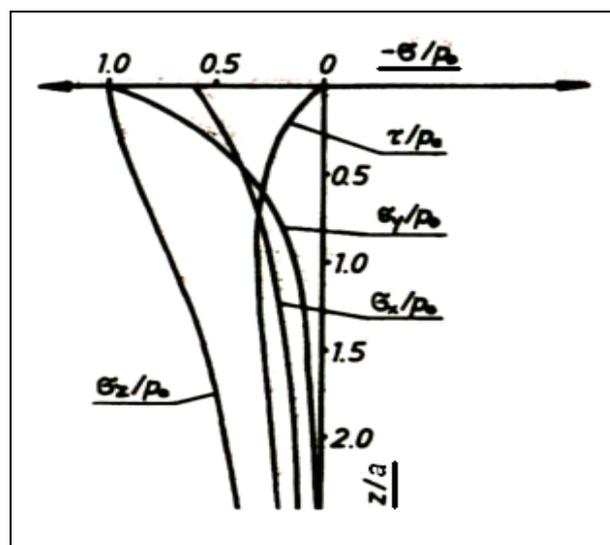


Abb. 2.22: Normierte Spannungsverläufe im Kontaktkörper unter dem Kontaktpunkt (linear elastisches Materialverhalten, Rollenkontakt) [Struck, 1993].

Treten bei einem Kontaktproblem plastische Deformationen auf, unterscheidet man je nach Größe der plastischen Deformationen zwischen zwei unterschiedlichen Modellen. Beim elastisch-plastischen Modell sind die elastischen und plastischen Deformationen in einer ähnlichen Größenordnung, so dass eine Vernachlässigung der elastischen Eigenschaften der Kontaktkörper nicht zulässig ist. Sind die plastischen Deformationen jedoch viel größer als die elastischen, können die elastischen Eigenschaften der Kontaktkörper

vernachlässigt werden und es kommt das starr-plastische Modell zur Anwendung. Bei beiden Modellen existieren Theorien zum statischen Kontaktzustand und zum Kontaktzustand bei reibungslosem Abrollen für unterschiedliche Kontaktkörperformen. Bezüglich des Kontakts einer zylindrischen Rolle mit einer ebenen Platte mit plastischen Verformungen war die Suche in der Literatur für den statischen Kontaktzustand wenig erfolgreich, zum Kontaktzustand bei reibungslosem Abrollen wurden hingegen Angaben in der Literatur gefunden. Die Vorstellung dieser Theorien würde jedoch im Rahmen dieser Diplomarbeit zu sehr ins Detail führen [Fischer-Cripps, 2000; Johnson, 2003].

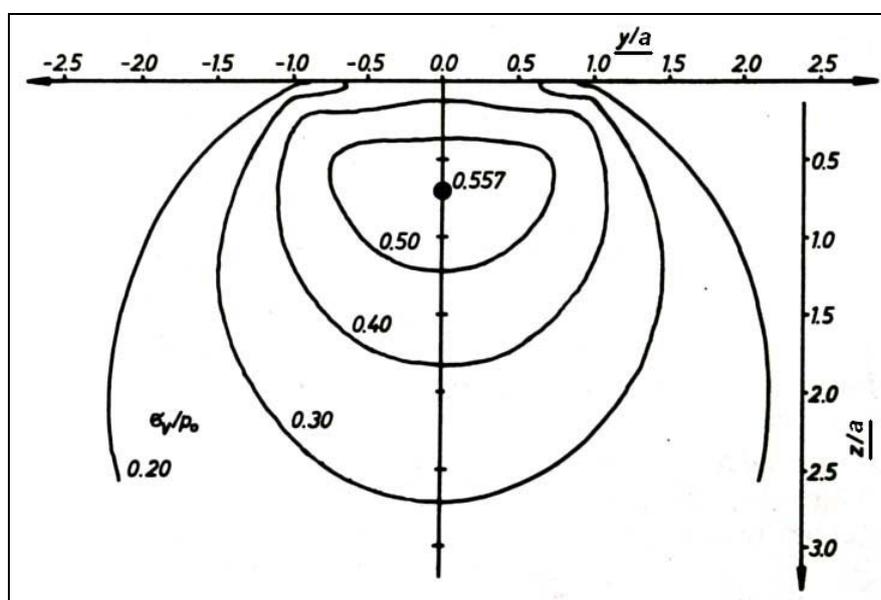


Abb. 2.23: Verlauf der normierten Vergleichsspannung nach Mises unterhalb der Oberfläche des Kontaktkörpers (linear elastisches Materialverhalten, Rollenkontakt) [Struck, 1993].

Für den Kontakt einer viskoelastischen, zylindrischen Rolle mit einer viskoelastischen, ebenen Oberfläche wurden kaum brauchbare, detaillierte Gleichungen oder Abbildungen gefunden. Im statischen Kontaktzustand kann aufgrund von Literaturangaben bezüglich anderer Kontaktkörpergeometrien davon ausgegangen werden, dass im Kurzzeitbereich die Gleichungen für den Kontakt linear elastischer Körper ihre Gültigkeit behalten. Bei langen Kontaktzeiten kommt es allerdings laut diesen Literaturangaben in Folge von Relaxationsvorgängen zu einer zeitabhängigen Verbreiterung der Kontaktfläche und dadurch in weiterer Folge zu einer Vergleichmäßigung sämtlicher Verteilungen und zu einer

Verringerung der auftretenden Maximalwerte. Die Annäherung der Rollen nimmt demnach mit zunehmender Kontaktzeit ebenfalls zu. Beim Kontaktzustand des reibungsfreien Abrollens handelt es sich im Falle von viskoelastischen Kontaktkörpern um eine komplexere Problematik, da durch die zeitabhängige Verformung keine Symmetrie der Druckverteilung in der Kontaktfläche vorliegt. Dieser Effekt ist in Abb. 2.24 dargestellt. Brauchbare Angaben zur Berechnung von Kontaktbreite, Druckverteilung, Spannungsverteilungen und Annäherung der Kontaktkörper bei diesem Kontaktzustand konnten keine gefunden werden [Johnson, 2003; Struck, 1993].

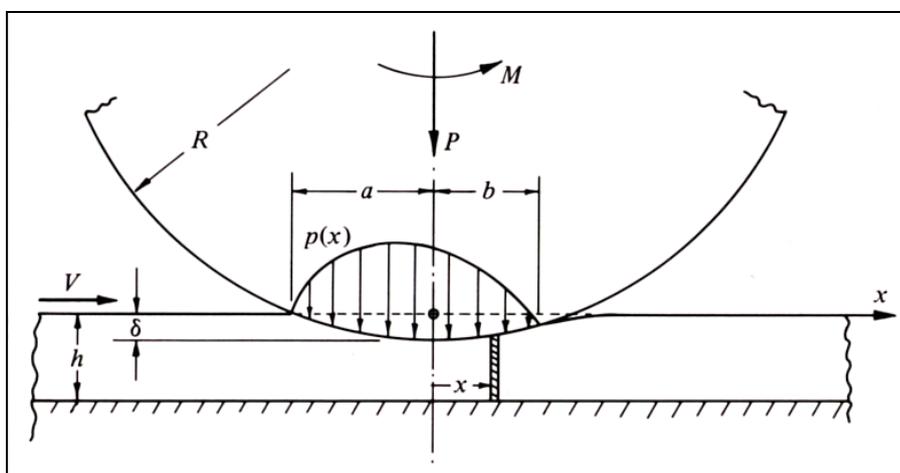


Abb. 2.24: Druckverteilung in der Kontaktfläche zwischen zylindrischer Rolle und ebener Oberfläche bei reibungsfreiem Abrollen und viskoelastischen Kontaktkörpern (x-Richtung in der Abbildung entspricht y-Richtung in den Gleichungen) [Johnson, 2003].

3 EXPERIMENTELLES

3.1 Werkstoffe

Die folgenden Untersuchungen wurden durchgeführt an Polyoxymethylen (POM) vom Typ „Delrin 100 NC 010“ [Fa. DuPont; Wilmington, Delaware, USA] und an Polyetheretherketon (PEEK) vom Typ „Vitrex 450 G“ [Fa. Vitrex; Thornton Cleveleys, UK].

3.2 Prüfkörper

Für Zugversuche und Kriechversuche wurden spritzgegossene Zugprüfkörper vom Typ 1B nach ISO 3167 verwendet. Die Herstellung der POM Zugprüfkörper erfolgte durch die Firma Blum, die PEEK Zugprüfkörper wurden extern durch eine Fremdfirma gefertigt.

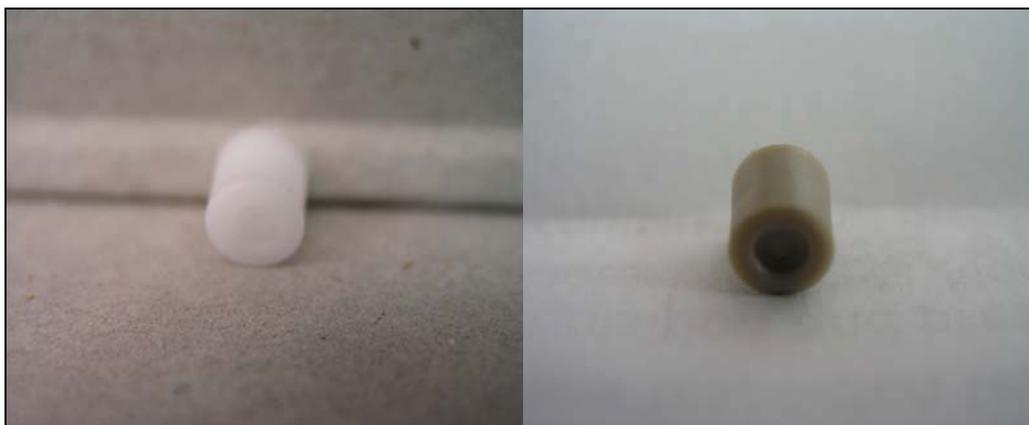


Abb. 3.1: Fotos der Kunststoffrollen aus POM (links) und PEEK (rechts).

Alle weiteren Prüfungen wurden an von der Firma Blum hergestellten, spritzgegossenen Kunststoffrollen oder deren Modifikationen vorgenommen. Die Rollen wiesen einen nominellen Durchmesser von 5,9 mm und eine nominelle Länge von 6 mm auf. In Abb. 3.1 sind diese Rollen jeweils für POM und PEEK dargestellt. Eine Besonderheit der Rollen war, dass die Stirnfläche in der Mitte eine Vertiefung aufwies, wodurch die Rollen für manche Versuche modifiziert werden mussten. Im Rahmen der Vorversuche wurden u.a. Druckversuche (siehe Abschnitt 3.3) durchgeführt, für die zwei unterschiedliche Modifikationen der Kunststoffrollen eingesetzt wurden. Die erste Modifikation war ein zylindrischer Hohlkörper, der aus der ursprünglichen Rolle durch Einbringen einer durchgängigen Bohrung mit einem Durchmesser von 2,6 mm hergestellt wurde. Die zweite Modifikation wurde durch beidseitiges Abdrehen der Stirnflächen erzeugt, wodurch sich eine Rolle mit einer ebenen Stirnfläche und der verminderten Länge von 4,8 mm ergab. Für die „Full Field Strain Analysis“ (FFSA) des Rollvorgangs mit ARAMIS, welche im Rahmen der Abrollmessungen (siehe Abschnitt 3.5.2) durchgeführt wurde, war es nötig eine Stirnfläche der Rollen abzuschleifen, um eine durchgängig ebene Fläche für die Messung zu erzeugen. Die Modifikation der Rollen erfolgte am PCCL.

3.3 Vorversuche an Prüfkörpern zur Bestimmung von Werkstoffparametern

Die Vorversuche dienten der Planung und Vorbereitung der Kriechversuche. Sie hatten den Zweck unterschiedliche Materialparameter zu ermitteln, welche in weiterer Folge in eine Vorsimulation (siehe Abschnitt 4.2) implementiert wurden, mit deren Hilfe versucht wurde, die bei der Belastung in der Rolle auftretenden Spannungen abzuschätzen. Diese Spannungen sollten die Grundlage für die Belastung der Probekörper im eigentlichen Kriechversuch (siehe Abschnitt 3.4) bilden. In Abb. 4.3 ist die Methodik der Planung der Kriechversuche gezeigt. Die Vorversuche erfolgten nur für POM. Es wurden Zug-, Druck-, und Zugkriechprüfungen durchgeführt.

Die Zugprüfungen wurden an den unter 3.2 beschriebenen ISO-Zugstäben bis zum Bruch durchgeführt. Die Messung erfolgte auf der „MTS 831“ Prüfmaschine [MTS, Minneapolis, Minnesota, USA] bei Raumtemperatur und drei verschiedenen Verformungsgeschwindigkeiten (0,9 mm/s; 0,09 mm/s; 0,009 mm/s) mit jeweils zwei Wiederholungen. Aufgezeichnet wurden die Kraft, die Längsdehnung und die Querdehnung. Die Messung der Kraft erfolgte mit der Kraftmessdose der Maschine. Die Längs- und die Querdehnung wurden mit je einem Kontakttextensiometer gemessen. Die Auswertung erfolgte mit „MATLAB“ [The MathWorks, Inc., Natick, Massachusetts, USA].

Als Prüfkörper für den Druckversuch dienten die unter 3.2 beschriebenen zwei Typen modifizierter Rollen mit durchgehender Bohrung bzw. mit abgedrehten Stirnseiten. Die Prüfung erfolgte wiederum auf der MTS 831 bei Raumtemperatur. Jeder Prüfkörpertyp wurde bei drei unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten mit je zwei Wiederholungen gemessen. Für die Rollen mit der durchgehenden Bohrung betragen die Geschwindigkeiten 0,05 mm/s, 0,005 mm/s und 0,0005 mm/s für die Rollen mit den abgedrehten Stirnseiten 0,04 mm/s, 0,004 mm/s und 0,0004 mm/s. Die Stauchung der Rollen während des Versuchs erfolgte zwischen zwei Platten, wobei diese die Rollen stirnseitig berührten und in Achsrichtung verformten. Der Versuch wurde nach einer Längsverschiebung von 3 mm beendet. Aufgezeichnet wurden die Kraft und die Längsverschiebung, welche mit der Maschine gemessen wurden. Die Auswertung wurde mit MATLAB durchgeführt.

Die Zugkriechprüfungen wurden mit den selben ISO-Zugstäben durchgeführt wie die Zugprüfungen. Die Messungen erfolgten auf dem PCCL-Kriechprüfstand für Flachzugstäbe (siehe Abb. 3.2). Die konstante Belastung der Prüfkörper wurde dabei über ein Hebelsystem mit Gewichten aufgebracht. Die Verformung der Probekörper wurde mit optischen Kameras erfasst und mittels Software ausgewertet. Bei jeder Messung wurden gleichzeitig vier Prüfkörper mit jeweils unterschiedlicher Last über einen Zeitraum von zwei Tagen geprüft. Die Prüfungen wurden bei 30 °C und bei 50 °C ausgeführt. Als Prüfbelastungen waren ursprünglich Spannungen im Probekörper von 2 MPa, 4 MPa, 8 MPa und 12 MPa geplant, allerdings wurde im Laufe der Messungen der Wert von 2 MPa durch 18 MPa ersetzt, da sich POM steifer und kriechbeständiger erwies als erwartet. Die Verformungen bei 2 MPa waren für eine sinnvolle Auswertung zu gering. Anfangs waren zwei Versuche je Temperatur und Belastung geplant, dieses Ziel konnte aber aufgrund der Laständerung nicht realisiert werden. Mit der Auswertesoftware des Kriechprüfstandes wurden die Verformungen in Abhängigkeit von der Zeit ermittelt. Die endgültige Umrechnung in Kriechkurven, Kriechmodulverläufe und isochrone Spannungs-Dehnungsdiagramme wurde mit Hilfe eines MATLAB-Tools realisiert. Weiters wurden mit MATLAB die „Mastercurves“ für die einzelnen Lasten erstellt.

3.4 Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche)

Die Durchführung der eigentlichen Kriechversuche geschah in ähnlicher Weise wie die Durchführung der Kriechversuche im Vorversuch (siehe Abschnitt 3.3). Als Probekörper dienten wiederum ISO-Zugstäbe, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben. Geprüft wurden beide Materialien (POM und PEEK). Als Prüfgerät diente der PCCL-Kriechprüfstand für Flachzugstäbe, welcher in Abb. 3.2 dargestellt ist. Die Aufbringung der konstanten Last wurde durch ein Hebelsystem mit Gewichten realisiert. Die Aufzeichnung der Verformungen während der Messung wurde von optischen Kameras übernommen. Ausgewertet wurde mit der entsprechenden, zugehörigen Software.

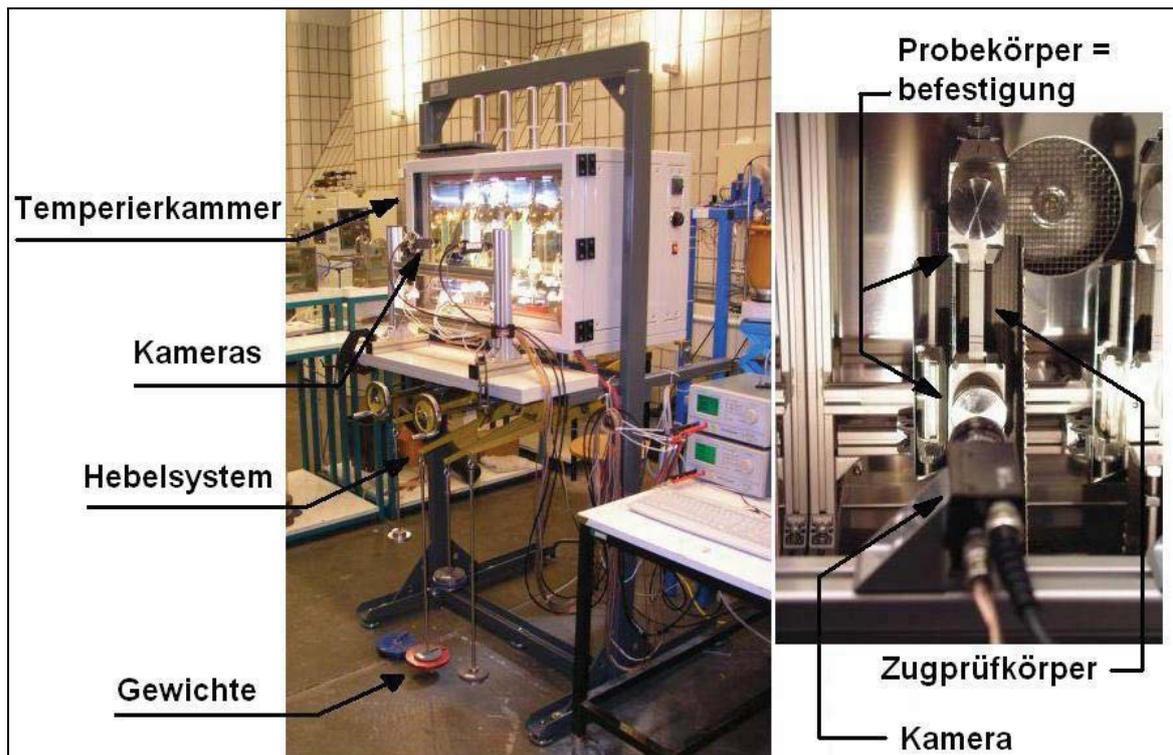


Abb. 3.2: Darstellung des PCCL-Kriechprüfstands für Flachzugstäbe (links) mit Detailansicht der optischen Messanordnung (rechts).

Bei jedem Versuch wurden gleichzeitig vier Messungen bei jeweils unterschiedlichen Lasten durchgeführt. Als Laststufen wurden gewählt: 8 MPa, 18 MPa, 30 MPa und 40 MPa. Bei einer Belastung von 8 MPa befand sich POM nach den Erkenntnissen aus den Kriechversuchen des Vorversuchs noch innerhalb des linear viskoelastischen Bereichs. Für PEEK wurde angenommen, dass es sich bei 8 MPa ebenfalls noch unterhalb der Linearitätsgrenze befand, diese Annahme wurde jedoch nicht überprüft. Bei den übrigen Belastungsstufen liegt im Allgemeinen nichtlinear viskoelastisches Materialverhalten mit unterschiedlicher Ausprägung der Nichtlinearität vor. Nach dem Aufbringen der Belastung wurden die sich ergebenden Verformungen der einzelnen Messungen jeweils zwei Tage lang aufgezeichnet. Als Versuchstemperaturen wurden 23 °C, 50 °C, 75 °C und 100 °C gewählt. Auf Mehrfachversuche bei den einzelnen Temperaturen und Lasten wurde aufgrund des notwendigen, zusätzlichen Aufwands verzichtet. Außerdem waren von PEEK nur sehr wenig ISO-Zugstäbe vorhanden. Die mittels Auswertesoftware des Kriechprüfstandes erhaltenen Verformungen in Abhängigkeit von der Zeit wurden mit Hilfe von MATLAB in Kriechkurven,

Kriechmodulverläufe und Isochrone Spannungs-Dehnungsdiagramme umgewandelt. Weiters wurden mit MATLAB die „Mastercurves“ der einzelnen Lasten generiert.

Die Kriechversuche dienten einerseits einer Charakterisierung des zeitabhängigen Verhaltens der beiden Materialien und andererseits waren die „Mastercurves“ ursprünglich als Ausgangspunkt für die Entwicklung der „Prony Series“ für die beiden Materialien gedacht, welche anschließend in die „ABAQUS“ [ABAQUS, Inc., Providence, Rhode Island, USA] Simulationsmodelle implementiert werden sollten. Aufgrund von diversen, anfänglichen Schwierigkeiten bei der Erstellung der „Mastercurves“ (vor allem für PEEK) und aufgrund der Tatsache, dass kein selbst gemessener Wert und auch kein zeitlicher Verlauf der Querkontraktionszahl der beiden Materialien vorhanden war, wurden weitere Untersuchungen des zeitlichen Verhaltens nötig.

Zunächst wurde versucht die Querkontraktionszahl und den Verlauf der Querkontraktionszahl über der Zeit zu ermitteln. Dazu wurden Messungen am Kriechprüfstand durchgeführt, bei denen die Verformungen mit Hilfe des ARAMIS Dehnungsmesssystem anstelle der ursprünglichen optischen Kameras aufgezeichnet wurden. Hierbei konnte bei jedem Versuch nur eine Messung mit einer Last realisiert werden. Vor der Messung mit ARAMIS wurden die Prüfkörper einen Tag lang bei 80 °C getempert um den Einfluss der physikalischen Alterung auf die Messung zu verringern. Gemessen wurde ausschließlich bei Raumtemperatur über einen Zeitraum von etwa 70 h. Die verwendeten Laststufen waren 8 MPa und 40 MPa Zugspannung im Probekörper als Minimalwert und Maximalwert. Die Auswertung erfolgte im ersten Schritt mit der ARAMIS Software. Dabei erhielt man die zeitlichen Verläufe der Längs- und der Querdehnung, welche in weiterer Folge mittels MATLAB in Kriechmodulverläufe und in Querkontraktionszahlverläufe umgewandelt wurden. Diese beiden Verläufe dienten ihrerseits als Grundlage zur Entwicklung der „Prony Series“ des jeweiligen Materials bei der jeweiligen Last, welche für die Implementierung des zeitabhängigen Materialverhaltens in die Simulationsmodelle verwendet wurde (anstelle der Mastercurve der ursprünglichen Kriechmessung !!!).

Zur weiteren Charakterisierung des zeitabhängigen Materialverhaltens und um die Erstellung der „Mastercurves“ für PEEK zu ermöglichen, wurden in weiterer Folge Dynamisch-Mechanische-Analysen (DMA) durchgeführt. Deren Durchführung war jedoch nicht Gegenstand dieser Diplomarbeit und wird daher nicht näher erläutert. Allerdings wurden Teile der Ergebnisse in die Diplomarbeit übernommen, weshalb die Messungen hier kurz erwähnt seien.

3.5 Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)

3.5.1 Statische und monotone Messungen

Diese Messungen erfolgten auf der MTS 831 Prüfmaschine an den unmodifizierten Kunststoffrollen aus POM und PEEK bei Raumtemperatur. In Abb. 3.3 ist das Schema der Prüfanordnung gezeigt: Die Rollen wurden zwischen zwei Druckplatten eingebracht und mantelseitig belastet. Bei allen Versuchen wurden die Kraft, die Verformung und die Versuchszeit aufgezeichnet. Kraft und die Verformung wurden dabei direkt von der Maschine gemessen. Die Auswertung der aufgezeichneten Daten geschah mit MATLAB. Die Prüfungen wurden mit zwei unterschiedlichen Belastungsarten durchgeführt.

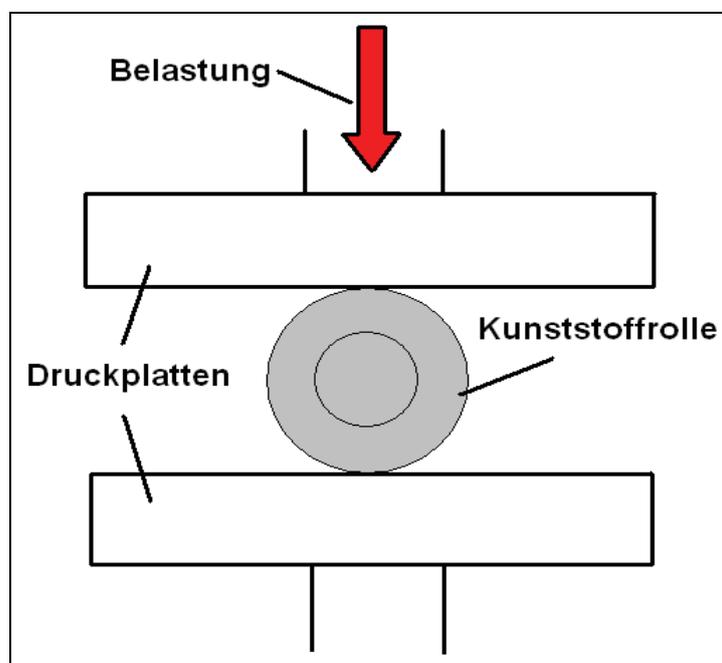


Abb. 3.3: Darstellung des Schemas der Prüfanordnung bei den statischen und monotonen Messungen.

Bei der ersten Belastungsvariante wurde die Last monoton steigend aufgebracht um das kurzzeitige Verformungsverhalten der Rollen zu charakterisieren. Dies erfolgte für jedes Material je einmal verschiebungsgesteuert und kraftgesteuert. Bei der verschiebungsgesteuerten Lastaufbringung wurde bis zu einer Verformung von 1 mm geprüft. Die Verschiebungsgeschwindigkeit betrug 0,01 mm/s. Die kraftgesteuerte Prüfung wurde bis zu einer Prüflast von 450 N durchgeführt, dabei wurde die Kraft mit 10 N/s aufgebracht. Der Wert von 450 N stellt den Maximalwert der Belastung der Kunststoffrollen im statischen Bereich des praktischen Einsatzes dar.

Bei der zweiten Belastungsvariante wurde die gesamte Last innerhalb kurzer Zeit aufgebracht und diese anschließend über längere Zeit konstant gehalten. Das diente der Bestimmung des langzeitigen Verformungsverhaltens der Rollen. Die Aufzeichnung der Daten erfolgte über einen Zeitraum von 14 h. Die Messungen wurden für jedes Material mit zwei unterschiedlichen Lasten durchgeführt, welche sich aus den in der Praxis auftretenden Minimal- und Maximalbeanspruchungen der Rollen im statischen Bereich ergaben. Als konkrete Werte für die Lasten ergaben sich 160 N und 450 N. Bei allen Prüfungen wurde die Last in den ersten 10 s des Versuchs aufgebracht.

3.5.2 Abrollmessungen

Zweck dieser Versuche war es, die im praktischen Einsatz auftretenden Beanspruchungen der Kunststoffrollen nachzuahmen. Dazu wurde ein Aufbau realisiert, welcher es ermöglichte die Betriebsbedingungen in den Ladenschienen, in denen die Kunststoffrollen eingesetzt werden, nachzubilden. Im Laufe des Versuchs sollte zunächst die vertikale Last auf die Rolle aufgebracht werden und diese in weiterer Folge über eine gewisse vorgegebene Zeit konstant gehalten werden. Nach Ablauf der Zeit sollte eine horizontale Rollbewegung der Rolle unter Beibehaltung der konstanten vertikalen Last folgen. Die Realisierung des geforderten Aufbaus erfolgte am „PCCL Tribometer“ [*Center for Tribologie (CETR), Cambell, California, USA*], welches in Abb. 3.4 gezeigt wird. Als obere und untere Kontaktfläche für die Rolle dienten jeweils Stahlbleche, die auch in den Laufflächen der Schienen verwendet werden. Bei der Kraftübertragung vom Tribometer auf die Rolle war es wichtig, dass die Kraft momentenfrei übertragen

wurde. Zur Erfüllung dieser Anforderung wurde ein trapezförmiges Kraftübertragungselement verwendet. Neben den vertikalen Kräften sollten auch horizontale Kräfte gemessen werden, deshalb war der Einsatz von zweidimensionalen Kraftmessdosen erforderlich. Aufgrund der zu erwartenden Kräfte wurde die 500 N Kraftmessdose ausgewählt. Da eine möglichst exakte Regelung der Vertikalkraft nötig war, wurde auf die Verwendung eines Federelements auf der Kraftmessdose verzichtet. Für die Krafteinleitung ergab sich somit ein Aufbau bestehend aus der Kraftmessdose, dem Kraftübertragungselement und der Lauffläche. Für die Auflagefläche der Rolle wurde gefordert, dass sie eine möglichst geringe Verformung im belasteten Zustand aufwies, weshalb sie aus einem massiven Aluminiumblock kombiniert mit der Lauffläche bestand. In Abb. 3.5 und Abb. 3.6 ist der realisierte Tribometeraufbau vor und während der Messung dargestellt.



Abb. 3.4: Foto des für die Messungen fertig aufgebauten PCCL Tribometers.

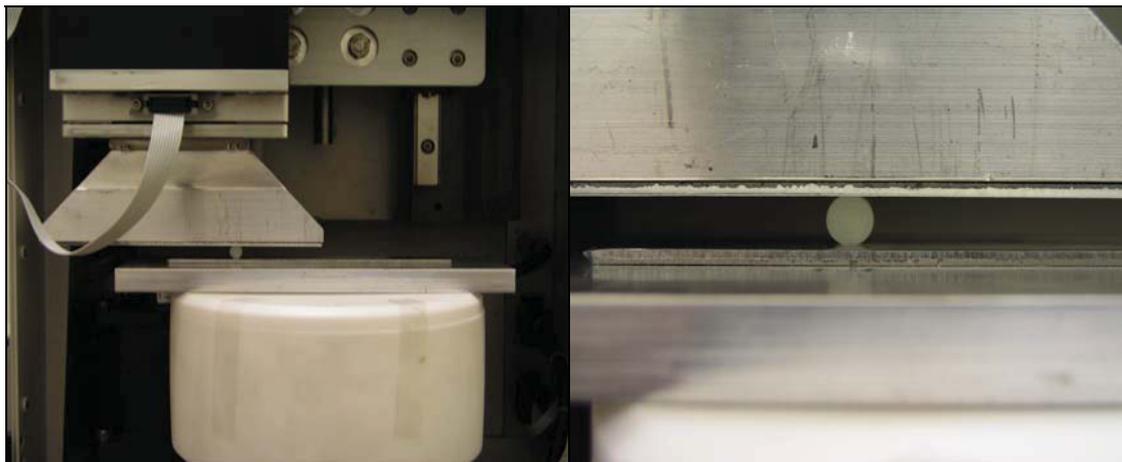


Abb. 3.5: Foto des Tribometeraufbaus während der Messung (links) und Detailaufnahme der Rolle während der Messung (rechts).

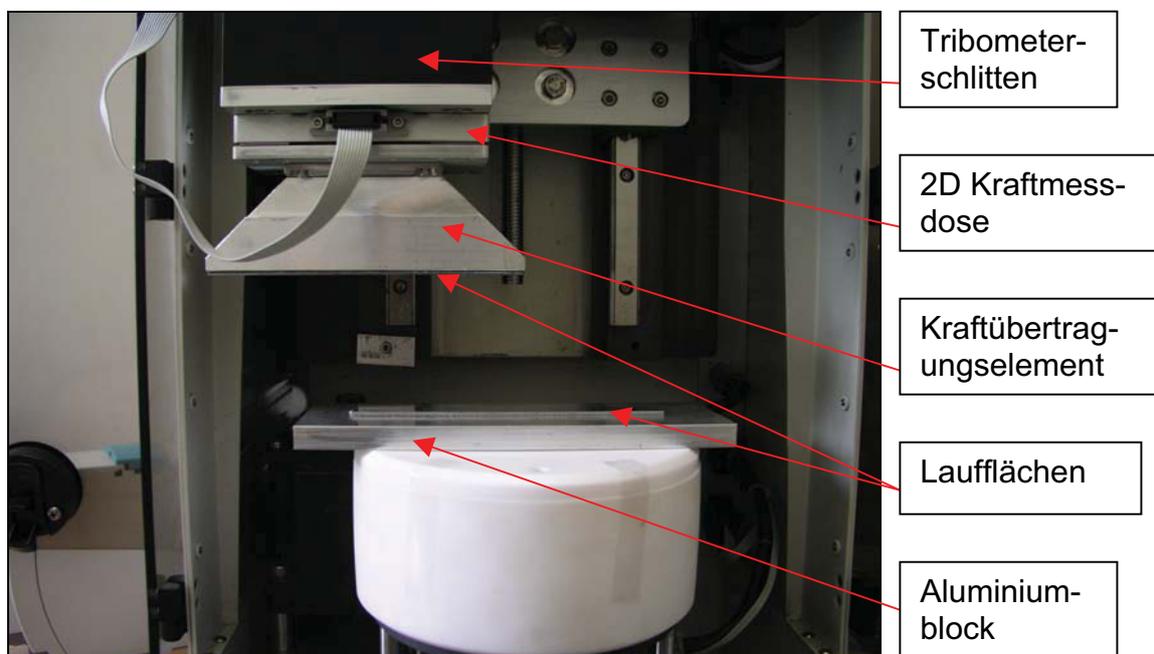


Abb. 3.6: Darstellung des Tribometeraufbaus vor der Messung.

Alle Prüfungen auf dem Tribometer wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. Als Probekörper kamen die unmodifizierten Kunststoffrollen von POM und PEEK zum Einsatz. Es wurden zwei unterschiedliche Lasten bei den Prüfungen verwendet. Ursprünglich wären die Kräfte 160 N und 450 N analog zu den statischen und monotonen Messungen (siehe Abschnitt 3.5.1) geplant gewesen, dies ließ sich aber nicht realisieren. Aufgrund der Ovalität der Rollen nach längerer statischer Belastung kombiniert mit der Regelung der Maschine, wurde während des horizontalen Rollvorganges die zulässige Belastungsgrenze der Kraftmessdose

bei der Messung mit 450 N knapp erreicht bzw. überschritten. Zur Vermeidung dieses Problems wurde mit 350 N anstelle von 450 N gemessen. Infolge der Art der Regelung des Tribometers war es nicht möglich exakte Zeiten für die Lastaufbringung vorzugeben. Der Zeitraum der statischen Belastung der Rollen, in dem die Belastung konstant gehalten wurde, konnte jedoch vorgegeben und verändert werden. Bei den Versuchen wurden vier unterschiedliche Zeiten für die Dauer der statischen Belastung vorgegeben. Für „Sofortiges Abrollen“ wurden bei den Versuchen mit 160 N Last 10 s und bei den Versuchen mit 350 N Last 15 s für diesen Zeitraum vorgegeben. Der Grund, warum für diese Messungen überhaupt eine kurze statische Belastung vorgegeben wurde, lag wiederum an der Regelung des Tribometers. Die 10 s bzw. 15 s sollten gewährleisten, dass die Kraft vollständig aufgebracht und stabilisiert werden konnte. Die weiteren Zeiträume für die konstante, statische Belastung waren 1 h, 24 h und 68 h. Nach der statischen Belastung erfolgte der horizontale Abrollvorgang der Rolle. Die horizontale Bewegung des Aufbaus und in weiterer Folge der Rolle wurde durch das Tribometer realisiert. Der obere Aufbau wurde dabei mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s über eine Strecke von 8 mm bewegt. Während der Versuche wurden die Horizontal- und Vertikalkraft, die Horizontal- und Vertikalverschiebung sowie die Zeit aufgezeichnet. Die Kräfte wurden durch die verwendete Kraftmessdose gemessen die Verschiebungen durch das Tribometer selbst. Die Auswertung erfolgte mit MATLAB.

Da die horizontale Wegstrecke eine gewisse nicht zu vermeidende Steigung aufwies, war es für eine spätere Korrektur der Vertikalverschiebung mit MATLAB nötig Ausgleichsmessungen durchzuführen. Für diese Ausgleichsmessungen wurden die Kurzzeitversuche („Sofortiges Abrollen“) mit Stahlkugeln anstelle der Kunststoffrollen durchgeführt. Die Ausgleichsmessungen mussten sowohl für 160 N als auch für 350 N durchgeführt werden.

Um das Verformungsverhalten der Kunststoffrollen unter realen Bedingungen besser verstehen zu können, wurden in weiterer Folge für das „Sofortige Abrollen“ bei 350 N und für das Abrollen nach 68 h statischer Belastung bei 350 N zweidimensionale FFSA durchgeführt. Dazu wurden die Messungen mit den ursprünglichen Parametern wiederholt, wobei die stirnseitig abgeschliffenen Rollen

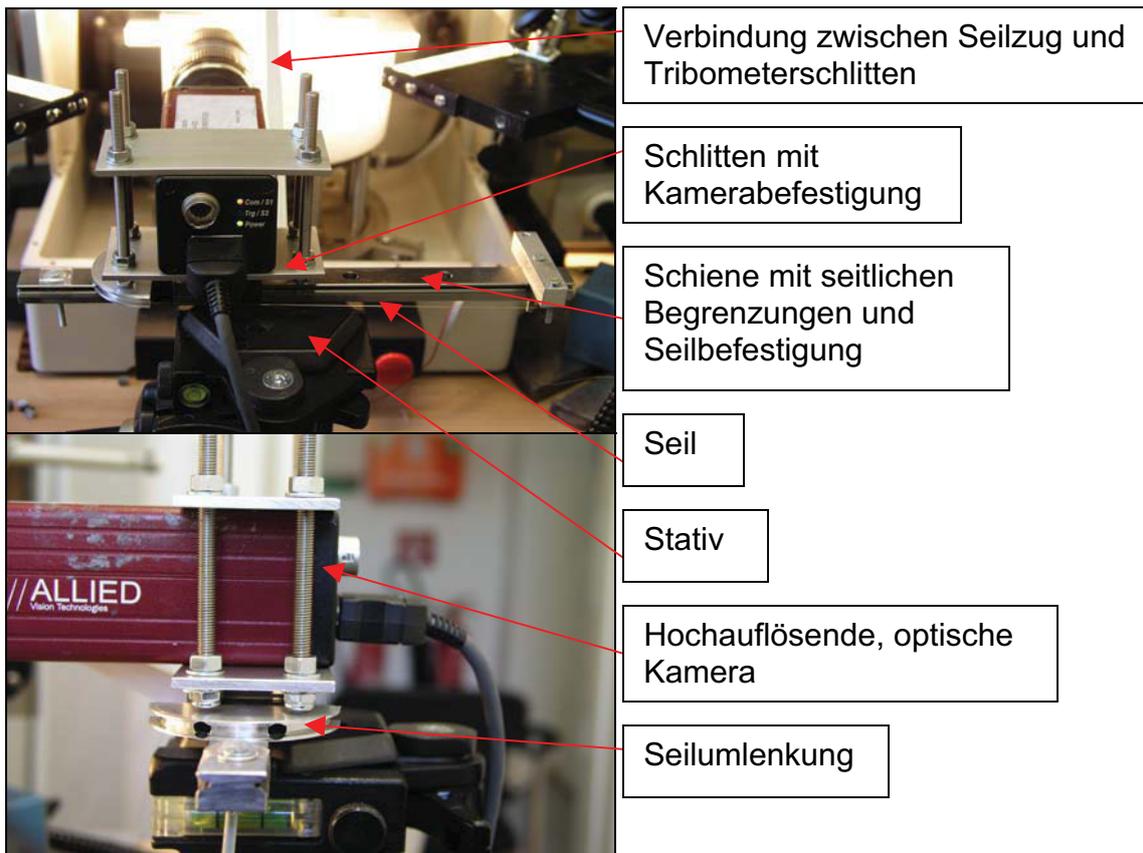


Abb. 3.7: Fotos der Kamerabefestigung mit der horizontalen Führung und Seilzug in Frontansicht (oben) und Seitenansicht (unten).

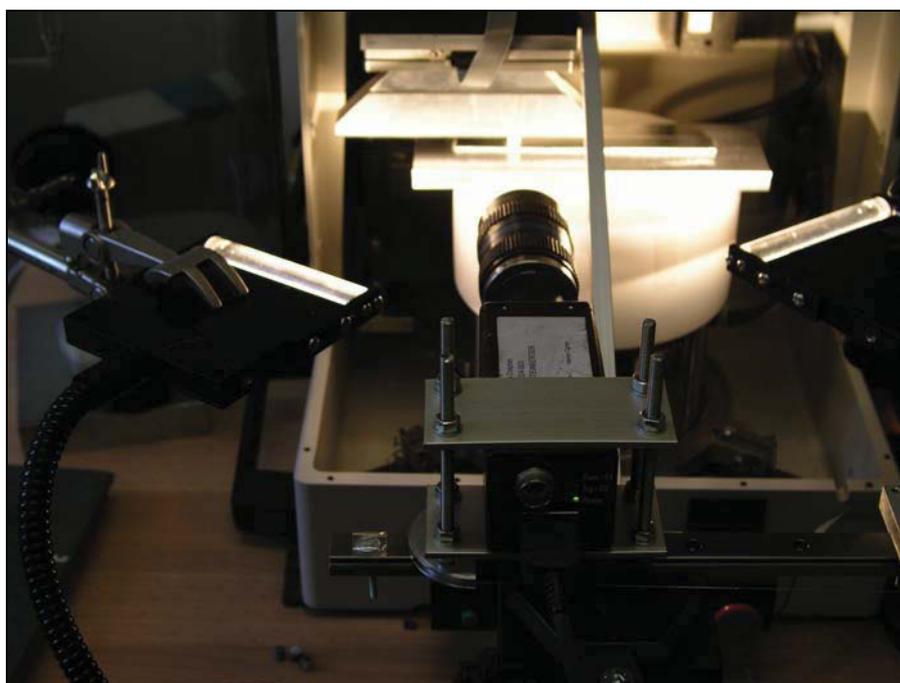


Abb. 3.8: Foto des Messaufbaus der FFSA der Abrollversuche.

(siehe Abschnitt 3.2) über die gesamte Versuchsdauer in gewissen Zeitabständen von einer hochauflösenden optischen Kamera abgebildet wurden. Während des horizontalen Abrollvorgangs wurde die Kamera mittels Seilzug mit der richtigen Geschwindigkeit horizontal mit der Rolle mitbewegt. Das wurde dadurch ermöglicht, dass die Kamera auf einem Schlitten gelagert war, der seinerseits horizontal frei und leicht beweglich auf einer Schiene montiert war. Die ganze Apparatur war auf einem Stativ befestigt. Die Auswertung der aufgenommenen Bilder erfolgte durch die ARAMIS Software. In Abb. 3.7 wird der Aufbau der Kameraführung bei der FFSA gezeigt und in Abb. 3.8 ist der entsprechende Messaufbau dargestellt.

4 SIMULATION

4.1 Allgemeines

Das oberste Ziel aller im Rahmen dieser Diplomarbeit erstellten Simulationsmodelle war es, eine möglichst enge Anknüpfung an die Realität zu realisieren. Aus diesem Grund wurden nur dreidimensionale Modelle verwendet. Weiters wurde der Aufbau der Modelle direkt aus den praktischen Versuchen abgeleitet. Da allen Versuchen das gleiche Prinzip hinsichtlich des Messaufbaus zugrunde lag, waren auch die Modelle hinsichtlich des Grundaufbaus identisch.

Alle Simulationsmodelle bestanden aus drei Komponenten. Als Auflage diente eine unendlich steife, ebene Platte. Diese war durch Sperrung aller Bewegungsfreiheitsgrade im Raum fixiert. Auf dieser Platte befand sich die verformbare Rolle, welche einen Durchmesser von 5,9 mm und eine Länge von 6 mm aufwies. Oberhalb der Rolle befand sich eine weitere unendlich steife, ebene Platte. Mittels dieser Platte wurden die Belastungen auf die Rolle aufgebracht. Die Abb. 4.1 zeigt allgemein den beschriebenen Aufbau der Simulationsmodelle in ABAQUS. Die Berechnungen wurden größtenteils quasi-statisch mit viskoelastischen Materialmodellen durchgeführt, lediglich im Rahmen der Vorsimulation wurde teilweise statisch mit ideal elastisch-plastischen Materialmodellen gerechnet. Der Kontakt zwischen der Mantelfläche der Rolle und den Flächen der unendlich steifen, ebenen Platten wurde reibungslos bzw. mit einem bestimmten Reibungskoeffizienten realisiert.

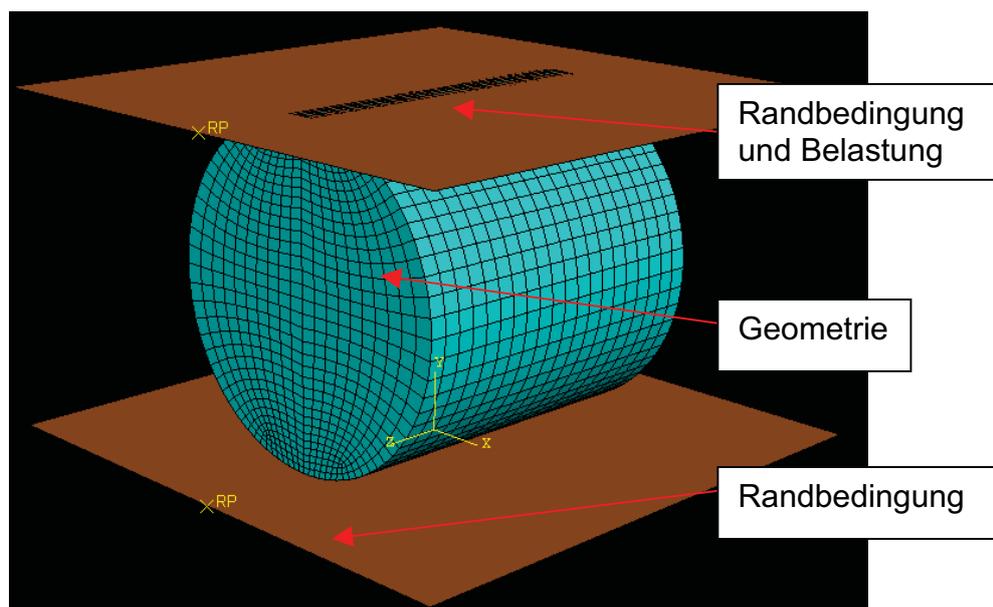


Abb. 4.1: Allgemeine Darstellung des Aufbaus der Simulationsmodelle in ABAQUS.

Die benötigten Daten, welche im Laufe einer Simulationsberechnung ermittelt wurden, wurden im Anschluss an die Simulation aus den Ergebnisdateien exportiert. Die Auswertung der exportierten Ergebnisse wurde mit MATLAB vorgenommen.

Die Parameter für ideal elastisch-plastische Materialmodelle wurden aus zugehörigen Druckversuchen abgeleitet, während die Parameter für viskoelastische Modelle aus zugehörigen Kriechversuchen ermittelt wurden. Die Ermittlung der Parameter aus den Druckversuchen war einfach, da nur der E-Modul und die Fließspannung benötigt wurden. Wesentlich komplexer war die Ermittlung der Parameter aus den Kriechversuchen. Bei den Kriechversuchen handelte es sich ausschließlich um Zugkriechversuche. Durch deren Auswertung erhielt man Verläufe des Zug-Kriechmoduls über der Zeit. Für die Implementierung in ABAQUS waren „Prony Series“ der zeitlichen Verläufe des Schub-Relaxationsmoduls und des Kompressions-Relaxationsmoduls notwendig. Um ausgehend von den Ausgangsverläufen die benötigten Verläufe ermitteln zu können, waren einige Vereinfachungen zu treffen.

Da die Messungen der zeitlichen Verläufe der Querkontraktionszahl aus diversen Gründen keine befriedigenden Ergebnisse lieferten, wurde für die Umrechnung

des zeitlichen Zug-Kriechmodulverlaufs in den Schub-Kriechmodulverlauf eine vereinfachende Annahme getroffen. Bei dieser Annahme ging man davon aus, dass der Kompressions-Kriechmodul über der Zeit konstant blieb. Da dieser in der Realität meist nur geringe Abfälle über der Zeit aufweist, ist diese Annahme für praktische Zwecke häufig durchaus zulässig und brauchbar.

Nach dem elastisch-viskoelastischen Korrespondenzprinzip sind die Umrechnungen innerhalb der viskoelastischen Größen durch Verwendung der Formeln für die Umrechnungen innerhalb der elastischen Größen möglich. Diese Aussage gilt jedoch nur, wenn die viskoelastischen Größen in Laplace transformierter Form vorliegen. Weiters gilt das Korrespondenzprinzip streng genommen nur für den linear viskoelastischen Bereich. Die im Zuge dieser Diplomarbeit durchgeführten Umrechnungen zwischen den viskoelastischen Größen wurden zur Vereinfachung mit den Formeln zur Umrechnung innerhalb der elastischen Größen im Zeitbereich und nicht im Laplace transformierten Bereich durchgeführt. Diese Vereinfachung ist in erster Näherung zulässig, da die auftretenden Fehler in der Regel klein sind. Weiters ist zu erwähnen, dass die selbe Umrechnung auch im nichtlinear viskoelastischen Bereich verwendet wurde. Eine weitere Näherung stellt die Tatsache dar, dass ABAQUS die „Prony Series“ für Relaxationsmoduli verlangt. Allerdings kann man auch hier in erster Näherung davon ausgehen, dass Relaxationsmoduli und Kriechmoduli ungefähr den gleichen Wert aufweisen. Größere Abweichungen zwischen den Werten treten bei Kunststoffen in der Regel in den Übergangsbereichen auf. Weder bei POM noch bei PEEK befindet man sich bei Raumtemperatur in einem Übergangsbereich.

In Abb. 4.2 erkennt man das Schema zur Ermittlung der „Prony Series“ für den Schub-Kriechmodul und für den Kompressions-Kriechmodul aus dem Kriechversuch. Um ausgehend vom Zug-Kriechmodulverlauf den Schub-Kriechmodulverlauf zu ermitteln, wurde im ersten Schritt der Kompressions-Kriechmodul berechnet. Dazu wurden der Wert des Zug-Kriechmodulverlaufs bei der kleinsten gemessenen Zeit und im Falle der Kriechversuche mit FFSA auch der Wert des Querkontraktionsverlaufs bei der kleinsten gemessenen Zeit verwendet und mit Hilfe der entsprechenden Formel aus Tabelle 4.1 der Kompressionskriechmodul berechnet. Die entsprechende Querkontraktionszahl

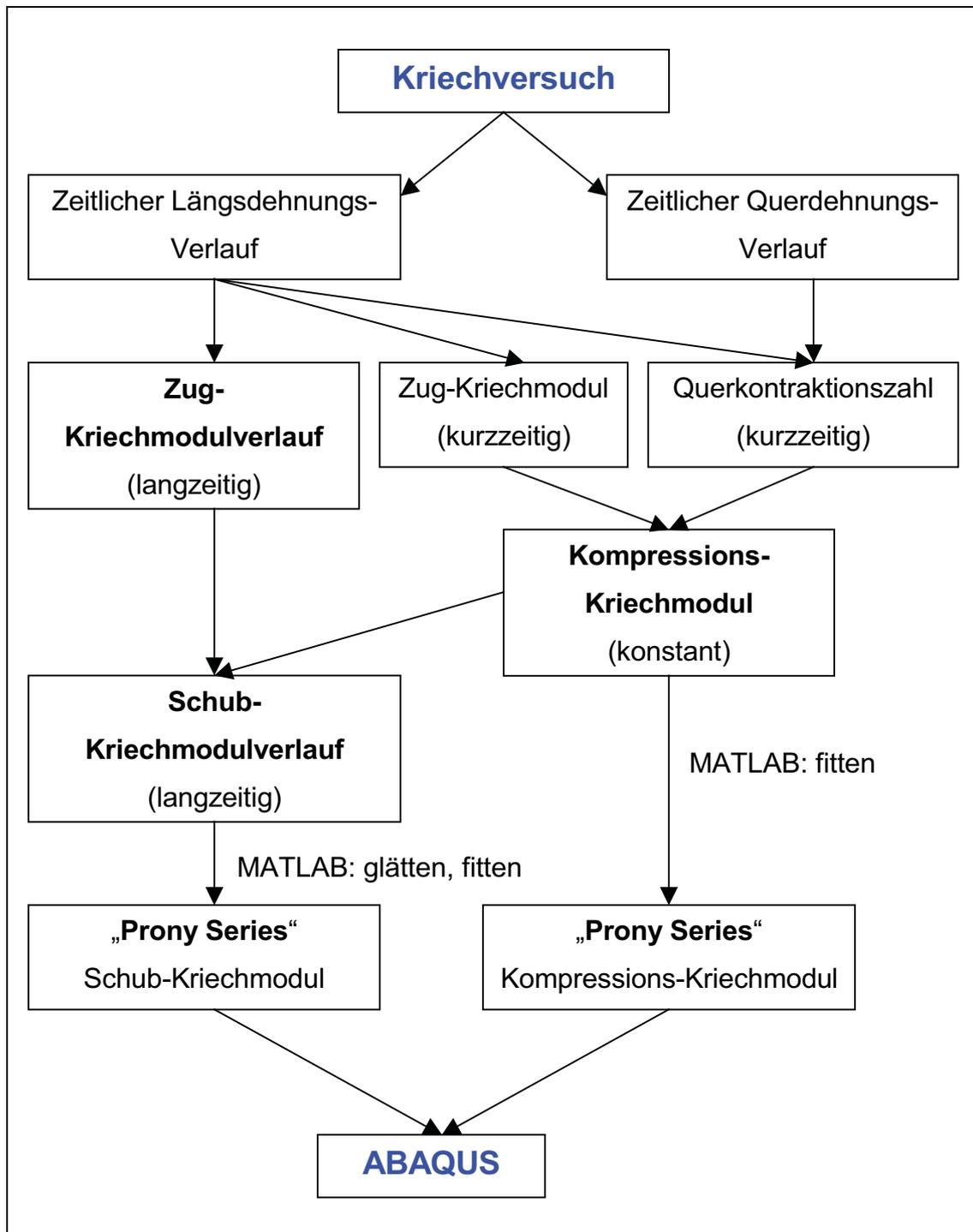


Abb. 4.2: Verwendetes Schema zur Gewinnung der „Prony Series“ aus dem Kriechversuch.

der Vorkriechversuche wurde mit 0,35 (Standardwert für steife Kunststoffe) angenommen. Der erhaltene Wert wurde, wie bereits erwähnt, als konstant über die gesamte Zeit angenommen. In weiterer Folge wurde für jeden gemessenen Zeitpunkt des Zug-Kriechmodulverlaufs der Schub-Kriechmodul unter Verwendung des Kompressions-Kriechmoduls und des jeweiligen Wertes des Zug-Kriechmodulverlaufs berechnet. Die Berechnung erfolgte unter Verwendung der entsprechenden Formel laut Tabelle 4.1.

Tabelle 4.1: Formeln zur Umrechnung innerhalb der elastischen Größen [Schwarzl, 1990].

	(G, E)	(G, K)	(E, K)	(G, μ)	(E, μ)	(K, μ)
Elastizitätsmodul E	-	$\frac{9G \cdot K}{3K + G}$	-	$2G \cdot (1 + \mu)$	-	$3K \cdot (1 - 2\mu)$
Schermodul G	-	-	$\frac{3E \cdot K}{9K - E}$	-	$\frac{E}{2(1 + \mu)}$	$\frac{3K \cdot (1 - 2\mu)}{2(1 + \mu)}$
Kompressionsmodul K	$\frac{E \cdot G}{9G - 3E}$	-	-	$G \cdot \frac{2(1 + \mu)}{3(1 - 2\mu)}$	$\frac{E}{3(1 - 2\mu)}$	-
Poisson-Verhältnis μ	$\frac{E}{2G} - 1$	$\frac{3K - 2G}{2(3K + G)}$	$\frac{1}{2} \left[1 - \frac{E}{3K} \right]$	-	-	-

Die so erhaltenen, zeitlichen Verläufe des Schub-Kriechmoduls und des Kompressions-Kriechmoduls dienten als Basis für die Entwicklung der „Prony Series“. Die Entwicklung erfolgte mittels MATLAB. Zunächst war es nötig, die Kurve des Schub-Kriechmodulverlaufs mittels „Spline“ zu glätten. Für die Entwicklung der „Prony Series“ wurde zunächst deren Grundaufbau verwendet und Retardationszeiten mit konstantem Abstand innerhalb des Zeitbereichs des Verlaufs vorgegeben. Die Ermittlung der unbekanntenen Koeffizienten erfolgte schließlich durch „fitten“ des Schub-Kriechmodulverlaufs mit dieser Gleichung. Um die „Prony Series“ des Kompressions-Kriechmodulverlaufs zu erhalten, wurde analog vorgegangen, allerdings konnte auf das Glätten mit dem „Spline“ verzichtet werden. Aufgrund der Besonderheit des konstanten Verlaufs wurde hier nur eine einzige Retardationszeit vorgegeben, welche sich weit außerhalb des Zeitbereichs der Messung befand. Die so erhaltenen „Prony Series“ wurden für ABAQUS weiter modifiziert und konnten danach direkt in ABAQUS eingegeben werden.

Ein Schwachpunkt des in ABAQUS vorhandenen viskoelastischen Materialmodells ist die Tatsache, dass keine Kombination mit plastischen Materialmodellen möglich ist. Dadurch war es nicht möglich, die in den praktischen Versuchen festgestellte Fließgrenze der Werkstoffe in den Simulationsmodellen zu berücksichtigen. Das viskoelastische Modell in ABAQUS repräsentiert außerdem vollständig reversibles Materialverhalten, irreversible Vorgänge bei der zeitabhängigen Materialantwort werden nicht berücksichtigt.

Die Vorsimulation ergab, dass sich bei der Belastung der Kunststoffrollen durch zwei Druckplatten eine stark inhomogene Spannungsverteilung in den Rollen ausbildet. Bei der Simulation mit den Lasten, welche in den praktischen Versuchen aufgebracht wurden, ergaben sich dabei Spannungsspitzen, die weit über der Linearitätsgrenze der beiden Materialien lagen. Oberhalb der Linearitätsgrenze (im nichtlinear viskoelastischen Bereich) ist das Materialverhalten nicht nur abhängig von der Zeit sondern auch zusätzlich von der Spannung bzw. der Dehnung im Material. Zur Vereinfachung der Problematik wurden die Simulationsmodelle der statischen und monotonen Messungen und der Abrollmessungen für jeden Werkstoff mit unterschiedlichen „Prony Series“ realisiert. Diese wurden jeweils aus den Ergebnissen der Kriechversuche bei 8 MPa und 40 MPa Zugspannung im Probekörper gewonnen. Die „Prony Series“ bei 8 MPa repräsentierte dabei das Verhalten im linear viskoelastischen Bereich und jene bei 40 MPa das Verhalten im nichtlinear viskoelastischen Bereich. Die beiden „Prony Series“ stellten Extremwerte des Materialverhaltens dar, innerhalb derer sich das reale Verhalten bei der inhomogenen Spannungsverteilung bewegen sollte.

4.2 Vorsimulation von Bauteiluntersuchungen

Die Vorsimulation diente einer Abschätzung von auftretenden Spannungen in den Rollen infolge der Lasten, welche im praktischen Einsatz auf die Rollen einwirken. Diese Lasten wurden in weiterer Folge auch bei den statischen und monotonen Messungen und den Abrollmessungen sowie bei den Simulationen dieser Versuche verwendet. Aus den Ergebnissen der Vorsimulation wurde abgeleitet, welche Probekörperspannungen für die Kriechversuche interessant waren. Das war deshalb nötig, da die unterschiedlichen Spannungen innerhalb der Rolle

teilweise weit über den Linearitätsgrenzen von POM und PEEK lagen. Bei diesen Spannungen ist das Materialverhalten nicht nur zeitabhängig sondern auch spannungsabhängig. Aus diesem Grund wurde versucht die in den Rollen auftretenden Spannungen in den Kriechversuchen umzusetzen. Die Durchführung der Vorsimulation diene somit der Vorbereitung der Kriechversuche. In Abb. 4.3 erkennt man die Methodik der Planung und Vorbereitung der Kriechversuche.

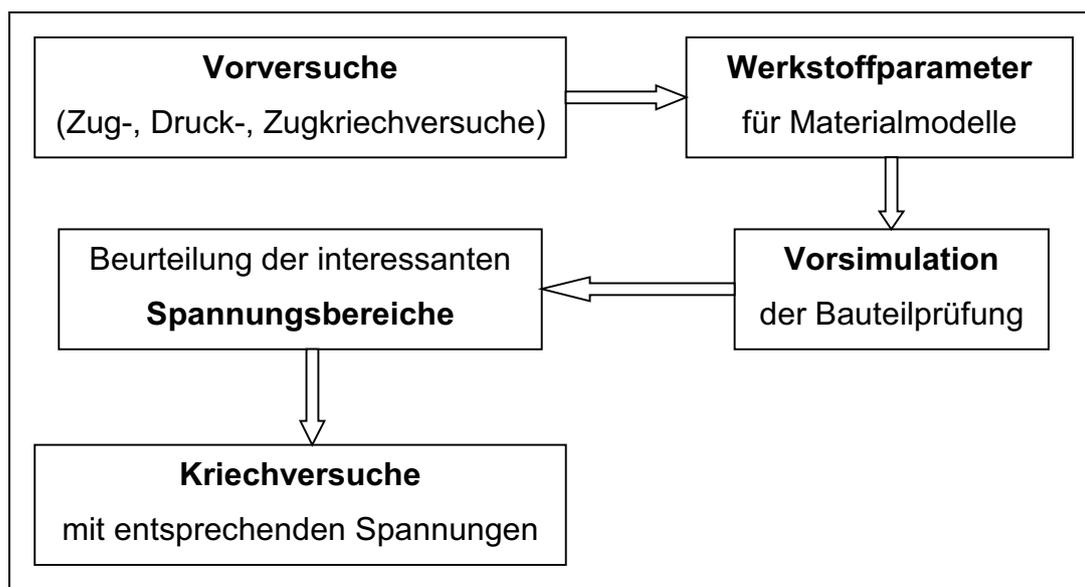


Abb. 4.3: Methodik der Planung und Vorbereitung der Kriechversuche.

Die Vorsimulation wurde, wie in Abschnitt 4.1 bereits erwähnt, zunächst mit einem ideal elastisch-plastischen und als Erweiterung auch mit einem viskoelastischen Materialmodell durchgeführt. Alle notwendigen Materialdaten wurden aus den Druckversuchen und den Kriechversuchen der Vorversuche gewonnen. Für das ideal elastisch-plastische Modell ergab sich dadurch ein E-Modul von 2000 MPa und eine Fließspannung von 100 MPa. Die Querkontraktionszahl wurde mit 0,35 (Standardwert für steife Kunststoffe) angenommen. Die „Prony Series“ für die viskoelastische Vorsimulation wurde aus der „Mastercurve“ des Kriechvorversuchs bei 4 MPa Probekörperspannung und 30 °C gewonnen. Die Vorsimulation wurde ebenso wie die Vorversuche nur für POM durchgeführt.

Als Besonderheit hinsichtlich des Modellaufbaus sei zu erwähnen, dass im Rahmen der Vorsimulation die gesamte Rolle simuliert wurde. Bei der Simulation mit dem elastisch-plastischen Materialmodell wurde die Last monoton und kraftgesteuert aufgebracht. Die Berechnung der Lastaufbringung erfolgte statisch.

Die Simulation mit dem viskoelastischen Materialmodell wurde in zwei Schritten durchgeführt. Zunächst wurde die Last monoton und kraftgesteuert aufgebracht. Dieser Schritt wurde statisch berechnet. Im nächsten Schritt wurde die kraftgesteuerte Last über einen Zeitraum von $2 \cdot 10^6$ s konstant gehalten, wobei die Berechnung quasi-statisch erfolgte. Beide Typen der Vorsimulation wurden jeweils mit 160 N und 450 N Last simuliert. Die Kontaktflächen der Modelle wurden reibungsfrei angenommen.

Neben der Vorbereitung der Kriechversuche dienten die Vorsimulationen weiters als Wegbereiter für die nachfolgenden Simulationen, so wurde u.a. durch Variation des „Mesh“ die optimale „Meshgeometrie“ ermittelt.

4.3 Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)

4.3.1 Simulation der statischen und monotonen Messungen

Bei diesen Simulationen wurden die Messungen, welche unter Abschnitt 3.5.1 beschrieben wurden, nachsimuliert. Zu diesem Zweck orientierten sich die Randbedingungen und Parameter der Simulationen genau an den Prüfbedingungen der Messungen. Die Simulationen dienten der Überprüfung der Vergleichbarkeit der Ergebnisse aus Simulation und Versuch und der Überprüfung der Richtigkeit des aus den Zugkriechversuchen gewonnen Materialgesetzes bei den vorliegenden Belastungsverhältnissen der Rolle.

Die Simulationen wurden für POM und für PEEK mit viskoelastischen Materialmodellen durchgeführt, wobei für jedes Material jeweils mit zwei verschiedenen Materialgesetzen simuliert wurde. Als Grundlage für die Materialgesetze dienten die Zug-Kriechmodulverläufe aus den Kriechversuchen, bei denen mittels ARAMIS eine FFSA durchgeführt wurde. Die FFSA wurde für die Kriechversuche mit 8 MPa Probekörperspannung und 40 MPa Probekörperspannung durchgeführt. Aus dem jeweiligen Zug-Kriechmodulverlauf wurden die zugehörigen „Prony Series“ ermittelt. Dadurch erhielt man die Materialgesetze bei den entsprechenden Probekörperspannungen. Der Grund für die Verwendung von zwei unterschiedlichen Materialgesetzen für jedes Material ist bereits in Abschnitt 4.1 ausführlich dargestellt worden. Dort wird auch erläutert, warum die Kriechgesetze bei 8 MPa und 40 MPa Probekörperspannung verwendet wurden.

Bei diesen Simulationsmodellen wurde die Rolle als Halbmodell implementiert (im Gegensatz zur Vorsimulation). Das bedeutet, dass die Symmetrieebene normal zur Rollennachse ausgenutzt wurde, um durch eine entsprechende Anpassung der Randbedingungen nur die Hälfte der Rolle simulieren zu müssen. Dadurch war es möglich den Rechenaufwand zu verringern. Entsprechend den beiden praktischen Versuchsvarianten gab es zwei Varianten an Simulationsmodellen. Bei der ersten Variante wurde die jeweilige Last monoton aufgebracht. Dies erfolgte in einem Modell kraftkontrolliert und in einem Zweiten verschiebungskontrolliert. Die Zeit für die Aufbringung der Last und die Last selbst wurden jeweils exakt an den Versuch angepasst. Das bedeutet im kraftkontrollierten Fall 45 s und im wegkontrollierten Fall 100 s Zeit für die Aufbringung der Last. Für die Last wurde aus dem Versuch bei kraftkontrollierter Belastung 225 N (Halbmodell) übernommen bei wegkontrollierter Belastung 1 mm. Bei der zweiten Variante von Simulationsmodellen wurde zunächst die jeweilige Last monoton aufgebracht und anschließend über längere Zeit konstant gehalten. Auch hier wurden die Zeiten und Lasten der Versuche verwendet. Als Lasten ergaben sich dadurch 80 N und 225 N (Halbmodelle). Die monotone Aufbringung der Last erfolgte für beide Lasten in 10 s. Die konstante Belastung wurde jeweils 14 h lang aufrecht gehalten. Sowohl die monotonen als auch die konstanten Belastungsvorgänge wurden alle quasi-statisch berechnet. Die Kontaktflächen aller Modelle der beiden Simulationsvarianten wurden reibungsfrei angenommen.

Die interessanten Größen, welche zusätzlich in die Ergebnisfiles ausgeschrieben wurden, waren bei diesen Simulationen die vertikale Reaktionskraft an der unteren Auflageplatte, die vertikale Verschiebung der oberen Platte und die Größe der beiden Kontaktflächen zwischen Mantelfläche der Rolle und oberer bzw. unterer Platte.

4.3.2 Simulation der Abrollmessungen

Durch diese Simulationen wurde versucht ausgewählte Messungen aus Abschnitt 3.5.2 nachzubilden. Die Parameter und Randbedingungen der Simulationen wurden aus den Prüfbedingungen der nachzubildenden Messungen abgeleitet. Durch die Simulationen sollte die Richtigkeit der aus den Kriechversuchen

erhaltenen Materialgesetze und die Vergleichbarkeit zwischen Simulation und Messung überprüft werden.

Die Simulationen wurden für POM und PEEK durchgeführt. Analog zu Abschnitt 4.3.1 wurden je zwei unterschiedliche, viskoelastische Materialgesetze pro Material verwendet. In Abschnitt 4.3.1 sind diese Materialgesetze und deren Ursprung kurz beschrieben.

Auch bei diesen Simulationen wurde die Rolle als Halbmodell implementiert (genauere Beschreibung siehe Abschnitt 4.3.1). Aus den durchgeführten Abrollmessungen wurden für die Nachsimulation jene Versuche ausgewählt, welche auch mittels FFSA näher untersucht wurden. Dabei handelte es sich um jene Versuche mit einer Last von 350 N und einem Zeitraum der statischen Belastung von 15 s („Sofortiges Abrollen“) bzw. 68 h. Im Falle des Simulationsmodells des „Sofortigen Abrollens“ wurde zunächst die vertikale Last von 175 N (Halbmodell) in einem Zeitraum von 15 s monoton aufgebracht. Danach erfolgte unmittelbar der Abrollvorgang, bei dem die Last konstant auf 175 N gehalten wurde. In diesem Schritt wurde die obere Platte in einem Zeitraum von 8 s mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/s in horizontaler Richtung bewegt, wodurch die Rolle eine Abrollbewegung ausführte. Das Simulationsmodell mit längerer statischer Belastung war ähnlich aufgebaut wie das Simulationsmodell für das „Sofortige Abrollen“. Ein Unterschied lag in der Dauer der monotonen Lastaufbringung am Beginn der Simulation, welche in 10 s anstelle von 15 s durchgeführt wurde. Die Last betrug ebenfalls 175 N (Halbmodell). Auf die monotone Lastaufbringung folgte der statische Belastungsvorgang. Bei diesem wurde die Last für einen Zeitraum von 68 h konstant gehalten. Im Anschluss daran erfolgte der Abrollvorgang, bei dem die gleichen Parameter verwendet wurden wie beim „sofortigen Abrollen“. Die Berechnung der einzelnen Schritte der beiden Simulationsmodelle erfolgte quasi-statisch. Die vertikale Last wurde in allen Schritten kraftgesteuert. Um die Simulation des Abrollvorganges zu ermöglichen, war es bei diesen Modellen nötig einen Reibungskoeffizienten zwischen den Kontaktflächen vorzugeben. Es wurde für alle Simulationsmodelle und Materialien einheitlich ein Wert von $\mu = 0,3$ gewählt, welcher einen groben Schätzwert für die Reibung aller verwendeten Materialien gegen Stahl darstellt.

Die interessanten Größen, welche hier zusätzlich in die Ergebnisfiles ausgeschrieben wurden, waren die vertikale und die horizontale Reaktionskraft an der unteren Auflageplatte, die vertikale Verschiebung der oberen Platte und die Größe der beiden Kontaktflächen zwischen Mantelfläche der Rolle und oberer bzw. unterer Platte. Während des Abrollvorgangs wurde zusätzlich die horizontale Verschiebung der oberen Platte ausgeschrieben.

5 ERGEBNISSE UND DISKUSSION

5.1 Vorversuche und Vorsimulation

An dieser Stelle seien die Ergebnisse der in Abschnitt 3.3 beschriebenen Vorversuche und der in Abschnitt 4.2 beschriebenen Vorsimulationen dargestellt. Die Abb. 5.1 und Abb. 5.2 zeigen die Ergebnisse der Druckprüfungen an den stirnseitig abgedrehten POM Rollen in Form von technischen und wahren Spannungs-Dehnungsdiagrammen. Die Gestalt und das Niveau der Kurven weist kaum Besonderheiten auf und die Ergebnisse scheinen daher realistisch

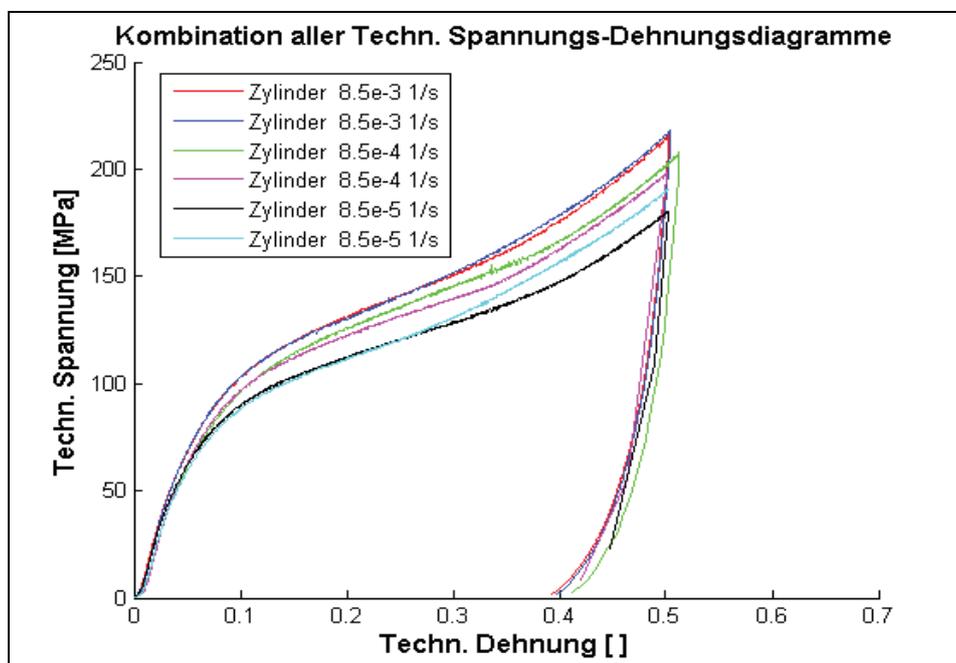


Abb. 5.1: Technisches Spannungs-Dehnungsdiagramm der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Druckprüfungen an den stirnseitig abgedrehten POM Rollen.

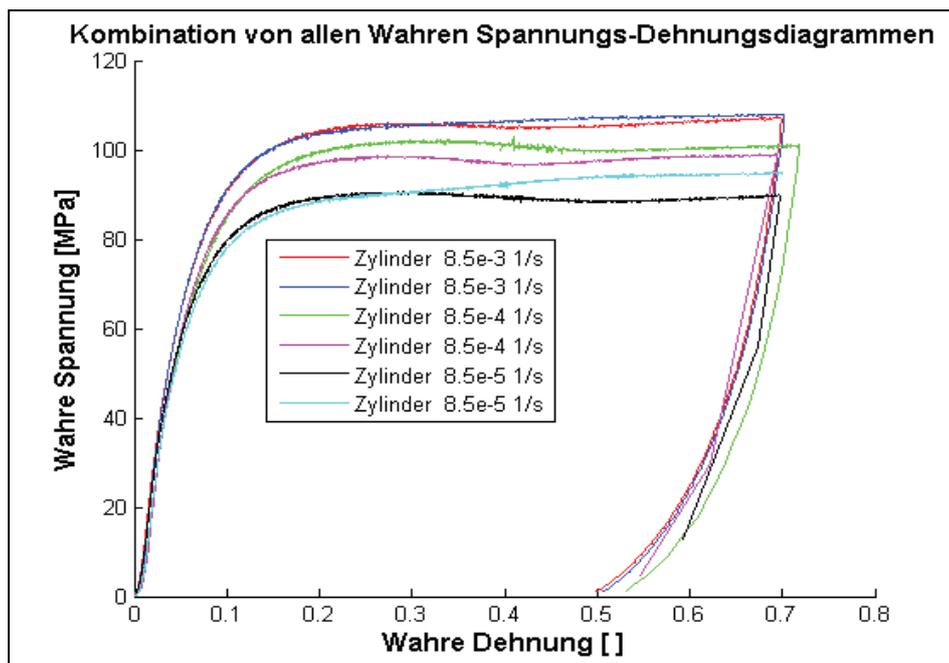


Abb. 5.2: Wahres Spannungs-Dehnungsdiagramm der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Druckprüfungen an den stirnseitig abgedrehten POM Rollen.

zu sein. Lediglich im „post-yield“ Bereich treten geringe Abweichungen zwischen den Kurven mit den selben Belastungsgeschwindigkeiten auf. Da die Abweichungen für die weiteren Zwecke unbedeutend sind, wird auf deren Gründe nicht näher eingegangen. Die Ergebnisse der Druckprüfungen an den POM Rollen mit durchgängiger, mittiger Bohrung sind in Form technischer und wahrer Spannungs-Dehnungsdiagramme im Anhang (Abschnitt 8.1) dargestellt.

Die Abb. 5.3 und Abb. 5.4 zeigen die Ergebnisse der Zugversuche an den ISO-Zugprüfkörpern aus POM ebenfalls in Form von technischen und wahren Spannungs-Dehnungsdiagrammen. Die Gestalt und das Niveau erscheinen auch für diese Kurven realistisch und weisen kaum Besonderheiten auf. Auffällig ist allerdings, dass die Abweichungen zwischen den Kurven mit der gleichen Belastungsgeschwindigkeit bereits viel früher als bei den Diagrammen der Druckprüfungen auftreten und nicht nur auf den Fließbereich beschränkt sind. Da jedoch auch diese Abweichungen für die weiteren Zwecke unbedeutend sind, wird auf deren Gründe nicht eingegangen.

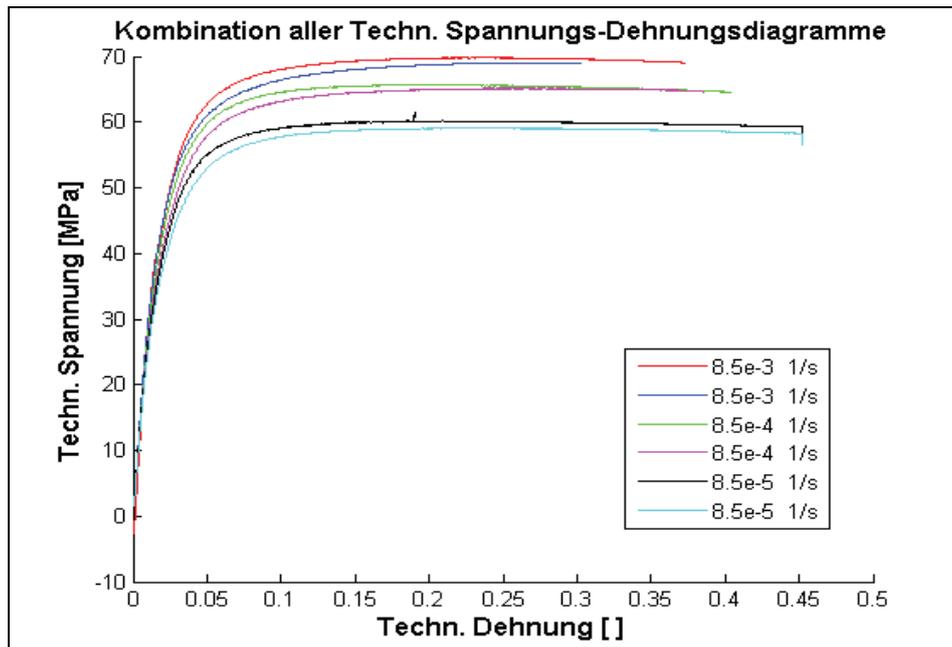


Abb. 5.3: Technische Spannungs-Dehnungsdiagramme der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Zugprüfungen an ISO-Zugprüfkörpern aus POM.

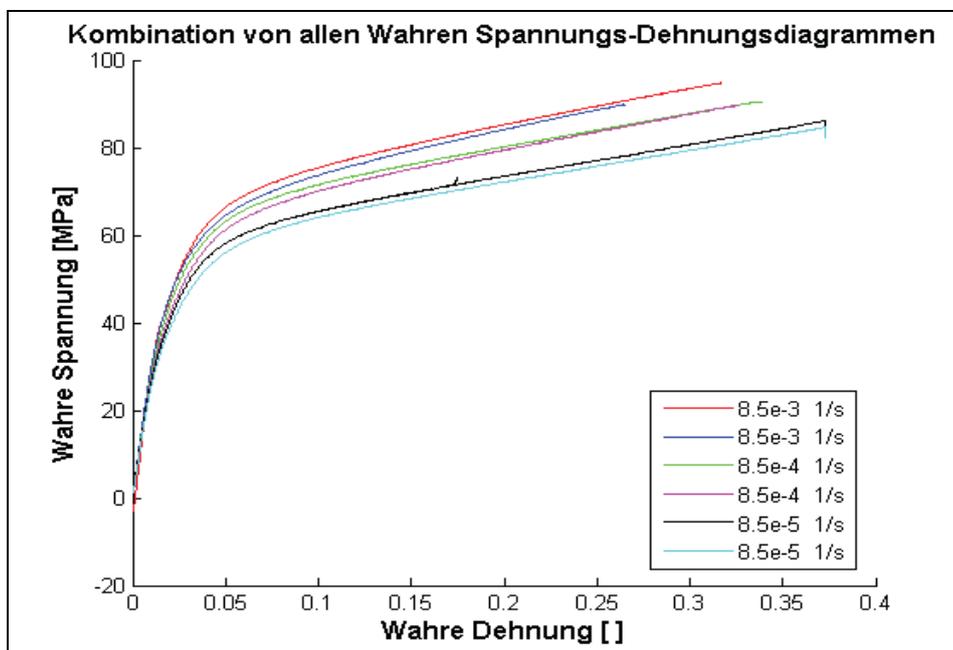


Abb. 5.4: Wahre Spannungs-Dehnungsdiagramme der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Zugprüfungen an ISO-Zugprüfkörpern aus POM.

Die Ergebnisse der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Kriechversuche sind in Abb. 5.5 – Abb. 5.7 dargestellt.

Bei Abb. 5.5 und Abb. 5.6 handelt es sich um die zeitlichen Zug-Kriechmodulverläufe der vier Probekörperspannungen bei den beiden Prüftemperaturen. Die ursprüngliche Probekörperspannung von 2 MPa wurde hier bereits durch 18 MPa ersetzt. Erwartungsgemäß müsste das Niveau der Kurven mit zunehmender Probekörperspannung und zunehmender Temperatur abnehmen. Im Falle der gesteigerten Temperatur werden diese Erwartungen erfüllt. Betrachtet man die Verläufe bei den verschiedenen Probekörperspannungen so erkennt man gewisse Abweichungen von den Erwartungen. Die betroffenen Kurven sind bei 30 °C die Verläufe bei 12 MPa und 18 MPa Probekörperspannung und bei 50 °C die Verläufe bei 4 MPa und 8 MPa Probekörperspannung. Diese Abweichungen sind wahrscheinlich durch Messfehler, Materialinhomogenitäten und Einschlüsse bzw. Lunker begründbar. Eine weitere Erklärung für dieses Fehlverhalten könnte eine fehlerhafte Lastaufbringung durch den Kriechprüfstand oder Probleme beim

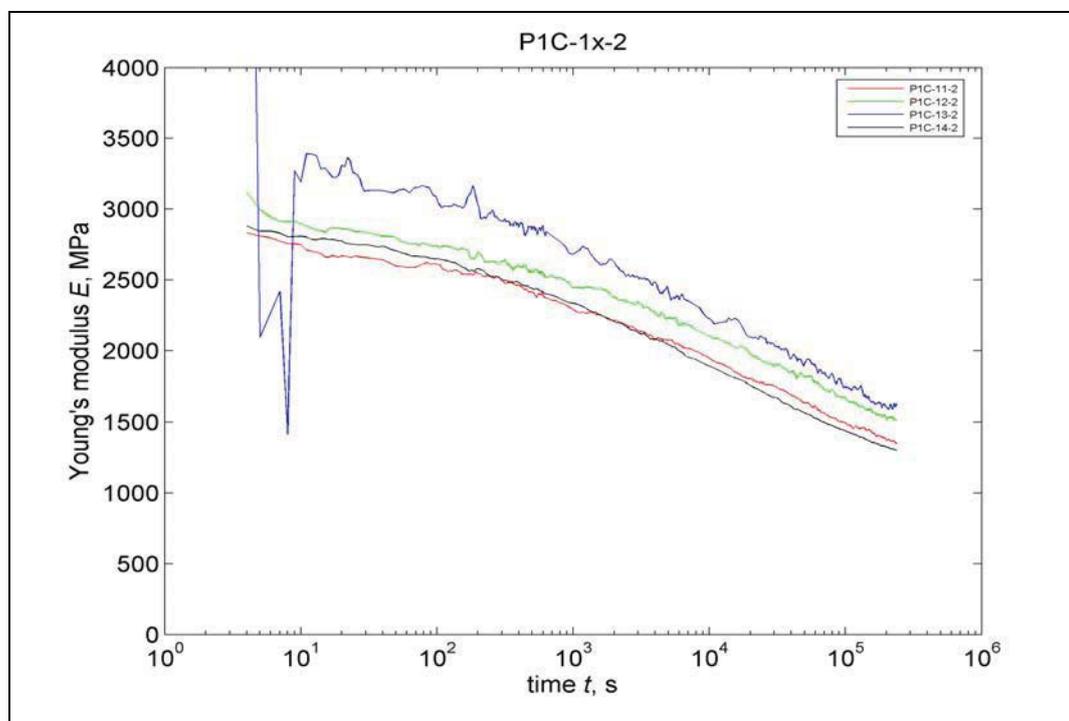


Abb. 5.5: Zeitliche Zug-Kriechmodulverläufe der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Kriechversuche mit POM bei 30 °C; P1C-11-2 = 12 MPa, P1C-12-2 = 8 MPa, P1C-13-2 = 4 MPa, P1C-14-2 = 18 MPa.

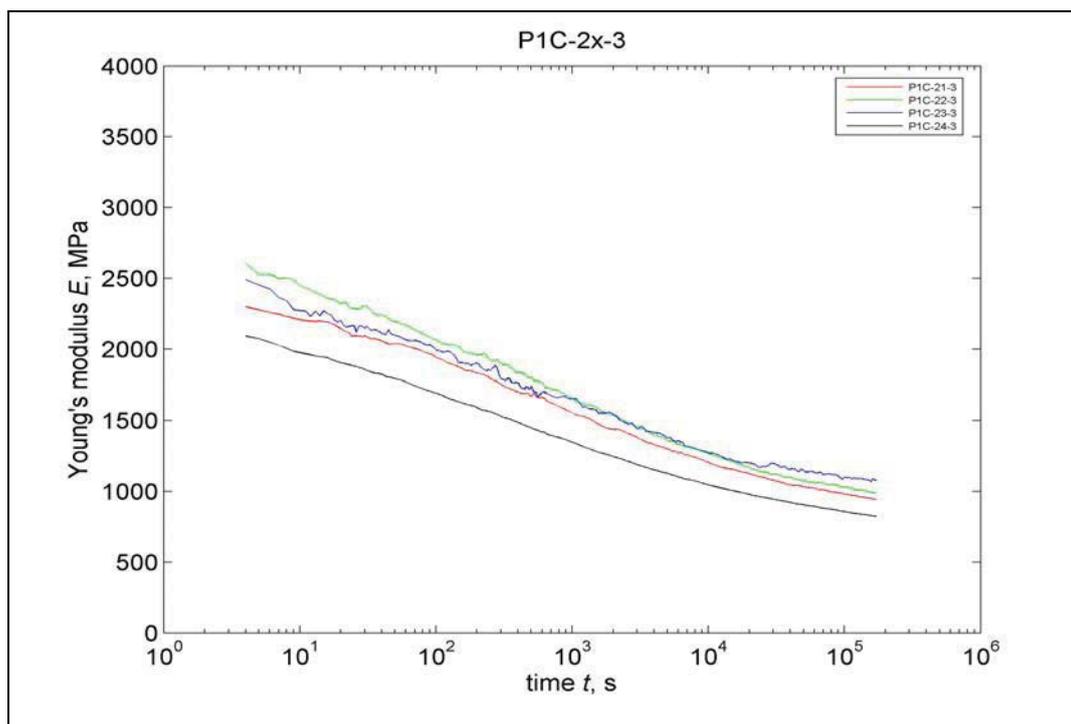


Abb. 5.6: Zeitliche Zug-Kriechmodulverläufe der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Kriechversuche mit POM bei 50 °C; P1C-21-3 = 12 MPa, P1C-22-3 = 8 MPa, P1C-23-3 = 4 MPa, P1C-24-3 = 18 MPa.

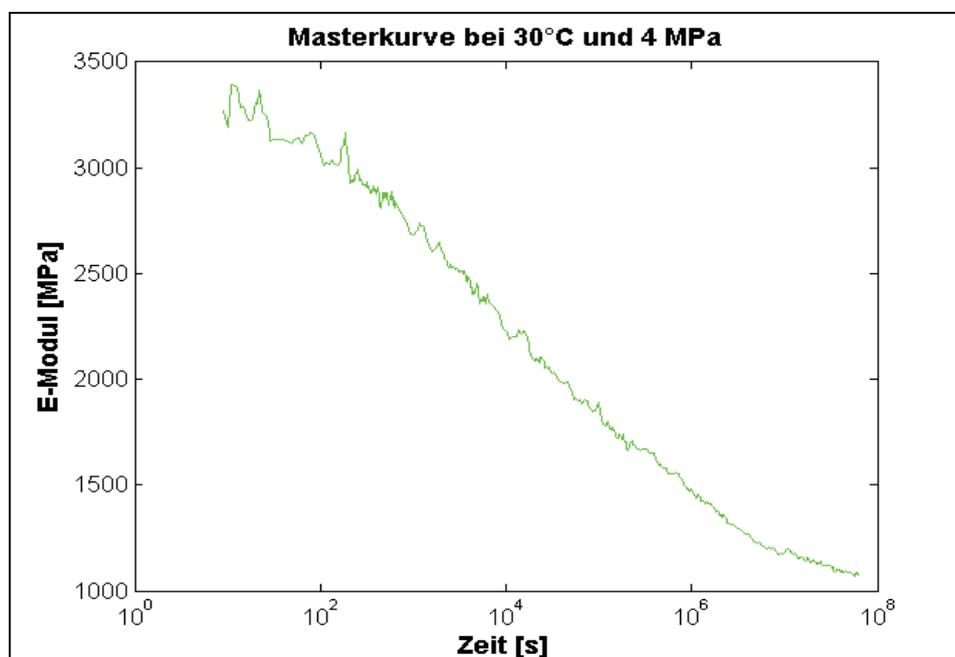


Abb. 5.7: „Mastercurve“ des Zug-Kriechmoduls (4 MPa Probekörperspannung, bezogen auf 30 °C) aus den Kriechversuchen der Vorversuche.

Auswerten sein. Speziell zu erwähnen ist die Kurve bei 30 °C und 4 MPa. Der Verlauf am Beginn dieser Kurve weicht stark vom restlichen Teil ab. Dieser Effekt stammt von der Lastaufbringung am Beginn der Messung. Weiters ist der Niveauunterschied zu den anderen Kurven in der ersten Hälfte des Verlaufs im Vergleich zu hoch. Die möglichen Gründe hierfür sind identisch mit jenen zur Erklärung der Abweichung des erwarteten Niveauverhaltens bei den unterschiedlichen Probekörperspannungen.

Die Abb. 5.7 zeigt die „Mastercurve“ des Zug-Kriechmoduls bei 4 MPa Probekörperspannung und bezogen auf eine Temperatur von 30 °C, welche aus den in Abb. 5.5 und Abb. 5.6 dargestellten Ergebnissen unter Anwendung der Zeit-Temperaturverschiebung entwickelt wurde. Die daraus abgeleiteten „Mastercurves“ des Schub-Kriechmoduls und des Kompressions-Kriechmoduls sind im Anhang (Abschnitt 8.1) abgebildet. Der Anhang beinhaltet zusätzlich die „Prony Series“ zur Approximation und Implementierung der „Mastercurves“ von Schub-Kriechmodul und Kompressions-Kriechmodul in ABAQUS.

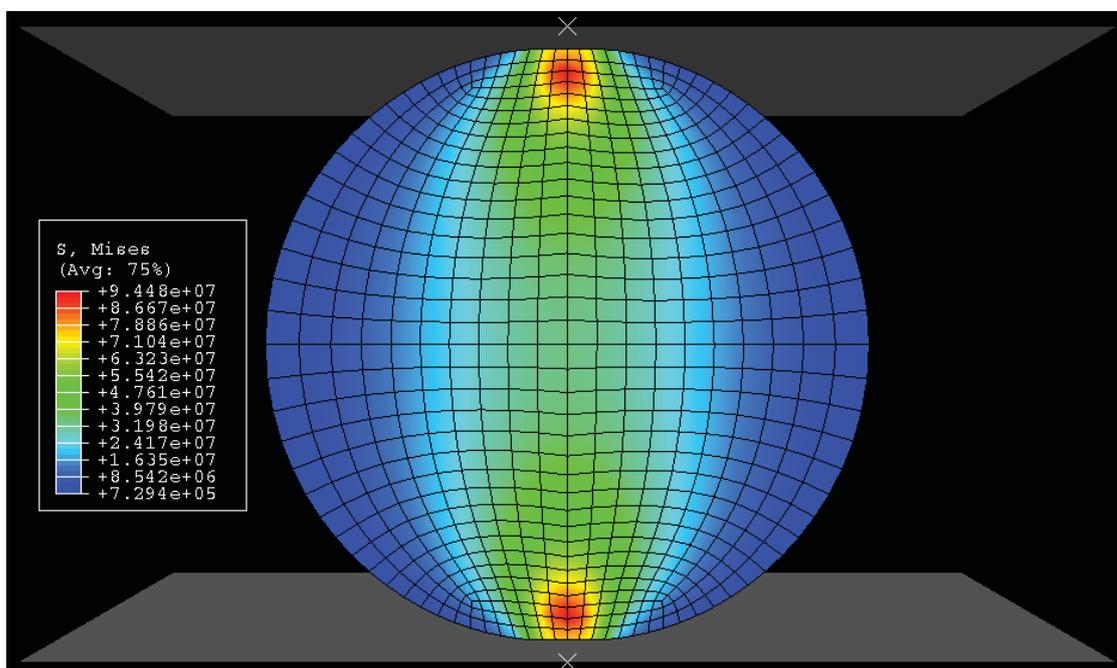


Abb. 5.8: Darstellung der Mises-Spannungsverteilung gemäß Vorsimulation mit ideal elastisch-plastischem Materialgesetz.

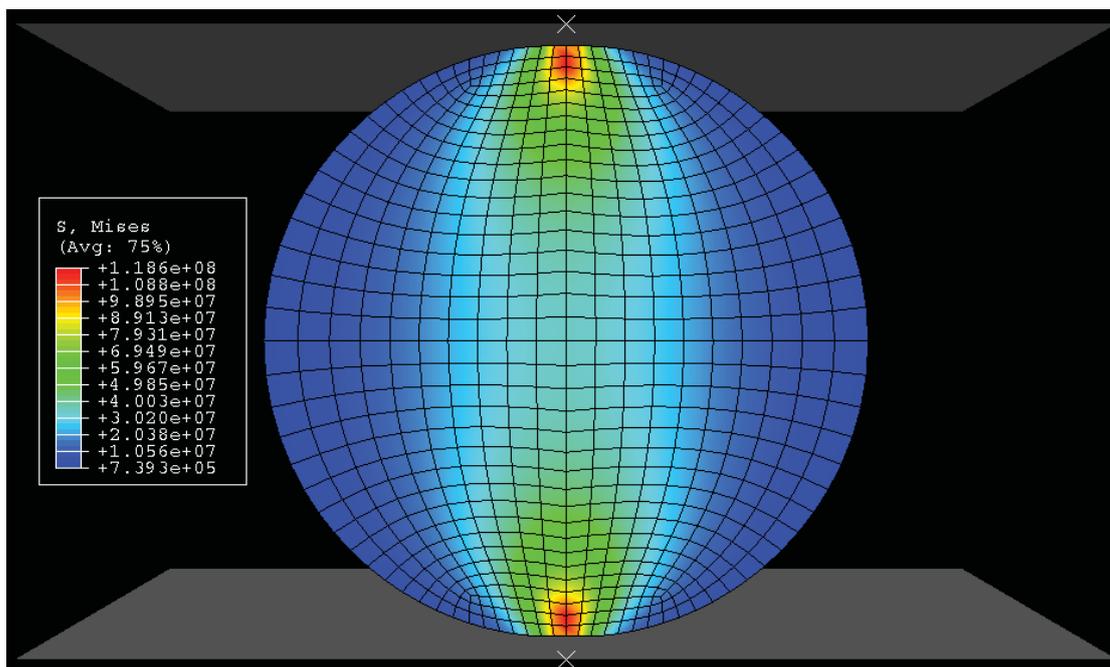


Abb. 5.9: Darstellung der Mises-Spannungsverteilung gemäß Vorsimulation mit viskoelastischem Materialgesetz unmittelbar nach Aufbringung der Last (Zeit = 0 s).

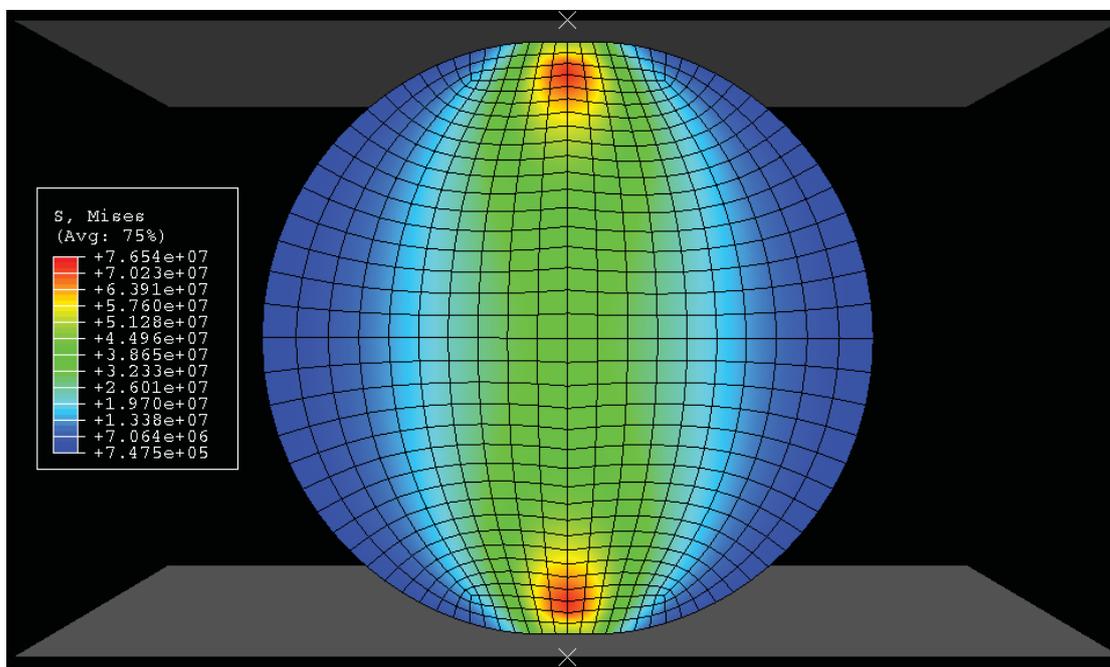


Abb. 5.10: Darstellung der Mises-Spannungsverteilung gemäß Vorsimulation mit viskoelastischem Materialgesetz nach dem Ende der Simulation (Zeit = $2 \cdot 10^6$ s).

In Abb. 5.8 - Abb. 5.10 sind die Mises-Spannungsverteilungen, welche bei den Vorsimulationen ermittelt wurden, gezeigt. Die Abb. 5.8 zeigt die Spannungsverteilung bei der Simulation mit dem ideal elastisch-plastischen Materialgesetz, Abb. 5.9 und Abb. 5.10 zeigen die Spannungsverteilungen bei der Simulation mit dem viskoelastischen Materialgesetz am Beginn bzw. am Ende der Simulation. Man kann daraus deutlich die Abnahme der maximalen Mises-Spannung in der Rolle mit zunehmender Zeit erkennen. Weiters erkennt man eine Verteilung der Spannung über größere Bereiche mit zunehmender Zeit. Der Grund für die höheren Spannungen am Beginn der viskoelastischen Simulation im Vergleich zur elastisch-plastischen Simulation liegt darin, dass der Instantwert des Zug-Kriechmoduls aus den Kriechversuchen der Vorversuche wesentlich höher ist als der E-Modul, welcher aus den Druckversuchen abgeleitet wurde. Aufgrund der hohen, lokalen Maximalspannungen, welche sich aus der Vorsimulation ergaben, wurde für die Kriechversuche die höchste Probekörperspannung, die sinnvoll realisierbar war, in Abstufungen verwendet. Diese höchste, sinnvolle Probekörperspannung ergab sich mit 40 MPa.

5.2 Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche)

Die Abb. 5.11 und Abb. 5.12 stellen die „Mastercurves“ der zeitlichen Zug-Kriechmodulverläufe von POM und PEEK bei den jeweiligen Probekörperspannungen dar, welche aus den Ergebnissen der Kriechversuche (siehe Abschnitt 3.4) unter Anwendung des Zeit-Temperatur Verschiebungsprinzips erhalten wurden.

Die Abb. 5.11 zeigt die „Mastercurves“ von POM bezogen auf eine Temperatur von 23 °C. Die Kurve bei 8 MPa Probekörperspannung wurde nur durch Zeitverschiebung ermittelt, da angenommen wurde, dass sich POM bei dieser Belastung im linear viskoelastischen Belastungsbereich befand. Zur Ermittlung der übrigen Kurven wurde neben der Zeitverschiebung zusätzlich eine Dehnungsverschiebung durchgeführt, um den Einfluss der höheren Spannung zu korrigieren. Die jeweiligen Verschiebungsfaktoren ergaben sich durch die geforderte Überlappung der Ausgangskurven hinsichtlich des Zug-Kriechmoduls. Das Niveau und die Gestalt der einzelnen Kurven erscheinen im Allgemeinen realistisch und brauchbar. Lediglich der starke Abfall der 8 MPa Kurve ab 10^4 s auf

ein Niveau, welches unter jenem der 18 MPa Kurve liegt, ist negativ anzuführen. Da während den Messungen keine auffälligen Probleme auftraten, können hier als Begründung nur Vermutungen genannt werden. Die Ursachen können vom Material, von der Messung oder von der Entwicklung der „Mastercurves“ stammen. Als Ursachen kommen hinsichtlich des Materials Inhomogenitäten, Lunker und Einschlüsse und hinsichtlich der Messung Probleme bei der Lastaufbringung, der Temperaturregelung oder der Auswertung in Frage. Im Zuge der Entwicklung der „Mastercurves“ kann es u.a. zu einer unvorteilhaften Kombination der einzelnen Ausgangskurven kommen, wodurch in den fertigen „Mastercurves“ Scheineffekte auftreten können.

Die Abb. 5.12 zeigt die „Mastercurves“ von PEEK bezogen auf eine Temperatur von 23 °C. Die Entwicklung der Kurven aus den Ergebnissen der Kriechversuche erfolgte zunächst analog zur Entwicklung der „Mastercurves“ von POM. Da die so erhaltenen Kurven allerdings nicht realistisch waren und keinen Sinn ergaben, mussten mehrere Modifikationen vorgenommen werden. Als Erstes wurden die

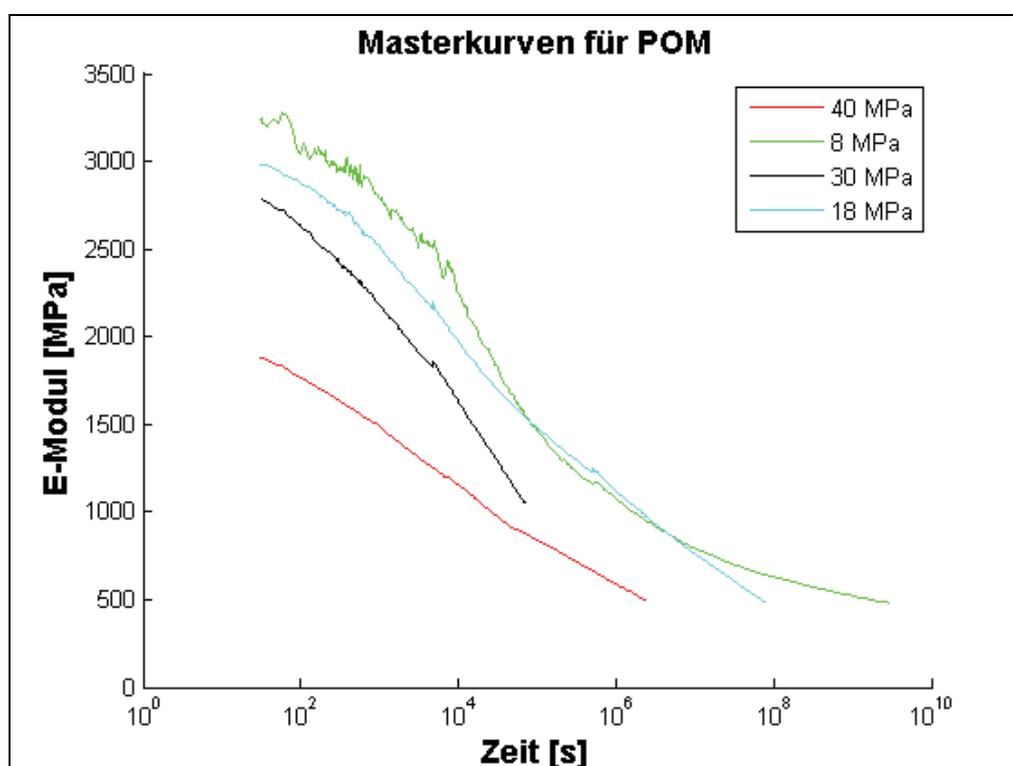


Abb. 5.11: Darstellung der aus den Ergebnissen der Kriechversuche entwickelten „Mastercurves“ von POM bezogen auf 23 °C.

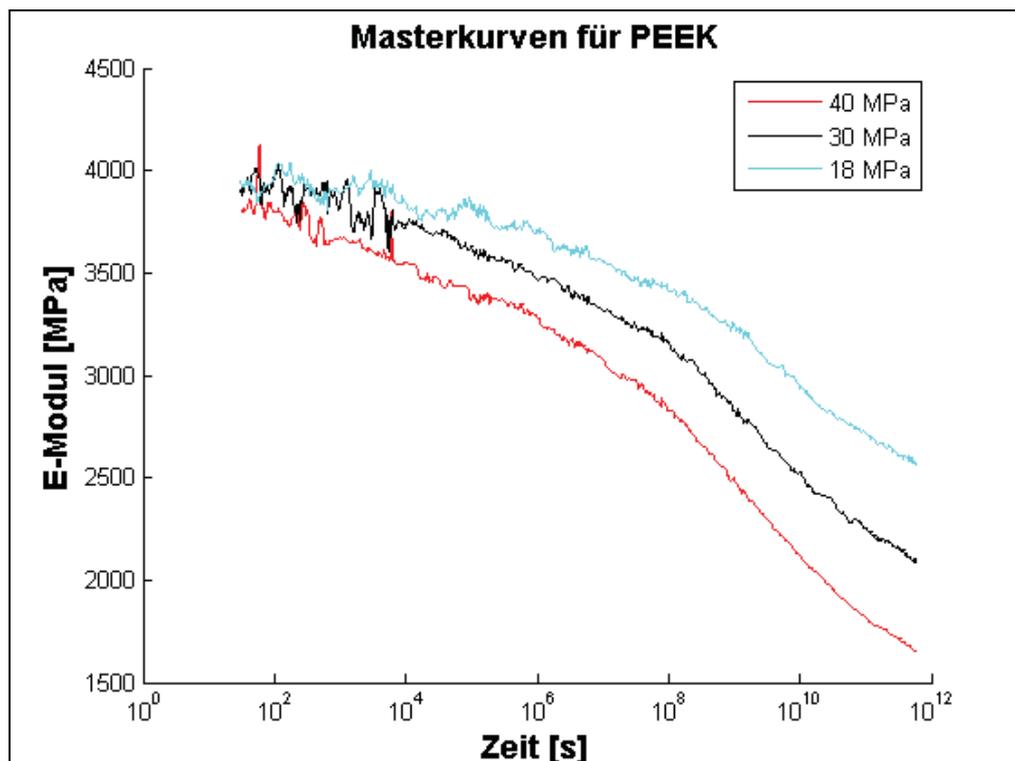


Abb. 5.12: Darstellung der aus den Ergebnissen der Kriechversuche entwickelten „Mastercurves“ von PEEK bezogen auf 23 °C.

ursprünglichen Zeitverschiebungsfaktoren, welche im Zuge der Entwicklung der „Mastercurves“ ermittelt wurden, ersetzt durch Zeitverschiebungsfaktoren aus DMA Messungen. Um realistische Niveaus der Kurven zu erhalten, wurden diese mit Hilfe von Ergebnissen aus Zugversuchen nachträglich angepasst. Leider konnte trotz der durchgeführten Modifikationen keine sinnvolle „Mastercurve“ bei 8 MPa Probekörperspannung generiert werden, weshalb diese Kurve in der Darstellung in Abb. 5.12 nicht aufscheint. Bei den restlichen, dargestellten „Mastercurves“ ergaben die Modifikationen hingegen realistische und sinnvolle Verläufe. Der Grund für die aufgetretenen Probleme bei der Entwicklung der „Mastercurves“ von PEEK liegt darin, dass PEEK in den Kriechversuchen eine sehr geringe Kriechneigung zeigte. Diese Aussage gilt unterhalb von 100 °C für alle Lasten.

In Abb. 5.13 – Abb. 5.16 sind alle durch FFSA mittels ARAMIS gemessenen, zeitlichen Zug-Kriechmodulverläufe dargestellt. Aus diesen Verläufen wurden die Materialgesetze für die unter Abschnitt 4.3.1 und 4.3.2 beschriebenen Simulationen gewonnen. Es ist anzumerken, dass die Niveaus der Kurven bei 8

MPa Probekörperspannung wesentlich unter den Niveaus liegen, welche aus den konventionellen Kriechversuchen bei der entsprechenden Probekörperspannung erhalten wurden, während die Übereinstimmung für die Kurven bei 40 MPa Probekörperspannung besser ist. Besonders dramatisch ist dieser Effekt bei PEEK ausgeprägt, wo das Niveau der 8 MPa Kurve sogar unter dem Niveau der 40 MPa Kurve liegt. Interessanterweise passen für alle Messungen die Abnahmen der Kriechmoduli gut mit jenen der konventionellen Kriechversuche zusammen. Weiters weist die 8 MPa Kurve von PEEK eine besonders starke Streuung auf, wobei diese wahrscheinlich darauf zurückzuführen ist, dass der Abfall des Moduls über der Zeit sehr gering ist und die Streuungen daher relativ gesehen größer sind. Ein möglicher Grund für die Abweichungen der 8 MPa Kurven der FFSA Kriechprüfungen von den konventionellen Kriechprüfungen könnte die Tatsache sein, dass bei den konventionellen Messungen kein Tempern der Probekörper durchgeführt wurde. Möglicherweise ist es auch von Bedeutung, dass bei den

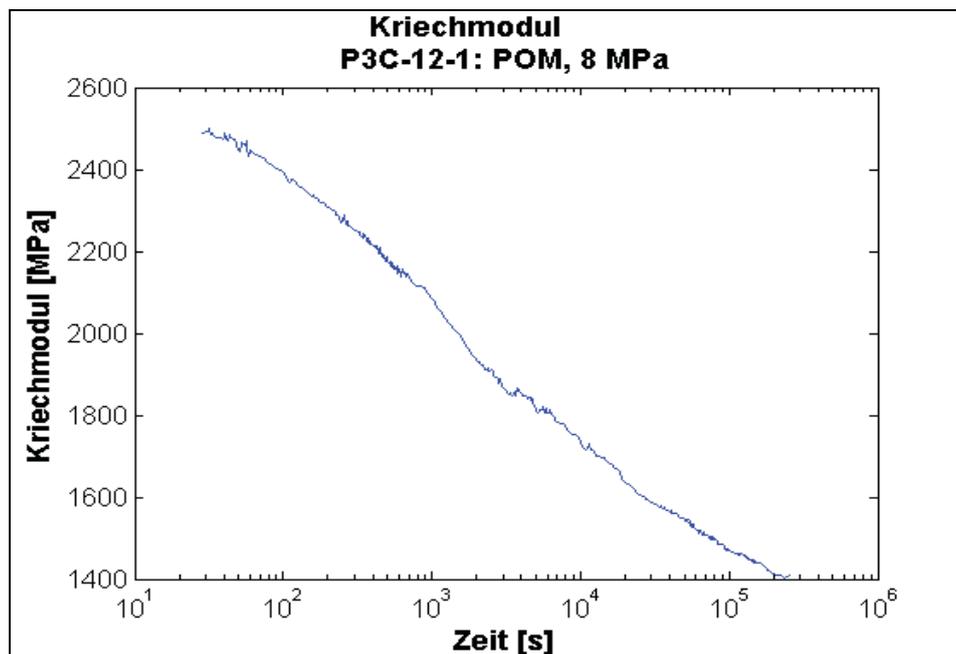


Abb. 5.13: Darstellung des durch FFSA mittels ARAMIS erhaltenen, zeitlichen Zug-Kriechmodulverlaufs von POM bei einer Probekörperspannung von 8 MPa (Temperatur = 23 °C).

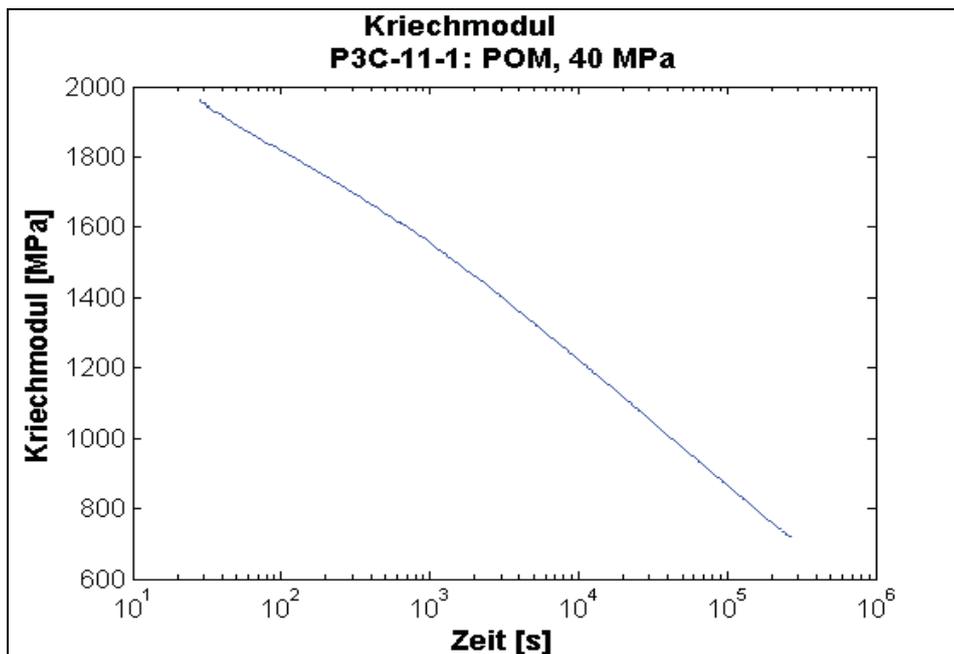


Abb. 5.14: Darstellung des durch FFSA mittels ARAMIS erhaltenen, zeitlichen Zug-Kriechmodulverlaufs von POM bei einer Probekörperspannung von 40 MPa (Temperatur = 23 °C).

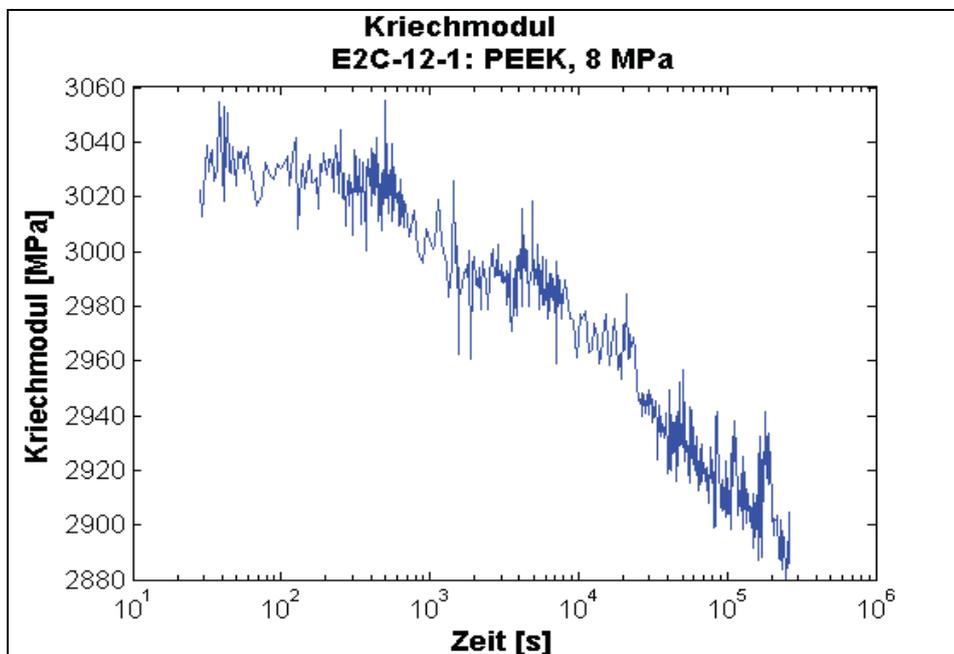


Abb. 5.15: Darstellung des durch FFSA mittels ARAMIS erhaltenen, zeitlichen Zug-Kriechmodulverlaufs von PEEK bei einer Probekörperspannung von 8 MPa (Temperatur = 23 °C).

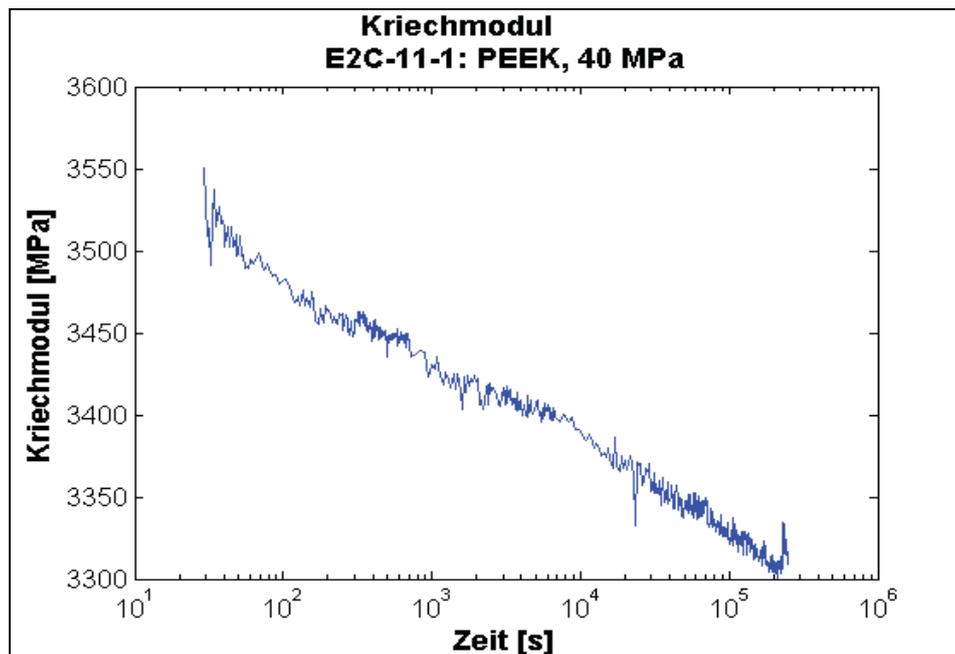


Abb. 5.16: Darstellung des durch FFSA mittels ARAMIS erhaltenen, zeitlichen Zug-Kriechmodulverlaufs von PEEK bei einer Probekörperspannung von 40 MPa (Temperatur = 23 °C).

FFSA Messungen nur jeweils ein Messstand des Kriechprüfstandes verwendet wurde. Durch die geänderte Lastverteilung am Kriechprüfstand könnte eventuell die Lastaufbringung beeinflusst worden sein.

Aus den dargestellten Kurven wurden ohne Abänderungen die „Prony Series“ abgeleitet, welche anschließend in ABAQUS implementiert wurden. Da die Ergebnisse der Simulationen vorrangig für Vergleichszwecke dienen, sind die genauen Absolutwerte von geringerer Bedeutung, weshalb die vorliegenden Kurven ohne Änderungen akzeptiert werden konnten, wenngleich die Qualität der Simulationsergebnisse dadurch beeinträchtigt wurde. Im Anhang (Abschnitt 8.2) erfolgt eine Darstellung der aus den Zug-Kriechmodulverläufen entwickelten zeitlichen Verläufe der Schub- und der Kompressions-Kriechmoduli. Des Weiteren befinden sich im Anhang die daraus abgeleiteten „Prony Series“.

5.3 Untersuchungen und Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen)

5.3.1 Statische und monotone Messungen und Simulationen

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Messungen aus Abschnitt 3.5.1 und der Simulationen aus Abschnitt 4.3.1 diskutiert und miteinander verglichen.

In Abb. 5.17 – Abb. 5.21 sind die Ergebnisse der Messungen und Simulationen bei monotoner Belastung in Form von Kraft-Verschiebungsdiagrammen gezeigt, wobei sich die Darstellung auf die kraftkontrollierte Belastungsvariante beschränkt. In der Abb. 5.17 sind die Ergebnisse der Versuche an POM und PEEK präsentiert. Man erkennt, dass die beiden Materialien sehr ähnliche Kraft-Verschiebungskurven aufweisen. Die Abb. 5.18 und die Abb. 5.19 enthalten die Kraft-Verschiebungsdiagramme der Simulationen mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen bei 8 MPa bzw. 40 MPa Probekörperspannung. Der Vergleich zwischen den Kraft-Verschiebungsdiagrammen der Messungen und der Simulationen erfolgt in Abb. 5.20 für POM und in Abb. 5.21 für PEEK. Aus diesem Vergleich erkennt man eine gute Übereinstimmung zwischen den verschiedenen

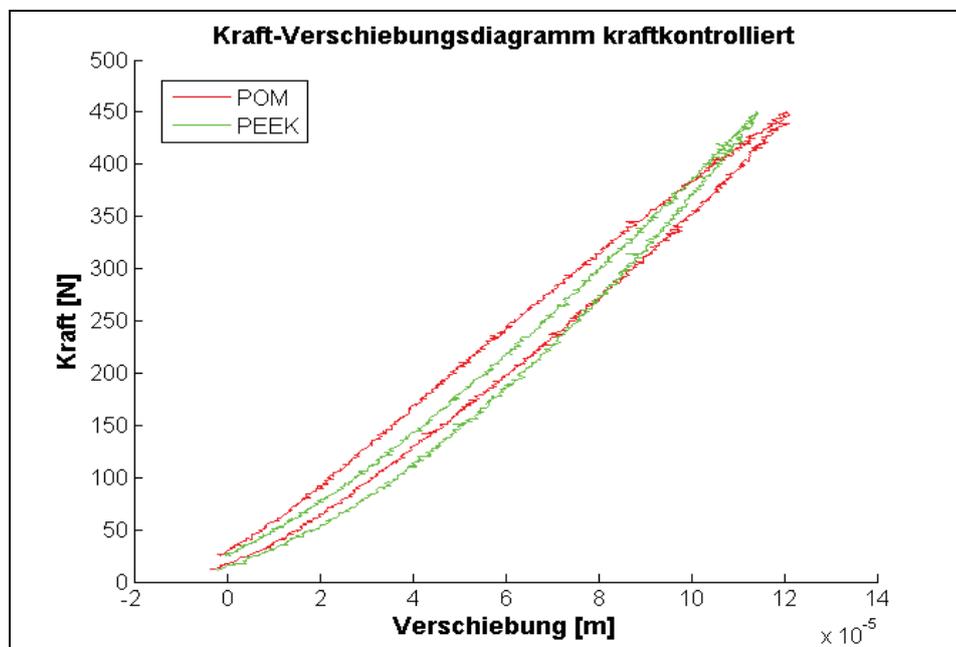


Abb. 5.17: Kraft-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den kraftkontrollierten, monotonen Messungen.

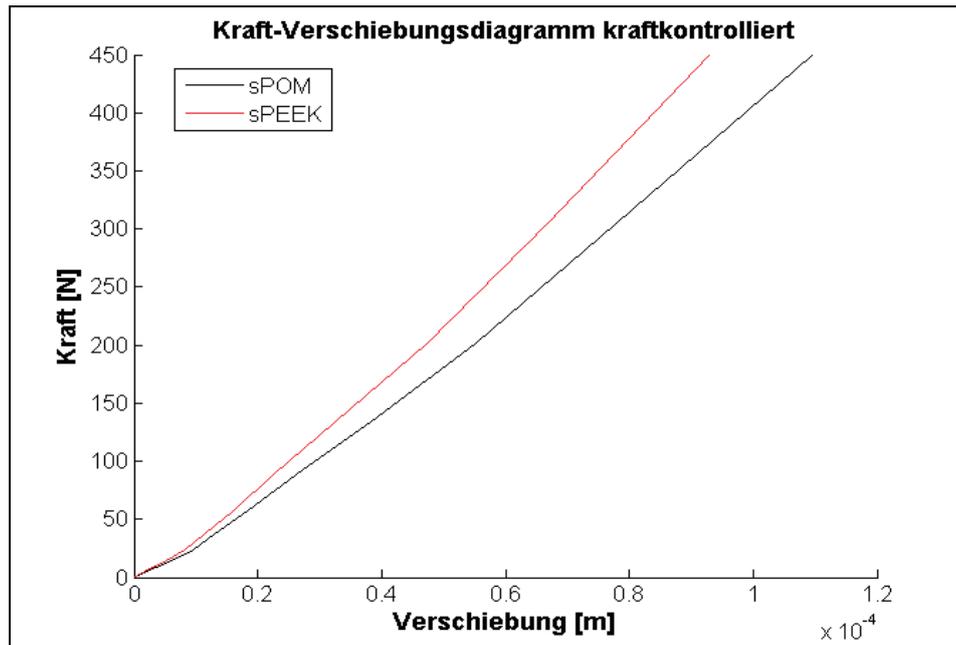


Abb. 5.18: Kraft-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den kraftkontrollierten, monotonen Simulationen mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen mit 8 MPa Probekörperspannung.

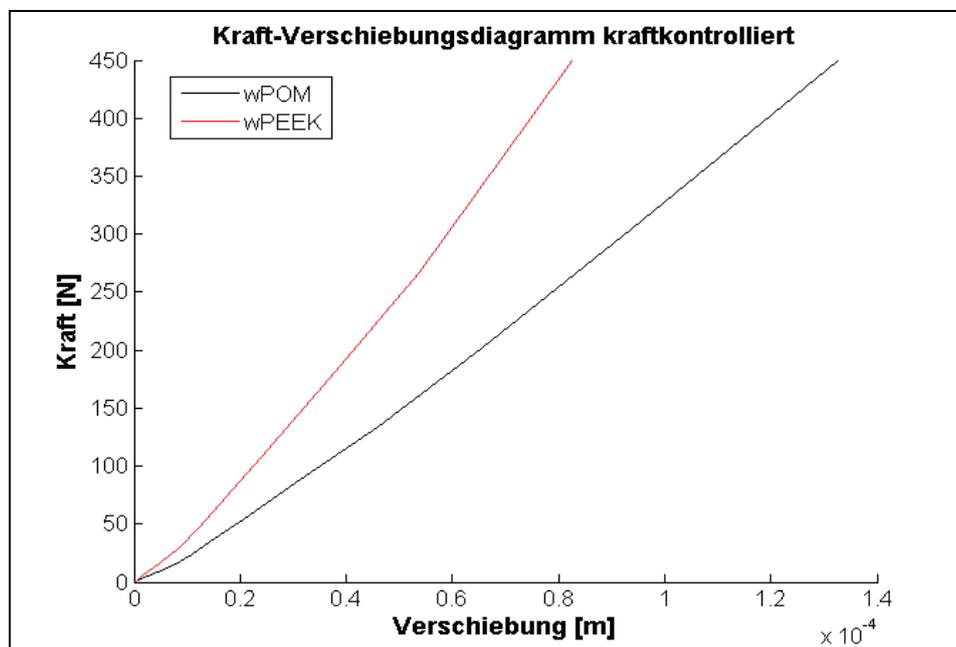


Abb. 5.19: Kraft-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den kraftkontrollierten, monotonen Simulationen mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen mit 40 MPa Probekörperspannung.

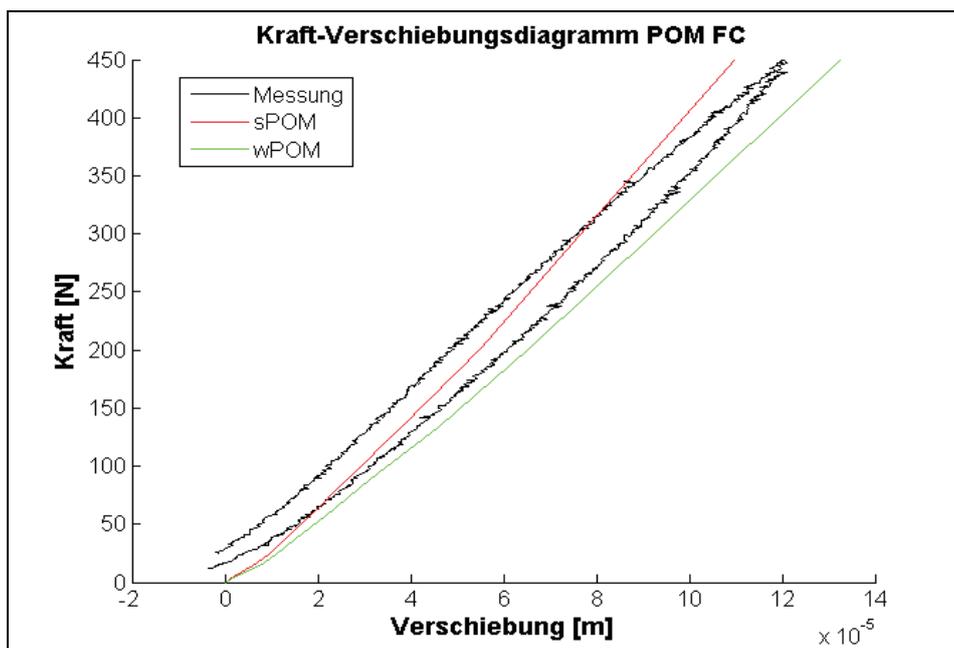


Abb. 5.20: Vergleich der Kraft-Verschiebungsdiagramme aus den kraftkontrollierten, monotonen Messungen und Simulationen von POM.

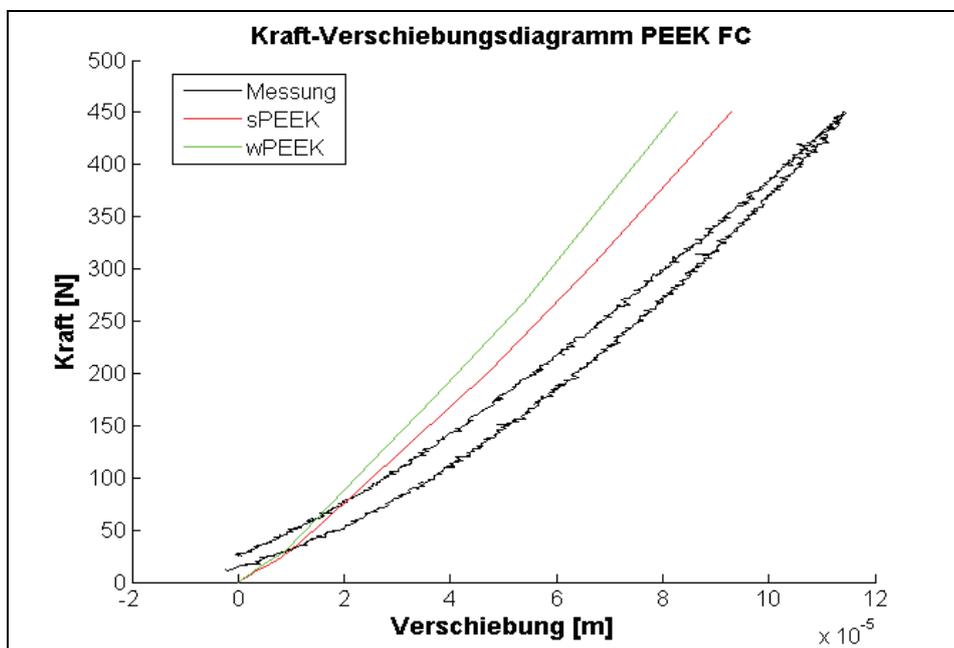


Abb. 5.21: Vergleich der Kraft-Verschiebungsdiagramme aus den kraftkontrollierten, monotonen Messungen und Simulationen von PEEK.

Kurven von POM. Im Falle von PEEK verhält sich das Material in der Messung etwas weicher, als es die Simulationen wiedergeben. Im Anhang (Abschnitt 8.3.1) befinden sich zusätzliche Diagramme der monotonen Messungen und Simulationen, u.a. ein Vergleich der monotonen, verschiebungsgesteuerten Messungen und Simulationen. Aus diesem Vergleich wird die Schwäche der verwendeten Materialgesetze sehr gut ersichtlich: Es kann keine Plastizität berücksichtigt werden.

In Abb. 5.22 – Abb. 5.26 sind die Ergebnisse der Messungen und Simulationen mit statischer Belastung in Form von Zeit-Verschiebungsdiagrammen dargestellt. Es werden nur Ergebnisse der Untersuchungen bei 450 N Last gezeigt. Die Abb. 5.22 enthält die Zeit-Verschiebungsdiagramme der statischen Messungen von POM und PEEK. Der Verlauf für PEEK weist eine geringere Anfangsdeformation und eine geringere Kriechneigung auf als jener für POM. Der Unterschied in der Anfangsdeformation ist insofern überraschend, da bei der monotonen, kraftgesteuerten Messung ein annähernd gleiches Deformationsverhalten gemessen wurde (siehe Abb. 5.17). Der Unterschied in der Kriechneigung überrascht weniger, denn dieser Unterschied konnte bereits in den

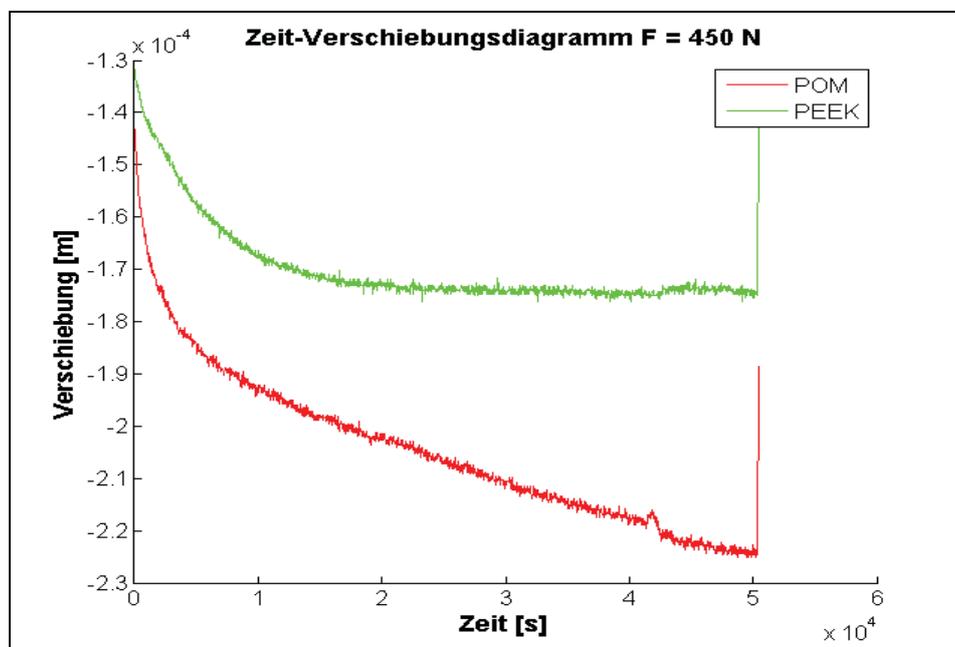


Abb. 5.22: Zeit-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den statischen Messungen mit 450 N Last.

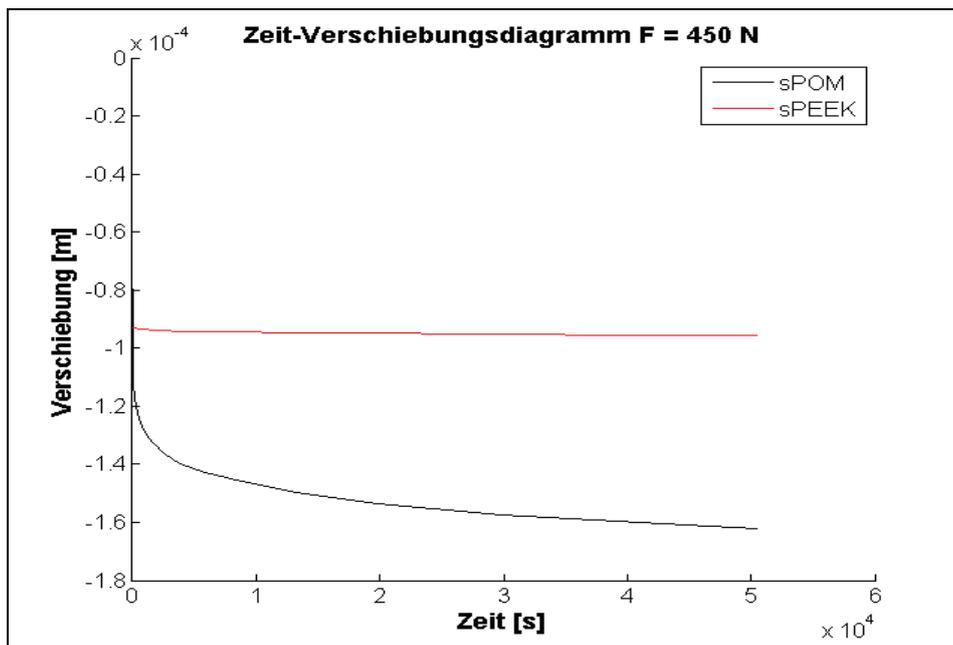


Abb. 5.23: Zeit-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den statischen Simulationen mit 450 N Last und mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen mit 8 MPa Probekörperspannung.

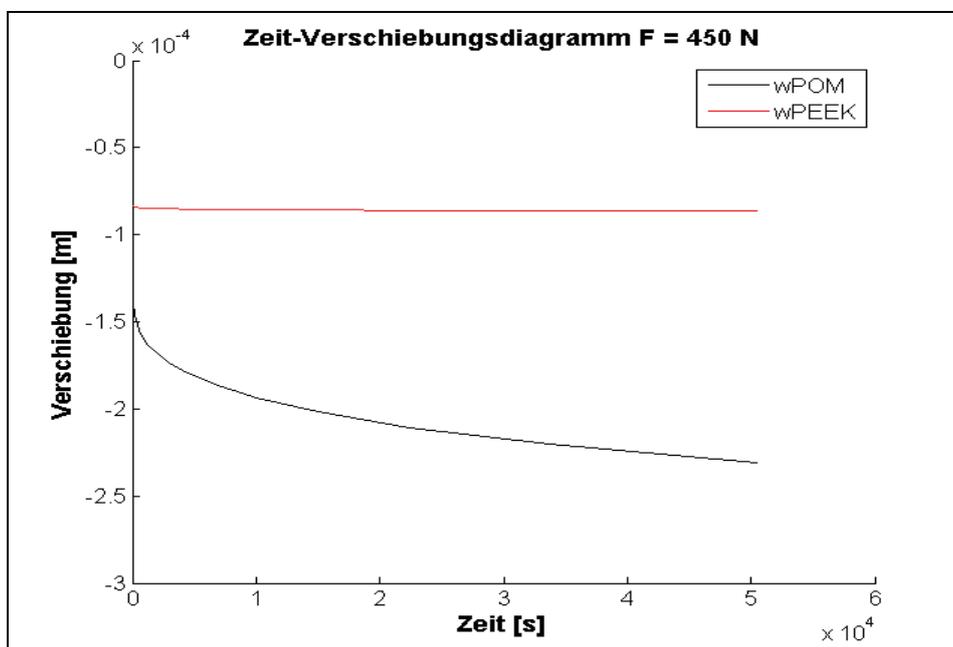


Abb. 5.24: Zeit-Verschiebungsdiagramme für POM und PEEK aus den statischen Simulationen mit 450 N Last und mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen mit 40 MPa Probekörperspannung.

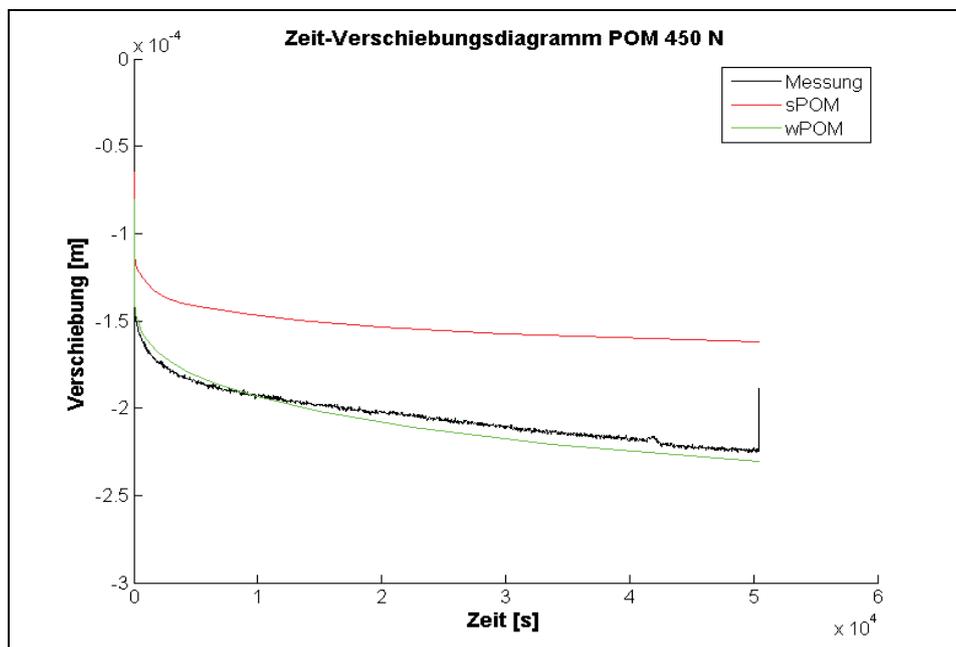


Abb. 5.25: Vergleich der Zeit-Verschiebungsdiagramme aus den statischen Messungen und Simulationen mit 450 N Last für POM.

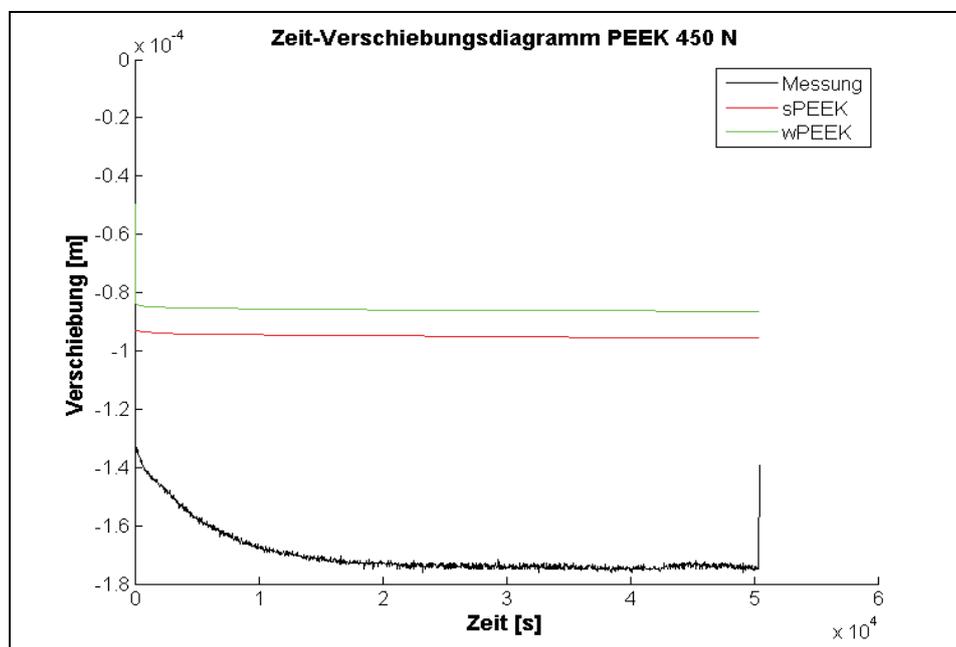


Abb. 5.26: Vergleich der Zeit-Verschiebungsdiagramme aus den statischen Messungen und Simulationen mit 450 N Last für PEEK.

Kriechversuchen festgestellt werden. Die offensichtlich sehr geringe Kriechneigung von PEEK ist dennoch herauszustreichen. In Abb. 5.23 und Abb. 5.24 sind die Zeit-Verschiebungsdiagramme der statischen Simulationen mit den Materialgesetzen aus den Kriechversuchen bei 8 MPa bzw. 40 MPa Probekörperspannung visualisiert. Ein Vergleich der Ergebnisse von Messungen und Simulationen erfolgt für POM in Abb. 5.25 und für PEEK in Abb. 5.26. Bei POM kann genau wie bei den Untersuchungen mit monotoner Belastung eine sehr gute Übereinstimmung der Zeit-Verschiebungsdiagramme von Messung und Simulationen festgestellt werden. Betrachtet man die Kurven von PEEK, so muss festgehalten werden, dass die beiden Simulationen mit den unterschiedlichen Materialgesetzen Verläufe ergeben, die zwar nach längerer Zeit eine ähnliche Kriechneigung aufweisen wie die Messung, die Anfangskriechneigung und die Anfangsdeformation sind jedoch viel zu gering. Waren bei der monotonen Belastung die Unterschiede zwischen Messung und Simulation relativ gering, so sind sie bei den statischen Messungen signifikant. Offensichtlich können die aus den Zugkriechversuchen gewonnenen Materialgesetze das Materialverhalten von PEEK bei der Druckbeanspruchung der Rolle nicht korrekt widerspiegeln. Das kann an der völlig unterschiedlichen Beanspruchungsart der Rolle (Druck anstelle von Zug) sowie an der Inhomogenität der Spannungsverteilung innerhalb der Rolle liegen. Möglicherweise ist jedoch das gewählte Materialmodell generell nicht imstande das hier auftretende Materialverhalten korrekt zu beschreiben und die Verwendung von alternativen Materialmodellen in den Simulationen wäre nötig. Im Anhang (Abschnitt 8.3.1) finden sich weitere Ergebnisse der statischen Messungen und Simulationen, die hier nicht angeführt sind.

5.3.2 Abrollmessungen und Simulation der Abrollmessungen

Zu jeder dieser Messungen bzw. Simulationen wurden sieben unterschiedliche Diagramme erstellt, wobei drei der Erfassung des Zustandes vor und die übrigen vier der Erfassung des Zustandes während des Abrollvorgangs dienen. Der Zeitraum vor dem Abrollen sei hier allgemein als Kriechvorgang bezeichnet. Bei den Diagrammen zur Beschreibung des Kriechvorgangs handelt es sich um die zeitlichen Verläufe von Horizontalkraft, Vertikalkraft und Vertikalverschiebung. Der Abrollvorgang wird durch die Darstellung von Horizontalkraft, Vertikalkraft,

Kräfteverhältnis und Vertikalverschiebung über dem Abrollweg beschrieben. Aus Platzgründen können an dieser Stelle nur Horizontalkraftverläufe des Abrollvorganges abgebildet werden. Die Diskussion erfolgt jedoch für alle Diagrammtypen und im Anhang (Abschnitt 8.3.2) werden diese beispielhaft gezeigt.

Die Horizontalkraftverläufe des Kriechvorganges sollen im Falle der Messung die Kontrolle der Durchführung des Nullabgleichs der Horizontalkraft ermöglichen. Die Verläufe für die Simulationen wurden nur zur Vollständigkeit erstellt und haben keine besondere Bedeutung. Es ist anzumerken, dass sowohl die Verläufe der Messungen als auch jene der Simulationen teilweise nicht erwartbare Resultate hinsichtlich der Gestalt und des Niveaus der Kurven ergaben. Aufgrund der geringen Bedeutung der Diagramme wird auf eine nähere Diskussion verzichtet.

Auch die Vertikalkraftverläufe des Kriechvorganges haben keine besondere Bedeutung und wurden sowohl für die Messungen als auch für die Simulationen zur Vollständigkeit erstellt. Sie ermöglichen allerdings die Kontrolle der Konstanz der Belastung während des gesamten Kriechvorgangs. Es handelt sich bei diesen Kurven um konstante Geraden mit unterschiedlichen Streuungen.

Die Vertikalverschiebungsverläufe des Kriechvorganges zeigen die zeitliche Verformung der Rollen und müssten ähnliche Kurven ergeben, wie sie aus den Ergebnissen der statischen Messungen und Simulationen (siehe Abschnitt 5.3.1) erhalten werden. Für die Verläufe aus den Simulationen ist das auch der Fall. Aus den Verläufe der Messungen zeigen sich allerdings teilweise Abweichungen, wobei sich diese nicht systematisch ergeben. Die Abweichungen äußern sich durch Knicke in den Kurven, bei denen sich die Steigung verändert. Teilweise treten mitten im Verlauf auch Abnahmen der Vertikalverschiebung auf, was eine Vergrößerung der Rolle bedeuten würde. Da die Messungen in einem nicht temperierten Raum durchgeführt wurden, ist die Hauptursache für diese Abweichungen wahrscheinlich die Veränderung der Temperatur mit der Zeit. Durch eine Erwärmung und der daraus folgenden thermischen Ausdehnung der Rolle kann die Abnahme der Vertikalverschiebung erklärt werden.

Die Horizontalkraftverläufe des Abrollvorganges geben direkt die Laufruhe der untersuchten Rollen wieder. Weiters können durch Mittelwertbildung über den gesamten Verlauf Rückschlüsse auf die notwendige Auszugskraft von Schubläden bei Verwendung der untersuchten Rollen als Schienenwalzkörper gezogen werden.

In Abb. 5.27 – Abb. 5.29 sind beispielhaft ausgewählte Horizontalkraftverläufe und –mittelwerte des Abrollvorgangs aus den Messungen dargestellt. Die Peaks des Horizontalkraftverlaufs entstehen durch die vorliegende Abplattung der Rolle infolge der statischen Vorbelastung. Zu Beginn liegen die Kontaktflächen von Rolle und Lauffläche im abgeplatteten Bereich und es ist Kraft nötig um dieses Tal der ovalen Rolle überwinden zu können. Die notwendige Kraft wird mit fortlaufender Abrollbewegung kleiner, bis schließlich der Berg der ovalen Rolle

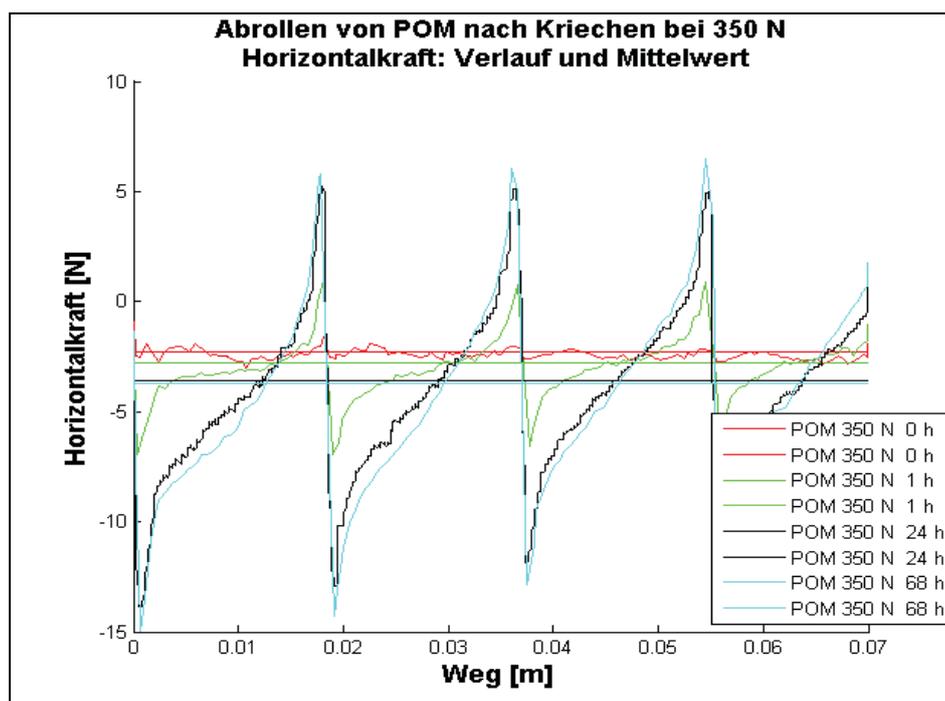


Abb. 5.27: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von POM Rollen aus den Messungen mit unterschiedlich langer, statischer Vorbelastung (350 N Last).

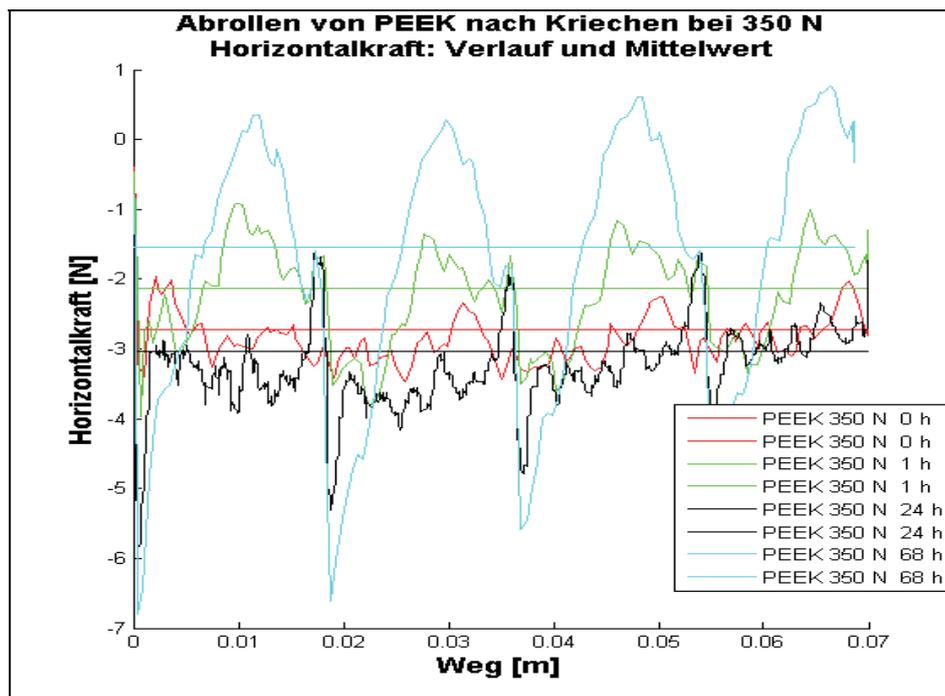


Abb. 5.28: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von PEEK Rollen aus den Messungen mit unterschiedlich langer, statischer Vorbelastung (350 N Last).

erreicht ist. In diesem Punkt durchläuft die Kraft zur Überwindung der Ovalität infolge der Abplattung einen Nullpunkt. Die notwendige Horizontalkraft zur Ausführung der Abrollbewegung ist dann im Allgemeinen aber weiterhin ungleich Null, da der Rollwiderstand zusätzlich von weiteren Parametern (z.B. Reibungskoeffizient) abhängt. Nach dem Durchlaufen des Berges wechselt die Kraft infolge der Ovalität das Vorzeichen und wirkt in Richtung der Abrollbewegung, wodurch diese unterstützt wird. Die Abnahme dieser Kraft setzt sich so lange fort, bis sich die Kontaktflächen wieder in einem abgeplatteten Bereich befinden. Anschließend beginnt der beschriebene Zyklus von Neuem. Der Zyklus entspricht einer halben Umdrehung der Rolle. Im Zuge der Abnahme der Kraft infolge der Ovalität nach dem Durchlaufen des Berges wird auch die für die Ausführung der Abrollbewegung notwendige Horizontalkraft kleiner bis schließlich auch diese einen Nulldurchgang erfährt. Ab diesem Zeitpunkt bis zum Ende des Zyklus muss eine horizontale Kraft aufgebracht werden um das Abrollen zu bremsen. Da während des Abrollvorganges die Last in den einzelnen Positionen nur mehr kurzzeitig wirkt, kann sich die Abplattung der Rollen durch zeitlich

verzögerte Rückdeformation im Laufe des Versuchs vermindern, wodurch die Amplituden und der Betrag des Mittelwerts der Horizontalkraft pro Zyklus mit zunehmender Zykluszahl sinken.

Die Abb. 5.27 zeigt die Verläufe für die Rollen aus POM bei 350 N Last und unterschiedlich langer, statischer Vorbelastung. Man erkennt die Abhängigkeit der Amplituden und des Mittelwertes des Horizontalkraftverlaufs von der Dauer der statischen Vorbelastung. Die Kurven der Messungen bei 24 h und 68 h Vorbelastung sind sehr ähnlich. Der Grund für diese Ähnlichkeit könnte sein, dass nach 24 h bereits die meisten Kriechvorgänge beendet sind und eine weitere Belastung kaum mehr eine Veränderung bewirkt. Allerdings sind solche Aussagen und die quantitative Bewertung der gemessenen Kurven mit Vorsicht zu genießen. Es sei an den, bereits bei der Vertikalverschiebung des Kriechvorgangs erwähnten, Temperatureinfluss infolge des nicht temperierten Raumes erinnert.

In Abb. 5.28 werden die Verläufe für die Rollen aus PEEK bei 350 N Last und unterschiedlich langer, statischer Vorbelastung gezeigt. Auffallend ist der scheinbar völlig unterschiedliche Verlauf der Horizontalkraft bei 1 h und 68 h Vorbelastung im Vergleich zu den Verläufen der POM Messungen. Bei näherer Betrachtung erkennt man jedoch, dass bei diesen Messungen die Gestalt der ersten Hälfte der Zyklen für beide Werkstoffe sehr ähnlich ist. Erst in der zweiten Hälfte der Zyklen treten signifikante Unterschiede auf. Es scheint als wäre diese invertiert worden. Weiters ist festzustellen, dass die Mittelwerte der Horizontalkraftverläufe keine bestimmte Reihenfolge aufweisen. Es ist bekannt, dass die PEEK Rollen im Anlieferungszustand aufgrund der schwierigen Verarbeitbarkeit des Materials sowohl eine große Unrundheit als auch eine große Streuung bezüglich der Unrundheit aufweisen. Das ist vermutlich der Hauptgrund für die etwas willkürlichen Horizontalkraftverläufe. Weiters war bereits aus den Ergebnissen des Abschnitts 5.3.1 erkennbar, dass PEEK unter den vorliegenden Belastungsverhältnissen wahrscheinlich ein anderes Materialverhalten aufweist als POM.

Die Abb. 5.29 vergleicht die Verläufe der Messungen von POM und PEEK bei einer Last von 350 N nach 68 h langer, statischer Vorbelastung. Der

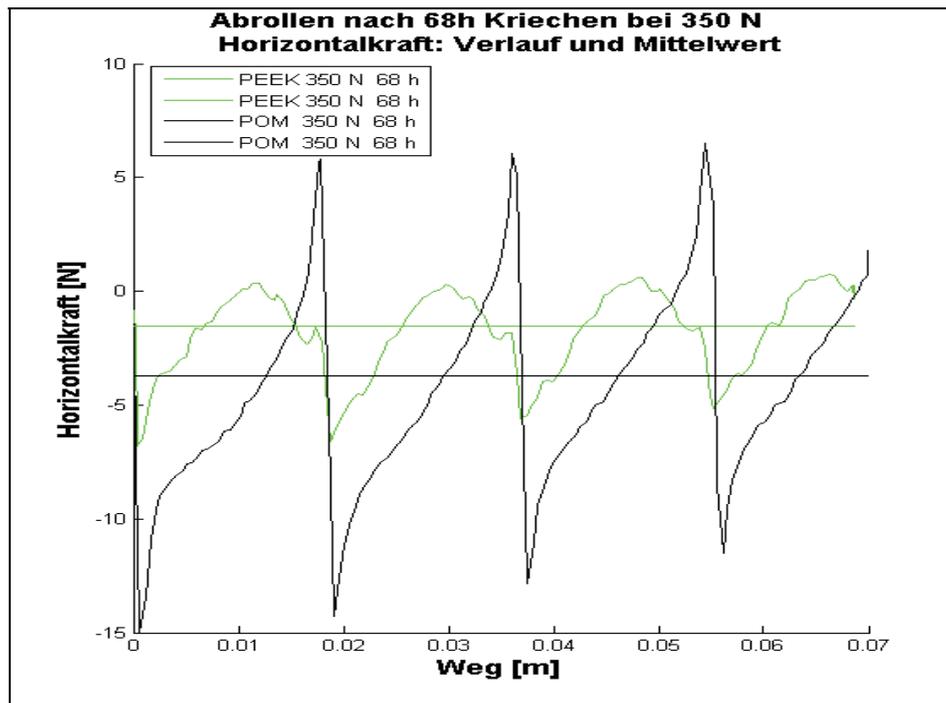


Abb. 5.29: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von Rollen aus den Messungen mit 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last).

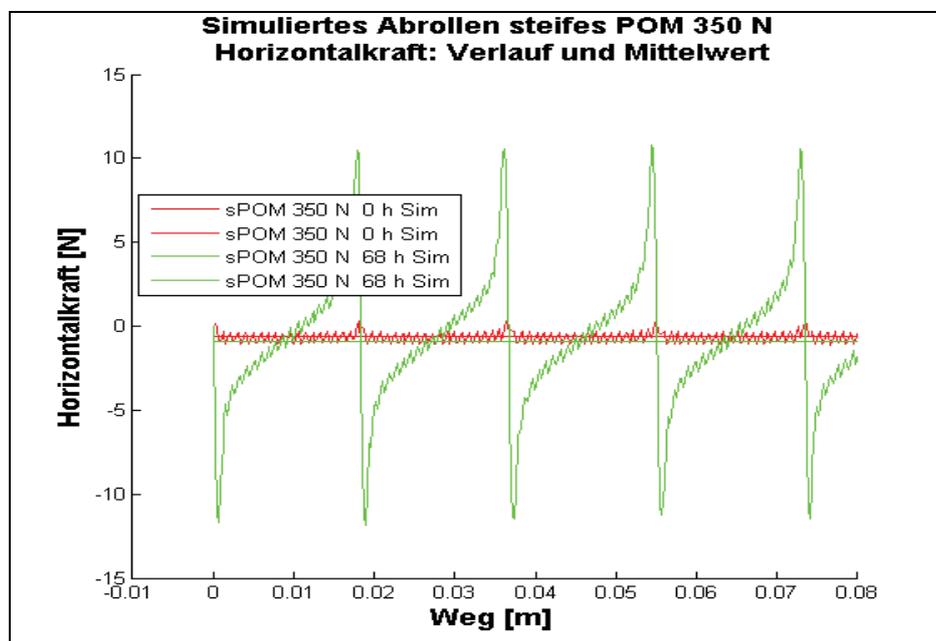


Abb. 5.30: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von POM Rollen aus Simulationen mit 0 h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 8 MPa Probekörperspannung).

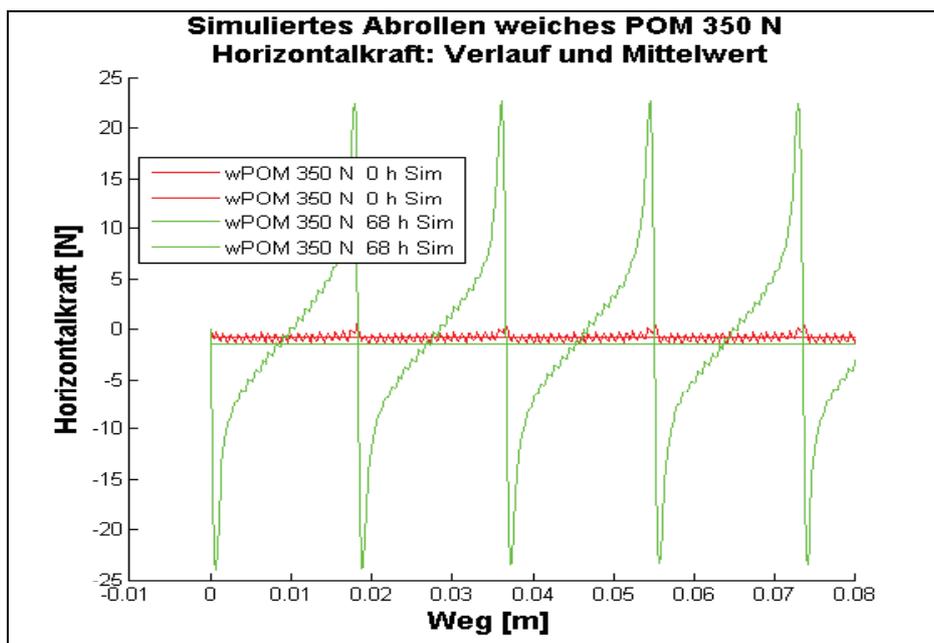


Abb. 5.31: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von POM Rollen aus Simulationen mit 0 h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 40 MPa Probekörperspannung).

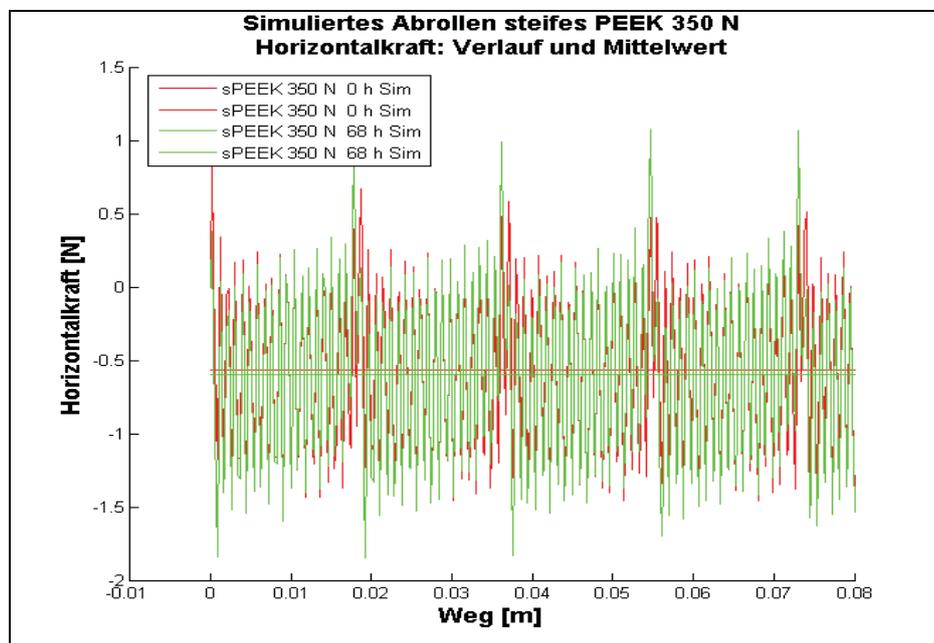


Abb. 5.32: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von PEEK Rollen aus Simulationen mit 0 h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 8 MPa Probekörperspannung).

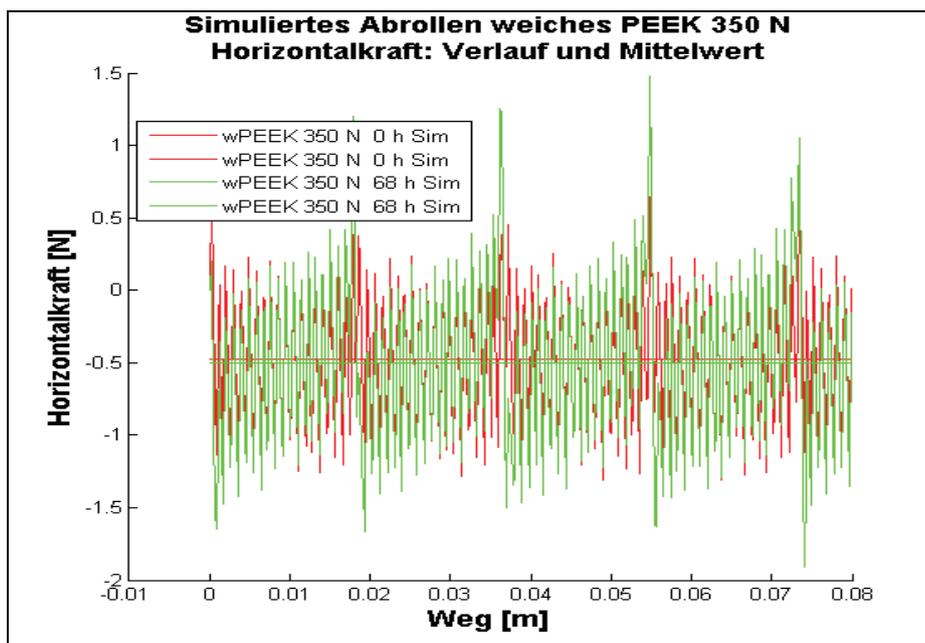


Abb. 5.33: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von PEEK Rollen aus Simulationen mit 0 h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 40 MPa Probekörperspannung).

Horizontalkraftverlauf von POM weist wesentlich größere Amplituden auf als jener von PEEK. Der betragsmäßig betrachtete Mittelwert des Verlaufs ist im Falle von POM ebenfalls größer als jener von PEEK.

In Abb. 5.30 – Abb. 5.35 sind beispielhaft ausgewählte Horizontalkraftverläufe und –mittelwerte des Abrollvorgangs aus den Simulationen dargestellt. Auffällig ist bei diesen Kurven die starke Streuung, die besonders deutlich wird bei den Darstellungen der Ergebnisse der Simulationen von PEEK, aber grundsätzlich bei allen Kurven vorhanden ist. Diese Streuung ist simulationstechnisch bedingt und lässt sich leider nicht vermeiden.

Die Abb. 5.30 und Abb. 5.31 zeigen die Verläufe der Simulationen mit den Materialgesetzen für POM bei einer Belastung von 350 N und 0h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung. Die Ähnlichkeit der Gestalt der Kurven zu den Verläufen der Messungen ist leicht zu erkennen. Weiters fällt auf, dass die Amplituden und die Beträge der Mittelwerte der Zyklen mit zunehmender Zykluszahl nicht abnehmen sondern annähernd konstant bleiben. Die Ursache dafür ist in den verwendeten Materialgesetzen zu suchen. Diese weisen für die ersten 10 s einen

nahezu konstanten Schub-Kriechmodul (und konstanten Kompressions-Kriechmodul) auf. Da der Abrollvorgang nur 8 s lang dauert, kann sich kaum eine zeitabhängige Rückdeformation der Abplattung ausbilden. Dadurch können auch die Amplituden und Beträge der Mittelwerte nicht wesentlich abnehmen.

In Abb. 5.32 und Abb. 5.33 sind die Verläufe der Simulationen mit den Materialgesetzen von PEEK bei einer Belastung von 350 N und 0h bzw. 68 h langer, statischer Vorbelastung dargestellt. Wie bereits erwähnt, ist bei diesen Kurven die Streuung aufgrund der Darstellung besonders hervorstechend. Sie ist jedoch nicht größer als bei den Simulationen für POM und lässt sich aus simulationstechnischen Gründen nicht vermeiden. Es fällt sofort auf, dass die Kurven auf den ersten Blick völlig anders aussehen, als jene der Messungen. Entfernt man die Streuung gedanklich, so kommen die eigentlichen Verläufe zum Vorschein und diese weisen durchaus Ähnlichkeit mit den Verläufen der Messungen und Simulationen von POM und zum Teil auch mit den Messungen von PEEK auf. Allerdings sind die Amplituden und Beträge der Mittelwerte sehr viel kleiner. Auch bei diesen Kurven sind die Amplituden und Beträge der

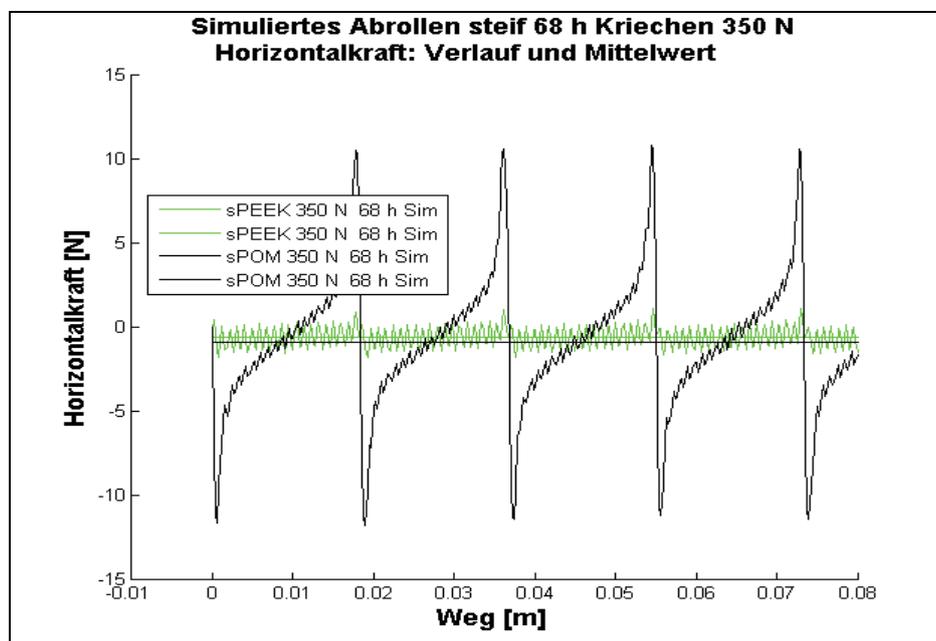


Abb. 5.34: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von Rollen aus Simulationen mit 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 8 MPa Probekörperspannung).

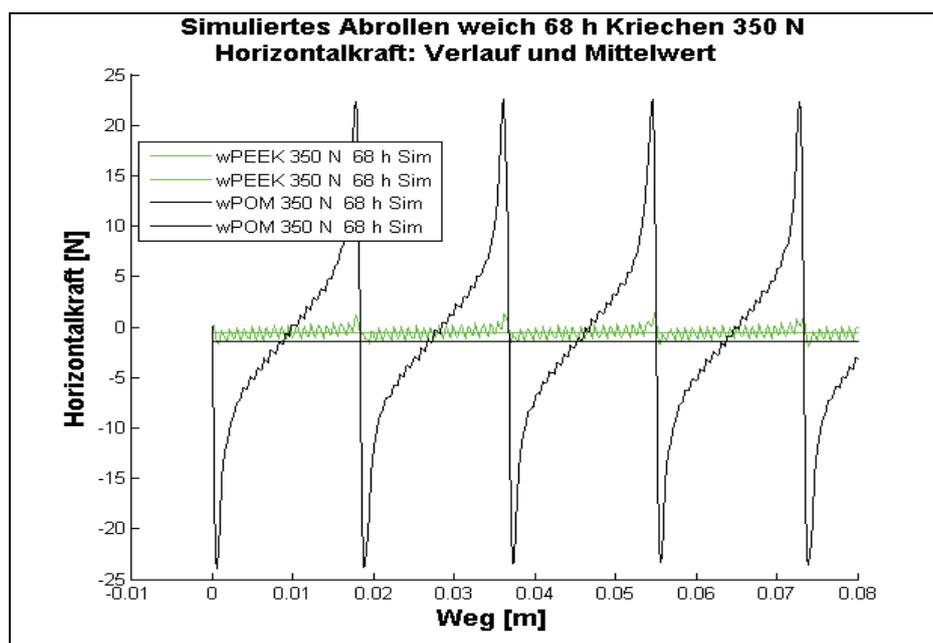


Abb. 5.35: Horizontalkraftverläufe und -mittelwerte des Abrollvorgangs von Rollen aus Simulationen mit 68 h langer, statischer Vorbelastung (350 N Last, Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 40 MPa Probekörperspannung).

Mittelwerte der Zyklen aufgrund der verwendeten Materialgesetze annähernd konstant über der Zykluszahl. Bei der scheinbaren Veränderung der Amplituden, welche in Abb. 5.32 und Abb. 5.33 zu erkennen ist, handelt es sich um zufällige Abweichungen, die simulationstechnisch begründet sind.

Die Abb. 5.34 und Abb. 5.35 vergleichen die Horizontalkraftverläufe und deren Mittelwerte der Simulationen von POM und PEEK bei einer Last von 350 N und einer 68 h langen, statischen Vorbelastung. In Abb. 5.34 erfolgten die Simulationen mit den Materialgesetzen, welche aus den Kriechversuchen mit 8 MPa Probekörperspannung gewonnen wurden. In Abb. 5.35 wurden die Materialgesetze aus den Kriechversuchen mit 40 MPa Probekörperspannung verwendet. In beiden Diagrammen zeigt sich, dass die Simulationen von POM die größeren Amplituden und auch die größeren betragsmäßig betrachteten Mittelwerte aufweisen. Die Gestalt der Horizontalkraftverläufe aus den Simulationen von PEEK weist zumindest eine ansatzmäßige Ähnlichkeit mit den Verläufen aus den Simulationen von POM auf.

Die Abb. 5.36 und Abb. 5.37 vergleichen die Horizontalkraftverläufe und deren Mittelwerte aus Messungen und Simulationen für POM und PEEK. Aus Abb. 5.36 ist ersichtlich, dass sich für POM eine gute Übereinstimmung der Horizontalkraftverläufe von Messung und Simulationen ergibt. Die Amplituden der Messung sind am Beginn des Versuchs ungefähr gleich groß wie die Amplituden der Simulation mit dem Materialgesetz aus dem Kriechversuch mit 8 MPa Probekörperspannung. Mit Fortschreiten des Versuchs ergibt sich allerdings eine Abweichung, da die Amplituden der Messung abnehmen, während die Amplituden der Simulation jedoch nahezu konstant bleiben. Die Gründe hierfür wurden bereits bei der Vorstellung der Ergebnisse der Messungen und der Simulationen näher erläutert. Auffällig ist, dass der Horizontalkraftverlauf der Messung einen betragsmäßig viel größeren Mittelwert aufweist als die Horizontalkraftverläufe der Simulationen. Dadurch ist die Kurve der Messung gegenüber den Kurven der Simulationen in vertikaler Richtung stark verschoben. Die Ursache für die geringen Mittelwerte der Simulationen ist vermutlich in den verwendeten Materialgesetzen zu suchen. Da bei diesen die Moduli im Zeitbereich unter 10 s annähernd konstant

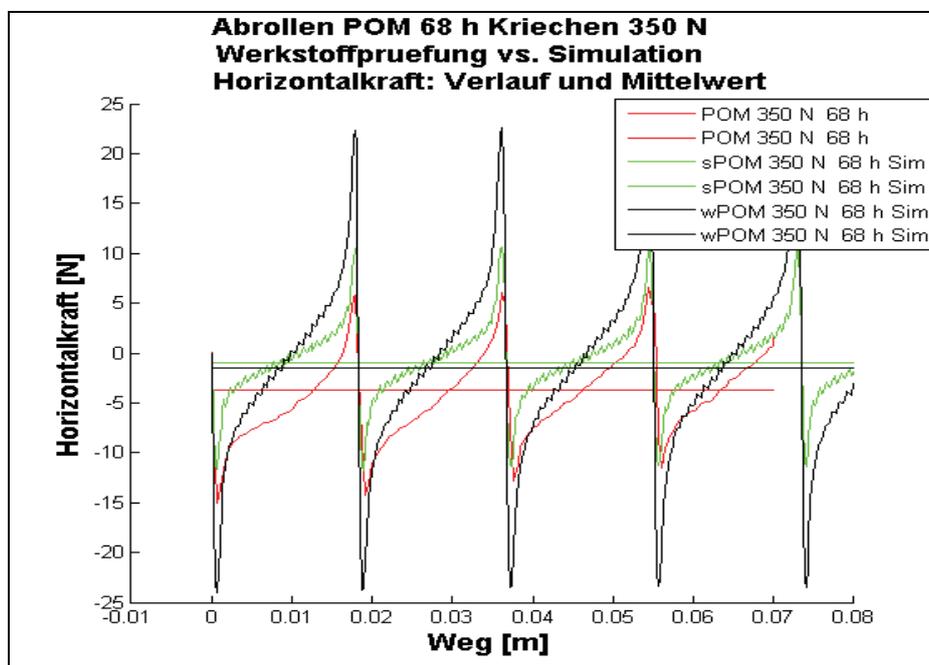


Abb. 5.36: Vergleich der Horizontalkraftverläufe und –mittelwerte des Abrollvorgangs von POM Rollen aus Messungen und Simulationen (350 N Last, 68 h lange, statische Vorbelastung).

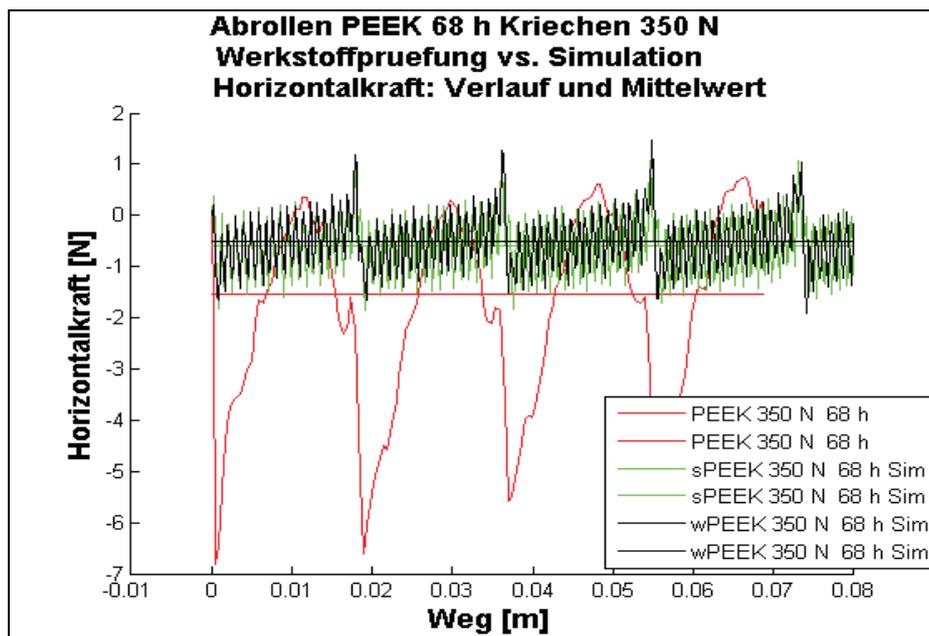


Abb. 5.37: Vergleich der Horizontalkraftverläufe und –mittelwerte des Abrollvorgangs von PEEK Rollen aus Messungen und Simulationen (350 N Last, 68 h lange, statische Vorbelastung).

sind, ist die Dämpfung in diesem Zeitbereich sehr gering, wodurch der konstante Widerstand gegen die Abrollbewegung ebenfalls sehr klein ist. Weiters basiert der Reibungskoeffizient der Simulationen auf einer Annahme, die nicht nachgeprüft wurde. Der reale Reibungskoeffizient in den Messungen wird daher andere Werte aufweisen, was ebenfalls einen Beitrag zur Verschiebung des Mittelwertes leistet. Aus Abb. 5.37 erkennt man, dass die Übereinstimmung der Horizontalkraftverläufe aus Messung und Simulationen für PEEK geringer ausgeprägt ist als für POM. Die wahrscheinlichen Ursachen für die im Vergleich mit den Verläufen der POM Messungen unterschiedliche Gestalt der Verläufe der PEEK Messungen wurden bereits bei der Vorstellung der Messergebnisse erläutert. Die Horizontalkraftverläufe der Simulationen können die Gestalt der gemessenen Kurven nicht wiedergeben. Da die Amplituden der simulierten Kurven viel zu klein sind, täuschen die Materialgesetze aus den Kriechversuchen offenbar eine zu geringe Kriechneigung des Materials vor. Dafür ist vermutlich ein in den Versuchen mit den Rollen auftretendes, spezielles Materialverhalten verantwortlich, welches in den Kriechversuche scheinbar nicht auftritt. Eine weitere mögliche Erklärung für die Abweichung der Amplituden ist in der unterschiedlichen Art der Aufbringung und Regelung der Last von Tribometer

(verschiebungsgesteuert, kraftgeregelt) und Simulation (kraftgesteuert, kraftgeregelt) zu finden. Auch die Mittelwerte der Simulationen sind viel geringer als jener der Messung. Diese Tatsache wurde für POM in Abb. 5.36 ebenfalls festgestellt und die möglichen Ursachen dort bereits erklärt.

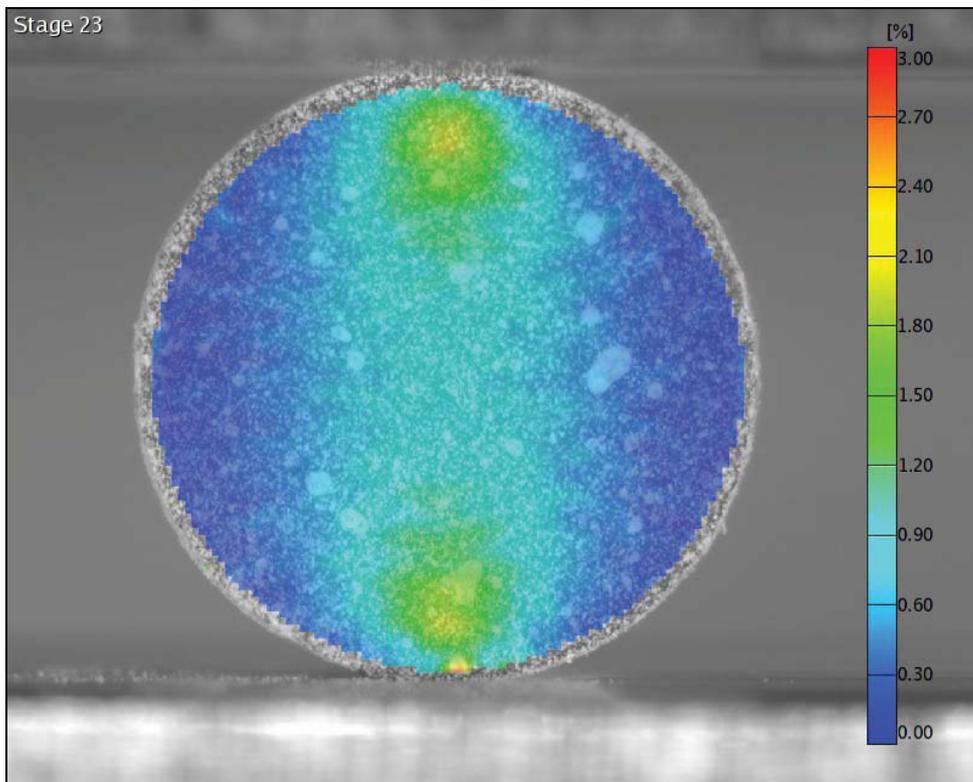
Die Kräfteverhältnisverläufe des Abrollvorgangs geben die Verläufe des Verhältnisses von Horizontalkraft zu Vertikalkraft während des Abrollens wieder. Das Verhältnis der beiden Kräfte ist ein Maß für den Rollwiderstand (nicht Reibungswiderstand) während des Versuchs. Die Gestalt der Kurven ähnelt der Gestalt der Horizontalkraftverläufe während des Abrollens. Aufgrund des negativen Vorzeichens der Vertikalkraft sind sie im Vergleich zu den Horizontalkraftverläufen bezüglich der x-Achse gespiegelt.

Die Verläufe von Vertikalkraft und Vertikalverschiebung während des Abrollvorgangs haben für Messung und Simulation unterschiedliche Bedeutung. Bei der Messung kann man aufgrund der Art von Lastaufbringung und Regelung und der Trägheit der Regelung des Tribometers aus dem Verlauf der Vertikalkraft auf die relative Unrundheit der Rolle während des Abrollens schließen. Die Kurven haben die Gestalt von sinusförmigen Schwingungen mit einer zunächst negativen und dann positiven Steigung des Mittelwerts. Der Vertikalverschiebungsverlauf ergibt bei der Messung trotz Durchführung eines Ausgleichs über die Abrolllänge keine sinnvollen Kurven und hat daher keine praktische Bedeutung. Aus den Simulationen erhält man aufgrund der iterativen Methodik für die Vertikalkraftverläufe des Abrollvorgangs konstante Geraden, daher sind diese Verläufe nur für die Kontrolle der Konstanz der Vertikalkraft geeignet. Die Vertikalverschiebungsverläufe des Abrollens aus den Simulationen haben die Gestalt von Schwingungen. Diese sind im Allgemeinen nicht sinusförmig, aber bei längerer, statischer Vorbelastung der Rolle in den Simulationen erhält man halbsinusförmige Schwingungen. Die Vertikalverschiebungsverläufe aus Simulationen erlauben einen Rückschluss auf die Unrundheit der Rolle während des Abrollens. Aufgrund der beschriebenen Unterschiede sind Vergleiche der Vertikalkraftverläufe bzw. der Vertikalverschiebungsverläufe des Abrollvorgangs aus Versuchen und Simulationen nicht sinnvoll. Die Kurven wurden dennoch, zum Zwecke der Vollständigkeit und um die Unterschiede abzubilden, zu Diagrammen kombiniert.

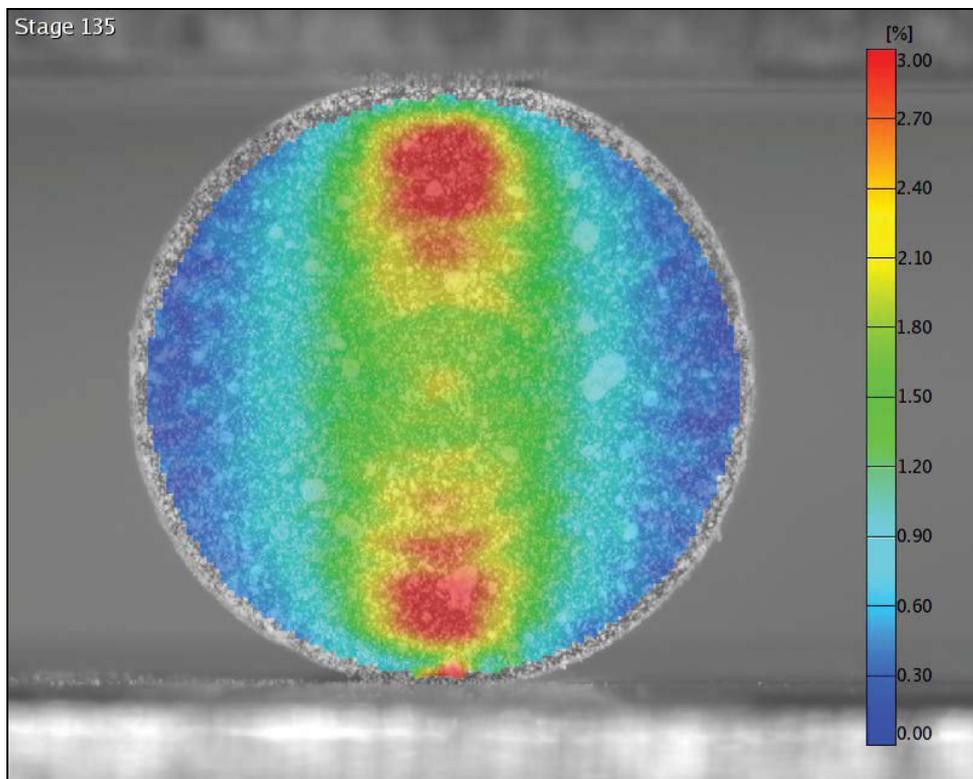
Im Folgenden Abschnitt werden die Ergebnisse der FFSA der Abrollmessungen beispielhaft in Form von Abbildungen der mit ARAMIS ermittelten Dehnungsverteilungen vorgestellt. Als repräsentative Größe zur Darstellung der Dehnungsverteilung wurde die Mises-Dehnung gewählt. Um den Vergleich der Verteilung von Versuch und Simulation zu ermöglichen, werden auch Abbildungen der, aus den zugehörigen Simulationen erhaltenen, Mises-Spannungsverteilung gezeigt. Bei den Simulationen ist die Verwendung der Mises-Spannung nötig, da in ABAQUS die Mises-Dehnung nicht verfügbar ist. Die Messungen und Simulationen erfolgten mit einer Last von 350 N und einer 68 h langen, statischen Vorbelastung. Zu jeder Messung und Simulation werden jeweils vier Abbildungen der Verteilung an charakteristischen Zeitpunkten gezeigt. Es handelt sich dabei um die Verteilungen nach der Lastaufbringung, am Ende des Kriechvorgang, nach Beginn des Abrollvorgangs und am Ende des Abrollvorgangs.

In Abb. 5.38 und Abb. 5.39 sind Dehnungsverteilungen während den Messungen von POM und PEEK dargestellt. In Abb. 5.38 (a) und (b) kann man gut die Zunahme der Dehnung mit der Zeit infolge des Kriechens von POM erkennen. Wie beim linear elastischen Körper bildet sich auch hier die maximale Dehnung unterhalb der Kontaktfläche aus. Beim Abrollen tritt die maximale Dehnung in Richtung der Last auf. Man kann jedoch in Abb. 5.38 (c) und (d) noch immer die, nicht in Lastichtung auftretende, während der Vorbelastung eingebrachte, Kriechdehnung erkennen.

Aus Abb. 5.39 ist ersichtlich, dass sich PEEK anders verhält als POM. Die Zone der maximalen Dehnung liegt viel näher an der Oberfläche. Es scheint als würde diese Zone sogar bis zur Oberfläche reichen. Weiters ist anzumerken, dass die maximalen Dehnungen bei PEEK viel größer sind als bei POM, was die Vermutung nahe legt, dass es sich dabei teilweise um plastische Dehnungen handelt. Da PEEK eine mit POM vergleichbare Steifigkeit besitzt, müssten die Dehnungen ungefähr die selben Werte aufweisen. Die Zunahme der Dehnung mit der Zeit ist für PEEK gering. Beim Abrollvorgang treten im Randbereich der Rolle große Dehnungen auf, die bei POM nicht zu beobachten sind. Diese Randbereichsdehnungen bleiben auch nach dem Verlassen der Kontaktzone erhalten, was ebenfalls auf das Auftreten von plastischen Verformungen deutet.



(a)



(b)

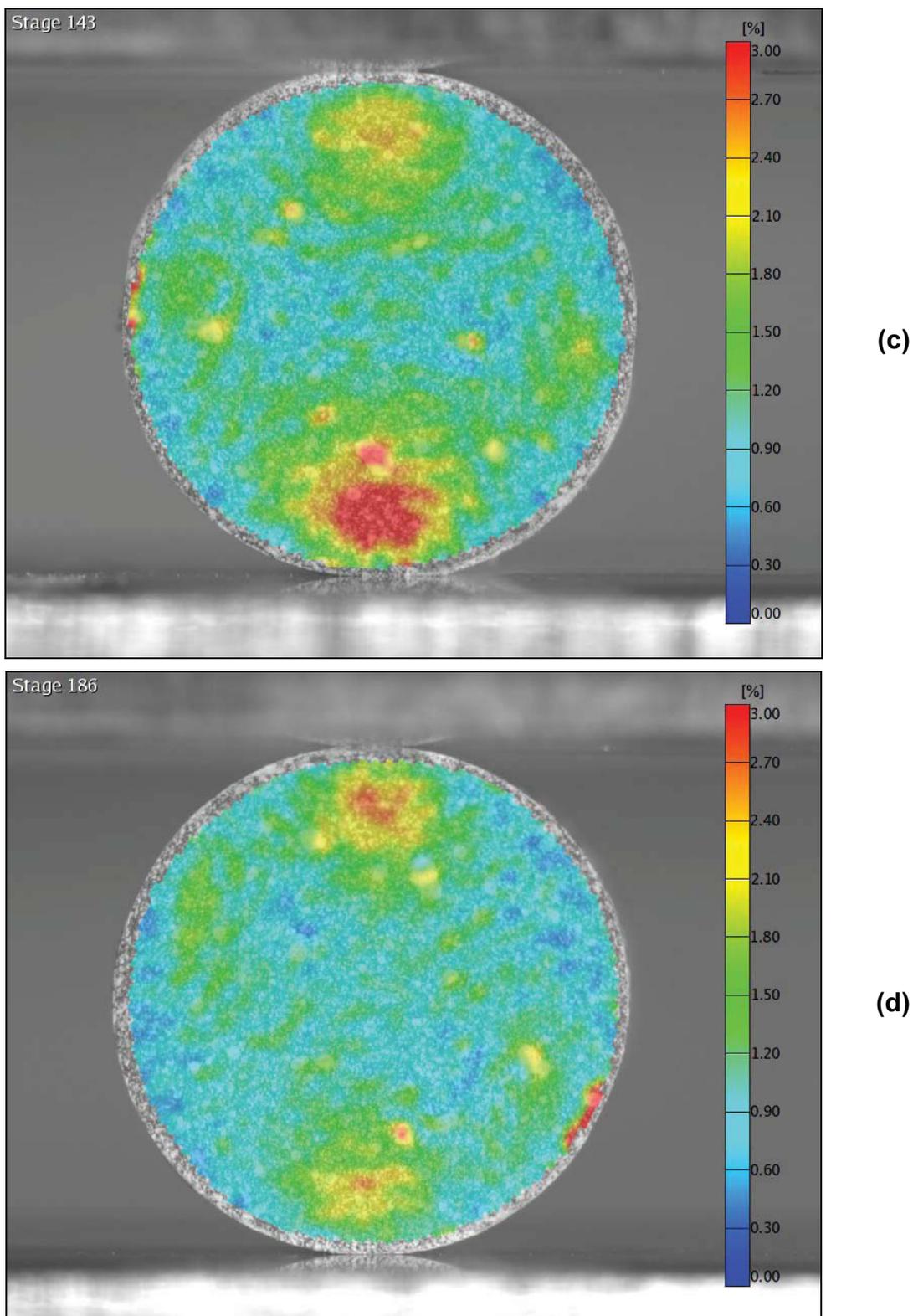
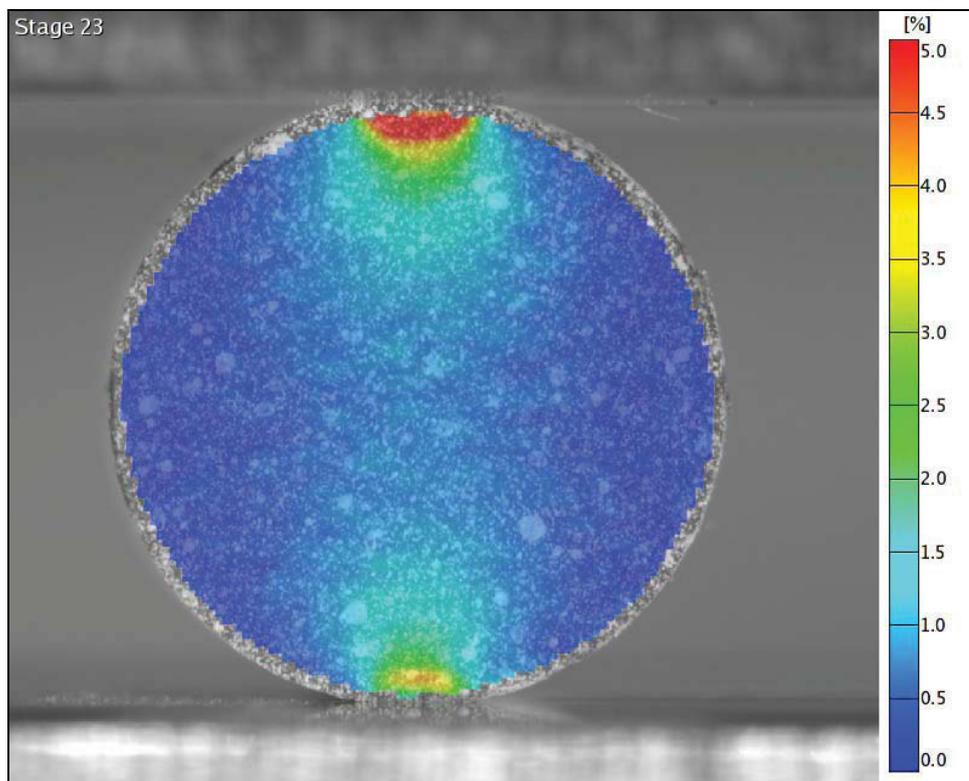
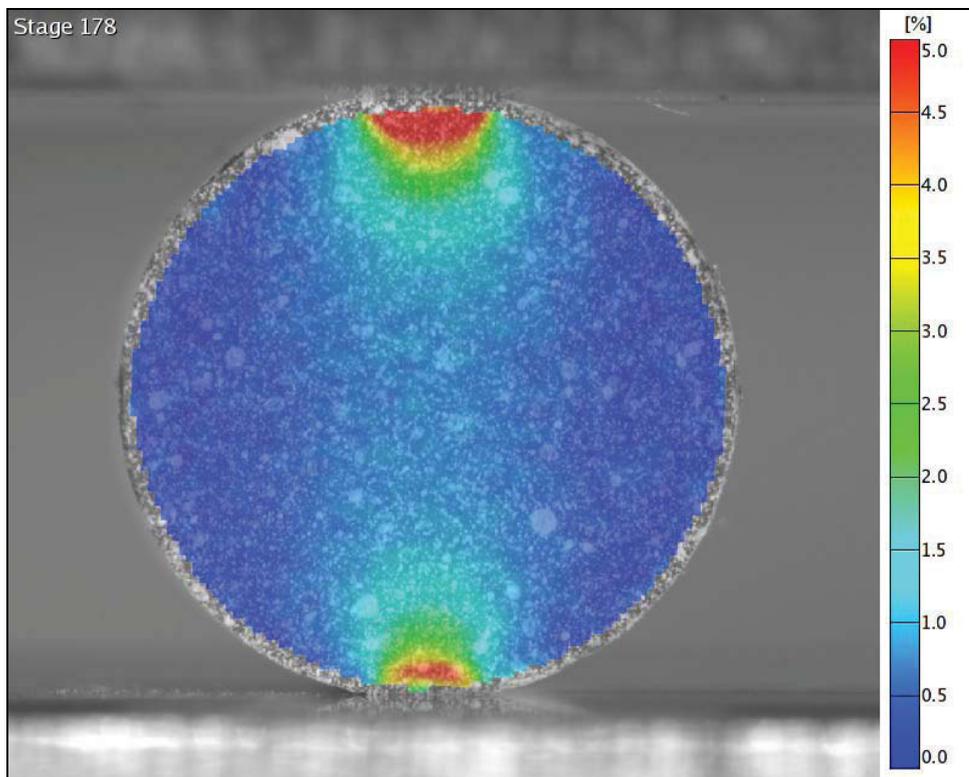


Abb. 5.38: Mises-Dehnungsverteilung in der POM Rolle während der Messung (ausgewertet mit ARAMIS, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.



(a)



(b)

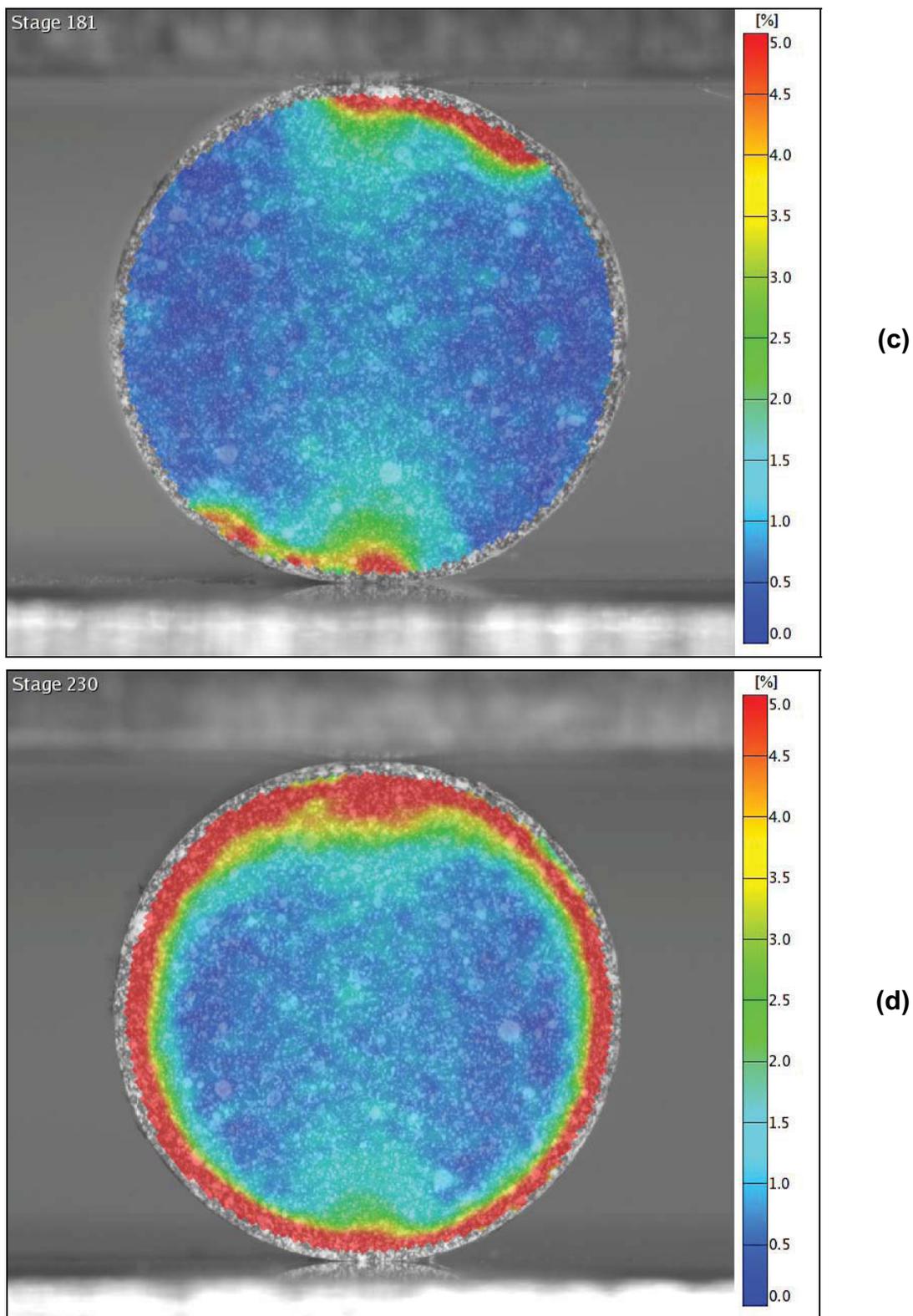
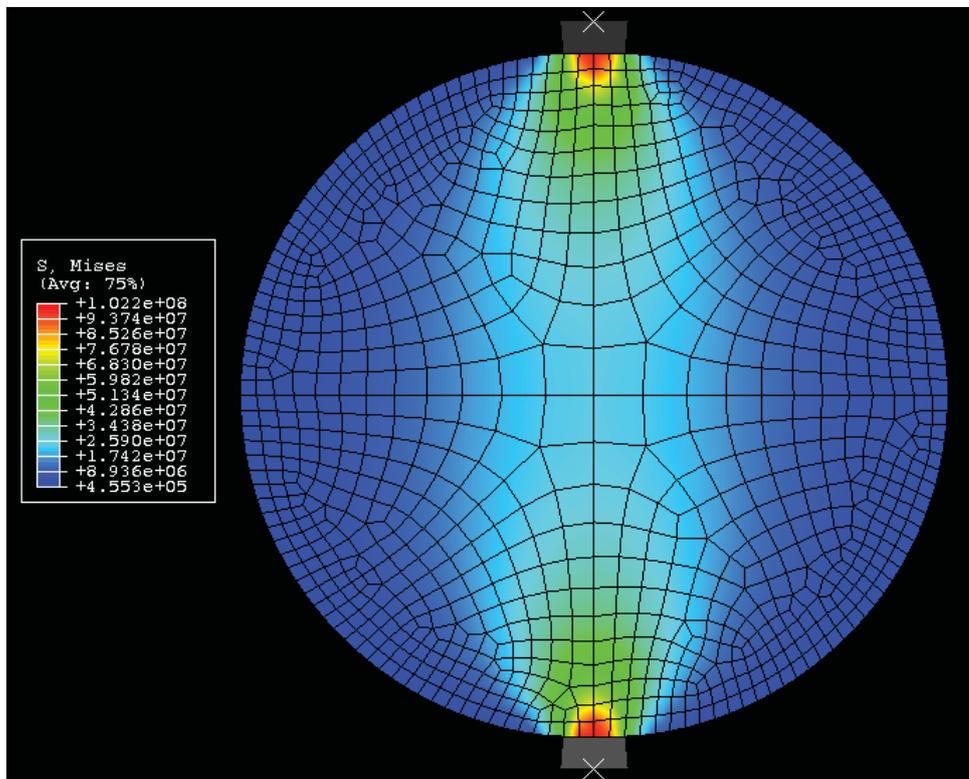


Abb. 5.39: Mises-Dehnungsverteilung in der PEEK Rolle während der Messung (ausgewertet mit ARAMIS, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.

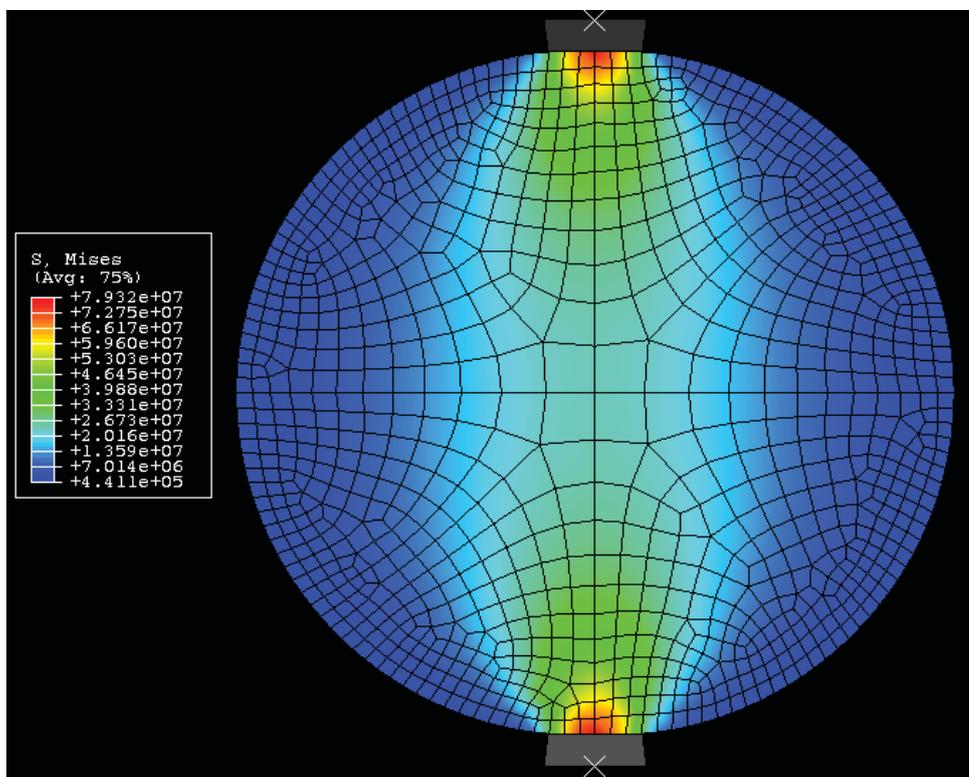
Im Laufe des Abrollvorgangs nimmt die Dicke dieser Randzone zu. Im Unterschied zu POM ist bei PEEK während des Abrollvorgangs keine Kriechdehnung aus der vorangegangenen, statischen Belastung mehr sichtbar.

In Abb. 5.40 – Abb. 5.43 sind Spannungsverteilungen während den Simulationen von POM und PEEK gezeigt. Es fällt auf, dass bei allen Simulationen der Bereich der maximalen Spannung direkt von der Kontaktfläche ausgeht und sich dieser nicht, wie zu erwarten wäre, unterhalb der Kontaktfläche befindet. Dieser Effekt ist auf das speziell auf den Abrollvorgang abgestimmte, verwendete „Mesh“ zurückzuführen. Bei den Vorsimulationen und bei den statischen und monotonen Simulationen wurde ein anderes „Mesh“ verwendet. Dieses „Mesh“ ergab die zu erwartende Spannungsverteilung mit dem Bereich der Maximalspannung unterhalb der Kontaktfläche (siehe Abschnitt 5.1 und im Anhang unter Abschnitt 8.3.1). Bezüglich des Verhaltens während dem Kriechen und Abrollen weisen alle Simulationen erwartungsgemäß die selbe Charakteristik auf. Die Ausprägung der einzelnen Aspekte dieser Charakteristik wird vom jeweils verwendeten Materialgesetz bestimmt. Im Folgenden wird diese Verhaltenscharakteristik kurz beschrieben. Nach der Lastaufbringung liegt eine gewisse Spannungsverteilung vor, die sich im Laufe des Kriechvorgangs über einen größeren Bereich der Rolle ausbreitet. Gleichzeitig verringern sich dabei die Spannungswerte. Während dem Abrollvorgang wandern die Kontaktflächen der Rolle und mit ihnen die Spannungsverteilung am Umfang der Rolle entlang. Die, im Laufe des Kriechvorgangs eingebrachte, Kriechdehnung kann innerhalb der Rolle nach dem Weiterwandern der Kontaktfläche und der dadurch erfolgten Entlastung nicht mehr dargestellt werden, da durch die Entlastung auch die Spannungen verschwinden. Allerdings kann man bei genauer Betrachtung der Abbildungen des Abrollvorgangs die Abplattung und ovale Gestalt der Rollen erkennen, was ein Indiz für die noch immer vorliegenden Kriechdehnungen ist. Die, am Ende des Abrollvorgangs auftretende, Randbereichsspannung ist vermutlich ein numerischer Effekt und kein physikalischer.

Der Vergleich von Versuchen und Simulationen kann nur qualitativ über die Verteilungen erfolgen, da zwei unterschiedliche, physikalische Größen dargestellt



(a)



(b)

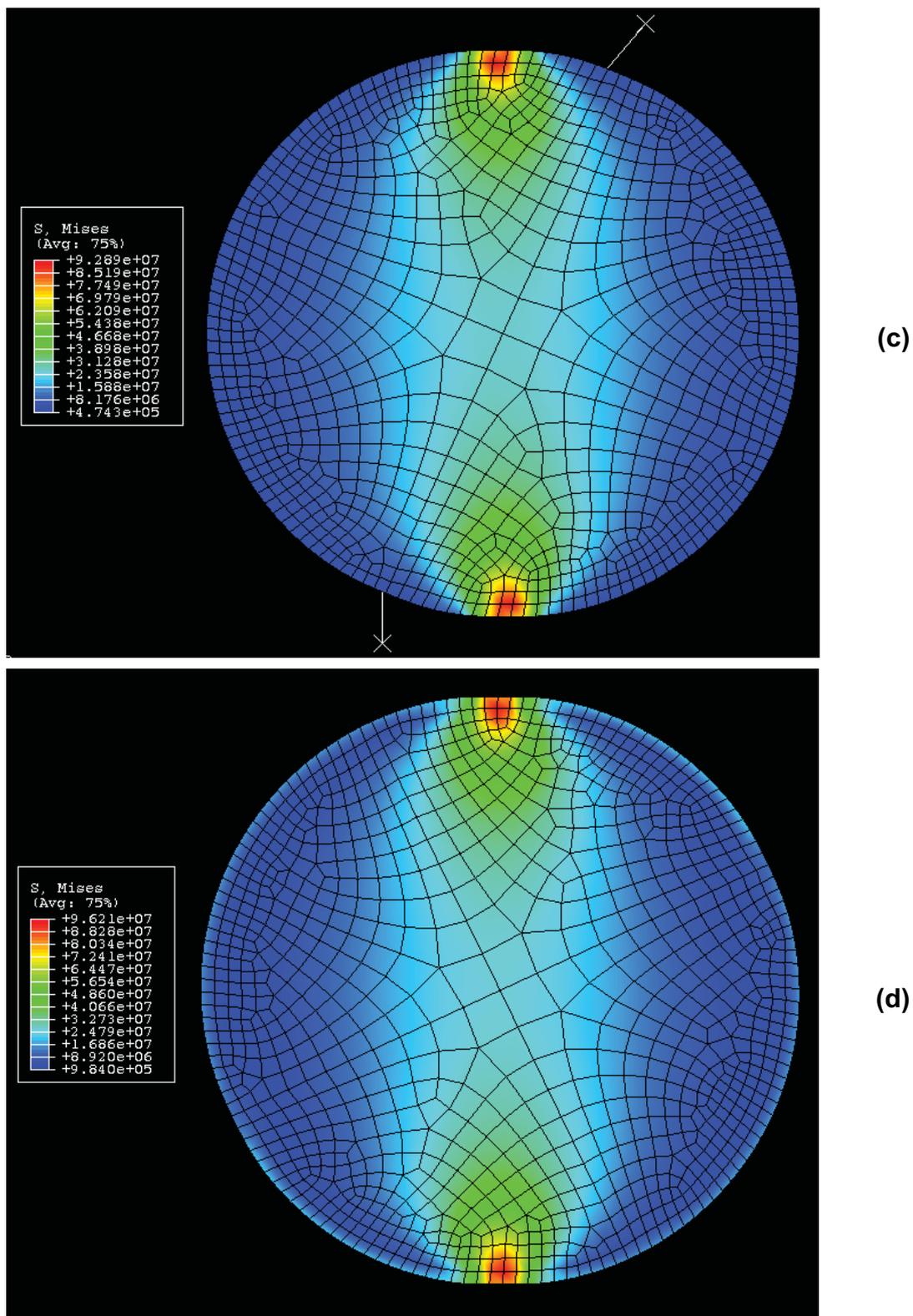
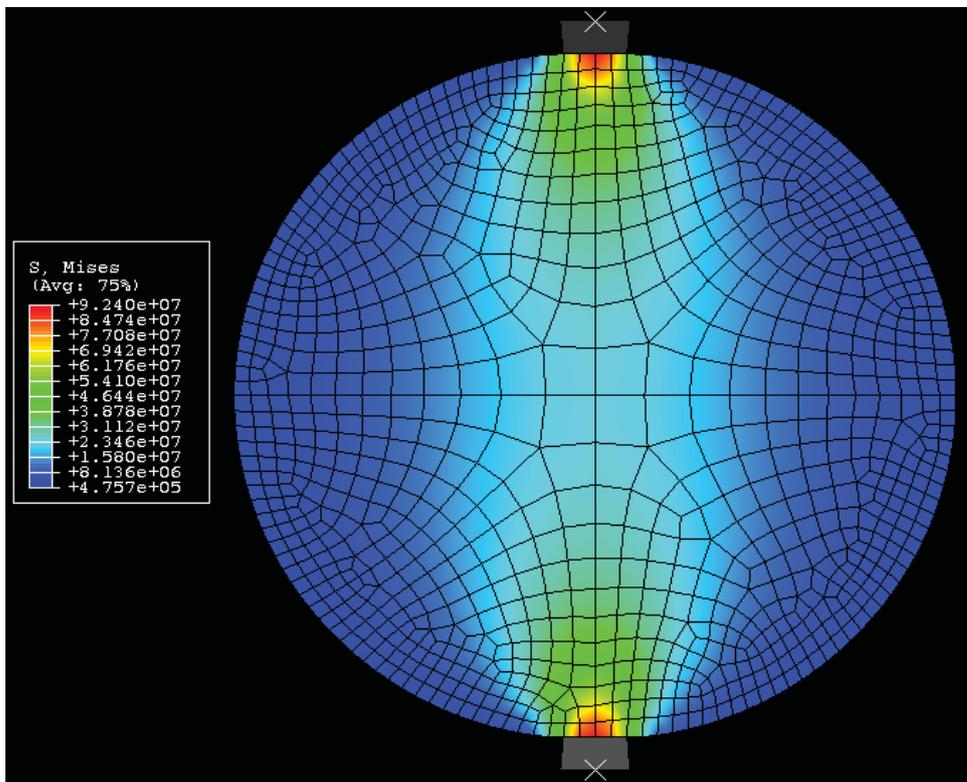
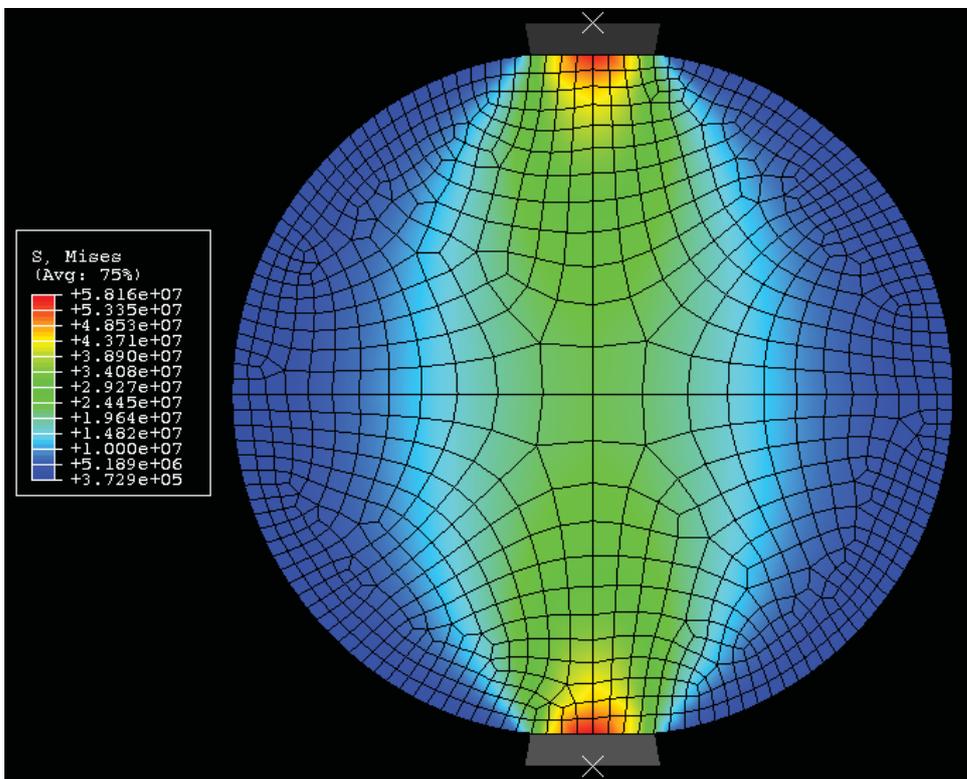


Abb. 5.40: Mises-Spannungsverteilung in der POM Rolle während der Simulation (Materialgesetz aus Kriechversuch bei 8 MPa, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.



(a)



(b)

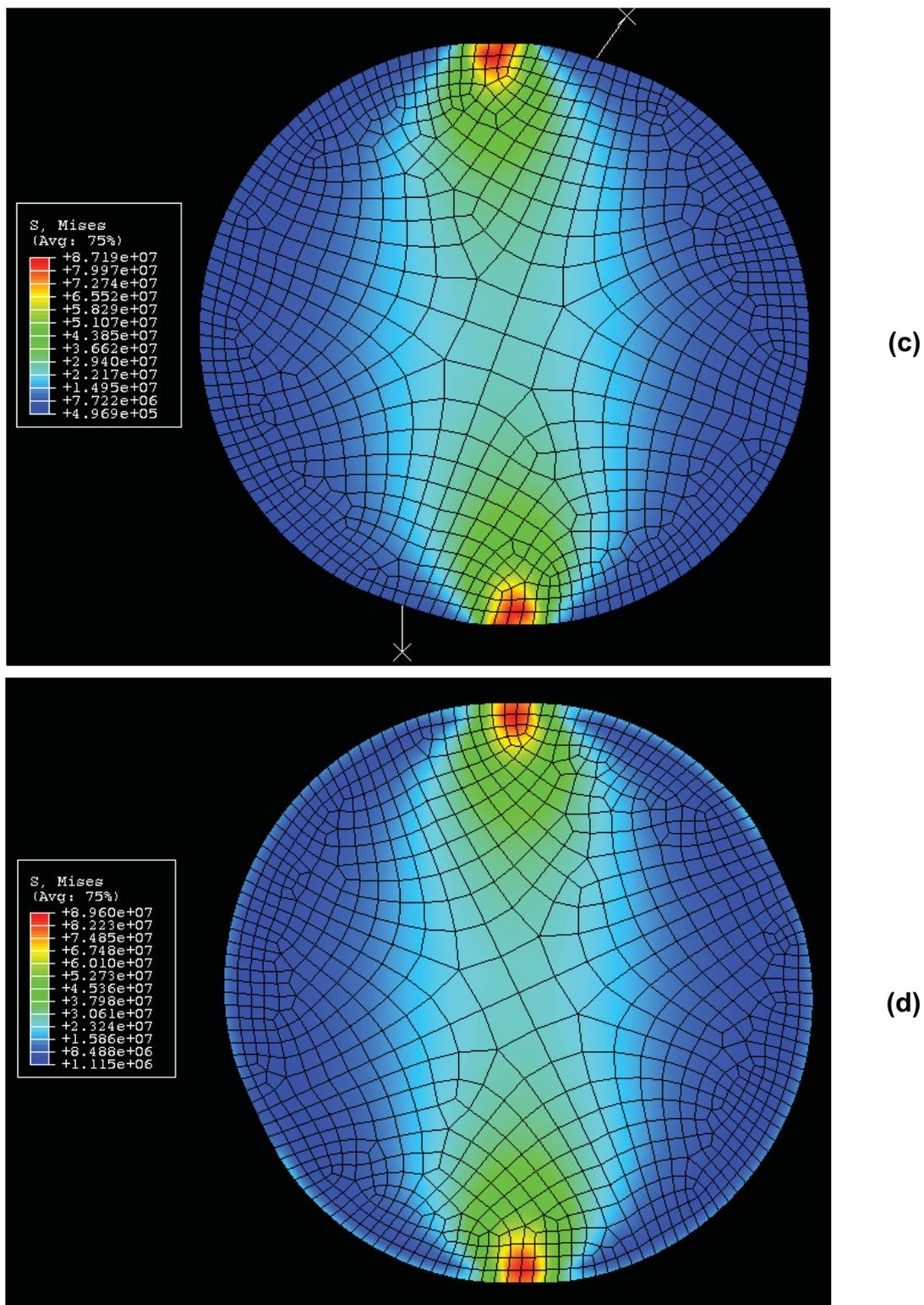
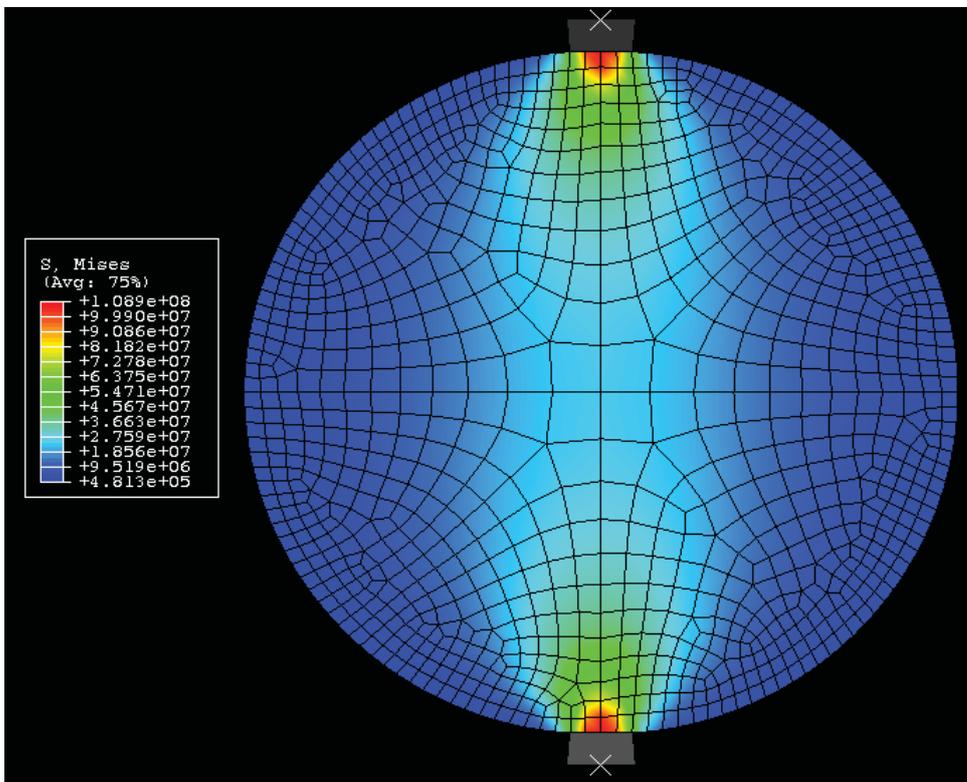
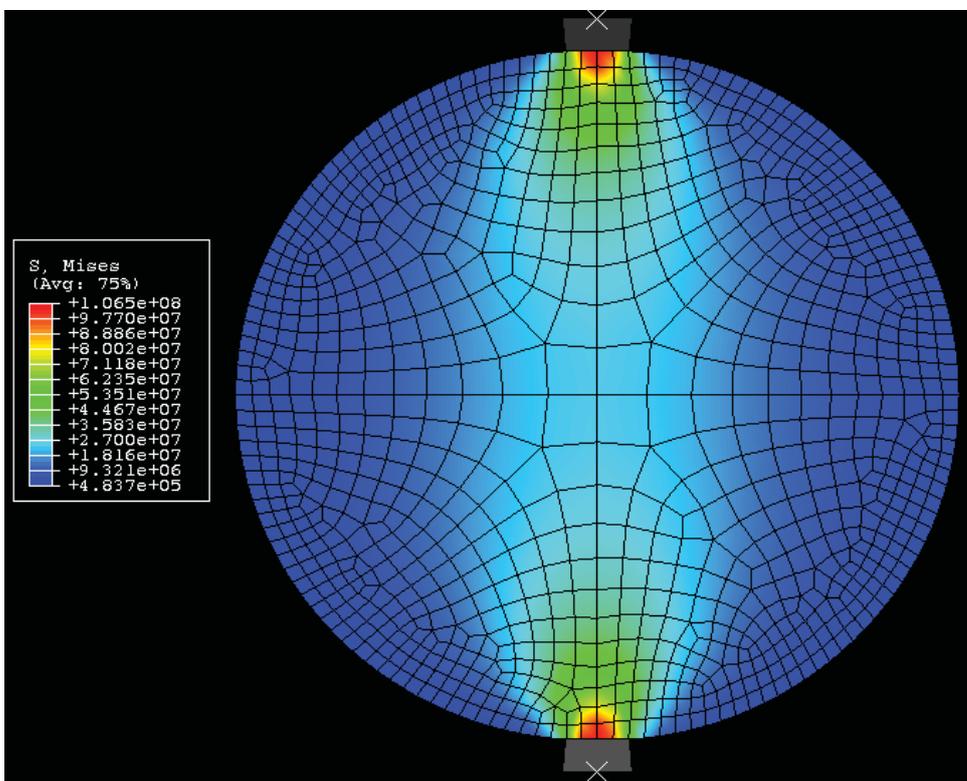


Abb. 5.41: Mises-Spannungsverteilung in der POM Rolle während der Simulation (Materialgesetz aus Kriechversuch bei 40 MPa, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.



(a)



(b)

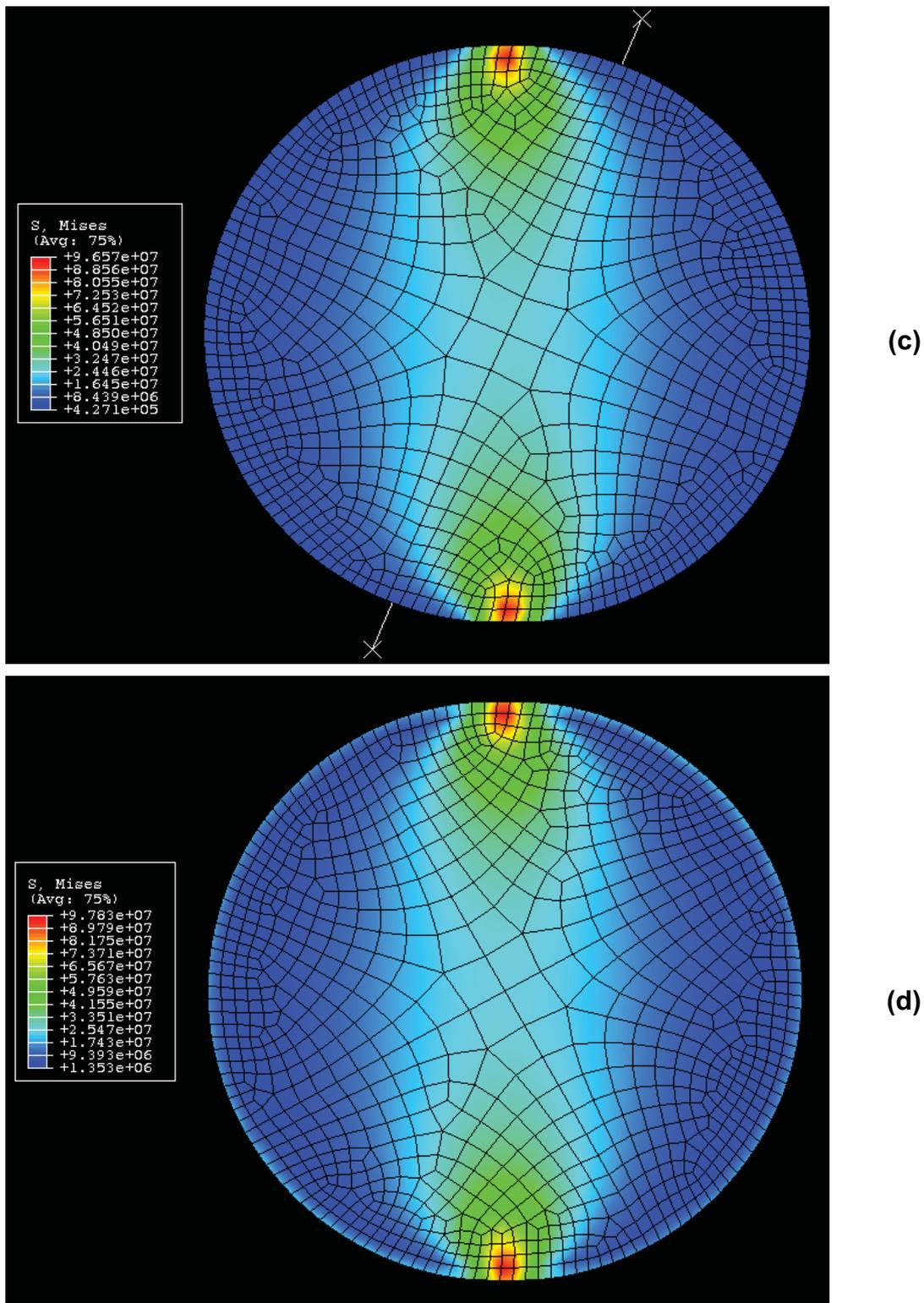
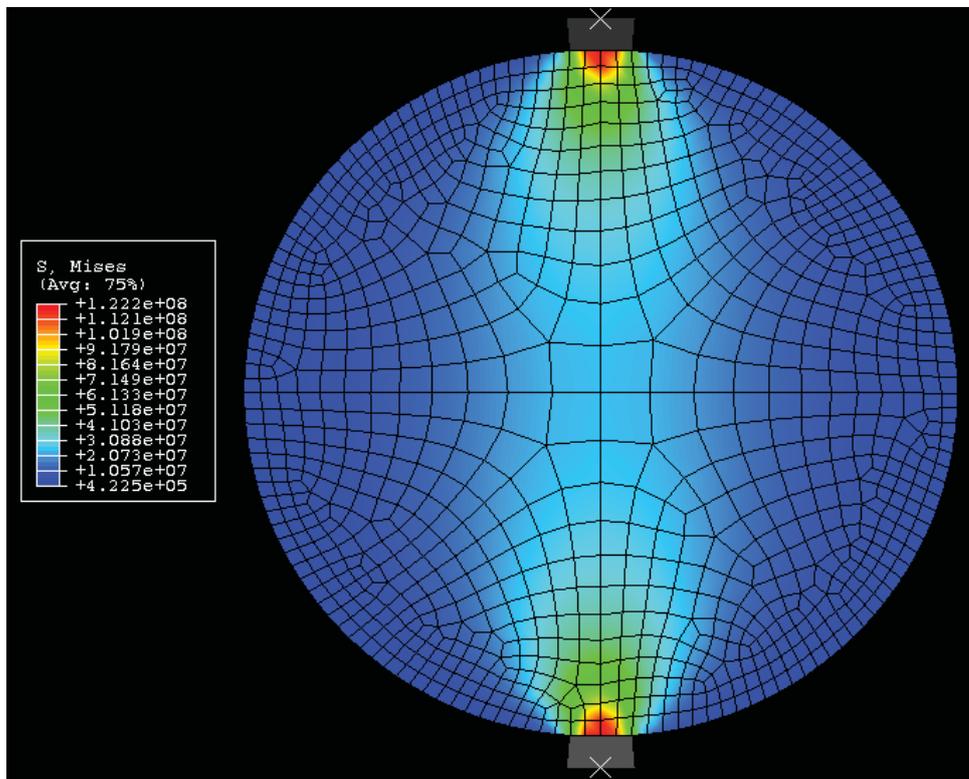
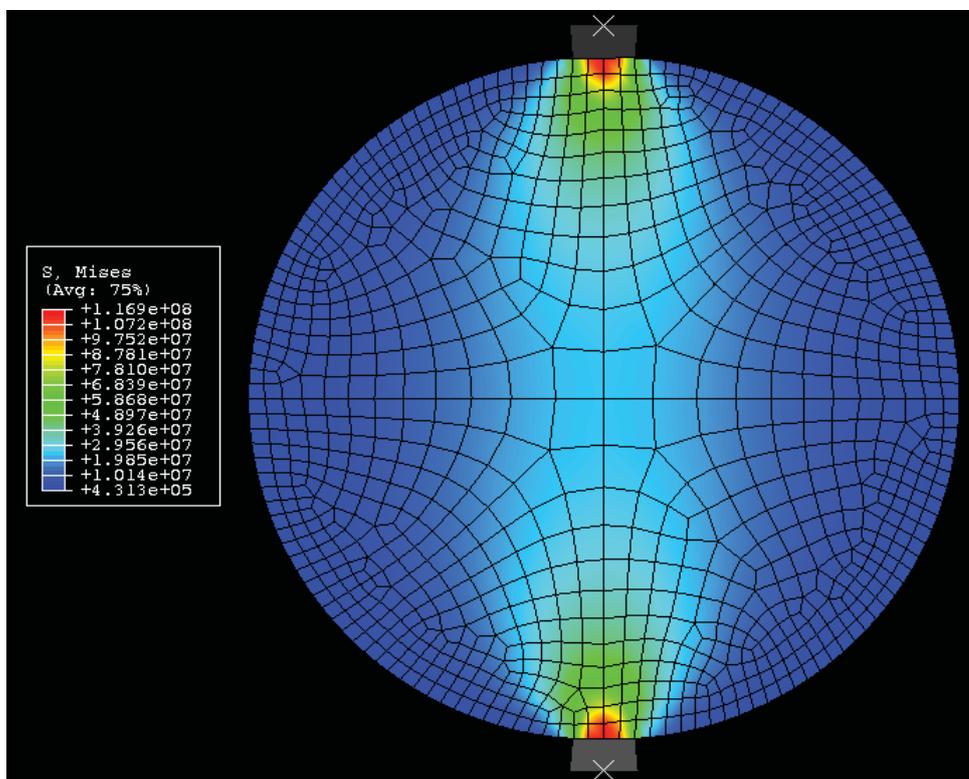


Abb. 5.42: Mises-Spannungsverteilung in der PEEK Rolle während der Simulation (Materialgesetz aus Kriechversuch bei 8 MPa, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.



(a)



(b)

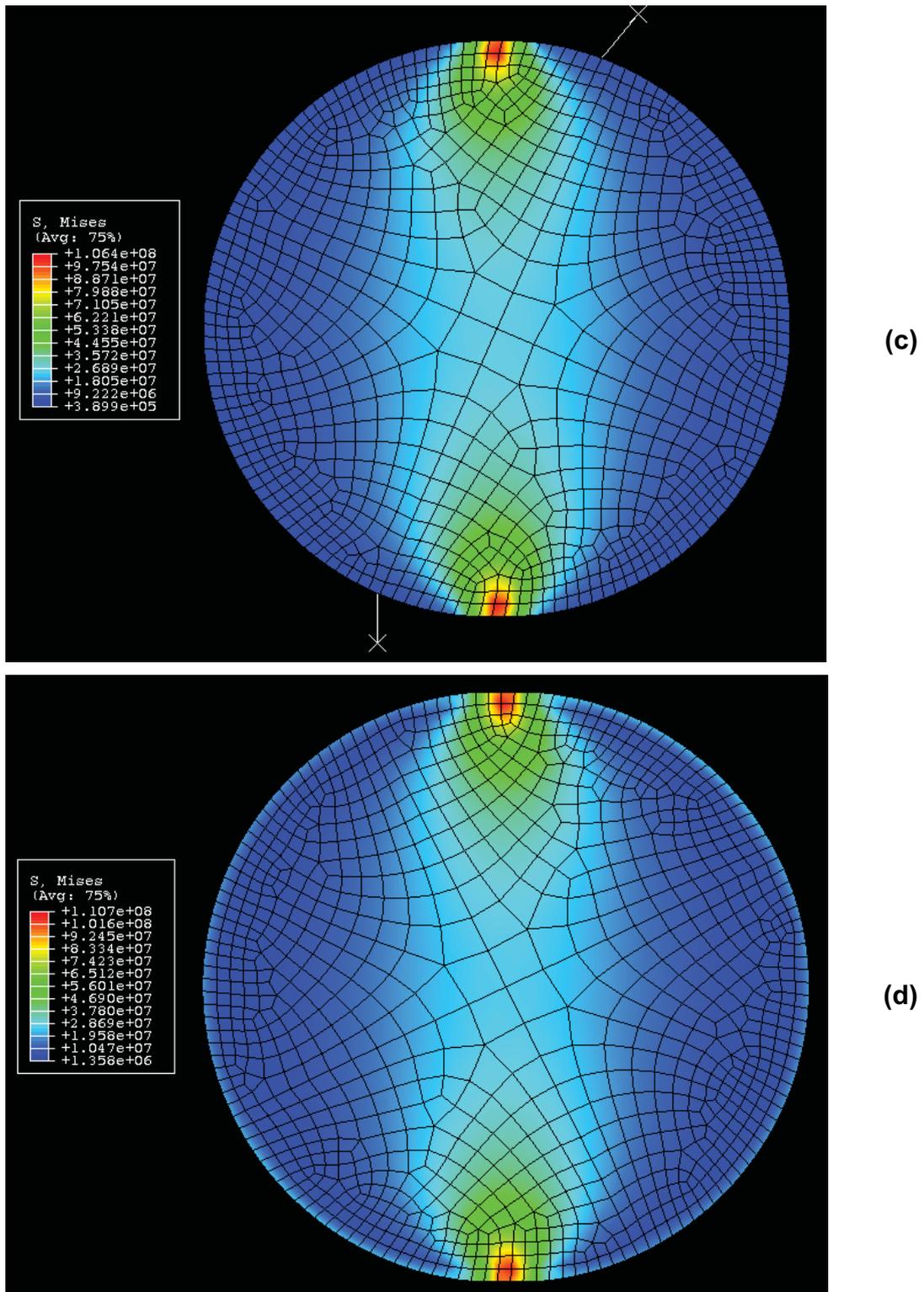


Abb. 5.43: Mises-Spannungsverteilung in der PEEK Rolle während der Simulation (Materialgesetz aus Kriechversuch bei 40 MPa, 350 N Last, 68 h Vorbelastung); (a) nach der Lastaufbringung, (b) nach 68 h kriechen, (c) nach dem Abrollbeginn, (d) nach dem Abrollen.

sind und deshalb der quantitative Vergleich keinen Sinn ergibt. Für POM erkennt man eine gute Korrelation zwischen den Verteilungen aus den Messungen und den Verteilungen aus den Simulationen sowohl beim Kriechen als auch beim Abrollen. Nur die Berieche der Maximalspannung weichen aus bereits erklärten Gründen voneinander ab. Im Abrollvorgang erkennt man in den Abbildungen des Versuches und der Simulationen die Abplattung und die ovale Gestalt der Rolle. Anzumerken ist, dass bei der Messung im Laufe des Abrollvorgangs die Abplattung sichtlich abnimmt bei den Simulationen jedoch nicht. Der Grund dafür ist in den Materialgesetzen der Simulationen zu suchen und wurde bereits bei der Vorstellung der Horizontalkraftverläufe des Abrollvorgangs der Simulationen näher erläutert. In den Abbildungen des Abrollvorgangs ist bei der Messung die eingebrachte Kriechdehnung gut sichtbar. Bei den Simulationen ist das nicht der Fall, was bereits erwähnt und auch erläutert wurde.

Für PEEK ergibt sich im Kriechbereich eine scheinbar gute Übereinstimmung der Verteilungen aus Versuch und Simulation. Einzig die Breite der einzelnen Felder ist bei den Simulationen geringer. Die Übereinstimmung ist deshalb nur scheinbar, weil sich die Verteilung der Simulationen wie erwähnt nur aufgrund des verwendeten „Meshs“ in der vorliegenden Art ausbildet. Bereits am Beginn des Abrollvorgangs sind die Unterschiede in den Verteilungen deutlich sichtbar. Im Versuch beginnt dann die Ausbildung des Randbereichs mit der hohen Dehnung, welcher in den Simulationen nicht auftritt. Die Verteilung unter der Kontaktfläche und die Kontaktfläche selbst wandern sowohl in der Messung als auch in der Simulation am Umfang der Rolle entlang. Die Abplattung infolge der statischen Belastung während dem Kriechvorgang ist bei den PEEK Messungen und Simulationen zwar vorhanden, aber in einem viel geringeren Ausmaß als bei POM. Am Ende des Abrollvorgangs weist die Verteilung der Messung kaum mehr Ähnlichkeit mit jener der Simulationen auf. Die hier beobachteten Unterschiede sind ein weiterer Hinweis darauf, dass das Verhalten von PEEK unter den vorliegenden Beanspruchungsbedingungen nicht durch ein einfaches, viskoelastisches Materialmodell beschrieben werden kann und deshalb für die Simulation alternative Modelle zu verwenden sind. Vor allem plastische Verformungen scheinen aufzutreten und sollten bei der Wahl zukünftiger Materialmodelle mitberücksichtigt werden.

6 SCHLUSSFOLGERUNGEN UND AUSBLICK

Die Vergleichbarkeit der durchgeführten Versuche und Simulationen ist für POM sehr gut. Da den Simulationen ein viskoelastisches Materialmodell zugrunde liegt, kann man daraus schließen, dass sich das Materialverhalten des Werkstoffs POM zumindest unter den vorliegenden Beanspruchungsbedingungen durch die viskoelastische Theorie sehr gut beschreiben lässt. Die Verwendung von „Prony Series“ als Materialgesetz und deren Gewinnung aus zeitlichen Kriechmodulverläufen ist dazu hervorragend geeignet. Es ist anzumerken, dass trotz der vielen Vereinfachungen bei der Entwicklung der Materialgesetze (oder vielleicht gerade deswegen) und der stark inhomogenen Spannungsverteilung in der Rolle zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden konnten. Um realistischere Ergebnisse der Simulationen erhalten zu können, wäre es wünschenswert die zeitlichen Kriechmodulverläufe auf kurze Zeitbereiche zu erweitern. Das könnte eventuell durch eine Kombination von Kriechversuchen und DMA Messungen erreicht werden.

Im Gegensatz zu POM ist bei PEEK die Vergleichbarkeit von Versuch und Simulation weniger ausgeprägt. Aufgrund der vielen, unterschiedlichen Messungen und Simulationen und den daraus gewonnenen Ergebnissen muss festgestellt werden, dass sich PEEK unter den vorliegenden Beanspruchungsbedingungen durch die viskoelastische Theorie nicht ausreichend beschreiben lässt. Dadurch sind auch die, aus zeitlichen Kriechmodulverläufen gewonnenen, „Prony Series“ zur Beschreibung des Materialverhaltens ungeeignet oder zumindest unzureichend. Es ist die Verwendung von alternativen Materialmodellen notwendig. Da die Ergebnisse aus Messungen und Simulationen darauf hindeuten, dass unter den vorliegenden Beanspruchungsbedingungen sowohl eine zeitabhängige Verformung als auch plastische Verformungen auftreten, könnte eine Kombination des viskoelastischen Modells mit einem plastischen Modell zielführend sein. Die Implementierung eines solchen Modells in ABAQUS ist allerdings schwierig. Da aber die Ausprägung der Zeitabhängigkeit in den Ergebnissen gering war, könnte eventuell auch ein einfaches elastisch-

plastisches Modell mit Parametern aus Zug- oder Druckversuchen zur Beschreibung des Materialverhaltens genügen.

Bei manchen der verwendeten Prüfmaschinen, Prüfaufbauten und Prüfbedingungen wäre eine Modifikation oder Verbesserung empfehlenswert. Beim Kriechprüfstand sollte vor allem die Temperierung und die Lastaufbringung verbessert werden, um eine größere Genauigkeit der Messungen zu ermöglichen. Das Tribometer sollte um eine Temperierkammer erweitert werden, um auch bei längerer Vorbelastung eine konstante Temperatur gewährleisten zu können und damit die Vergleichbarkeit der Messungen untereinander und der Messungen und Simulationen zu verbessern. Weiters könnten dadurch auch für den Kriechvorgang brauchbare Ergebnisse erhalten werden. Eine andere Verbesserungsmöglichkeit der Abrollmessungen ist die Verwendung eines möglichst ebenen, stabilen, steifen Untergrunds. Der Untergrund, welcher bei den Messungen verwendet wurde, stellte sich bei der Auswertung der Messdaten als unzureichend heraus. Eine weitere Forderung betrifft die Lastaufbringung und Regelung der Last. Diese erfolgt beim vorhandenen Tribometer verschiebungsgesteuert mit Kraftregelung, wodurch viele Messgrößen einen systematischen Fehler aufweisen oder unbrauchbar sind. Außerdem ist dadurch die Vergleichbarkeit mit der Simulation eingeschränkt. Um möglichst brauchbare und exakte Ergebnisse zu erhalten, ist es nötig die Last kraftgesteuert mit Kraftregelung aufzubringen.

Um aus den Simulationen der Abrollmessungen realistischere Spannungsverteilungen innerhalb der Rolle zu erhalten, wäre es nötig das verwendete „Mesh“ weiter zu verfeinern und die Dicke der feinen Bereiche an der Oberfläche in Richtung Mittelpunkt der Rolle zu erhöhen. Die Umsetzung dieser Maßnahme hätte allerdings eine massive Zunahme des Rechenaufwands und dadurch auch der Rechendauer der Simulationen zur Folge.

Aufgrund der praktischen Aussagekraft der Horizontalkraftverläufe des Abrollvorgangs bezüglich Laufruhe und Auszugskraft seien an dieser Stelle die vermuteten Materialeigenschaften, welche diese Kurven wesentlich beeinflussen, zusammengefasst. Die Höhe der Amplituden wird wahrscheinlich durch die Kombination von Dämpfung und Steifigkeit des Materials sowie der Abplattung der Rolle, welche sich aufgrund der Kriechneigung des Materials ergibt, bestimmt. Die Abnahme der Amplituden während dem Abrollen ist ebenfalls durch das

zeitabhängige Verformungsverhalten des Materials begründet. Wobei in diesem Fall vor allem der Kurzzeitbereich interessant ist. Der Mittelwert der Horizontalkraftverläufe wird vor allem durch die Dämpfung des Materials bestimmt. Welchen Effekt, die bei PEEK vermutlich auftretende, plastische Verformung genau hat, ist fraglich. Wahrscheinlich wird durch die auftretende Dissipation die Dämpfung erhöht und die Gestalt der Verläufe im zweiten Zyklusabschnitt verändert.

Die hervorragenden Laufeigenschaften der PEEK Rollen in der Praxis sind vermutlich ein Produkt des im Vergleich zu POM unerwarteten Materialverhaltens unter den vorliegenden Beanspruchungsbedingungen.

7 LITERATUR

ABAQUS, Inc. (2006). In "ABAQUS Online Documentation", Version 6.6-1.

Domininghaus, H. (2005). In „Domininghaus – Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften“, (Elsner, P., Eyerer, P., Hirth, T., Hrsg.), 6. Auflage, pp. 813-845, pp. 1203-1222, Springer, Berlin [u.a.].

Ferry, J. D. (1980). "Viscoelastic Properties of Polymers", 3. Edition, Wiley, New York [u.a.].

Fischer-Cripps, A. C. (2000). "Introduction to Contact Mechanics", Springer, New York [u.a.].

<http://www.dupont.com>

<http://www.victrex.com/de>

Johnson, K. L. (2003). "Contact Mechanics", 9. printing, Cambridge University Press, Cambridge [u.a.].

Lackmann, J. (2001). In „Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau“, (Beitz, W., Grote, K.-H., Hrsg.), 20. Auflage, pp. C 37 – C 38, Springer, Berlin [u.a.].

Lang, R. W. (2006). „Physik und Werkstoffkunde der Kunststoffe“, Vorlesungsskriptum, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, Österreich.

Oberbach, K. (2001). In „Saechtling – Kunststoff Taschenbuch“, 28. Ausgabe, pp. 480-483, pp. 523-525, Hanser, München, Wien.

Schwarzl, F. R. (1990). „Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren“, Springer, Berlin [u.a.].

Struck, D. (1993). „Zum Verformungsverhalten von Polyoxymethylen unter einachsiger Beanspruchung und im Hertzschen Kontakt“, Dissertation, Institut für Werkstofftechnik, Technische Universität Berlin, Deutschland.

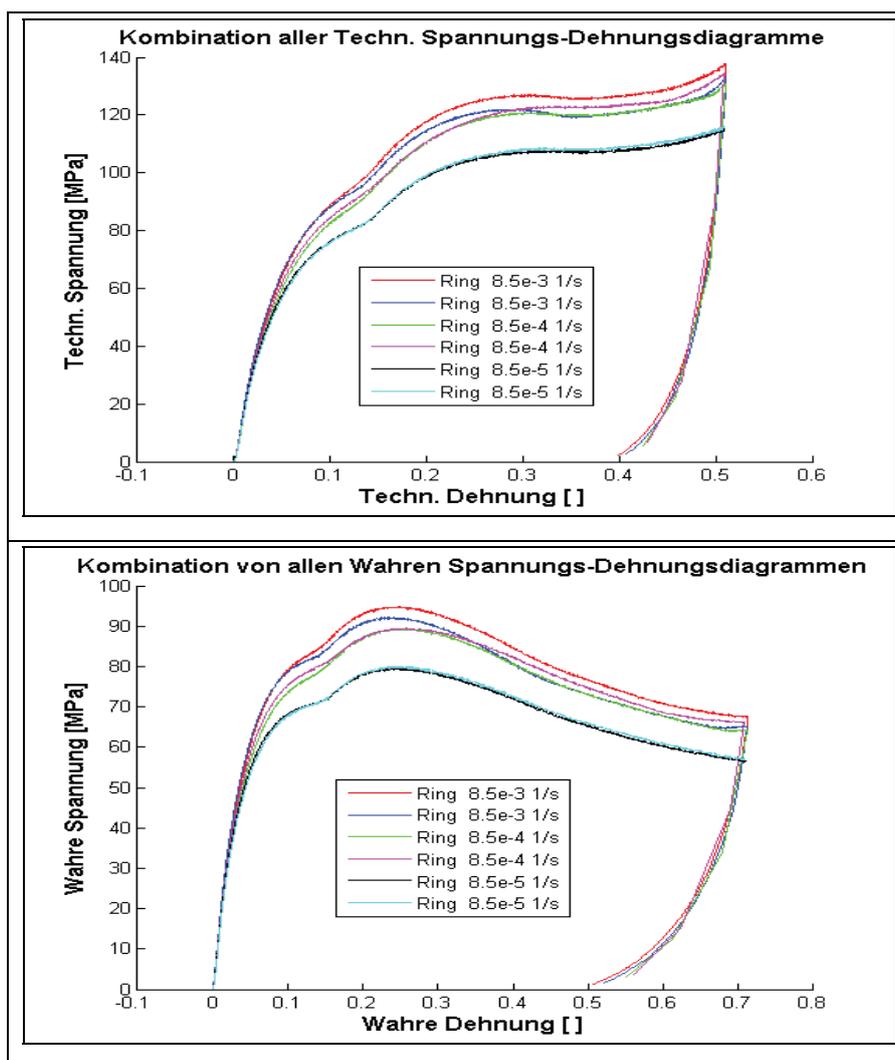
Tschoegl, N. W. (1989). „The Phenomenological Theory of Linear Viscoelastic Behavior: An Introduction“, Springer, Berlin [u.a.].

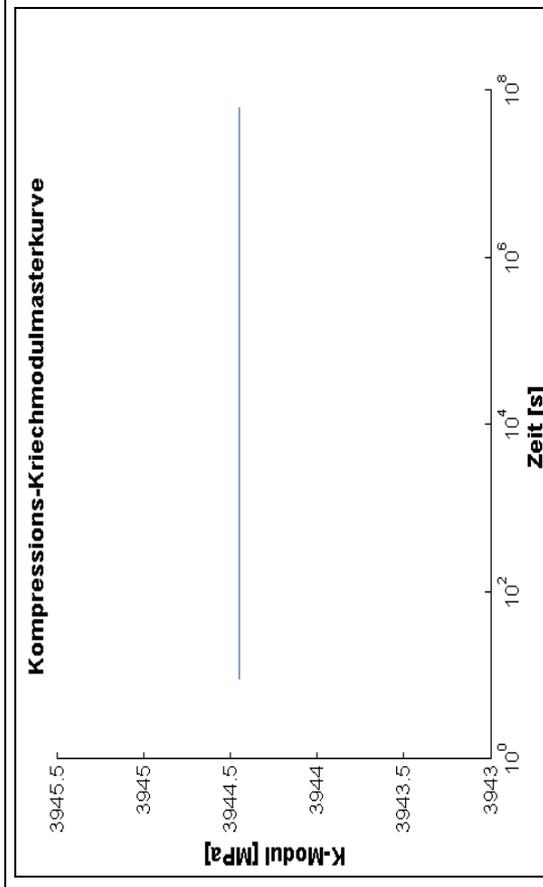
8 ANHANG

Die Ergebnisse und Diagramme, die im Folgenden vorgestellt werden, sind als Ergänzungen und Abrundungen der jeweiligen Unterpunkte des Kapitels 5 (Ergebnisse und Diskussion) zu verstehen. Sie sollen das Verständnis der Problematik unterstützen, stellen aber keine vollständige Auflistung dar.

8.1 Anhang zu Vorversuche und Vorsimulation (Abschnitt 5.1)

Es werden Spannungs-Dehnungsdiagramme der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Druckversuche an den modifizierten Rollen mit durchgehender Bohrung gezeigt. Weiters sind Zwischen- und Endergebnisse der Entwicklung des Materialgesetzes für die Vorsimulation aus den Vorkriechversuchen angeführt.



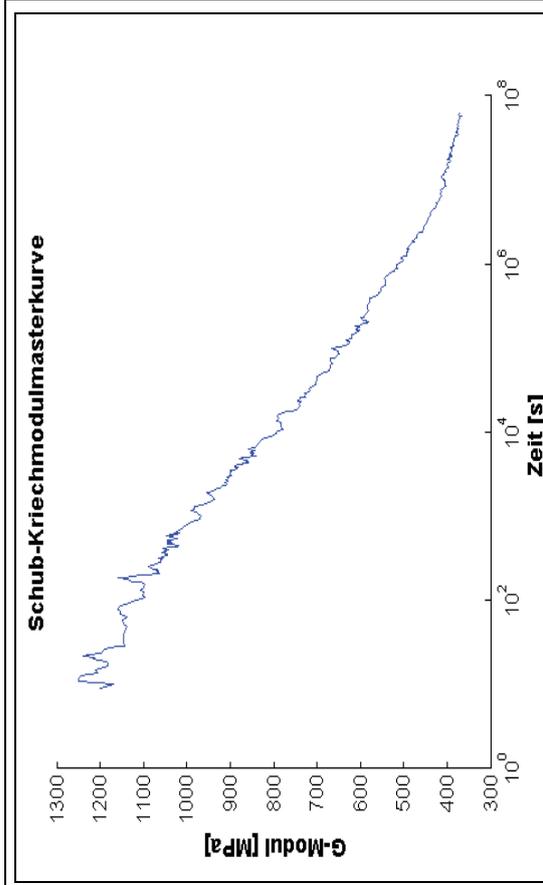


General model (Prony Series):

$$K(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{20})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 3944 (3944, 3944)
- b = 0.7488



General model (Prony Series):

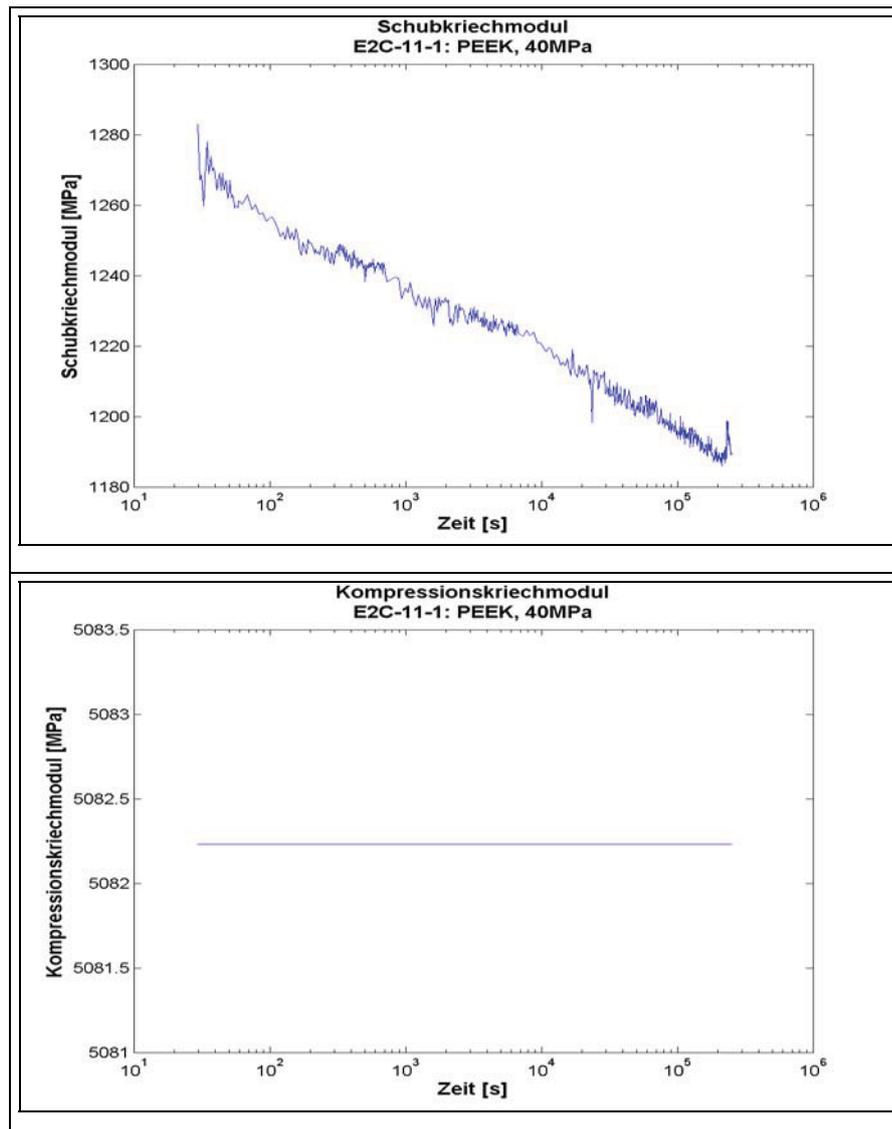
$$G(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{11})] - c * [1 - \exp(-10^x / 10^{12})] - d * [1 - \exp(-10^x / 10^{13})] - e * [1 - \exp(-10^x / 10^{14})] - f * [1 - \exp(-10^x / 10^{15})] - g * [1 - \exp(-10^x / 10^{16})] - h * [1 - \exp(-10^x / 10^{17})]$$

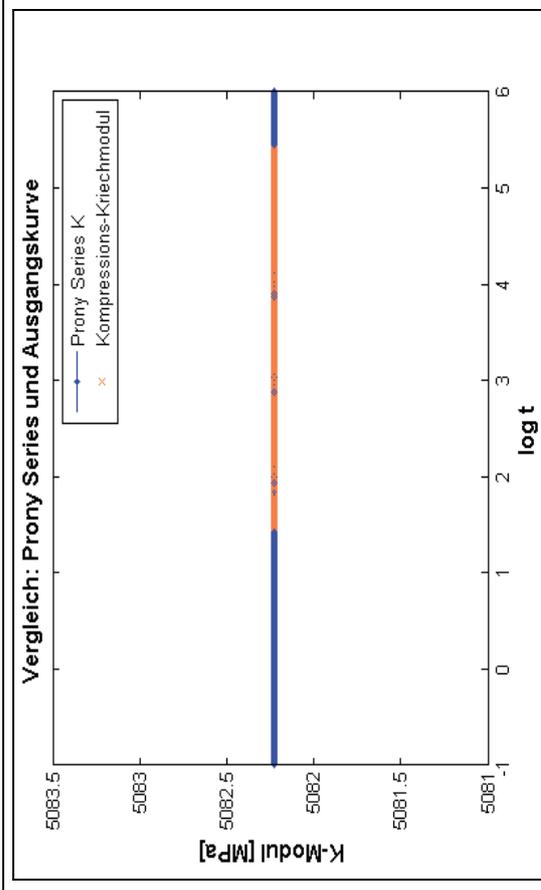
Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 1293 (1284, 1303)
- b = 90.85 (79.02, 102.7)
- c = 92.35 (87.27, 97.43)
- d = 161 (156.5, 165.5)
- e = 197.8 (193.5, 202.2)
- f = 145.1 (140.8, 149.4)
- g = 135.7 (131.5, 139.9)
- h = 95.32 (91.89, 98.76)

8.2 Anhang zu Untersuchungen an Prüfkörpern (Kriechversuche) (Abschnitt 5.2)

Die Entwicklung der Materialgesetze für die Simulation aus den Kriechversuchen erfolgte in mehreren Zwischenstufen. In diesem Abschnitt sind die Ergebnisse dieser Zwischenstufen und die Endresultate in Form der Materialgesetze dargestellt.



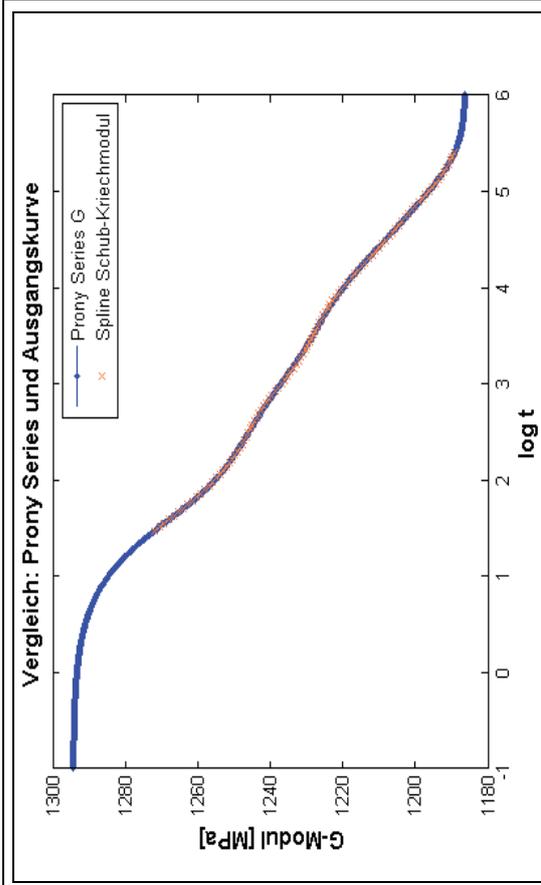


General model (Prony Series):

$$K(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{20})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 5082 (5082, 5082)
- b = 0.3647

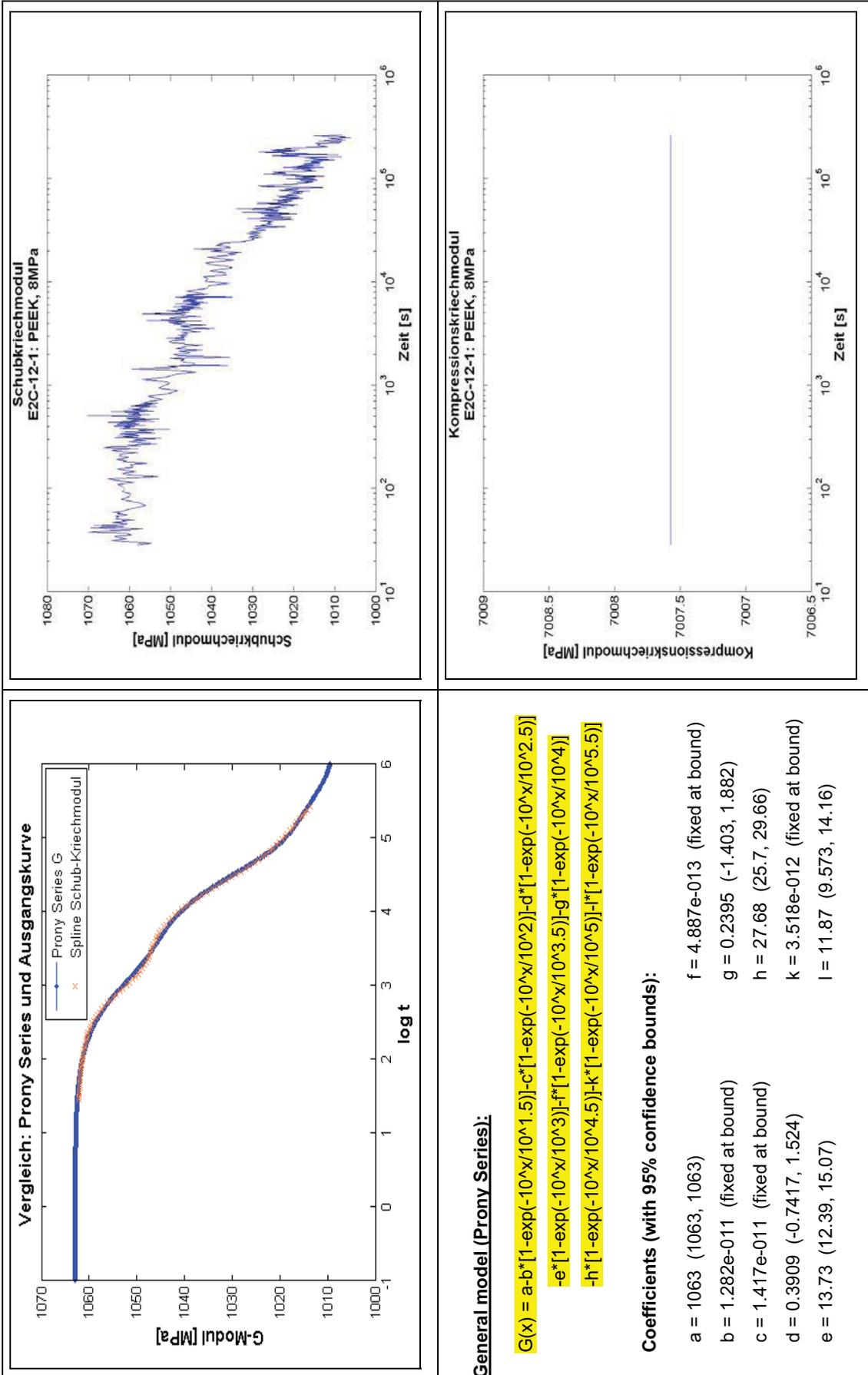


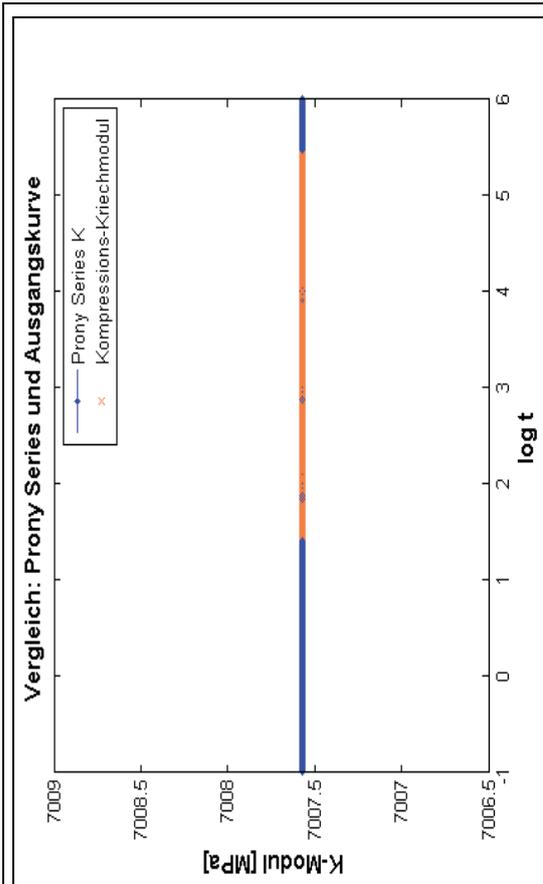
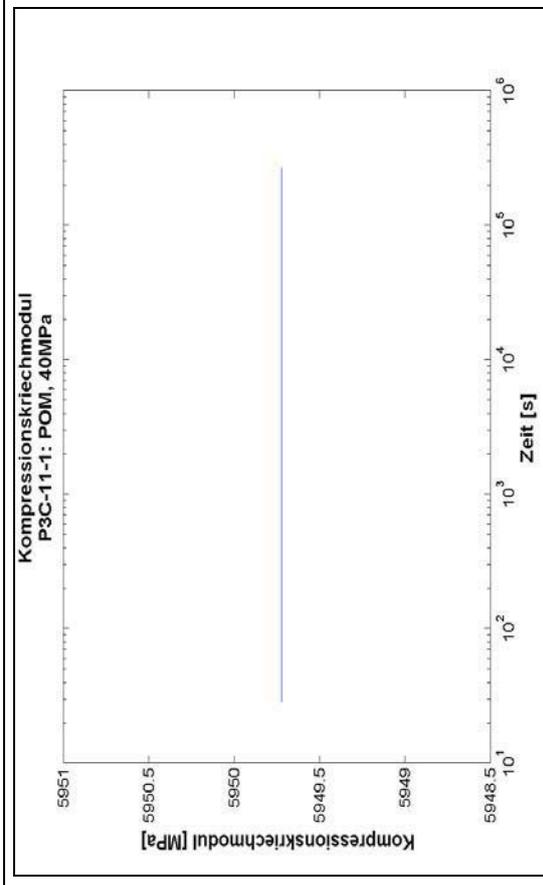
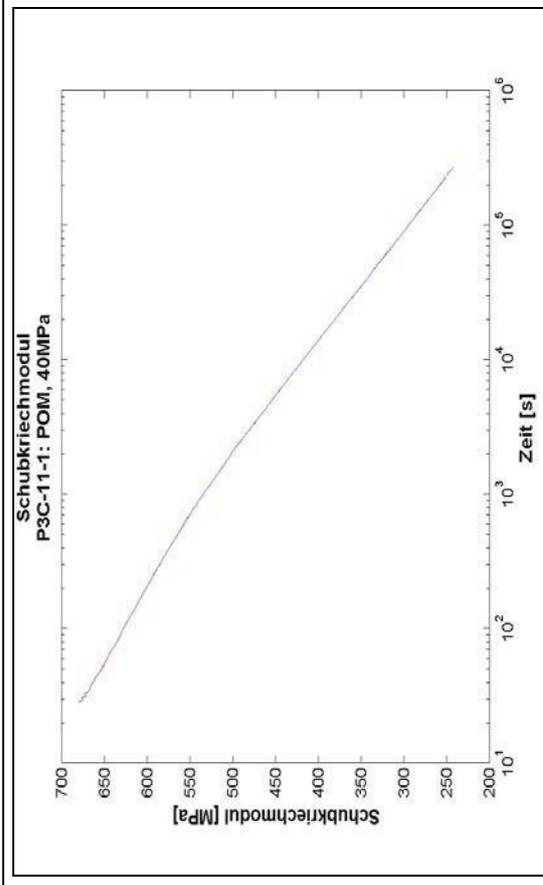
General model (Prony Series):

$$G(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{1.5})] - c * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.2})] - d * [1 - \exp(-10^x / 10^{2.5})] - e * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.3})] - f * [1 - \exp(-10^x / 10^{3.5})] - g * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.4})] - h * [1 - \exp(-10^x / 10^{4.5})] - k * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.5})] - l * [1 - \exp(-10^x / 10^{5.5})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 1294 (1293, 1296)
- b = 30.95 (28.6, 33.3)
- c = 10.92 (8.822, 13.02)
- d = 3.323 (1.592, 5.054)
- e = 16.61 (15.55, 17.68)
- f = 8.871e-013 (fixed at bound)
- g = 12.42 (11.05, 13.79)
- h = 10.74 (7.367, 14.12)
- k = 20.18 (13.31, 27.06)
- l = 3.064 (-4.766, 10.9)





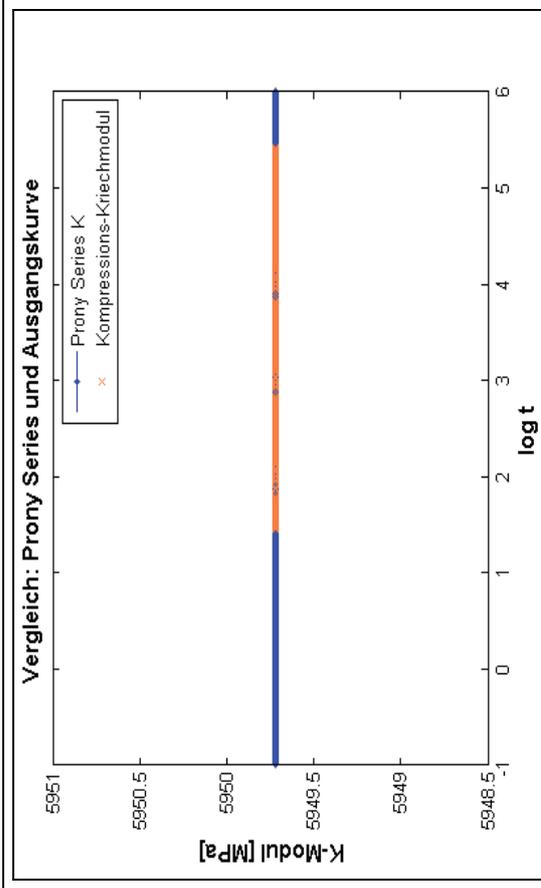
General model (Prony Series):

$$K(x) = a \cdot b^{1 - \exp(-10^x / 10^{20})}$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

a = 7008 (7008, 7008)

b = 0.5242

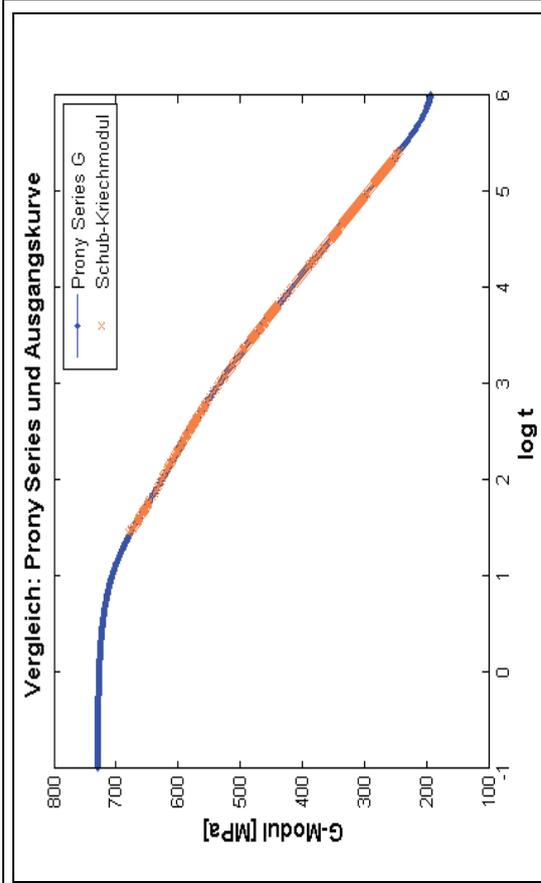


General model (Prony Series):

$$K(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{20})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 5950 (5950, 5950)
- b = 0.09392

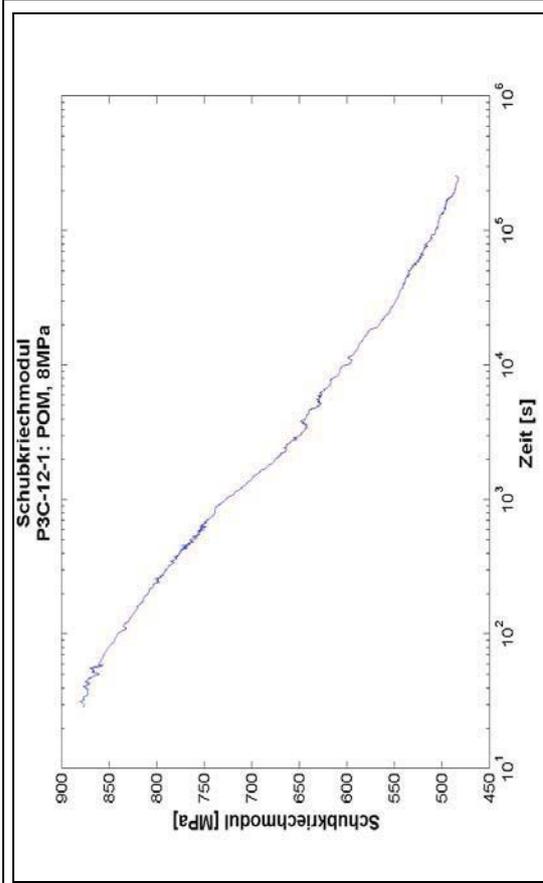
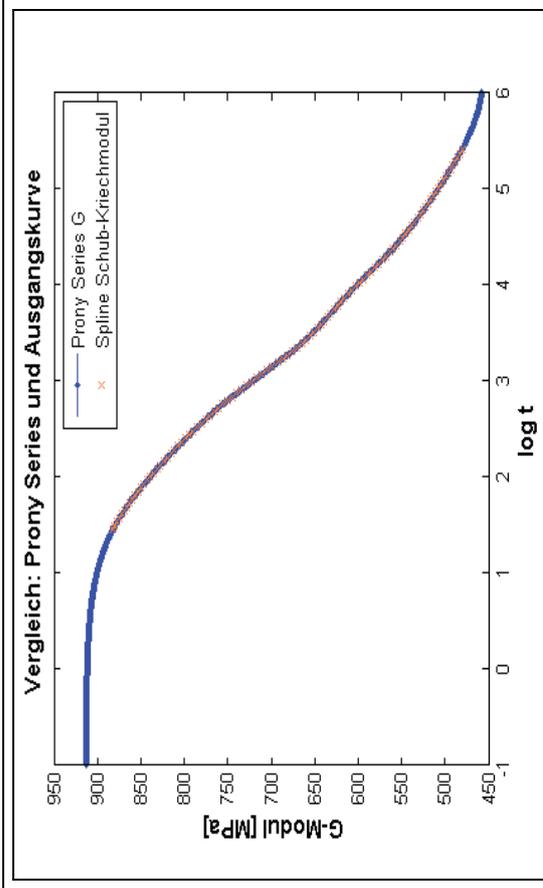


General model (Prony Series):

$$G(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x / 10^{1.5})] - c * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.2})] - d * [1 - \exp(-10^x / 10^{2.5})] - e * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.3})] - f * [1 - \exp(-10^x / 10^{3.5})] - g * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.4})] - h * [1 - \exp(-10^x / 10^{4.5})] - k * [1 - \exp(-10^x / 10^{0.5})] - l * [1 - \exp(-10^x / 10^{5.5})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

- a = 729.9 (728.7, 731)
- b = 67.36 (65.33, 69.38)
- c = 30.57 (28.82, 32.33)
- d = 45.41 (43.84, 46.97)
- e = 45.93 (44.42, 47.44)
- f = 63.03 (61.49, 64.58)
- g = 57.91 (56.22, 59.59)
- h = 68.59 (66.29, 70.89)
- k = 43.26 (39.45, 47.07)
- l = 119.8 (115.6, 123.9)

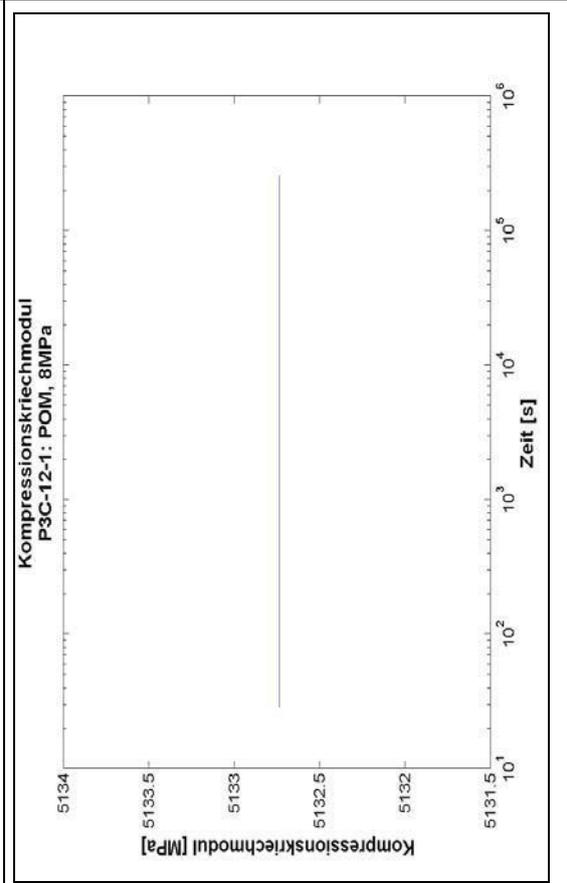


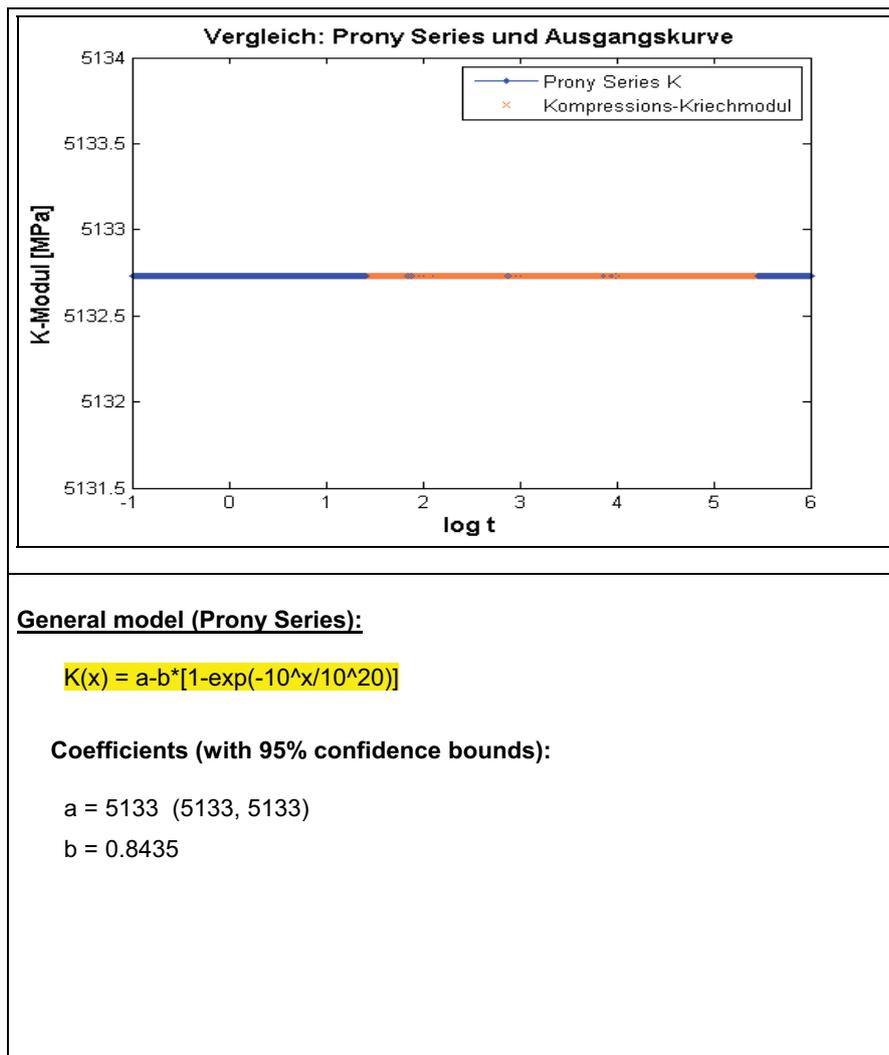
General model (Prony Series):

$$G(x) = a - b * [1 - \exp(-10^x x / 10^{1.5})] - c * [1 - \exp(-10^x x / 10^2)] - d * [1 - \exp(-10^x x / 10^{2.5})] - e * [1 - \exp(-10^x x / 10^3)] - f * [1 - \exp(-10^x x / 10^{3.5})] - g * [1 - \exp(-10^x x / 10^4)] - h * [1 - \exp(-10^x x / 10^{4.5})] - k * [1 - \exp(-10^x x / 10^5)] - l * [1 - \exp(-10^x x / 10^{5.5})]$$

Coefficients (with 95% confidence bounds):

a = 913.1 (911.9, 914.4)	f = 11.05 (8.617, 13.48)
b = 17.87 (15.56, 20.18)	g = 84.57 (81.64, 87.5)
c = 60.33 (58.08, 62.58)	h = 41.34 (36.93, 45.75)
d = 11.84 (9.614, 14.07)	k = 40.41 (32.74, 48.09)
e = 141 (138.7, 143.2)	l = 48.93 (40.59, 57.26)

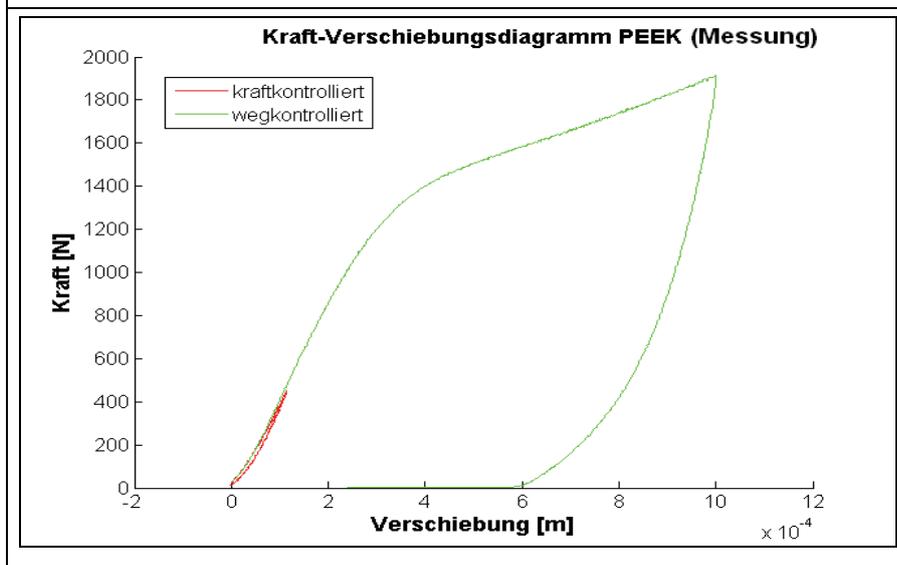
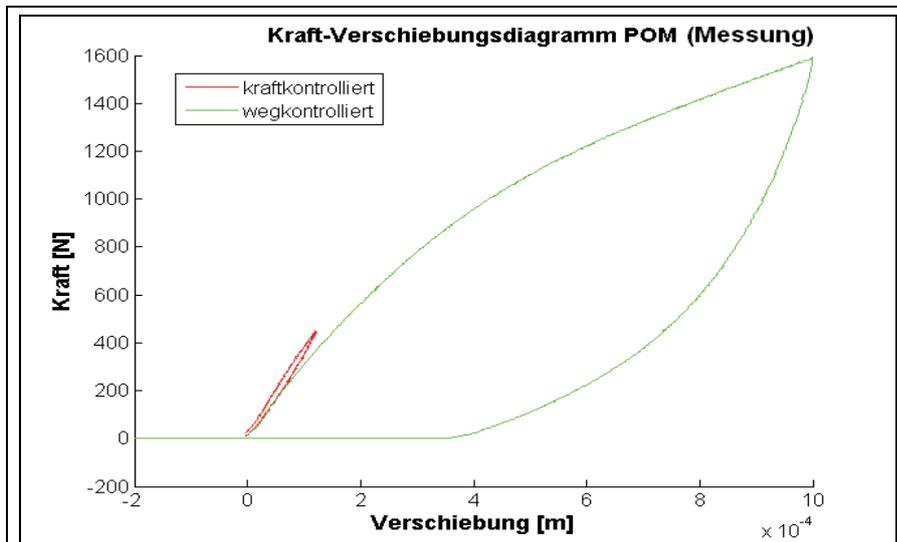
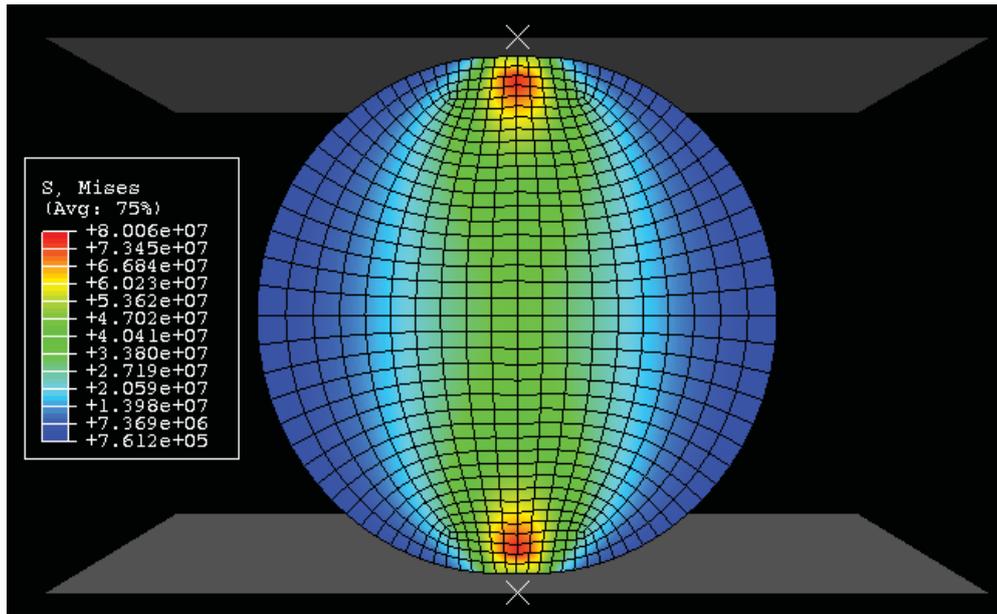


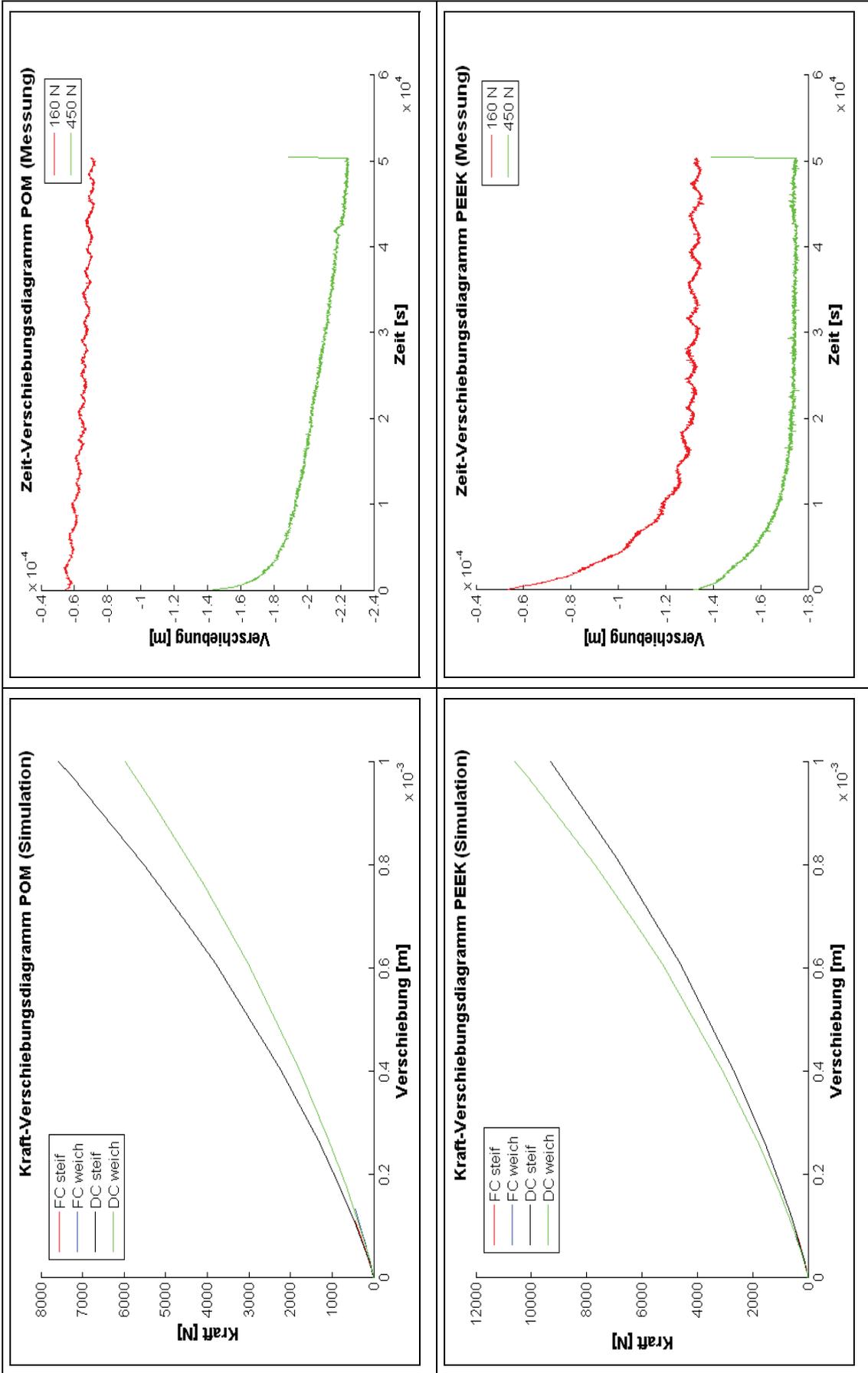


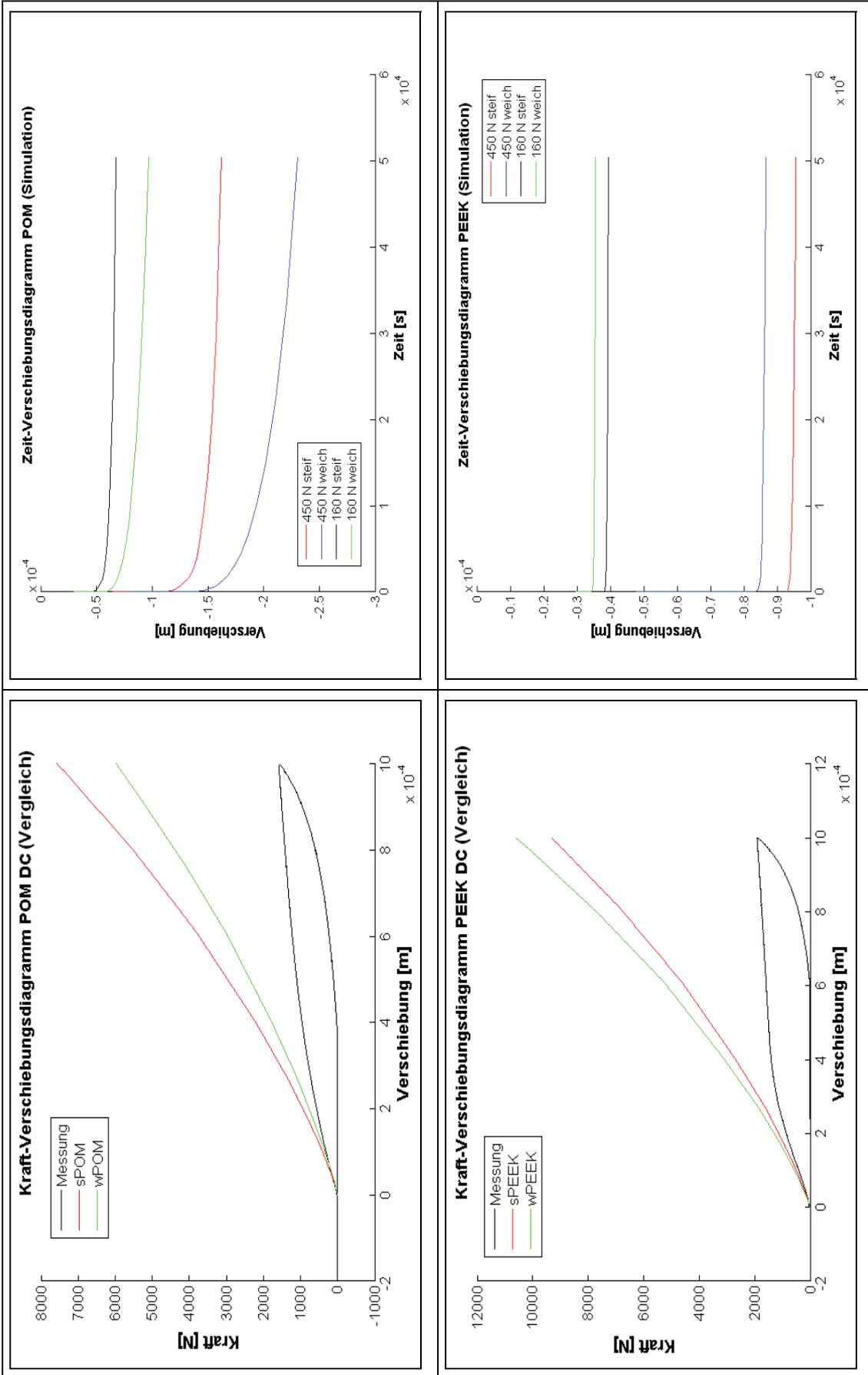
8.3 Anhang zu Untersuchungen und Simulation der Untersuchungen an Bauteilen (Rollen) (Abschnitt 5.3)

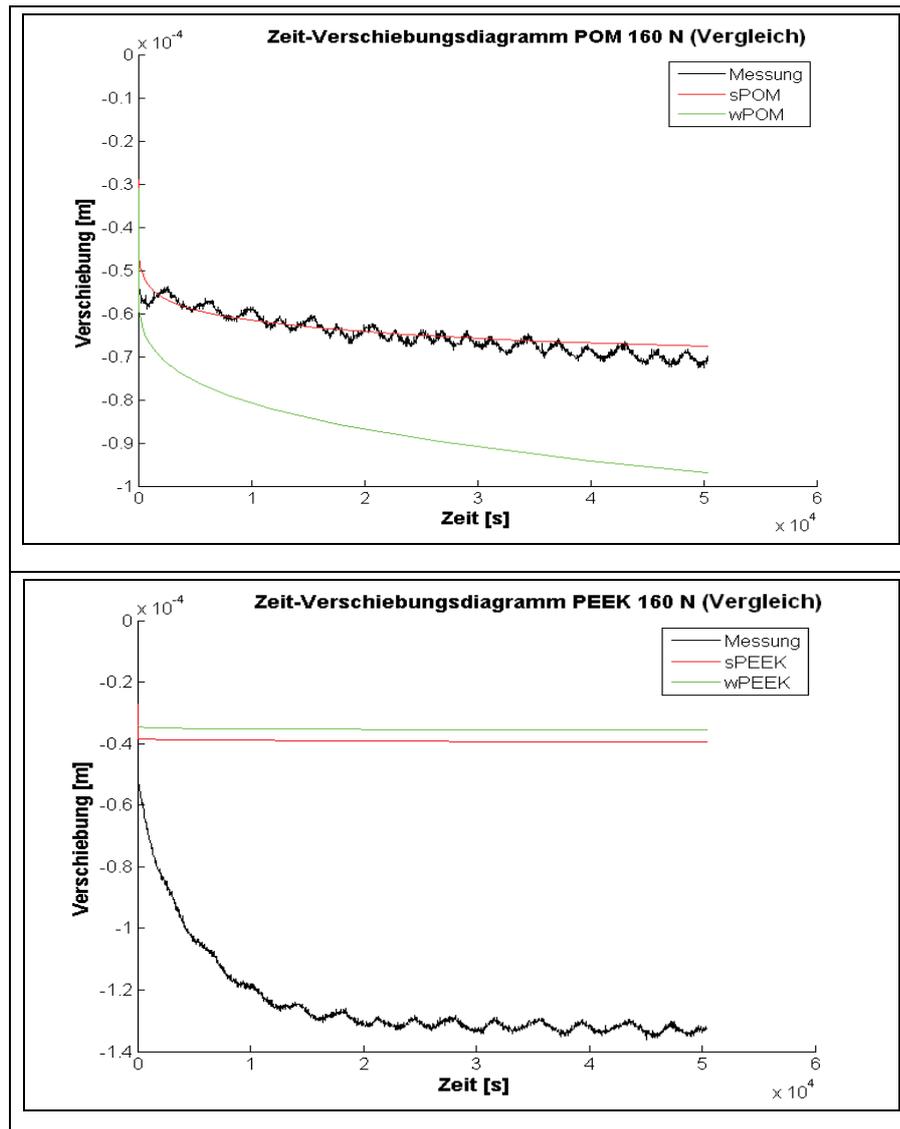
8.3.1 Anhang zu statische und monotone Messungen und Simulationen (Abschnitt 5.3.1)

Hier werden zusätzliche Resultate der statischen und monotonen Messungen und Simulationen in Form von Kraft-Verschiebungsdiagrammen und Zeit-Verschiebungsdiagrammen dargestellt. Diese Diagramme sind eine Ergänzung zu jenen, welche in Abschnitt 5.3.1 gezeigt wurden. Weiters wird beispielhaft die Mises-Spannungsverteilung am Ende einer statischen Simulation präsentiert, um im Vergleich mit den unter Abschnitt 5.3.2 gezeigten Spannungsverteilungen aus Simulationen den Einfluss des „Meshs“ zu untermauern.









8.3.2 Anhang zu Abrollmessungen und Simulation der Abrollmessungen (Abschnitt 5.3.2)

In Abschnitt 5.3.2 wurden nur die Horizontalkraftverläufe während des Abrollvorgangs abgebildet. An dieser Stelle werden nun weitere Verläufe, welche für die Messungen und Simulationen ermittelt wurden, beispielhaft vorgestellt. Es wurden dazu jene Kurven ausgewählt, die sich aus Messungen und Simulationen mit einer Last von 350 N und einer 68 h langen, statischen Vorbelastung ergaben.

