

Markus Olbrich

Werkstoffmodelle zur Finiten-Elemente- Analyse von PTFE-Wellendichtungen

D 93
ISBN 3 - 936100 – 01 - 2

Institut für Maschinenelemente

Antriebstechnik • CAD • Dichtungen • Zuverlässigkeit

Universität Stuttgart
Pfaffenwaldring 9
70569 Stuttgart
Tel. (0711) 685 – 6170

Prof. Dr.-Ing. B. Bertsche, Institutsleiter

Werkstoffmodelle zur Finiten-Elemente-Analyse von PTFE-Wellendichtungen

Von der Fakultät
Konstruktions- und Fertigungstechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Dipl.-Ing. Markus Olbrich
geboren in Heidenheim an der Brenz

Hauptberichter: Privatdozent Dr.-Ing. habil. Werner Haas

Mitberichter: Ord. Prof. Dr.-Ing. Peter Eyerer

Tag der Einreichung: 21. Februar 2001

Tag der mündlichen Prüfung: 30. Januar 2002

Institut für Maschinenelemente

2002

Dem EWDR-Team gewidmet

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Maschinenelemente der Universität Stuttgart.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Privatdozent Dr.-Ing. habil. Werner Haas, Leiter der Abteilung Dichtungstechnik, für die Ermöglichung dieser Arbeit, die fachliche und menschliche Unterstützung während ihrer Entstehung sowie das mir entgegengebrachte Vertrauen.

Herrn Professor Dr.-Ing. G. Lechner, ehemaliger geschäftsführender Direktor des Instituts für Maschinenelemente, danke ich für die Unterstützung und das offene Arbeitsklima am Institut.

Herrn Professor Dr.-Ing. H.K. Müller, ehemaliger Leiter der Abteilung Dichtungstechnik, gilt mein besonderer Dank für die Anregung zu dieser Arbeit.

Herrn Professor Dr.-Ing. P. Eyerer, geschäftsführender Direktor des Instituts für Kunststoffprüfung und Kunststoffkunde der Universität Stuttgart, danke ich für die kritische Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Mitberichts.

Ganz herzlich bedanke ich mich bei meinen Freunden und Kollegen am Institut für die gute Zusammenarbeit und das freundschaftliche Arbeitsklima.

Den wissenschaftlichen Hilfskräften sowie den Studien- und Diplomarbeitern die bei dieser Arbeit unterstützend mitgewirkt haben, danke ich herzlich.

München, im Februar 2002

Markus Olbrich

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen.....	V
Summary.....	IX
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Forschung.....	5
3 Ziele.....	7
4 Belastungsanalyse von PTFE-Wellendichtungen.....	8
4.1 Betriebsverhalten und relevante Werkstoffeigenschaften.....	8
4.2 Probengeometrien.....	9
5 Untersuchungswerkzeuge	11
5.1 Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Werkstoffproben.....	11
5.1.1 Zugprüfeinrichtung mit Temperierung	11
5.1.2 Videoextensometer	12
5.2 Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Wellendichtungen.....	13
5.2.1 Radialmeter mit Kraftmeßdosen	13
5.2.2 Radialkraftprüfmodul für die Zugprüfeinrichtung.....	14
5.2.3 Prüfmodul zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft	15
5.2.4 Eingießvorrichtung.....	16
5.2.5 Dichtungsprüfstand	17
5.3 Programmpaket MSC.MARC/Mentat zur Finiten-Elemente-Analyse.....	18
6 Voruntersuchungen zum Werkstoffverhalten von PTFE-Compounds	19
6.1 Spannungs- und Dehnungswerte	20
6.2 Einfluß des Füllstoffs	20
6.3 Einfluß des Füllstoffgrads	21
6.4 Einfluß der Anisotropie.....	22
6.5 Einfluß der Chargenschwankung.....	24

7	Werkstoffuntersuchungen als Basis für die Werkstoffmodellierung	25
7.1	Spannungs-Dehnungs-Verhalten in Zug- und Druckversuchen.....	25
7.2	Zeitverhalten.....	28
7.2.1	Zeitverhalten in Relaxationsversuchen	28
7.2.2	Zeitverhalten in Kriechversuchen.....	31
7.3	Querkontraktion in Zugversuchen	32
7.4	Wärmeausdehnung.....	33
7.5	Erwärmung und Abkühlung bei konstanter Gesamtdehnung	33
7.5.1	Überlegungen zur Erwärmung.....	35
7.5.2	Viskoelastische Rückverformung bei Raumtemperatur	38
7.5.3	Beschleunigte viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung.....	39
7.5.4	Viskoelastische Rückverformung bei konstanter Gesamtdehnung	39
8	Werkstoffmodellierung	41
8.1	Grundeinstellungen in MSC.MARC/Mentat	42
8.2	Modell A: Einfachmodell	42
8.3	Modell B: Kombiniertes Werkstoffmodell	44
8.3.1	Elastisch-plastisches Modell	45
8.3.2	Zug-Druck-Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Verhalten.....	50
8.3.3	Relaxation.....	52
8.3.4	Erweiterung der Relaxationsbeschreibung für Dehnungswechsel.....	55
8.3.5	Kriechen	57
8.3.6	Modell für die Erwärmung	60
8.4	Modell C: Elastisch-viskoplastisches Modell	63
8.4.1	Mathematische Formulierung des Werkstoffmodells	63
8.4.2	Bestimmung der Modellfunktionen.....	67
8.4.3	Modellrechnungen.....	69
8.4.4	Fazit.....	71
9	Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Wellendichtungen.....	73
9.1	Untersuchte PTFE-Wellendichtungen.....	73
9.2	Grundeinstellungen in MSC.MARC/Mentat	75
9.3	Einfluß der Modellvernetzung	75
9.4	Qualität des Werkstoffmodells A.....	77

9.5	Parametervariation mit dem Werkstoffmodell A	77
9.6	Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Manschetten mit Werkstoffmodell B.....	79
9.6.1	Phase I – Montage	80
9.6.2	Phase II – Lagerung auf der Welle	82
9.6.3	Phase III a – Druckbelastung.....	83
9.6.4	Phase III b – Erwärmung.....	87
9.7	Finite-Elemente-Analyse am Entlasteten Wellendichtring.....	88
9.7.1	Phase II – Lagerung auf der Welle	88
9.7.2	Phase III a - Druckbelastung	88
10	Zusammenfassung und Ausblick	90
11	Literaturverzeichnis	92
12	Anhang –Ermittlung und Implementierung von PTFE-Werkstoffkennwerten.....	98
12.1	Modell A	98
12.1.1	Identifizierung der Parameter	101
12.1.2	Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse	101
12.2	Modell B am Beispiel der Relaxation.....	102
12.2.1	Identifizierung der Parameter	102
12.2.2	Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse	104

Formelzeichen und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
Große Buchstaben		
A_1, A_2	-	Approximationsparameter
C	-	Konstante
C_{10}, C_{01}	$MPa=N/mm^2$	Mooney-Konstanten
D_1, D_2	-	Parameter zur Beschreibung der Kurvenkrümmung der Spannungs-Dehnungs-Kurve
E	MPa	Elastizitätsmodul bzw. Elastizitätsfunktion beim elastisch-viskoplastischen Modell
E_{RT}	MPa	Elastizitätsmodul bei Raumtemperatur
E_{ϑ}	MPa	Elastizitätsmodul bei Temperatur ϑ
E_0	MPa	Anfangssteigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve
E_T	MPa	Tangentenmodul
F	MPa	Koeffizient der Elastizitätsfunktion beim elastisch-viskoplastischen Modell
F_R	N	Radialkraft
G	-	Koeffizient der Elastizitätsfunktion beim elastisch-viskoplastischen Modell
$G(t)$	MPa	Zeitabhängiger Relaxationsmodul
$G(t, \varepsilon_0)$	MPa	Zeit- und dehnungsabhängiger Relaxationsmodul
G_{∞}	MPa	Langzeit-Gleichgewichtswert des Relaxationsmoduls
G_i	MPa	Konstante Werkstoffparameter des Relaxationsmoduls
$J(t, \sigma_0)$	$1/MPa$	Zeit- und spannungsabhängige Nachgiebigkeit
J_{∞}	$1/MPa$	Langzeit-Gleichgewichtswert der Nachgiebigkeit
J_j	$1/MPa$	Lineare Werkstoffparameter der Nachgiebigkeit
M_R	Nm	Reibmoment
P	MPa	Plastizitätsfunktion

Kleine Buchstaben

b	mm	Berührbreite der Dichtung auf der Welle
d	mm	Wellendurchmesser
f	-	Reibwert
$f(t)$	-	Zeitabhängiger Vorfaktor
$g_{\infty}(\sigma_0), g_t(\sigma_0)$	-	Spannungsabhängige Nichtlinearitätsfaktoren
$h_{\infty}(\varepsilon_0), h_t(\varepsilon_0)$	-	Dehnungsabhängige Nichtlinearitätsfaktoren
p_m	MPa	Mittlere Pressung im Dichtkontakt
$p(x)$	MPa	Pressung im Dichtkontakt an der Stelle x
s	MPa	Kugeltensor
t	s	Zeit
t_1, t_2	-	Approximationsparameter

Griechische Buchstaben

α	$1/K$	Thermischer Längenausdehnungskoeffizient
α_v	-	Verschiebefaktor
Δ	MPa	Überspannung
ε	mm/mm	Wahre Dehnung
ε_0	mm/mm	Konstante Dehnung bei Relaxation
ε^*	mm/mm	Grenzdehnung der linearen Viskoelastizität
ε^c	mm/mm	Kriechdehnung (viskoelastische Dehnung)
$\Delta\varepsilon^c$	mm/mm	Kriechdehnungsänderung
ε^{el}	mm/mm	Elastische Dehnung
$\varepsilon_{längs}$	mm/mm	Dehnung in Belastungsrichtung
ε^{pl}	mm/mm	Plastische Dehnung
ε_v^{pl}	mm/mm	Plastische Vergleichsdehnung
ε_{ij}^{pl}	mm/mm	Plastische Dehnungskomponenten
ε_{quer}	mm/mm	Dehnung quer zur Belastungsrichtung
ε^{rest}	mm/mm	Restdehnung nach viskoelastischer Rückverformung
ε^{th}	mm/mm	Thermische Dehnung

ε_t	%	Technische Dehnung
ε^{ve}	mm/mm	Viskoelastische Rückverformung
ε^{ve*}	mm/mm	Beschleunigte viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung
ε^{vp}	mm/mm	Viskoplastische Dehnung
Φ	-	Argument für die Zustandsgrößen $\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \sigma, \dot{\sigma}, \Delta, \dot{\Delta}$
κ	s	Modifizierte Viskositätsfunktion
λ	s	Koeffizient der Viskositätsfunktion
$\lambda = 1 + \varepsilon$	mm/mm	Streckung
μ	1/MPa	Koeffizient der Viskositätsfunktion
η_i	MPa/s	Viskosität der Dämpfer
Σ	-	Argument für die Zustandsgrößen σ, Δ
σ	MPa	Wahre Spannung (Cauchy-Spannung)
σ^{el}	MPa	Elastischer Spannungsanteil
σ_f	MPa	Fließspannung
σ_{f_0}	MPa	Spannung beim erstmaligen Fließen
σ_{ij}	MPa	Spannungstensor
$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}$	MPa	Spannungsdeviator (Spannungstensor abzüglich des hydrostatischen Spannungsanteils)
σ^{pl}	MPa	Plastische Spannung
σ_t	MPa	Technische Spannung
σ_v	MPa	Vergleichsspannung
σ^{vi}	MPa	Viskose Spannung
τ_i	s	Diskrete Relaxationszeiten
τ_j	s	Diskrete Kriechzeiten
\mathcal{G}	°C	Temperatur
ν	-	Querkontraktionszahl
Ψ	MPa	Gleichgewichtsfunktion

Abkürzungen

FEA	-	Finite-Elemente-Analyse
PTFE	-	Polytetrafluorethylen
RT	°C	Raumtemperatur
SDE	-	Strength-Differential-Effect (Zug-Druck-Unterschiede)

Summary

Material Models for Performing Finite Element Analysis on PTFE Shaft Seals

Abstract

The increasing demands on radial shaft seals have in recent years led to the replacement of traditional elastomer seals by chemically and thermally more stable seals made of compounded polytetrafluorethylene. With the increasing use of finite element analysis, there is a concurrent demand for robust material models and material data for the PTFE compounds used. Due to their complex mechanical material behaviour these models and data are not available in sufficient quality.

Extensive research work has been conducted in the field of material behaviour of PTFE compounds. Based on this research, material models have been developed for a typical carbon filled PTFE compound and implemented in the finite element analysis. The material models were applied to simple tensile tests and various PTFE shaft seals, then compared with measurements and thus verified.

Introduction

Radial shaft seals are employed in a variety of technical systems. One example is their use in sealing shafts in vehicle engines and gearboxes, for feeding coolants or pressurized fluids in rotary systems or for sealing shafts in compressors, stirrers and hydraulic pumps. The classical example is the rotary shaft seal made from elastomeric materials according to DIN 3760/61 (German Standard Specification). Conditions during the sealing of fluid under pressure with the concurrent application of high sliding velocity lead to failures of the rotary shaft seal made of elastomeric materials. The contact pressure on the shaft leads to a thermal overstrain.

In recent years rotary shaft seals made of polytetrafluorethylene (PTFE) have increasingly been replacing the rotary shaft seals made of elastomeric material. Fillers such as carbon, carbon fibre, glass fibre, graphite, ekonol or molybdenum disulfide improve the mechanical and tribological properties over pure PTFE. These so-called PTFE compounds are stiffer when compared with elastomeric materials as well as chemically and thermally more robust. The best known PTFE shaft seal is the PTFE lip seal. In specialized designs, PTFE shaft seals can withstand a fluid pressure of up to 3MPa with a concurrent sliding velocity of 10 m/s. This is a significant improvement of the operational limits facing elastomeric seals.

The increasing demands of the market place with reference to short development periods, low development cost and high product quality have been met by increased use of CA methods. An important CA tool in the field of the development of seals is the finite element analysis. For the computation of rotary shaft seals made of elastomeric materials, the finite element analysis has been successfully used for some time. However, with respect to PTFE shaft seals, finite element analysis is still in its infancy.

The biggest problem is that robust material models and material data do not exist for the PTFE compounds used and the quality of the finite element analysis is therefore limited.

Users frequently employ very simple material models. These are often derived from metallic behaviour and only take elastic behaviour and yielding into consideration. Decisive effects on the behaviour of PTFE shaft seals, such as non-linear stress strain behaviour as well as time and temperature dependency remain unconsidered. The applicability of the finite element analysis is thus limited to simple load cases and remains invariably imprecise.

The object of the present work has therefore been the development of robust material models. These must simulate various load cases of PTFE shaft seals in good quality in the finite element analysis.

Procedure

To develop material models for the finite element analysis of PTFE shaft seals, extensive experimental and theoretical research work had to be conducted. Fig. 1 illustrates in detail the general procedure for doing this. The research involved the following phases:

Planning phase: Determining the operational conditions and deriving the geometry of the simple material samples and deriving the test program.

Test phase: Conducting experiments for the investigation of material behaviour and evaluating the results.

Modelling phase: Developing mechanical material models on the basis of the experimental tests and deriving mathematical material models.

Identification phase: Determining from the experimental tests the material data needed for the material model.

Implementation phase: Preparing and implementing the material models for use in the finite element software.

Validation phase: Matching the finite element analysis based on the material models with the measurements of the simple material samples and of the rotary shaft seals.

Planning phase

Preliminary research was conducted for the experimental investigation of the operative behaviour of PTFE shaft seals. The operational phases and use conditions to be described were defined. Essential operational phases include mounting the seal on the shaft whereby the seal expands. This is followed by storing the shaft before the engine is first operated, whereby the radial force significantly decreases through relaxation. In actual operation the seal warms up. The radial force is further reduced by thermal expansion and relaxation of the sealing material. Under fluid pressure the radial force first increases and then decreases under constant pressure as a result of creep and relaxation effects.

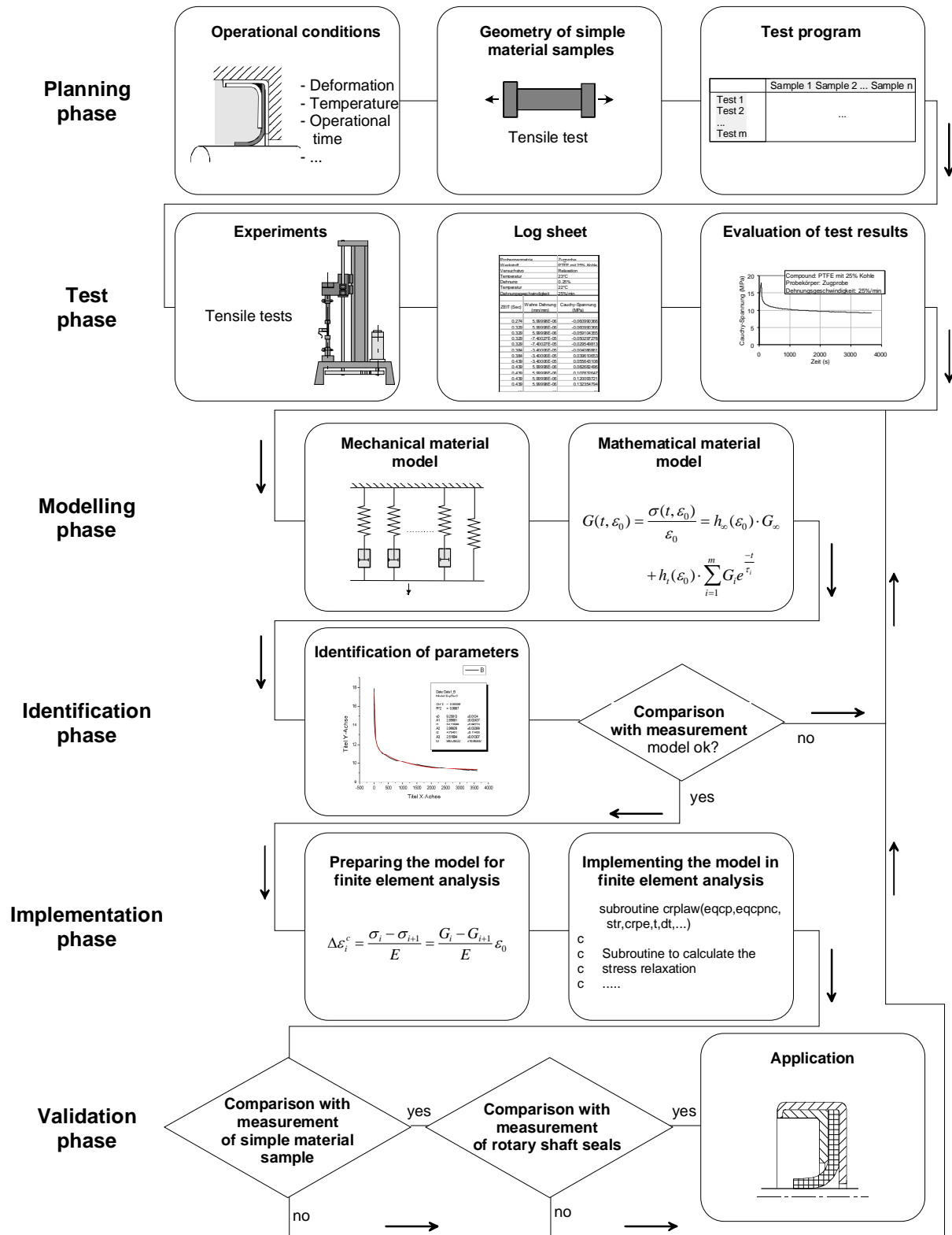


Fig. 1: General procedure for the development and implementation of the material models and material data in finite element analysis for the simulation of rotary shaft seals

The material models to be developed must be able to simulate the material behaviour in the different operational phases in good quality. To do this, in particular the material properties outlined below must be taken into consideration:

- non-linear stress strain behaviour,
- viscoelasticity (relaxation, creep and stress recovery),
- temperature dependency of the above quantities, and
- thermal expansion.

An analysis of the stress strain state of a mounted PTFE lip seal has lead to a tensile test which, while a simplification, still provides a sufficiently precise sample geometry for testing material behaviour.

Test phase

Preliminary testing was conducted on various commercially available PTFE compounds to test the impact of processing conditions and the material composition on the material behaviour. Tensile and relaxation tests gave information on the effects of the filler, the filler content, anisotropy and charge variations. Apart from pure PTFE, compounds of PTFE filled with glass fibre, carbon, carbon fibre, bronze, ekonol, graphite and molybdenum disulfide were tested. The filler content was varied between 0 wt% and 60 wt%. As a result, all compounds showed qualitatively comparable behaviour.

Detailed tests on a PTFE compound typically used for shaft seals having a carbon content of 25 wt% were used as a basis for the material modelling. The following was tested closely following the DIN standard:

- stress strain behaviour in tensile and compression tests,
- time behaviour in relaxation tests,
- time behaviour in creep tests,
- cross-sectional contraction in tensile test,
- thermal expansion, and
- material behaviour during heating and cooling.

A characteristic for the material is its pronounced non-linearity in its stress strain behaviour with differences in the areas of tension and compression. The material starts yielding even at small deformation. The material behaviour of the compound also turns out to be highly dependent on the testing period and temperature. With increasing test period the stress within the material is greatly reduced through viscous effects. And with increasing the temperature, the stress is reduced too. Specific effects, such as non-linear thermal expansion or loss of strength with temperature changes round off the complex material behaviour.

Modelling phase

Based on the material tests, three material models of differing complexity have been developed:

- Model A: simplified model,
- Model B: combined material model,
- Model C: elastic-viscoplastic model.

The **simplified model** describes the state of equilibrium arising after storage of the seal on the shaft or after fluid pressure loading in operation. Relaxation or creep have largely subsided, and a quasi-static stress state has established itself. The time history up to this state of equilibrium is not taken into account. The viscoelastic and viscoplastic behaviour is reduced to a purely elastic-plastic behaviour. The description of the state of equilibrium at higher temperatures is also possible in principle. However, for simulating the load history of the seal – mounting, storage on the shaft, and operation – the simplified model is not sufficient.

Modelling the load history was done in the **combined material model** using an elastic-plastic model for describing the mounting process, a relaxation model for describing the storage of the shaft, a creep model for describing the behaviour under higher fluid pressure, and a model for describing the viscoelastic stress recovery when heated.

The description of the elastic-plastic behaviour was achieved with the von Mises' yield criteria, Prandtl-Reuss' flow rule and a combined rule of hardening. A statistical approach was used to approximate the stress strain behaviour seen in the tensile test. The strength differential effects measured for the PTFE-carbon compound tested were negligible. The relaxation model was based on a mechanical model, the generalized Maxwell model. The non-linear viscoelastic characterization of the relaxation was achieved by introducing of strain-dependent non-linearity factors. Using an isochronous representation of creep and relaxation curves, a simplified creep model was developed from the relaxation model. A purely phenomenological approach was used to describe viscoelastic stress recovery.

The combined material model, in its partial models, only describes each operational phase individually and distinguishes between elastic-plastic and viscoelastic behaviour. It is neither possible to take into consideration viscous effects during the mounting process nor to describe plastic effects during storage. An approach for an **elastic-viscoplastic model** establishes a common constitutive equation for the individual operation phases and thus enables an overall description. The present elastic-viscoplastic approach is a complex model which, in the development stage reached so far, does not lead to significant improvements in material description. It does, however, provide interesting approaches, for example, with respect to integrating the dependency of rate of expansion into the computation. In the finite element analysis of PTFE shaft seals, the present model has yet to be included.

Identification phase

An essential precondition for the application of the material models is a practical identification of the model-specific parameters from simple experiments. The identification of the parameters for the simplified model is done using relaxation tests by simple manual analysis of the states of equilibrium. For the combined material model, a manual identification is no longer possible. To do this, a special identification software employing Levenberg-Marquart's optimising algorithm was used.

Implementation phase

The implementation of the models in the finite element software package MSC.MARC/Mentat via existing program modules has only been possible to a very limited extent. Only the simplified model could be implemented in this way. Essentially, the models were programmed as subroutines. This was true for all partial models of the combined material model: the temperature-dependent elastic-plastic model, the relaxation model, the creep model and the model for viscoelastic stress recovery.

Validation phase

For verification the material models in the finite element analysis were applied both to tensile tests and to various PTFE shaft seals. The simulation results were compared with the experimental results. The examination was conducted on PTFE lip seals in operational conditions up to a pressure of 1 MPa and, as a specialized seal, the pressure balanced shaft seal for a pressure of up to 3 MPa. An evaluation of the material models was carried out using the radial force as determined and the deformation of the seal.

To verify the simplified model, the radial force on PTFE lip seals was measured in the state of equilibrium and compared with the finite element analysis. The computed results closely matched the measurements. The precision is sufficient for using the simplified model in, for example, parameter variations, comparative computations and preliminary assessments.

To evaluate the quality of the combined material model, the operational phases of PTFE lip seals were simulated in the partial models using finite element analysis and, as far as possible, verified using experimental results. In particular, these included:

- mounting on the shaft at room temperature,
- storage of the shaft at room temperature,
- application of fluid pressure at room temperature, and
- heating.

The finite element analysis using the implemented material models describes the sealing behaviour in the various phases largely in good quality. Compared to the simplified model, the precision of the results and the more extensive fields of application are worth mentioning. A drawback is the increased simulation time.

Summary

On the basis of material tests, material models for PTFE compounds were developed and implemented in finite element analysis. Comparisons with measured seals confirmed the validity of the material models. Resulting from this work, there are now models at our disposition enabling us to test a multiplicity of function critical sealing characteristics using finite element analysis. Finite element analysis can therefore be efficiently used for the development of PTFE shaft seals.

1 Einleitung

Wellendichtungen werden in einer Vielzahl technischer Systeme eingesetzt. So z.B. zum Abdichten von Wellendurchtrittsstellen in Fahrzeugmotoren und Getrieben, beim Einspeisen von Kühlmitteln oder Druckflüssigkeiten in rotierende Systeme oder zum Abdichten von Wellen für Verdichter, Rührwerke und Hydraulikpumpen [1.1]. Dem Bedarf nach kleinen, kostengünstigen und zuverlässigen Wellendichtungen Rechnung tragend, wurde in den vergangenen Jahrzehnten eine Vielzahl an Dichtelementen entwickelt. Klassischer Vertreter ist der Radial-Wellendichtring (RWDR) aus Elastomerwerkstoffen nach DIN 3760/61 zum Abdichten bespritzter oder drucklos überfluteter Dichtstellen, Bild 1.1 links [1.2]. Beim Abdichten von Flüssigkeit unter Druck bei gleichzeitig hoher Gleitgeschwindigkeit versagt der Radial-Wellendichtring aus Elastomerwerkstoffen. Die druckinitiierte Anpressung auf die Welle überlastet ihn thermisch [1.3]. Bei verkürzter Ringmembran reduziert sich zwar die druckbelastete Wirkfläche und der Dichtring ist begrenzt druckbelastbar, aber die radiale Beweglichkeit ist eingeschränkt [1.4].

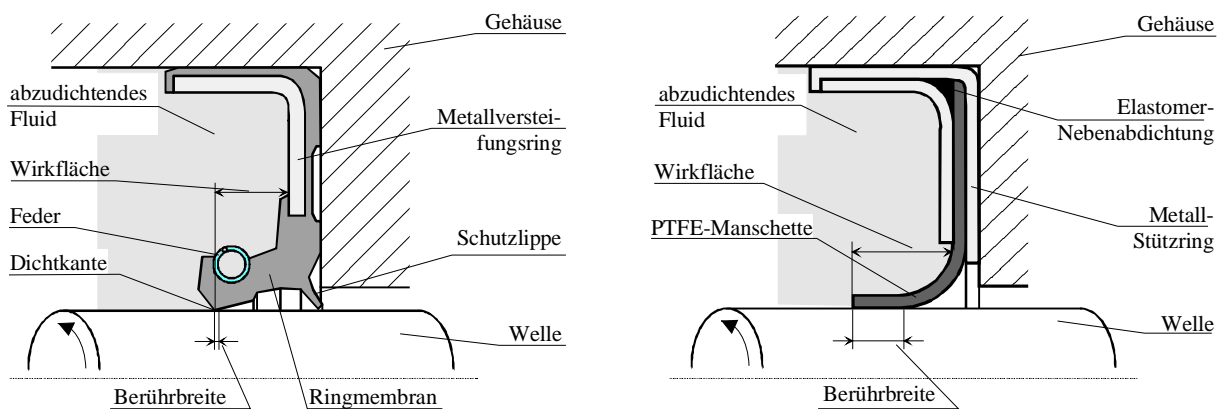


Bild 1.1: Prinzipbild eines Radial-Wellendichtrings aus Elastomer (links) und eines Radial-Wellendichtrings aus PTFE (rechts)

In den letzten Jahren verdrängen Wellendichtringe aus dem teilkristallinen Thermoplast Polytetrafluorethylen (PTFE), zunehmend den klassischen Radial-Wellendichtring aus Elastomerwerkstoffen. Ein typischer Anwendungsfall ist die Kurbelwellenabdichtung in Kraftfahrzeugen [1.5]. Füllstoffe wie Kohle, Kohlefaser, Glasfaser, Grafit, Ekonol oder Molybdändisulfid verbessern die mechanischen und tribologischen Eigenschaften gegenüber dem reinen PTFE [1.6], [1.7]. Diese sogenannten PTFE-Compounds sind im Vergleich zu Elastomeren steifer sowie chemisch und thermisch beständiger [1.8], [1.9]. Der bekannteste PTFE-Wellendichtring ist die in Bild 1.1 rechts dargestellte PTFE-Manschette. Sie besteht aus einer aufgestülpten Scheibe aus PTFE-Compound. Aufgrund der großen Steifigkeit des PTFE-Compounds kann auf zusätzliche Spannelemente zum Erzeugen der radialen Anpressung verzichtet werden. Allein das Übermaß zwischen Dichtring und Welle erzeugt die radiale Anpressung. Im Handel wird zwischenzeitlich eine breite Palette an PTFE-Wellendichtringen angeboten. Bild 1.2 zeigt eine Auswahl der angebotenen Dichtringe.

Durch den Einsatz von Radial-Wellendichtringen aus PTFE erweiterte sich der Einsatzbereich von Wellendichtringen hinsichtlich des abdichtbaren Drucks, der zulässigen Gleitgeschwindigkeit und der maximal erlaubten Temperatur. So dichtet beispielsweise der Entlastete Wellendichtring unter 3 MPa Druck stehendes Öl bei einer Gleitgeschwindigkeit von 10 m/s ab, Bild 1.2-VI, [1.14].

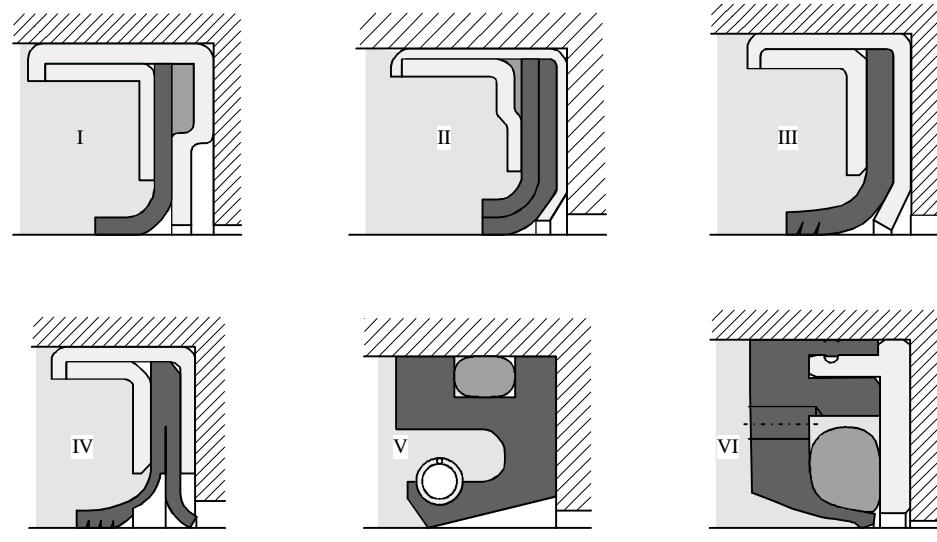


Bild 1.2: Bauformen handelsüblicher PTFE-Wellendichtringe. I [1.10], II [1.11], III [1.12], IV [1.12], V [1.13], VI [1.14]

Dennoch ist das Potential der PTFE-Wellendichtringe bei weitem noch nicht ausgeschöpft, da die Dichtringe in der Regel immer noch rein empirisch und anwendungsspezifisch entwickelt werden. Rechnergestützte Entwicklungen waren in der Vergangenheit die Ausnahme. Den Kern der Entwicklungsarbeit bilden Erfahrungswissen sowie aufwendige und langwierige Prüfstandsversuche, Bild 1.3. Um den weiter steigenden Leistungsanforderungen des Marktes zu begegnen, sind verbesserte Entwicklungsmethoden notwendig. Durch den vermehrten und gezielten Einsatz rechnergestützter Entwicklungsmethoden, wie die Finite-Elemente-Analyse, läßt sich die Dichtungsentwicklung systematischer und effizienter gestalten, sowie das Potential der Wellendichtringe besser ausschöpfen. Teilaspekte der Finite-Elemente-Analyse sind dabei:

- Entwicklungszeiten zu verkürzen,
- Entwicklungskosten zu senken,
- untaugliche Dichtungsvarianten frühzeitig auszuschließen,
- Produktlinien zu vereinheitlichen,
- Prüfkapazitäten abzubauen,
- Qualitätsverbesserungen der Dichtringe hinsichtlich Funktion und Lebensdauer zu erreichen,
- einzelne Phänomene zu analysieren, die experimentell nicht oder nur schwer zu erfassen sind und
- Schadensanalysen durchzuführen.

Mit dem Aufkommen bedienerfreundlicher und leistungsstarker Softwarepakete, wie zum Beispiel MSC.MARC/Mentat und ANSYS, stehen heute Finite-Elemente-Programme zur Verfügung, um die vielfältigen Berechnungsaufgaben der Dichtungstechnik anzugehen.

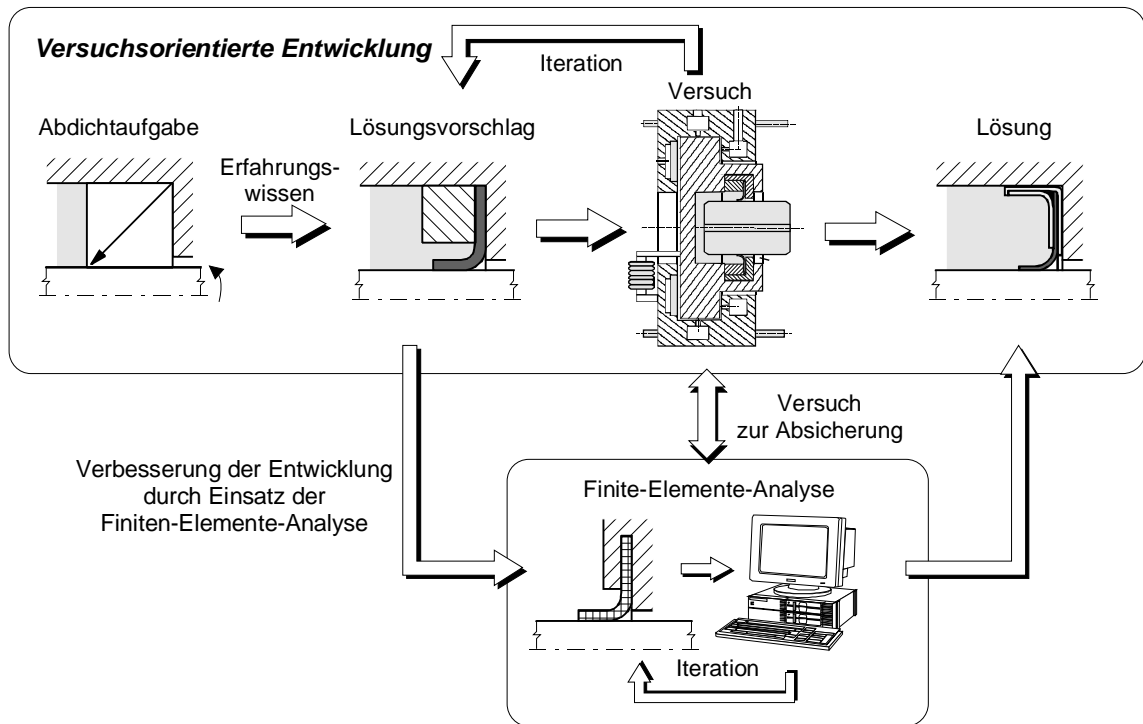
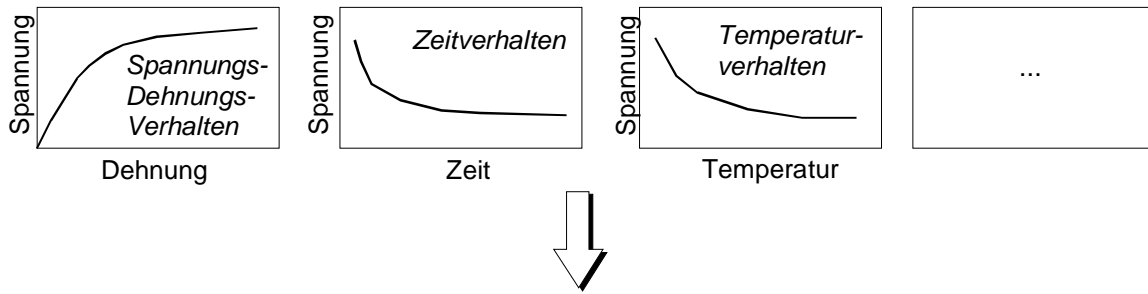


Bild 1.3: Verbesserung der Entwicklung durch den Einsatz der Finiten-Elemente-Analyse

Zur Berechnung von Wellendichtungen aus Elastomerwerkstoffen wird die Finite-Elemente-Analyse bereits länger erfolgreich eingesetzt. Dagegen ist die Finite-Elemente-Analyse bei PTFE-Wellendichtungen noch in den Anfängen. Das größte Problem dabei ist, daß beanspruchungsgerechte Werkstoffmodelle und Werkstoffdaten für die eingesetzten PTFE-Compounds nicht vorliegen und die Qualität der Finiten-Elemente-Analyse damit begrenzt ist.

Die Anwender setzten häufig sehr einfache Werkstoffmodelle ein. Diese sind zum Teil vom metallischen Verhalten abgeleitet und berücksichtigen nur elastisches Verhalten und Fließen. Maßgebliche Einflüsse auf das Verhalten von PTFE-Wellendichtungen wie das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten sowie die Zeit- und die Temperaturabhängigkeit bleiben unberücksichtigt. Die Anwendbarkeit der Finiten-Elemente-Analyse beschränkt sich so auf einfachste Belastungsfälle und bleibt zwangsläufig ungenau.

Das Ziel ist deshalb die Entwicklung beanspruchungsgerechter Werkstoffmodelle. Diese müssen verschiedenste Belastungsfälle von PTFE-Wellendichtungen in der Finiten-Elemente-Analyse in guter Qualität abbilden. Hierzu ist das Verhalten von PTFE-Wellendichtungen zu analysieren und die relevanten Werkstoffeffekte sind mathematisch zu beschreiben. Einige der zu berücksichtigenden Einflüsse wie die Dehnung, die Temperatur und die Zeit sind in Bild 1.4 exemplarisch dargestellt. Die systematische Untersuchung des Werkstoffverhaltens von PTFE-Compounds und die Entwicklung von Werkstoffmodellen für die Dichtungstechnik begann in den letzten Jahren. Die Darstellung des aktuellen Standes erfolgt im folgenden Kapitel.



Mathematische Beschreibung des Werkstoffverhaltens mit Werkstoffmodellen

$$f(\sigma, \varepsilon, t, \vartheta, \dots) = 0$$

Bild 1.4: Beispiele für die in der Finite-Elemente-Analyse zu berücksichtigenden Einflüsse auf das PTFE-Werkstoffverhalten

2 Stand der Technik und Forschung

Erste Untersuchungen zum Werkstoffverhalten von PTFE-Compounds in der Dichtungstechnik und deren Einbindung in die Finite-Elemente-Analyse erfolgten als Teilaspekte übergeordneter Arbeiten. Diese Arbeiten hatten meist das Ziel Dichtungsgeometrien zu entwickeln, zu verbessern oder Dichtfunktionen zu untersuchen. So verwendete Prokop [2.1] die Finite-Elemente-Analyse um das Abdicht- und Reibverhalten von Hydraulikstangendichtungen aus einem PTFE-Bronze-Compound zu untersuchen. Auf Basis eines linear-elastischen Ansatzes, wie in Bild 2.1 (Figur I) dargestellt, berechnete er die Kontaktpressung.

Eine Verbesserung der Werkstoffmodellierung erfolgte durch Berücksichtigen der Fließgrenze. Entsprechende linear elastisch – ideal plastische Ansätze finden sich in den Arbeiten von Wäschle [2.2] und Hoffmann [2.3], Bild 2.1 (Figur II). So beschreibt Hoffmann die Kontaktpressung und die Biegelinie von nicht druckbelastbaren PTFE-Manschetten bei Raumtemperatur. Wie bei Hoffmann bleiben auch bei Toth [2.4] Zeiteffekte unberücksichtigt.

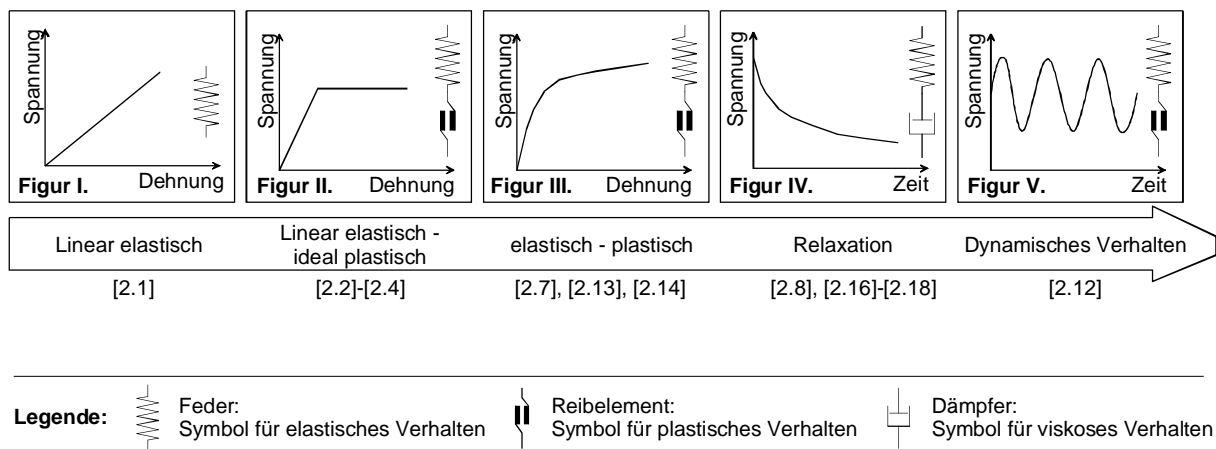


Bild 2.1: Markante Beispiele der Entwicklung von Werkstoffmodellen für PTFE-Compounds

Zum Optimieren des entlasteten Wellendichtrings führte Wüstenhagen [2.5] erstmals tiefgehende Untersuchungen zum Werkstoffverhalten und zur Werkstoffmodellierung eines PTFE-Kohle-Compounds durch. Unter seiner Anleitung entstanden die folgenden Arbeiten: Haiser [2.6] simulierte die Temperaturverteilung im entlasteten Wellendichtring mit der Finite-Elemente-Analyse und verifizierte diese experimentell. Meck [2.7] beschrieb das Fließverhalten bei diskreten Temperaturen unter Verwendung des Fließkriteriums nach von Mises und einer kombinierten isotrop-kinematischen Verfestigung, Bild 2.1 (Figur III). In früheren Arbeiten beschrieb der Verfasser unter Anleitung von Wüstenhagen [2.8] die Relaxation bei kleinen Dehnungen bis 1,5% mit einem linear-viskoelastischen Ansatz, Bild 2.1 (Figur IV). Erste Erkenntnisse zur viskoelastischen Rückverformung bei Erwärmung, wurden für kleine Dehnungen gesammelt und in die Finite-Elemente-Analyse implementiert [2.8], [2.9]. Teilweise Anwendung fanden diese Ansätze bei Stiegler [2.10] zur Berechnung von PTFE-Manschetten.

Pohl [2.11] und Sui [2.12] befaßten sich mit dem Werkstoffverhalten von PTFE-Glasfaser-Compounds und deren Werkstoffmodellierung am Beispiel drucklos eingesetzter PTFE-

Manschetten. In Erweiterung des Fließkriteriums nach von Mises gelang es Pohl, mit dem Drucker-Prager-Modell die betragsmäßig größere Fließgrenze im Druckbereich nachzustellen [2.13], [2.14]. Mit Hilfe einer elastisch-plastischen Analyse konnte von Sui [2.15] eine physikalische Erklärung für den Trompeteneffekt (Glockenmälcheneffekt) geliefert werden. Als Ursache wird der Verzerrungszustand in der Kontaktzone genannt.

Pohl [2.16], [2.17] beschreibt die Relaxation eines PTFE-Glasfaser-Compounds im Dehnungsbereich 3%-10% bei einer Temperatur von 23°C, Bild 2.1 (Figur IV). Sui [2.18] beschreibt die Relaxation auf Basis von Kriechversuchen ebenfalls bei 23°C, Bild 2.1 (Figur IV).

Sui untersuchte die Folgefähigkeit von PTFE-Manschetten bei langsamer statischer Koaxialitätsabweichung [2.12] mit einem elastisch-plastischen Ansatz, Bild 2.1 (Figur V). Unter Berücksichtigung der Dämpfungskräfte analysierten Pohl und Kletschkowski [2.19] die dynamische Folgefähigkeit. Sie kamen zu dem Schluß, daß die Folgefähigkeit nicht aufgrund der Dämpfungskräfte verloren geht, sondern weil eine Eigenschwingungsform der Manschette angeregt wird.

Sui [2.12] gelang es, prinzipiell den Verschleiß von PTFE-Manschetten in die Finite-Elemente-Analyse zu integrieren. Vergleichsmessungen an realen Manschetten ergaben ein qualitativ ähnliches Verschleißbild. Die Verschleißraten wurden im Stift-Scheibe-Versuch bei Trockenlauf ermittelt.

Trotz des Wissenszuwachses der letzten Jahre sind noch viele Fragen zum Werkstoffverhalten von PTFE-Compounds und zu dessen Werkstoffmodellierung offen. Eine zuverlässige Modellierung beliebiger Dichtungsgeometrien in der Finite-Elemente-Analyse bei unterschiedlichsten Betriebsbedingungen ist noch nicht möglich.

Elastisch-plastische Modelle bei Raumtemperatur bilden häufig noch die Basis für die Finite-Elemente-Analyse. Infolge der Vernachlässigung von Zeit- oder Temperatureffekten sind diese dann auf den jeweiligen Anwendungsfall zu kalibrieren. Zur Verbesserung der Simulation sind tiefere Untersuchungen zum Zeit- und Temperaturverhalten notwendig. Der Einfluß einer Temperaturänderung auf die Kontaktpressung im Betrieb ist mathematisch nur in Ansätzen erfaßt. Eine Berücksichtigung der Zeiteffekte des Werkstoffverhaltens bei Belastung mit Flüssigkeitsdruck ist bisher nicht öffentlich dokumentiert.

Die Einbindung der vorgestellten Materialbeschreibungen in die Finite-Elemente-Analyse ist oft nur über eigens programmierte Subroutinen möglich. Der Aufwand ist groß und setzt Kenntnisse in der Werkstoffmodellierung und in Programmiersprachen voraus. Für Anwender stellt sich die Frage, ob für einzelne Analysen nicht auch vereinfachte Werkstoffmodelle, welche in kommerzielle Finite-Elemente-Programme eingebunden sind, eine ausreichende Genauigkeit bieten.

Nach wie vor sind nur wenige Werkstoffdaten verfügbar. Die oben beschriebenen Arbeiten untersuchten jeweils nur einen PTFE-Compound näher. Umfangreiche Untersuchungen mit dem Ziel, eine Werkstoffdatenbasis für die Finite-Elemente-Analyse zu schaffen, sind nicht bekannt. Unklar ist, in welchem Umfang sich die Ergebnisse auf andere Compounds übertragen lassen.

3 Ziele

Auch nach Jahren der empirischen Entwicklung haben moderne PTFE-Wellendichtungen ihre Leistungsgrenzen bei weitem noch nicht erreicht. Eine Steigerung der Leistungsgrenzen verbunden mit einer systematischen und effizienten Entwicklung der PTFE-Wellendichtungen ist mit Hilfe der Finite-Elemente-Analyse prinzipiell möglich. Unerlässlich dazu sind zuverlässige und beanspruchungsgerechte Werkstoffmodelle und Werkstoffdaten.

Ausgehend von einer ausführlichen Analyse der Belastung und des mechanischen Verhaltens von PTFE-Wellendichtungen ergaben sich für die vorliegende Arbeit folgende Ziele, Bild 3.1:

- Untersuchung des Werkstoffverhaltens von dichtungstechnisch relevanten PTFE-Compounds an einfachen Werkstoffproben unter Berücksichtigung der im Betrieb von PTFE-Wellendichtungen auftretenden Belastungen. Analyse des Einflusses verschiedener Herstellungs- und Betriebsparameter.
- Mathematische Beschreibung des Werkstoffverhaltens auf Basis der Untersuchungen. Wobei verschiedene Entwicklungsstufen der Werkstoffmodellierung mit unterschiedlicher Komplexität sicherstellen sollen, daß auch der Berechnungsingenieur mit durchschnittlichen Kenntnissen in der Werkstoffmechanik mit einfachen Werkstoffmodellen Standardbelastungsfälle berechnen kann.
- Implementierung der entwickelten Werkstoffmodelle in das Finite-Elemente-Programm MSC.MARC/Mentat. Anwendung der Finite-Elemente-Analyse auf PTFE-Werkstoffproben und verschiedene PTFE-Wellendichtungen bei unterschiedlichen Belastungen.
- Verifikation der Finite-Elemente-Analyse mit Messungen an PTFE-Werkstoffproben und an realen PTFE-Wellendichtungen.

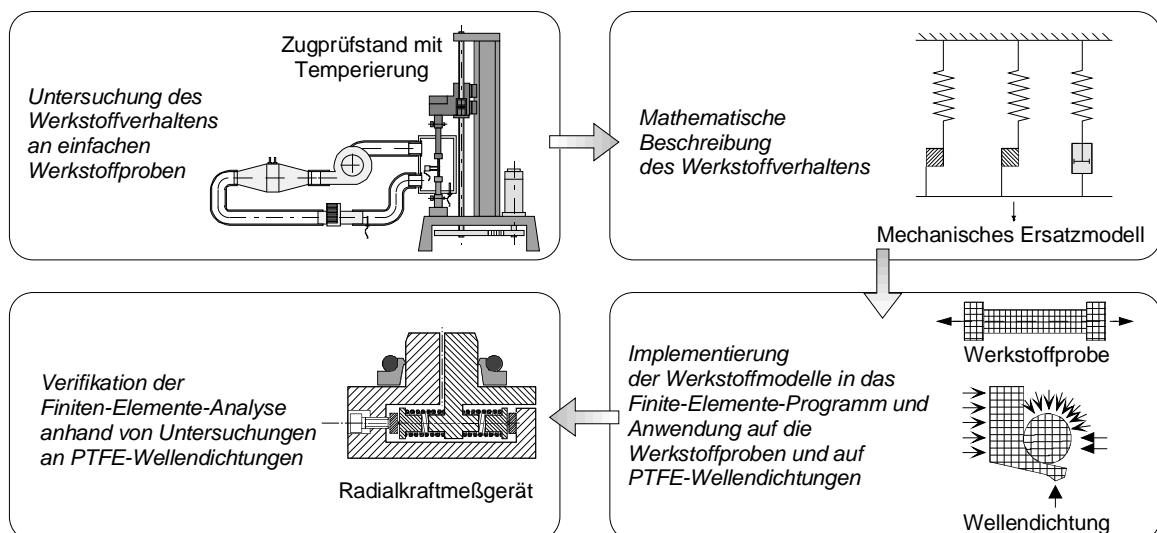


Bild 3.1: Ziele der Arbeit

4 Belastungsanalyse von PTFE-Wellendichtungen

Die Werkstoffuntersuchungen und die anschließende Werkstoffmodellierung sind auf PTFE-Wellendichtungen ausgerichtet. Schwerpunkt bilden die weit verbreiteten PTFE-Manschetten. Ziel ist es, bedarfsgerechte Werkstoffmodelle für diese PTFE-Wellendichtungen zu entwickeln. Zur Ermittlung der relevanten Werkstoffeigenschaften wird in diesem Kapitel

- das Betriebsverhalten der PTFE-Wellendichtungen untersucht und in einzelne Betriebsphasen gegliedert,
- die dafür relevanten Werkstoffeigenschaften ermittelt und
- daraus abgeleitet, einfache Probengeometrien für die Untersuchungen entwickelt.

4.1 Betriebsverhalten und relevante Werkstoffeigenschaften

Bild 4.1 zeigt qualitativ den typischen Radialkraftverlauf von PTFE-Wellendichtungen. Um die Endmontage zu vereinfachen, erfolgt die Auslieferung der PTFE-Wellendichtungen in der Regel im vorverformten Zustand. Dazu weitet sie der Dichtungshersteller auf einem Vormontagedorn auf (1). Die Aufweitung auf dem Vormontagedorn legt die initiale Radialkraft fest. Beim Verformen fließt der PTFE-Compound schon bei kleiner Belastung und ein elastischer Bereich ist praktisch nicht festzustellen. Bei der Lagerung auf dem Vormontagedorn verringert sich die Radialkraft durch Relaxation (2). Anschließend wird die Manschette vom Vormontagedorn genommen (3) und unbelastet gelagert (4). Der Werkstoff kann sich teilweise erholen.

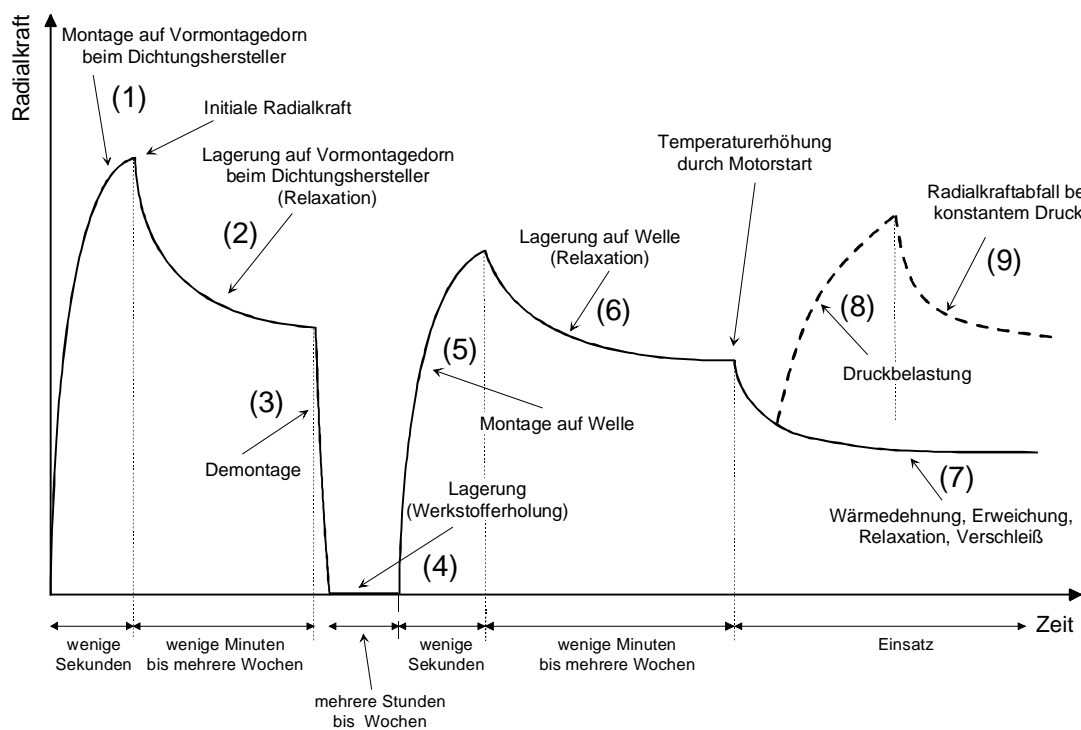


Bild 4.1: Qualitativer Verlauf der Radialkraft einer PTFE-Wellendichtung

Der Anwender montiert die Manschette auf die Welle des zu betreibenden Aggregats (5). Die sich einstellende maximale Kraft ist durch die Vorverformung geringer als die initiale Radialkraft. Noch vor der Inbetriebnahme fällt die Radialkraft durch Relaxation erneut ab (6). Im Betrieb erwärmt sich die Dichtung. Die Radialkraft sinkt durch Wärmedehnung, Erweichung und Relaxation des Dichtungsmaterials weiter ab (7). Bei Druckbelastung steigt die Radialkraft erst an (8) und fällt bei konstantem Druck durch Kriech- und Relaxationseffekte wieder etwas ab (9).

Die zu entwickelnden Werkstoffmodelle müssen in der Lage sein, das Werkstoffverhalten in den einzelnen Betriebsphasen in guter Qualität nachzubilden. Dazu sind insbesondere die im Folgenden genannten und in Bild 4.2 dargestellten, Werkstoffeigenschaften zu berücksichtigen:

- das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten,
- die Viskoelastizität (Relaxation, Kriechen und Rückverformung),
- die Temperaturabhängigkeit der obigen Größen sowie,
- die Wärmeausdehnung.

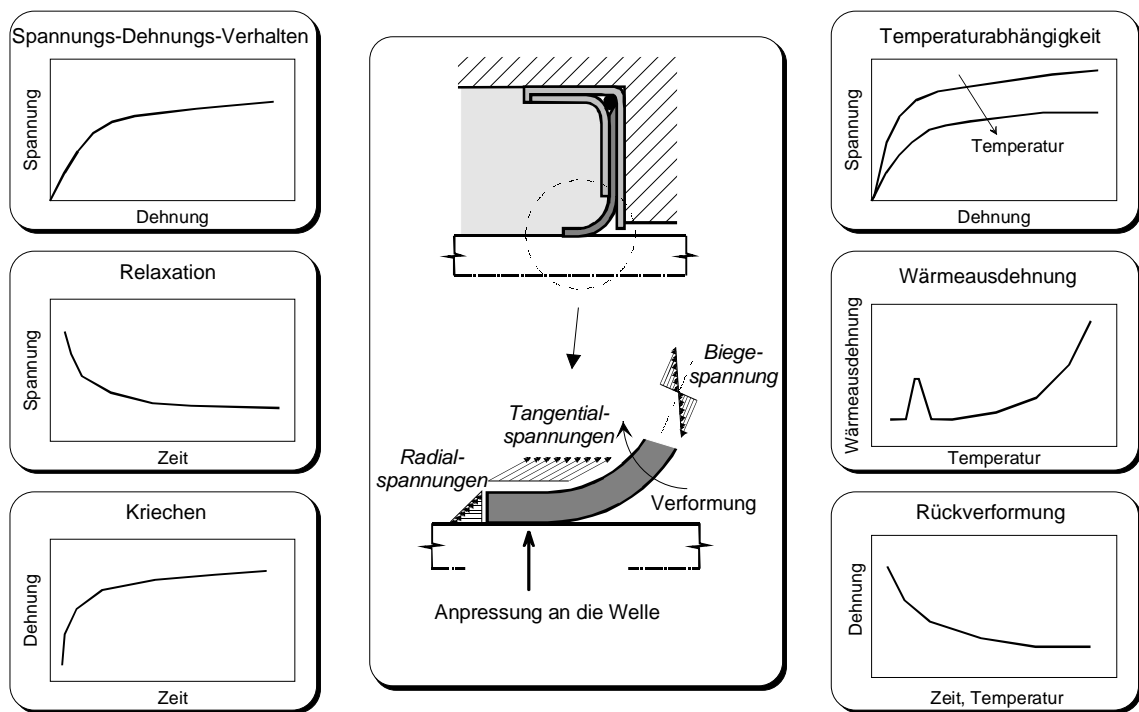


Bild 4.2: Werkstoffeigenschaften mit relevantem Einfluß auf das Verhalten von PTFE-Wellendichtungen

4.2 Probengeometrien

Die Aufweitung des PTFE-Wellendichtrings auf der Welle erzeugt einen mehrachsigen, inhomogenen Spannungszustand im Auflagebereich. Bild 4.2 zeigt dies am Beispiel einer PTFE-Manschette. Den größten Einfluß auf die Anpressung der Manschette an die Welle hat dabei die Tangentialspannung im Auflagebereich, aber teilweise auch die Biegespannung im Biegeradius.

Wellendichtungen sind aufgrund ihrer komplexen Geometrie, ihres mehrachsigen Spannungszustands und ihrer inhomogenen Spannungsverteilung nicht für Werkstoffuntersuchungen geeignet. Hierzu sind einfachere Werkstoffproben notwendig. Diese müssen einen vergleichbaren Spannungs-Dehnungs-Zustand wie die Wellendichtungen aufweisen und analytisch verifizierbar sein.

Die Analyse des Spannungszustandes einer PTFE-Manschette führt nach Vereinfachung zum Analogon einer rohrförmigen Probe unter Innendruck, wie in Bild 4.3 dargestellt. Der Spannungszustand ähnelt dem einer aufgeweiteten PTFE-Manschette im Auflagebereich. Der mathematische Aufwand zur Verifizierung der Versuchsergebnisse ist jedoch groß und die benötigten Versuchseinrichtungen aufwendig.

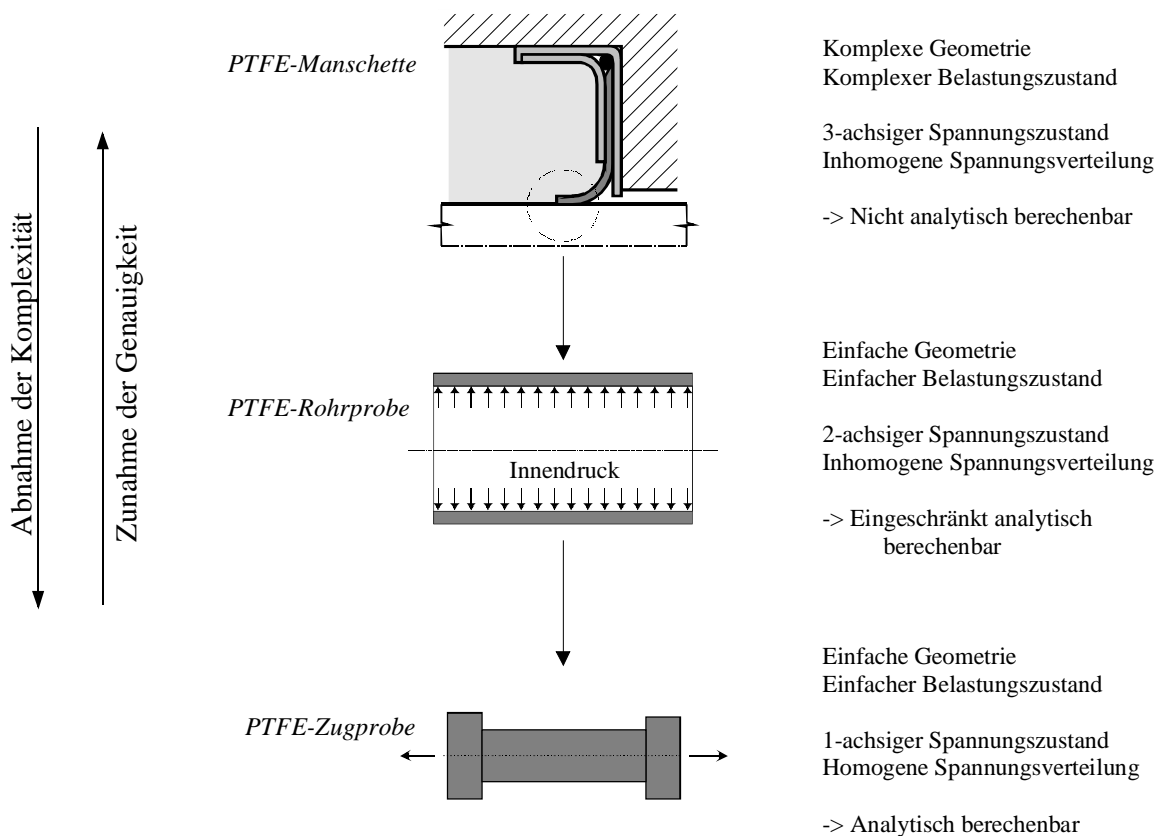


Bild 4.3: Probengeometrien zur Untersuchung des Werkstoffverhaltens

Die zylindrische Zugprobe stellt eine weitere Vereinfachung dar. Sie weist nur einen einachsigen Spannungszustand mit homogener Spannungsverteilung über den ganzen Querschnitt auf. Damit ist die Zugprobe analytisch berechenbar. Der einachsige Spannungszustand (Zug- oder Druckspannung) steht in vereinfachter Analogie zu der Tangentialspannung (Zugspannung) und der Biegespannung (Zug- und Druckspannung) der PTFE-Manschette. Beide Spannungen dominieren im jeweiligen Bereich und können in grober Näherung als einachsiger Spannungszustand aufgefaßt werden. Die Probenabmessungen orientieren sich an Richtlinien des Gesamtverbandes kunststoffverarbeitende Industrie [4.1].

5 Untersuchungswerkzeuge

Das Vorgehen entsprechend den Zielen der Arbeit setzt umfangreiche Untersuchungswerkzeuge voraus. Im wesentlichen sind dies:

- Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Werkstoffproben,
- Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Wellendichtungen und
- das Finite-Elemente-Programm MSC.MARC/Mentat.

Neben vorhandenen experimentellen Prüfeinrichtungen wurden neue konzipiert und aufgebaut. Nachfolgend sind die wesentlichen Untersuchungswerkzeuge beschrieben.

5.1 Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Werkstoffproben

5.1.1 Zugprüfeinrichtung mit Temperierung

Die grundsätzlichen Werkstoffuntersuchungen an Zugproben erfolgten mit einer Zugprüfmaschine der Firma MTS Systems GmbH und einer unter Anleitung des Verfassers entwickelten Temperierung [5.1]. Der Prüfstands Aufbau ist in Bild 5.1 schematisch dargestellt. Die Rahmenkonstruktion besteht aus einem Doppel-T-Träger mit Bodenplatte. Die Krafteinleitung erfolgt über die Antriebseinheit, bestehend aus Servomotor, Getriebe und Spindel mit Querhaupt.

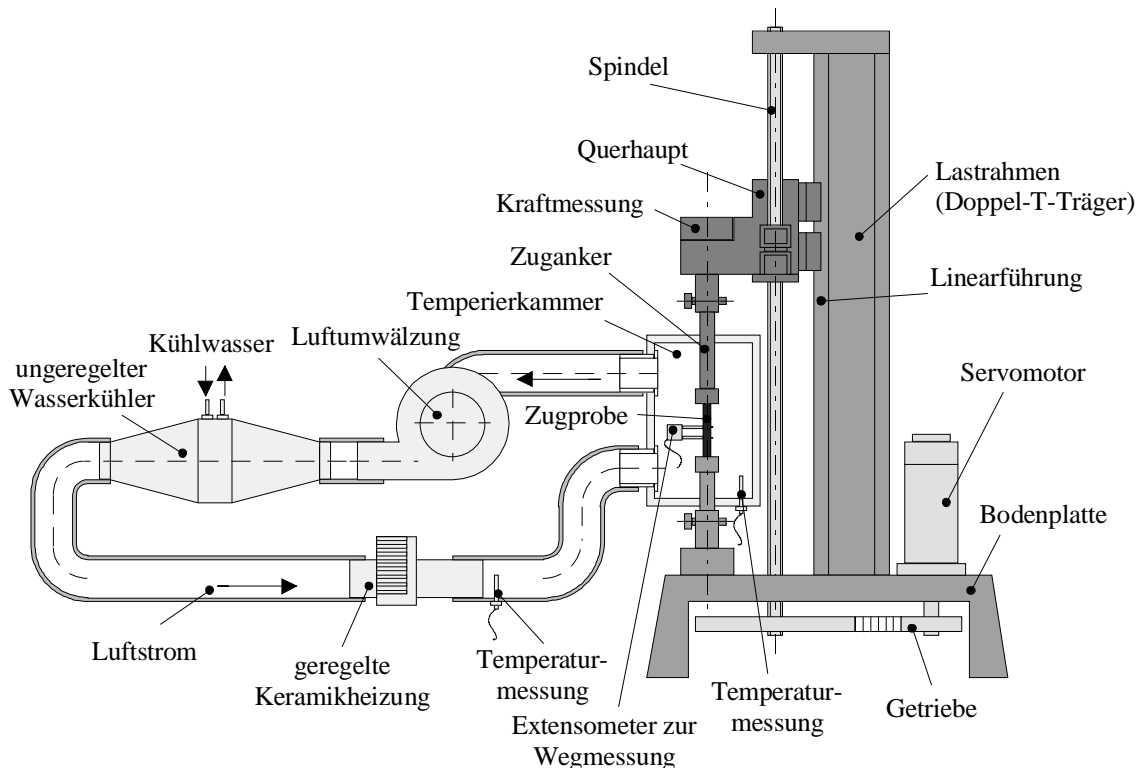


Bild 5.1: Prinzip der Zugprüfeinrichtung mit Temperierung

Zur Wegmessung wird ein Extensometer (Feindehnungs-Meßaufnehmer) direkt auf die Zugprobe gesetzt. Diese direkte Wegmessung schließt Meßfehler durch die Kerbwirkung an den Probenschultern und durch die Verformung der Probeneinspannungen und Zuganker aus. Die Kraftmessung erfolgt durch eine mit der Zugprobe in Reihe geschaltete Kraftmeßdose. Ein temperaturgeregelter Luftstrom durch die Temperierkammer sorgt für konstante Temperatur. Die Einstellung der Temperatur erfolgt mit einer Keramikheizung und einem Wasserkühler. Um ein Ausknicken der Werkstoffproben bei Druckversuchen zu unterbinden, werden die Temperierkammer abmontiert und die Zuganker auf minimale Länge reduziert. Die Steuerung der Zugprüfmaschine und die Meßwerterfassung erfolgen über einen Rechner. Der Benutzer kann nahezu beliebige Versuchsabläufe programmieren. Die technischen Daten sind in Tabelle 5.1 dargestellt.

Tabelle 5.1: Technische Daten der Zugprüfmaschine mit Temperierung

Modell	MTS ADAMEL LHOMARGY 400/M
Lastrahmen	1 Ständersäulenmaschine
Lastbereich	-2kN bis +2kN
Genauigkeitsklasse der Lastmessung	Klasse 0,5 nach DIN 51221 ±0,5% des Anzeigewerts
Querhauptgeschwindigkeit	±0,001 mm/min bis ±1000 mm/min
Genauigkeit der Querhauptgeschwindigkeit	±0,1% der geforderten Geschwindigkeit bei konstanter Last
Wegmeßbereich	Querhauptmessung: 900 mm Aufsatzaufnehmer (Extensometer): 12,5 mm
Genauigkeit der Wegmessung mit dem Querhaupt	Genauigkeit: ±0,125% der Verschiebung Auflösung: 0,01 mm
Genauigkeit der Wegmessung mit dem Extensometer	Genauigkeitsklasse 0,5 nach ISO 9513
Temperatur	10°C bis 150°C
Genauigkeit der Temperaturmessung	±0,5°C
Probenabmessungen	Variabel

5.1.2 Videoextensometer

Mit dem im Bild 5.2 dargestellten Videoextensometer erfolgt die Messung der Querdehnung. Auf den Zugproben stecken Meßmarken eine Meßstrecke ab. Eine CCD-Kamera digitalisiert das Bild von Zugprobe, Meßmarken und Hintergrund in diskreten Bildelementen. Ein PC-gestützter Videoprozessor wertet die Helligkeitskontraste aus und erfaßt so die Längenänderungen. Die Querschnittsänderung wird aus der Kontrastauswertung zwischen der Zugprobe und dem Hintergrund bestimmt. Parallel dazu ergibt die Kontrastauswertung von Zugprobe und Meßmarke die Längsänderung. Die Kamera steht außerhalb der Temperierkammer. Damit ist eine Beeinflussung der Zugprobe durch das Meßsystem ebenso ausgeschlossen wie ein

Temperaturfehler am Meßsystem. Die technischen Daten des Videoextensometers zeigt Tabelle 5.2.

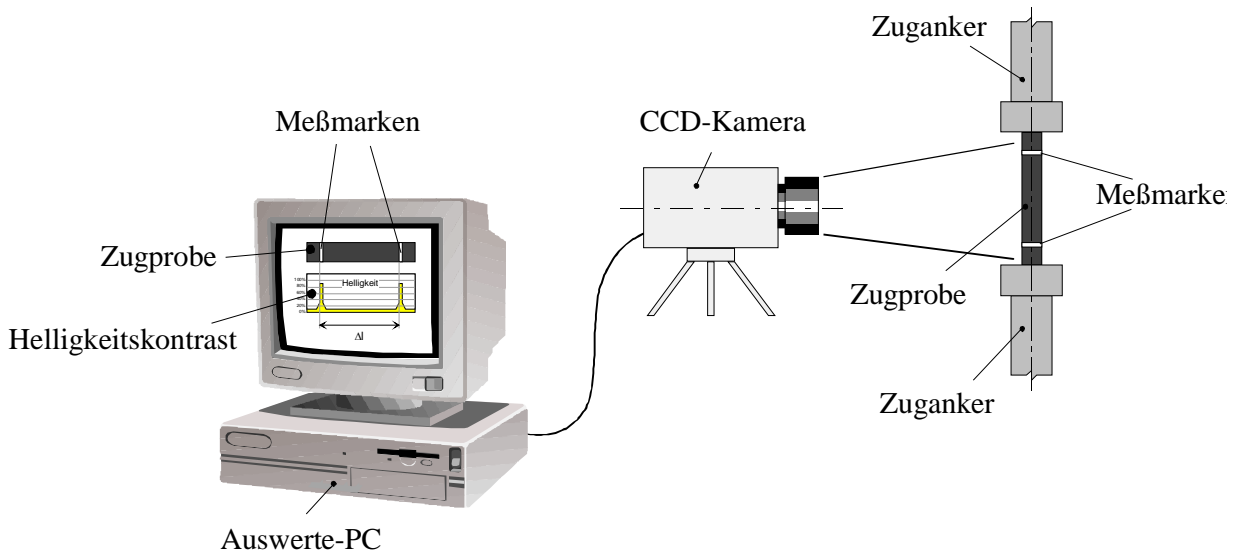


Bild 5.2: Prinzip des Videoextensometers

Tabelle 5.2: Technische Daten des Videoextensometers

Modell	Videoextensometer ME-46 der Firma Hegewald & Peschke
Meßprinzip	CCD-Kamera mit PC-gestützter Videoprozessorauswertung von Helligkeitskontrasten
Meßarten	Längsdehnung und Querdehnung
Bildelemente	795 x 596 = 474000
Grauwertauflösung	128 Stufen
Auflösung bei Sichtfeld vertikal 50mm	0,5 µm
Probenabmessungen	Variabel, abhängig vom Kameraabstand

5.2 Einrichtungen zur Untersuchung der PTFE-Wellendichtungen

5.2.1 Radialmeter mit Kraftmeßdosen

Die Radialkraft F_R ist eine wichtige Größe zur Beurteilung von PTFE-Wellendichtringen. Sie entspricht der über der Berührfläche aufintegrierten Pressung des Wellendichtrings auf die Welle. Zusammen mit der Berührbreite b und dem Wellendurchmesser d erlaubt sie nach folgender Gleichung einen Rückschluß auf die mittlere Pressung p_m im Dichtspalt und damit eine Aussage über die Dichtfunktion:

$$p_m = \frac{F_R}{\pi \cdot d \cdot b} = \frac{1}{b} \int_0^b p(x) dx. \quad (5.1)$$

Die Entwicklung des in Bild 5.3 dargestellten Radimeters RADIMA I zur Bestimmung der Radialkraft erfolgte in früheren Arbeiten [5.2] [5.3]. Es handelt sich um einen Aufbau mit geteilten Meßbacken und Durchmesserkompensation. Beim Aufschieben des Versuchsdichtungs rings auf die geteilte Meßwelle (Meßbacke 1 und 2) verschiebt sich die Meßbacke 2 infolge der Radialkraft nach links. Die Kraftmeßdose 1 wird dabei belastet und die Kraftmeßdose 2 entlastet. Über die Einstellschraube wird die Meßbacke 2 in ihre Ausgangsposition, den Nenndurchmesser des Wellendichtrings, nach rechts zurückgeschoben (Durchmesserkompensation). Die Ausgangsposition ist erreicht, sobald die Kraftmeßdose 2 wieder ihren ursprünglichen Wert anzeigt. Über die Kraftdifferenz an der Kraftmeßdose 1, vor dem Aufschieben des Wellendichtrings und nach dem Zurückschieben in die Ausgangsposition, wird die Radialkraft berechnet. Die Durchmesserkompensation ist notwendig, da sich beim Aufschieben des Wellendichtrings der ursprünglich eingestellte Durchmesser der Meßbacken verringert und das Meßergebnis besonders bei den steifen PTFE-Wellendichtringen unzulässig verfälscht.

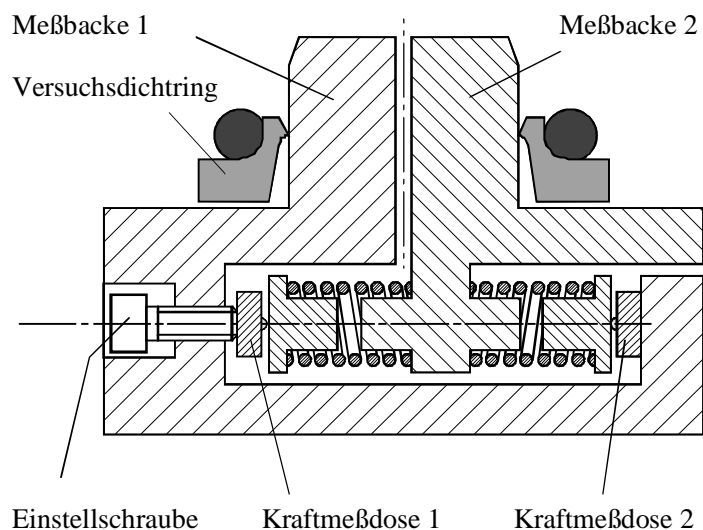


Bild 5.3: Prinzip des Radimeters RADIMA I

5.2.2 Radialkraftprüfmodul für die Zugprüfeinrichtung

Überlegungen zur Automatisierung der Durchmesserkompensation führten im Rahmen dieser Arbeit zu einer Verknüpfung des Prinzips der geteilten Meßbacken mit der Zugprüfmeßtechnik – realisiert im Radimeter RADIMA II [5.4]. Anstelle der konventionellen Spannköpfe für Zugproben nehmen geteilte Meßbacken die Wellendichtung auf, Bild 5.4. Der in Höhe der Meßbacken angebrachte Extensometer mißt den Abstand der geteilten Meßbacken. Die Durchmesserkompensation erfolgt über die Wegmeßtechnik und die Regelungstechnik der Zugprüfmaschine in der Betriebsart „konstante Dehnung“. Eine bewegliche Aufhängung der Zuganker führt zu einer automatischen Zentrierung der Meßbacken bei der Dichtringmontage. Die Kraftmessung erfolgt über den Kraftsensor der Zugprüfmaschine.

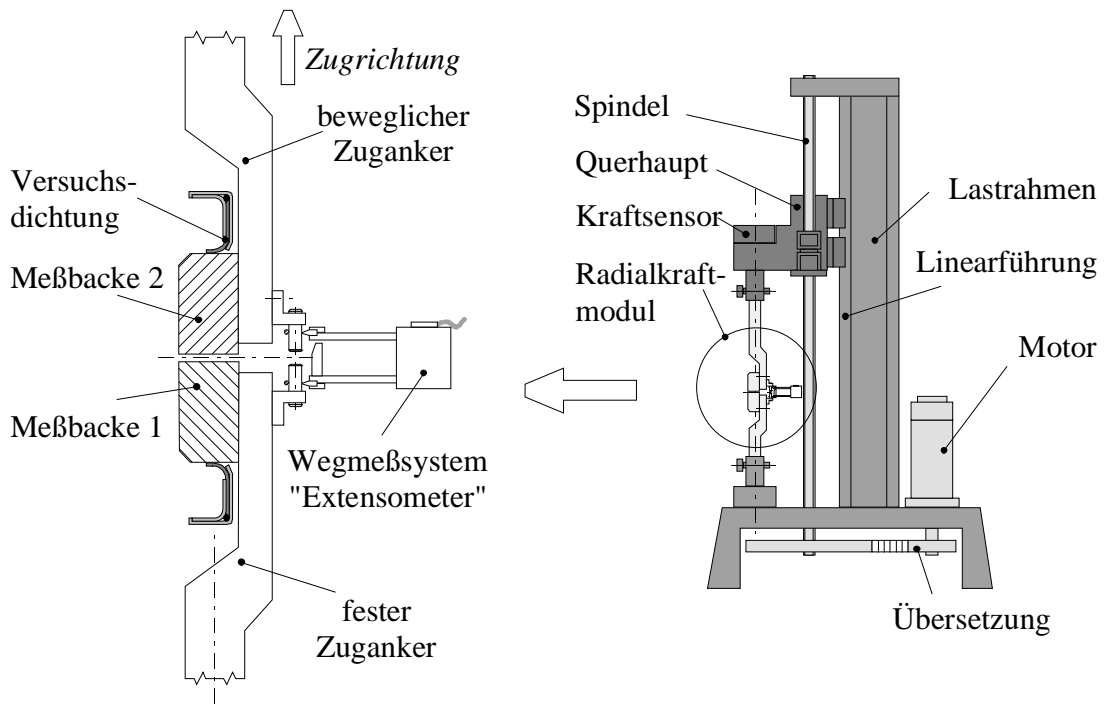


Bild 5.4: Prinzip des Radimeters RADIMA II für die Zugprüfmaschine

Tabelle 5.3: Technische Daten der Radimeter RADIMA I und RADIMA II

	RADIMA I	RADIMA II
Meßbereich	0 bis 1000 N	0 bis 2000 N
Temperaturbereich	bis 200°C	bis 150°C
Durchmesserkompensation	Manuell	Automatisch
Abdichtdurchmesser	10 bis 200 mm	10 bis 200 mm

5.2.3 Prüfmodul zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft

Zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft wurde das durchmesserkompensierte Radialkraftmeßgerät RADIMA I unter Anleitung des Verfassers [5.5] erweitert, Bild 5.5. Der Raum oberhalb des Wellendichtrings ist zusätzlich gekammert und mit Druckluft beaufschlagt. Die Abdichtung der geteilten Meßbacken erfolgt mit einer rechteckigen, weichen Dichtungsleiste. Die Kraft der Dichtungsleiste aus deren elastischer Verformung auf die Meßbacken ist vernachlässigbar. Der Spalt zwischen Meßbacke und Gehäuse gewährleistet die Beweglichkeit der rechten Meßbacke. Die Druckmeßdose erfaßt den anstehenden Druck. Zwei Wegmeßsysteme zeichnen die Dichtkantenverschiebung bei Druckbelastung auf.

Zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft des Wellendichtrings werden die Druckanteile auf die freien Oberflächen der Meßbacken aus dem Gesamtmeßergebnis eliminiert. Es sind dies der Druckanteil auf den Umfang der Meßbacken und der Druckanteil im Spalt zwischen den Meßbacken. Der Anteil am Umfang ist über die axiale Position der Dichtkante bestimmt und die Wirkfläche damit abhängig von Druck. Im Spalt ist die druckbeaufschlagte Fläche durch die Unterkante des Dichtungsgummis begrenzt. Die Wirkfläche ist konstant, da sich ein

gekammerter Gummiwerkstoff unter Druck wie eine Flüssigkeit verhält. Er gibt den Druck in alle Richtungen nahezu verlustfrei weiter. Der Druck des Dichtungsgummis auf die Spaltwand ist annähernd genauso groß ist wie der abzudichtende Druck.

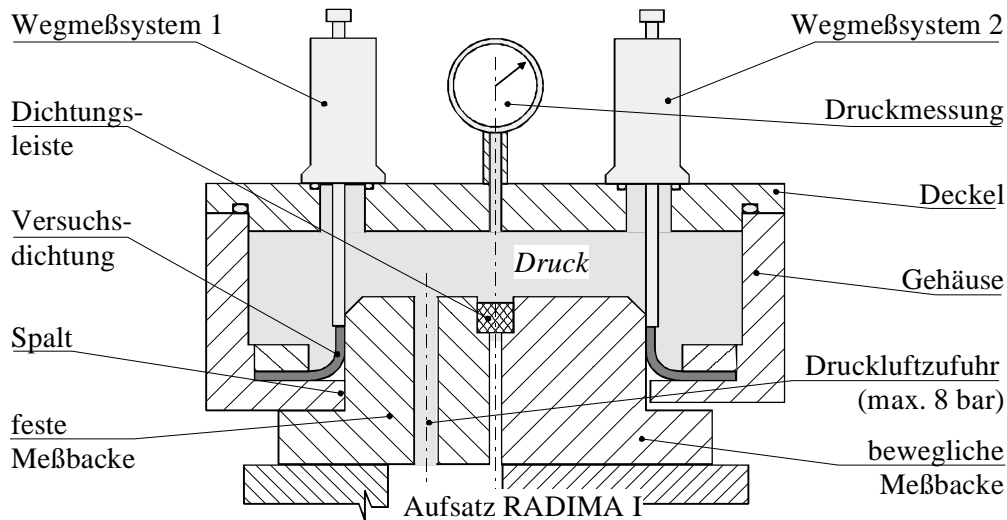


Bild 5.5: Prinzip der Prüfmoduls zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft

5.2.4 Eingießvorrichtung

Mit der in dieser Arbeit entwickelten Eingießvorrichtung lassen sich Verformungszustände von Wellendichtringen „einfrieren“. Der Raum vor und hinter dem Wellendichtring wird mit einem fluoreszierenden Gießharz ausgegossen. Die Druckbeaufschlagung des Dichtrings und des noch weichen Gießharzes erfolgt über ein Hydraulikaggregat. Ein Ausgleich der Schwindung erfolgt über die Entlüftungsbohrung und den Druckanschluß. Die Eingießvorrichtung kann im Ofen erwärmt werden. Nach Aushärten des Gießharzes unter Druck wird die Eingießvorrichtung mit einem Längsschnitt in 2 Hälften geteilt und die Schnittfläche geschliffen und poliert. Das Schnittbild zeigt dann den Verformungszustand der Dichtung bei vorgegebener Temperatur und Druck.

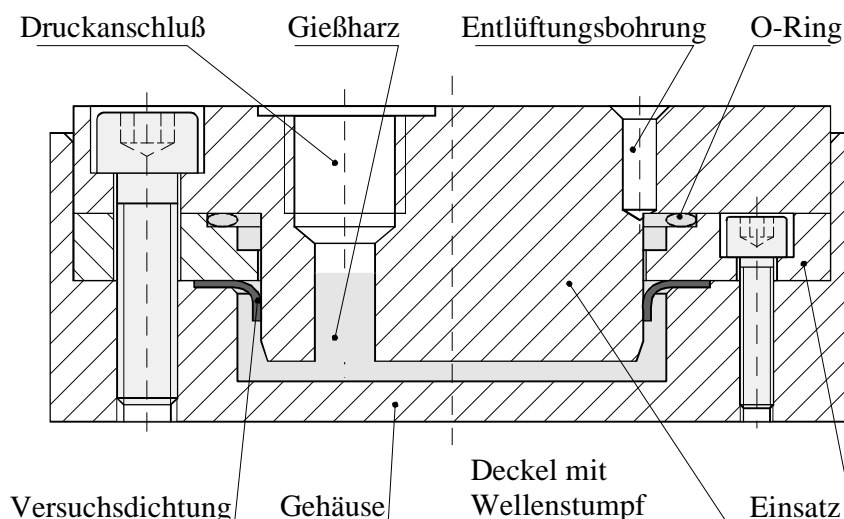


Bild 5.6: Prinzip der Eingießvorrichtung

5.2.5 Dichtungsprüfstand

Der in Bild 5.7 dargestellte und bereits vorhandene Dichtungsprüfstand dient zum Messen des Reibmoments und der Leckage einer Wellendichtung bei unterschiedlicher Drehzahl und unterschiedlicher Temperatur der Prüfkammer 1 sowie veränderlichem Druck der abzudichtenden Flüssigkeit [5.6]. Der Wellendichterring ist in eine Prüfkammer mit horizontaler Achslage eingebaut. Die Versuchswelle kragt in die Prüfkammer 1 hinein. Diese wird durch die hohlgebohrte Versuchswelle mit Drucköl versorgt. Um das Reibmoment nahezu verlustfrei messen zu können, ist die Prüfkammer 1 aerostatisch gelagert. Ein Kraftaufnehmer am Gehäuse stützt die Prüfkammer 1 tangential ab und erfäßt das Reibmoment. Die Leckage der Versuchsichtung wird durch Wiegen gemessen.

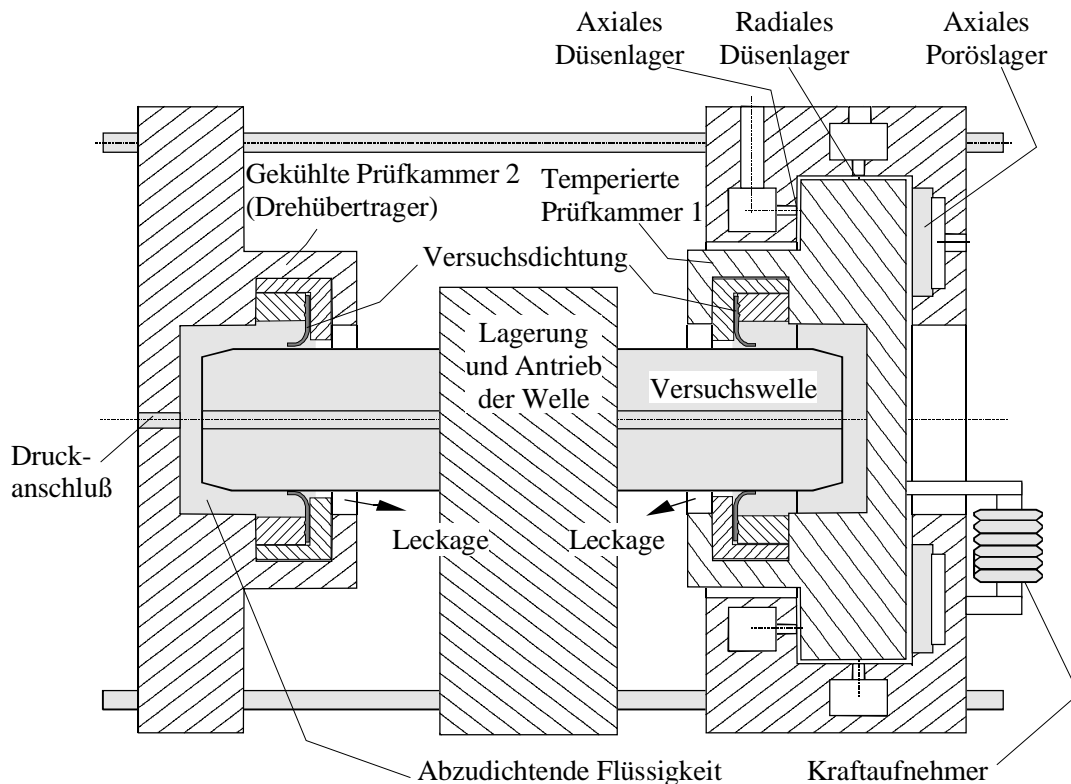


Bild 5.7: Prinzip des Dichtungsprüfstands

Tabelle 5.4: Technische Daten des Dichtungsprüfstands

Abdichtdurchmesser	16 mm ... 100 mm
Drehzahl	-3.000 min ⁻¹ ... +3.000 min ⁻¹
Umfangsgeschwindigkeit bei Ø50mm	-8 m/s ... +8 m/s
Druck der abzudichtenden Flüssigkeit	0 ... 5 MPa
Temperatur der Prüfkammer 1	20°C ... 80°C
Anzahl der Versuchsichtungen	1 (+1)

5.3 Programmpaket MSC.MARC/Mentat zur Finiten-Elemente-Analyse

In dieser Arbeit kam das Programmpaket MSC.MARC/Mentat [5.7], [5.8] zum Einsatz. Der Pre- und Postprozessor MSC.Mentat wurde in den Versionen MSC.Mentat 3.2 bzw. MSC.Mentat 3.3, der Solver MSC.MARC in den Versionen MSC.MARC K7.2 bzw. MSC.MARC K7.3 eingesetzt. Die Programmierung von Subroutinen erfolgte mit den Fortan-Compilern Microsoft Fortan Power Station 4.0 bzw. Digital Visual Fortan 6.0.

Bild 5.8 zeigt den prinzipiellen Ablauf der Finite-Elemente-Analyse. Im Preprozessor ist die reale Wellendichtung vom Anwender in ein Rechenmodell umzuwandeln. Reale Dichtsysteme sind in ihrer Geometrie, ihrem Werkstoffverhalten und den Betriebsbedingungen sehr komplex. Deshalb sind Vereinfachungen in der Finiten-Elemente-Analyse notwendig. Aus technischen Zeichnungen oder aus CAD-Programmen werden die Geometriedaten in MSC.Mentat übertragen. Anschließend erfolgt die Vernetzung. Die Werkstoffdaten und Werkstoffmodelle sowie die Randbedingungen, wie z.B. die Einspannung des Wellendichtrings, der Druck auf den Wellendichtring oder die Temperatur, sind in MSC.Mentat vorzugeben. Je nach Anwendungsfall geschieht dies in den vom Anwender programmierten Subroutinen. Im Programm MSC.MARC, dem Solver, erfolgt die eigentliche Berechnung und anschließend im Programm MSC.Mentat die Aufbereitung und Darstellung der Berechnungsergebnisse.

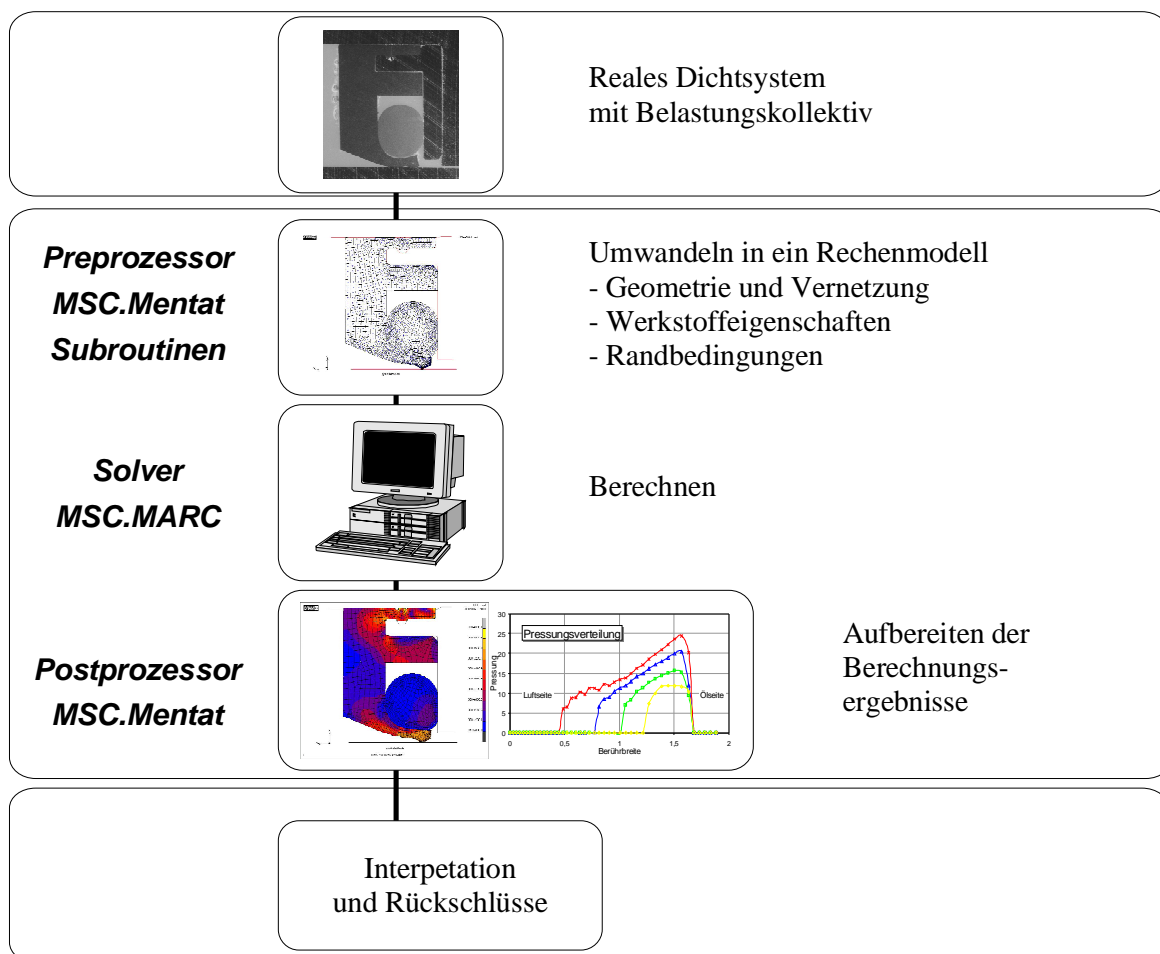


Bild 5.8: Prinzipieller Ablauf der Finiten-Elemente-Analyse

6 Voruntersuchungen zum Werkstoffverhalten von PTFE-Compounds

In der Dichtungstechnik wird eine Vielzahl an PTFE-Compounds eingesetzt. Die Dichtungshersteller beziehen von den PTFE-Herstellern [6.1]-[6.3] in der Regel Standardgranulate und mischen diesen weitere Füllstoffe bei. In verschiedenen Preß- und Sinterverfahren stellen sie Halbzeuge her, aus denen wiederum die PTFE-Wellendichtringe spanend gefertigt werden. Die Werkstoffeigenschaften der PTFE-Compounds unterscheiden sich je nach Verarbeitungsbedingungen und Zusammensetzung zum Teil erheblich. In Bild 6.1 sind die wesentlichen Einflußfaktoren dargestellt.



Bild 6.1: Einflußfaktoren auf die Werkstoffeigenschaften von PTFE-Compounds

Die nachfolgend beschriebenen Versuche an handelsüblichen PTFE-Compounds geben einen Überblick über den Einfluß verschiedener Verarbeitungsbedingungen und der Zusammensetzung auf das Werkstoffverhalten. Im Einzelnen wurde die Einflüsse des Füllstoffs, des Füllstoffgrads, der Anisotropie und der Chargenschwankungen untersucht.

Die im Zug- und Relaxationsversuch untersuchten PTFE-Compounds sind in Tabelle 6.1 dargestellt. Die Versuche orientierten sich an Richtlinien zur Prüfung von PTFE-Produkten [6.4] und Kunststoffen [6.5] sowie den DIN-Normen zur Bestimmung der Zugeigenschaften [6.6], [6.7] und der Relaxation [6.8].

Bei dem Füllstoff Kohle handelt es sich streng genommen um reinen Kohlenstoff. Ebenso handelt es sich bei den Kohlefasern um Kohlenstofffasern. Da sich aber in der Dichtungstechnik die Begriffe Kohle und Kohlefaser eingebürgert haben, werden sie in dieser Arbeit beibehalten.

Tabelle 6.1: Füllstoff und Füllstoffgrad der untersuchten PTFE-Compounds

Matrix	PTFE, PTFE mod. ¹ ,
Füllstoff	Glasfaser, Kohle, Kohlefaser, Bronze, Ekonol ² , Graphit, Molybdändisulfid
Füllstoffgrad	0 – 60 Gewichts-%

¹ Modifikation der Polymerketten zur Verbesserung der thermischen und mechanischen Eigenschaften [6.9].

² Ekonol (Para-Oxy-Benzoat) ist ein lebensmittelechter, thermisch stabiler und aromatischer Polyester [6.10].

6.1 Spannungs- und Dehnungswerte

Die Eingabe der Werkstoffkennwerte in die Finite-Elemente-Analyse erfolgt auf Basis der wahren Dehnung ε und der wahren Spannung σ . Das heißt, jeweils auf die aktuelle Probenlänge und den aktuellen Probenquerschnitt bezogen. Die wahre Dehnung ε und die wahre Spannung σ berechnet sich aus der technischen Dehnung ε_t und der technischen Spannung σ_t wie folgt:

$$\text{Wahre Dehnung (Hencky-Dehnung): } \varepsilon = \ln(\varepsilon_t + 1) \quad \text{mit} \quad \varepsilon_t = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (6.1)$$

$$\text{Wahre Spannung (Cauchy-Spannung): } \sigma = \frac{\sigma_t}{(1 - \nu \cdot \varepsilon_t)^2} \quad \text{mit} \quad \sigma_t = \frac{F}{A_0} \quad (6.2)$$

für $\nu \approx 0,5$ gilt $\sigma \approx \sigma_t \cdot (\varepsilon_t + 1)$

Wenn nicht anders bezeichnet, beziehen sich alle folgenden Aussagen auf die wahre Spannung und wahre Dehnung. Zur besseren Unterscheidung wird die wahre Dehnung in der Einheit mm/mm und die technische Dehnung in der Einheit % angegeben.

6.2 Einfluß des Füllstoffs

Im Zugversuch zeigen alle untersuchten Compounds qualitativ das gleiche ausgeprägt nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten, Bild 6.2. Ein elastischer Bereich ist praktisch nicht erkennbar. Bereits bei sehr geringen Dehnungswerten (kleiner $0,01mm/mm$) fließt das Material. Ab einer Dehnung von ungefähr $0,03mm/mm$ geht der Spannungs-Dehnungs-Verlauf in einen Graph mit nahezu konstanter Steigung über.

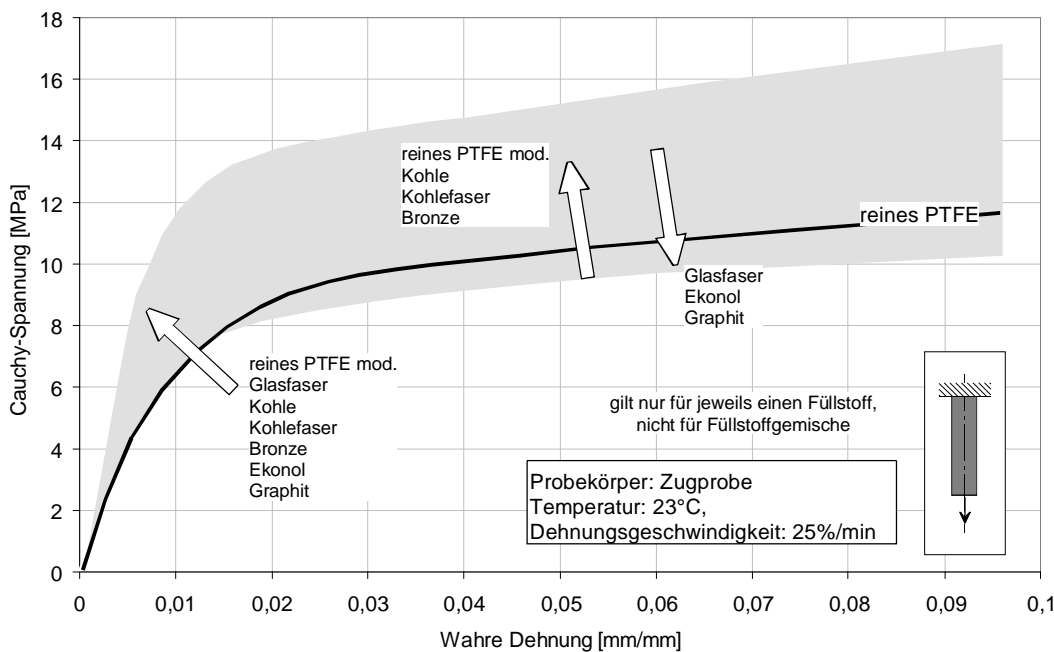


Bild 6.2: Gemessene Spannung in Abhängigkeit von der Dehnung an PTFE-Compounds mit unterschiedlichem Füllstoff im Zugversuch

Die Zugabe von Füllstoffen führt generell zur Zunahme der Steifigkeit gegenüber reinem PTFE. Damit steigt die Spannung bei kleinen Dehnungen an. Bei Dehnungen größer 0,02mm/mm führt die mangelhafte Anbindung der Füllstoffe Glasfaser, Ekonol und Graphit an die PTFE-Matrix zur Abnahme der Spannung gegenüber reinem PTFE. Demgegenüber bewirkt die bessere Einbettung der Füllstoffe Kohle, Kohlefaser und Bronze einen Anstieg der Spannung.

Bild 6.3 zeigt den Spannungsabfall im Relaxationsversuch an PTFE-Compounds mit unterschiedlichem Füllstoff. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die Spannungswerte bei der Relaxation auf den Maximalwert zum Relaxationsbeginn normiert. Wie beim Zugversuch zeigen alle Compounds im Relaxationsversuch wiederum qualitativ das gleiche Verhalten. Die Relaxationsneigung bei PTFE-Compounds ist sehr ausgeprägt. In den ersten Minuten sinkt die Spannung stark ab. Mit zunehmender Zeitdauer verringert sich der Abfall. Bei den hier verwendeten Randbedingungen von 23°C und einer technischen Dehnung von 5% sinkt die Spannung nach 15min auf 52% ... 65% des Anfangswertes ab.

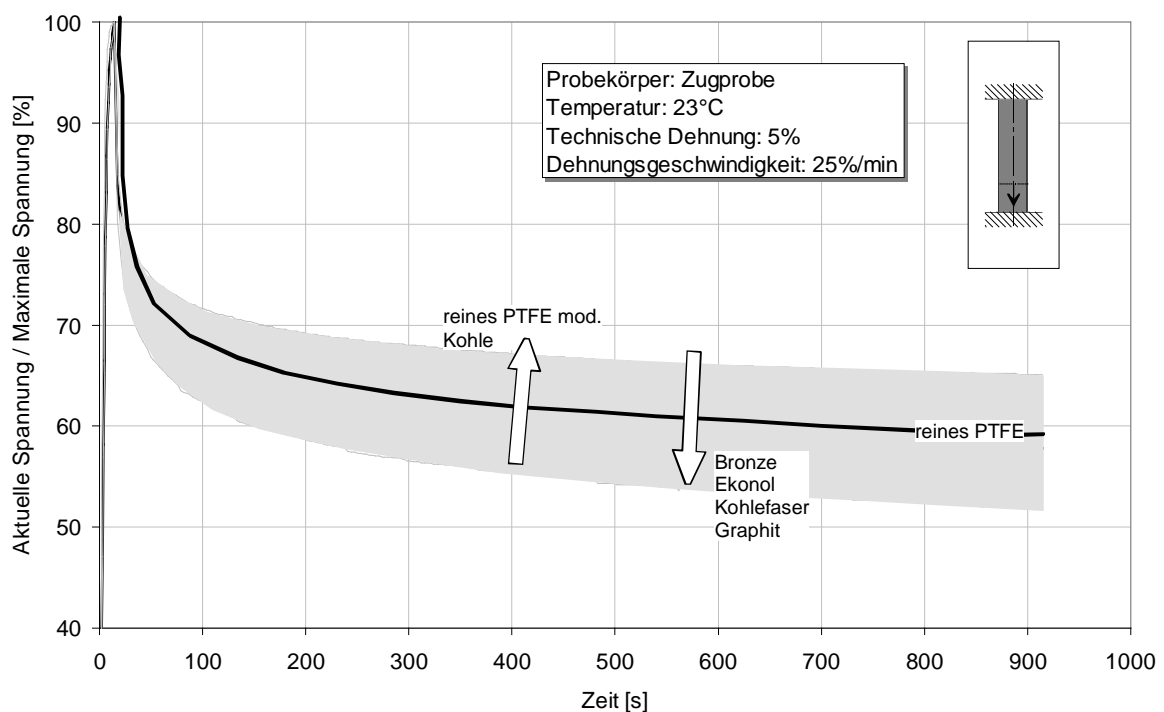


Bild 6.3: Gemessener prozentualer Spannungsabfalls in Abhängigkeit von der Zeitdauer an PTFE-Compounds mit unterschiedlichem Füllstoff im Relaxationsversuch

6.3 Einfluß des Füllstoffgrads

Der Einfluß des Füllstoffgrads wurde an einem PTFE-Kohle-Compound und einem PTFE-Glasfaser-Compound mit modifizierten Polymerketten untersucht. Mit steigendem Füllstoffgrad ändern sich die Werkstoffeigenschaften der beiden PTFE-Compounds deutlich. Der nach DIN EN 20527-1, im Bereich einer technischer Dehnung von 0,05% bis 0,25%, bestimmte

Sekantenmodul (Elastizitätsmodul) nimmt nahezu linear zu. Bei einem Füllstoffgrad von 35% hat sich die Steifigkeit bei PTFE-Kohle-Compounds verdoppelt.

Gleichzeitig wirkt sich die fehlende chemische Anbindung der Füllstoffe an die PTFE-Matrix mit steigendem Füllstoffgrad zunehmend negativ auf die Bruchdehnung aus. Der Matrix-Füllstoff-Verbund wird geschwächt und die Probe bricht früher. So weist das PTFE-Compound mit 35% Kohle nur eine Bruchdehnung von ca. 20% auf.

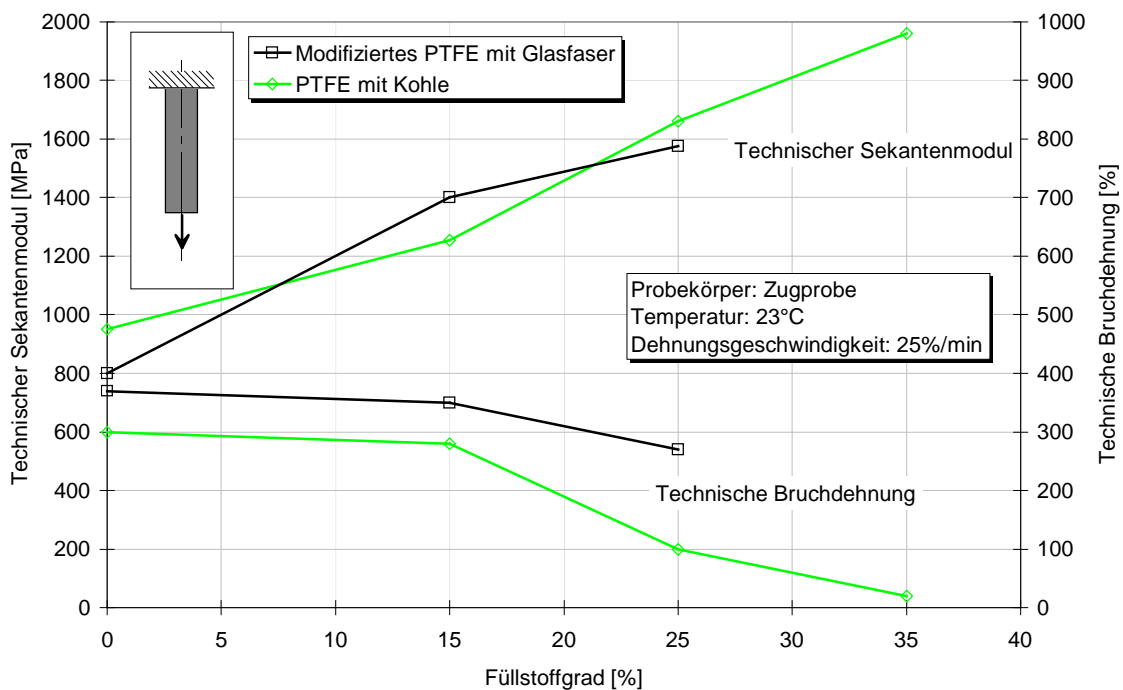


Bild 6.4: Technischer Sekantenmodul und Bruchdehnung an PTFE-Kohle- und PTFE-Glasfaser-Compounds aus Zugversuchen

6.4 Einfluß der Anisotropie

Nach [6.11] sind reines PTFE und PTFE-Compounds mit kugelförmigen Füllstoffen isotrop. Haben die Füllstoffe aber eine ungleichmäßige oder längliche Form, so nehmen sie beim Verpressen eine Vorzugsrichtung ein und das PTFE-Compound zeigt ein anisotropes Verhalten. Das Werkstoffverhalten wird also richtungsabhängig. Ebenfalls Einfluß auf die Richtungsabhängigkeit des Werkstoffverhaltens hat das Herstellungsverfahren. Mit dem Verfahren des Isostatischen Pressens [6.12] erfolgt eine gleichmäßige Verdichtung des Granulats von allen Seiten mit dem Ergebnis eines nahezu isotropen Werkstoffverhaltens. Im Gegensatz dazu verdichten konventionelle Preßverfahren das Granulat in zylindrischen Preßwerkzeugen nur in einer Richtung [6.12]. Hier kann sich das Material in der Ebene senkrecht zur Preßrichtung anders verhalten als in Preßrichtung. Es wird dann von einem querisotropen Werkstoffverhalten gesprochen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden aus konventionell gepreßten Rohlingen Zugproben parallel und senkrecht zur Preßrichtung entnommen und im Zugversuch untersucht. Als Maß für die Richtungsabhängigkeit wurde der Sekantenmodul und die Spannung bei einer technischen

Dehnung von 5% betrachtet. Bild 6.5 zeigt exemplarisch die wie folgt definierte Spannungsabweichung:

$$\text{Spannungsabweichung (bei } \varepsilon_t = 5\% \text{)} = \frac{|\sigma_{\text{In Pr essrichtung}} - \sigma_{\perp \text{ Pr essrichtung}}|}{\sigma_{\text{In Pr essrichtung}}} \cdot 100[\%] \quad (6.3)$$

Die größte richtungsbedingte Abweichung ergibt sich beim PTFE-Compound mit 10% Kohlefaser. Bei allen anderen Compounds liegen die Spannungsabweichungen unter 10%, meist noch deutlich geringer. Es bestätigt sich, daß PTFE-Compounds mit kugelförmigen Füllstoffen keine Richtungsabhängigkeit aufweisen. Bemerkenswert sind die Glasfaser-Compounds. Obwohl als Faserwerkstoff bezeichnet, ist die Länge und der Durchmesser der Glasfasern in der gleichen Größenordnung. Daraus erklärt sich die geringe Richtungsabhängigkeit der Steifigkeit der PTFE-Glasfaser-Compounds. Die Kohlefasern hingegen sind um ein Vielfaches länger als ihr Durchmesser. Die Richtungsabhängigkeit der Steifigkeit resultiert aus den durch das konventionelle Pressen eingebrachten Orientierungen.

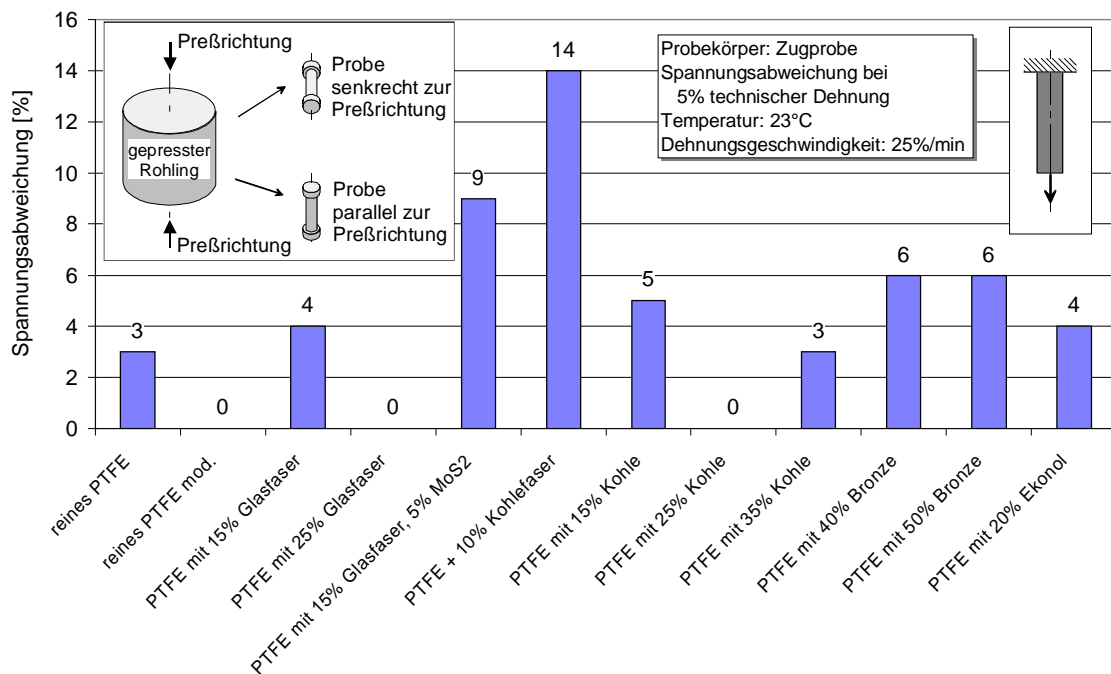


Bild 6.5: Gemessene Spannungsabweichung bei einer technischen Dehnung von 5% zur Untersuchung der Richtungsabhängigkeit des Werkstoffverhaltens

Mit geringfügigen Abweichungen kann bei nahezu allen untersuchten PTFE-Compounds von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgegangen werden. Ausnahmen bilden die Kohlefaser-Compounds mit langen Fasern als Füllstoff. Für die Werkstoffmodellierung bedeutet die Isotropie eine wesentliche Vereinfachung.

6.5 Einfluß der Chargenschwankung

Bisher wurden nach Füllstoff und Füllstoffgrad variierende Compounds miteinander verglichen. Welche Unterschiede ergeben sich aber bei einem immer nach dem gleichen Herstellungsverfahren produzierten Compound eines Herstellers bei verschiedenen Chargen? Zur Klärung dieser Frage wurden vier Chargen eines Compounds mit 25% Kohle untersucht. Jede Charge bestand aus 5 Prüfkörpern. Die Herstellung erfolgte mit identischen Produktionsparametern und die Zugversuche bei gleichen Umgebungsbedingungen in unmittelbarer zeitlicher Abfolge. Schwankungen durch unterschiedliche Versuchsbedingungen sind somit auszuschließen. Die in Bild 6.6 dargestellten Zugversuche zeigen bis zu einer Dehnung von 0,01 mm/mm geringe Unterschiede zwischen den Chargen. Bei größeren Dehnungen weichen die Kurvenverläufe der einzelnen Chargen voneinander ab.

Bei einer Dehnung von 0,25mm/mm beträgt die Abweichung zwischen den Chargen 16%. Im Vergleich dazu sind die Abweichungen innerhalb einer Charge signifikant geringer und liegen bei einer Dehnung von 0,25mm/mm bei 4%. Um Ungenauigkeiten durch Chargenschwankungen zu vermeiden, sollten die Werkstoffproben zur Entwicklung der Werkstoffmodelle nur aus einer Charge stammen.

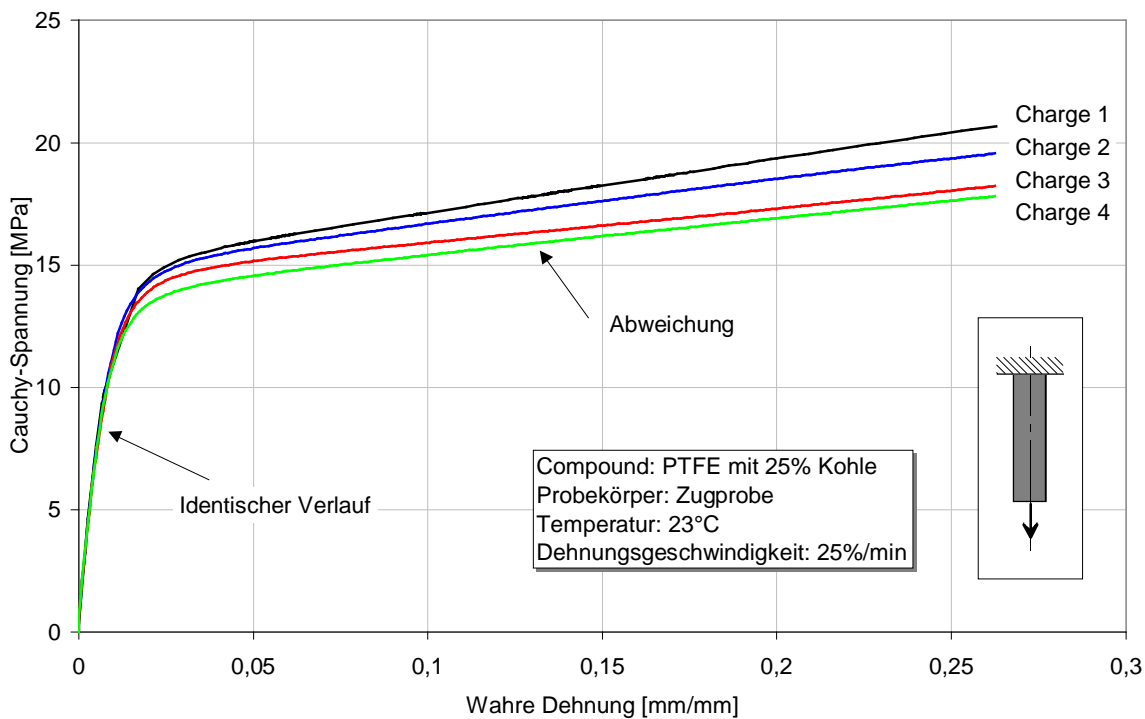


Bild 6.6: Gemessene Spannung im Zugversuch an verschiedenen Chargen eines PTFE-Compounds mit 25% Kohle

Fazit der Voruntersuchungen: Nahezu alle untersuchten Compounds verhalten sich im Bezug auf den Einfluß des Füllstoffs, des Füllstoffgrads und der Anisotropie qualitativ gleich. Eine gemeinsame Werkstoffmodellbildung auf Basis dieser Versuche erscheint gerechtfertigt.

7 Werkstoffuntersuchungen als Basis für die Werkstoffmodellierung

Die in diesem Kapitel vorgestellten Werkstoffuntersuchungen an Zugproben dienen als Basis für die Werkstoffmodellierung. Das Versuchsprogramm orientiert sich an den in Kapitel 4 definierten Belastungen an PTFE-Wellendichtungen. Untersucht wurde in an der DIN angelehnten Messungen:

- das Spannungs-Dehnungs-Verhalten in Zug- und Druckversuchen [7.1], [7.2],
- das Zeitverhalten in Relaxationsversuchen [7.3],
- das Zeitverhalten in Kriechversuchen [7.4],
- die Querkontraktion in Zugversuchen,
- die Wärmeausdehnung [7.5] sowie
- das Werkstoffverhalten bei Erwärmung und Abkühlung.

Die Werkstoffuntersuchungen, die Werkstoffmodellierung und die abschließende Finite-Elemente-Analyse erfolgen an einem für Wellendichtungen typischen PTFE-Compound mit einem Gewichtsanteil von 25% Kohle.

7.1 Spannungs-Dehnungs-Verhalten in Zug- und Druckversuchen

Bild 7.1 zeigt das in Zug- und Druckversuchen gemessene Spannungs-Dehnungs-Verhalten des PTFE-Kohle-Compounds bei verschiedenen Dehnungsgeschwindigkeiten. Für Dehnungen kleiner 0,005mm/mm ist der Spannungsanstieg im Zug- und Druckversuch gleich groß (mittlere Abweichungen kleiner 3%), nahezu unabhängig von der Dehnungsgeschwindigkeit (mittlere Abweichungen kleiner 6%), und fast linear. Der elastische Bereich für die Finite-Elemente-Analyse wird daher auf Dehnungen unterhalb von 0,005mm/mm begrenzt.

Bei größeren Dehnungen verformt sich der Werkstoff hauptsächlich viskoplastisch. Im viskoplastischen Bereich ist eine starke Zunahme der Spannung mit der Dehnungsgeschwindigkeit festzustellen. Bei kleiner Dehnungsgeschwindigkeit haben die langen Molekülketten des PTFE Zeit, sich gegeneinander zu verschieben (Relaxation). Bei großer Dehnungsgeschwindigkeit ist die Zeit zu kurz. Die Molekülketten setzen der äußeren Deformation einen erhöhten Widerstand entgegen – die Spannung ist höher. Im Zugbereich liegt beispielsweise die Spannung $\sigma(\varepsilon = 5\%)$ bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von 250%/min 35% über der bei 0,25%/min.

Im Druckbereich zeigt der Compound qualitativ das gleiche Spannungs-Dehnungs-Verhalten wie im Zugbereich. Allerdings liegen die Spannungen im Druckbereich betragsmäßig um bis zu 20% höher als im Zugbereich. Dieses Verhalten ist als Strength-Differential-Effect bekannt [7.6]. Sui [7.7] nennt die fehlende Anbindung der Füllstoffe an die PTFE-Matrix als mögliche Ursachen für den Strength-Differential-Effect. Im Druckbereich behindern die Füllstoffe die Verformung und wirken versteifend. Im Zugbereich hingegen können sie die Tragfähigkeit der PTFE-Matrix nur bedingt unterstützen, eventuell sogar abmindern, da keine chemische Anbindung an die Matrix vorhanden ist.

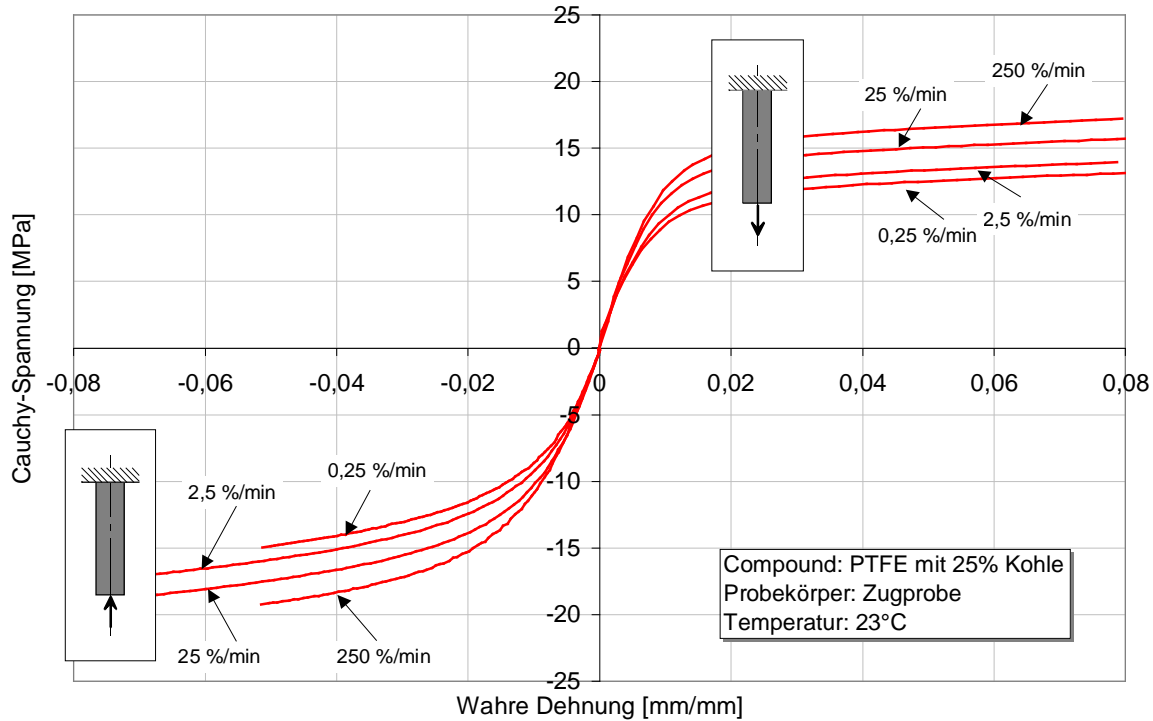


Bild 7.1: Spannungs-Dehnungs-Verhaltens gemessen in Zug- und Druckversuchen bei verschiedenen Dehnungsgeschwindigkeiten

Im Gegensatz zu den in Bild 7.1 dargestellten Messungen erfolgt die Montage eines PTFE-Wellendichtrings über die Einfahrsschräge der Welle mit undefinierter und veränderlicher Geschwindigkeit. Wie wirken sich wechselnde Geschwindigkeiten auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten aus und welche Rückschlüsse lassen sich für die Finite-Elemente-Analyse ziehen? Bild 7.2 zeigt das im Zugversuch gemessene Spannungs-Dehnungs-Verhalten bei verschiedenen Geschwindigkeitsprofilen:

- Messung mit konstanter Geschwindigkeit 2,5%/min (untere Grenzkurve),
- Messung mit konstanter Geschwindigkeit 250%/min (obere Grenzkurve),
- Messung mit wechselnder Geschwindigkeit 250%/min – 2,5%/min – 250%/min,
- Messung mit wechselnder Geschwindigkeit 2,5%/min – 250%/min – 2,5%/min.

Beim Wechsel der Geschwindigkeit von 2,5%/min auf 250%/min verläuft die Spannung entlang der oberen Grenzkurve. Beim Wechsel von 250%/min auf 2,5%/min sinkt die Spannung etwas unter die untere Grenzkurve. Der Abfall unter die untere Grenzkurve ist gering und kann erster Näherung zumindest für das quasistatische Verhalten vernachlässigt werden. Der Wechsel der Dehnungsgeschwindigkeit im Zugversuch und damit bei der Montage der Dichtung spielt daher nur eine untergeordnete Rolle auf das weitere Betriebsverhalten.

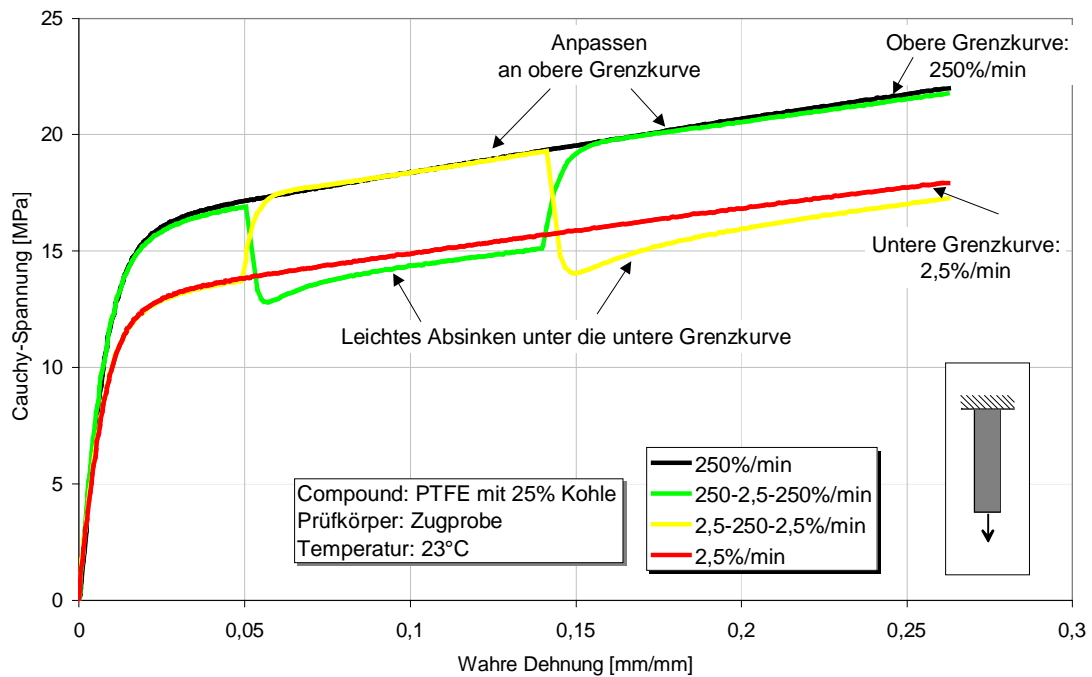


Bild 7.2: Spannungs-Dehnungs-Verhaltens bei Variation der Dehnungsgeschwindigkeit im Zugversuch

Neben der Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit zeigt das PTFE-Kohle-Compound auch eine Abhängigkeit von der Temperatur ϑ . Bild 7.3 zeigt die Abnahme der Spannung mit steigender Temperatur. Gegenüber $\vartheta = 23^\circ\text{C}$ liegt beispielsweise die Spannung $\sigma(\varepsilon = 10\%)$ bei $\vartheta = 150^\circ\text{C}$ nur noch bei ca. 40%.

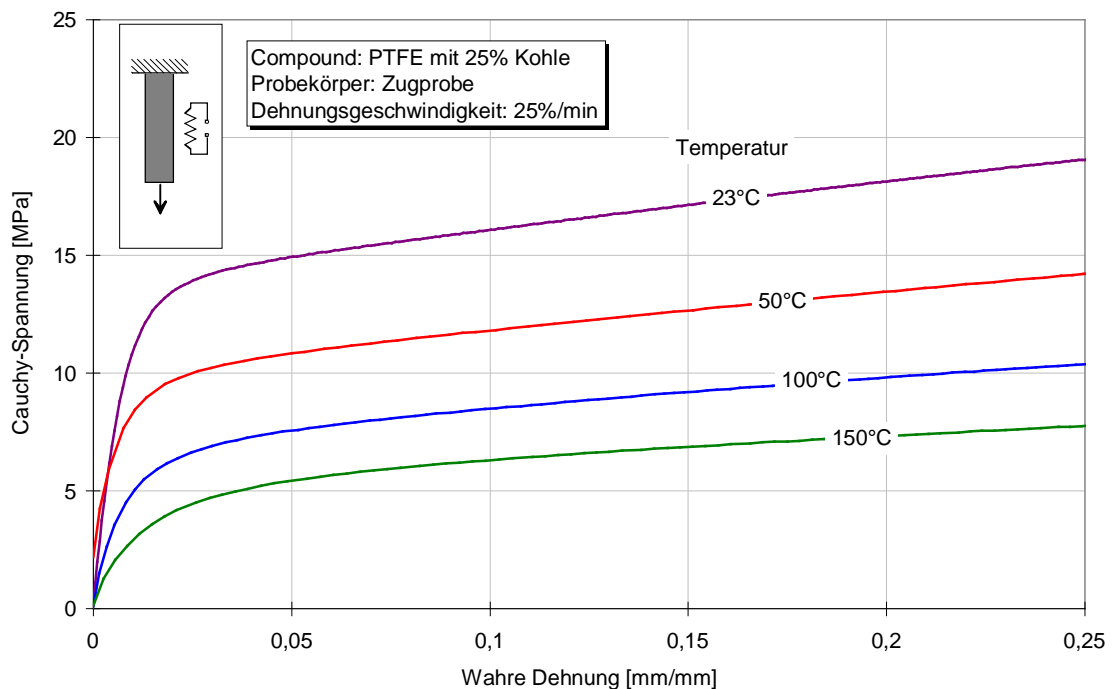


Bild 7.3: Spannungs-Dehnungs-Verhaltens bei verschiedenen Temperaturen im Zugversuch

7.2 Zeitverhalten

Wie viele andere Thermoplaste zeigt das PTFE-Compound eine starke Abhängigkeit von der Dauer der Belastung, auch als viskoelastisches Verhalten bezeichnet. Die Molekülketten der PTFE-Matrix richten sich unter Belastung zeitverzögert aus und gleiten teilweise aneinander ab. Die Untersuchung des Zeitverhaltens erfolgt in Relaxations- und Kriechversuchen. Beim Relaxationsversuch bleibt die eingestellte Dehnung konstant und die Spannung fällt mit zunehmender Zeitdauer ab. Beim Kriechversuch wird die Spannung konstant gehalten und die Dehnung nimmt mit zunehmender Zeitdauer zu.

7.2.1 Zeitverhalten in Relaxationsversuchen

Eigene Untersuchungen haben bestätigt, daß sich die Biegelinie und damit die Verformung von PTFE-Manschetten während der Lagerung auf der Welle nur unwesentlich ändert, gleichbleibende Randbedingungen (Druck, Temperatur, Einspannung) vorausgesetzt. Damit bildet der Relaxationsversuch an einer Zugprobe eine gute Analogie zu einer auf der Welle montierten PTFE-Wellendichtung.

7.2.1.1 Einfluß der Dehnung

Bild 7.4 zeigt den prozentualen Spannungsabfall an Zugproben über der Zeit. Der Spannungsabfall ist nicht nur von der Zeitdauer des Versuchs abhängig, sondern auch von der Dehnung. Bei größerer Dehnung fällt die Spannung stärker ab. So sinkt die Spannung bei einer technischen Dehnung von $\varepsilon_t = 30\%$ nach einer Stunde bereits auf 52% des Maximalwertes zu Relaxationsbeginn ab. Im Vergleich dazu sinkt die Spannung bei einer technischen Dehnung von $\varepsilon_t = 0,5\%$ nur auf 67% ab. Folglich ist bei der Werkstoffmodellierung neben der Zeitdauer der Relaxation auch die Dehnung zu berücksichtigen.

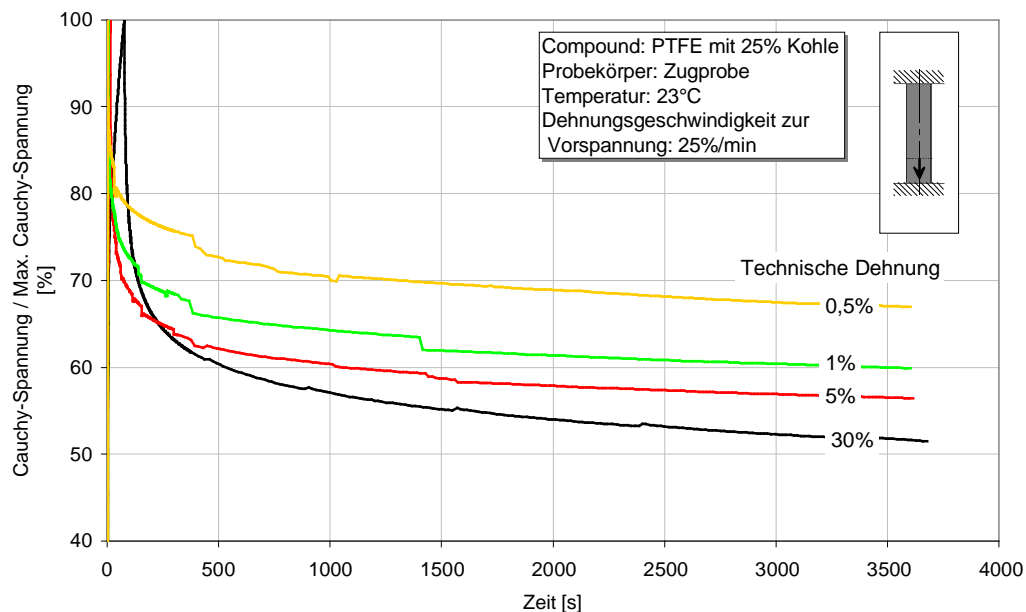


Bild 7.4: Prozentualen Spannungsabfalls mit zunehmender Zeitdauer in Abhängigkeit von der Dehnung im Relaxationsversuch

7.2.1.2 Einfluß der Temperatur

Nach Bild 7.3 ist bei gleicher Dehnung aber höherer Temperatur, die maximale Spannung zu Beginn des Relaxationsversuchs geringer. Dies ist auf die Werkstoffverweichung und auf beschleunigte Relaxationsvorgänge, die bereits beim Zugversuch auftreten, zurückzuführen. Infolge der so bereits während des Zugversuchs „vorweggenommenen“ Relaxation bei höherer Temperatur fällt die Spannung anschließend im Kurzzeit-Relaxationsversuch geringer ab als bei Raumtemperatur. So fällt beispielsweise die Spannung bei einer technischen Dehnung von 30% und einer Temperatur von 100°C innerhalb einer Stunde auf 65% des Maximalwertes zu Relaxationsbeginn ab, Bild 7.5. Im Vergleich dazu fällt die Spannung bei gleicher Dehnung und 23°C auf 52% des Maximalwertes ab.

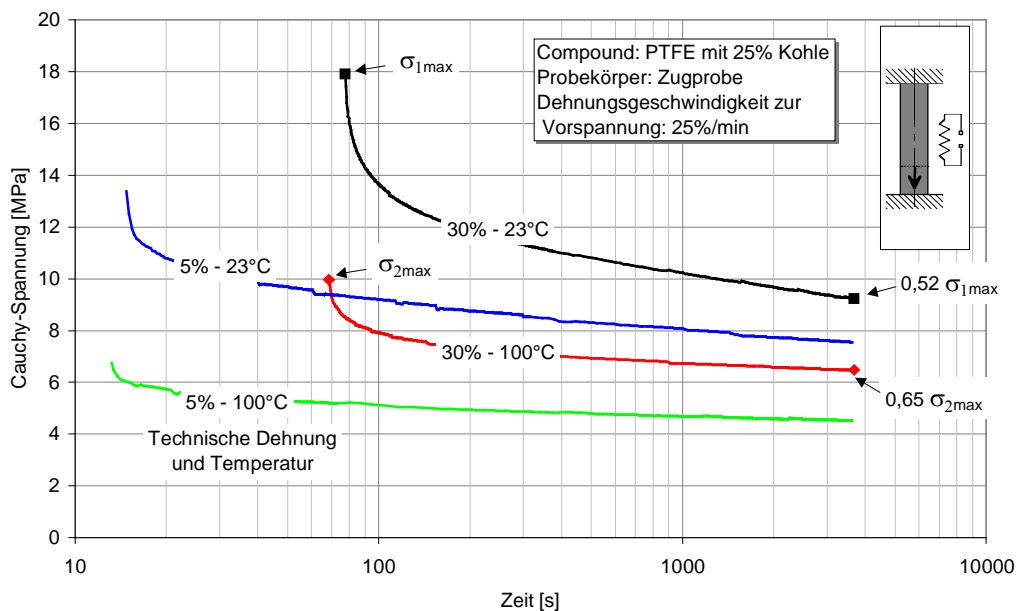


Bild 7.5: Spannungsabfalls mit zunehmender Zeitdauer in Abhängigkeit von der Temperatur im Relaxationsversuch

7.2.1.3 Einfluß der Dehnungsgeschwindigkeit

Einfluß auf das Relaxationsverhalten hat auch die Dehnungsgeschwindigkeit, mit der die Zugprobe im Zugversuch vorgespannt wird. Bild 7.6 zeigt den Einfluß der Dehnungsgeschwindigkeit bei technischen Dehnungen von 1% und 30%. Bei größerer Dehnungsgeschwindigkeit fällt die Spannung von einer höheren Maximalspannung aus schnell ab. Sie sinkt unterhalb die Spannung bei langsamerer Dehnungsgeschwindigkeit. Je größer die Geschwindigkeitsunterschiede sind, desto größer sind auch die Spannungsunterschiede. Mit zunehmender Zeitdauer verringern sich die Spannungsunterschiede wieder. In den Untersuchungen haben sich die Spannungsunterschiede nach einer Stunde Relaxationszeit bereits auf unter 10% reduziert. Bei ausreichend langer Lagerung (Relaxation) auf der Welle sollte der Einfluß der Dehnungsgeschwindigkeit bei der Montage auf das Betriebsverhalten gering sein. Die weiteren Betrachtungen erfolgen deshalb nur anhand einer Dehnungsgeschwindigkeit von 25%/min.

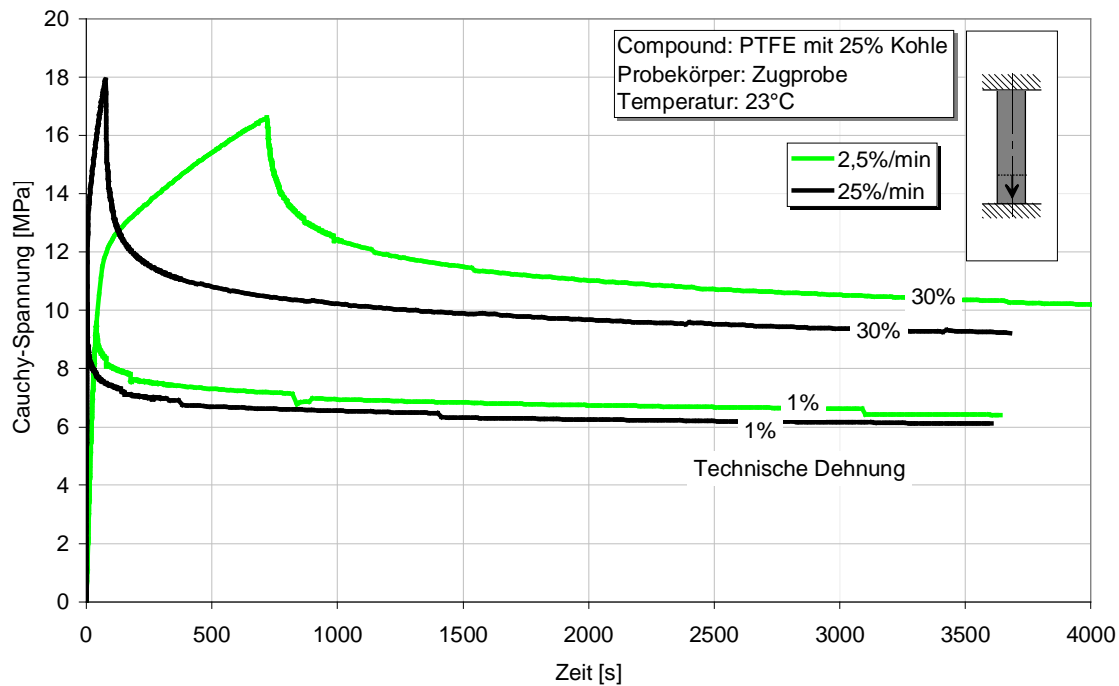


Bild 7.6: Spannungsabfalls mit zunehmender Zeitdauer im Relaxationsversuch nach Zugversuchen mit unterschiedlicher Dehnungsgeschwindigkeit

7.2.1.4 Wiederholte Relaxation mit Entlastung und Erholung

Durch die in Bild 4.1 dargestellte zeitliche Abfolge von Vormontage beim Dichtungshersteller und Montage beim Anwender wird der PTFE-Wellendichtring wiederholt aufgeweitet (1) und (5), jeweils mit anschließender Relaxation (2) und (6) und zwischenzeitlicher Erholung (4) des Werkstoffs. Für die Finite-Elemente-Analyse ist zu klären, wie diese Belastungsabfolge zu berücksichtigen ist.

Analog zur Dichtungsbelastung wurde an Zugproben eine mehrmalige Relaxation von jeweils 15min bei einer technischen Dehnung von 5% mit dazwischen liegenden Erholungsphasen (15min) durchgeführt. Als Kriterium für den Einfluß der wiederholten Relaxation dient die Spannung in der Zugprobe am Ende der Relaxation. Die entspricht den Endzuständen der Relaxation in Bild 4.1. Nach Bild 7.7 sinkt zwar die Maximalspannung zu Beginn der Relaxation mit zunehmender Zyklanzahl ab. Die Spannung am Ende der Relaxation ist aber nahezu unabhängig von der Zyklanzahl. Die Vormontage (1)-(4) hat also in diesen Kurzzeitversuchen keinen Einfluß auf den Spannungszustand zu Betriebsbeginn. Sie wird in der Finiten-Elemente-Analyse nicht berücksichtigt.

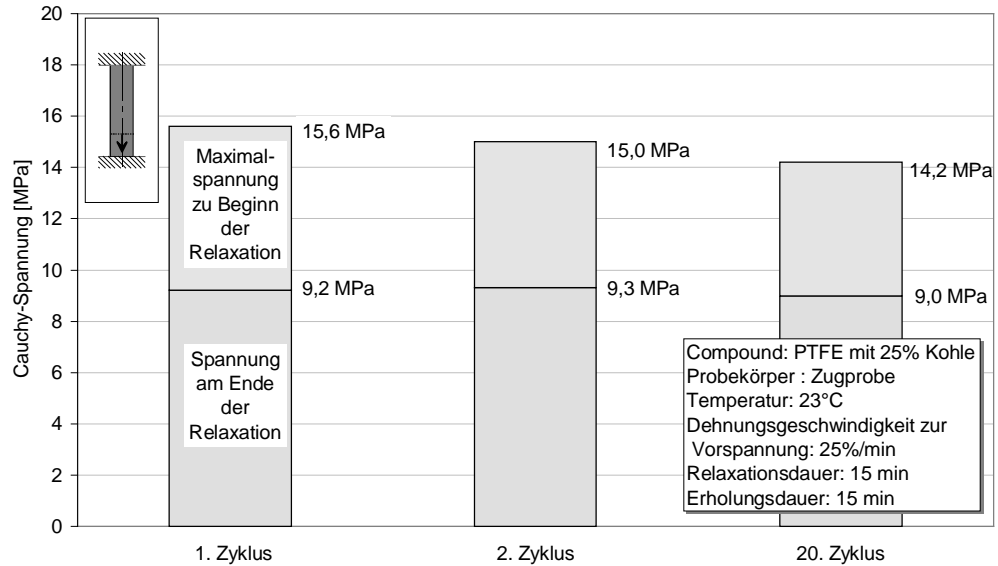


Bild 7.7: Spannung zu Beginn und am Ende der Relaxation in zyklischen Relaxationsversuchen mit zwischengeschalteter Entlastung und Erholung

7.2.2 Zeitverhalten in Kriechversuchen

Fluiddruck auf PTFE-Wellendichtungen belastet das Dichtungsmaterial zusätzlich über die initiale Aufweitung hinaus, Bild 4.1-(8). Es kommt zu zusätzlichen Relaxations- und Kriechvorgängen (9). Bei PTFE-Manschetten verringert sich der Biegeradius und die Manschette legt sich stärker an die Welle und die abstützende Rückwand an.

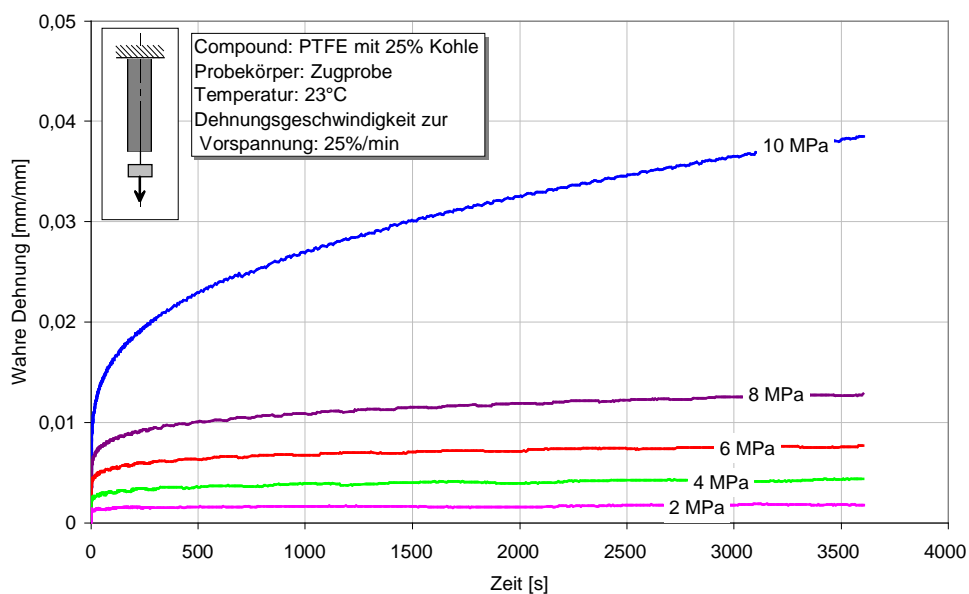


Bild 7.8: Zunahme der Dehnung über der Versuchsdauer bei verschiedenen Spannungen im Kriechversuch

Die Belastung mit konstantem Druck und die resultierende zeitabhängige Verformung des Wellendichtrings kann in Analogie zum Kriechversuch an einer Zugprobe gesehen werden. Bild 7.8 zeigt an Kriechkurven den Einfluß der Spannung auf die Dehnungszunahme mit zunehmender Versuchsdauer. Die Dehnung steigt mit der Spannung überproportional an.

7.3 Querkontraktion in Zugversuchen

Die Querkontraktionszahl ist als das negative Verhältnis der Dehnung quer zur Belastungsrichtung im Bezug zur Dehnung in Belastungsrichtung definiert:

$$\nu = \frac{-\varepsilon_{quer}}{\varepsilon_{längs}} \quad (7.1)$$

In Bild 7.9 ist die im Zugversuch bei 23°C an dem PTFE-Kohle-Compound gemessene Querkontraktionszahl bis zu einer Dehnung von 0,3mm/mm dargestellt. Die Messungen erfolgten mit dem Videoextensometer. Entgegen dem Verlauf bei Volumenkonstanz [7.8], was bei Verwendung eines plastischen Fließgesetzes implizit vorausgesetzt wird, geht die Querkontraktionszahl von anfänglich $\nu = 0,46$ (Trendlinie) auf $\nu = 0,34$ zurück. Meßungenauigkeiten führen bei kleinen Dehnungen zu fehlerhaften Werten bei der Division Querdehnung durch Längsdehnung.

Die Änderung der Querkontraktionszahl hat nur einen untergeordneten Einfluß auf die Berechnungsergebnisse der Finite-Elemente-Analyse. So verringert sich beispielsweise die Radialkraft bei einer Änderung der Querkontraktionszahl von $\nu = 0,46$ auf $\nu = 0,34$ um weniger als 3%. In der Finite-Elemente-Analyse wird deshalb mit konstantem $\nu = 0,46$ gerechnet.

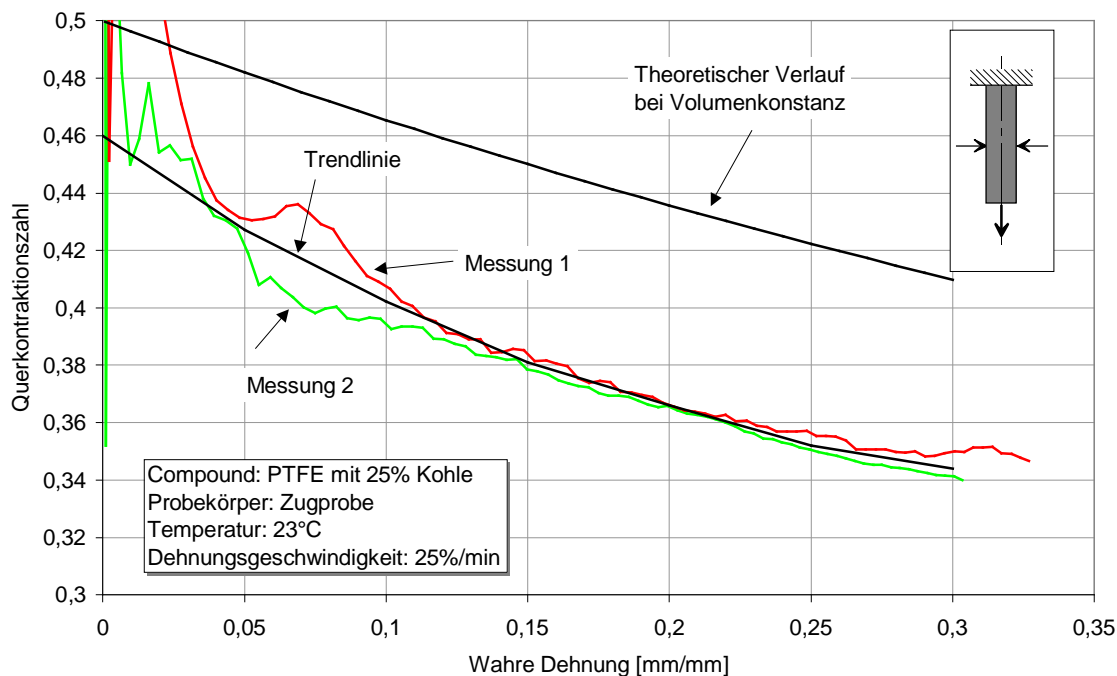


Bild 7.9: Querkontraktionszahl in Abhängigkeit von der Dehnung bestimmt aus dem Zugversuch

7.4 Wärmeausdehnung

Eine reversible Neuorientierung der PTFE-Molekülstruktur bei 19°C und 30°C führt bei reinem PTFE zu signifikanten Peaks im Verlauf des Wärmeausdehnungskoeffizienten über der Temperatur [7.9]. Bei dem untersuchten PTFE-Kohle-Compound ist ein Umwandlungsgebiet zwischen 25°C bis 30°C festzustellen, Bild 7.10. In Folge des ausgeprägten Umwandlungsgebiets kann der Wärmeausdehnungskoeffizient nur bereichsweise angegeben werden:

$$\alpha_{-40^{\circ}\text{C} \dots 25^{\circ}\text{C}} \approx 6 \dots 7 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K} \quad (7.2)$$

$$\alpha_{30^{\circ}\text{C} \dots 200^{\circ}\text{C}} \approx 9,3 \dots 10,3 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K} \quad (7.3)$$

Gegenüber Stahl $\alpha \approx 1 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$ ist der Wärmeausdehnungskoeffizient bis zu zehn mal größer und führt bei Erwärmung des PTFE-Wellendichtrings zu einer Abnahme der Anpressung auf die Welle. In der Finiten-Elemente-Analyse muß die Wärmeausdehnung berücksichtigt werden.

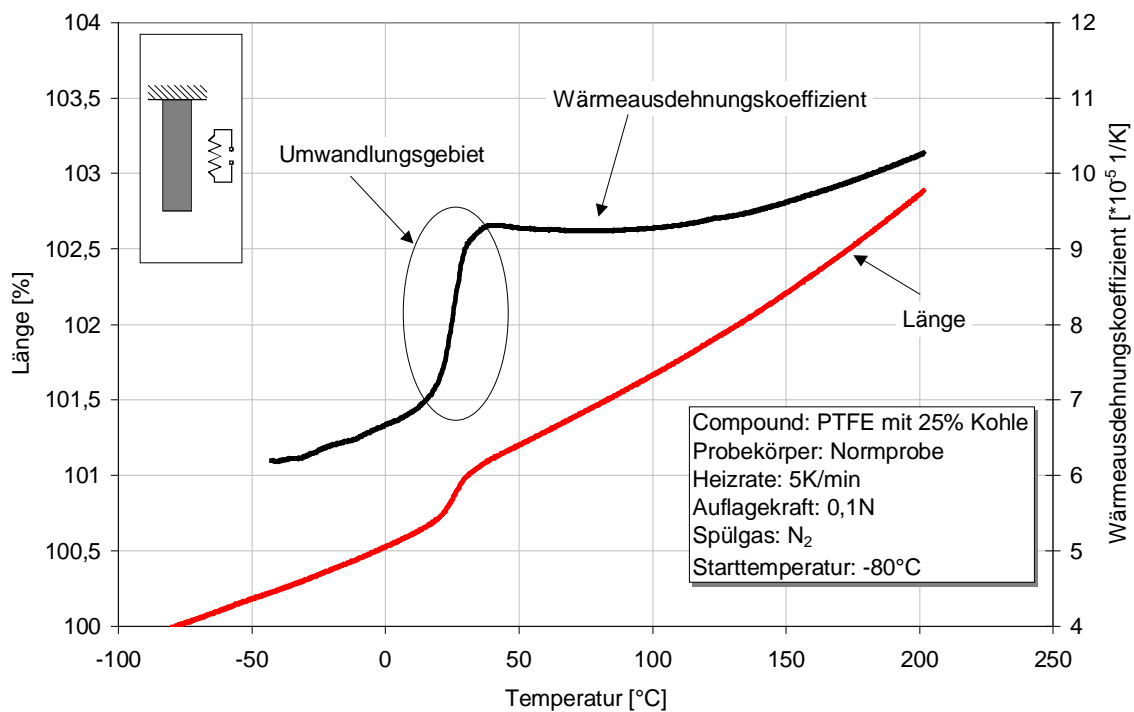


Bild 7.10: Länge der PTFE-Zugprobe und Wärmeausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von der Temperatur

7.5 Erwärmung und Abkühlung bei konstanter Gesamtdehnung

Der Betrieb eines Wellendichtrings ist in der Regel durch wiederholte Erwärmung, beispielsweise durch die Reibung zwischen Welle und Dichtring, und nachfolgende Abkühlung im Stillstand der Welle gekennzeichnet. Bei Erwärmung fällt die Anpressung des Dichtrings an die Welle ab. Maßgeblich bedingt ist dies durch die Erweichung und die Wärmedehnung des PTFE-Compounds. Unterschreitet die Anpressung dabei ein zum sicheren Abdichten notwendiges Maß, ist Leckage die Folge. Aus Gründen der Funktionssicherheit ist dieser Vorgang von

besonderem Interesse und soll im Folgenden näher untersucht werden. In Analogie zum Betriebsverhalten eines PTFE-Wellendichtrings erfolgten die Untersuchungen an relaxierten Zugproben bei konstanter Gesamtdehnung.

Bei Zugbelastung, Bild 7.11 links, fällt die Spannung bei Erwärmung infolge der Wärmedehnung und der Werkstoffverweichung ab. Weiterhin beschleunigt sich die Relaxation durch die höhere Temperatur. Bei der anschließenden Abkühlung erreicht die Spannung in der Zugprobe nicht mehr das ursprüngliche Niveau vor der Erwärmung.

Im Druckbereich dehnt sich die Probe beim Erwärmen infolge der Wärmedehnung aus. Da die Ausdehnung durch die Druckplatten der Zugprüfmaschine verhindert wird, weicht die Probe in Querrichtung aus. Gleichzeitig kommt es bei der Erwärmung zu einer Werkstoffverweichung und die betragsmäßige Spannung sinkt. Bei der Abkühlung zieht sich die Probe dann soweit zusammen, daß es zu einem Abheben von den Druckplatten, bzw. bei fester Einspannung sogar zu einer Vorzeichenumkehr der Spannung kommen kann. Dieser Druckspannungsverlust wird von Pohl [7.6] als *Druckfestigkeitsverlust* bezeichnet.

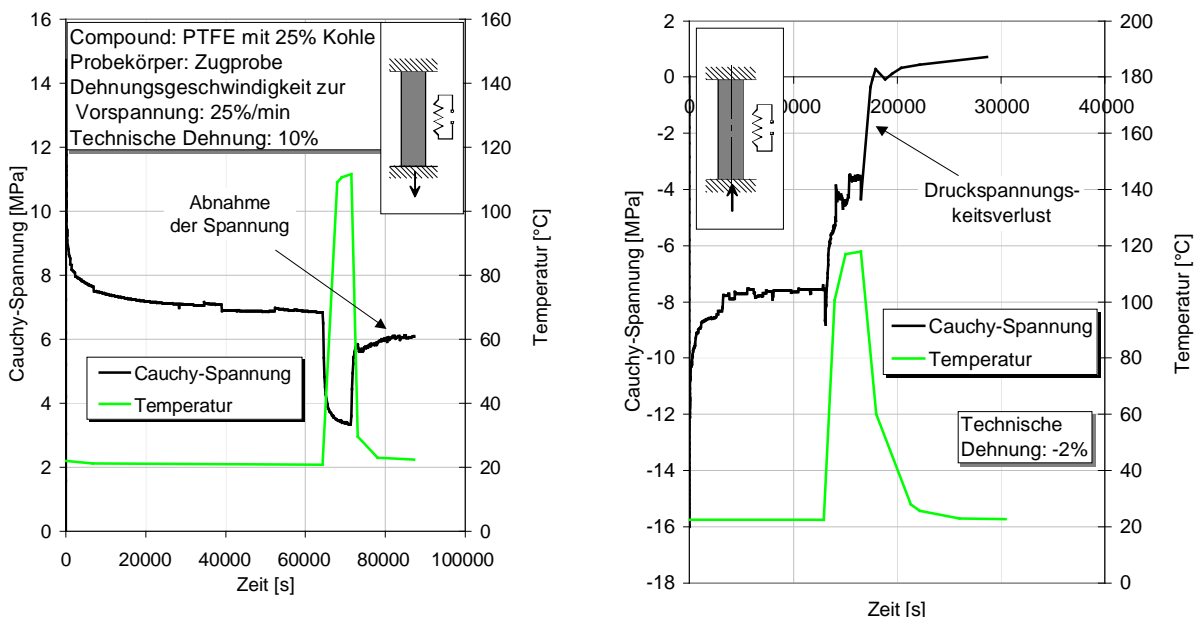


Bild 7.11: Spannung von Zugproben bei Erwärmung und nachfolgender Abkühlung bei konstanter Gesamtdehnung (links Zug, rechts Druck)

Temperaturzyklen im Zugbereich zeigen ebenfalls die Abnahme der wirkenden Spannung nach der ersten Abkühlung, Bild 7.12. Bei allen nachfolgenden Zyklen steigt die Spannung bei Abkühlung in etwa wieder auf das Niveau vor der Erwärmung an. Ebenso fällt die Spannung bei den zyklischen Erwärmungen immer auf das Niveau der ersten Erwärmung ab. So wird das Verhalten bei wiederholter Erwärmung und Abkühlung wesentlich durch die Relaxation bei der höheren Temperatur bestimmt.

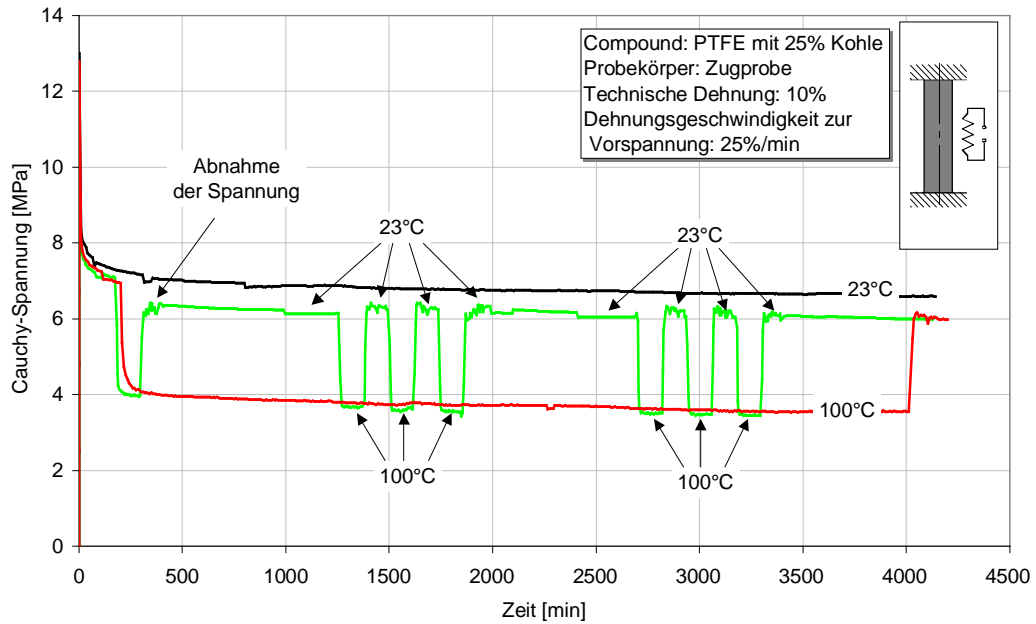


Bild 7.12: Einfluß einer wiederholten Erwärmung und Abkühlung auf die Spannung einer Zugprobe

7.5.1 Überlegungen zur Erwärmung

Bild 7.13 zeigt schematisch den Spannungsverlauf einer Zugprobe analog zu einem PTFE-Wellendichtring. Bei Erwärmung (von Punkt II nach Punkt III) bleibt in der Messung eine signifikante Spannung erhalten.

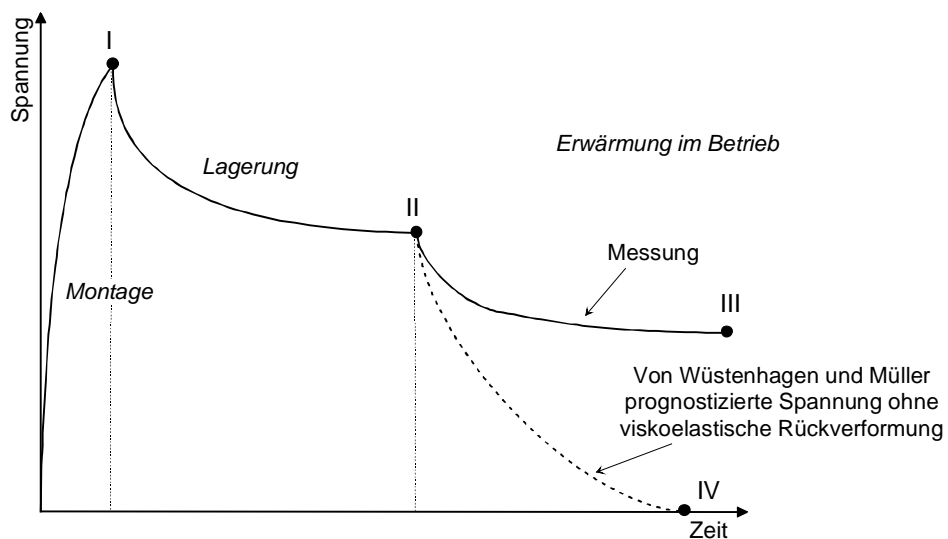


Bild 7.13: Schematische Darstellung des Spannungsverlaufs bei Erwärmung

Nach Wüstenhagen und Müller [7.10], [7.11] ist diese Spannung nur bei einer viskoelastischen Rückverformung des PTFE-Compounds erreichbar. Ohne viskoelastische Rückverformung

würde demnach die Wärmedehnung die elastische Dehnung so stark verringern, daß die wirkende Spannung geringer ausfällt (Punkt IV). In Bild 7.14 ist dazu ein Vergleich der elastischen Dehnung und der Wärmedehnung dargestellt. Die elastische Dehnung errechnet über den bei spontaner Entlastung bestimmten Elastizitätsmodul. Die Wärmedehnung entspricht der in Bild 7.10 dargestellten Wärmedehnung bezogen auf 23°C. Dargestellt ist die elastische Dehnung bei verschiedenen Gesamtdehnungen nach unterschiedlichen Relaxationszeiten. Mit zunehmender Gesamtdehnung nimmt die elastische Dehnung degressiv zu. Mit zunehmender Relaxationszeit nimmt die elastische Dehnung ab. Nach einer Stunde Relaxationszeit ist die elastische Dehnung unabhängig von der Gesamtdehnung kleiner als die Wärmedehnung bei 80°C. Als Folge müßte alleine aus Betrachtung dieser beiden Dehnungsanteile die Spannung in Bild 7.11 links und Bild 7.12 bei 100°C auf null abfallen.

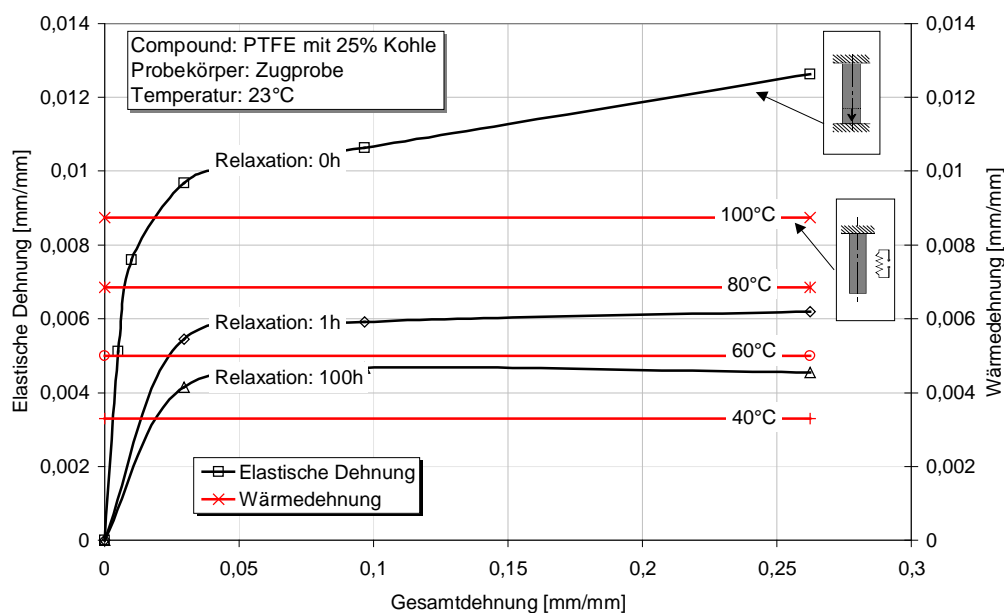


Bild 7.14: An Zugproben gemessene elastische Dehnung nach Relaxationsversuchen unterschiedlicher Zeitdauer bei verschiedenen Gesamtdehnungen im Vergleich zur Wärmedehnung

Die Abweichung zwischen dieser vereinfachenden Überlegung und der Messung erklären Wüstenhagen und Müller mit einer thermisch induzierten viskoelastischen Rückverformung. Aus der Literatur ist das Verhalten amorpher und teilkristalliner Thermoplaste bekannt, sich nach Deformation an ihre ursprüngliche Gestalt zu erinnern. Nach der unmittelbaren Entlastung verformen sie sich zeitverzögert in Richtung ihres Urzustands zurück. Dieses Verhalten wird als viskoelastische Rückverformung ε^{ve} bezeichnet, Bild 7.15. Eine zusätzliche Erwärmung der entspannten Probe beschleunigt die Rückverformung. Die viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung ε^{ve*} bezeichnen Wüstenhagen und Müller als *Plastic-Memory-Effekt*.

Die an entlasteten Zugproben gemessene viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung übertragen Wüstenhagen und Müller auf unter Last stehende PTFE-Wellendichtringe. Sie wirkt der Wärmedehnung entgegen und verringert die viskoelastische Dehnung infolge Relaxation. So bleibt bei Erwärmung eine ausreichend große elastische Dehnung erhalten um die gemessene Spannung zu erzeugen.

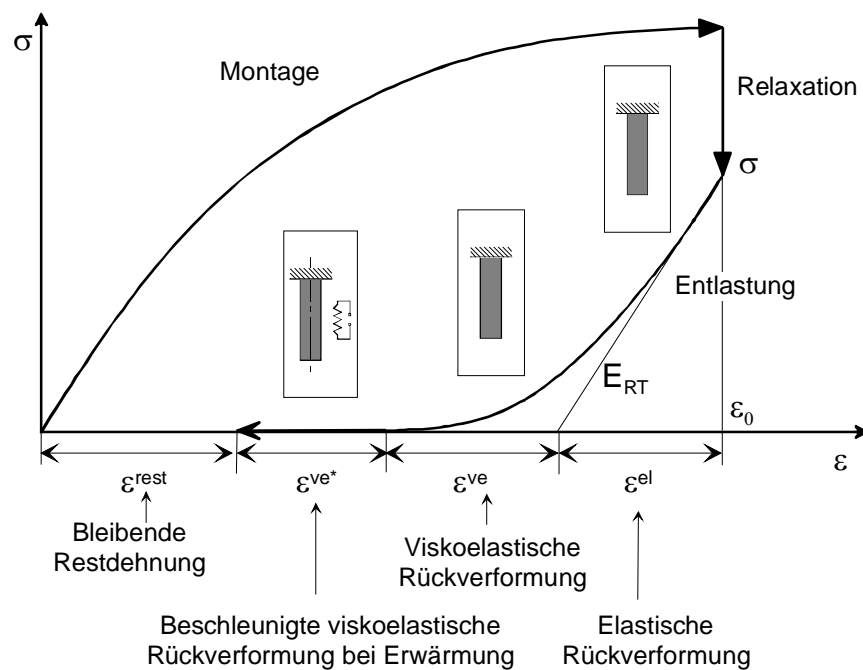


Bild 7.15: Schematische Darstellung der viskoelastischen Rückverformung an Zugproben

Die Hypothese der thermisch induzierten viskoelastischen Rückverformung unter Last steht aber in folgenden Punkten im Widerspruch zu gängigen wissenschaftlichen Erkenntnissen und Meßergebnissen an unvernetzten Polymeren:

- Die Deformation geht bei quasistatischen Prozessen, immer in Richtung der Belastung. Demnach kann es bei Erwärmung unter Last, wie bei PTFE-Wellendichtringen auf der Welle nicht zu einer Umkehr der Relaxation in Form einer viskoelastischen Rückverformung kommen. So ist in Bild 7.12 auch nach der Erwärmung auf 100°C eine weitere Relaxation festzustellen.
- Bei höherer Temperatur beschleunigt sich die Relaxation. Beispielsweise ist in Bild 7.12 der Spannungsabfall zum Zeitpunkt 3000min bei 100°C mit $-12,9 \cdot 10^{-5}$ MPa/min größer als bei 23°C mit $-7,8 \cdot 10^{-5}$ MPa/min. Und dies obwohl bei gleicher Gesamtdehnung die relaxationswirksame Dehnung bei 100°C infolge der Wärmedehnung kleiner ist als bei 23°C. Der gemessene Spannungsabfall nach Abkühlung (Bild 7.11 links und Bild 7.12) bestätigt dies ebenfalls.
- Nicht nur die elastische Dehnung, sondern auch die viskoelastische Dehnung liefert einen Beitrag zur Spannung.

Bild 7.14 liefert somit nur eine unvollständige Aussage. Die Hypothese ist also keine in sich schlüssige Erklärung für den Spannungserhalt. Dennoch kann sie als Ansatz einer einfachen Modellvorstellung für die Finite-Elemente-Analyse mit hinreichend genauer Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei Erwärmung verwendet werden. Aus diesem Grund wurden im Rahmen dieser Arbeit die folgenden Untersuchungen durchgeführt, um diese Rückverformung experimentell zu erfassen und damit das Verhalten bei Erwärmung einer mathematischen Beschreibung zugänglich zu machen [7.12].

7.5.2 Viskoelastische Rückverformung bei Raumtemperatur

Einen ersten Eindruck über das Rückverformungsvermögen des untersuchten PTFE-Compounds gibt der Zugversuch bis zu unterschiedlichen Gesamtdehnungen mit sofortiger Entlastung nach Erreichen der maximalen Dehnung bei Raumtemperatur. Zum Zeitpunkt der Entlastung verformt sich der über den Elastizitätsmodul berechenbare elastische Dehnungsanteil spontan zurück. Die viskoelastische Rückverformung wurde über eine halbe Stunde aufgezeichnet und abschließend die verbleibende Dehnung gemessen.

Bild 7.16 zeigt die verschiedenen Dehnungsanteile nach der Rückverformung in Abhängigkeit von der Gesamtdehnung. Bei Gesamtdehnungen kleiner 0,01mm/mm dominiert die elastische Rückverformung. Ab einer Gesamtdehnung von 0,01mm/mm nimmt die viskoelastische Rückverformung linear zu und erreicht etwa die Hälfte der Gesamtdehnung. Ab einer Gesamtdehnung von 0,05mm/mm nimmt auch die bleibende Dehnung linear zu. Auffallend ist die geringe Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit. Messungen bei 25%/min, 250%/min und 2500%/min (nicht dargestellt) lieferten nahezu identische Ergebnisse.

Neben der Gesamtdehnung hat auch die Relaxationsdauer Einfluß auf die viskoelastische Rückverformung. In Bild 7.17 ist die viskoelastische Rückverformung und die bleibende Dehnung in Abhängigkeit von der Relaxationszeit und der Gesamtdehnung dargestellt. Mit zunehmender Relaxationsdauer verliert das PTFE-Compound seine Fähigkeit zur Rückverformung und die bleibende Dehnung steigt.

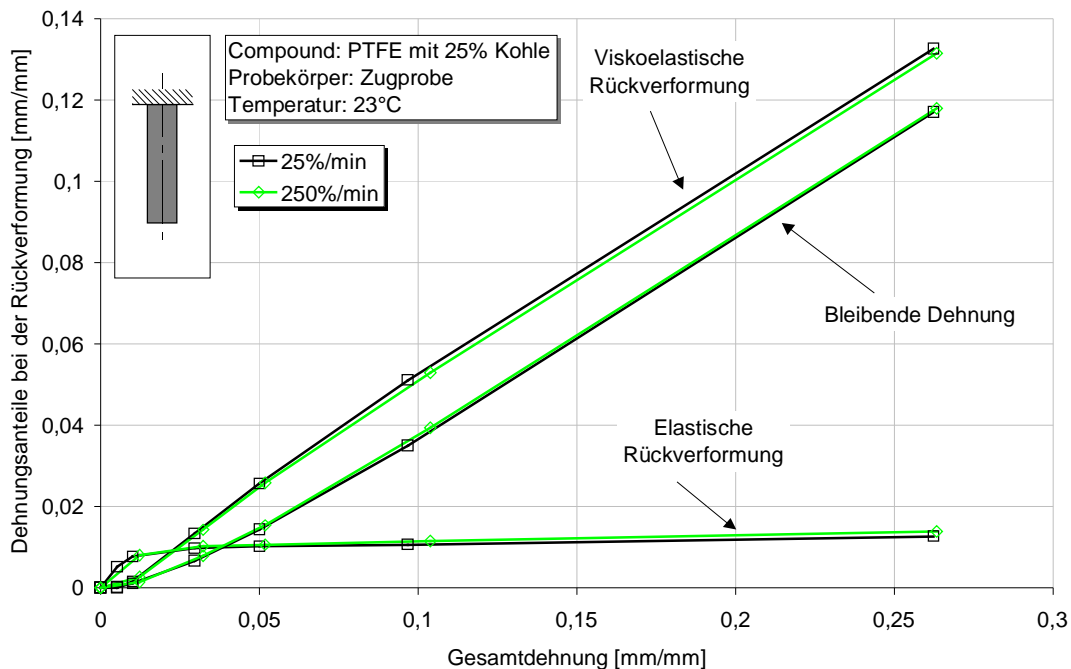


Bild 7.16: Dehnungsanteile entsprechend Bild 7.15 in Abhängigkeit von der Gesamtdehnung bei unmittelbarer Entlastung ohne Relaxation

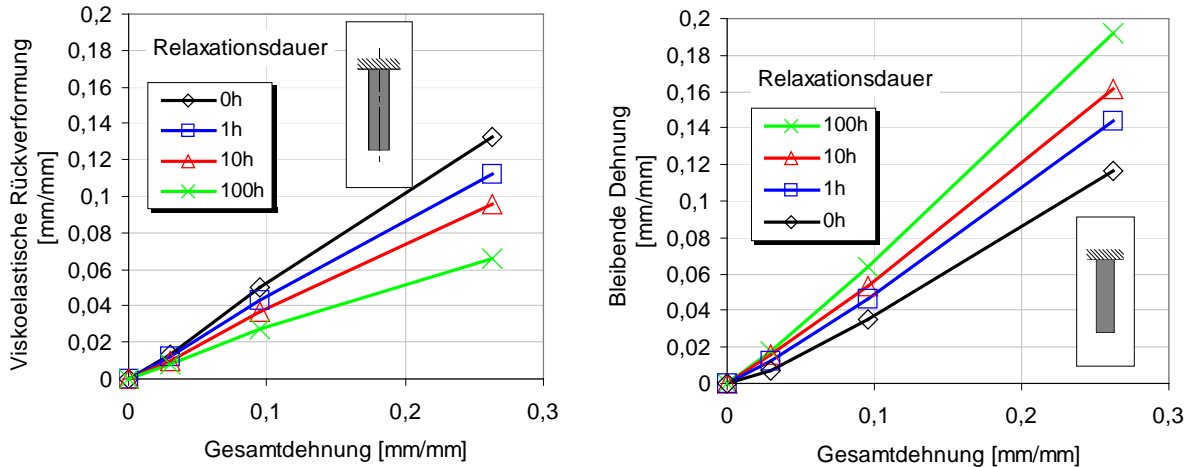


Bild 7.17: Viskoelastische Rückverformung und bleibende Dehnung entsprechend Bild 7.15 in Abhängigkeit von der Gesamtdehnung bei unterschiedlichen Relaxationszeiten

7.5.3 Beschleunigte viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung

Im Anschluß an die viskoelastische Rückverformung bei Raumtemperatur wurden die Zugproben schrittweise auf immer höhere Temperatur erwärmt. Da die dabei auftretenden Effekte der Wärmedehnung und der viskoelastischen Rückverformung entgegen gerichtet sind, ist die viskoelastische Rückverformung nicht direkt bestimmbar. Erst nach Abkühlen der Probe konnte die viskoelastische Rückverformung isoliert gemessen werden, Bild 7.18.

Mit steigender Temperatur nimmt die Rückverformung degressiv zu. Mit zunehmender Gesamtdehnung ist die Rückverformung größer. So beträgt beispielsweise die viskoelastische Rückverformung bei einer Gesamtdehnung von 0,3mm/mm und einer Temperatur von 125°C mit 0,06mm/mm bereits 20% der Gesamtdehnung. Zusammen mit der Rückverformung bei Raumtemperatur von ungefähr 40% der Gesamtdehnung beträgt das Rückverformungspotential 60% von der Gesamtdehnung: $\varepsilon^{ve*} + \varepsilon^{ve} = 0,2 \cdot \varepsilon_0 + 0,4 \cdot \varepsilon_0 = 0,6 \cdot \varepsilon_0$.

7.5.4 Viskoelastische Rückverformung bei konstanter Gesamtdehnung

Bei konstanter Gesamtdehnung ε_0 , also ohne Entlastung, ist eine viskoelastische Rückverformung bei Erwärmung nicht direkt meßbar. Die Isolierung der viskoelastischen Rückverformung bei konstanter Gesamtdehnung erfolgt mathematisch anhand der Überlegungen aus Bild 7.13. Die Gesamtdehnung ε_0 bleibt konstant und setzt sich in den Punkten II und III aus plastischer Dehnung ε^{pl} , viskoelastischer Dehnung ε^c , elastischer Dehnung ε^{el} und thermischer Dehnung ε^{th} zusammen:

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{II}^{pl} + \varepsilon_{II}^c + \varepsilon_{II}^{el} = \varepsilon_{III}^{pl} + \varepsilon_{III}^c + \varepsilon_{III}^{el} + \varepsilon_{III}^{th}. \quad (7.4)$$

Unter der vereinfachenden Annahme, daß die plastische Dehnung konstant bleibt $\varepsilon_{II}^{pl} = \varepsilon_{III}^{pl}$, ergibt sich die approximierete viskoelastische Rückverformung zu:

$$\varepsilon^{ve*} = \varepsilon_{II}^c - \varepsilon_{III}^c = \varepsilon_{III}^{el} - \varepsilon_{II}^{el} + \varepsilon_{III}^{th} = \frac{\sigma_{III}}{E_g} - \frac{\sigma_{II}}{E_{RT}} + \varepsilon_{III}^{th}. \quad (7.5)$$

Die so bestimmte viskoelastische Rückverformung (Bild 7.19) ist deutlich geringer als die viskoelastische Rückverformung bei entspannter Zugprobe, hat aber die gleiche Größenordnung wie die elastische Dehnung. Demnach ist der Einfluß auf das Spannungsniveau im Punkt III groß. Die so bestimmte viskoelastische Rückverformung wird in der Finiten-Elemente-Analyse angewendet um das Verhalten bei Erwärmung abzubilden.

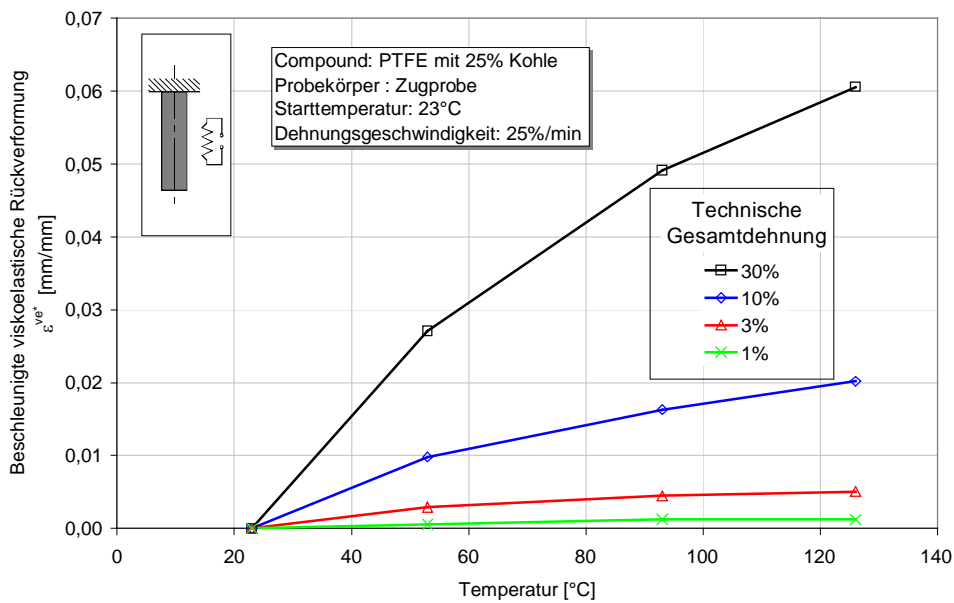


Bild 7.18: Beschleunigte viskoelastische Rückverformung infolge erhöhter Temperatur

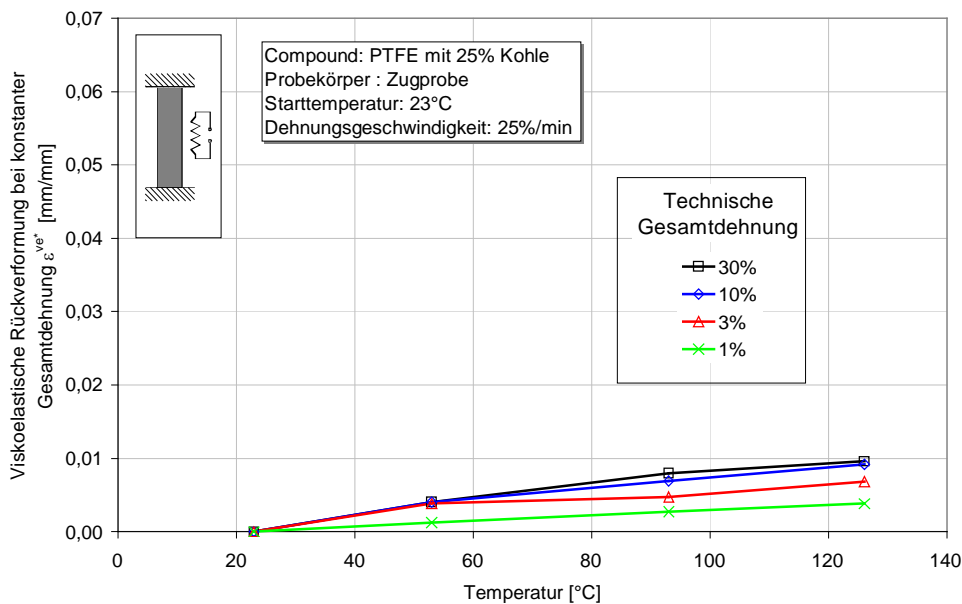


Bild 7.19: Theoretische viskoelastische Rückverformung bei konstant gehaltener Gesamtdehnung in Abhängigkeit von der Temperatur

8 Werkstoffmodellierung

Die Werkstoffmodelle müssen geeignet sein, die einzelnen Betriebsphasen einer PTFE-Wellendichtung zu beschreiben. Wie in Bild 8.1 dargestellt sind dies:

- Phase I: Montage auf der Welle,
- Phase II: Lagerung auf der Welle,
- Phase IIIa: Druckbelastung und
- Phase IIIb: Erwärmung.

Die Vormontage ist nach Kapitel 7.2.1.4 nicht zu modellieren.

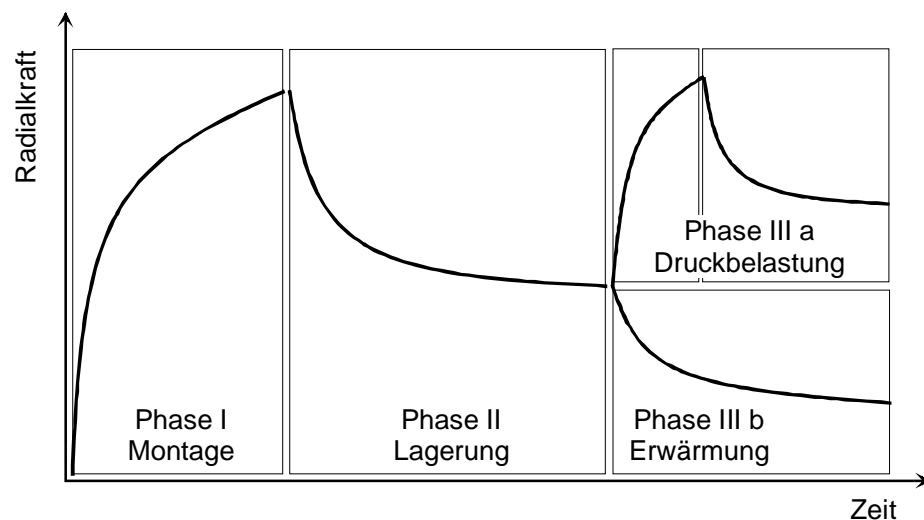


Bild 8.1: Vereinfachter Radialkraftverlauf einer PTFE-Wellendichtung

Die Werkstoffmodellierung für den PTFE-Compound mit 25% Kohle erfolgt auf verschiedenen Komplexitätsebenen. Als erstes wird ein Einfachmodell beschrieben, das erste Einblicke in das Dichtungsverhalten ermöglicht. Anschließend wird das Kernstück dieser Arbeit, das kombinierte Werkstoffmodell zur Beschreibung der verschiedenen Betriebsphasen vorgestellt. Abschließend wird ein elastisch-viskoplastischer Ansatz zur geschlossenen Beschreibung der verschiedenen Betriebsphasen erörtert:

- Modell A: Einfachmodell,
- Modell B: Kombiniertes Werkstoffmodell,
- Modell C: Elastisch-viskoplastisches Modell.

8.1 Grundeinstellungen in MSC.MARC/Mentat

Zur Überprüfung der Werkstoffmodelle wurden die Zugproben in der Finite-Elemente-Analyse mit folgenden Voreinstellungen simuliert:

- Um den Vernetzungs- und Rechenaufwand zu reduzieren, bietet MSC.MARC/Mentat die Möglichkeit, rotationssymmetrische Körper nur in der Schnittebene darzustellen. Durch Verwendung dieser 2½D-Darstellung verringert sich die benötigte Elementzahl beträchtlich.
- Als Elementtyp werden die für die Kontaktberechnung besonders geeigneten Quad-4-Elemente mit linearer Ansatzfunktion eingesetzt.
- Die Beschreibung großer Verformungen erfolgt mit den Einstellungen *Large Displacement* und *Updated-Lagrange procedure* [8.1]. Die Ein- und Ausgabe der Spannungs-Dehnungsgrößen ist in wahrer Spannung und wahrer Dehnung vorzunehmen.

Die Voreinstellungen gelten auch für die in Kapitel 9 durchgeführten Finite-Elemente-Analysen an PTFE-Wellendichtungen.

8.2 Modell A: Einfachmodell

Ziel des Einfachmodells ist es, dem Anwender ein Werkstoffmodell zur Verfügung zu stellen, mit dem er Standardbelastungen von PTFE-Wellendichtungen in der Finite-Elemente-Analyse untersuchen kann, ohne tiefer in die Werkstoffmodellierung einzusteigen. Die benötigten Werkstoffdaten sollen in Standardversuchen ermittelbar sein.

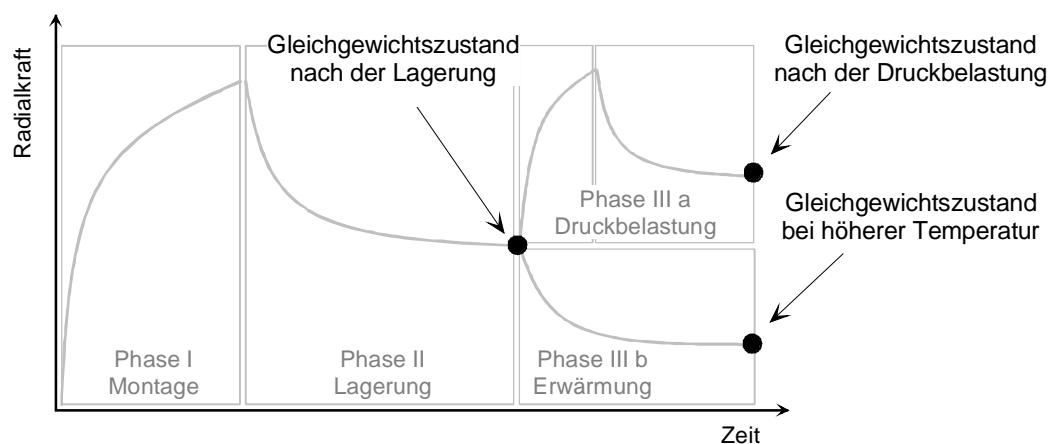


Bild 8.2: Einsatzpunkte des Einfachmodells am Beispiel des Radialkraftverlaufs einer PTFE-Wellendichtung

Das Einfachmodell beschreibt die in Bild 8.2 dargestellten Gleichgewichtszustände nach der Lagerung und nach der Druckbelastung. Relaxation bzw. Kriechen sind weitgehend abgeklungen und es hat sich ein quasi-statischer Spannungszustand eingestellt. Der Zeitverlauf bis zu diesen Gleichgewichtszuständen bleibt unberücksichtigt. Das viskoelastische und viskoplastische Verhalten wird auf ein rein elastisch-plastisches Verhalten reduziert. Die Beschreibung des Gleichgewichtszustand bei höherer Temperatur ist prinzipiell ebenfalls möglich.

Die Parameterbestimmung erfolgt im Zugversuch bei verschiedenen Dehnungen mit anschließender Relaxation auf einen quasi-statischen Spannungszustand (hier angenommen 1h). Aus den Endwerten der Spannung und Dehnung nach der Relaxation wird eine neue Fließkurve, die Gleichgewichtsfließkurve, angenähert, Bild 8.3. Die Anfangssteigung des Spannungsverlaufs bleibt nahezu unverändert. Der Elastizitätsmodul für das Kurzzeitverhalten und den Gleichgewichtszustand ist im Werkstoffmodell identisch. Bei höheren Dehnungen liegt die Gleichgewichtsfließkurve ungefähr um die Hälfte unter der Originalfließkurve.

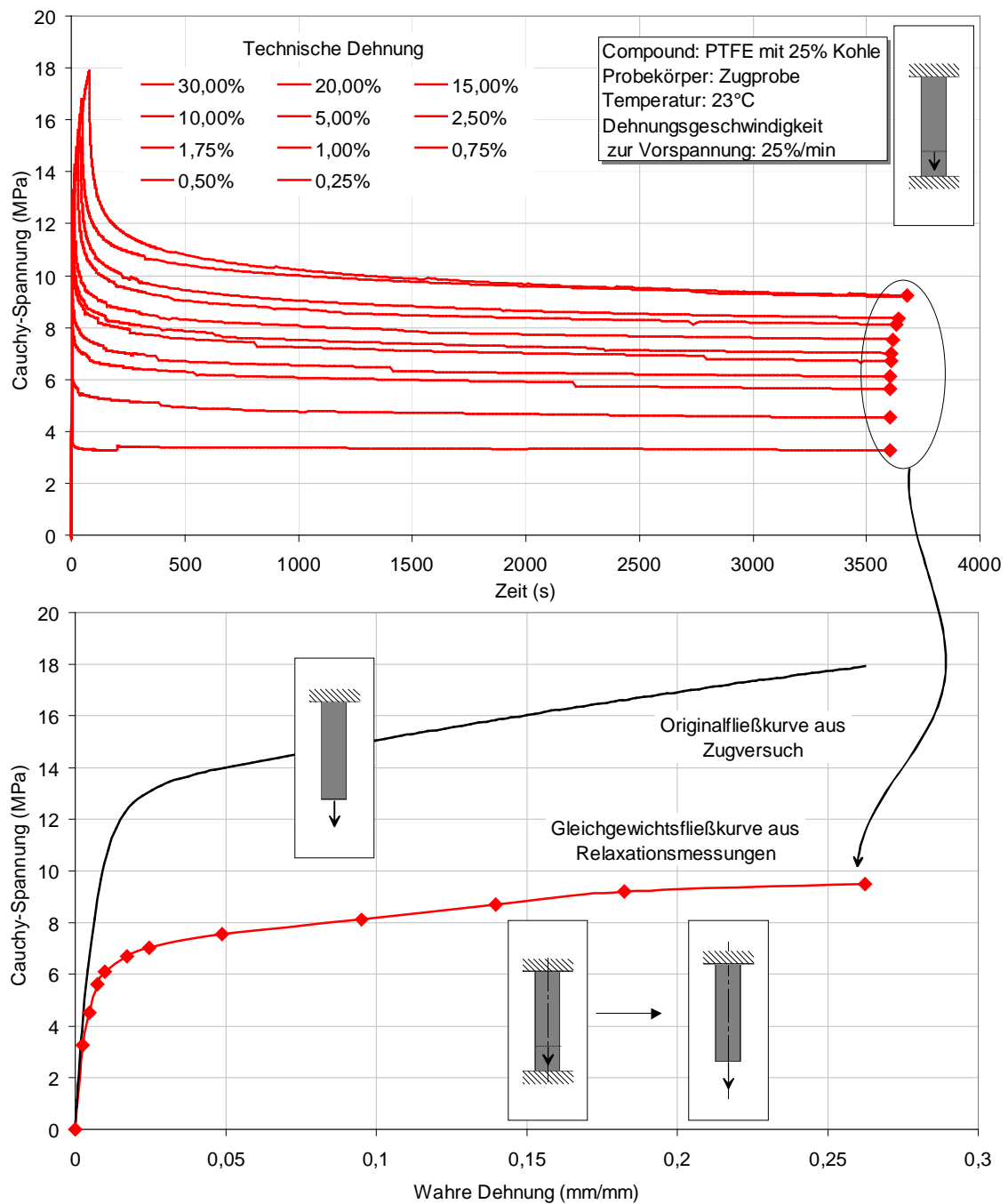


Bild 8.3: Bestimmung der Gleichgewichtsfließkurve aus Relaxationsmessungen

Zur Eingabe in MSC.MARC/Mentat wird die Gleichgewichtskurve aufgesplittet in den Elastizitätsmodul und in eine Funktion zur Beschreibung der Fließgrenze und der Werkstoffverfestigung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung [8.1]. Weiterhin wird mit isotroper Verfestigung und dem Fließkriterium nach von Mises gerechnet.

Die in der Finite-Elemente-Analyse berechnete Spannung beim Zugversuch stimmt über den untersuchten Dehnungsbereich gut mit den gemessenen Gleichgewichtswerten nach einer Stunde Relaxation überein, Bild 8.4.

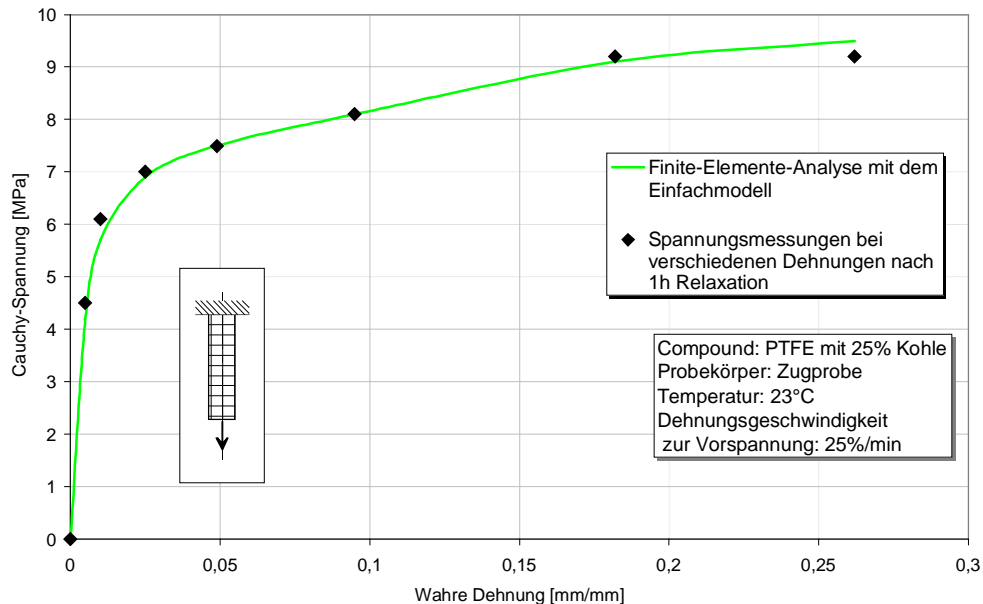


Bild 8.4: Vergleich der Spannungswerte aus der Finite-Elemente-Analyse des Zugversuchs mit den experimentell ermittelten Gleichgewichtswerten

8.3 Modell B: Kombiniertes Werkstoffmodell

Das folgende Werkstoffmodell bildet die Basis für die Finite-Elemente-Analyse der einzelnen Betriebsphasen. In den in Kapitel 9 durchgeführten Finite-Elemente-Analysen an PTFE-Wellendichtungen kommt vorwiegend dieses Werkstoffmodell zum Einsatz. Das Werkstoffmodell gliedert sich in Teilmodelle zur Beschreibung der jeweiligen Betriebsphasen. Diese sind in Bild 8.5 dargestellt. Im Einzelnen sind es:

- ein elastisch-plastisches Modell zur Beschreibung der Montage (Phase I),
- ein Relaxationsmodell zur Beschreibung der Lagerung (Phase II),
- ein Kriechmodell zur Beschreibung des Druckverhaltens (Phase IIIa) und
- ein Modell zur Beschreibung der Erwärmung (Phase IIIb).

Bei der Beschreibung der Betriebsphasen kommt es teilweise zum Zusammenwirken mehrerer Teilmodelle.

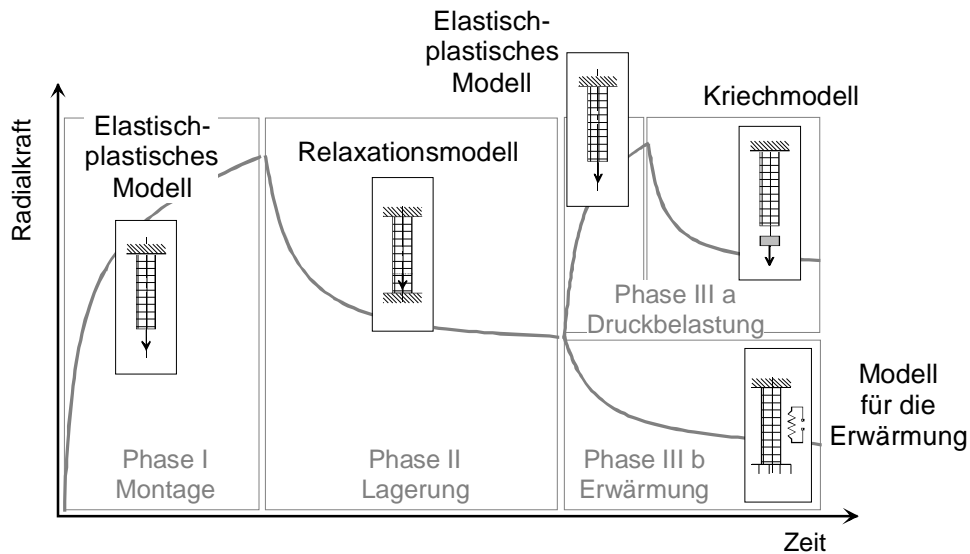


Bild 8.5: Wesentliche Teilmodelle zur Beschreibung der einzelnen Betriebsphasen

8.3.1 Elastisch-plastisches Modell

Erfolgt die Montage des PTFE-Wellendichtrings in einer viel kürzeren Zeit als die nachfolgenden Betriebsphasen, kann das Werkstoffverhalten in ein dehnungs- und ein zeitabhängiges Verhalten aufgeteilt werden. Für die Montage reicht dann eine rein elastisch-plastische Modellierung aus. Viskose Effekte während der Montage sind ebenso vernachlässigbar wie der Einfluß der Montagegeschwindigkeit (Kapitel 7).

Eine allgemeingültige Formulierung der plastischen Deformation erfolgt durch

- ein Fließkriterium,
- eine Fließregel und
- eine Verfestigungsregel.

Das Fließkriterium

Ohne Zug-Druck-Unterschiede können mit dem in Gleichung (8.1) dargestellten Fließkriterium nach *von Mises* gute Berechnungsergebnisse erzielt werden. Der dreidimensionale Spannungszustand wird auf eine eindimensionale Vergleichsspannung σ_v reduziert und mit einer eindimensional bestimmten Fließspannung σ_f verglichen. Überschreitet die Vergleichsspannung σ_v die Fließspannung σ_f fließt der Werkstoff.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2]} \leq \sigma_f \quad (8.1)$$

Die Fließregel

Die Fließregel beschreibt, wie sich die plastische Dehnung als Funktion des aktuellen Spannungszustands ändert. Ändert sich die plastische Dehnung senkrecht zur Fließfläche, wie in Bild 8.6 gezeigt, wird von einer assoziierten Fließregel gesprochen. MSC.MARC [8.1] verwendet die assoziierte Fließregel in der Prandtl-Reuss-Formulierung. Im Zusammenhang mit dem Fließkriterium nach *von Mises* lautet diese:

$$d\varepsilon_{ij}^{pl} = d\varepsilon_v^{pl} \frac{\partial \sigma_v}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (8.2)$$

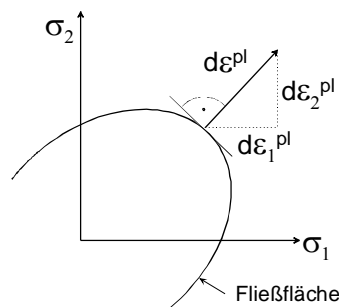


Bild 8.6: Änderung der plastischen Dehnung senkrecht zur Fließfläche am Beispiel des zweiachsigen Spannungszustands

Die Verfestigungsregel

Die Verfestigungsregel beschreibt die Veränderung der Fließfläche bei veränderlicher oder zyklischer Belastung. In MSC.MARC [8.1] sind mehrere Verfestigungsregeln verfügbar: die isotrope, die kinematische und die kombinierte Verfestigung. Bild 8.7 vergleicht das im zyklischen Zug-Druck-Versuch gemessene Spannungs-Dehnungs-Verhalten mit der Finiten-Elemente-Analyse. Die Finite-Elemente-Analyse erfolgt nur elastisch-plastisch. Viskose Effekte, die in der Messung den Kurvenverlauf beeinflussen, sind vernachlässigt.

Im Falle *isotroper Verfestigung* bleibt das Zentrum der Fließfläche im Spannungsraum stationär. Die Fließfläche vergrößert sich. Durch die zunehmende Verfestigung geht das anfangs stark hystereseformige Spannungs-Dehnungs-Verhalten gegen ein elastisches Verhalten, Bild 8.7(a). Bei der *kinematischen Verfestigung* ändert sich die Größe der Fließfläche nicht. Aber das Zentrum der Fließfläche verschiebt sich im Spannungsraum, Bild 8.7(b). Eine dritte Möglichkeit ist die *kombinierte Verfestigung*, eine Verknüpfung von isotroper und kinematischer Verfestigung. In diesem Modell verfestigt sich das Material anfangs isotrop, danach erfolgt die Verfestigung kinematisch, Bild 8.7(c).

Wie der Vergleich mit der Messung zeigt, ist für den untersuchten PTFE-Kohle-Compound die kombinierte Verfestigung geeignet. Eine weitere Bestätigung dafür liefert auch die Arbeit von Meck [8.3]. Tritt keine zyklische Belastung auf, kann alternativ auch mit der isotropen Verfestigung gerechnet werden.

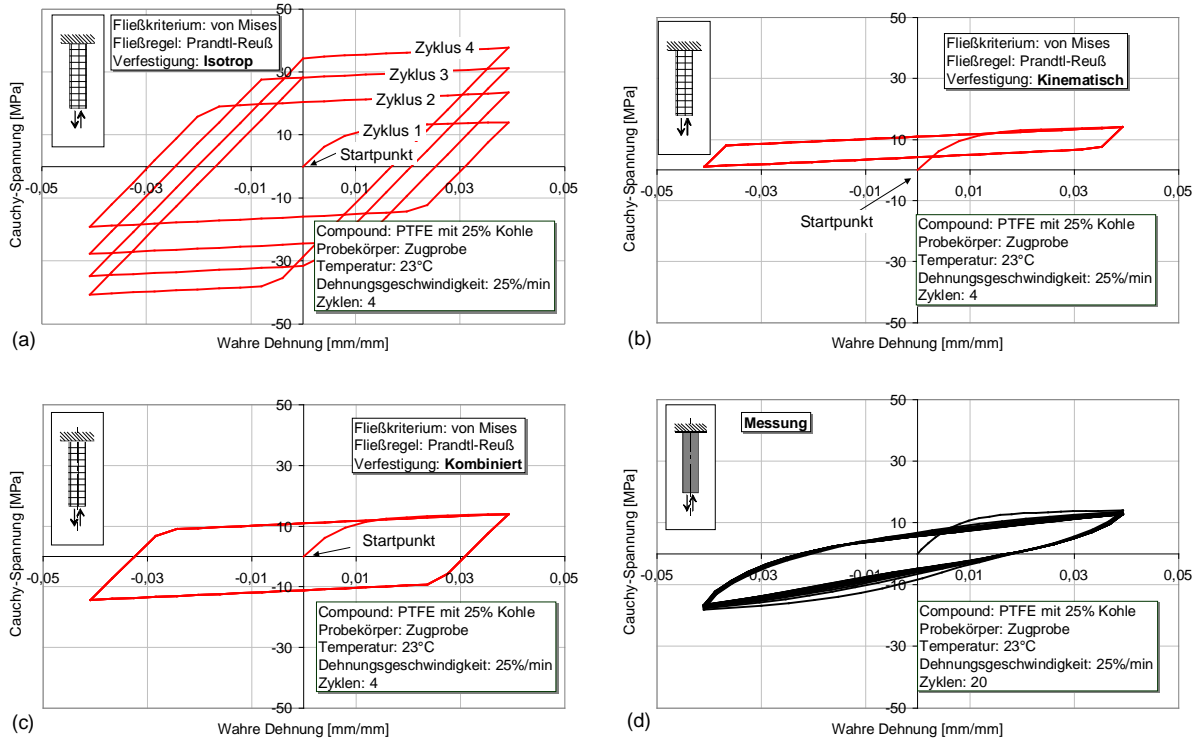


Bild 8.7: Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten mit isotroper (a), kinematischer (b) und kombinierter (c) Verfestigungsregel im Vergleich zur Messung (d)

Mathematische Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens

Die Beschreibung der gemessenen Spannungs-Dehnungs-Kurven aus dem Zugversuch gelingt mit dem aus der Literatur bekannten, rein statistischen 3-Parameteransatz für Kunststoffe [8.4]:

$$\sigma = E_0 \cdot \varepsilon \frac{1 - D_1 \cdot \varepsilon}{1 + D_2 \cdot \varepsilon} \tag{8.3}$$

Der Kennwert E_0 beschreibt die Steigung der Kurve im Ursprung, die Parameter D_1 und D_2 bestimmen die Kurvenkrümmung. Eine physikalische Bedeutung, im Sinne einer Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens, ist diesen beiden Parametern nicht zuzuordnen. Alternativ kann auch der Ansatz nach Pohl [8.5] zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens verwendet werden:

$$\sigma = C \cdot \tanh\left(\varepsilon \frac{E - E_T}{C}\right) + E_T \cdot \varepsilon \tag{8.4}$$

Zur Parameterbestimmung des 3-Parameteransatzes wurde das Programm Microcal Origin verwendet [8.6]. Bild 8.8 zeigt die Parameter für eine Dehnungsgeschwindigkeit von 25%/min im Temperaturbereich von 15°C bis 150°C. Gut zu erkennen ist die Abnahme der Anfangssteigung E_0 mit steigender Temperatur. Der 3-Parameteransatz liefert für Temperaturen größer 50°C und Dehnungen kleiner 10% sehr gute Übereinstimmung mit der Messung. Bei kleineren Temperaturen und größeren Dehnungen ist der Ansatz nach Pohl besser geeignet. Generell sind beide Ansätze über den gesamten untersuchten Dehnungs- und Temperaturbereich hinreichend genau.

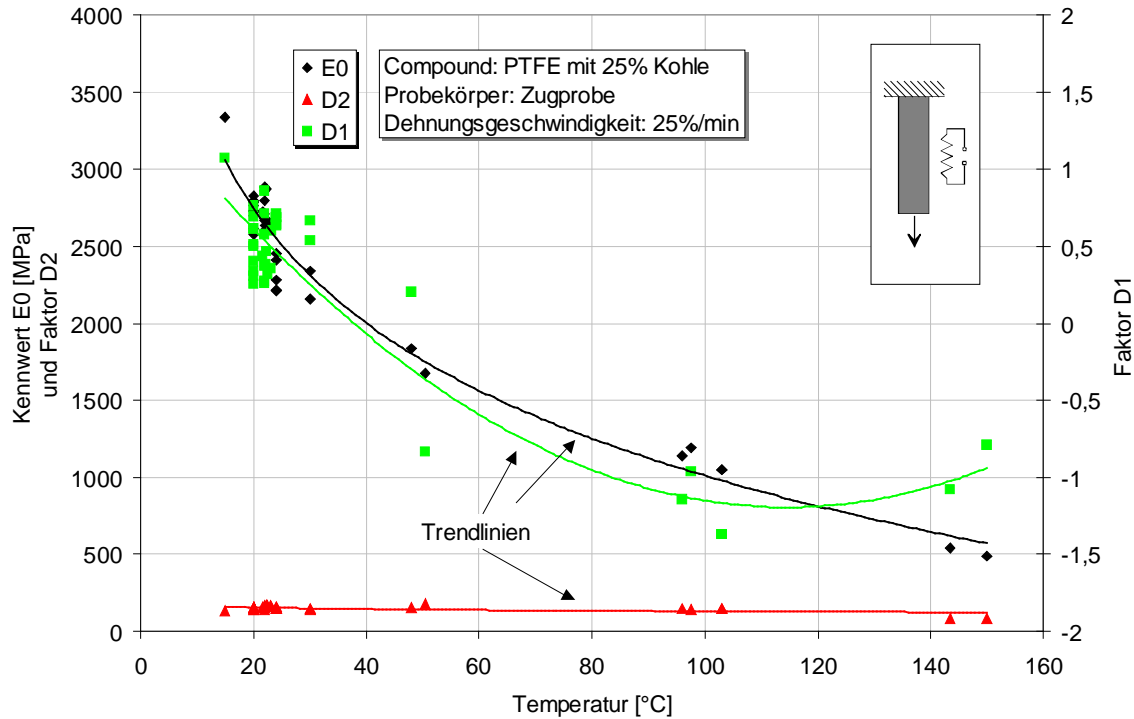


Bild 8.8: Kennwert E_0 , Faktor D_1 und Faktor D_2 in Abhängigkeit von der Temperatur aus dem Zugversuch bestimmt

Die Eingabe des Elastizitätsmoduls und der Fließspannung erfolgt in MSC.MARC/Mentat getrennt. In MSC.Mentat wird der temperaturabhängige Elastizitätsmodul eingegeben. Die selbe programmierte Subroutine *wkslp* beschreibt die Fließgrenze und die Steigung der Verfestigungskurve in Abhängigkeit von der Temperatur und der plastischen Dehnung. Infolge der Trennung ändert sich die obige Beschreibungsform.

Der elastische Bereich wurde für alle Temperaturen mit 0,005mm/mm Dehnung festgelegt und der in Bild 8.9 dargestellte Elastizitätsmodul aus Messungen bestimmt. Die Beschreibung der Fließgrenze und die Steigung der Verfestigungskurve in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung gelingt ebenfalls mit dem 3-Parameteransatz. Die Wertepaare E_0 , D_1 und D_2 für die einzelnen Temperaturen sind in der subroutine *wkslp* abgelegt. Wertepaare für Zwischentemperaturen ergeben sich durch Interpolation.

Die Definition der Fließgrenze in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung ist:

$$\sigma = E_0 \cdot \varepsilon^{pl} \cdot \frac{1 - D_1 \cdot \varepsilon^{pl}}{1 + D_2 \cdot \varepsilon^{pl}} + \sigma_{f_0} \quad (8.5)$$

mit σ_{f_0} als initiale Fließgrenze bei der plastischen Dehnung $\varepsilon^{pl} = 0$ und der jeweiligen Temperatur. Die Definition der Steigung der Verfestigungskurve in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung ist:

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon^{pl}} = \frac{E_0}{1 + D_2 \cdot \varepsilon^{pl}} \left[1 - 2D_1 \cdot \varepsilon^{pl} - D_2 \cdot \varepsilon^{pl} \cdot \frac{1 - D_1 \cdot \varepsilon^{pl}}{1 + D_2 \cdot \varepsilon^{pl}} \right] \quad (8.6)$$

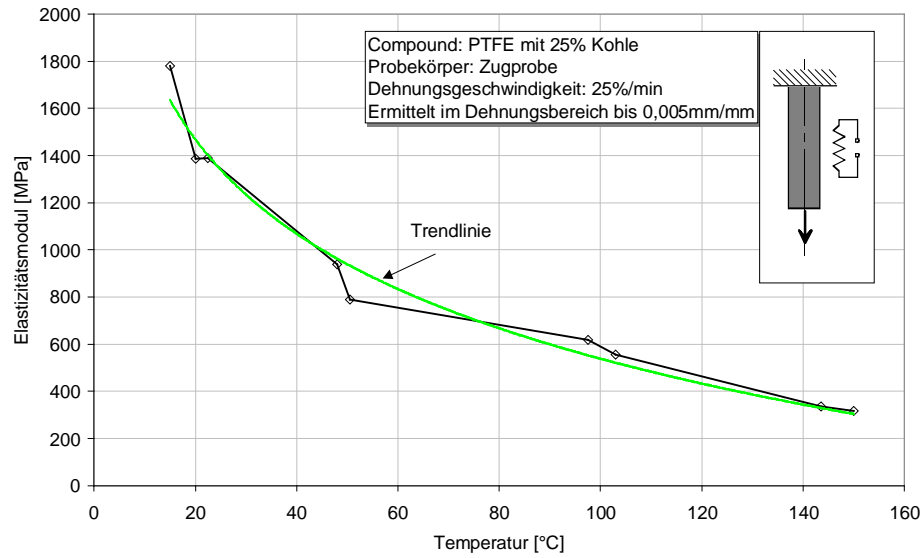


Bild 8.9: Elastizitätsmodul in Abhängigkeit von der Temperatur aus Messungen im Dehnungsbereich bin 0,005mm/mm

Die Übereinstimmung des in der Finite-Elemente-Analyse berechneten Spannungs-Dehnungs-Verhalten mit Messungen an Zugproben bei verschiedenen Temperaturen ist an den Stütztemperaturen sehr gut, Bild 8.10.

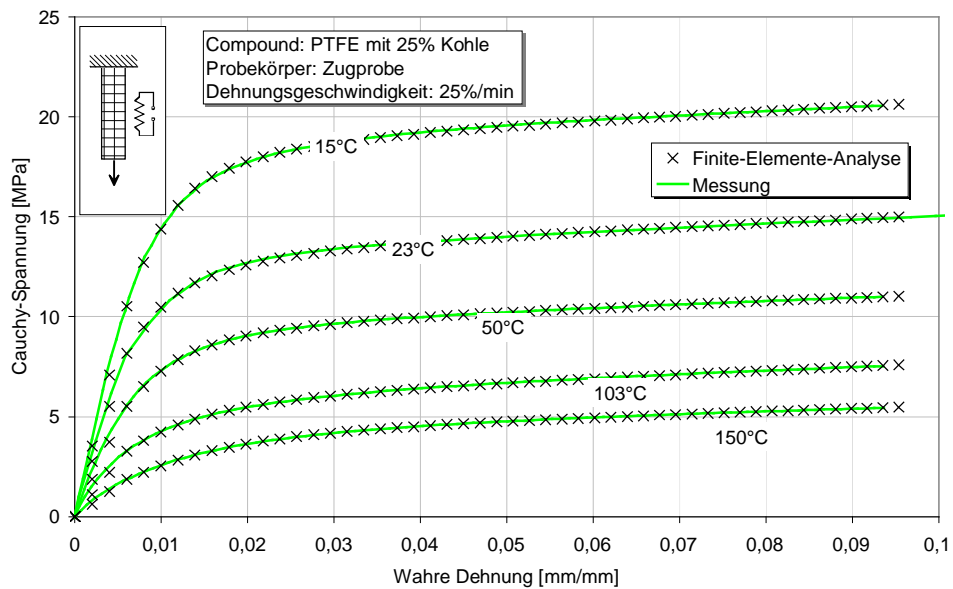


Bild 8.10: Überprüfung des modellierten temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Vergleich der Finite-Elemente-Analyse mit Meßwerten

8.3.2 Zug-Druck-Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Verhalten

Die ertragbaren Spannungen des untersuchten PTFE-Kohle-Compounds sind im Druckbereich betragsmäßig um bis zu 20 % höher als im Zugbereich. Der Einfluß der Zug-Druck-Unterschiede dieses Compounds auf die Radialkräfte von PTFE-Wellendichtungen ist jedoch gering. So ergab die Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Manschetten, einmal mit Zug-Druck-Unterschied und einmal mit gleichem Zug-Druck-Verhalten, nur Radialkraftunterschiede von weniger als 5%.

Bei anderen Compounds sind die Zug-Druck-Unterschiede größer [8.5]. Der Einfluß auf das Verhalten der PTFE-Wellendichtungen ist dann nicht vernachlässigbar. Aus diesem Grund wird hier eine Beschreibungsmöglichkeit aufgezeigt. Eine detaillierte und mathematisch fundierte Beschreibung kann bei Sui [8.7] nachgelesen werden.

Gängige Fließkriterien wie *von Mises* oder *Tresca* (Schubspannungshypothese) sind zur mathematischen Beschreibung der Zug-Druck-Unterschiede nicht geeignet. Das Fließkriterium nach *von Mises* berücksichtigt nur Spannungsdifferenzen, nicht aber den hydrostatischen Spannungszustand. Das heißt, unabhängig von der Höhe der einzelnen Spannungskomponenten ist die Vergleichsspannung immer gleich, wenn die Spannungsdifferenzen gleich sind. Dies bedeutet im Zug- und Druckbereich betragsmäßig gleich große ertragbare Spannungen. Eine Erweiterung der Hypothesen *von Mises* oder *Tresca* sind die Spannungshypothesen von *Mohr-Coulomb* oder *Drucker-Prager* [8.1]. Diese berücksichtigen den hydrostatischen Spannungszustand und erlauben damit die Beschreibung von Zug-Druck-Unterschieden.

Als eine implementierte Möglichkeit bietet MSC.MARC das Fließkriterium *linearer Mohr-Coulomb* an. Zur Vergleichsspannung nach *von Mises* wird ein Term addiert, der den hydrostatischen Spannungszustand berücksichtigt. In Hauptspannungen ausgedrückt lautet dies [8.1]:

$$\sigma_v = \sqrt{3} \cdot \alpha_v \cdot (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) + \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2]} \leq \sigma_f \quad (8.7)$$

mit dem Verschiebefaktor α . Oder unter Einbeziehung des Fließkriterium nach *von Mises*:

$$\sigma_v = \sqrt{3} \cdot \alpha_v \cdot (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) + \sigma_v(\text{von Mises}) \leq \sigma_f. \quad (8.8)$$

Eine anschauliche Erklärung liefert das Fließkriterium von *Tresca*. Bei *Tresca* ist die Versagensursache die größte Schubspannung, die zum Fließen oder zum Gleitbruch führt. Bei der erweiterten Schubspannungshypothese wird ebenfalls vom Versagen durch Gleiten ausgegangen. Wobei die kritische Schubspannung durch die in der Gleitebene wirkende Normalspannung beeinflusst wird. Bei Druckspannungen wird im Sinne einer inneren Reibung der Gleitwiderstand erhöht, Zugspannungen setzen ihn herab. Dies drückt sich in den Fließflächen aus. Im Falle des Fließkriterium nach *von Mises* ist die Fließfläche ein Zylindermantel, beim Kriterium nach *Drucker-Prager* ein Kegelmantel, Bild 8.11.

Durch Einführung des Fließkriteriums *linearer Mohr-Coulomb* gelingt neben der guten Beschreibung des Zugverhaltens auch eine verbesserte Beschreibung des Druckverhaltens, Bild 8.12.

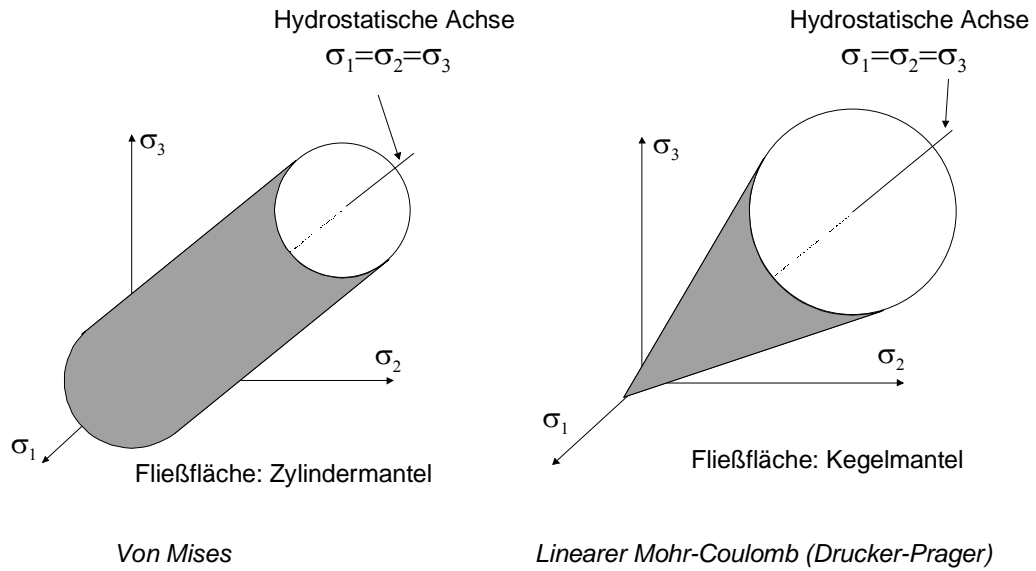


Bild 8.11: Fließflächen entsprechend den Fließkriterien nach *von Mises* und *linearer Mohr-Coulomb*

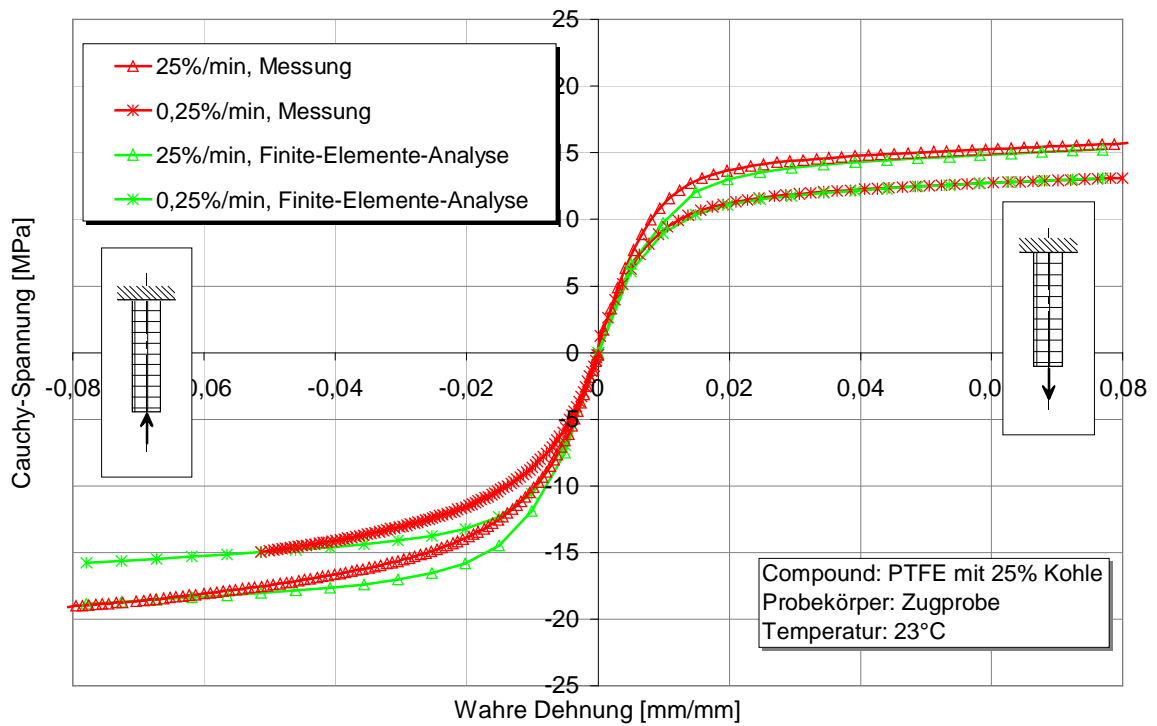


Bild 8.12: Überprüfung der Zug-Druck-Unterschiede in der Finite-Elemente-Analyse mit Messungen

8.3.3 Relaxation

Eine anschauliche Erklärung des Werkstoffverhaltens bei Relaxation liefert ein mechanisches Ersatzmodell, das verallgemeinerte Maxwell-Modell [8.8]. Das Modell setzt sich aus einer Parallelschaltung von mehreren in Reihe geschalteten Feder-Dämpfer-Paaren zusammen, Bild 8.13. Zusätzlich ist noch eine einzelne Feder parallel geschaltet. Die Federn beschreiben über die Federsteifigkeit G_i das elastische, die Dämpfer über die Viskosität η_i das viskose Werkstoffverhalten. Bei spontaner Belastung mit einer konstanten Dehnung spannen sich die Federn. Die Dämpfer können dieser spontanen Belastung nicht sofort folgen und verhalten sich im ersten Moment unendlich steif. Mit der Zeit geben die Dämpfer der Belastung nach. Die Gesamtdehnung bleibt gleich, also entspannen sich die Federn und die Spannung nimmt ab. Für sehr lange Zeiten entspannen sich alle Federn bis auf die einzelne Feder. Diese definiert die Spannung für $t \rightarrow \infty$.

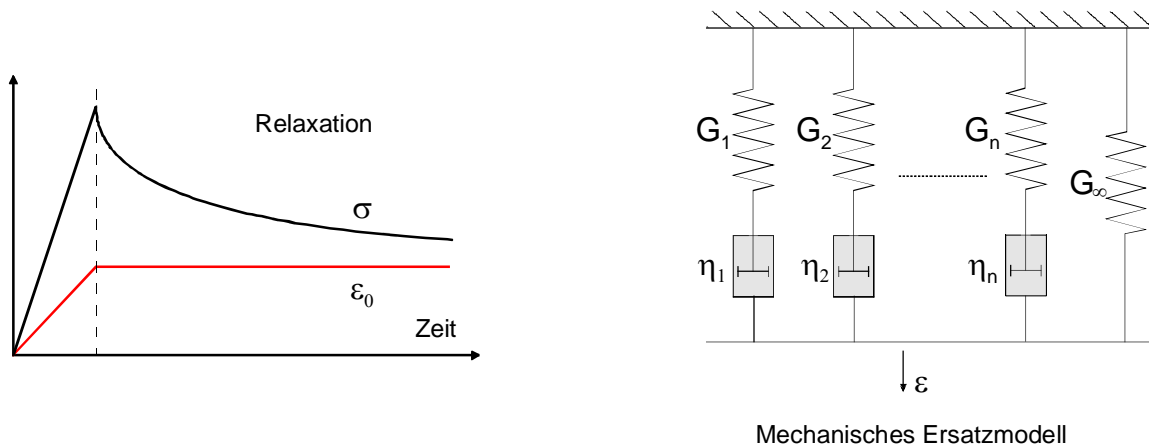


Bild 8.13: Prinzip der Relaxation und mechanisches Ersatzmodell zur mathematischen Beschreibung

Ist der zeitliche Spannungsabfall unabhängig von der Belastung (hier der Dehnung) wird von linearer Viskoelastizität gesprochen. Eine geeignete Methode zur Beschreibung der Viskoelastizität ist die Integraldarstellung. Hierbei wird der Relaxationsmodul durch eine Exponentialreihe mit einer endlichen Zahl von Gliedern angenähert. Eine gute Näherung wird erreicht, wenn pro Zeitdekade eine diskrete Relaxationszeit gewählt wird. Für den Fall der linear-viskoelastischen Charakterisierung lautet der Relaxationsmodul $G(t)$:

$$G(t) = \frac{\sigma(t, \varepsilon_0)}{\varepsilon_0} = G_\infty + \sum_{i=1}^m G_i e^{\frac{-t}{\tau_i}}, \quad \text{mit } \tau_i = \frac{\eta_i}{G_i} \quad (8.9)$$

Die Annahme der linearen Viskoelastizität gilt nur für sehr kleine Dehnungen. Für größere Dehnungen ist der zeitliche Spannungsabfall auch von der Höhe der aufgebrachtten Dehnung abhängig. In diesem Falle wird von nichtlinearer Viskoelastizität gesprochen. Durch Einführung der Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty(\varepsilon_0)$ und $h_t(\varepsilon_0)$ in die Gleichung (8.9) erfolgt nach Brüller [8.9] die nichtlinear-viskoelastische Charakterisierung:

$$G(t, \varepsilon_0) = \frac{\sigma(t, \varepsilon_0)}{\varepsilon_0} = h_\infty(\varepsilon_0) \cdot G_\infty + h_t(\varepsilon_0) \cdot \sum_{i=1}^m G_i e^{\frac{-t}{\tau_i}} \quad (8.10)$$

Zur Bestimmung der einzelnen Parameter werden zuerst die linearen Parameter G_i und τ_i mit Meßkurven aus dem Bereich der linearen Viskoelastizität für Dehnungen $\varepsilon \leq \varepsilon^* = 0,005 \text{ mm/mm}$ ermittelt. Danach werden die Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty(\varepsilon_0)$ und $h_t(\varepsilon_0)$ mit Meßkurven aus dem Bereich der nichtlinearen Viskoelastizität bestimmt. Die Parameterbestimmung erfolgte mit dem Programm Microcal Origin. Für den untersuchten Zeitraum von einer Stunde erweisen sich drei Glieder ($m = 3$) als ausreichend. In Tabelle 8.1 und Tabelle 8.2 sind die ermittelten Parameter dargestellt.

Tabelle 8.1: Relaxationsparameter G_i und τ_i

G_∞ [MPa]	G_1 [MPa]	G_2 [MPa]	G_3 [MPa]	τ_1 [s]	τ_2 [s]	τ_3 [s]
545	220	167	446	6,2	206	21630

Tabelle 8.2: Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty(\varepsilon_0)$ und $h_t(\varepsilon_0)$

ε_0 [%]	0,5	0,75	1	1,75	2,5	5	10	15	20	30
h_∞	1	0,704	0,456	0,201	0,135	0,075	0,041	0,025	0,028	0,013
h_t	1	0,965	0,941	0,718	0,544	0,292	0,160	0,118	0,090	0,073

Durch Approximation der Nichtlinearitätsfaktoren mit dem folgenden mathematischen Ansatz gelingt der Übergang zu einer kontinuierlichen Beschreibung bei beliebigen Dehnungen, Bild 8.14:

$$h_i = A_1 \cdot e^{\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_1}} + A_2 \cdot e^{\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_2}} \quad (8.11)$$

Die entsprechenden Parameter gibt Tabelle 8.3 wieder.

Tabelle 8.3: Parameter für die Approximationsfunktionen

	ε^* (mm/mm)	A_1	t_1	A_2	t_2
h_∞	0,005	0,88	0,0056	0,12	0,0939
h_t	0,005	0,8825	0,03019	0,1175	0,6821

Wird der Spannungsabfall im Bereich der linearen Viskoelastizität ebenfalls mit Gleichung (8.10) beschrieben, sind die Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty(\varepsilon_0) = 1$ und $h_t(\varepsilon_0) = 1$.

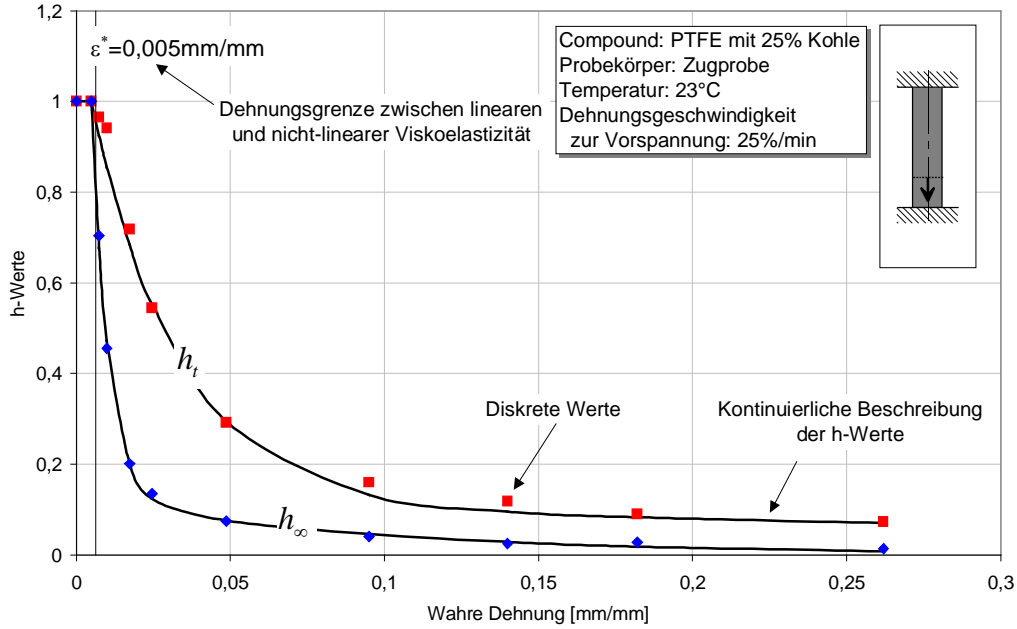


Bild 8.14: Diskrete und kontinuierliche Beschreibung der aus Messungen ermittelten Nichtlinearitätsfaktoren

Damit ergibt sich der Spannungsabfall innerhalb einer Stunde bei Relaxation im linear- und nichtlinear-viskoelastischen Bereich wie folgt:

$$\sigma(t, \varepsilon_0) = \underbrace{\left(h_\infty(\varepsilon_0) \cdot G_\infty + h_t(\varepsilon_0) \cdot \sum_{i=1}^3 G_i \cdot e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right)}_{G(t, \varepsilon_0)} \cdot \varepsilon_0 \quad (8.12)$$

mit

$$h_\infty = 1 \text{ für } \varepsilon_0 \leq \varepsilon^* \text{ und } h_\infty = A_1(h_\infty) \cdot e^{-\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_1(h_\infty)}} + A_2(h_\infty) \cdot e^{-\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_2(h_\infty)}} \text{ für } \varepsilon_0 > \varepsilon^*, \quad (8.13)$$

$$h_t = 1 \text{ für } \varepsilon_0 \leq \varepsilon^* \text{ und } h_t = A_1(h_t) \cdot e^{-\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_1(h_t)}} + A_2(h_t) \cdot e^{-\frac{-(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_2(h_t)}} \text{ für } \varepsilon_0 > \varepsilon^*. \quad (8.14)$$

Zur Implementierung der oben entwickelten Relaxationsbeschreibung in die Finite-Elemente-Analyse ist kein Standardmodul vorhanden. Es muß erneut auf eine benutzeroffene Schnittstelle in Form der Subroutine *crplaw* zurückgegriffen werden. In ihr definiert der Benutzer die Kriechdehnungsänderung pro Inkrement als Maß für die Relaxation.

Der Zusammenhang zwischen der Kriechdehnungsänderung und dem Relaxationsmodul ist im Folgenden beschrieben. Die Gesamtdehnung zweier aufeinanderfolgender Inkremente ist gleich, setzt sich aber aus verschiedenen Dehnungsanteilen zusammen:

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_i^{el} + \varepsilon_i^{pl} + \varepsilon_i^c = \varepsilon_{i+1}^{el} + \varepsilon_{i+1}^{pl} + \varepsilon_{i+1}^c. \quad (8.15)$$

Dabei wird angenommen, daß sich die plastische Dehnung bei der Relaxation nicht ändert:

$$\varepsilon_i^{pl} = \varepsilon_{i+1}^{pl}. \quad (8.16)$$

Daraus folgt

$$\varepsilon_{i+1}^{el} = \varepsilon_i^{el} - (\varepsilon_{i+1}^c - \varepsilon_i^c) = \varepsilon_i^{el} - \Delta\varepsilon_i^c. \quad (8.17)$$

Mit

$$\sigma_{i+1} = E\varepsilon_{i+1}^{el} \quad \text{und} \quad \sigma_i = E\varepsilon_i^{el} \quad (8.18)$$

ergibt sich die Kriechdehnungsänderung zu:

$$\Delta\varepsilon_i^c = \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{E} = \frac{G_i - G_{i+1}}{E} \varepsilon_0 \quad (8.19)$$

Die Finite-Elemente-Analyse zeigt an Zugproben in dem untersuchten Dehnungsbereich eine gute Übereinstimmung mit den Messungen, Bild 8.15.

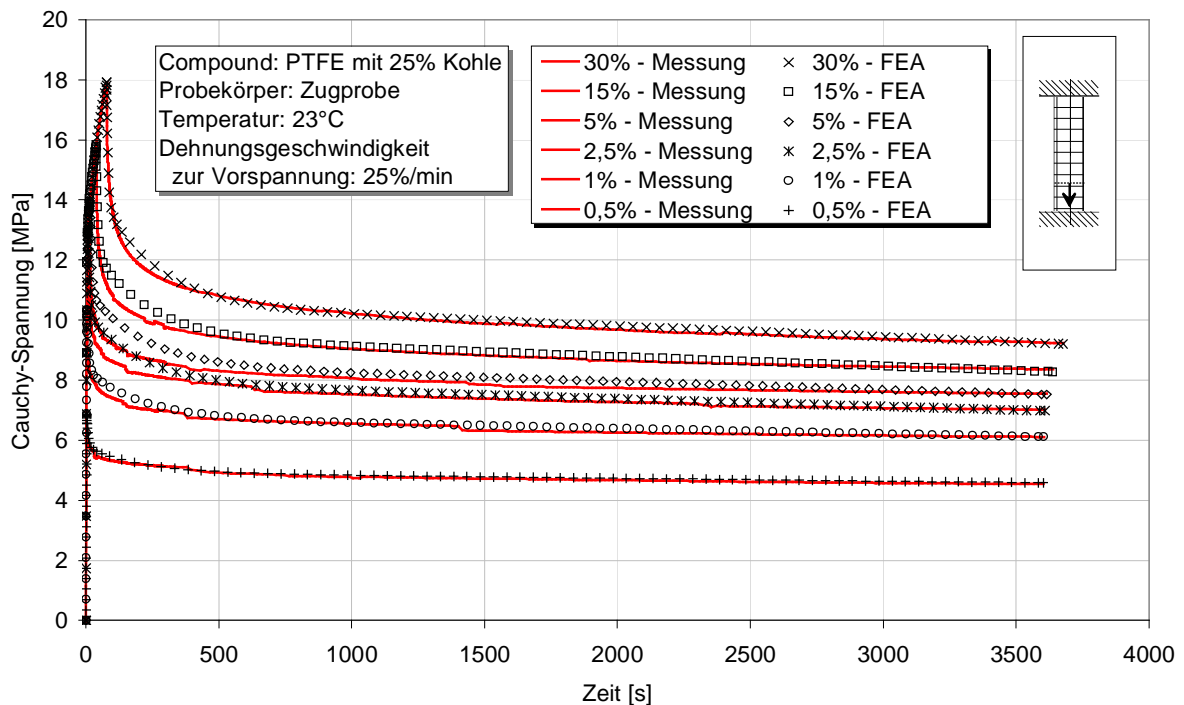


Bild 8.15: Vergleich des Relaxationsmodells in der Finite-Elemente-Analyse mit Messungen des zeitlichen Spannungsabfalls

8.3.4 Erweiterung der Relaxationsbeschreibung für Dehnungswechsel

Ist eine Separierung des Relaxationsmoduls in einen zeit- und einen dehnungsabhängigen Faktor möglich, vereinfacht sich die nichtlinear viskoelastische Charakterisierung wesentlich:

$$\sigma(t, \varepsilon_0) = G(t, \varepsilon_0) \cdot \varepsilon_0 = G^1(t) \cdot G^2(\varepsilon_0) \cdot \varepsilon_0 = c(t) \cdot b(\varepsilon_0). \quad (8.20)$$

Mit dieser Vereinfachung kann beispielsweise der Zugversuch als Summe infinitesimaler Relaxationsversuche betrachtet werden, Bild 8.16. Nach Retting [8.10] gilt dann:

$$\sigma(t, \varepsilon) = b(\varepsilon_0) \cdot c(t - t_0) + \sum_{n=1}^{\infty} [b(\varepsilon_n) - b(\varepsilon_{n-1})] \cdot c(t - t_n). \quad (8.21)$$

Der Relaxationsmodul läßt sich auch für das untersuchte PTFE-Kohle-Compound in einen zeit- und einen dehnungsabhängigen Faktor zerlegen:

$$\sigma(t, \varepsilon_0) = \underbrace{h_{\infty}(\varepsilon_0) \cdot G_{\infty} \cdot \varepsilon_0}_{a(\varepsilon_0)} + \underbrace{h_i(\varepsilon_0) \cdot \varepsilon_0}_{b(\varepsilon_0)} \cdot \underbrace{\sum_{i=1}^3 G_i \cdot e^{\frac{-t}{\tau_i}}}_{c(t)} = a(\varepsilon_0) + b(\varepsilon_0) \cdot c(t). \quad (8.22)$$

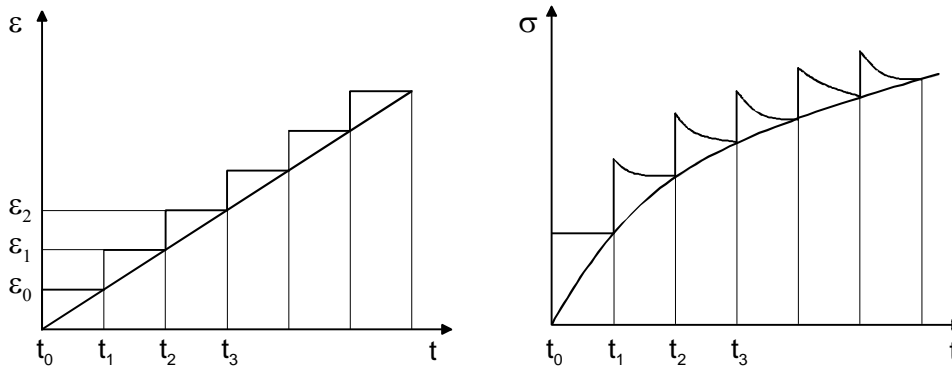


Bild 8.16: Der Zugversuch als Summe von Relaxationsversuchen

Mit den Gleichungen (8.21) und (8.22) läßt sich ein spontaner Dehnungswechsel während der Relaxation von der Dehnung ε_0 auf ε_1 zum Zeitpunkt t_1 beschreiben. Für die Zeit $t < t_1$ gilt die bekannte Formulierung der Relaxation:

$$\sigma(t, \varepsilon_0) = h_{\infty}(\varepsilon_0) \cdot G_{\infty} \cdot \varepsilon_0 + h_i(\varepsilon_0) \cdot \sum_i G_i \cdot e^{\frac{-t}{\tau_i}} \cdot \varepsilon_0. \quad (8.23)$$

Ab dem Zeitpunkt $t \geq t_1$ gilt:

$$\sigma(t, \varepsilon_1) = h_{\infty}(\varepsilon_1) \cdot G_{\infty} \cdot \varepsilon_1 + h_i(\varepsilon_0) \cdot \sum_i G_i \cdot e^{\frac{-t}{\tau_i}} \cdot \varepsilon_0 + [h_i(\varepsilon_1) \cdot \varepsilon_1 - h_i(\varepsilon_0) \cdot \varepsilon_0] \cdot \sum_i G_i \cdot e^{\frac{-(t-t_1)}{\tau_i}} \quad (8.24)$$

Bild 8.17 zeigt eine gute Übereinstimmung der analytischen Rechnung mit der Messung für einen spontanen Dehnungswechsel von der technischen Dehnung 1% auf 3%. Die Spannung nach dem Dehnungswechsel nähert sich schnell der Relaxationskurve bei einer konstanten Dehnung von 3%. Bei Dehnungswechseln zu größeren Dehnungen hin ist also für den Endzustand nach der Relaxation nur die maximale Dehnung entscheidend. Eine vorhergehende Relaxation bei geringerer Dehnung hat keinen nennenswerten Einfluß.

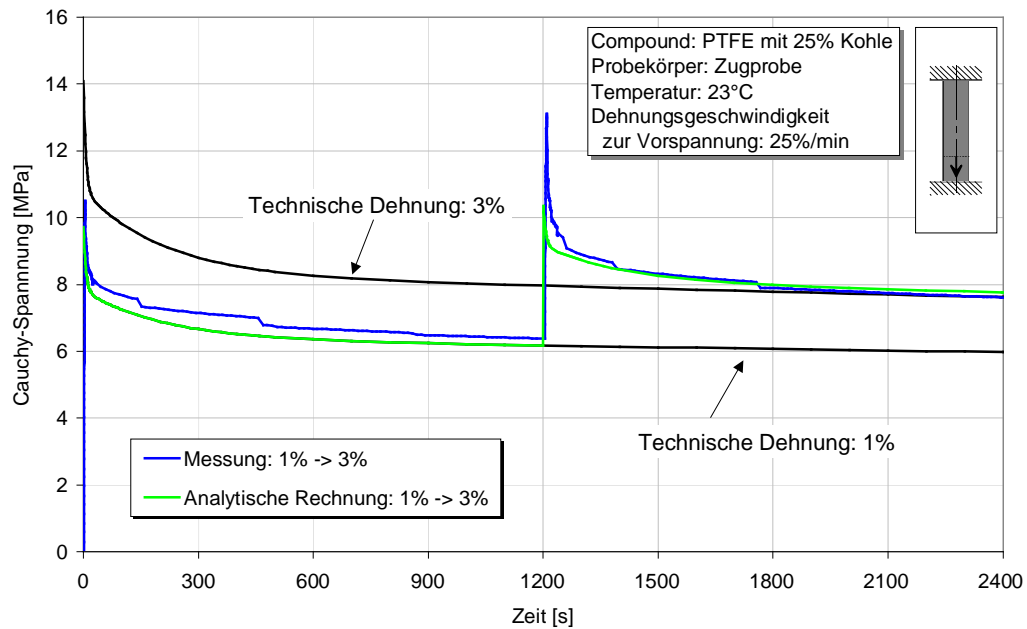


Bild 8.17: Vergleich des Spannungsverlaufs einer analytischen Berechnung des spontanen Dehnungswechsels mit einer Messung

8.3.5 Kriechen

Vergleichbar dem verallgemeinerten Maxwell-Modell für Relaxation liefert das Kelvin-Modell, Bild 8.18, eine anschauliche Erklärung des Kriechens. Bei spontaner Belastung mit einer konstanten Spannung spannt sich die einzelne Feder. Die Feder-Dämpfer-Parallelschaltungen können der Belastung nicht sofort folgen und verhalten sich im ersten Moment unendlich steif. Mit der Zeit geben die Dämpfer nach. Die Gesamtdehnung nimmt zeitlich verzögert zu, die Gesamtspannung bleibt gleich. Mit zunehmender Dehnung in den Parallelschaltungen übernehmen die Federn einen immer größeren Lastanteil von den Dämpfern, die Verformungsgeschwindigkeit verringert sich. Für sehr lange Zeiten definiert die Dehnung der Federn den Endzustand.

Kriechen und Relaxation beruhen auf den selben physikalischen Mechanismen. Entsprechend ähnlich gestaltet sich die mathematische Beschreibung. In Analogie zur Relaxation erfolgt die Beschreibung der Nachgiebigkeit J im Falle der nichtlinearen Viskoelastizität ebenfalls über eine Exponentialreihe [8.9]:

$$J(t, \sigma_0) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} = g_\infty(\sigma_0) \cdot J_\infty + g_i(\sigma_0) \cdot \sum_{j=1}^n J_j \cdot (1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}}). \quad (8.25)$$

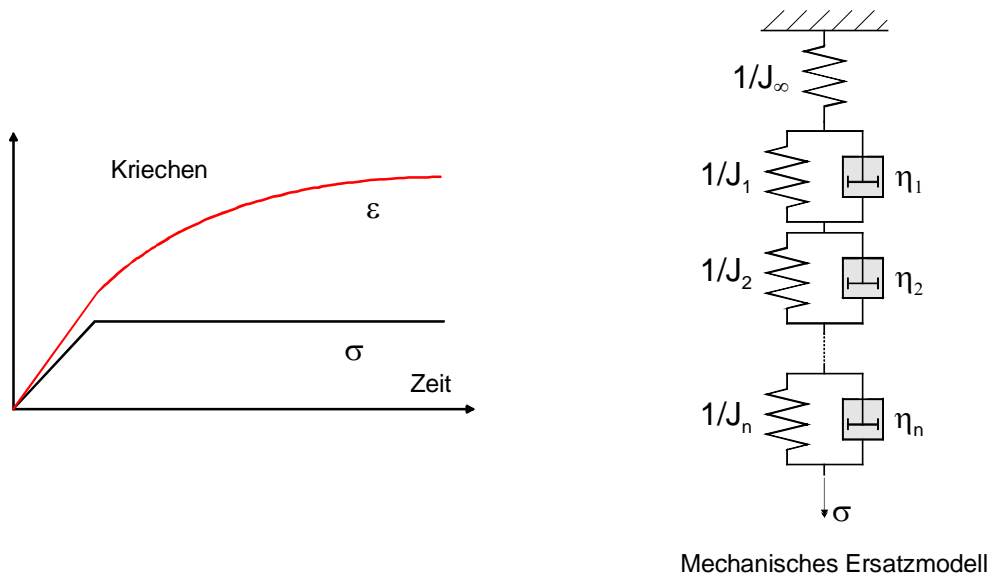


Bild 8.18: Prinzip des Kriechens und mechanisches Ersatzmodell zur mathematischen Beschreibung

Eine zweite und einfachere Möglichkeit zur Bestimmung der Nachgiebigkeit J ergibt sich aus einer einfachen Umformung des Relaxationsmoduls G . Nach Göldner [8.12] lässt sich für viele Polymere, zumindest im Bereich der linearen Viskoelastizität, der Zusammenhang zwischen Nachgiebigkeit und Relaxationsmodul wie folgt beschreiben:

$$J \approx \frac{1}{G}. \quad (8.26)$$

Dieser Zusammenhang entspricht einer Übereinstimmung der isochronen Kurven von Kriechen und Relaxation (also der Kurven gleicher Zeit). Wie die isochrone Darstellung der experimentell ermittelten Relaxations- und Kriechversuche zeigt, sind die Kurven nicht deckungsgleich, Bild 8.19.

Eine Erklärung resultiert aus der Betrachtung des frei gewählten Spannungs-Dehnungs-Punkts C in der isochronen Darstellung. Beim Kriechversuch bleibt die Spannung immer konstant. Der Punkt C wird vom Punkt A aus innerhalb von 1000s mit konstanter Spannung erreicht. Bei der Relaxation ist die Dehnung konstant. Die anfänglich höhere Spannung führt zu einer größeren Belastung des Werkstoffs. Die Spannung fällt vom Maximalwert B innerhalb von 10s auf den betrachteten Spannungs-Dehnungs-Punkt C ab. Der gleiche Punkt wird also bei der Relaxation früher erreicht und die Spannungs-Dehnungs-Kurven der isochronen Darstellung liegen niedriger.

Der Ansatz nach Gleichung (8.26) ist also in seiner einfachen Form hier nicht gültig. Erst durch Einführung eines zeitabhängigen Vorfaktors $f(t)$ gelingt eine für den Anwendungsfall der druckbelasteten PTFE-Manschette passable Konversion des Relaxationsverhaltens auf das Kriechverhalten:

$$J = \frac{1}{f(t) \cdot G}. \quad (8.27)$$

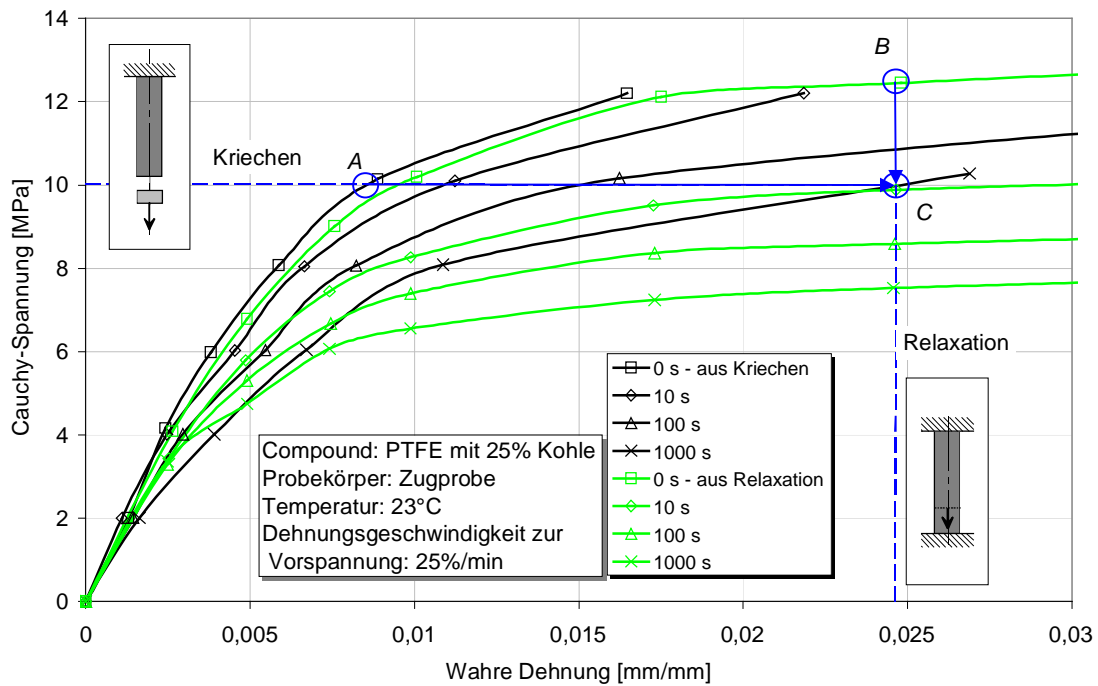


Bild 8.19: Aus Messungen ermittelte isochrone Darstellung der Relaxation und des Kriechens

Per Definition ist die Nachgiebigkeit eine Funktion der Zeit und der Spannung $J(t, \sigma)$, der Relaxationsmodul ist eine Funktion der Zeit und der Dehnung $G(t, \varepsilon)$. Gültigkeit besitzt die Formulierung (8.27) prinzipiell nur im linear viskoelastischen Bereich. In welchen Grenzen eine Anwendung auf PTFE-Wellendichtungen zulässig ist, wird später noch dargestellt.

Die Implementierung in MSC.MARC/Mentat erfolgt durch Abwandlung der Subroutine *crplaw* aus der Relaxationsbeschreibung. Die Gesamtdehnung zweier aufeinanderfolgender Inkremente ist:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_i^{el} + \varepsilon_i^{pl} + \varepsilon_i^c \quad \text{und} \quad \varepsilon_{i+1} = \varepsilon_{i+1}^{el} + \varepsilon_{i+1}^{pl} + \varepsilon_{i+1}^c, \quad (8.28)$$

Die plastische Dehnung wird als konstant angenommen:

$$\varepsilon_i^{pl} = \varepsilon_{i+1}^{pl}. \quad (8.29)$$

Im Falle des Kriechens ändert sich die Spannung nicht:

$$\sigma = \sigma_i = \sigma_{i+1} \quad (8.30)$$

Und mit

$$\varepsilon = J \cdot \sigma \quad (8.31)$$

ergibt sich dann die zu definierende Kriechdehnungsänderung

$$\Delta \varepsilon_i^c = [J_{t_{i+1}} - J_{t_i}] \cdot \sigma \quad (8.32)$$

oder

$$\Delta \varepsilon_i^c = \frac{1}{f(t)} \cdot \left[\frac{1}{G_{t_{i+1}}} - \frac{1}{G_{t_i}} \right] \cdot \sigma. \quad (8.33)$$

8.3.6 Modell für die Erwärmung

Ein phänomenologischer Ansatz beschreibt die rechnerisch bestimmte viskoelastische Rückverformung infolge Erwärmung bei konstanter Gesamtdehnung ε_0 :

$$\varepsilon^{ve*} = a \cdot (1 - e^{-b(\varepsilon_0)(\vartheta - \vartheta_0)}) \quad \text{für} \quad \vartheta \geq \vartheta_0 = 23^\circ\text{C} \quad (8.34)$$

mit

$$a = 0,013 \quad \text{und} \quad b(\varepsilon_0) = 0,0125 \cdot (1 - e^{-32,76 \cdot \varepsilon_0}). \quad (8.35)$$

Die Approximation mit dem Programm Microcal Origin führt zu einer guten Übereinstimmung mit den ermittelten Werten im Dehnungsbereich bis 30% und im Temperaturbereich bis 130°C, Bild 8.20. Ein analoges Vorgehen für die viskoelastische Rückverformung infolge Erwärmung bei freier Rückverformung führt ebenfalls zu guter Übereinstimmung mit den Meßwerten, Bild 8.21.

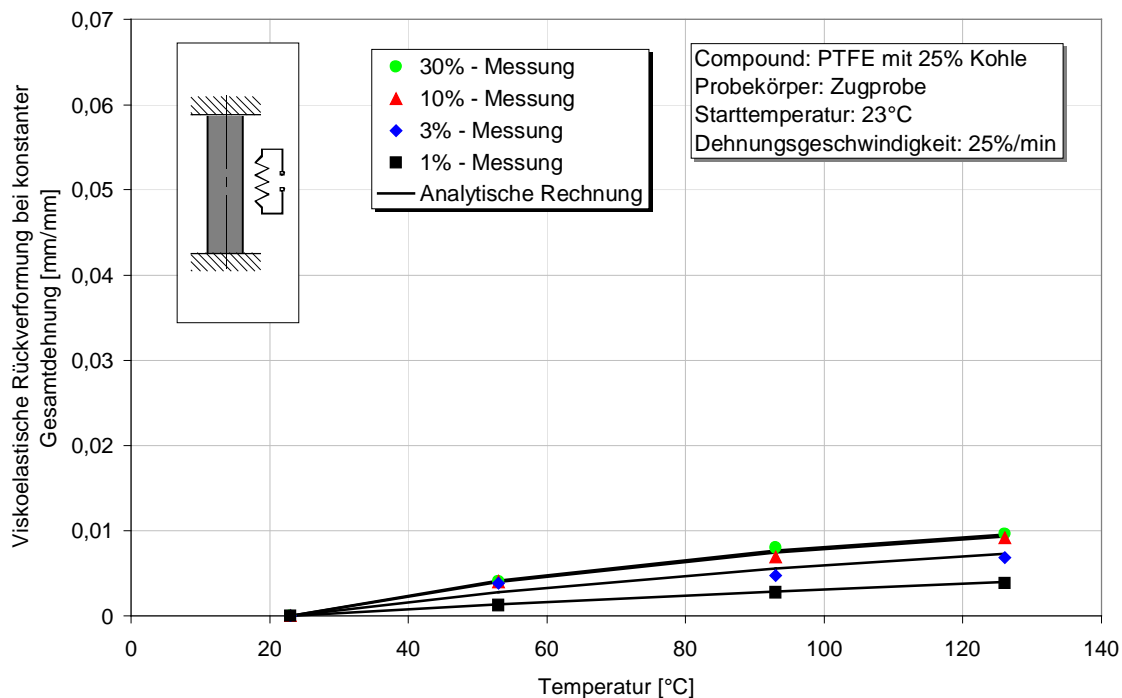


Bild 8.20: Vergleich der analytischen Beschreibung der viskoelastischen Rückverformung bei konstanter Gesamtdehnung mit den ermittelten Werten

Die Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse erfolgt über die programmierte Subroutine *crplaw*. Darin wird die Rückverformung einer vorher durch Relaxation eingebrachten viskoelastischen Dehnung bei Erwärmung definiert. Auf Basis der Gleichung (8.34) ist die Kriechdehnungsänderung bei Erwärmung von \mathcal{G}_i auf \mathcal{G}_{i+1} :

$$\Delta \varepsilon^c = \varepsilon_{i+1}^c - \varepsilon_i^c = \varepsilon_i^{ve*} - \varepsilon_{i+1}^{ve*}. \quad (8.36)$$

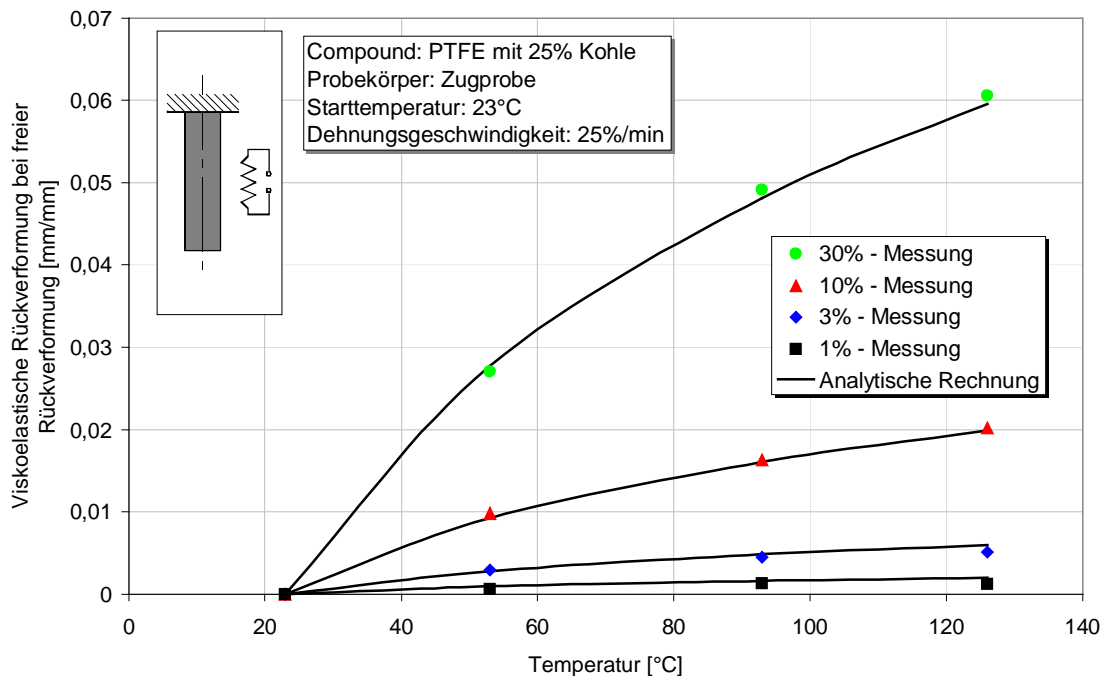


Bild 8.21: Vergleich der analytischen Beschreibung der viskoelastischen Rückverformung bei freier Rückverformung mit Meßergebnissen

Eine Überprüfung des Werkstoffmodells erfolgte mittels der Finite-Elemente-Analyse an einer Zugprobe. Nach Bild 8.22 wurde diese gedehnt (Phase I), die Dehnung eine Stunde bei 23°C gehalten wobei die Spannungen in der Zugprobe relaxierten (Phase II). Anschließend wurde die Zugprobe, weiterhin bei konstant gehaltener Dehnung, schrittweise erwärmt und die Spannung gemessen (Phase III). Die Finite-Elemente-Analyse erfolgte

- in Phase I mit dem elastisch-plastischen Modell,
- in Phase II mit dem Relaxationsmodell und
- in Phase IIIb mit dem Modell zur viskoelastischen Rückverformung kombiniert mit der Wärmedehnung und der Werkstoffverweichung.

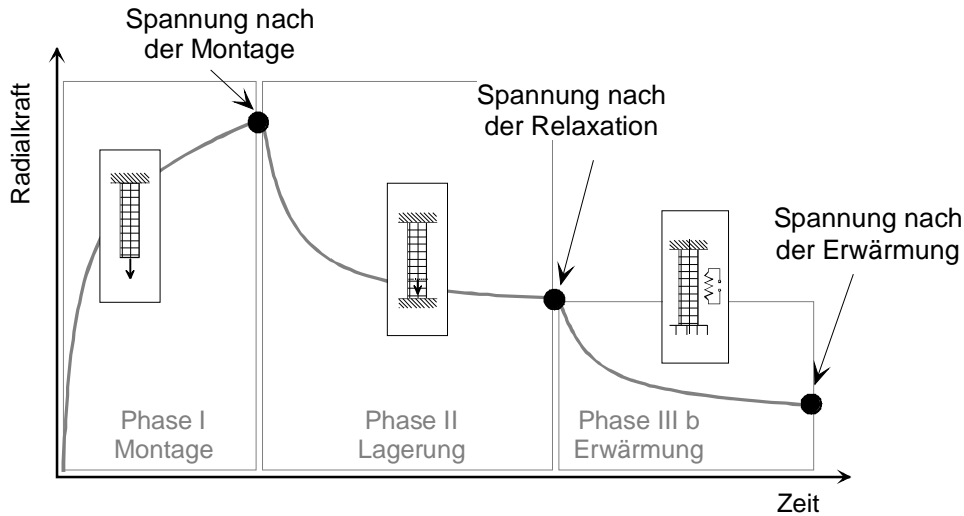


Bild 8.22: Vergehensweise und Werkstoffmodelle zur Simulation der viskoelastischen Rückverformung in der Finite-Elemente-Analyse und Spannungswerte zur Kontrolle

Eine zweite Finite-Elemente-Analyse ohne viskoelastische Rückverformung verdeutlicht deren Wirkung, Bild 8.23. Ohne viskoelastische Rückverformung sinkt die Spannung bereits bei etwa 90°C auf null ab. Im Vergleich dazu fällt die Spannung bei Berücksichtigung der viskoelastischen Rückverformung langsamer und zeigt befriedigende Übereinstimmung mit der Messung.

Aus dieser Finite-Elemente-Analyse lassen sich auch generelle Rückschlüsse über die Qualität des Werkstoffmodells B ziehen. In Bild 8.24 sind die in Bild 8.22 definierten Kontrollspannungen nach der Montage, nach der Relaxation und nach der Erwärmung auf 100°C (bzw. 150°) mit der Messung verglichen. Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung.

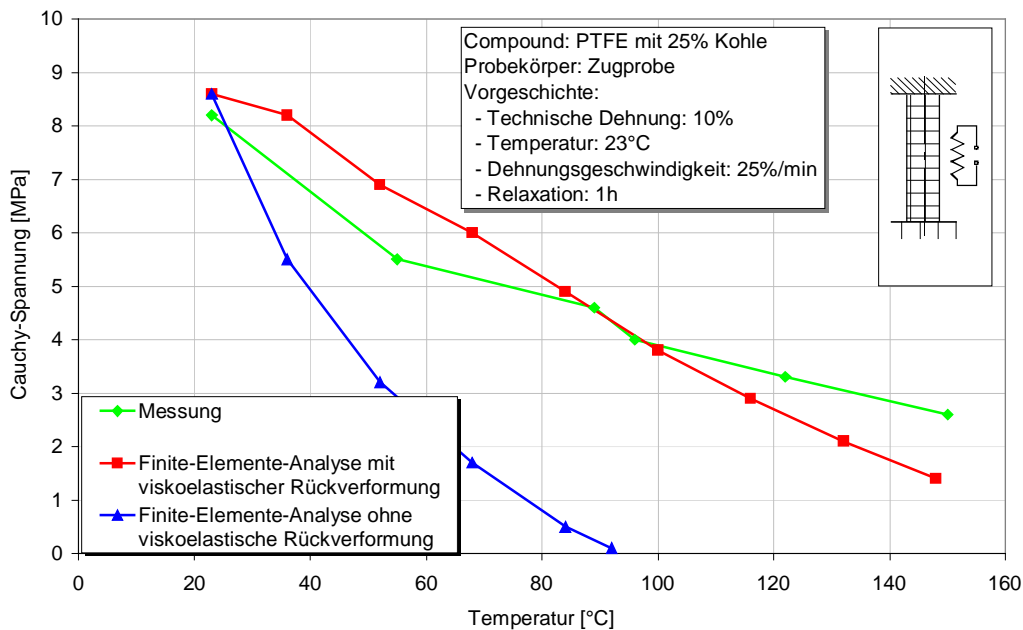


Bild 8.23: Einfluß der viskoelastischen Rückverformung auf die Spannung der Zugprobe bei schrittweiser Erwärmung

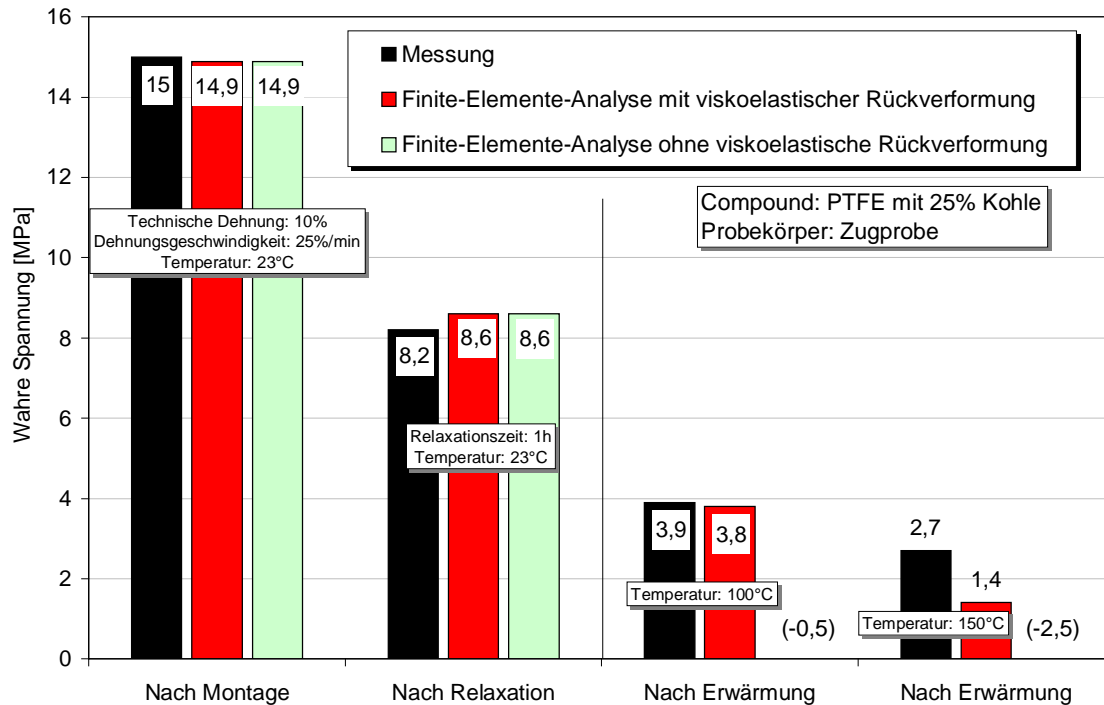


Bild 8.24: Vergleich der Kontrollspannungen aus der Finite-Elemente-Analyse mit einer Messung

8.4 Modell C: Elastisch-viskoplastisches Modell

Die bisher vorgestellten Modelle beschreiben jeweils nur eine Betriebsphase und trennen zwischen elastisch-plastischem und viskoelastischem Verhalten. Eine Berücksichtigung viskoser Vorgänge bei der Montage sowie die Beschreibung plastischer Vorgänge während der Lagerung ist nicht möglich. Die Literatur bietet eine Reihe viskoplastischer Modelle zur Kombination von plastischem und viskosem Verhalten [8.13], [8.14], [8.15], [8.16]. Die Modelle zeichnen sich durch eine vielseitige Anwendbarkeit aus. Für eine kommerzielle Nutzung und Anwendung durch werkstofftechnisch nicht geschulte Berechnungsingenieure sind sie oftmals zu komplex. In handelsüblichen FE-Programmen sind sie kaum implementiert.

Der folgende unter Anleitung des Verfassers von Reichert [8.17] erarbeitete Ansatz beruht auf dem Grundgedanken eines Überspannungsmodells von Ariyama [8.16]. Er ist prinzipiell in MSC.MARC/Mentat implementierbar [8.2]. Der Ansatz stellt eine gemeinsame Modellgleichung für die einzelnen Betriebsphasen auf. Bisher wurde mit dem Werkstoffmodell das Verhalten im Zugversuch und die Relaxation bei Raumtemperatur untersucht.

8.4.1 Mathematische Formulierung des Werkstoffmodells

Als mechanisches Ersatzmodell wird die serielle Anordnung eines elastischen und eines viskoplastischen Elements betrachtet, Bild 8.25. Das viskoplastische Element besteht dabei aus einer parallelen Kombination eines viskosen und eines plastischen Elements. Die Elastizität E , die Viskosität η und die Plastizität P sind nicht konstant, sondern Funktionen (im Folgenden als „Modellfunktionen“ bezeichnet).

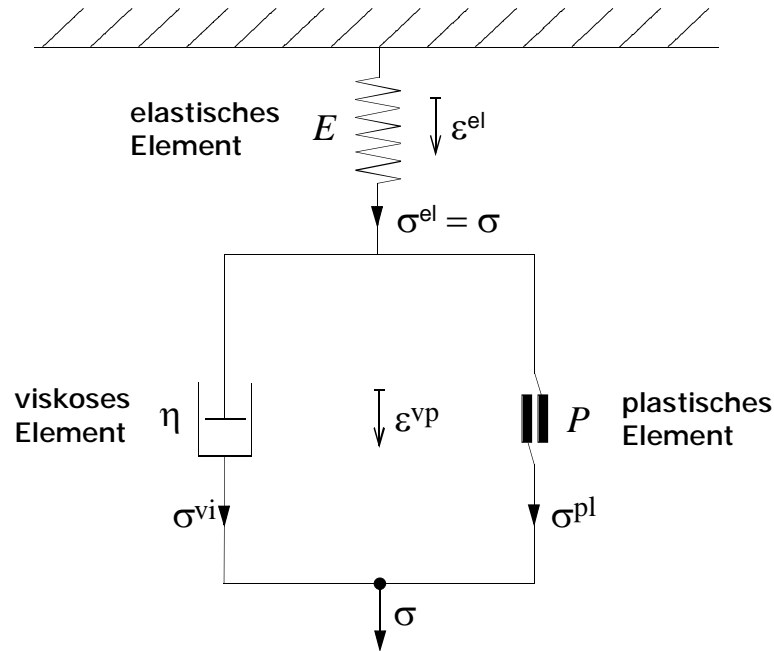


Bild 8.25: Mechanisches Ersatzschaltbild des elastisch-viskoplastischen Modells

8.4.1.1 Gleichgewichtsfunktion und Überspannung

Die Beschreibung des Modells erfolgt auf Basis eines Gleichgewichtszustands, der sich nach unendlich langer Zeit einstellt. Die Spannung des Modells im Gleichgewichtszustand ist Ψ . Sie wird durch die dehnungsabhängige Gleichgewichtsfunktion $\Psi(\varepsilon)$ beschrieben. Der Gleichgewichtszustand lässt sich auf verschiedene Arten bestimmen: erstens als Spannungs-Dehnungs-Verlauf des quasi-statischen Zugversuchs ($\dot{\varepsilon} \rightarrow 0$) und zweitens über den vollständig relaxierten Zustand. Im zweiten Fall wird die Gleichgewichtsspannung mit der Spannung nach einer hinreichend (im Idealfall unendlich) langen Relaxationsdauer identifiziert, d.h. es gilt:

$$\Psi(\varepsilon) := \lim_{t \rightarrow \infty} \sigma_{\varepsilon}(t). \quad (8.37)$$

Dabei ist $\sigma_{\varepsilon}(t)$ der zeitliche Spannungsverlauf der Relaxation bei der konstanten Dehnung ε .

Eine weitere wichtige Größe für die Beschreibung des Modells ist die „Überspannung“

$$\Delta := \sigma - \Psi. \quad (8.38)$$

Die Überspannung ist die Differenz zwischen der aktuellen Spannung und der Gleichgewichtsspannung.

8.4.1.2 Konstitutive Gleichung

Der Zusammenhang zwischen der Teilspannung σ^{el} am elastischen Element und dessen Dehnung ε^{el} beschreibt ein verallgemeinertes Hookesches Gesetz mit der „Elastizitätsfunktion“ $E(\Phi)$ über:

$$\sigma^{el} = E(\Phi) \cdot \varepsilon^{el}. \quad (8.39)$$

Das Argument Φ steht für eine oder mehrere Zustandsvariablen ε , $\dot{\varepsilon}$, σ , $\dot{\sigma}$, Δ und $\dot{\Delta}$. Das viskose Element mit der Teilspannung σ^{vi} und der viskoplastischen Dehnung ε^{vp} wird, in Analogie zur Stokesschen Reibung durch den Ansatz

$$\sigma^{vi} = \eta(\Phi) \cdot \dot{\varepsilon}^{vp} \quad (8.40)$$

dargestellt. Dabei ist η die Viskositätsfunktion. Der vom plastischen Element verursachte Beitrag zur Spannung ist mit der „Plastizitätsfunktion“ P nur über

$$\sigma^{pl} = P(\Phi) \quad (8.41)$$

definiert. Die Elastizitätsfunktion E , die Viskositätsfunktion η und die Plastizitätsfunktion P sind hinsichtlich ihrer Abhängigkeiten noch nicht eingeschränkt.

Entsprechend der Anordnung der drei Elemente in Bild 8.25 gilt für die Dehnung $\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{vp}$ und für die Spannung $\sigma = \sigma^{el} = \sigma^{vi} + \sigma^{pl}$. Damit ergibt sich schließlich die konstitutive Gleichung des Modells (auch kurz „Modellgleichung“ genannt) in ihrer allgemeinsten Form

$$\sigma - \eta(\Phi) \cdot \left(\dot{\varepsilon} - \frac{1}{E(\Phi)} \dot{\sigma} + \frac{\dot{E}(\Phi)}{E^2(\Phi)} \sigma \right) - P(\Phi) = 0. \quad (8.42)$$

8.4.1.3 Plastizitätsfunktion

Bei der Relaxation ($\dot{\varepsilon} \equiv 0$) verschwinden alle Terme mit dem Faktor $\dot{\varepsilon}$. Außerdem streben alle anderen Zeitableitungen für $t \rightarrow \infty$ gegen null. Nach der Definition (8.37) der Gleichgewichtsspannung ist in diesem Grenzfall $\sigma = \Psi(\varepsilon)$. Für die Relaxation bei einer konstanten Dehnung ε lautet die Modellgleichung (8.34) im Grenzfall $t \rightarrow \infty$

$$\lim_{t \rightarrow \infty} P(\Phi) \Big|_{\varepsilon} = \Psi(\varepsilon). \quad (8.43)$$

Um dieses Ergebnis auf andere Belastungsfälle wie z.B. den Zugversuch zu verallgemeinern, wird die Plastizitätsfunktion P in einem ersten Schritt nur als von der Dehnung abhängig angenommen. Das bedeutet $P = P(\varepsilon)$. Dann gilt

$$P(\Phi) \equiv \Psi(\varepsilon), \quad (8.44)$$

Und die konstitutive Gleichung (8.34) lautet

$$\sigma - \eta(\Phi) \cdot \left(\dot{\varepsilon} - \frac{1}{E(\Phi)} \dot{\sigma} + \frac{\dot{E}(\Phi)}{E^2(\Phi)} \sigma \right) - \Psi(\varepsilon) = 0. \quad (8.45)$$

8.4.1.4 Viskositätsfunktion

Informationen über das funktionale Verhalten der Viskosität η liefert die Relaxation. Als weitere Einschränkung sei die Elastizitätsfunktion E nur durch die Dehnung ε und die

Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$ bestimmt, daß heißt: $E = E(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$. Dann ist für $\varepsilon = const.$ auch $E = E_{\dot{\varepsilon}} = const.$ bzw. $\dot{E} \equiv 0$. Die Modellgleichung (8.45) lautet für die Relaxation

$$\sigma + \frac{\eta_{\varepsilon}(\Sigma)}{E_{\varepsilon}} \dot{\sigma} - \Psi_{\varepsilon} = \Delta + \kappa_{\varepsilon}(\Sigma) \dot{\Delta} = 0, \quad (8.46)$$

$\kappa_{\varepsilon}(\Sigma) := \eta_{\varepsilon}(\Sigma)/E_{\varepsilon}$ bildet eine „modifizierte Viskositätsfunktion“. Das Argument Σ steht stellvertretend für die beiden Spannungsgrößen σ und Δ . Die Indizierung mit ε symbolisiert, daß die obige Gleichung für eine konstante Dehnung gilt.

Da bei der Relaxation die Überspannung $\Delta = \Delta(t)$ eine streng monotone Funktion ist, kann die Ableitung $\dot{\Delta} = \dot{\Delta}(t)$ auf die Abhängigkeit $\dot{\Delta} = \dot{\Delta}(\Delta)$ transformiert werden. Damit hängt κ , bei konstantem ε , effektiv nur noch von der Überspannung Δ ab. Es gilt dann $\kappa_{\varepsilon}(\Sigma) = \kappa_{\varepsilon}(\Delta)$. Aus (8.46) resultiert κ die Bestimmungsgleichung

$$\kappa_{\varepsilon}(\Delta) = \frac{-\Delta}{\dot{\Delta}}. \quad (8.47)$$

Zur Verallgemeinerung der Funktion κ sei diese in einem ersten Schritt nicht von der Dehnungsgeschwindigkeit abhängig. Das heißt: $\kappa = \kappa(\varepsilon, \Delta)$. Durch diese Verallgemeinerung der modifizierten Viskositätsfunktion κ gilt für die Viskosität

$$\eta = \eta(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta) = E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) \kappa(\varepsilon, \Delta). \quad (8.48)$$

Die konstitutive Gleichung (8.45) lautet somit für jede beliebige Belastung

$$\sigma - \kappa(\varepsilon, \Delta) \cdot \left(E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) \cdot \dot{\varepsilon} - \dot{\sigma} + \frac{\dot{E}(\varepsilon, \dot{\varepsilon})}{E(\varepsilon, \dot{\varepsilon})} \sigma \right) - \Psi(\varepsilon) = 0. \quad (8.49)$$

8.4.1.5 Elastizitätsfunktion

Aus Relaxationsversuchen ergibt sich nur das Verhältnis $\kappa = \eta/E$. Eine Isolierung von E und η ist nicht möglich. Die Elastizitätsfunktion E muß deshalb über den Zugversuch bestimmt werden. Beim Zugversuch ($\dot{\varepsilon} = const.$) ist $E = E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)$. Die Zeitableitung von E ist dann $E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) = \dot{\varepsilon} \cdot \partial E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) / \partial \varepsilon$. Mit $\dot{\sigma} / \dot{\varepsilon} = d\sigma / d\varepsilon$ lautet die Modellgleichung (8.49) beim Zugversuch

$$\sigma - \dot{\varepsilon} \cdot \kappa(\varepsilon, \Delta) \cdot \left(E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) - \frac{d\sigma}{d\varepsilon} + \frac{\partial E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) / \partial \varepsilon}{E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)} \sigma \right) - \Psi(\varepsilon) = 0. \quad (8.50)$$

Diese Gleichung stellt eine Differentialgleichung zur Bestimmung von E dar. Zur Vermeidung der numerischen Integration wird in einem ersten Schritt für E der Exponentialansatz

$$E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = F(\dot{\varepsilon}) \cdot e^{G(\dot{\varepsilon})\varepsilon} \quad (8.51)$$

gewählt. Die Frage, ob der Exponentialansatz geeignet ist, läßt sich erst durch einen Vergleich von berechneten Zugversuchen mit experimentell bestimmten Verläufen beurteilen.

Wegen $\partial E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)/\partial \varepsilon = G_{\dot{\varepsilon}} E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)$ reduziert sich die Differentialgleichung auf die algebraische Gleichung

$$\sigma - \dot{\varepsilon} \cdot \kappa(\varepsilon, \Delta) \cdot \left(F_{\dot{\varepsilon}} e^{G_{\dot{\varepsilon}} \varepsilon} - \frac{d\sigma}{d\varepsilon} + G_{\dot{\varepsilon}} \sigma \right) - \Psi(\varepsilon) = 0. \quad (8.52)$$

Für $\varepsilon = 0$, also zum Beginn des Zugversuchs, ist $\sigma = \Psi = \Delta = 0$, so daß aus (8.52) für F die Bestimmungsgleichung

$$F_{\dot{\varepsilon}} = \left. \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon=0} = \left. \frac{d\sigma_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon=0} \quad (8.53)$$

folgt. Wird die Gleichgewichtsfunktion Ψ mit dem Spannungs-Dehnungs-Verlauf des quasi-statischen Zugversuchs identifiziert, so ist $\Psi(\varepsilon) = \lim_{\dot{\varepsilon} \rightarrow 0} \sigma_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)$ und damit

$$F_0 = \lim_{\dot{\varepsilon} \rightarrow 0} F_{\dot{\varepsilon}} = \left. \frac{d\Psi(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon=0}. \quad (8.54)$$

Die Bestimmungsgleichung für G ergibt sich aus der Linearisierung von (8.52) für $\varepsilon \approx 0$. Daraus ergibt sich die Relation

$$\left[F_{\dot{\varepsilon}} - 2\kappa(0,0)\dot{\varepsilon} \cdot F_{\dot{\varepsilon}} \cdot G_{\dot{\varepsilon}} - F_0 \right] \varepsilon = 0, \quad (8.55)$$

wobei die aufgrund der Linearisierung auftretenden Ableitungen $d\sigma/d\varepsilon$ und $d\Psi/d\varepsilon$ (beide an der Stelle $\varepsilon = 0$) bereits durch die Beziehungen (8.53) bzw. (8.54) ersetzt wurden. Wegen der Gültigkeit dieser Gleichung auch für $\varepsilon \neq 0$ muß der Klammerterm verschwinden, so daß für $G_{\dot{\varepsilon}}$ folgt:

$$G_{\dot{\varepsilon}} = \frac{F_{\dot{\varepsilon}} - F_0}{2\kappa(0,0)\dot{\varepsilon} \cdot F_{\dot{\varepsilon}}} = \frac{1}{2\kappa(0,0)} \left(1 - \frac{F_0}{F_{\dot{\varepsilon}}} \right) \frac{1}{\dot{\varepsilon}}. \quad (8.56)$$

Damit ist $G_{\dot{\varepsilon}}$ abhängig von $F_{\dot{\varepsilon}}$, d.h. es genügt letztlich der Parameter $F_{\dot{\varepsilon}}$ zur vollständigen Beschreibung der Exponentialfunktion.

8.4.2 Bestimmung der Modellfunktionen

Aus den Messungen lassen sich nun durch Parameterbestimmung die einzelnen Modellfunktionen quantifizieren.

8.4.2.1 Gleichgewichtsfunktion

Gemäß der Definition (8.37) ergibt sich der Wert $\Psi(\varepsilon)$ der Gleichgewichtsfunktion bei einer bestimmten Dehnung ε durch die Extrapolation des Relaxationsverlaufs bei der jeweiligen Dehnung auf $t \rightarrow \infty$. Die Werte aus verschiedenen Relaxationsmessungen werden durch die in Bild 8.26 dargestellte Fitkurve beschrieben:

$$\Psi(\varepsilon) = 7,0 \tanh(130\varepsilon) + 7,6\varepsilon \quad [MPa]. \quad (8.57)$$

Dies entspricht dem Ansatz nach Pohl [8.18] für das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von PTFE.

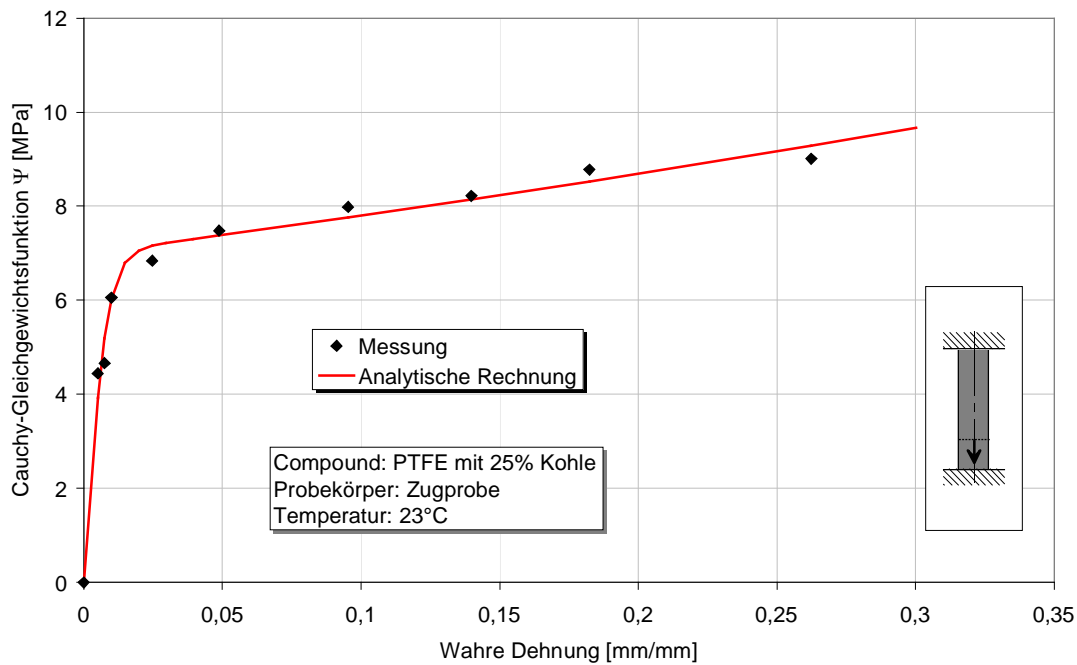


Bild 8.26: Vergleich der aus der Relaxation bestimmten Gleichgewichtsfunktion mit Messungen

8.4.2.2 Viskositätsfunktion

Über die Bestimmungsgleichung (8.47) ergibt sich die Viskositätsfunktion κ aus Relaxationsexperimenten. In halblogarithmischer Darstellung kann der Verlauf von $\ln \kappa_\varepsilon(\Delta)$ in erster Näherung durch eine Gerade beschrieben werden, Bild 8.27. Dies entspricht dem Ansatz $\ln \kappa_\varepsilon(\Delta) = \ln \lambda_\varepsilon - \mu_\varepsilon \Delta$ bzw.

$$\kappa(\varepsilon, \Delta) = \lambda(\varepsilon) e^{-\mu(\varepsilon)\Delta}. \quad (8.58)$$

Durch die Anpassung dieses Ansatzes an die $\ln \kappa_\varepsilon(\Delta)$ -Kurven für verschiedene Dehnungen ε ergeben sich die Parameter λ bzw. $\ln \lambda$ und μ die Dehnungsabhängigkeiten

$$\ln \lambda(\varepsilon) = 8,5 + 4,5e^{-160\varepsilon} \quad [s] \quad (8.59)$$

und

$$\mu(\varepsilon) = 1,0 + 4,0e^{-100\varepsilon} \quad [1/MPa]. \quad (8.60)$$

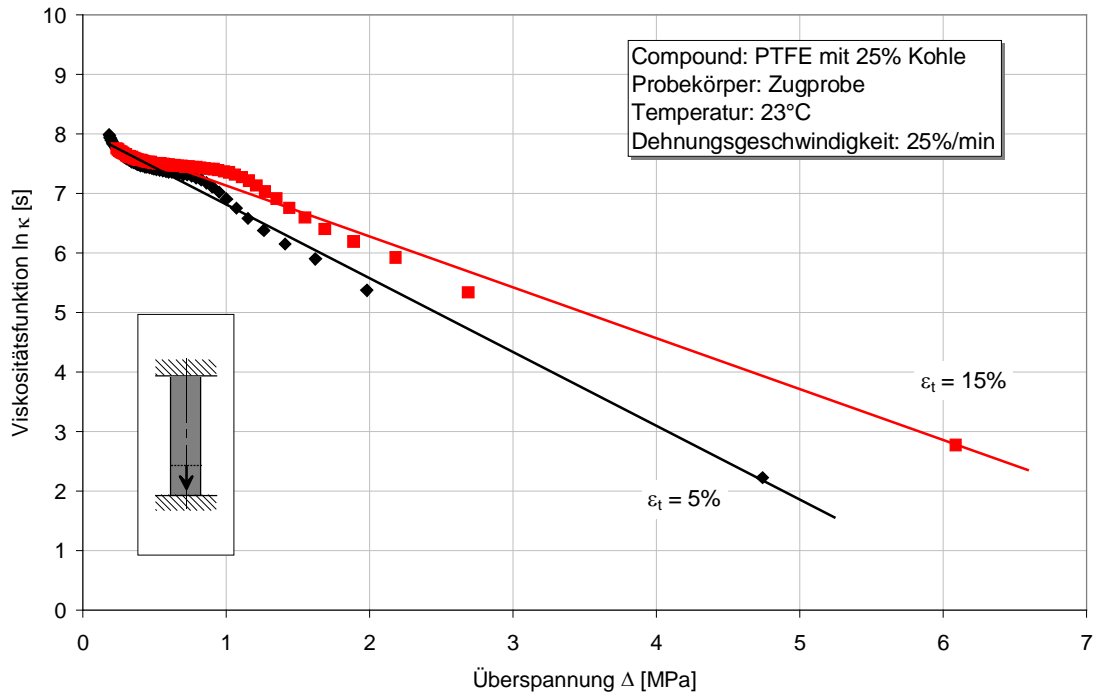


Bild 8.27: Bestimmung der Viskositätsfunktion aus Relaxationsversuchen

8.4.2.3 Elastizitätsfunktion

Der Koeffizient F des Exponentialansatzes $E(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = F(\dot{\varepsilon}) \cdot e^{G(\dot{\varepsilon})\varepsilon}$ entspricht nach (8.53) der Anfangssteigung des Zugversuchs mit der Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$. Die Werte für $F(\dot{\varepsilon})$ aus Zugversuchsmessungen liegen bei Auftragung über einer logarithmischen $\dot{\varepsilon}$ -Skala in erster Näherung auf einer Geraden, Bild 8.28. Dies entspricht dem Ansatz $F(\dot{\varepsilon}) = a + b \ln c\dot{\varepsilon}$. Diese Funktion divergiert jedoch im Grenzfall $\dot{\varepsilon} \rightarrow 0$. Daher wird der Ansatz erweitert zu $F(\dot{\varepsilon}) = a + b \ln(1 + c\dot{\varepsilon}^d)$. Bei der Anpassung der Parameter ist die Erfüllung der Bedingung (8.54) zu beachten. Der Parameter a ist dann nach (8.57) auf den Wert $a = F(0) = d\Psi(\varepsilon)/d\varepsilon|_{\varepsilon=0} = 880 \text{ MPa}$ festgelegt. Die Anpassung der weiteren Parameter ergibt

$$F(\dot{\varepsilon}) = 880 + 15 \ln(1 + 2,9 \cdot 10^{24} \cdot \dot{\varepsilon} [1/s]^{2,9}) \quad [\text{MPa}]. \quad (8.61)$$

Mit dem Koeffizienten F ist nach (8.56) auch der Koeffizient G bestimmt. Aus (8.58) und (8.59) ergibt sich für den darin auftretenden Wert der Viskositätsfunktion $\kappa(0,0) = \lambda(0) = 4,4 \cdot 10^5 \text{ s}$.

8.4.3 Modellrechnungen

Im Folgenden sind die durchgeführten Modellrechnungen des Zugversuchs und der Relaxation dargestellt und mit Meßergebnissen verglichen.

8.4.3.1 Zugversuch

Mit dem Exponentialansatz (8.51) gilt im Fall $\dot{\varepsilon} = const.$ für die Elastizitätsfunktion $E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) = \dot{\varepsilon} \cdot \partial E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) / \partial \varepsilon = \dot{\varepsilon} G_{\dot{\varepsilon}} E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)$. Der Term \dot{E}/E in der konstitutiven Gleichung kann dann durch den Faktor $G_{\dot{\varepsilon}}$ ersetzt werden. Mit $\dot{\sigma}/\dot{\varepsilon} = d\sigma/d\varepsilon$ folgt aus (8.49) für den Zugversuch die Differentialgleichung

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = E_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon) + G_{\dot{\varepsilon}} \sigma - \frac{\sigma - \Psi(\varepsilon)}{\dot{\varepsilon} \kappa(\varepsilon, \Delta)} \quad \text{mit} \quad \Delta = \sigma - \Psi(\varepsilon). \quad (8.62)$$

Der Spannungs-Dehnungs-Verlauf $\sigma = \sigma_{\dot{\varepsilon}}(\varepsilon)$ ist mit dem Euler-Cauchy-Verfahren durch numerische Integration bestimmbar.

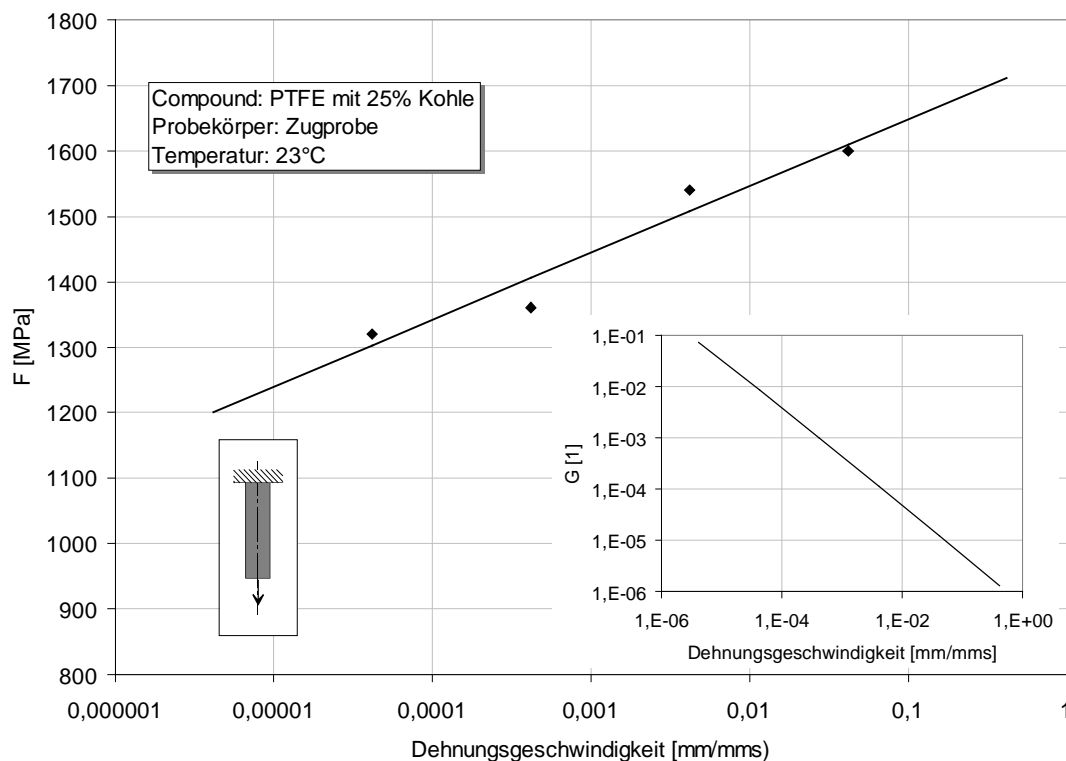


Bild 8.28: Bestimmung der Elastizitätsfunktion aus Zugversuchen

Der Vergleich der analytischen Berechnungsergebnisse in Bild 8.29 mit Messungen zeigt nur in Teilen eine gute Übereinstimmung. Die Anfangssteigung und der Einfluß der Dehnungsgeschwindigkeit kann gut nachgebildet werden. Die Spannung bewegt sich insgesamt auf befriedigendem Niveau. Die Nachbildung der Kurvenkrümmung gelingt nur ungenügend.

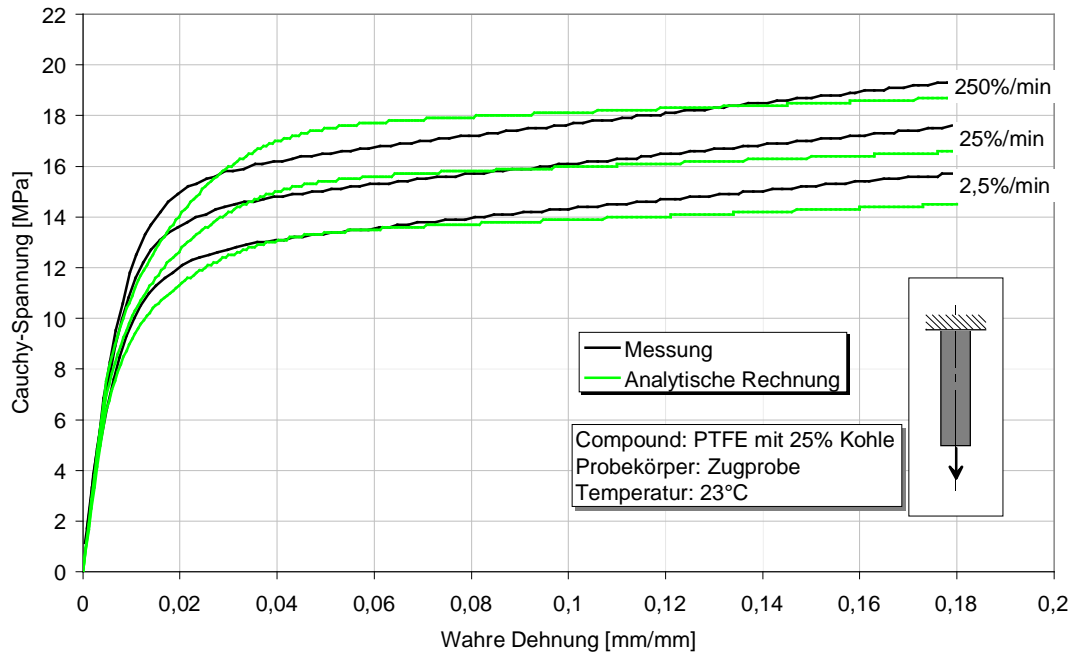


Bild 8.29: Vergleich des analytisch berechneten Zugversuchs mit Messungen

8.4.3.2 Relaxation

Die Bestimmung des Relaxationsverlaufs $\sigma = \sigma_\varepsilon(t)$ aus der konstitutiven Gleichung (8.49) erfolgt mit dem Euler-Cauchy-Verfahren im Fall $\varepsilon = const.$ bzw. $\dot{\varepsilon} \equiv 0$ aus der Differentialgleichung

$$\dot{\sigma} = -\frac{\sigma - \Psi(\varepsilon)}{\kappa(\varepsilon, \Delta)} \quad \text{mit} \quad \Delta = \sigma - \Psi(\varepsilon). \quad (8.63)$$

Als Startwerte für die Integration wurden die jeweiligen experimentellen Werte der Spannung zu Beginn der Relaxation verwendet. Die daraus resultierenden Relaxationskurven zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment auf, Bild 8.30.

8.4.4 Fazit

Bei dem vorgestellten elastisch-viskoplastischen Ansatz handelt es sich um ein komplexes Modell, das in der bisher erreichten Entwicklungsstufe noch keine Verbesserung der Materialbeschreibung bringt. Es liefert aber interessante Ansätze, um beispielsweise die Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit in die Berechnung zu integrieren. Die Ergebnisse zeigen in Teilen eine gute Übereinstimmung mit der Messung. Es fehlt aber teils noch an der physikalischen Erklärung (Exponentialansatz für die Elastizitätsfunktion) und einer weitergehenden Verifikation. Zusätzliche Abhängigkeiten wie die Temperatur müssen in die bestehende Formulierung integriert werden. In der folgenden Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Wellendichtungen ist das Modell deshalb nicht berücksichtigt.

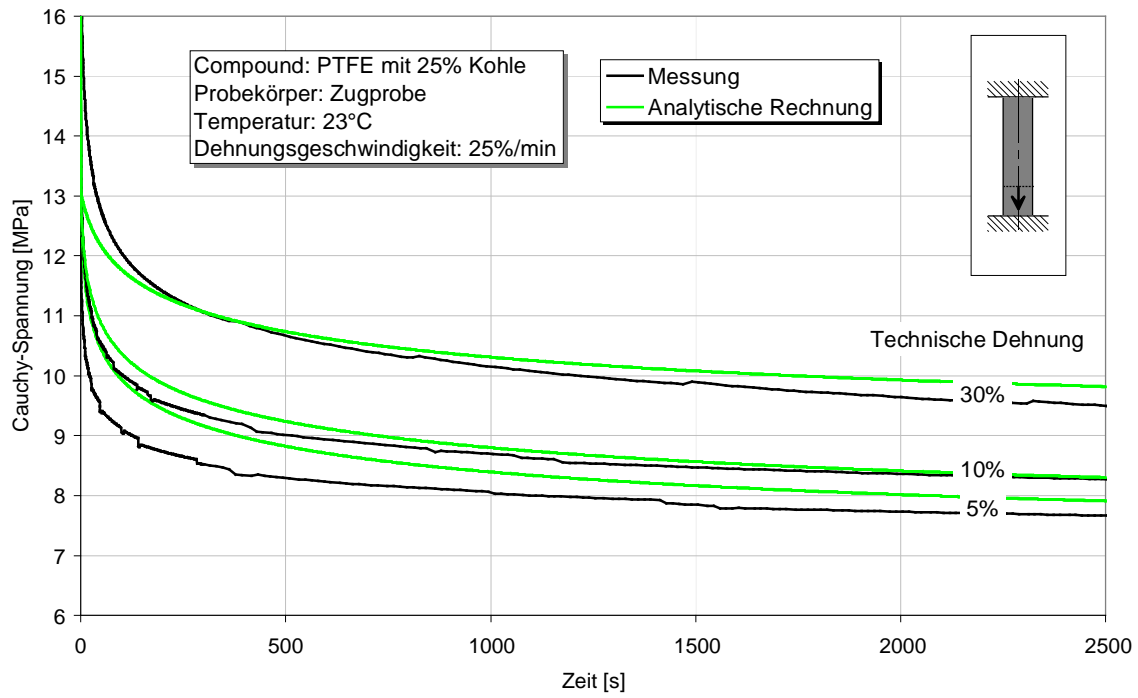


Bild 8.30: Vergleich der analytisch berechneten Relaxation mit Messungen

9 Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Wellendichtungen

In diesem Kapitel werden die entwickelten und in das Finite-Elemente-Programm MSC.MARC/Mentat implementierten Werkstoffmodelle auf PTFE-Wellendichtungen angewandt und die Simulationsergebnisse mit Experimenten verglichen. Anhand der Ergebnisse erfolgt eine Qualitätsbeurteilung der Werkstoffmodelle.

9.1 Untersuchte PTFE-Wellendichtungen

Die Untersuchungen wurden größtenteils an selber gefertigten druckbelasteten PTFE-Manschetten mit Nenndurchmesser 50mm durchgeführt, Bild 9.1. Abmessungen und Einbausituation entsprechen handelsüblichen Manschetten mit einem Einsatzbereich bis 1 MPa Druck. Die Manschette besteht aus einer PTFE-Scheibe die, zwischen zwei Blechen (stirnseitige und bodenseitige Einspannung) eingespannt, in das Gehäuse montiert und anschließend auf der Welle aufgeweitet wird. Die Abmessungen der als Standard verwendeten PTFE-Manschette sind in Tabelle 9.1 und Bild 9.3 wiedergegeben.

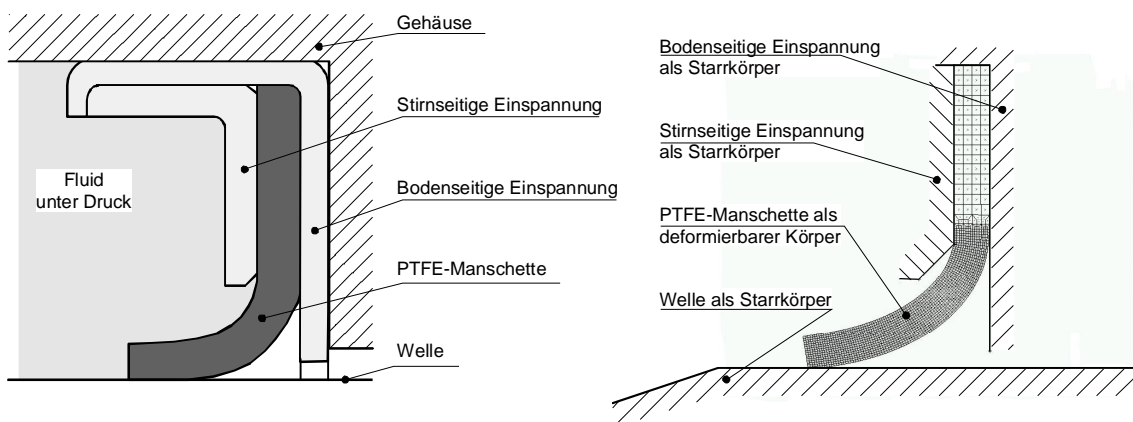


Bild 9.1: Prinzipbild und Finite-Elemente-Modell der druckbelastbaren PTFE-Manschette

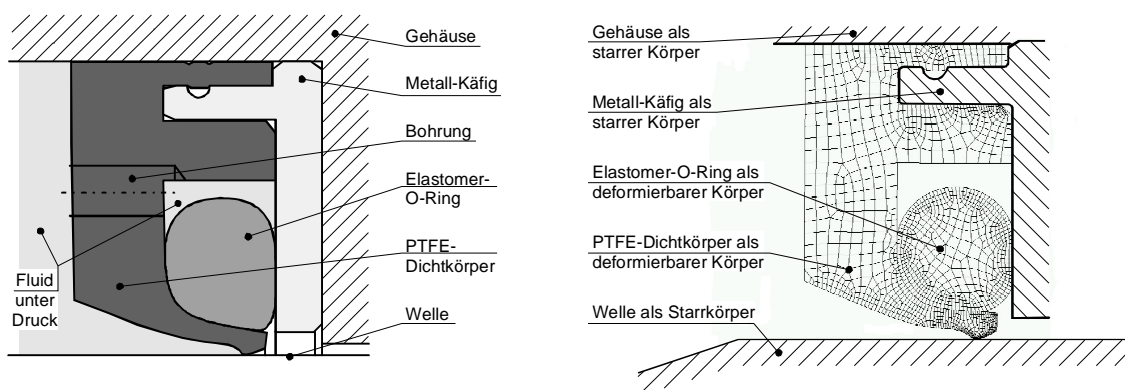


Bild 9.2: Prinzipbild und Finite-Elemente-Modell des entlasteten Wellendichtrings

Tabelle 9.1: Abmessungen der Standard-PTFE-Manschette und der Welle

<i>PTFE-Manschette</i>	Innendurchmesser der Manschette d_i	45 mm
	Dicke der Manschette t	1 mm
	Stirnseitiger Einspanndurchmesser d_s	57 mm
	Phase am stirnseitigen Einspanndurchmesser β_s	45°
	Bodenseitiger Einspanndurchmesser d_b	51 mm
<i>Welle</i>	Wellendurchmesser d_w	50 mm
	Winkel der Einfahrshräge α	20°
	Rundungsradius an der Einfahrshräge r	2 mm

Zur Umsetzung in die Finite-Elemente-Analyse wird die PTFE-Scheibe als deformierbarer Körper beschrieben und ihr Werkstoffverhalten durch die in Kapitel 8 entwickelten Werkstoffmodelle *A* bzw. *B* definiert. Die Steifigkeit und die Fließgrenze der drei Metallteile (stirnseitige Einspannung, bodenseitige Einspannung und Welle) sind ein Vielfaches höher als die des PTFE-Compounds. Ihre Verformung ist vernachlässigbar und sie werden in der Finite-Elemente-Analyse als starre Körper modelliert.

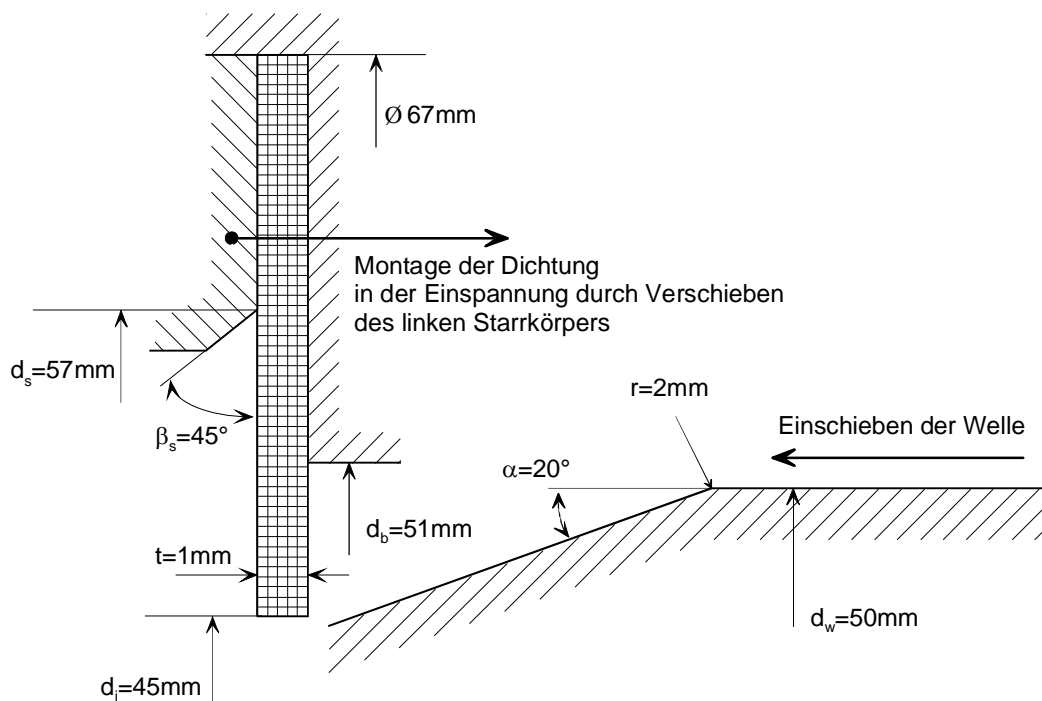


Bild 9.3: Abmessungen und Einbausituation der Standardmanschette für die Finite-Elemente-Analyse

Als Spezialdichtung für einen Druck bis 3 MPa wird ein Entlasteter Wellendichtring mit Abdichtdurchmesser 50 mm in die Untersuchungen einbezogen. Der in Bild 9.2 dargestellte Entlastete Wellendichtring besteht aus einem PTFE-Dichtkörper, einem Elastomer-O-Ring und einem Metall-Käfig [9.1]-[9.3].

Die Entlastete Wellendichtung wird in der Finite-Elemente-Analyse aus fünf Körpern aufgebaut: Der PTFE-Dichtkörper und der O-Ring, modelliert als deformierbare Körper, und die Metallteile (Metall-Käfig, Gehäuse und Welle), modelliert als starre Körper. Die Beschreibung des PTFE-Werkstoffverhaltens erfolgt ebenfalls über die entwickelten Werkstoffmodelle *A* bzw. *B*. Die Beschreibung des Werkstoffverhaltens des O-Rings aus Elastomer erfolgt über das Werkstoffgesetz von Mooney-Rivlin, [9.4]:

$$\sigma = 2\left(1 - \frac{1}{\lambda^3}\right)(\lambda \cdot C_{10} + C_{01}) \quad \text{mit} \quad \lambda = 1 + \varepsilon \quad (9.1)$$

9.2 Grundeinstellungen in MSC.MARC/Mentat

Voreinstellungen in MSC.MARC/Mentat zur Finite-Elemente-Analyse der PTFE-Wellendichtungen:

- 2½D-Darstellung (siehe Kapitel 8.1)
- Quad-4-Elemente mit linearer Ansatzfunktion (siehe Kapitel 8.1)
- *Large Displacement* (siehe Kapitel 8.1)
- *Updated-Lagrange procedure* (siehe Kapitel 8.1)
- Kommen druckbelastete Elementkanten in Kontakt mit anderen Körperkanten ist die Druckbelastung an dieser Elementkante auszuschalten. Die Subroutine *forcem* prüft automatisch, ob an einzelnen Elementkanten Kontakt zu anderen Körpern besteht. Ist dies der Fall, wird dort der Druck abgeschaltet [9.5].
- Zwischen PTFE-Manschette und Welle wird keine Reibung definiert.

9.3 Einfluß der Modellvernetzung

Druckbelastbare PTFE-Manschetten haben im Vergleich zu nicht druckbelastbaren PTFE-Manschetten eine kurze, dicke und damit steife Membran. Bei der Aufweitung auf der Welle wird die Membran entlang einer kurzen Biegelinie verformt und die einzelnen Elemente des Finite-Elemente-Modells stark verzerrt. Im Zusammenhang mit der linearen Ansatzfunktion und dem implementierten Werkstoffverhalten reagieren druckbelastbare PTFE-Manschetten empfindlicher auf den Vernetzungsgrad als nicht druckbelastbare PTFE-Manschetten oder Radial-Wellendichtringe aus Elastomerwerkstoffen.

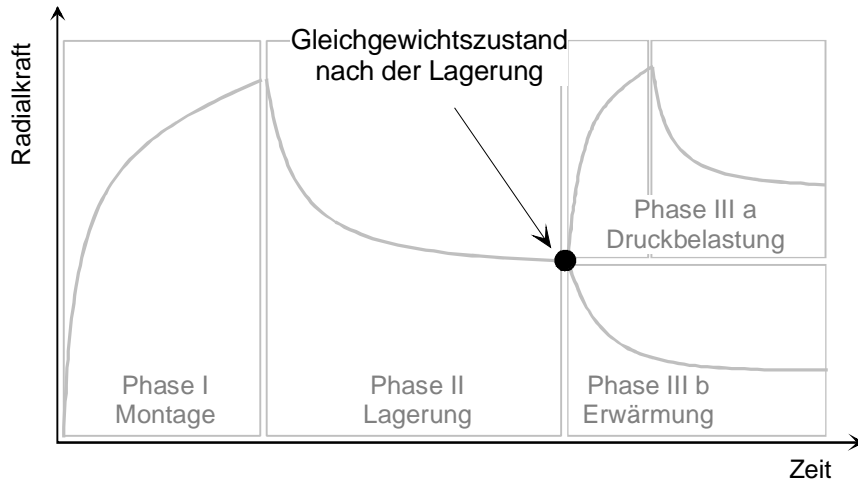


Bild 9.4: Vergleichsstelle zur Überprüfung des Werkstoffmodells A

Bild 9.5 zeigt am Beispiel der Standardmanschette, beschrieben durch das Werkstoffmodell A, den Einfluß der Vernetzungsdichte auf die berechnete Radialkraft im Gleichgewichtszustand nach der Lagerung entsprechend Bild 9.4. Die Vernetzung erfolgte mit nahezu quadratischen Elementen. Erst ab der für diese einfache Geometrie bereits recht hohen Elementezahl von 2560 ändert sich die Radialkraft nur noch gering und entspricht den Messungen. In der Folge wurde das Modell mit 2560 Elementen modifiziert. Durch Verwendung größerer Elemente im unkritischen Einspannbereich reduzierte sich die Elementezahl auf ca. 1600. Um eine Vergleichbarkeit der Finite-Elemente-Analyse zu gewährleisten, wurde die Vernetzungsdichte bei allen Simulationen beibehalten.

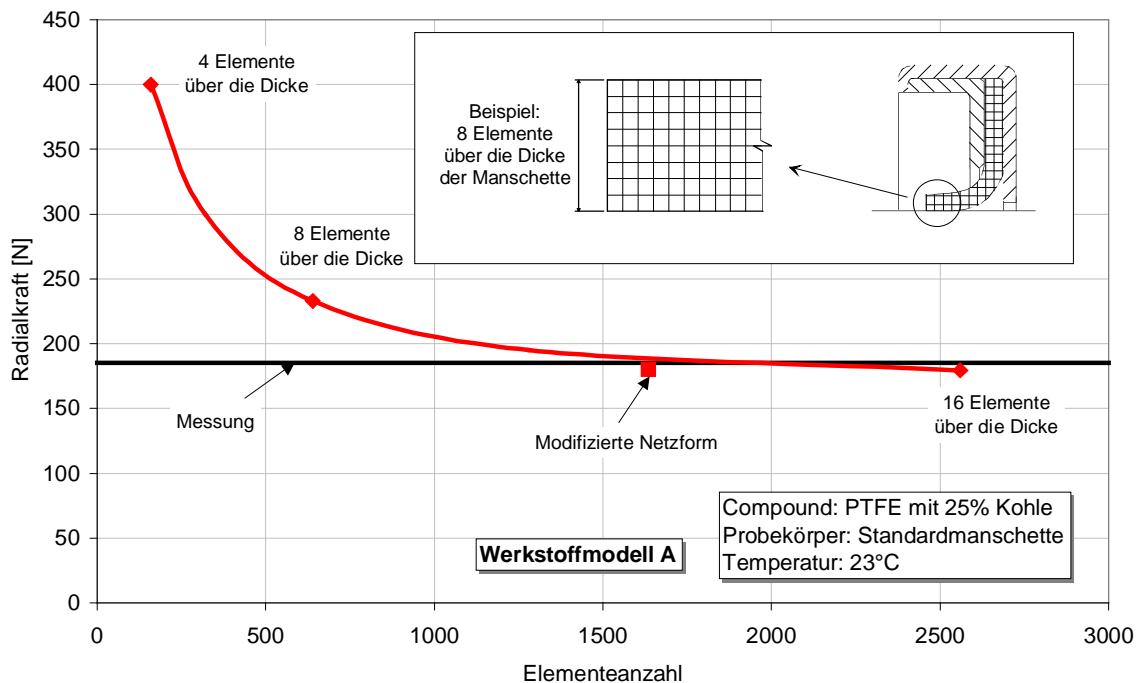


Bild 9.5: Einfluß der Vernetzungsdichte am Beispiel der Standardmanschette

9.4 Qualität des Werkstoffmodells A

Zur Überprüfung des Modells A (Einfachmodell) wurde an PTFE-Manschetten die Radialkraft im Gleichgewichtszustand entsprechend Bild 9.4 gemessen und mit der Finiten-Elemente-Analyse verglichen, Bild 9.6. Exemplarisch für den Einfluß der Fertigungstoleranz sind die Simulationsergebnisse bei einer mittleren Manschettendicke 1,025 mm und bei den beiden Extremwerten der zulässigen Fertigungstoleranz 1mm und 1,05mm dargestellt. Die Berechnungsergebnisse stimmen gut mit den Messungen überein.

Die Genauigkeit ist ausreichend, um das Modell A beispielsweise für Parametervariationen, Vergleichsrechnungen und erste Abschätzungen zu verwenden. Die Vorteile sind die einfache Bestimmung der Modellparameter, die einfache Implementierbarkeit in vorhandene Programmstrukturen und die kürzere Berechnungszeit.

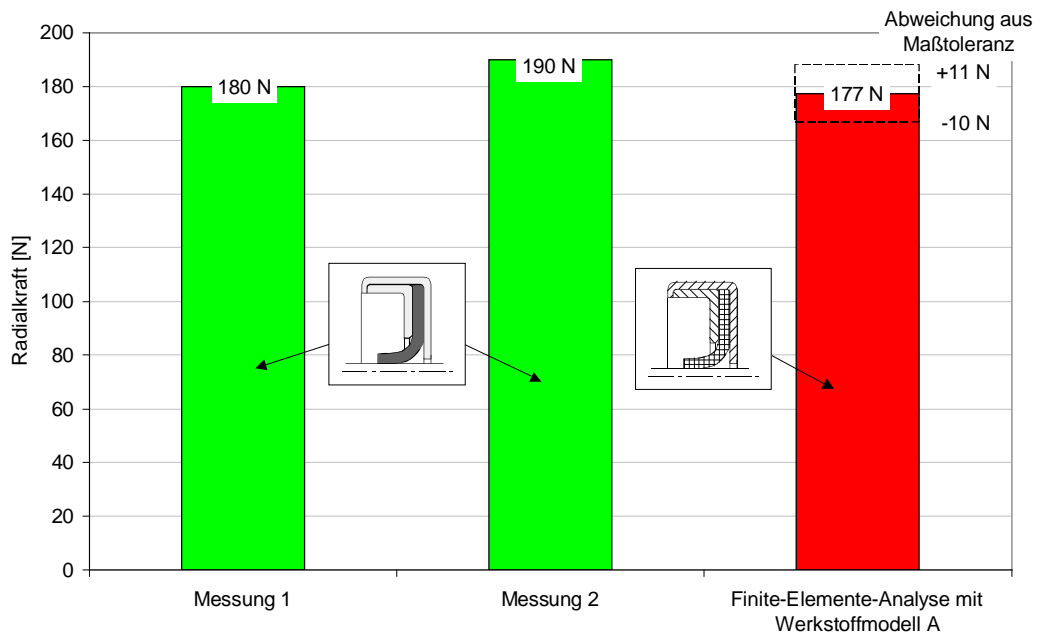


Bild 9.6: Qualität von Werkstoffmodell A nach 1h Relaxation

9.5 Parametervariation mit dem Werkstoffmodell A

Als Beispiel für die Einsatzmöglichkeit des Modells A wurde eine Parametervariation an PTFE-Manschetten durchgeführt. Variiert wurden für die Anpressung wichtige geometrische Größen wie die Manschettendicke t , der Innendurchmesser d_i und der stirnseitige Einspanndurchmesser d_s . Dargestellt ist der Gleichgewichtszustand nach einer Stunde Lagerung, Bild 9.4. Die Ergebnisse stimmen gut mit Parametervariationen von Pohl überein [9.6].

Im dichtungstechnisch zweckmäßigen Parameterbereich hat die Manschettendicke t den größten Einfluß auf die Radialkraft. Wie Bild 9.7 zeigt, steigt die Radialkraft von 50N bei $t = 0,5\text{mm}$ auf 320N bei $t = 1,5\text{mm}$ an.

Bei kleinen Innendurchmessern (41-42mm) ist die Überdeckung groß und die Manschette wird stark aufgeweitet, Bild 9.8. Die Folge ist eine höhere Radialkraft gegenüber der Standardmanschette und ein Abheben von der Welle am Lippenende der Manschette, der sogenannte Trompeteneffekt. Bei Innendurchmessern von 43mm bis 49mm ändert sich die Radialkraft nur

gering. Allerdings nimmt die radiale Beweglichkeit und damit die Fähigkeit, Laufungenauigkeiten der Welle auszugleichen, mit größerem Innendurchmesser ab.

Ausgehend von der Standardmanschette sinkt die Radialkraft mit zunehmendem Einspanndurchmesser geringfügig ab, Bild 9.9. Mit abnehmendem Einspanndurchmesser steigt die Radialkraft stark an. Grund ist die starke Verformung der Manschette und der sehr kleine Biegeradius. Auch hier ist der Trompeteneffekt gut erkennbar.

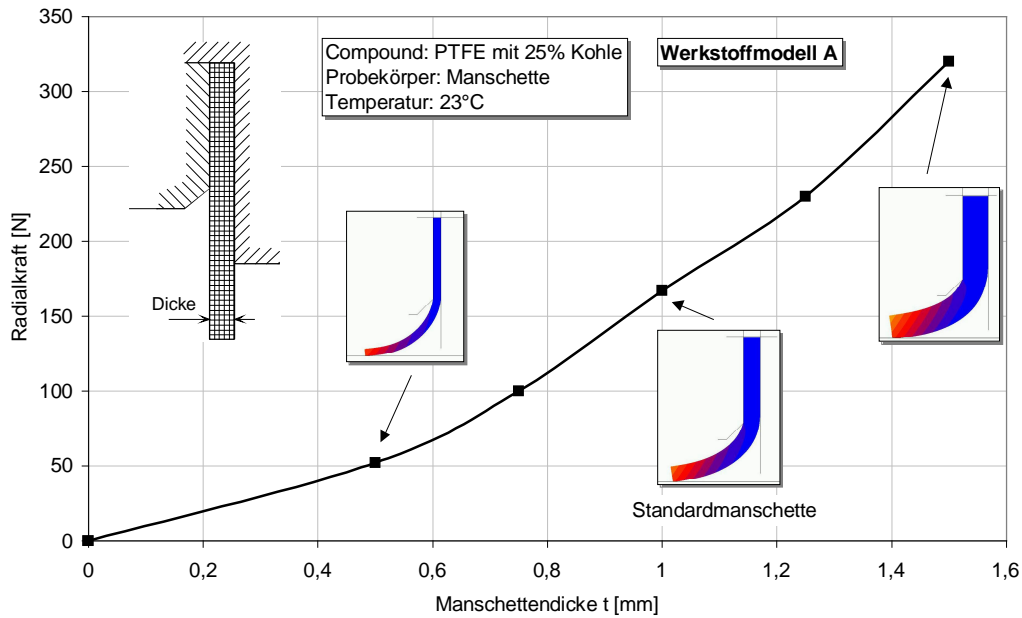


Bild 9.7: Finite-Elemente-Analyse der Radialkraft in Abhängigkeit von der Manschettendicke

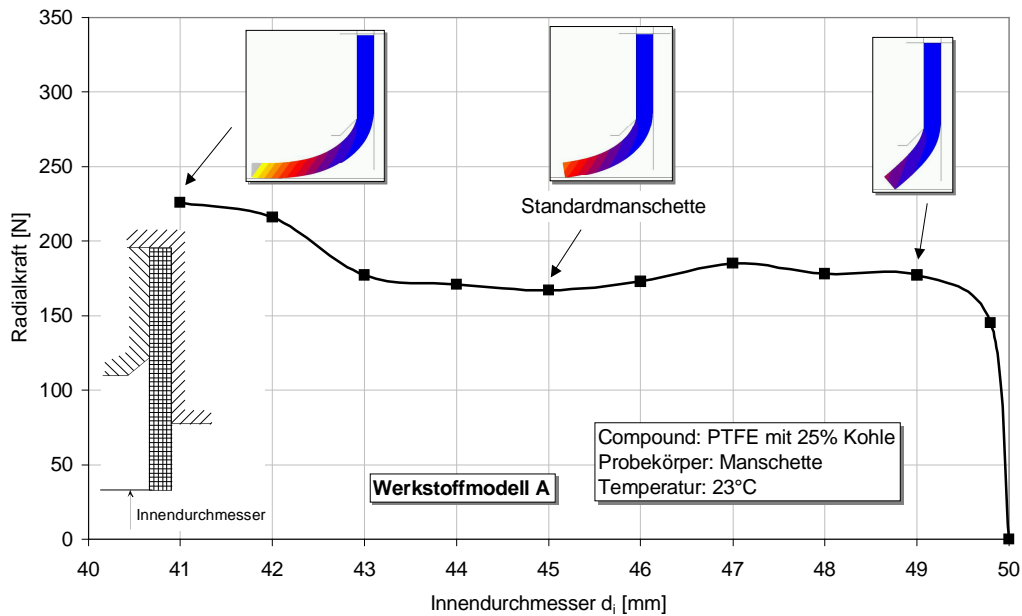


Bild 9.8: Finite-Elemente-Analyse der Radialkraft in Abhängigkeit vom Innendurchmesser

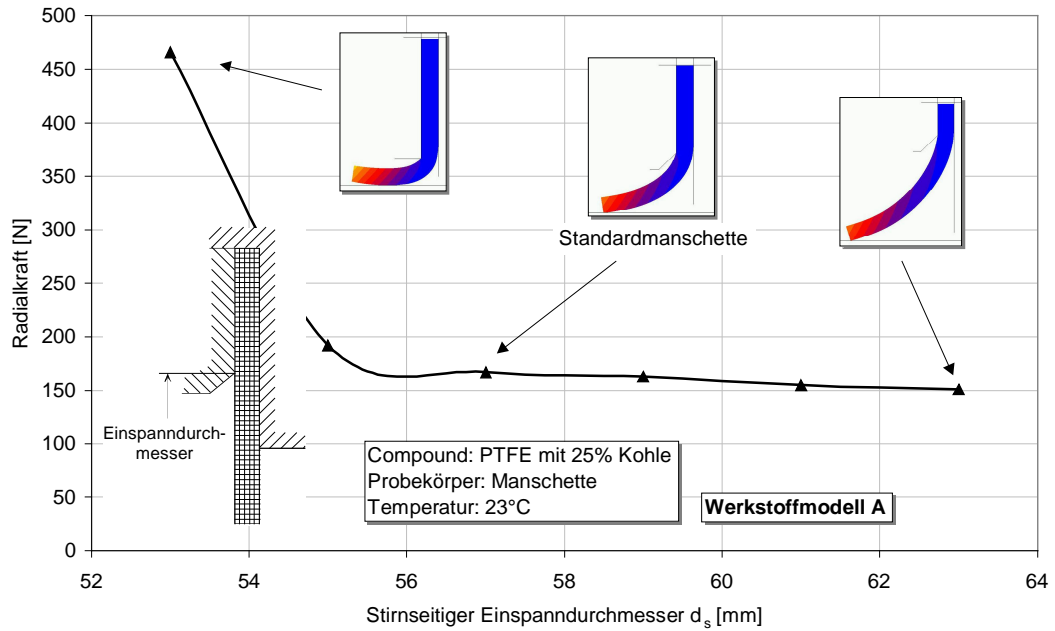


Bild 9.9: Finite-Elemente-Analyse der Radialkraft in Abhängigkeit vom Einspanndurchmesser

9.6 Finite-Elemente-Analyse an PTFE-Manschetten mit Werkstoffmodell B

In der Finite-Elemente-Analyse wurden die einzelnen Betriebsphasen von druckbelastbaren PTFE-Manschetten mit den Teilmodellen nach Bild 9.10 simuliert und, soweit möglich, anhand experimentellen Ergebnissen verifiziert. Im Einzelnen waren dies:

- Phase I – Montage auf die Welle bei Raumtemperatur,
- Phase II – Lagerung auf der Welle bei Raumtemperatur,
- Phase III a – Druckbeaufschlagung bei Raumtemperatur und
- Phase III b – Erwärmung.

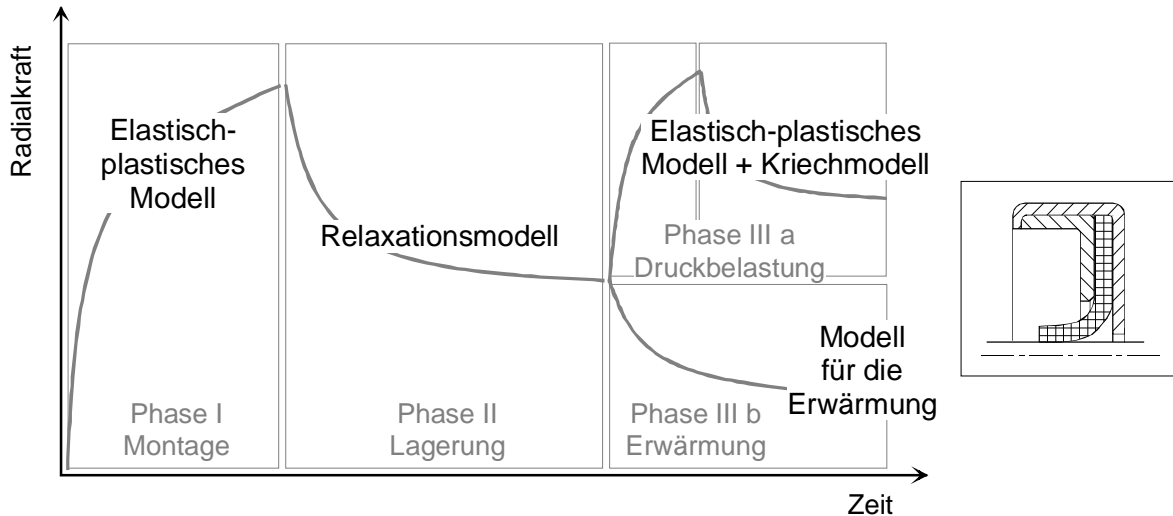


Bild 9.10: Verwendete Teilmodelle zur Finite-Elemente-Analyse der einzelnen Betriebsphasen

9.6.1 Phase I – Montage

Die Radialkraft und die Verformung ist während der Montage nur äußerst ungenau meßbar. Ein direkter Vergleich der Simulationsergebnisse mit Messungen ist nicht möglich. Die Übereinstimmung in den nachfolgenden Betriebsphasen mag als Indiz für die Qualität der Finite-Elemente-Analyse zur Montage genügen. Da jedoch die Montage das spätere Betriebsverhalten von PTFE-Wellendichtungen mit beeinflussen kann [9.7], werden hier einige Aspekte in der Finite-Elemente-Analyse näher untersucht.

Bei der Montage wird die PTFE-Scheibe in der Finite-Elemente-Analyse über die Einfahrschräge und die Rundung auf der Welle aufgeweitet, Bild 9.11.

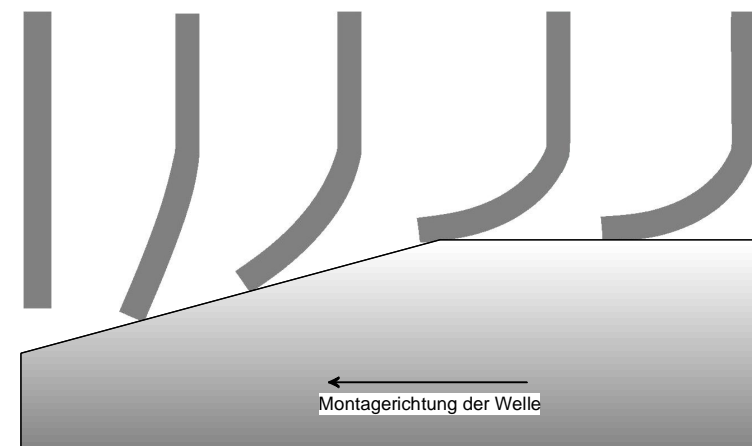


Bild 9.11: Aufweiten einer PTFE-Manschette in der Finite-Elemente-Analyse

Die Montage läßt sich in fünf Stadien unterteilen, Bild 9.12. Stadium 1 beschreibt die erste Berührung zwischen Manschette und Welle. Durch die Aufweitung entsteht eine Radialkraft und eine Axialkraft (Montagekraft).

Bei flachen Einfahrshträgen kommt es durch die initiale Linienberührung zu lokal starken plastischen Deformationen der Dichtkante und so zu einer starken radialen Stauchung, Bild 9.13 links. Dies führt im vollständig montierten Zustand zu einem leichten Trompeteneffekt. Bei steileren Einfahrshträgen (30°-40°) ist die radiale Stauchung geringer und die Manschette klappt sanft um, Bild 9.13 rechts. Gegenüber flachen Winkeln nimmt die Axialkraft zu.

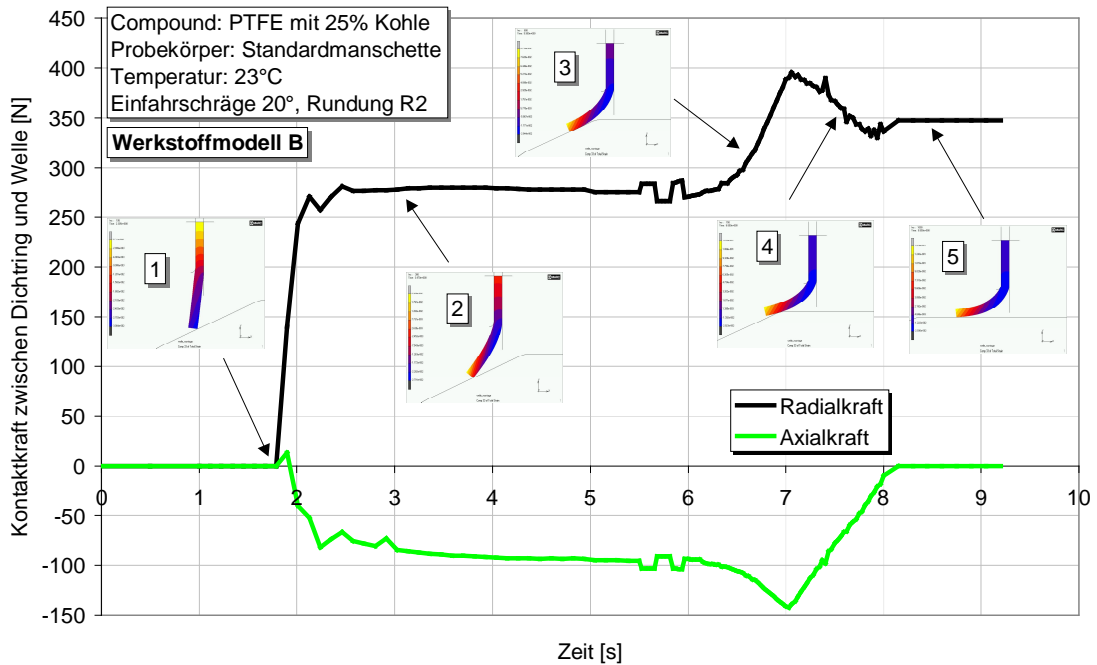


Bild 9.12: Finite-Elemente-Analyse der Radial- und Axialkraft bei Montage

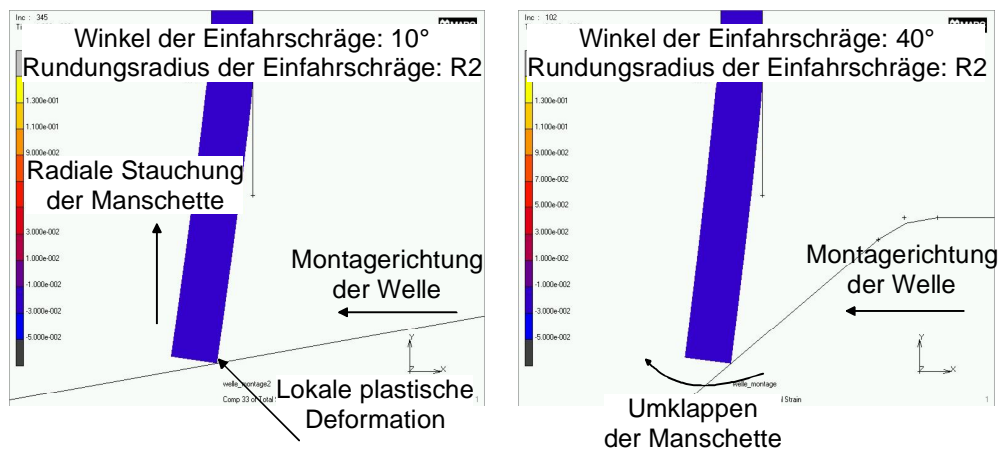


Bild 9.13: Erster Wellenkontakt bei Montage

Im Stadium 2 stülpt sich die Manschette bei nahezu gleichbleibender Radialkraft auf. Bei voller Anlage am Rücken ist ein weiteres Aufstülpen nicht mehr möglich (Beginn Stadium 3). Die Manschette wird in Umfangsrichtung stark aufgedehnt und der Kräfteinleitungspunkt von der Einfahrshträge in die Manschette verlagert sich nach oben, Richtung Einspannstelle im Gehäuse. Die Radialkraft und die Axialkraft steigen stark an.

Beim Gleiten über den Rundungsradius hebt die Dichtkante von der Welle ab. Anschließend entlastet die Dichtkante (Stadium 4) und die Dichtung erreicht ihren vollständig montierten Zustand (Stadium 5).

Generell sind die Unterschiede bei verschiedenen Einfahrshöhen im herstellereitig angegebenen Winkelbereich 10° - 30° gering. Die Radialkraftunterschiede im montierten Zustand sind deutlich kleiner als 10%, die Berührbreiten vergleichbar und die Kontaktzone zwischen Dichtung und Welle verlagert sich nur um wenige zehntel Millimeter. Diese Unterschiede dürften sich im Betrieb schnell durch den Verschleiß abbauen. Bei sehr steilen Winkeln wird die Axialkraft (Montagekraft) sehr hoch und es besteht die Gefahr der Beschädigung der Dichtkante. Bei sehr flachen Winkeln ist die radiale Stauchung sehr groß und es bildet sich eine Trompete. Alle weiteren Untersuchungen erfolgen mit einer Einfahrshöhe von 20° .

9.6.2 Phase II – Lagerung auf der Welle

Phase II beschreibt die Lagerung der PTFE-Manschette auf der Welle von der Montage bis zum Betrieb. Bild 9.14 vergleicht den in der Finite-Elemente-Analyse berechneten Radialkraftabfall mit experimentellen Messungen an PTFE-Manschetten unterschiedlicher Dicke. Vor der Messung wurden die Manschetten für wenige Sekunden auf einem Vormontagedorn aufgeweitet. Die initiale Radialkraft konnte demzufolge bei der Messung nicht erfaßt werden. Folglich liegt die gemessene Radialkraft zur Zeit null etwas unterhalb der berechneten. Die Übereinstimmung zwischen der Messung und der Finite-Elemente-Analyse ist über die gesamte Zeitdauer sehr gut. Der Radialkraftabfall nach einer Stunde beträgt durchschnittlich etwas über 40% und bestätigt aufs Neue, daß das Zeitverhalten des PTFE bei Wellendichtungen einen großen Einfluß auf die Radialkraft hat.

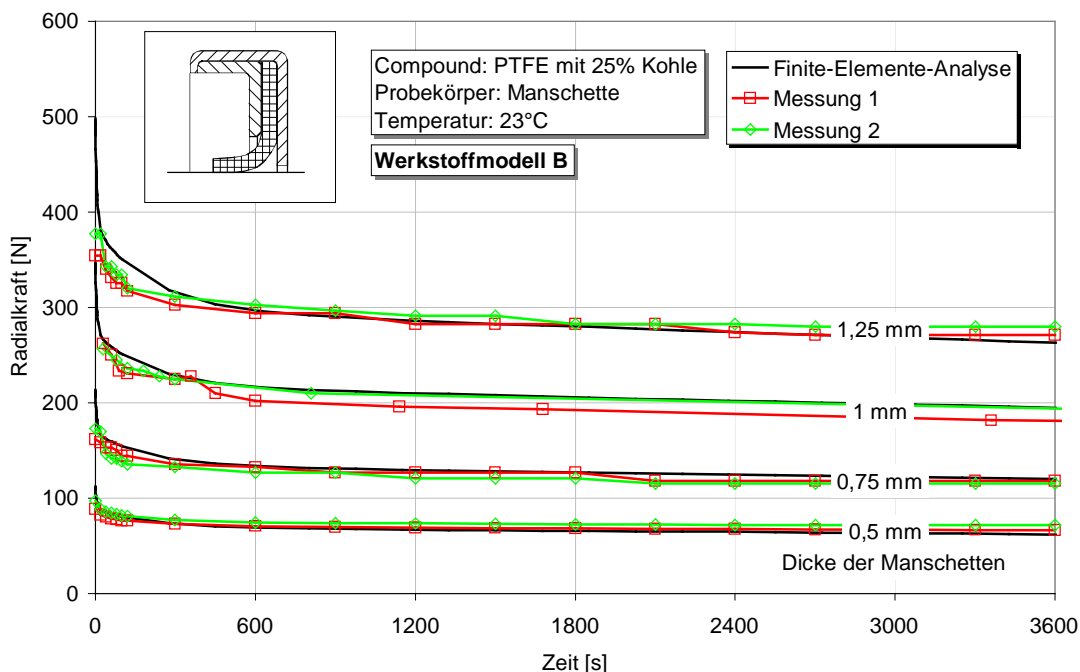


Bild 9.14: Finite-Elemente-Analyse des Radialkraftabfalls bei der Lagerung auf der Welle im Vergleich mit experimentellen Messungen

Anhand des Schnittabdrucks einer relaxierten, drucklos eingegossenen Manschette und der zugehörigen Finite-Elemente-Analyse wurde ein Konturvergleich angestellt. Wie Bild 9.15 zeigt, stimmen die Biegelinie, der bodenseitige Öffnungswinkel zur Welle und die Berührbreite makroskopisch gut überein. Die gute Übereinstimmung im Konturvergleich unterstreicht die Tauglichkeit des Werkstoffmodells B.

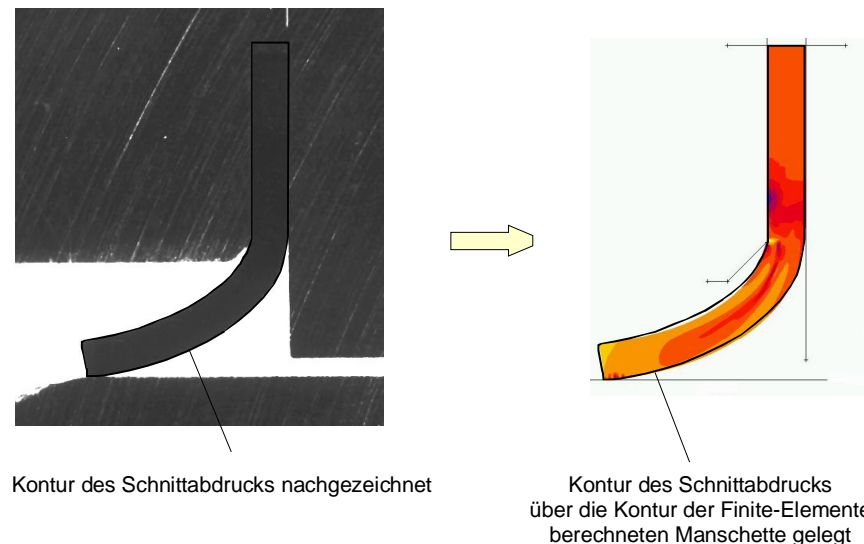


Bild 9.15: Konturvergleich des Schnittabdrucks und der Finiten-Elemente-Analyse nach der Lagerung auf der Welle

9.6.3 Phase III a – Druckbelastung

Wie in Kapitel 8 beschrieben, treten in Phase IIIa zwei Ursachen für viskose Effekte bei PTFE-Wellendichtungen auf. Dies ist zum Einen die initiale Aufweitung durch die Montage und zum Anderen die Druckbelastung. Bei isolierter Betrachtung der beiden Effekte erfolgt die mathematische Beschreibung der viskosen Effekte durch die initiale Aufweitung mit dem Relaxationsmodell und die mathematische Beschreibung der viskosen Effekte durch Druckbelastung mit dem Kriechmodell. An PTFE-Wellendichtungen treten aber beide Effekte gleichzeitig auf. Die zu klärende Frage ist: können einzelne Druckbereiche mit dem Relaxations- bzw. Kriechmodell berechnet werden, oder muß ein aufwendiger kombinierter Ansatz - Relaxation plus Kriechen – verwendet werden. Dazu wurde in der Finite-Elemente-Analyse das viskose Verhalten im Anschluß an die Montage und die Druckbelastung mit dem Relaxationsmodell und zum Vergleich mit dem Kriechmodell berechnet.

Bild 9.16 zeigt die gemessene Radialkraft in Abhängigkeit vom abzudichtenden Druck im Vergleich zur Finiten-Elemente-Analyse. Die Radialkräfte aus den Messungen und der Finiten-Elemente-Analyse mit dem Relaxationsmodell stimmen bis 0,4 MPa gut überein. Bei größerem Druck treten größere Abweichungen auf. Dies bestätigt sich auch im Konturvergleich in Bild 9.17. Bei 1 MPa Druck weicht die in der Finite-Elemente-Analyse berechnete Kontur erheblich vom Schnittabdruck des Eingusses ab.

Bei niedrigem Druck zeigt das Kriechmodell erwartungsgemäß große Radialkraftabweichungen von der Messung. Bei höherem Druck scheint das Kriechmodell gegenüber dem Relaxationsmodell zumindest von der Nachbildung der Deformation her besser geeignet zu sein. So zeigt der Konturvergleich bei 1 MPa ein sehr gutes Ergebnis, Bild 9.17. In der Finite-

Elemente-Analyse ist lediglich die Lippe etwas kürzer, was aber möglicherweise auf fertigungsbedingte Unterschiede im Innendurchmesser zurückzuführen ist. Die Spaltbildung im Einspannbereich und der Trompeteneffekt durch die Druckbeaufschlagung werden in guter Qualität abgebildet, Bild 9.18.

Eine vergleichende Finite-Elemente-Analyse mit Werkstoffmodell A zeigt über den gesamten Druckbereich eine bessere Übereinstimmung mit den Meßwerten als das Werkstoffmodell B.

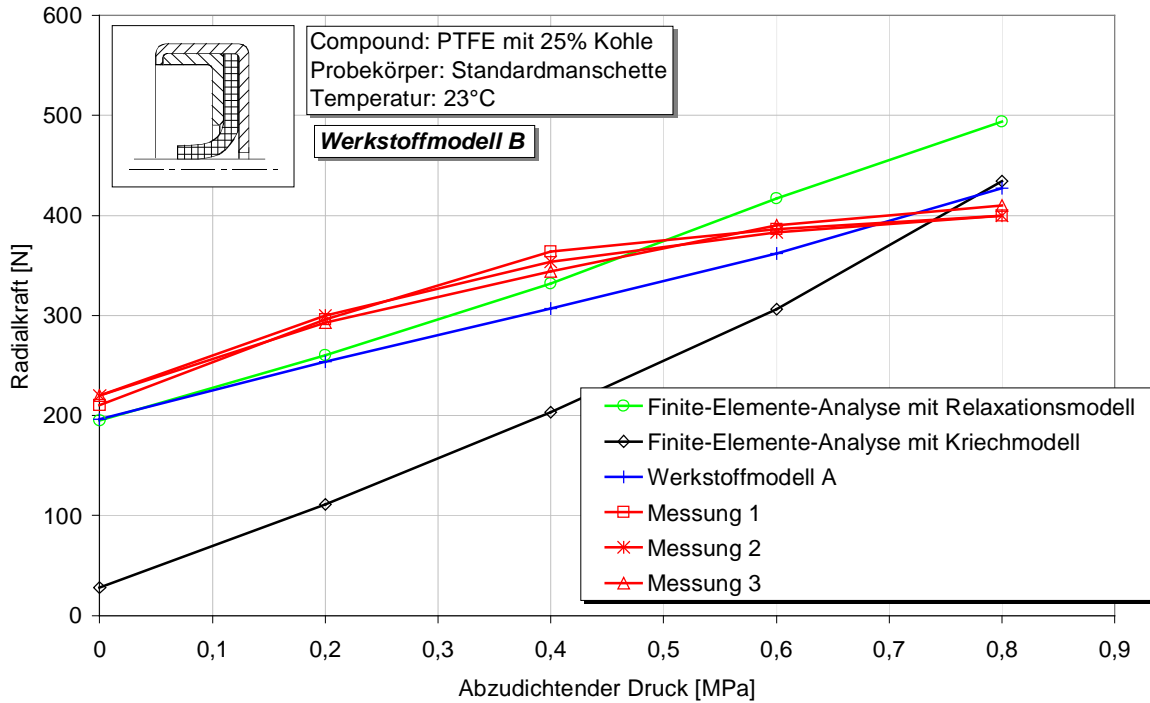


Bild 9.16: Vergleich der Finite-Elemente berechneten druckabhängigen Radialkraft mit Messungen

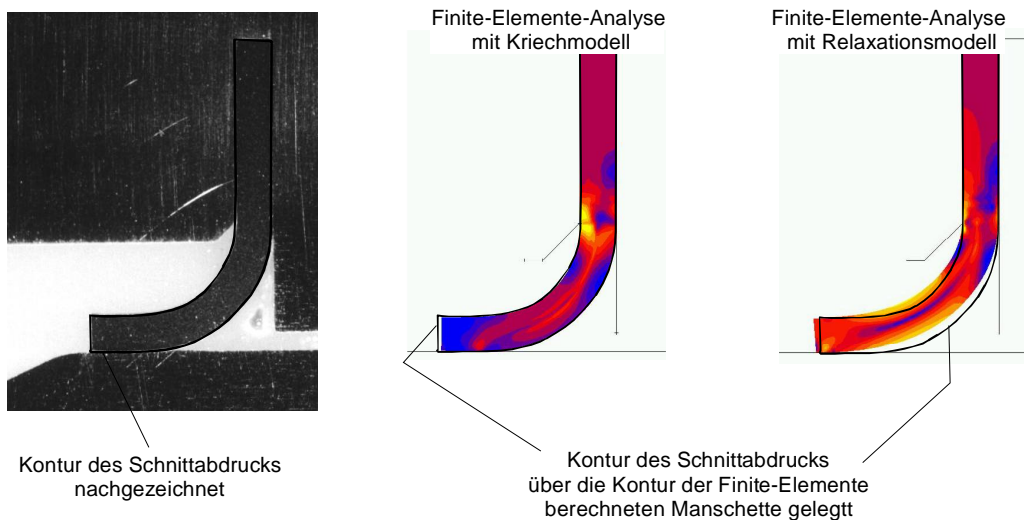


Bild 9.17: Konturvergleich des Schnittabdrucks und der Finiten-Elemente-Analyse bei 1 MPa Druck

Das Relaxationsmodell eignet sich besser für niedrigen Druck, während das Kriechmodell, zumindest was die Nachbildung der Verformung betrifft, eher für höheren Druck geeignet ist. Dies bestätigt auch die in Bild 9.19 dargestellte Untersuchung. Die Finite-Elemente-Analyse der axialen Länge der PTFE-Manschette bei Aufweitung auf der Welle, berechnet mit dem Relaxationsmodell, und der Dichtkantenverschiebung bei Druck (Relaxationsmodell bis 0,4 MPa, Kriechmodell ab 0,4MPa) stehen in guter Korrelation zur Messung.

Auf Basis dieser Erkenntnisse sollte nachfolgend die Kriechformulierung nach Gleichung (8.25) angewendet werden. Eine weitere Überprüfung auch bei höherem Druck wäre ebenfalls notwendig. In Anbetracht der guten Übereinstimmung von Messung und Rechnung bei der Verformung ist auch das Meßprinzip der Radialkraft unter Druck einer kritischen Betrachtung zu unterziehen.

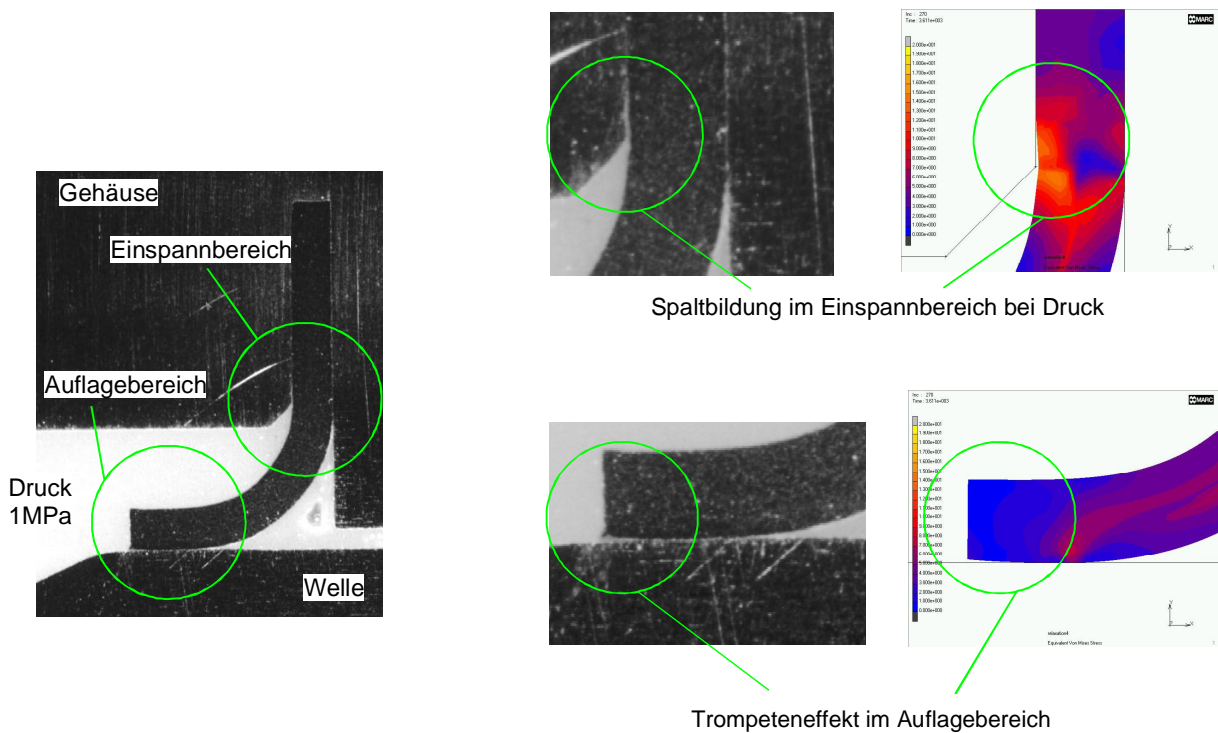


Bild 9.18: Detailbetrachtung des Schnittabdrucks und der Finite-Elemente berechneten Kontur

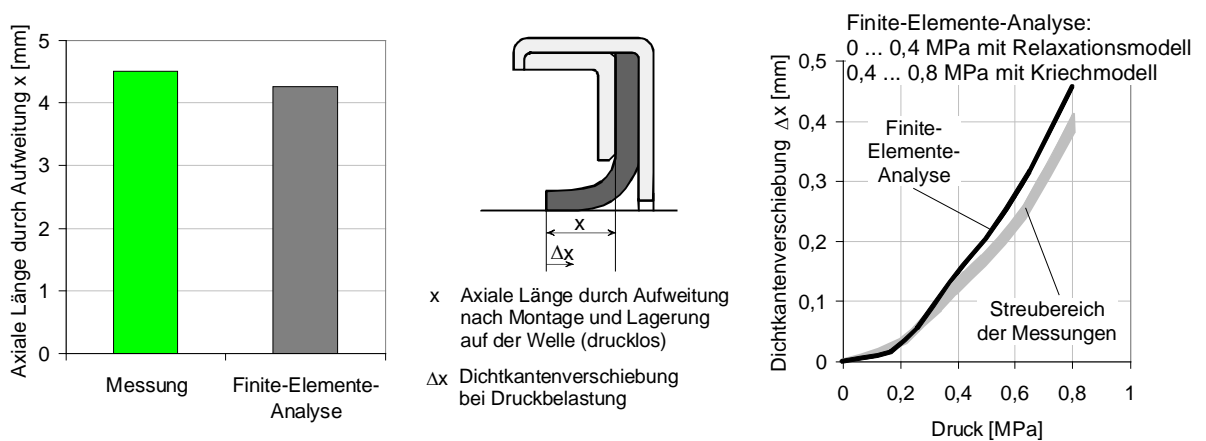


Bild 9.19: Axiale Aufweitung der PTFE-Manschette und Dichtkantenverschiebung bei Druck

9.6.3.1 Trompeteneffekt

Am Beispiel des Trompeteneffekts wird die Eignung der Finiten-Elemente-Analyse zur Untersuchung von Dichtungsphänomenen gezeigt.

Der kontinuierliche Verschleiß des PTFE-Materials bei Wellenrotation stellt eine der typischen Ausfallursachen von druckbelasteten PTFE-Manschetten dar. Verschleißverstärkend wirkt der Trompeteneffekt, der teilweise bei Aufweitung der Manschette und bei höherem Druck auftritt. Dabei hebt die PTFE-Manschette am Lippenende von der Welle ab und verschleißt im Auflagebereich verstärkt. In Untersuchungen [9.8] verschlissen mehrere mit 1 MPa Druck belastete PTFE-Manschette bereits nach knapp 2000h derart, daß Risse in Umfangsrichtung entstanden, durch die Öl austrat.

Sui [9.7] erklärt den Trompeteneffekt am Beispiel nicht druckbelastbarer PTFE-Manschetten über den Verzerrungszustand in der Kontaktzone. Insbesondere bei einer großen Überdeckung neigen Manschetten zum Trompeteneffekt. Bei kleiner Überdeckung ist die Gefahr des Trompeteneffekts gering.

Zur näheren Analyse des Trompeteneffekts bei Druck wurde ein einfaches Experiment in der Finite-Elemente-Analyse durchgeführt und die Verformung der Manschette betrachtet, Bild 9.20. Berechnet mit dem Werkstoffmodell B liegt die Radialkraft der PTFE-Manschette bei 1,5 MPa Druck in der Finite-Elemente-Analyse bei 954N. Eine vereinfachend rein elastisch modellierte Druckentlastung der Manschette zeigt, daß der Radialkraftanteil aus der initialen Aufweitung gegenüber dem Druckanteil gering ist und zur Radialkraft von 954N nur einen kleinen Beitrag liefert. Allein aus der radialen Druckkomponente ergibt sich nur eine radiale Anpreßkraft (Druck multipliziert mit der axialen Wirkfläche) von 880N. Davon wird aber noch ein Teil in der Einspannung und durch innere Verformungen der Manschette aufgenommen. Das heißt, die Radialkraft wird nicht ausschließlich durch die druckinitiierte radiale Anpreßkraft aufgebracht. Den fehlenden Anteil zur radialen Anpressung erzeugt die axiale Druckkomponente. Diese verschiebt die Dichtkante der PTFE-Manschette zur Bodenseite.

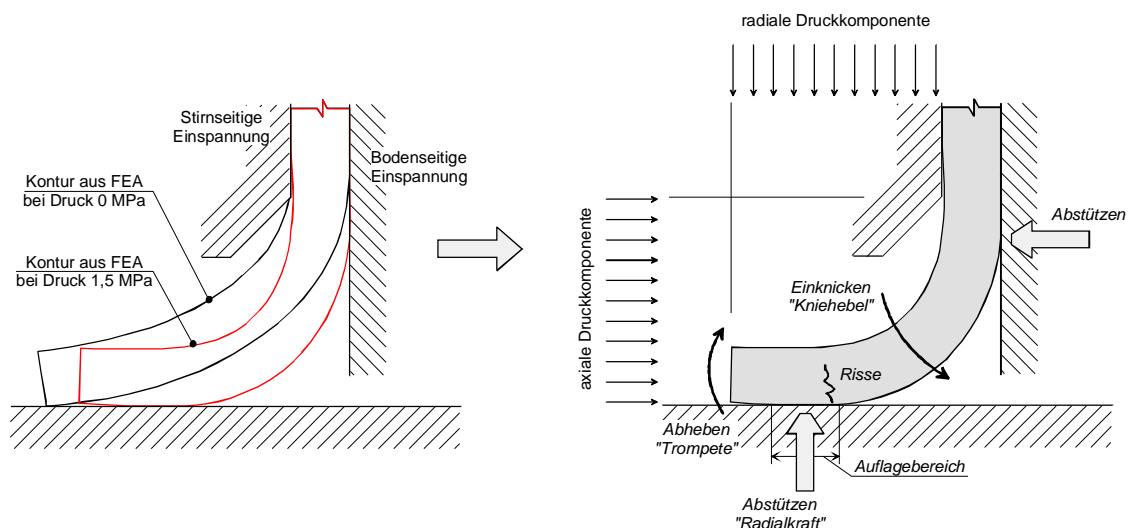


Bild 9.20: Trompeteneffekt an einer PTFE-Manschette bei Druck

Der Biegeradius der Manschette verringert sich – sie „knickt“ ein und stützt sich im Auflagebereich verstärkt auf der Welle ab. Dies wird als Kniehebeleffekt bezeichnet. Gleichzeitig

verschiebt sich die Auflagefläche der Manschette nach rechts zur Bodenseite. Zusammen mit dem verringerten Biegeradius führt dies zum Abheben der Manschette am Lippenende (Trompeteneffekt). Bei der untersuchten PTFE-Manschette zeigt sich bereits bei einem Druck von 0,6 MPa ein erstes Abheben.

9.6.4 Phase III b – Erwärmung

Infolge der Relaxation während der Lagerung geht die radiale Anpressung auf die Welle deutlich zurück. Durch die Erwärmung verringert sich die Anpressung weiter. Wird die Anpressung zu gering, ist Leckage die Folge.

Um das Dichtungsverhalten bei Erwärmung in der Finite-Elemente-Analyse zu simulieren, ist die gesamte Belastungshistorie von der Montage über die Lagerung bis zur Erwärmung zu modellieren. Im Anschluß an die Phase II, der Lagerung auf der Welle, wird die PTFE-Manschette schrittweise erwärmt. Das Materialverhalten in der Phase IIIb ergibt sich in der Finiten-Elemente-Analyse aus:

- der Abnahme der Steifigkeit und Festigkeit bei Erwärmung,
- der Wärmedehnung des PTFE-Compounds und
- der viskoelastischen Rückverformung.

Bild 9.21 zeigt die Ergebnisse der Finite-Elemente-Analyse im Vergleich zu Messungen am Beispiel der Radialkraft. Der gemessene Radialkraftabfall von 200N bei 23°C auf 75N bei 100°C kann in der Finiten-Elemente-Analyse nachgestellt werden. Im Gegensatz dazu fällt die Radialkraft ohne viskoelastische Rückverformung bereits bei etwas über 100°C auf null und weicht stark von den Messungen ab.

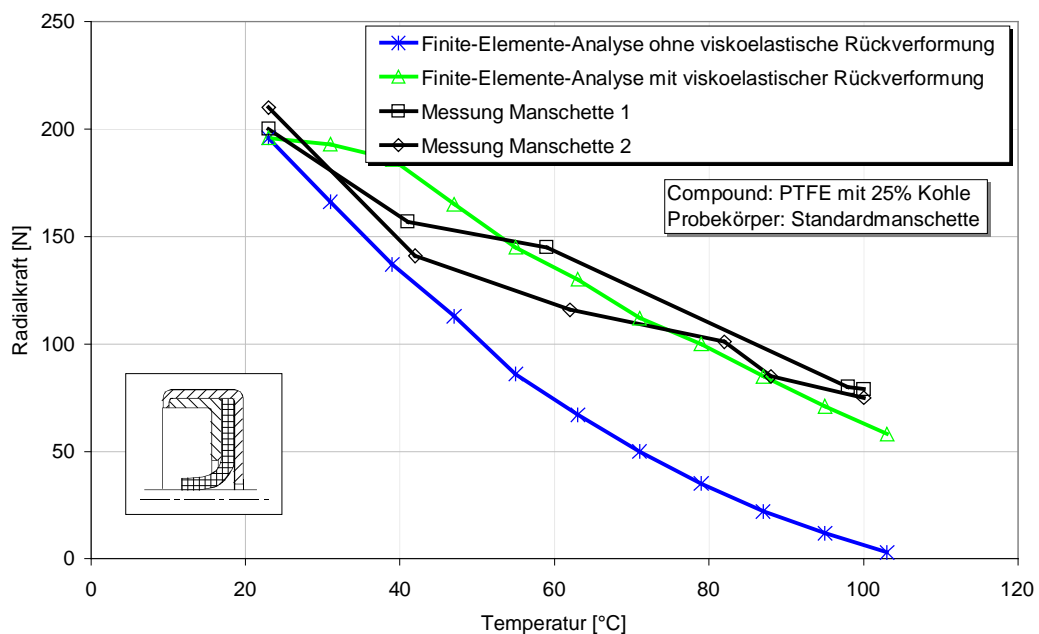


Bild 9.21: Radialkraft der PTFE-Manschette in Abhängigkeit von der Temperatur

9.7 Finite-Elemente-Analyse am Entlasteten Wellendichtring

Bei der Finite-Elemente-Analyse des Entlasteten Wellendichtrings als Spezialdichtung für höheren Druck wird besonderes Augenmerk auf das Zeitverhalten in Phase II und das Verhalten bei Druckbelastung in Phase IIIa gelegt. Die Beschreibung des Werkstoffverhaltens erfolgte mit Werkstoffmodell B.

9.7.1 Phase II – Lagerung auf der Welle

Die untersuchten Entlasteten Wellendichtringe wurden vom Dichtungshersteller einbaufertig und vorverformt bezogen. Entsprechend niedriger fällt der gemessene Maximalwert der Radialkraft direkt nach der Montage aus. So fiel die Radialkraft in der Messung von einem Maximalwert von 515N nach einer Stunde auf 335N ab, Bild 9.22. In der Finite-Elemente-Analyse, mit einem Modell entsprechend dem unverformten Urzustand, verringerte sich die Radialkraft von einem höheren Maximalwert von 600N auf 310N. In Anbetracht der komplexen Geometrie und Belastung ist die Übereinstimmung zwischen Messung und Finite-Elemente-Analyse befriedigend.

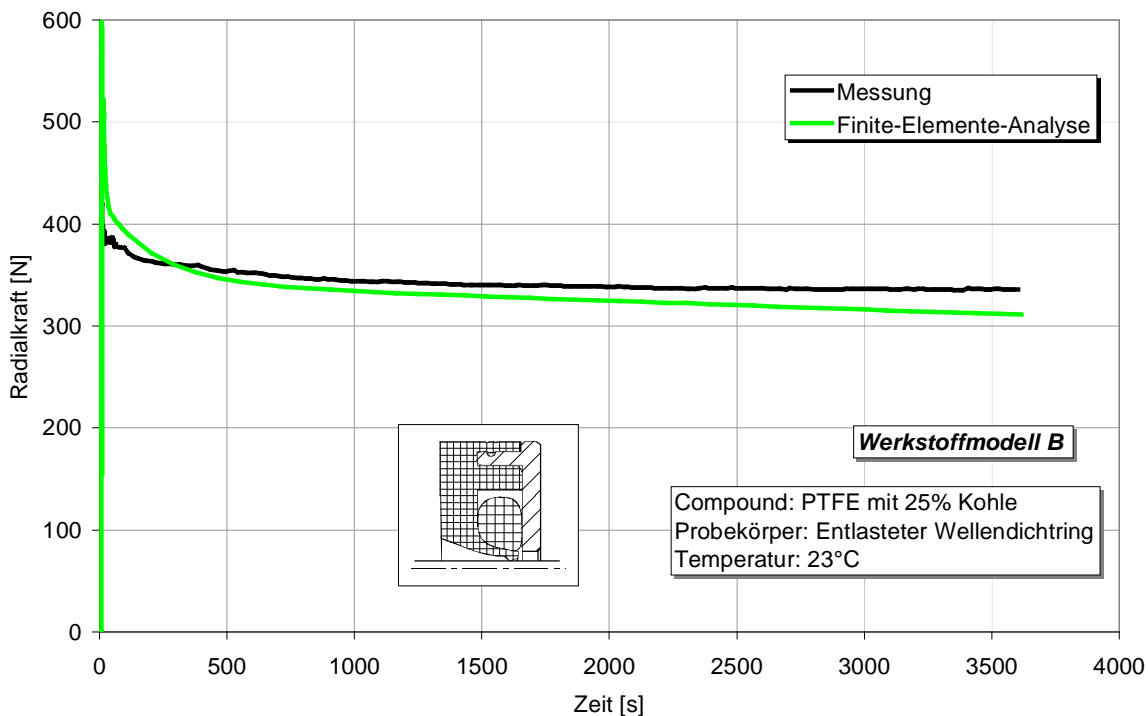


Bild 9.22: Finite-Elemente berechnete Radialkraftabnahme bei Lagerung auf der Welle im Vergleich zur Messung

9.7.2 Phase III a - Druckbelastung

Gegenüber den bisher betrachteten PTFE-Manschetten ist der Entlastete Wellendichtring für einen höheren Druck bis 3 MPa geeignet. Da für diese Untersuchungen das Prüfmodul zur Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft F_R noch nicht verfügbar war, erfolgte die Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft näherungsweise aus Reibmomentmessungen M_R nach folgender Formel:

$$F_R = \frac{2 \cdot M_R}{f \cdot d} \quad (9.2)$$

mit der Reibzahl $f = 0,1$ nach Müller [9.9] und Haiser [9.10]. Zur Überprüfung der Umrechnung wurde exemplarisch an einem Entlasteten Wellendichtring die Radialkraft im drucklosen Zustand gemessen, Bild 9.23.

In der Finite-Elemente-Analyse erfolgte die Berechnung der druckabhängigen Radialkraft sowohl über das Relaxationsmodell als auch über das Kriechmodell, Bild 9.23. Infolge der Streuung der Messungen ist eine eindeutige Aussage, welches der beiden Modelle besser geeignet ist, nicht möglich. Die Finite-Elemente-Analyse mit dem Relaxationsmodell stimmt über den gesamten Druckbereich besser mit den Messungen überein. Demgegenüber nähert sich die mit dem Kriechmodell berechnete Radialkraft erst ab einem Druck von 1,5MPa dem Meßbereich der Radialkraft.

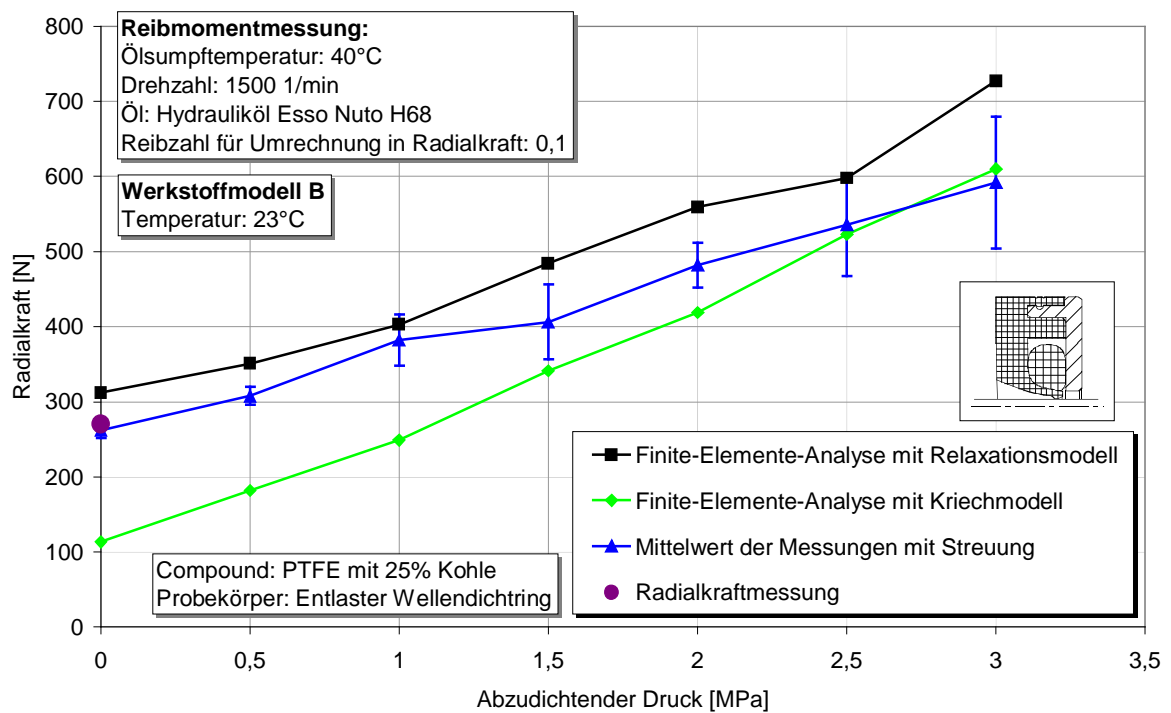


Bild 9.23: Mit der Finite-Elemente-Analyse berechnete Radialkraft bei Druckbelastung im Vergleich zu Meßwerten

10 Zusammenfassung und Ausblick

Den Anforderungen des Marktes nach immer leistungsfähigeren und preiswerteren Dichtungen mit immer kürzeren Entwicklungszeiten wird durch zunehmenden Einsatz der Finite-Elemente-Analyse Rechnung getragen. Bis dato größtes Defizit der Finite-Elemente-Analyse ist es, daß Werkstoffmodelle und Werkstoffdaten für die eingesetzten Materialien, meist Kunststoffe, oft nicht in ausreichender Qualität für die verschiedenen Betriebsbedingungen vorliegen. Insbesondere bei den in zunehmendem Maße eingesetzten PTFE-Compounds besteht noch ein großer Forschungsbedarf. Zum Teil wird noch immer mit zu einfachen Werkstoffmodellen gearbeitet. Die Ergebnisse sind zwangsläufig fehlerbehaftet und teils nur qualitativ nutzbar.

Ziel dieser Arbeit war es, Werkstoffmodelle für die Finiten-Elemente-Analyse von PTFE-Wellendichtungen zu entwickeln. An einfachen Werkstoffproben erfolgte die Untersuchung des Werkstoffverhaltens von dichtungstechnisch relevanten PTFE-Compounds. Die auf Basis der Versuchsergebnisse entwickelten mathematischen Modelle beschreiben das Werkstoffverhalten. Implementiert in ein handelsübliches Softwarepaket zur Finite-Elemente-Analyse erfolgte die Anwendung der Werkstoffmodelle zur Verifizierung auf PTFE-Werkstoffproben und auf PTFE-Wellendichtungen. Abschließende Messungen an Wellendichtungen dienten zum Nachweis der Praxistauglichkeit der Werkstoffmodelle.

In Voruntersuchungen zeigten alle untersuchten PTFE-Compounds ein qualitativ vergleichbares Verhalten. Als Ergebnis sind diese PTFE-Compounds zumindest für Standardversuche mit den gleichen Werkstoffmodellen beschreibbar. So sind jeweils nur die compoundspezifischen Werkstoffkennwerte anzupassen.

Kennzeichnend für alle Compounds ist die ausgeprägte Nichtlinearität im Spannungs-Dehnungs-Verhalten. Bereits bei kleinen Dehnungen beginnt der Werkstoff zu fließen. Weiter zeigen die Compounds eine große Zeit- und Temperaturabhängigkeit. Mit zunehmender Versuchszeit bauen sich die Spannungen im Werkstoff durch viskose Effekte stark ab und mit steigender Temperatur sinkt die ertragbare Spannung. Spezielle Effekte wie die nichtlineare Wärmeausdehnung, die Zug-Druck-Unterschiede oder der Druckspannungsverlust beim Temperaturgang komplettieren das komplexe Werkstoffverhalten.

Eine einfache, wenn auch eingeschränkte Beschreibung des Werkstoffverhaltens, liefert die aus Relaxationsversuchen ermittelte Gleichgewichtsfließkurve. Geeignet ist dieses Modell für Variantenvergleiche und um erste Einblicke in das Dichtungsverhalten zu gewinnen. Um die Belastungshistorie der Dichtung - Montage, Lagerung auf der Welle und Betrieb – abzubilden, ist die Gleichgewichtsfließkurve nicht ausreichend.

Die Modellbildung zur mathematischen Beschreibung der Belastungshistorie erfolgte mit einem elastisch-plastischen Modell zur Beschreibung der Montage, einem Relaxationsmodell zur Beschreibung der Lagerung auf der Welle, einem Kriechmodell zur Beschreibung des Verhaltens bei höherem Druck und einem Modell zur Beschreibung der viskoelastischen Rückverformung bei Erwärmung.

Die Beschreibung des elastisch-plastischen Verhaltens gelang mit dem Fließkriterium nach von Mises, der Fließregel nach Prandtl-Reuss und einer kombinierten Verfestigungsregel. Das im Zugversuch gemessene Spannungs-Dehnungs-Verhalten wurde über einen statistischen Ansatz approximiert. Die Zug-Druck-Unterschiede konnten für den untersuchten PTFE-Kohle-Compound vernachlässigt werden. Das Relaxationsmodell basiert auf einem mechanischen Ersatzmodell, dem verallgemeinerten Maxwell-Modell. Die nichtlinear-viskoelastische Cha-

rakterisierung gelang durch Einführung von Nichtlinearitätsfaktoren. Unter Einbeziehung der isochronen Darstellung von Kriech- und Relaxationskurven wurde ein vereinfachtes Kriechmodell aus dem Relaxationsmodell entwickelt. Ein rein phänomenologischer Ansatz beschreibt die von Wüstenhagen und Müller postulierte viskoelastische Rückverformung.

Die Implementierung der Modelle in das FE-Programmpaket MSC.MARC/Mentat über vorhandene Programmbausteine ist nur in geringem Umfang möglich. Zu wesentlichen Teilen wurden die Modelle in Unterprogrammen programmiert. Dies betraf das temperaturabhängige elastisch-plastische Modell, das Relaxationsmodell, das Kriechmodell und das Modell zur viskoelastischen Rückverformung.

Die Modelle wurden auf druckbelastbare PTFE-Manschetten und den Entlasteten Wellendichtring angewendet und im Versuch verifiziert. Die Finite-Elemente-Analyse mit den implementierten Werkstoffmodellen beschreibt das Dichtungsverhalten in den verschiedenen Phasen: Montage, Lagerung auf der Welle, Druckbelastung und Erwärmung in guter Qualität.

Generell ist bei dicken Manschetten mit kleinem Biegeradius, wie den hier untersuchten druckbelastbaren Manschetten, Sorgfalt bei der Vernetzung geboten. Bei Verwendung von Quad-4-Elementen mit linearer Ansatzfunktion hängt das Berechnungsergebnis stark von der Vernetzungsdichte ab.

Als Ergebnis dieser Arbeit stehen nun Modelle zur Verfügung, mit denen eine Vielzahl an funktionswichtigen Dichtungseigenschaften in der Finite-Elemente-Analyse untersucht werden können. Die Finite-Elemente-Analyse kann somit zielgerichteter zur Entwicklung von PTFE-Wellendichtungen eingesetzt werden.

11 Literaturverzeichnis

Zu Kapitel 1

- [1.1] Müller, H.K.: Abdichtung bewegter Maschinenteile. Waiblingen: Medienverlag Ursula Müller, 1990.
- [1.2] Diehl, K.: Wellendichtung mit Kunststoffmanschette. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure. Band 80, Nr. 42, S. 1282-1283, Oktober 1936.
- [1.3] Olbrich, M.; Haas, W.; Wüstenhagen, G.: Innovation durch Kooperation. Analyse handelsüblicher Radialdichtelemente und Entwicklung einer neuen Bauform mit erweiterten Leistungsgrenzen. Ölhydraulik und Pneumatik 42 (1198) Nr.5.
- [1.4] Stiegler, B.; Olbrich, M.; Haas, W.: Radialwellendichtungen im Betrieb. Δp 4/98.
- [1.5] Guth, W.: Eine leistungsfähige Alternative: Die Kurbelwellenabdichtung aus PTFE. System Partners 98, S. 28-32.
- [1.6] N.N.: Teflon PTFE Compounds. Firmenschrift. Du Pont, 1989.
- [1.7] N.N.: Hostaflon. Verarbeitung der Suspensionspolymerisate Hostaflon TF und Hostaflon TFM. Firmenschrift. Hoechst AG, 1991.
- [1.8] Olbrich, M.; Haas, W.: Betriebsverhalten druckbelastbarer Polymer-Wellendichtungen. Antriebstechnik 36 (1997) Nr. 1.
- [1.9] N.N.: Beständigkeitsliste Elastomer- und PTFE-Werkstoffe. Firmenschrift. Busak+Shamban Group, 1995.
- [1.10] N.N.: Thermoelastische Hochleistungsdichtungen PS-Seal. Firmenschrift. Garlock GmbH, Neuss, 1996.
- [1.11] N.N.: Dichtungen und Führungen. Firmenschrift. Busak+Shamban Group, 1998.
- [1.12] N.N.: Wellendichtungen mit PTFE-Dichtlippe. Firmenschrift. Elring Dichtungswerke GmbH, Bietigheim-Bissingen, 1990.
- [1.13] N.N.: PTFE-Dichtungen. Firmenschrift. Dichtomatik, Hamburg.
- [1.14] N.N.: Radimatic EWDR. Firmenschrift. Merkel Freudenberg Fluidtechnik GmbH, Hamburg, 1997.

Zu Kapitel 2

- [2.1] Prokop, H.-J.: Zum Abdicht- und Reibungsverhalten von Hydraulik-Stangendichtungen aus Polytetrafluoräthylen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1989.
- [2.2] Wäschle, P.: Entlastete Wellendichtringe. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [2.3] Hoffmann, Ch.: Untersuchungen an PTFE-Wellendichtungen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1995.

- [2.4] Toth, D.M.; Hatch, F.; Upper, G.: Advanced Analytical Techniques for the Optimization of PTFE Seals. SAE Technical Paper Series 930531, 1993.
- [2.5] Wüstenhagen, G.: Beitrag zur Optimierung des Entlasteten Wellendichtrings. Dissertation, Universität Stuttgart, 1995.
- [2.6] Haiser, H.: FE-Berechnung der Temperaturverteilung am Entlasteten Wellendichtring. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1994 (unveröffentlicht).
- [2.7] Meck, K.-D.: Werkstoffstudie Polytetrafluorethylen (PTFE). Diplomarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1993 (unveröffentlicht).
- [2.8] Olbrich, M.: Experimentelle und rechnerische Beschreibung des Zeit- und Temperaturverhaltens eines PTFE-Werkstoffs. Diplomarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1994 (unveröffentlicht).
- [2.9] Olbrich, M.: Untersuchungen zum Plastic-Memory-Effekt an PTFE-Zugproben. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1993 (unveröffentlicht).
- [2.10] Stiegler, B.; Müller, G.S.: FEM in der Dichtungstechnik. Δp 4/97.
- [2.11] Pohl, H.: Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschetten-dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [2.12] Sui, H.: Beitrag zur Simulation von PTFE-Wellendichtmanschetten. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [2.13] Pohl, H.; Sui, H.; Schomburg, U.; Upper, G.; Hatch, F.: Relaxation of Thermoplastic Rotary Shaft Seals. SAE Paper Series 960141.
- [2.14] Pohl, H.; Sui, H.; Schomburg, U.: Numerical and experimental analysis of PTFE-compound shaft seals. 15th International Conference on Fluid Sealing. ISBN 1 86058 0912, BHR Group 1997.
- [2.15] Sui, H.; Pohl, H.; Oppermann, A.; Schomburg, U.; Upper, G.; Hatch, F.: Material and Computational Analysis of PTFE Seals. SAE Paper Series 951055.
- [2.16] Pohl, H.; Schomburg, U.; Heine, S.: Parameterstudie an PTFE-Manschetten. X. Internationales Dichtungskolloquium. Steinfurt, 22.-23. April 1997.
- [2.17] Pohl, H.; Schomburg, U.: PTFE-Manschettdichtung und Kurbelwelle im Kontakt. 13. CAD-FEM Users' Meeting. Bad Wildungen, 1995.
- [2.18] Sui, H.: Numerische Berechnung von Dichtelementen aus PTFE. MARC Benutzertreffen, München 15.-16. Oktober 1997.
- [2.19] Pohl, H.; Sui, H.; Kletschkowski, T.; Schomburg, U.; Heine, S.: Einfluß der Wellenbewegung und Wellenunrundheit auf das Dichtverhalten von PTFE-Manschetten. XI. Dichtungskolloquium. Essen: Vulkan-Verlag, 1999.

Zu Kapitel 4

- [4.1] N.N.: Qualitätsanforderungen, Prüfrichtlinien und Toleranzen für PTFE-Produkte. Gesamtverband Kunststoffverarbeitende Industrie, Fachgruppe Fluor-Kunststoffe, Ausgabe 1993.

Zu Kapitel 5

- [5.1] Bühler, H.: Konstruktion einer Temperiereinrichtung für die Zugprüfmaschine MTS Sintech 400/M. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1997 (unveröffentlicht).
- [5.2] Dehnen, U.: Konstruktion eines Radialkraftmeßgeräts. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1992 (unveröffentlicht).
- [5.3] Stiegler, B.: Konstruktive Ermittlung der Radialkraft von Entlasteten Wellendichtringen. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1993 (unveröffentlicht).
- [5.4] Olbrich, M.; Haas, W.: Radialkraftmessung an Dichtungen mit einer Zugprüfmaschine. Antriebstechnik 37(1998) Nr.12.
- [5.5] Öztürk, S.: Bestimmung der druckabhängigen Radialkraft an PTFE-Manschetten. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 2000 (unveröffentlicht).
- [5.6] Wäschle, P.: Entlastete Wellendichtringe. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [5.7] N.N.: MARC Benutzerhandbuch Volume A-E. Palo Alto, 1997.
- [5.8] N.N.: Mentat Benutzerhandbuch. Palo Alto, 1997.

Zu Kapitel 6

- [6.1] N.N.: Teflon^{*} PTFE – Granulate. Firmenschrift der Du Pont de Nemours, 05/90.
- [6.2] N.N.: [®]Hostaflon. Firmenschrift der Hoechst AG, 1994.
- [6.3] N.N.: Daikin Industries of Fluoroplastics. Firmenschrift der Daikin Industries, LTD, Feb. 1995.
- [6.4] N.N.: Qualitätsanforderungen, Prüfrichtlinien und Toleranzen für PTFE-Produkte. Fachgruppe Fluor-Kunststoffe im Gesamtverband Kunststoffverarbeitende Industrie e.V. (GKV), Frankfurt, 1993.
- [6.5] Carlowitz, B.: Tabellarische Übersicht über die Prüfung von Kunststoffen. 5. Auflage. Isenhagen: Kunststoff Verlag, 1981.
- [6.6] DIN EN 20527-1: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 1: Allgemeine Grundsätze. Berlin: Beuth-Verlag, 1994.
- [6.7] DIN EN 20527-2: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 2: Prüfbedingungen. Berlin: Beuth-Verlag, 1994.
- [6.8] DIN 53 441: Prüfung von Kunststoffen, Spannungsrelaxationsversuch. Berlin: Beuth-Verlag, 1981.

- [6.9] N.N.: ®Hostaflon TFM-Serie. Firmenschrift der Hoechst AG, 1991.
- [6.10] N.N.: Ekonol PTFE Blends. Produktinformation der Firma INSULCON B.V., Stehenbergen, Niederlande.
- [6.11] N.N.: Teflon* PTFE Compounds. Firmenschrift der Du Pont de Nemours, 05/89.
- [6.12] N.N.: ®Hostaflon – Verarbeitung der Suspensionspolymerisate Hostaflon TF und Hostaflon TFM. Firmenschrift der Hoechst AG, 1991.

Zu Kapitel 7

- [7.1] DIN EN 20527-1: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 1: Allgemeine Grundsätze. Berlin: Beuth-Verlag, 1994.
- [7.2] DIN EN 20527-2: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 2: Prüfbedingungen. Berlin: Beuth-Verlag, 1994.
- [7.3] DIN 53 441: Prüfung von Kunststoffen, Spannungsrelaxationsversuch. Berlin: Beuth-Verlag, 1981.
- [7.4] DIN 53 444: Prüfung von Kunststoffen, Zeitstand-Zugversuch. Berlin: Beuth-Verlag, 1990.
- [7.5] DIN 51 045-1: Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper. Berlin: Beuth-Verlag, 1989.
- [7.6] Pohl, H.: Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschetten-dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [7.7] Sui, H.: Beitrag zur Simulation von PTFE-Wellendichtmanschetten. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [7.8] Raidt, A.: Untersuchung des mechanischen Werkstoffverhaltens von PTFE unter besonderer Berücksichtigung des Relaxations- und Erholungsverhaltens. Diplomarbeit. Institut für Kunststoffprüfung und Kunststoffkunde der Universität Stuttgart, 1997.
- [7.9] Pierce, R.H.H.; Clark, E.S.; Whitney, J.F.; Bryant, W.M.D.: Crystal structure of polytetrafluorethylene. Meeting of the American Chemical Society Atlantic City, September, 1956.
- [7.10] Wüstenhagen, G.: Beitrag zur Optimierung des Entlasteten Wellendichtrings. Dissertation, Universität Stuttgart, 1995.
- [7.11] Wüstenhagen, G.; Müller, H.K.: Plastic-Memory-Effekt contra Wärmedehnung bei Dichtungen. Antriebstechnik 32 (1993) Nr. 6, S. 61-63.
- [7.12] Schön, O.: Ermittlung des Werkstoffverhaltens von PTFE in Bezug auf den Plastic-Memory-Effekt. Studienarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1999 (unveröffentlicht).

Zu Kapitel 8

- [8.1] N.N.: MARC Benutzerhandbuch Volume B. MARC Analysis Research Cooperation. Palo Alto, 1997.
- [8.2] N.N.: MARC Benutzerhandbuch Volume A. MARC Analysis Research Cooperation. Palo Alto, 1997.
- [8.3] Meck, K.-D.: Werkstoffstudie Polytetrafluorethylen (PTFE). Diplomarbeit am Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 1993 (unveröffentlicht).
- [8.4] Michaeli, W. (Herausgeber): FEM zur mechanischen Auslegung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag GmbH, 1998.
- [8.5] Pohl, H.: Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschetten-dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [8.6] N.N.: ORIGIN – Benutzerhandbuch, Version 5. Microcal Software, Inc.
- [8.7] Sui, H.: Beitrag zur Simulation von PTFE-Wellendichtmanschetten. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [8.8] Schwarzl, F.R.: Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren. Berlin: Springer, 1990.
- [8.9] Brüller, O.S.: Eine einheitliche Charakterisierung des Kriech- und Relaxationsverhaltens von Kunststoffen. Konferenz-Einzelbericht: Werkstoffcharakterisierung und Qualitätssicherung. 2. Erlanger Kunststoff-Tage, Uni Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 17.-19.04.1991.
- [8.10] Retting, W.: Mechanik der Kunststoffe: die mechanischen Eigenschaften von Polymer-Werkstoffen. München, Wien: Hanser, 1991.
- [8.11] Ferry, J.D.: Viscoelastic properties of polymers. Third Edition. John Wiley & Sons. New York, 1980.
- [8.12] Göldner, H.: Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre, Band 2. Leipzig; Fachbuchverlag Leipzig, 1992.
- [8.13] Chaboche, J.-L.: Cyclic Viskoplastic Constitutive Equations, Part I: A Thermodynamically Consistent Formulation. Journal of Applied Mechanics. December 1993, Vol. 60 / 813-821.
- [8.14] Chaboche, J.-L.: Cyclic Viskoplastic Constitutive Equations, Part II: Stored Energy – Comparison Between Models and Experiments. Journal of Applied Mechanics. December 1993, Vol. 60 / 822-828.
- [8.15] Krempl, E.: Models of Viscoplasticity. Some Comments on Equilibrium (Back) Stress and Drag Stress. Acta Mechanica 69, 25-42 (1987).
- [8.16] Ariyama, T.: Viscoelastic-Plastic Deformation Behaviour of Polypropylene after Cyclic Preloadings. Polymer Engineering and Science, Mid-September 1994, Vol. 34, No.17.
- [8.17] Reichert, Michael: Elastisch-viskoplastisches 3-Elemente-Modell. Unveröffentlichte Forschungsarbeit, Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, November 1999.

- [8.18] Pohl, H.: Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschetten-dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.

Zu Kapitel 9

- [9.1] Wäschle, P.: Entlastete Wellendichtringe. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [9.2] Wüstenhagen, G.: Beitrag zur Optimierung des Entlasteten Wellendichtrings. Disserta-tion, Universität Stuttgart, 1995.
- [9.3] N.N.: Radiamatic EWDR. Firmenschrift. Merkel Freudenberg Fluidtechnik GmbH, Hamburg, 1997.
- [9.4] N.N.: Benutzerhandbuch Volume A. MARC Analysis Research Corporation. Palo Alto, 1997.
- [9.5] N.N.: Advanced Use of MARC and Mentat. Seminar. München, 30. Oktober 1998.
- [9.6] Pohl, H.: Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschetten-dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [9.7] Sui, H.: Beitrag zur Simulation von PTFE-Wellendichtmanschetten. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.
- [9.8] Olbrich, M.; Haiser, H.; Haas, H.: Lebensdauer druckbelastbarer Dichtungen. Antrieb-technik 39 (2000) Nr.2.
- [9.9] Müller, H.K.: Abdichtung bewegter Maschinenteile. Medienverlag Müller, Waiblingen, 1990.
- [9.10] Haiser, H.: IMA-Forschungsbericht (unveröffentlicht). Universität Stuttgart, 1999.

12 Anhang – Ermittlung und Implementierung von PTFE-Werkstoffkennwerten

Zum Entwickeln von Werkstoffmodellen für die Finite-Elemente-Analyse von PTFE-Wellendichtungen war umfangreiche experimentelle und theoretische Forschungsarbeit zu leisten. In Bild 12.1 ist der generelle Ablauf dazu detailliert dargestellt. Folgende Phasen waren dabei zu durchlaufen:

Planungsphase: Ermitteln der Einsatzbedingungen und Ableiten der Geometrie der einfachen Werkstoffproben und des Versuchsprogramms.

Versuchsphase: Durchführen der Versuche zur Untersuchung des Werkstoffverhaltens und Auswerten der Ergebnisse.

Modellierungsphase: Entwickeln von mechanischen Werkstoffmodellen auf Basis der experimentellen Versuche und Ableiten von mathematischen Werkstoffmodellen.

Identifizierungsphase: Bestimmen der für das Werkstoffmodell benötigten Werkstoffkennwerte (Modellparameter) aus den experimentellen Versuchen.

Implementierungsphase: Aufbereiten und Implementieren der Werkstoffmodelle für den Einsatz in der Finiten-Elemente-Software.

Validierungsphase: Abgleich der auf den Werkstoffmodellen basierenden Finite-Elemente-Analyse mit den Messungen an den einfachen Werkstoffproben und an Wellendichtungen.

In dieser Arbeit erfolgte die Entwicklung der Werkstoffmodelle an einem PTFE-Compound mit 25% Kohle. Bei Verwendung eines anderen PTFE-Compounds sind die compoundspezifischen Parameter der zum Einsatz kommenden Werkstoffmodelle zu bestimmen. Bild 12.1 mag hier als Leitlinie dienen. Die notwendigen Arbeiten in den zentralen Phasen der Parameteridentifizierung und der Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse (MSC.MARC/Mentat) werden hier exemplarisch am Modell A (Gleichgewichtsfließkurve) und am Modell B (Teilmodell Relaxation) erklärt.

Das Modell A dient als Beispiel für eine einfache Parameteridentifizierung ohne spezielle Identifizierungssoftware und die Eingabe der identifizierten Parameter über die vorhandene Benutzeroberfläche in MSC.Mentat.

Das Werkstoffmodell B dient als Beispiel für eine Parameteridentifizierung mit spezieller Software und die Eingabe der identifizierten Parameter über dafür zu programmierende Subroutinen.

12.1 Modell A

Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens eines PTFE-Compounds mit dem Modell A sind folgende Parameter der Gleichgewichtsfließkurve zu bestimmen:

- der Elastizitätsmodul E ,
- die initiale Fließspannung σ_{f_0} und
- die Verfestigung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung $\sigma = f(\varepsilon^{pl})$.

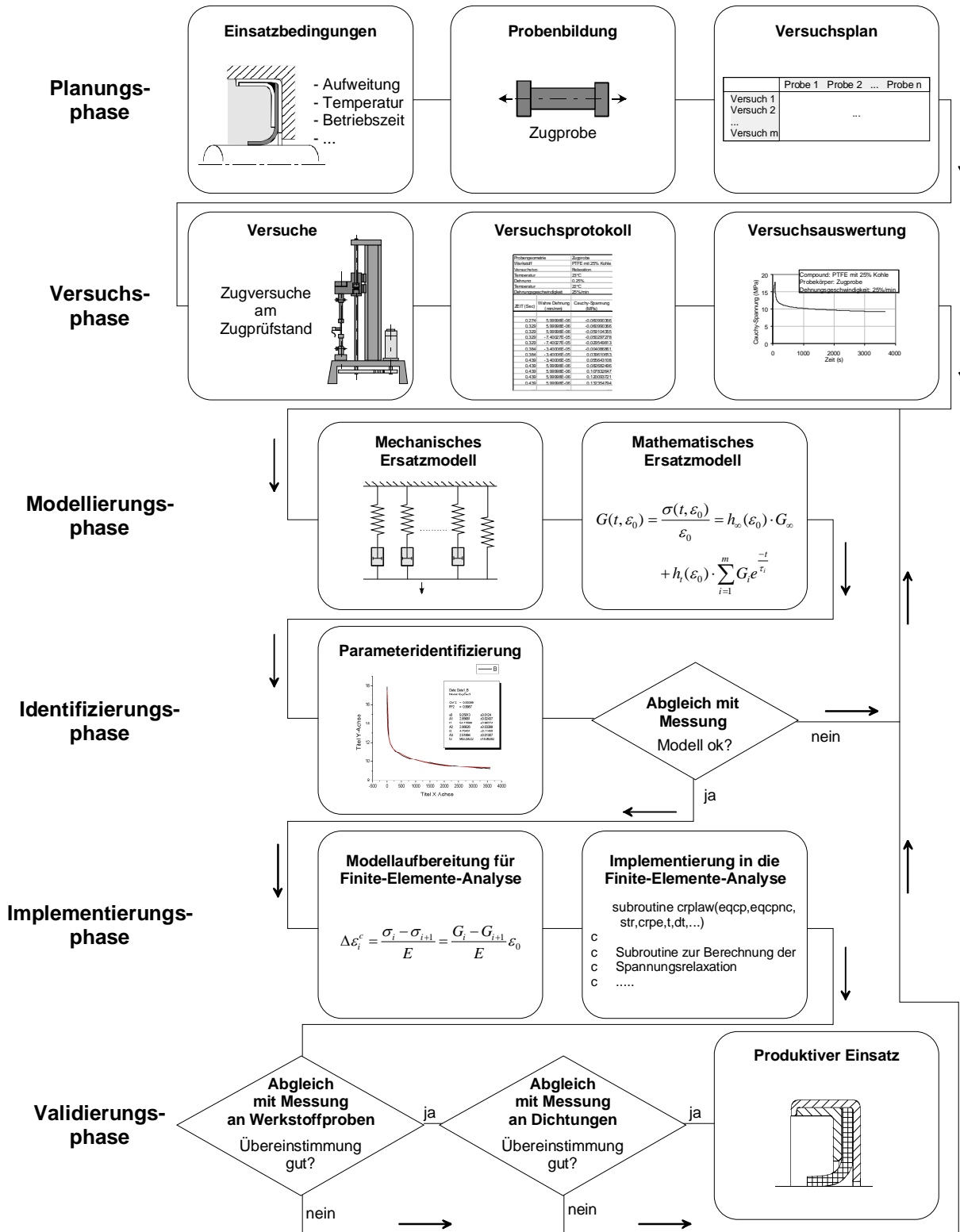


Bild 12.1: Genereller Ablauf zum Entwickeln und Implementieren von Werkstoffmodellen und Werkstoffdaten in die Finite-Elemente-Analyse zur Simulation von Wellendichtungen

Falls Messungen der Querkontraktionszahl nicht möglich sind, kann in erster Näherung mit $\nu = 0,46$ gerechnet werden.

Zur Bestimmung der Gleichgewichtsfließkurve sind Zugversuche bei verschiedenen Dehnungen mit anschließender Relaxation durchzuführen (Kapitel 8.2). Wie in Bild 12.2 dargestellt, ergibt sich die Gleichgewichtsfließkurve aus den Spannungen nach der Relaxation σ_i und den zugehörigen Dehnungen ε_i .

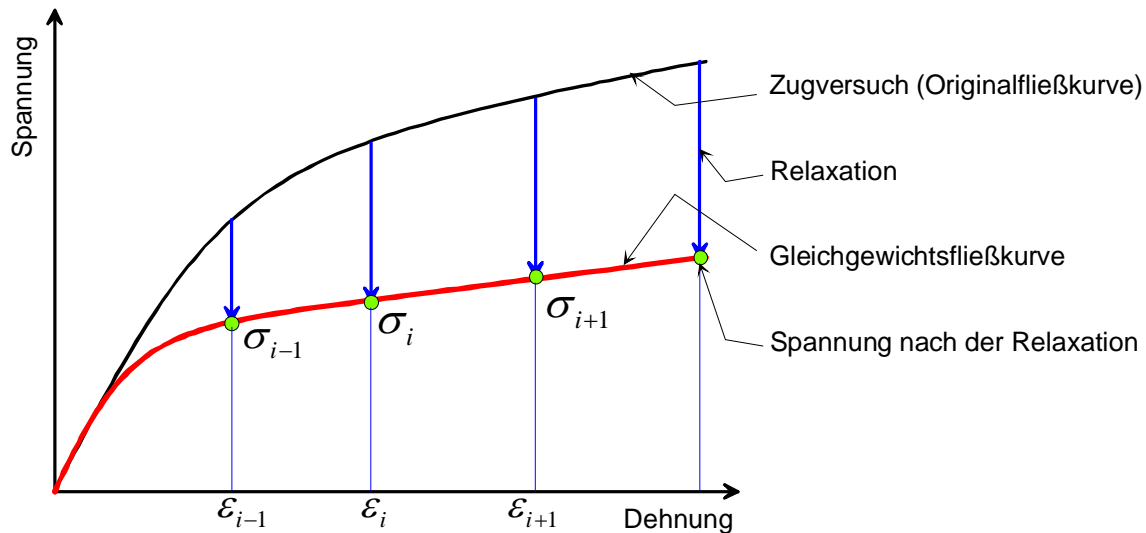


Bild 12.2: Bestimmung der Gleichgewichtsfließkurve aus Relaxationsmessungen

Anhaltswerte für das Versuchsprogramm sind in Tabelle 12.1 zusammengefasst. Wenn nicht bereits beim Zugversuch von der Softwaresteuerung der Zugprüfmaschine umgesetzt, sind die Versuchsergebnisse in wahre Spannung und wahre Dehnung umzurechnen.

Tabelle 12.1: Versuchsbedingungen zur Parameterermittlung für das Werkstoffmodell A

Dehnung ¹	0,25%, 0,5%, 0,75%, 1%, 1,75%, 2,5%, 5%, 10%, 20%, 30%
Dehnungsgeschwindigkeit	25%/min
Relaxationszeit	>> 1h
Temperatur ²	nach Anwendungsfall

Generell sollten alle PTFE-Proben aus der gleichen Charge stammen. Zur statistischen Absicherung sind pro Versuch mindestens 5 Prüfkörper zu testen.

¹ Diese Werte dienen nur als Richtwerte. Zu beachten ist eine gute Erfassung des Krümmungsbereichs bei 1...3% Dehnung.

² Insbesondere im Umwandlungsgebiet darf sich die Temperatur während des Versuchs nur minimal ändern.

12.1.1 Identifizierung der Parameter

Aus der Gleichgewichtsfließkurve lassen sich die benötigten Modellparameter einfach bestimmen, Bild 12.3. Für den untersuchten PTFE-Kohle-Compound wurde ein elastischer Bereich von $\varepsilon_{f_0} = 0,5\%$ definiert. Der zugehörige Spannungswert entspricht der initialen Fließspannung σ_{f_0} . Der Elastizitätsmodul E ergibt sich aus dem Quotienten von σ_{f_0} und ε_{f_0} . Da Originalfließkurve und Gleichgewichtsfließkurve im Anfangsbereich nahezu identisch verlaufen, ist die Bestimmung des Elastizitätsmodul auch aus der Originalfließkurve möglich.

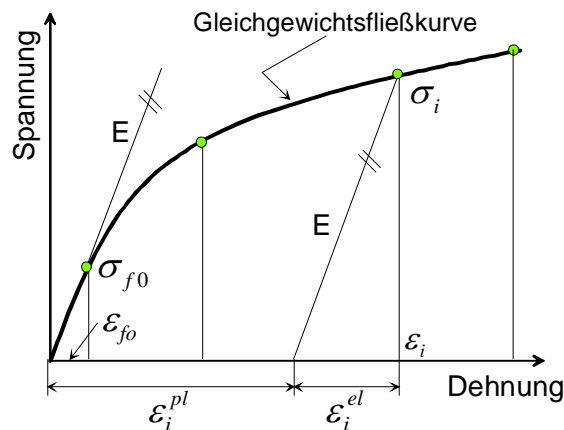


Bild 12.3: Bestimmung der Modellparameter aus der Gleichgewichtsfließkurve

Die Verfestigung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung ergibt sich aus der Gleichgewichtsfließkurve und dem Elastizitätsmodul. An definierten Stützstellen $(\varepsilon_i, \sigma_i)$, vorzugsweise bei den gemessenen Dehnungen, wird die plastische Dehnung berechnet zu

$$\varepsilon_i^{pl} = \varepsilon_i - \varepsilon_i^{el} = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E} \quad (12.1)$$

und Wertepaare $(\varepsilon_i^{pl}, \sigma_i)$ gebildet.

12.1.2 Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse

Der Elastizitätsmodul E , die initiale Fließgrenze σ_{f_0} und die Querkontraktion ν sind als Zahlenwerte über die grafische Benutzeroberfläche in MSC.Mentat einzugeben. Die Wertepaare $(\varepsilon_i^{pl}, \sigma_i)$ können aus einem externen File in MSC.Mentat eingelesen oder direkt in einer *table* eingegeben werden. Ein *table* bietet die Möglichkeit, diskrete Wertepaare abzuspeichern und in der Rechnung zu verwenden. Zwischenwerte werden dabei aus den diskreten Wertepaaren interpoliert. Im Finite-Elemente-Programm sind außerdem die Grundeinstellungen nach Kapitel 8.1 und folgende Voreinstellungen für die plastische Deformation zu verwenden:

- das Fließkriterium nach von Mises (Vernachlässigung von Zug-Druck-Unterschieden),
- die assoziierte Fließregel von Prandtl-Reuss (ist in MSC.MARC/Mentat voreingestellt) und
- die kombinierte Verfestigungsregel (bei nicht zyklischer Belastung auch die isotrope Verfestigungsregel).

12.2 Modell B am Beispiel der Relaxation

Das mathematischen Modell zur Beschreibung des nichtlinear viskoelastischen Zeitverhaltens im Falle der Relaxation ist in der Gleichung (12.2) dargestellt. Für die Beschreibung der Relaxation über eine Zeitdauer von einer Stunde sind $m=3$ Glieder ausreichend.

$$G(t, \varepsilon_0) = \frac{\sigma(t, \varepsilon_0)}{\varepsilon_0} = h_\infty(\varepsilon_0) \cdot G_\infty + h_t(\varepsilon_0) \cdot \sum_{i=1}^m G_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (12.2)$$

Die Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty(\varepsilon_0)$ und $h_t(\varepsilon_0)$ lassen sich als dehnungsabhängige Funktionen der folgenden Form approximieren:

$$h_i = A_1 \cdot e^{-\frac{(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_1}} + A_2 \cdot e^{-\frac{(\varepsilon_0 - \varepsilon^*)}{t_2}} \quad (12.3)$$

Die zu identifizierenden Parameter sind demnach die Relaxationsparameter G_∞ , G_i , die Relaxationszeiten τ_i sowie die Grenzdehnung der linearen Viskoelastizität ε^* und die Approximationsparameter A_1 , A_2 , t_1 und t_2 . Die Parameter sind in Tabelle 12.2 zusammengefaßt.

Tabelle 12.2: Parameter zur Beschreibung der Relaxation

Parameter für die Relaxation im Falle der linearen Viskoelastizität								
G_∞	G_1	G_2	G_3	τ_1	τ_2	τ_3		
Parameter für die Erweiterung zur Beschreibung der nichtlinearen Viskoelastizität								
ε^*	$A_1^{h_\infty}$	$A_2^{h_\infty}$	$t_1^{h_\infty}$	$t_2^{h_\infty}$	$A_1^{h_t}$	$A_2^{h_t}$	$t_1^{h_t}$	$t_2^{h_t}$

Für das Versuchsprogramm gelten ebenfalls die Anhaltswerte nach Tabelle 12.1 und die dort getroffenen allgemeinen Aussagen.

12.2.1 Identifizierung der Parameter

Zum Bestimmen der Parameter sind die folgenden Arbeitsschritte notwendig:

- Identifizierung der Grenze der linearen Viskoelastizität ε^*
- Identifizierung der Parameter G_∞ , G_i und τ_i
- Identifizierung der diskreten Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty^*(\varepsilon_0)$ und $h_t^*(\varepsilon_0)$
- Identifizierung der Approximationsparameter A_1 , A_2 , t_1 und t_2

Identifizierung der Grenze der linearen Viskoelastizität ε^* : Aus den Relaxationsmessungen sind die Relaxationsmoduli: $G(t, \varepsilon_0) = \sigma(t, \varepsilon_0) / \varepsilon_0$ zu ermitteln und graphisch in einem Diagramm darzustellen. Im Bereich der linearen Viskoelastizität ist der Relaxationsmodul nur von der Zeit, nicht aber von der Dehnung abhängig $G = G(t)$ und die Kurven $G(t)$ sind für die verschiedenen Dehnungen ε_0 deckungsgleich. Im Bereich der nichtlinearen Viskoelastizität sind die Relaxationsmoduli zusätzlich von der Dehnung abhängig $G = G(t, \varepsilon_0)$ und die Kurven der Relaxationsmoduli weichen voneinander ab. Die Grenze ist durch die Dehnung ε^* gekennzeichnet.

Zur Identifizierung der Parameter G_∞ , G_i und τ_i stellt sich die folgende Optimierungsaufgabe: Die Kennwerte sind so zu bestimmen, daß für alle Funktionswerte $G(t_k)$ der mathematischen Formulierung des Relaxationsmoduls die Summe der Abstände zu den Meßwerten $G_{t_k}^*$ minimiert wird, Bild 12.4. Mathematisch hat die Optimierungsaufgabe für n Meßpunkte die Form

$$\min \sum_{k=1}^n (G(t_k) - G_{t_k}^*)^2 \quad (12.4)$$

oder mit Gleichung (12.2)

$$\min \sum_{k=1}^n \left(G_\infty + \sum_{i=1}^m G_i e^{\frac{-t_k}{\tau_i}} - G_{t_k}^* \right)^2. \quad (12.5)$$

Zur Lösung dieser Optimierungsaufgabe wurde in dieser Arbeit das Modul *Nichtlineare Kurvenanpassung* des kommerziellen Programms Microcal Origin eingesetzt. Basis bildet der Optimierungsalgorithmus *Levenberg-Marquart*. Besonderheiten des Programmmoduls sind:

- Eine Vielzahl vordefinierter mathematischer Funktionen steht zur Verfügung, so auch die für die Relaxation wichtigen Exponentialfunktionen. Das Definieren eigener Funktionen ist möglich.
- Die Parameterbereiche können eingeschränkt und Zusammenhänge zwischen den Parametern vorgegeben werden.
- Gewichtungsfaktoren erlauben eine bessere Kurvenanpassung in wichtigen Bereichen.
- Durch ein Simulationsmenü können die Startwerte für die Optimierung mit geringem Aufwand sinnvoll gewählt werden.

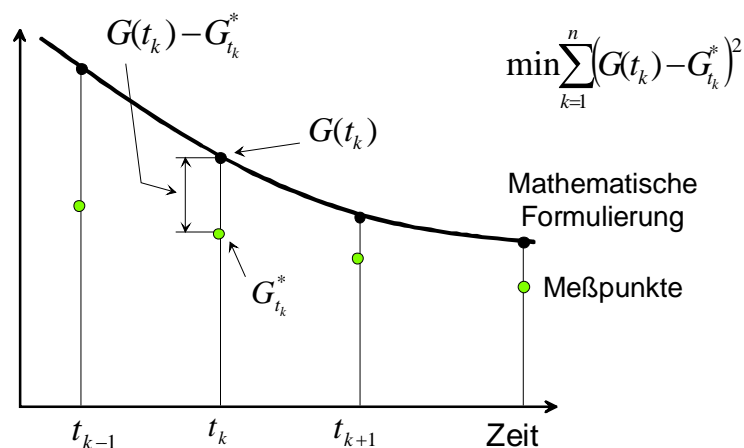


Bild 12.4: Prinzipskizze zur Veranschaulichung der Optimierungsaufgabe

Identifizierung der Parameter G_∞ , G_i und τ_i : Die Parameter sind anhand von Relaxationsmessungen aus dem Bereich der linearen Viskoelastizität zu ermitteln. In diesem Bereich gilt $h_\infty(\varepsilon_0) = 1$ und $h_i(\varepsilon_0) = 1$. Für den untersuchten PTFE-Kohle-Compound wurde die Grenze der linearen Viskoelastizität bei $\varepsilon^* = 0,5\%$ definiert. Die mathematische Formulierung ist durch Gleichung (12.2) gegeben.

Bei der Bestimmung der Parameter für den Bereich der linearen Viskoelastizität ist folgende Randbedingung zu beachten:

$$G(t=0) = \frac{\sigma(t=0)}{\varepsilon_0} = G_\infty + \sum_{i=1}^m G_i e^{\frac{0}{\tau_i}} = G_\infty + \sum_{i=1}^m G_i \quad (12.6)$$

Identifizierung der diskreten Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty^*(\varepsilon_0)$ und $h_t^*(\varepsilon_0)$: Nach dem gleichen Optimierungsverfahren werden anschließend die diskreten Nichtlinearitätsfaktoren $h_\infty^*(\varepsilon_0)$ und $h_t^*(\varepsilon_0)$ bestimmt. Als Meßkurven dienen die Relaxationsmessungen aus dem Bereich der nichtlinearen Viskoelastizität. Die mathematische Formulierung ist wieder durch die Gleichung (12.2), nun mit den bekannten Parametern G_∞ , G_i und τ_i , gegeben. Für jede Messung (Dehnung ε_0) ergibt sich ein Satz diskreter Werte $h_\infty^*(\varepsilon_0)$ und $h_t^*(\varepsilon_0)$.

Identifizierung der Approximationsparameter A_1 , A_2 , t_1 und t_2 : Mit den so gewonnen Wertepaaren $h_\infty^*(\varepsilon_0)$ und $h_t^*(\varepsilon_0)$ für verschiedene Dehnungen und der Gleichung (12.3) lassen sich abschließend mit dem Optimierungsverfahren die Approximationsparameter A_1 , A_2 , t_1 und t_2 bestimmen. Damit ergibt sich eine kontinuierliche Beschreibung von $h_\infty(\varepsilon_0)$ und $h_t(\varepsilon_0)$ für beliebige Dehnungen im Meßbereich.

12.2.2 Implementierung in die Finite-Elemente-Analyse

Fortschrittliche Finite-Elemente-Programme erlauben dem Benutzer die Definition eigener Werkstoffgesetze in Subroutinen. In MSC.MARC ist die Definition der Relaxation in der Subroutine *crplaw* mit der Programmiersprache FORTRAN möglich. Dazu übergibt das Hauptprogramm Größen wie die Vergleichskriechdehnung ε_v^c , die Vergleichsspannung σ_v , die Spannungskomponenten σ_{ij} , die Temperatur ϑ , die Zeit t und das Zeitinkrement Δt an die Subroutine *crplaw* (Bild 12.5).

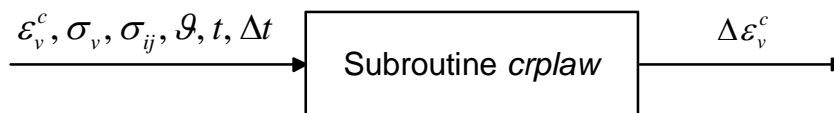


Bild 12.5: Ein- und Ausgabegrößen der Subroutine *crplaw*

Weitere benötigte Größen lassen sich beispielsweise durch Einlesen von Common-Blöcken und der Utility-Routine *elmvar* bereitstellen. Die in der Subroutine nach Gleichung (12.7) definierte Kriechdehnungsänderung $\Delta\varepsilon_v^c$ wird an das Hauptprogramm zurückgegeben. Die Parameter der Relaxation können direkt in der Subroutine angegeben oder über eine *read*-Anweisung aus einer externen Datei eingelesen werden.

$$\Delta\varepsilon_i^c = \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{E} = \frac{G_i - G_{i+1}}{E} \varepsilon_0 \quad (12.7)$$

Lebenslauf

Angaben zur Person

Name Markus Olbrich
Geburtsdatum und Ort 20.09.1966
in Heidenheim an der Brenz
Staatsangehörigkeit deutsch
Familienstand ledig

Schulausbildung

1973 – 1977 Mittelrainschule, Heidenheim an der Brenz
Bühlschule, Giengen an der Brenz
1977 – 1986 Margarete-Steiff-Gymnasium, Giengen an der Brenz
Leistungskurse: Mathematik und Physik

Wehrdienst

10/1986 – 12/1987 2./Panzergrenadierbatallion 302, Ellwangen

Hochschulstudium

10/1988 – 10/1994 Diplomstudiengang Maschinenwesen, Universität Stuttgart
Schwerpunkte: Technische Dynamik und Konstruktionstechnik

Wissenschaftliche Hilfskraft

Institut B für Mechanik und Institut für Maschinenelemente

Industriepraktika

1988-1991 J.M. Voith GmbH, Heidenheim (18 Wochen)
1994 Mercedes Benz AG, Stuttgart (9 Wochen)

Auslandspraktikum

01/1995 – 03/1995 Voith Hydro, Inc., York, Pennsylvania, U.S.A.

Berufstätigkeit

04/1995 – 07/2000 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für
Maschinenelemente der Universität Stuttgart
Seit 08/2000 Entwicklungsingenieur bei der BMW Group in München

Liste der bisher erschienenen Berichte aus dem IMA:

Nr.	Verfasser	Titel
1	H.K. Müller	Beitrag zur Berechnung und Konstruktion von Hochdruckdichtungen an schnellaufenden Wellen
2	W. Passera	Konzentrisch laufende Gewinde-Wellen-Dichtung im laminaren Bereich
	K. Karow	Konzentrische Doppelgewindewellendichtung im laminaren Bereich
3	F.E. Breit	Die Kreiszyinderschalendichtung: Eine Axialspaltdichtung mit druckabhängiger Spaltweite
	W. Sommer	Dichtungen an Mehrphasensystemen: Berührungsfreie Wellendichtungen mit hochviskosen Sperrflüssigkeiten
4	K. Heitel	Beitrag zur Berechnung und Konstruktion konzentrisch und exzentrisch betriebener Gewindewellendichtungen im laminaren Bereich
5	K.-H. Hirschmann	Beitrag zur Berechnung der Geometrie von Evolventenverzahnungen
6	H. Däuble	Durchfluß und Druckverlauf im radial durchströmten Dichtspalt bei pulsierendem Druck
7	J. Rybak	Einheitliche Berechnung von Schneidrädern Für Außen- und Innenverzahnungen Beitrag zu Eingriffsstörungen beim Hohlrad-Verzahnem mittels Schneidrad
8	D. Franz	Rechnergestütztes Entwerfen von Varianten auf der Grundlage gesammelter Erfahrungswerte
9	E. Lauster	Untersuchungen und Berechnungen zum Wärmehaushalt mechanischer Schaltgetriebe
10		Festschrift zum 70. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. K. Talke
11	G. Ott	Untersuchungen zum dynamischen Leckage- und Reibverhalten von Radialwellendichtungen
12	E. Fuchs	Untersuchung des elastohydrodynamischen Verhaltens von berührungsfreien Hochdruckdichtungen
13	G. Sedlak	Rechnerunterstütztes Aufnehmen und Auswerten spannungsoptischer Bilder
14	W. Wolf	Programmsystem zur Analyse und Optimierung von Fahrzeuggetrieben
15	H. v. Eiff	Einfluß der Verzahnungsgeometrie auf die Zahnfußbeanspruchung innen- und außenverzählter Geradstirnräder
16	N. Messner	Untersuchung von Hydraulikstangendichtungen aus Polytetrafluoräthylen
17	V. Schade	Entwicklung eines Verfahrens zur Einflanken-Wälzprüfung und einer rechnergestützten Auswertemethode für Stirnräder
18	A. Gührer	Beitrag zur Optimierung von Antriebssträngen bei Fahrzeugen
19	R. Nill	Das Schwingungsverhalten loser Bauteile in Fahrzeuggetrieben
20	M. Kammüller	Zum Abdichtverhalten von Radial-Wellendichtungen
21	H. Truong	Strukturorientiertes Modellieren, Optimieren und Identifizieren von Mehrkörpersystemen
22	H. Liu	Rechnergestützte Bilderfassung, -verarbeitung und -auswertung in der Spannungsoptik
23	W. Haas	Berührungsfreie Wellendichtungen Für flüssigkeitsbespritzte Dichtstellen
24	M. Plank	Das Betriebsverhalten von Wälzlagern im Drehzahlbereich bis 100.000/min bei Kleinstmengenschmierung
25	A. Wolf	Untersuchungen zum Abdichtverhalten von druckbelastbaren Elastomer- und PTFE-Wellendichtungen
26	P. Waidner	Vorgänge im Dichtspalt wasserabdichtender Gleitringdichtungen
27	Hirschmann u.a.	Veröffentlichungen aus Anlaß des 75. Geburtstags von Prof. Dr.-Ing. Kurt Talke
28	B. Bertsche	Zur Berechnung der Systemzuverlässigkeit von Maschinenbauprodukten
29	G. Lechner; K.-H.Hirschmann; B. Bertsche	Forschungsarbeiten zur Zuverlässigkeit im Maschinenbau
30	H.-J. Prokop	Zum Abdicht- und Reibungsverhalten von Hydraulikstangendichtungen aus Polytetrafluoräthylen
31	K. Kleinbach	Qualitätsbeurteilung von Kegelradsätzen durch integrierte Prüfung von Tragbild, Einflankenwälzabweichung und Spielverlauf
32	E. Zürn	Beitrag zur Erhöhung der Meßgenauigkeit und -geschwindigkeit eines Mehrkoordinatentastlers
33	F. Jauch	Optimierung des Antriebsstranges von Kraftfahrzeugen durch Fahrsimulation
34	J. Grabscheid	Entwicklung einer Kegelrad-Laufprüfmaschine mit thermografischer Tragbilderfassung
35	A. Hölderlin	Verknüpfung von rechnerunterstützter Konstruktion und Koordinatenmeßtechnik
36	J. Kurfess	Abdichten von Flüssigkeiten mit Magnetflüssigkeitsdichtungen
37	G. Borenien	Zur rechnerischen Schädigungsakkumulation in der Erprobung von Kraftfahrzeugteilen bei stochastischer Belastung mit variabler Mittellast

Nr.	Verfasser	Titel
38	E. Fritz	Abdichtung von Maschinenspindeln
39	E. Fritz; W. Haas; H.K. Müller	Berührungsfreie Spindelabdichtungen im Werkzeugmaschinenbau. Konstruktionskatalog
40	B. Jenisch	Abdichten mit Radial-Wellendichtringen aus Elastomer und Polytetrafluorethylen
41	G. Weidner	Klappern und Rasseln von Fahrzeuggetrieben
42	A. Herzog	Erweiterung des Datenmodells eines 2D CAD-Systems zur Programmierung von Mehrkoordinatenmeßgeräten
43	T. Roser	Wissensbasiertes Konstruieren am Beispiel von Getrieben
44	P. Wäschle	Entlastete Wellendichtringe
45	Z. Wu	Vergleich und Entwicklung von Methoden zur Zuverlässigkeitsanalyse von Systemen
46	W. Richter	Nichtwiederholbarer Schlag von Wälzlagereinheiten für Festplattenlaufwerke
47	R. Durst	Rechnerunterstützte Nutprofilentwicklung und clusteranalytische Methoden zur Optimierung von Gewindewerkzeugen
48	G.S. Müller	Das Abdichtverhalten von Gleitringdichtungen aus Siliziumkarbid
49	W.-E. Krieg	Untersuchungen an Gehäuseabdichtungen von hochbelasteten Getrieben
50	J. Grill	Zur Krümmungstheorie von Hüllflächen und ihrer Anwendung bei Werkzeugen und Verzahnungen
51	M. Jäckle	Entlüftung von Getrieben
52	M. Köchling	Beitrag zur Auslegung von geradverzahnten Stirnrädern mit beliebiger Flankenform
53	M. Hildebrandt	Schadensfrüherkennung an Wälzkontakten mit Körperschall-Referenzsignalen
54	H. Kaiser	Konstruieren im Verbund von Expertensystem, CAD-System, Datenbank und Wiederholteilsuch-system
55	N. Stanger	Berührungsfrei abdichten bei kleinem Bauraum
56	R. Lenk	Zuverlässigkeitsanalyse von komplexen Systemen am Beispiel PKW-Automatikgetriebe
57	H. Naunheimer	Beitrag zur Entwicklung von Stufenlosgetrieben mittels Fahrsimulation
58	G. Neumann	Thermografische Tragbilderfassung an rotierenden Zahnrädern
59	G. Wüstenhagen	Beitrag zur Optimierung des Entlasteten Wellendichtrings
60	P. Brodbeck	Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Bauteilzuverlässigkeit und zur Systemberechnung nach dem Booleschen Modell
61	Ch. Hoffmann	Untersuchungen an PTFE-Wellendichtungen
62	V. Hettich	Identifikation und Modellierung des Materialverhaltens dynamisch beanspruchter Flächen-dichtungen
63	K. Riedl	Pulsationsoptimierte Außenzahnradpumpen mit ungleichförmig Übersetzenden Radpaaren
64	D. Schwuchow	Sonderverzahnungen Für Zahnradpumpen mit minimaler Volumenstrompulsation
65	T. Spörl	Modulares Fahrsimulationsprogramm Für beliebig aufgebaute Fahrzeugtriebstränge und Anwendung auf Hybridantriebe
66	K. Zhao	Entwicklung eines räumlichen Toleranzmodells zur Optimierung der Produktqualität
67	K. Heusel	Qualitätssteigerung von Planetengetrieben durch Selektive Montage
68	T. Wagner	Entwicklung eines Qualitätsinformationssystems Für die Konstruktion
69	H. Zelßmann	Optimierung des Betriebsverhaltens von Getriebeentlüftungen
70	E. Bock	Schwimmende Wellendichtringe
71	S. Ring	Anwendung der Verzahnungstheorie auf die Modellierung und Simulation des Werkzeug-schleifens
72	M. Klöpfer	Dynamisch beanspruchte Dichtverbindungen von Getriebegehäusen
73	C.-H. Lang	Losteilgeräusche von Fahrzeuggetrieben
74	W. Haas	Berührungsfreies Abdichten im Maschinenbau unter besonderer Berücksichtigung der Fanglabyrinth
75	P. Schiberna	Geschwindigkeitsvorgabe für Fahrsimulationen mittels Verkehrssimulation
76	W. Elser	Beitrag zur Optimierung von Wälzgetrieben
77	P. Marx	Durchgängige, bauteilübergreifende Auslegung von Maschinenelementen mit unscharfen Vorgaben
78	J. Kopsch	Unterstützung der Konstruktionstätigkeiten mit einem Aktiven Semantischen Netz
79	J. Rach	Beitrag zur Minimierung von Klapper- und Rasselgeräuschen von Fahrzeuggetrieben
80	U. Häussler	Generalisierte Berechnung räumlicher Verzahnungen und ihre Anwendung auf Wälzfrä-serherstellung und Wälzfräsen
81	M. Hüsges	Steigerung der Tolerierungsfähigkeit unter fertigungstechnischen Gesichtspunkten
82	X. Nastos	Ein räumliches Toleranzbewertungssystem für die Konstruktion
83	A. Seifried	Eine neue Methode zur Berechnung von Rollenlagern über lagerinterne Kontakt-Beanspruchungen
84	Ch. Dörr	Ermittlung von Getriebebelastkollektiven mittels Winkelbeschleunigungen

Nr.	Verfasser	Titel
85	A. Veil	Integration der Berechnung von Systemzuverlässigkeiten in den CAD-Konstruktionsprozeß
86	U. Frenzel	Rückenstrukturierte Hydraulikstangendichtungen aus Polyurethan
87	U. Braun	Optimierung von Außenzahnradpumpen mit pulsationsarmer Sonderverzahnung
88	M. Lambert	Abdichtung von Werkzeugmaschinen-Flachführungen
89	R. Kubalczyk	Gehäusegestaltung von Fahrzeuggetrieben im Abdichtbereich
90	M. Oberle	Spielbeeinflussende Toleranzparameter bei Planetengetrieben
91	S. N. Dogan	Zur Minimierung der Losteilgeräusche von Fahrzeuggetrieben
92	M. Bast	Beitrag zur werkstückorientierten Konstruktion von Zerspanwerkzeugen
93	M. Ebenhoch	Eignung von additiv generierten Prototypen zur frühzeitigen Spannungsanalyse im Produkt-entwicklungsprozeß
94	A. Fritz	Berechnung und Monte-Carlo Simulation der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit technischer Systeme
95	O. Schrems	Die Fertigung als Versuchsfeld für die qualitätsgerechte Produktoptimierung
96	M. Jäckle	Untersuchungen zur elastischen Verformung von Fahrzeuggetrieben
97	H. Haiser	PTFE-Compounds im dynamischen Dichtkontakt bei druckbelastbaren Radial-Wellendichtungen
98	M. Rettenmaier	Entwicklung eines Konstruktionssystems für Rapid-Prototyping-gerechte Bauteile
99	M. Przybilla	Methodisches Konstruieren von Leichtbauelementen für hochdynamische Werkzeugmaschinen

