

KfK 4682
März 1990

Inbetriebnahme einer Zug- Druck-Torsions-Prüfmaschine und Modulmessungen an Polymeren

G. Hartwig, D. Weisser
Institut für Material- und Festkörperforschung

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Institut für Material- und Festkörperforschung

KfK 4682

**Inbetriebnahme einer
Zug-Druck-Torsions-Prüfmaschine
und
Modulmessungen an Polymeren**

G. Hartwig, D. Weisser

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript vervielfältigt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Übersicht:

Eine tieftemperatur-taugliche Torsions-Zug-Druck-Prüfmaschine wurde in Betrieb genommen. Neben apparativen Verbesserungen galt es, ein Meßwertsystem zu installieren und zu erproben.

Das wissenschaftliche Ziel der Arbeit war die Ermittlung des Scherverhaltens bei Polymeren. Aus den Torsionsbelastungsdiagrammen wurde der Schermodul G bei verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}$ bestimmt. Es zeigt sich, daß die Beziehung $G \sim \ln \dot{\epsilon}$ erfüllt ist, die aus dem viskoelastischen Verhalten von Polymeren herrührt.

Abstract:

Operation of a Tension-Compression-Torsion Testing Machine and Measurement of Shearmoduli on Polymers.

Operation on a low temperature torsion-tension-compression machine has been started which included improvements and installation and test of data-detection system.

The investigation of the shear behaviour of polymers has been the scientific goal. Various torsion-shear diagrams have been used for extracting the shear modulus G at different load rates $\dot{\epsilon}$. Experiments showed that the predicted viscoelastic relation $G \sim \ln \dot{\epsilon}$ holds for polymers.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
0. Einleitung	1
1. Theoretische Grundlagen	2
1.1 Aufbau von Polymeren	2
1.2 Verformungsverhalten von Polymeren	2
1.2.1 Physikalisches Modell	2
1.2.2 Rheologisches Modell	4
1.2.3 Schubspannung und Scherwinkel	6
2. Probe	8
2.1 Material	8
2.2 Geometrie	8
2.3 Probenstabilität	10
3. Versuchsaufbau	12
3.1 Spannvorrichtung	12
3.2 Verdrehwinkelmeßvorrichtung	13
3.3 Zug-Druck-Torsions-Maschine	14
3.3.1 Mechanik	14
3.3.2 Elektronik	16
3.4 Meßwerterfassung	20
4. Versuchsvorbereitungen	21
4.1 Inbetriebnahme der Tension-Torsion-Maschine	21
4.1.1 Mechanische Störungen	21
4.1.2 Elektrische Störungen	23
4.2 Regler optimieren	24
4.3 Kalibrieren der Verdrehwinkelmeßvorrichtung	25
4.4 Vorversuche	29

5.	Experiment	32
5.1	Versuchsdurchführung	32
5.2	Auswertung	35
5.3	Versuchsergebnisse	36
6.	Diskussion	39
7.	Zusammenfassung und Ausblick	41
Anhang A: Fehlerabschätzung		43
Literatur		44

Auszug der verwendeten Formelzeichen mit deren Bedeutung und Einheit

F	=	Axialkraft	N
G	=	Schubmodul	MPa
M_t	=	axiales Torsionsmoment	Nm
U	=	Spannung	V
d	=	mittlerer Probendurchmesser = $(d_a + d_i)/2$	mm
d_a	=	Außendurchmesser der Probe bei l_0	mm
d_i	=	Innendurchmesser der Probe bei l_0	mm
l	=	Gesamte Probenlänge	mm
l_v	=	freie Probenlänge	mm
l_0	=	Meßlänge	mm
r	=	$0,5 \cdot d$	mm
r_a	=	$0,5 \cdot d_a$	mm
r_i	=	$0,5 \cdot d_i$	mm
r_s	=	Wirksamer Abwickelradius	mm
S	=	Abwicklung, Weg der Tauchanker	mm
ΔS	=	Differenzabwicklung	mm
t	=	Probenwandstärke bei l_0	mm
t_s	=	wirksame Meßschnurdicke	mm
x	=	Weg des Axialzylinders	mm
α	=	Winkel des Drehzylinders	°
γ	=	Scherwinkel im Bogenmaß	1
ω	=	Belastungsfrequenz	s ⁻¹
ν	=	Querkontraktionszahl	1
τ	=	Schubspannung (tangential)	MPa
τ_B	=	Bruchschubspannung	MPa
τ_F	=	Fließschubspannung	MPa
τ_r	=	Relaxationszeit	s
$\Delta\phi$	=	Probenverdrehung innerhalb l_0	°

0. Einleitung

Polymere spielen eine große Rolle als Matrixwerkstoffe für Faserverbunde. Die Eigenschaften der Matrix müssen bekannt sein, um Faserverbundeigenschaften vorherzusagen. Die Krafteinleitung und die Kraftübertragung zwischen den Fasern geschieht durch Scherübertragung der Matrix. Es ist daher besonders wichtig, das Matrixverhalten bei Scherbelastung zu untersuchen.

Dies geschah in dieser Arbeit durch Torsionsbelastung von Polymerrohren.

Dazu mußte

- eine Zug-Druck-Torsions-Prüfmaschine (Tension-Torsion-Prüfmaschine) in Betrieb genommen werden
- eine Meßvorrichtung eingebaut und justiert werden.

Dieser Prüfaufbau ermöglichte die Aufnahme von Belastungs-Deformations-Diagrammen mit deren Hilfe der Modul und die maximal ertragbare Spannung von Polymeren bei Raumtemperatur bestimmt werden konnte.

1. Theoretische Grundlagen

1.1 Aufbau von Polymeren

Durch die Verbindung vieler Monomere entstehen kettenförmige Makromoleküle (Polymere), die in Kettenrichtung starke kovalente Bindungen besitzen. Die Molekülketten werden gegenseitig durch schwache Van der Waals Bindungen zusammengehalten (Zwischen-Kettenbindung) [1]. Morphologisch unterscheidet man zwischen

- linearen Ketten (Thermoplaste), amorph oder teilkristallin
- vernetzten Ketten (Duroplaste), amorph

1.2 Verformungsverhalten von Polymeren

Das Verformungsverhalten von Polymeren ist weitgehend zeit- und temperaturabhängig. Dies begründet sich im Zusammenwirken von elastischen, viskoelastischen und viskosen Anteilen.

1.2.1 Physikalisches Modell

Die Ursachen der "Viskoelastizität" sind physikalisch in der anisotropen Bindungsstruktur und der Morphologie zu finden.

- Elastizität

Der stabile Zustand eines Festkörpers ist durch das thermodynamische Gleichgewicht als Minimum der freien Energie F beschrieben. Moleküle oder Atome nehmen dabei ein relatives Minimum der inneren Energie U bei größtmöglicher Entropie S ein [2].

$$\partial F = \partial(U - T \cdot S) = 0 \quad (1.1)$$

Unter äußerer Belastung kann die innere Energie U oder die Entropie S verändert werden. Bei den hier betrachteten Polymeren wird bei nicht zu großen Deformationen nur die Energie U verändert und man spricht von Energieelastizität. Dies geschieht durch die Deformation der Elektronenhüllen. Sie

erfolgt weitgehend temperatur- und zeitunabhängig, reversibel und nicht dissipativ [3].

- Viskoelastizität

Durch die lose Kettenstruktur ist es bei amorphen Polymeren möglich, daß Kettensegmente oder Seitengruppen zwei oder mehrere Potentialminima zur Verfügung haben, die durch eine Potentialbarriere ΔU getrennt sind. Eine äußere Belastung stört die Potentialverteilung und somit den thermischen Gleichgewichtszustand. Dabei wird die Potentialverteilung in Richtung der Belastung so verändert, daß Platzwechsel bevorzugt zu benachbarten Potentialmulden in dieser Richtung auftreten. Die Platzwechselvorgänge erfolgen statistisch, angeregt durch thermische Schwingungen. Die mittlere Zeit zur Herstellung des neuen thermischen Gleichgewichtszustandes wird Relaxationszeit τ_r genannt und ist durch die Arrheniusgleichung gegeben:

$$\tau_r = \frac{1}{\nu_0} \exp(\Delta U/RT) \quad (1.2)$$

wobei R die allgemeine Gaskonstante ist. ν_0 wird als konstant angenommen und liegt in der Größenordnung der thermischen Frequenz ($10^{12} \dots 10^{14} \text{ s}^{-1}$ bei Polymeren). Bei Entlastung stellt sich zeitlich verzögert der Anfangszustand wieder ein (Memoryeffekt).

Wegen des Einflusses thermischer Schwingungen ist die Relaxationszeit temperaturabhängig. Das Deformationsverhalten hängt außerdem von dem zeitlichen Verlauf der Belastung ab, wobei als Bezugszeit die Relaxationszeit τ_r maßgebend ist. Bei zyklischer Belastung mit der Frequenz ω kann man folgende Fälle unterscheiden:

- $\omega \cdot \tau_r \ll 1$ Umlagerungen können der Belastung leicht folgen und der Modul ändert sich.
- $\omega \cdot \tau_r \approx 1$ Die maximale Umlagerungsrate wird erreicht, der Modul ändert sich, und es tritt maximale Leistungsdissipation ein.
- $\omega \cdot \tau_r \gg 1$ Umlagerungen können der Belastung nicht mehr folgen, und der Modul bleibt konstant.

Wegen der Zeitverschiebung von Belastung und Deformation sind Relaxationsprozesse dissipativ, jedoch wegen des Memoryeffektes reversibel.

- Viskoses Fließen

Falls die Summe der thermischen und mechanischen Energie hoch genug ist, können auch mehrere Potentialbarrieren überwunden werden. Die Potentialverteilung ändert sich dabei vollständig, so daß bei Entlastung nicht mehr die Möglichkeit der Rückstellung gegeben ist.

Viskoses Fließen ist hauptsächlich in der Nähe und über der Hauptglasübergangstemperatur relevant [4]. Es ist dissipativ, zeit- und temperaturabhängig und nicht reversibel.

Bei dem hier verwendeten Polymer und der Untersuchung bei Raumtemperatur spielen praktisch nur elastische und viskoelastische Effekte eine Rolle.

1.2.2 Rheologisches Modell

Phänomenologisch werden die Verformungscharakteren im Burgermodell durch Feder und Dämpfer vertreten [4].

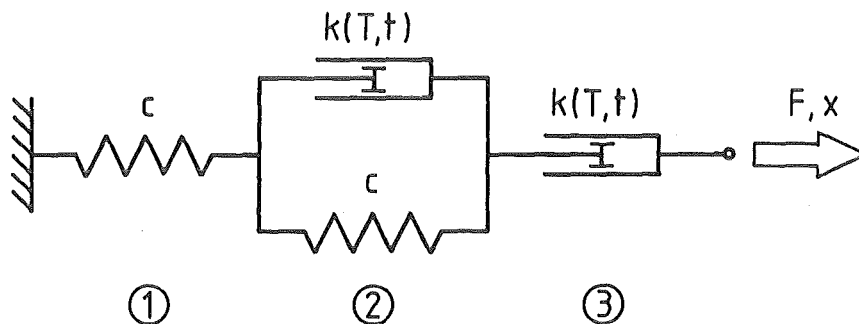


Abb. 1.1 Burgermodell

- ① stellt die reinelastische Verformung dar. Sie ist
- zeit- und temperaturunabhängig
 - reversibel
 - nicht dissipativ.

② veranschaulicht den viskoelastischen Anteil. Er ist

- zeit- und temperaturabhängig
- reversibel, "gedächtnisbehaftet"
- dissipativ (leistungsverzehrend).

③ repräsentiert das viskose Fließen. Es ist

- zeit- und temperaturabhängig
- nicht reversibel
- dissipativ.

Bei Vorgabe eines Kraftimpulses reagiert das System zeitlich verzögert mit Auslenkung.

Mit abnehmender Temperatur werden die Dämpfungsglieder steifer und "frieren" ein, so daß die dissipativen Anteile zunehmend verschwinden und nur noch das rein elastische Glied wirkt.

Im Belastungs-Deformations-Diagramm macht sich die Zeit- und Temperaturabhängigkeit wie folgt bemerkbar:

- Bei sehr tiefen Temperaturen (4,2 K) wird nahezu linear-elastisches, geschwindigkeitsunabhängiges Verhalten beobachtet.
- Bei höheren Temperaturen (Raumtemperatur)
 - wird nichtlinear elastisches Verhalten bei geringeren Steifigkeiten festgestellt
 - nehmen die Steifigkeiten mit steigender Deformationsgeschwindigkeit zu
 - entsteht bei Entlastung eine Hysterese im Belastungs-Deformations-Diagramm, die auf dissipative Effekte hinweist.

Dieses einfache Modell reicht im allgemeinen nicht aus zur Beschreibung von Polymeren mit mehreren Arten von Molekülbewegungen. Dazu ist eine Reihen- und Hintereinanderschaltung derartiger Modelle erforderlich.

1.2.3 Schubspannung und Scherwinkel

Im Versuch werden dünnwandige Rohrproben durch ein axiales Torsionsmoment belastet und deren Verdrehung gemessen. Diese Werte müssen in geometrieinvariante Größen (Schubspannung und Scherwinkel) umgerechnet werden.

Der Zusammenhang zwischen Drehmoment M_t und der wirkenden Schubspannung τ ist durch den 1. Bredt'schen Satz gegeben [5] und lautet beim dünnwandigen zylindrischen Rohr:

$$\tau = M_t / (2\pi r^2 t) \quad (1.3)$$

r ist der mittlere Probenradius und t die Wandstärke.

Der Zusammenhang zwischen Verdrehung und Scherwinkel ist in der folgenden Abbildung gezeigt.

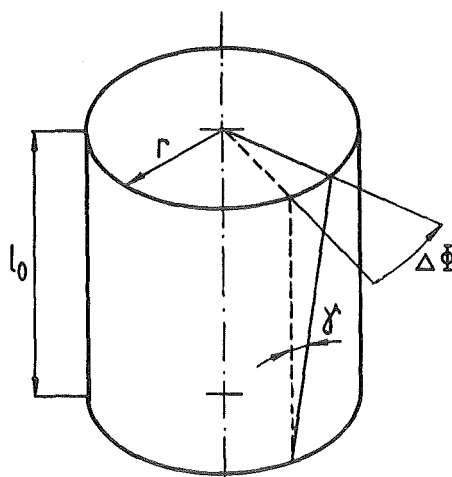


Abb. 1.2 Verdrehung-Scherwinkel-Zusammenhang

Die gestrichelte Linie zeigt den Zustand des Körpers vor der Verdrehung um $\Delta\phi$. Für kleine Verdrehwinkel errechnet sich der Scherwinkel aus

$$\gamma = \frac{r \cdot \Delta\phi}{l_0} \quad (1.4)$$

Die Abhängigkeit der Schubspannung vom Scherwinkel ist bei linearer Proportionalität durch den Schermodul G gegeben.

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (1.5)$$

- Konsequenzen

Wegen der viskoelastischen Effekte erwartet man bei torsionsbeanspruchten Polymer-Rohrproben bei Raumtemperatur

- einen nicht linearen, aber fast reversiblen τ - γ -Verlauf
- eine Abhängigkeit des Schubmoduls von der Belastungsgeschwindigkeit.

Das viskoelastische Deformationsverhalten kann für eine zeitlich rampenförmige Belastung mit dem Superpositionsprinzip berechnet werden. Dabei ergibt sich nach Hartwig, G. [3] eine Abhängigkeit des Moduls vom Logarithmus der Belastungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$:

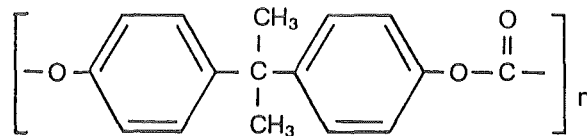
$$G \sim \ln \dot{\epsilon} \quad (1.6)$$

2. Probe

2.1 Material

Die Entwicklung von hochfesten Verbundwerkstoffen führte zum Einsatz von Thermoplasten als Matrixwerkstoff. Ein typischer Vertreter ist z.B. Polycarbonat (PC), welches als besonders duktiler Probenwerkstoff gewählt wurde.

Polycarbonate haben folgenden allgemeinen Aufbau [6]:



Morphologisch ist PC den wenig bis nicht kristallinen Polymeren zuzuordnen.

Die mechanische Dämpfung ($\tan \delta$) hat bei ca. 180 K (5 Hz) ein relatives Maximum mit einer Halbwertsbreite von ca. ± 60 K [7]. Bei Raumtemperatur besitzt die Dämpfung ein relatives Minimum ein [6].

2.2 Geometrie

Das Deutsche Institut für Normung hat für den "Schubversuch an Probekörpern in Form von kreisförmigen Hohlzylindern für die Prüfung von faserverstärkten Kunststoffen" die DIN 53 399 entworfen, die hier auch beim reinen Polymer zur Anwendung kommen soll [8]. DIN 53 399 Teil 1 empfiehlt ein Wandstärke-Innendurchmesser-Verhältnis von $t/d_i < 1/20$ und eine freie Probenlänge l_v von dreimal dem Innendurchmesser.

FE-Rechnungen von Gutting [9] zeigen, daß am torsionsbelasteten Rohr ($d_i = 69$ mm, $t = 1,5$ mm, Meßlänge $l_0 = 55$ mm, Gesamtlänge $l = 189$ mm) aus GFK (UD-tangential) die Spannungsinhomogenität durch die Krafteinleitung nach ca. 5 mm in axialer Richtung verschwindet*. Die Rechnung zeigt weiterhin, daß

* Die Aussagen an Verbundrohrkörpern können nur tendenziell auf Reinpolymerrohrkörper übertragen werden. FE-Rechnungen an Rohrproben aus reinem Polymer konnten nicht gefunden werden.

innerhalb der Meßstrecke nur kleine Spannungsgradienten in radialer Richtung vorliegen, so daß die Schalentheorie (Bredt'sche Formel) bei Vernachlässigung des Gradienten angewendet werden darf (gilt nicht mehr bei dickwandigen Rohren).

Diese Voraussetzungen führten zur Entwicklung des dargestellten Probekörpers in Form eines dünnwandigen Rohres, siehe Abb. 2.1.

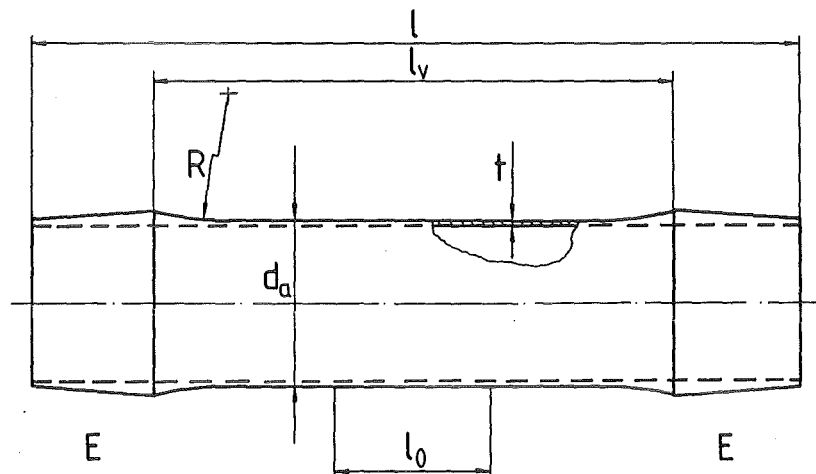


Abb. 2.1 Probenform

Die konusförmigen Enden E dienen zur Krafteinleitung. Die Taillierung der Probe soll ein Versagen innerhalb der Meßstrecke bewirken. Der große Verjüngungsradius R sorgt dafür, daß die Krafteinleitung möglichst ohne Spannungsüberhöhung zu einem homogenen, ebenen Spannungszustand in der Meßstrecke l_0 führt.

Der Probekörper wird spanabtragend aus Halbzeug-Rundstäben $\varnothing 60$ mm gefertigt, wobei die äußere, evtl. inhomogene Werkstoffschicht entfernt wird. Um eine möglichst definierte Geometrie zu erhalten, müssen Maß- und Formabweichungen des Prüfkörpers eng toleriert sein. Bearbeitungsriefen wirken wie Kerben und müssen durch Vorgabe geringer Rauhtiefe R_t vermieden werden.

Im Experiment wurden 14 Proben untersucht, deren geometrische Abmessungen in folgenden Bereichen liegen:

	Charge 1	Charge 2
d_a/mm	53,91 ÷ 54,05	55,95
t/mm	1,98 ÷ 2,02	3,01
l_0/mm	49,2 ÷ 99,4	50,2
l/mm	250	200

Tab. 2.1: Abmessungen der Proben

Die Maße einer Probe sind die Mittelwerte von 6 Einzelmessungen. Der Außendurchmesser d_a und die Wandstärke t konnten auf $\pm 0,01$ mm und die Meßlänge l_0 auf $\pm 0,2$ mm genau bestimmt werden.

Alle Proben wurden mit Linien senkrecht und parallel zur Drehachse markiert, um

- Verformungen sichtbar zu machen,
- Meßschnüre richtig anzubringen (s. Kap. 4.3).

Das Tempern (140°C , 14 h) einer Probe bewirkte eine Wandstärkenzunahme um 0,6 % und eine Längenabnahme um 0,2 %. Die geringen Maßänderungen ließen die Annahme zu, daß die Proben weitgehend eigenspannungsfrei und relaxiert waren.*

2.3 Probenstabilität

Dünnwandige Rohrkörper neigen beim Tordieren zum Verdrillen, d.h. die Probe ändert plötzlich ihre Form gravierend und verliert dabei ihre Steifigkeit (ähnlich wie Druck-Knicken bei langen Stäben).

Aus Stabilitätsüberlegungen können verschiedene kritische Werte berechnet werden unter denen noch keine Instabilität stattfinden soll.

* Eigenspannungen und Relaxationsdeformationen können hier vor allen Dingen durch das Drehen der Probe während der Fertigung verursacht werden, begünstigt durch das große Oberflächen- und Volumen-Verhältnis.

- Dubbel [10]:

$$\tau_{Kr,1} = E \left(0,1 \frac{t}{r} + 7,5 \left(\frac{t}{r} \right)^2 \right) \quad (2.1)$$

- Flügge, W. [11]:

$$M_{Kr,2} = \frac{\pi \sqrt{2}}{3} \frac{E \sqrt{r} t^5}{(1 - \nu^2)^{3/4}}$$

daraus folgt mit (1.3):

$$\tau_{Kr,2} = \frac{\sqrt{2} E}{6 (1 - \nu^2)^{3/4}} \left(\frac{t}{r} \right)^{3/2} \quad (2.2)$$

Werden für die PC-Proben folgende Werte eingesetzt

- Werkstoffdaten: $\tau_B = 27$ bis 38 MPa [12]
 $E = 2300$ MPa [6]
 $\nu = 0,42$ [12]
- Geometriedaten: $r = 1/2 \cdot (d_a - t)$
 d_a, t siehe Tabelle 2.1

so erhält man die kritischen Schubspannungen:

	Charge 1	Charge 2
Formel (2.1)	120 MPa	247 MPa
Formel (2.2)	13 MPa	24 MPa

Tab. 2.2 Kritische Schubspannungen

Nach Formel (2.1) werden also wesentlich höhere Werte berechnet als nach Formel (2.2).

Wird eine Bruchschubspannung von $\tau = 38$ MPa vorausgesetzt, so ist für beide Chargen nach Formel (2.2) keine Probenstabilität zu erwarten, da

$$\tau_{Kr,2} < \tau_B$$

In Vorversuchen zeigte sich jedoch, daß beide Formeln hier nicht die richtigen Werte lieferten (siehe Kap. 4.4).

3. Versuchsaufbau

Die Rohrprobe* wird mit einem geregelten axial wirkenden Torsionsmoment belastet, wobei die Verdrehung und die Belastung gemessen wird.

3.1 Spannvorrichtung

Durch die in der Spannvorrichtung erzeugte Radialkraft kann aufgrund der Reibung eine Tangentialkraft in die Spannfläche eingeleitet werden (Kraftschluß). Das reine Polymer ist sehr weich und fließt unter der für den Kraftschluß notwendigen Radialspannung hinweg, so daß ein innen konisch ausgeführter Verstärkungsring auf den Außenkonus der Probe aufgeschoben werden muß (siehe Abb. 3.1).

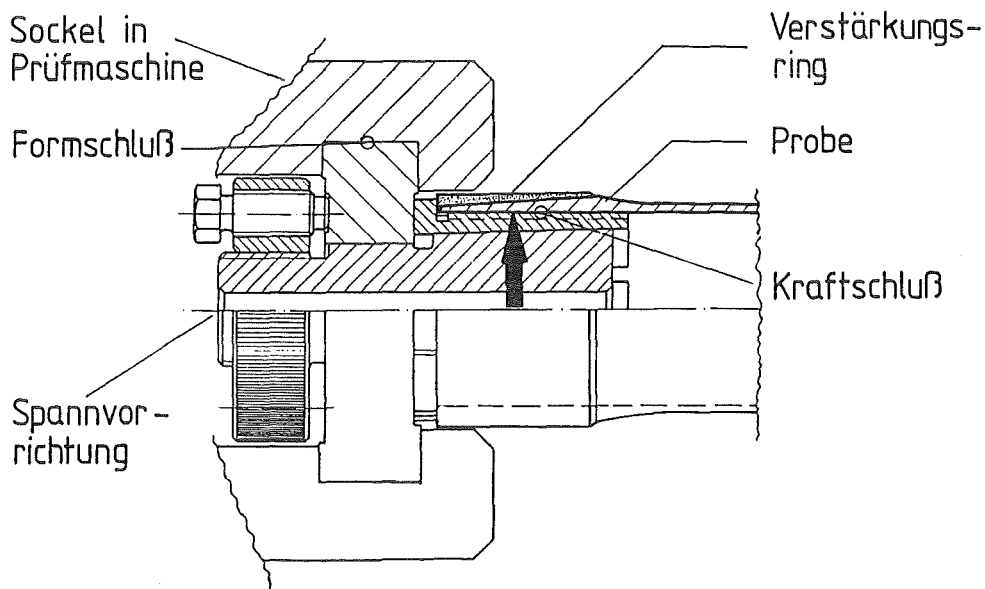


Abb. 3.1 Spannvorrichtung mit Probe in der Prüfmaschine

Als Material ist ein GFK-Ring mit unidirektional-tangentialer Wicklung wegen der hohen Festigkeit und eines polymerähnlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten geeignet. Die Spannvorrichtung mit der Probe kann dann formschlüssig in den Sockel der Prüfmaschine eingepaßt werden.

* Neben dem Torsionsversuch stehen noch andere Verfahren zur Schubmodulbestimmung zur Verfügung [13, 14], jedoch kann nur an Rohrproben eine reine Schubspannung erzeugt werden.

3.2 Verdrehwinkelmeßvorrichtung

Zur Bestimmung des Verdrehwinkels an Rohrproben wurde eine Meßvorrichtung entwickelt, angelehnt an DIN 53 399.

Zwei Meßschnüre (M) werden an verschiedenen Orten an der Probe befestigt und gleichsinnig aufgewickelt. Sie werden über Umlenkrollen (U) gelegt und durch kleine Gewichte (G) und die Tauchanker der induktiven Wegaufnehmer gespannt. Bei Torsion der Probe wickeln sich die Schnüre verschieden auf oder ab und deren Auf- bzw. Abwicklung wird mit den Wegaufnehmern detektiert.

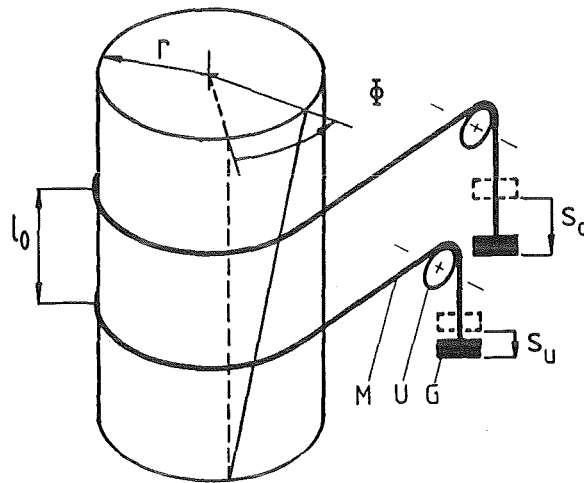


Abb. 3.2 Prinzip der Verdrehwinkelmessung

Die Differenz der Abwicklungen ΔS ist dann proportional zum Verdrehwinkel $\Delta\phi$ (s. Abb. 3.2) innerhalb der Meßstrecke l_0 .

$$\Delta S = r \cdot \Delta\phi = S_o - S_u$$

Mit der Bestimmung von ΔS kann dann aus (1.4) der Scherwinkel berechnet werden.

$$\gamma = \frac{r \cdot \Delta\phi}{l_0} = \frac{\Delta S}{l_0} \quad (3.1)$$

Die Kalibrierung der Meßvorrichtung wird in Kap. 4.3 beschrieben.

3.3 Zug-Druck-Torsions-Maschine

3.3.1 Mechanik

Der prinzipielle mechanische Aufbau der tieftemperaturtauglichen Zug-Druck-Torsions-Maschine ist in Abb. 3.4 dargestellt.

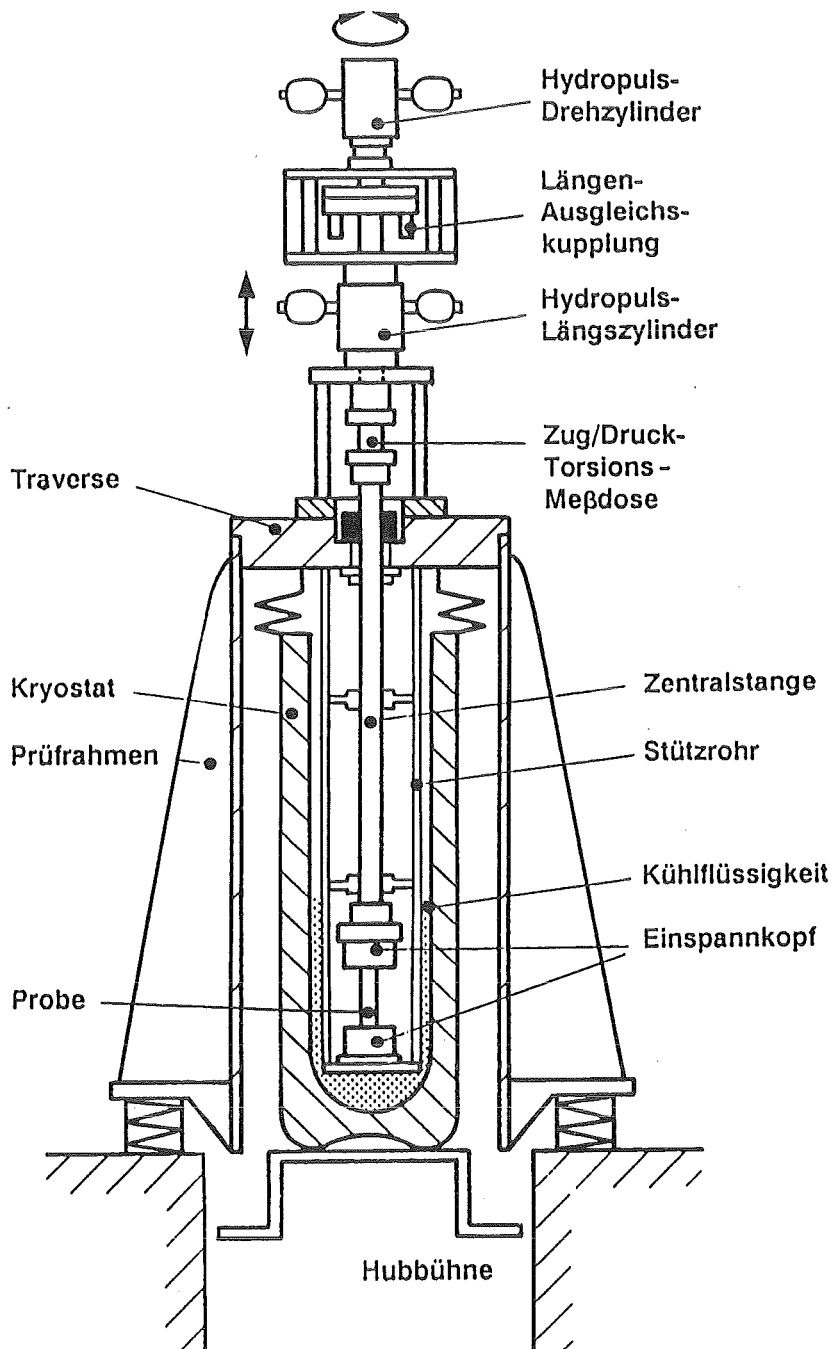


Abb. 3.4 Vereinfachte Skizze der Tieftemperatur-Prüfmaschine

Die Konstruktion ist so ausgeführt, daß Messungen bei tiefen Temperaturen gemacht werden können. Zur Kühlung des Probenraumes ist ein mit Kühlflüssigkeit füllbarer Badkryostat (absenkbar, s. Abb. 3.4) vorgesehen. Die im Antrieb erzeugte Belastung wird mittels der Zentralstange und der Spannvorrichtung auf die Probe aufgebracht. Die Reaktionskräfte werden vom Stützrohr aufgenommen.

Der Hydropulsantrieb stammt inclusive der Servoventile und der Meß- und Regeleinheiten von der Firma Schenk in Darmstadt, während andere Teile (Prüfraumen, Stützrohr) im KfK konzipiert und gefertigt wurden.

Im alleinigen Betrieb können mit der vorhandenen Druckölversorgung die Zylinder

statisch:	160 KN Zug/Druck bei 100 mm Hub
	100 Nm Torsion bei 100° Drehwinkel

und dynamisch ($f = 20$ Hz):	128 KN _{ss}	3 mm Hub
	800 Nm _{ss}	0,3° Drehwinkel

an Belastung aufbringen [15].

Zwischen Hydraulikantrieb und Zentralstange befindet sich eine Zweikomponenten-Meßdose, die mittels zweier DMS-Vollbrücken die Drehmoment- und Axialkraftbestimmung ermöglicht.

Weg und Winkel werden mit induktiven Wegaufnehmern an den Hydraulikzylindern erfaßt.

3.3.2 Elektronik

Die Aufgabe der Elektronik ist

- 1) die Regelung des Versuchs (s. Kap. 4.2)
- 2) die Aufbereitung der Meßsignale .

Die physikalischen Größen (z.B. Moment, Weg) werden mit Hilfe von Meßgliedern (2K-Meßdose, induktiver Wegaufnehmer) und entsprechenden Meßverstärkern als elektrische Spannungen gemessen, die der Meßgröße proportional sind*.

Die elektronischen Bauteile sind in Form von Einschüben und Funktionsmodulen in der Bedienungseinheit untergebracht (s. Abb. 3.5).

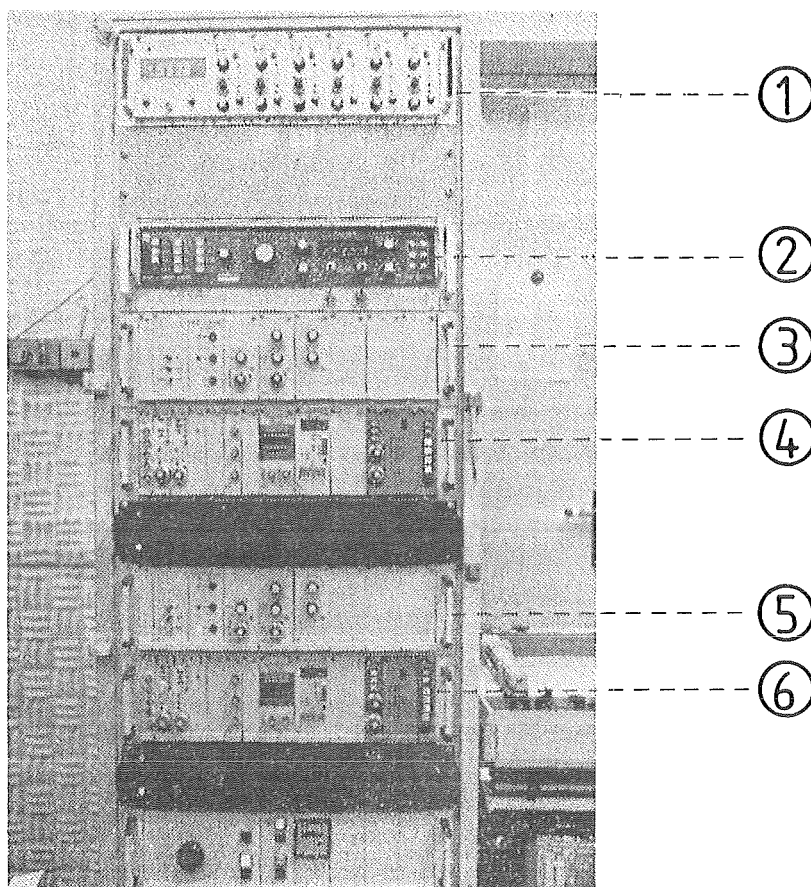


Abb. 3.5 Bedienungseinheit

* Systembedingt können nur Nennspannungen von ± 10 V fehlerfrei verarbeitet werden.

Im Meßverstärkereinschub ④ befinden sich unter anderem zwei für die Bestimmung der Differenzabwicklung notwendige Trägerfrequenzmeßverstärker.

Der sich unten anschließende digital arbeitende Zweikanal-Funktionsgenerator ② wird bei Dauerschwingversuchen benötigt.

Es folgen dann jeweils zwei Einschübe für Moment- und Kraftkanal.

Für Moment- und Kraftmessung/-regelung werden gleiche Bauteile verwendet, daher können in der folgenden Beschreibung immer statt des Drehmomentes M , Winkel α , Scherung γ auch die Größen Kraft F , Weg x , Dehnung ε eingesetzt werden.

Der Einschub ③, ⑤ erlaubt in der jetzigen Ausbaustufe das "Fahren" einer Spannungsrampe mit

$$\dot{U} = \frac{\Delta U}{\Delta t} = 10^{-3} \div 10^2 \text{ V/s}$$

bis zu einem eingestellten Endwert.

Unter dem Rampengenerator schließt sich die eigentliche Meß- und Regeleinheit ④, ⑥ an (siehe Abb. 3.6, 3.7).

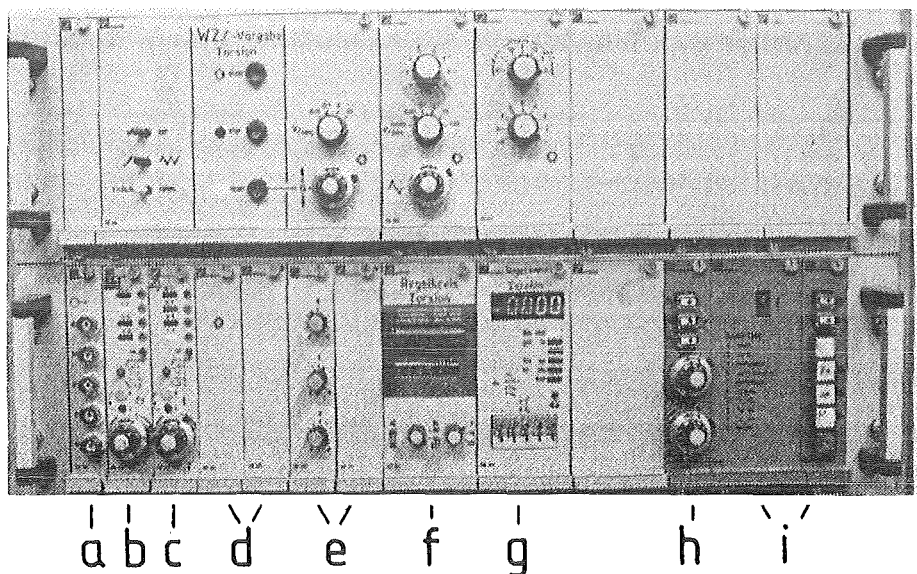


Abb. 3.6 Meß- und Regeleinschub

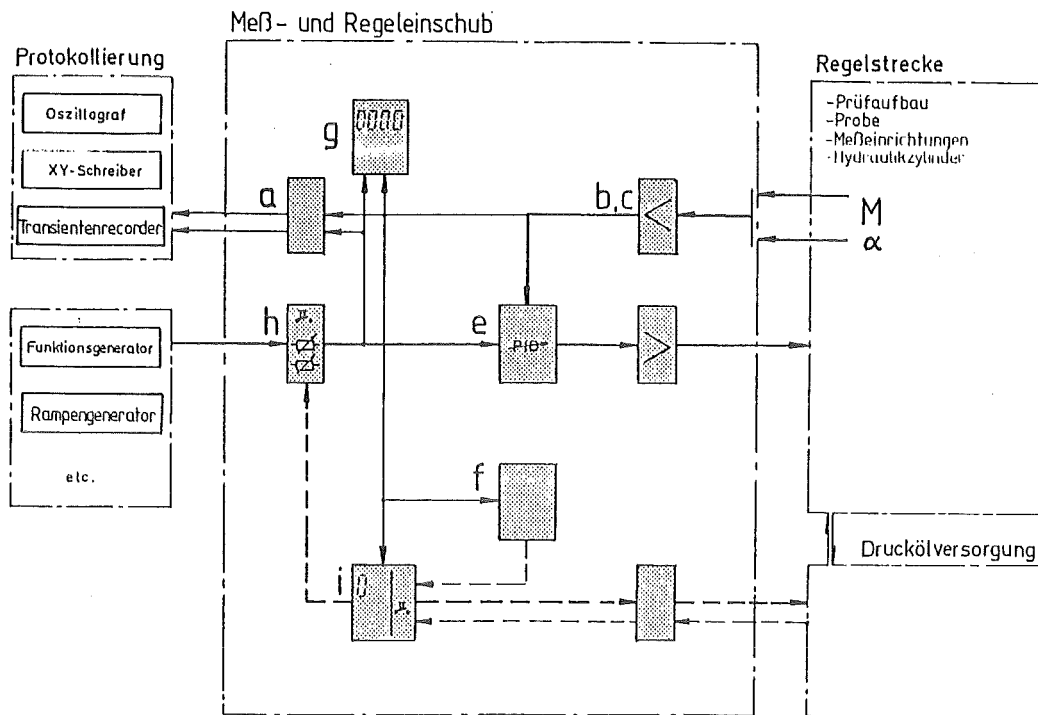


Abb. 3.7 Blockschaubild

Im Blockschaubild ist grob der funktionelle Zusammenhang der Komponenten gezeigt.

Von links nach rechts sind folgende Funktionsmodule in den Modulträger eingesteckt:

a) Meßbuchsenleiste CE 364

ermöglicht das Abnehmen folgender Signale:

M , a , γ , Sollwert, Anzeigenwert

b) Meßverstärker MV 318

Dieser Trägerfrequenzmeßverstärker speist die DMS-Vollbrücke für den M -Kanal und verarbeitet das Meßsignal. Es ist wie folgt kalibriert:

M : $10 \text{ V} = 1000 \text{ Nm}$ bei Verstärkungsfaktor 1 ($MV = 1:1$)

(F : $10 \text{ V} = 160 \text{ kN}$)

- c) Meßverstärker MV 317
dient zur Bestimmung des Drehwinkels vom Drehzylinder mittels induktiver Wegaufnehmer.
a: 10 V = 50°
(x: 10 V = 50 mm)
- d) Spitzenwertregler RS 331
wird bei dynamischer Belastung eingeschaltet. Er ist dem PID-Regler nachgeschaltet, um die Regelabweichung zu minimieren (in Abb. 3.7 nicht dargestellt).
- e) Standard-Regler RV 311
Dieser Regler ist ein Folgeregler mit PID-Einstellbereich. Die Anteile sind getrennt einstellbar und führen so zu guten Regeleigenschaften (s. Kap. 4.2).
- f) Vorwahlzähler KZ 311
zählt Schwingungen einer Meßgröße und gibt bei Erreichen einer vorgeählten Schwingzahl ein Signal an den Steuermonitor.
- g) Digitalanzeige MA 313
Hier kann mittels zweier Codierschalter eines von 24 Signalen gewählt und anhand einer 4 1/2-stelligen Anzeige als elektrische Spannung oder als dimensionsrichtige Größe beziffert werden.
- h) Sollwerteinsteller FP 312
Er wird zur Aufbereitung des Führungssignals dem PID-Regler vorgeschaltet. Er kann zwei extern erzeugte Signale (von ②, ③) und einen intern erzeugten statischen Sollwert zu einem Gesamtführungssignal vereinen.
- i) Steuermonitor DP 311
Die Hauptaufgaben liegen in der Steuerung und Überwachung des Regelkreises. Grenzwertüberschreitungen von Meßgrößen, Steuersignale und Fehler werden angezeigt, gespeichert und führen zu programmierbaren Reaktionen (z.B. Zylinder abschalten).

Mittels der Funktionsmoduli und der Funktionsgeneratoren ist das kontrollierte und sichere Aufbringen der Belastung möglich.

3.4 Meßwerterfassung

Zur Meßwerterfassung stehen folgende Geräte zur Verfügung:

- ein 4-Kanal-Speicheroszilloskop, Hersteller: Tektronix, Typ: 7623 A
 - ein 2-Kanal-Schreiber, Hersteller: Hewlett Packard, Typ: HP 7046 B
 - ein Signal-Memory Recorder, Hersteller: w + w electronic, Typ: SMR-fc
- Der SMR erlaubt die Verrechnung der Meßdaten, so daß sich der Einsatz auch zur Auswertung anbietet [16].

4. Versuchsvorbereitungen

4.1 Inbetriebnahme der Tension-Torsion-Maschine

Bei Inbetriebnahme der Tension-Torsion-Maschine konnten elektrisch und mechanische Störungen von Kraft- und Momentsignal beobachtet werden.

4.1.1 Mechanische Störungen

Die Zentralstange führt die Belastung vom Hydraulikantrieb zur Probe. Dabei bewegt sie sich gegenüber feststehenden Dicht- und Stützelementen und erzeugt so Reibung, die sich störend auf die Messung auswirkt.

Die Reibanteile (F_R , M_R) konnten durch einen "Einlaufvorgang" (Bewegung der Zentralstange ohne Probe) vermindert werden (s. Abb. 4.1).

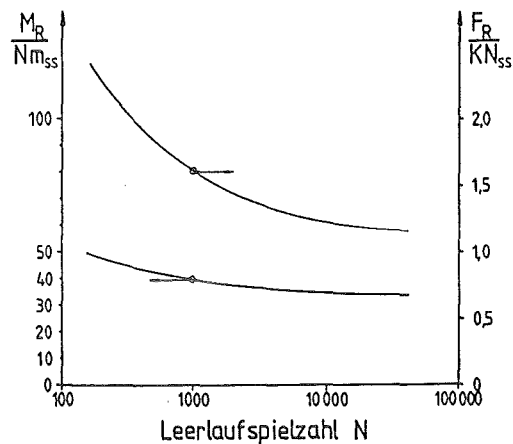


Abb. 4.1 Abnahme der Reibanteile mit der Spielzahl N

Es war jedoch nach $N = 35000$ Leerlaufspielen nicht mit einer weiteren Abnahme der Reibung zu rechnen.

Es konnte ein ortsabhängiges Reibungsverhalten beobachtet werden (s. Abb. 4.2).

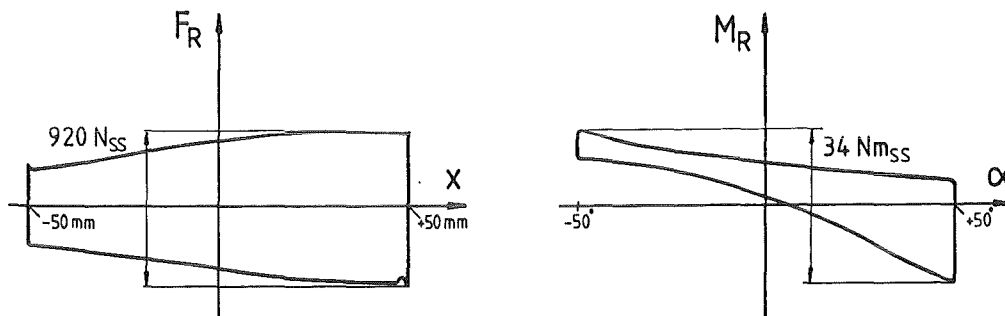


Abb. 4.2 Ortsabhängigkeit der Reibungsanteile

Um eine Verspannung der Zentralstange* auszuschließen, wurden die oberen Stützlager und der Dichtungsflansch gelöst, wobei die Reibung drastisch zurückging. Unter der Drehbewegung der Zentralstange konnte eine Radialbewegung (!) des Dichtungsflansches von ca. 0,5 mm erkannt werden. Diese Bewegung konnte nur durch eine Exzentrizität der Zentralstange ausgelöst werden, die durch mehrfache Schiefstellung oder Unrundheit der Zentralstange verursacht wurde (Zustand 1 in Abb. 4.3).

Schrittweise wurden die Zentralstange, die Meßdose und der Antriebsflansch abgebaut und Exzentrizitäten der Zentrierungen und Höhenschläge der Flansch-anlageflächen vermessen.

Die KMD und zwei Flansche wurden nachgearbeitet und die Zentrierung der Meßdose wurde konstruktiv umgestaltet, um so einen guten freien Rundlauf der Zentralstange zu erhalten (Rundlauffehler der Zentralstange oben und unten kleiner 0,02 mm). Mittels einer Zentriereinrichtung konnte dann festgestellt werden, daß die Zentralstange schief und nicht mittig stand (Zustand 2).

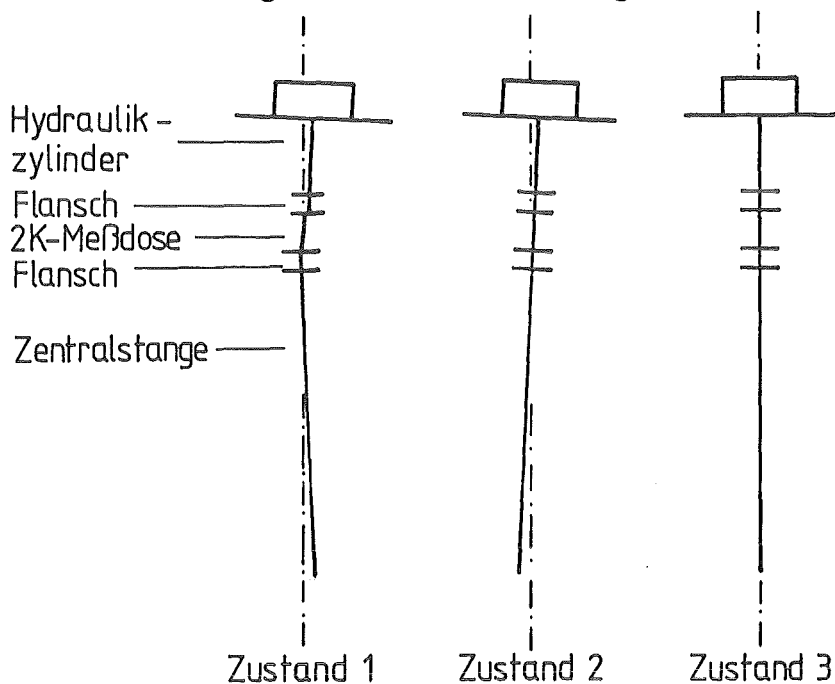


Abb. 4.3 Schematische Darstellung der Zentralstangenpositionen

* Die Zentralstange ist bis zum Antriebsflansch ca. 2,5 m lang und 3-fach gelagert.

Durch Entfernen von Ausgleichsscheiben zwischen Axialzylinder und Maschinenrahmen wurde ein paralleler Verlauf von der Zentralstange und dem Stützrohr erreicht. Die Antriebseinheit konnte dann durch Verschieben koaxial positioniert werden (Zustand 3).

Durch diese Maßnahmen konnten die Reibungsanteile der Stützlager um einen Faktor von ca. 20 auf $1,2 N_{SS}$ bzw. $40 N_{SS}$ reduziert werden, was bezogen auf den ganzen Meßbereich Fehler um 1% ergibt. Der Abdichtflansch wurde für diese Versuche nicht wieder montiert.

4.1.2 Elektrische Störungen

Im Stillstand der Tension-Torsion-Maschine konnte, ohne daß eine Probe eingespannt war, ein niederfrequentes Brummen und ein hochfrequentes Rauschen auf dem M- und F-Meßsignal beobachtet werden. Das Brummen hatte Amplituden von 8 mV auf dem M-Signal und 12 mV auf dem F-Signal bei einer Frequenz von 20 Hz ($MV = 1:1$). Die Größen der Amplituden waren von der Lage der Meßleitungen abhängig.

Um kapazitive Kopplungen zu vermeiden, wurden die Meß- und Speiseleitungen für die 2-Komponenten-Meßdose in getrennt geschirmten Kabeln neu verlegt, wodurch die Lageabhängigkeit vermieden werden konnte.

Die Trägerfrequenzmeßverstärker wurden synchronisiert*, um beide Speisespannungen frequenz- und phasengleich zu erhalten. Dadurch konnte das Brummen eliminiert werden, welches durch zwei verschiedene Trägerfrequenzen an galvanisch gekoppelten Meßgliedern entstand (Kopplung über 2-K-Meßdose).

Das hochfrequente Rauschen konnte durch den Einsatz eines schaltbaren aktiven Tiefpaßfilters ausgeblendet werden. Durch diese Maßnahmen wurden die Störsignale auf $1,5 mV_{SS}$ reduziert, was bezogen auf den maximalen Meßwert fast 4 Größenordnungen kleiner ist (also recht guter Störabstand).

Insgesamt war nach der Inbetriebnahme ein guter und störungsfreier Betrieb möglich.

* Informationen der Firma Schenk besagen, daß eine Synchronisation ihrer Meßverstärker keine Auswirkung auf die Kalibrierung hat.

4.2 Regler optimieren

Die Aufgabe eines Folgereglers in einem geschlossenen Regelkreis besteht darin, den gemessenen Istwert möglichst gleich dem vorgegebenen Sollwert zu halten. Das Verhalten der Regelstrecke ist abhängig davon, welches Signal geregelt werden soll (Moment, Winkel, Scherung). Jede Regelungsart bedarf daher ihrer speziellen Reglereinstellung. Hier stehen sich zwei Forderungen gegenüber: Stabilität und Regelgenauigkeit. Die Stabilität verlangt, daß die Anlage keine selbst-erregten Eigenschwingungen ausführt, sondern nur den Sollwerten folgt.

Einen stabilen Regelvorgang erhält man, indem man den Regelkreis mit einem Rechtecksignal kleiner Amplitude beaufschlagt und die Regelabweichung durch die Einstellung des PID-Reglers minimiert, ohne daß der Regelkreis dabei zu Schwingungen angeregt wird [15]. Der M-Regelkreis wurde so mittels einer Aluminiumprobe optimiert. Es zeigte sich jedoch, daß bei dieser Reglereinstellung große Regelabweichungen bei langsamen Signaländerungen auftreten ($\Delta U \approx 100 \text{ mV}$). Im späteren Versuch sollten jedoch Spannungsanstiege von ca. 10 mV/s ($= \approx 0,1 \text{ MPa/s}$) fehlerfrei ausgeregelt werden, so daß diese Einstellung nicht zufriedenstellend war.

Zur weiteren Optimierung wurde als Führungssignal direkt die "Spannungsrampe" genutzt. Dabei wurde der Regler sehr kritisch eingestellt, so daß der Regelkreis durch Störimpulse schnell instabil wurde. Letztendlich konnte für die Drehmomentregelung eine Reglereinstellung gefunden werden, die

- meistens, bei Spannungsrampen als Führungssignal, stabil war*
- hohe Regelgenauigkeit bewirkte ($\Delta U < 10 \text{ mV}$)

Die Feineinstellung kann wegen des sehr kritisch eingestellten Reglers erst nach Abschalten des Hilfsreglers (siehe [15]) vorgenommen werden und besteht aus folgenden Reglerparametern:

P	grob: 3	fein: 4
I	grob: 2	fein: 9
D	grob: 4	fein: 10

* Beim Probenversagen oder Durchrutschen der Einspannung kam es dennoch oft zu instabilem Regelverhalten.

4.3 Kalibrieren der Verdrehwinkelmeßvorrichtung

Die Bestimmung der Differenzabwicklung geschieht durch die Messung der oberen und der unteren Abwicklung S_o , S_u , deren proportionale Spannungen subtrahiert werden (siehe Kap. 3.2)*.

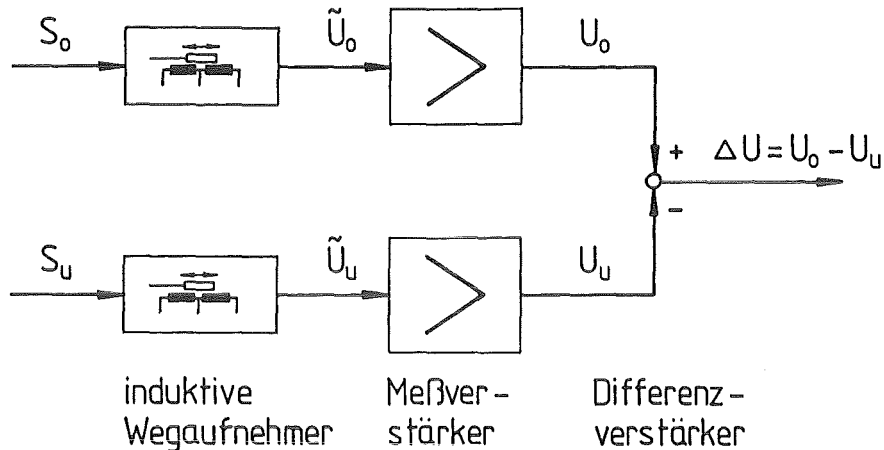


Abb. 4.4 Blockschaltbild: Bestimmung der Differenzabwicklung

Die Meßverstärker müssen dazu gleich kalibriert sein.

- Kalibrieren

Zur Kalibrierung wurde je Millimeter Verschiebung vom Tauchanker des Induktiven Wegaufnehmers ein Spannungssignal vom Meßverstärker abgelesen. Mit diesen insgesamt 40 Wertepaaren je Aufnehmer konnte eine lineare Regression durchgeführt werden, deren Ergebnis die Proportionalitätskonstante m_i war. Diese kann im Meßverstärker mit Hilfe der Kalibrierspannung U_{cal} auf einen geraden Wert eingestellt werden, hier: $m = 20 \text{ mm}/10 \text{ V} = 2 \text{ mm}/\text{V}$. Dazu muß eine neue Kalibrierung $U_{cal,n}$ berechnet werden, die sich aus der eingestellten (alten) $U_{cal,a}$ und den Proportionalitätsfaktoren ergibt.

$$U_{cal,n} = U_{cal,a} \cdot m_i / m$$

Die Wegaufnehmer konnten so auf $2 \text{ mm}/\text{V} \pm 0,01 \text{ mm}/\text{V}$ kalibriert werden.

* Eine direkte Antiparallelschaltung der Wegaufnehmer (so ein Vorschlag von WA-Herstellern) mit nur einem Meßverstärker führte bei der Kalibrierung nicht zu befriedigenden Ergebnissen.

- Differenzbildung

Die Signale (U_o , U_u) der Meßverstärker werden in einem Differenzverstärker subtrahiert um das Differenzsignal ΔU zu erhalten. Dieses ist dann proportional zur Differenzabwicklung ΔS :

$$\Delta S = m_i \cdot \Delta U$$

Um die korrekte Differenzbildung zu kontrollieren, werden beide Tauchanker parallel verschoben, was theoretisch zu keiner Änderung der Differenzspannung ΔU führen darf. Beobachtet wurde jedoch (siehe Abb. 4.5), daß ΔU über der Tauchankerverschiebung nicht konstant war sondern sich aus 2 Fehleranteilen zusammensetzte:

- eine in der Amplitude ortsabhängige Schwebung konstanter Frequenzen
- einen langwelligen Fehler

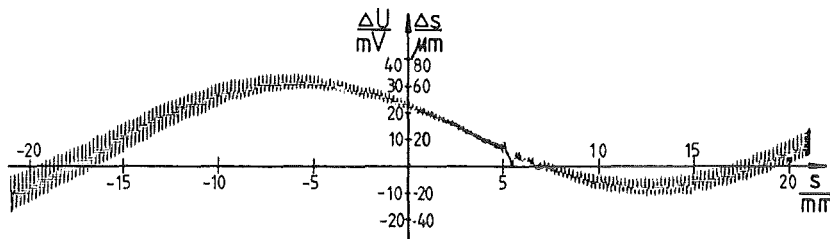


Abb. 4.5 Differenzspannung der parallel verschobenen Tauchanker

Wie auch schon bei der 2-K-Meßdose konnte die Schwebung durch die Synchronisierung der Meßverstärker (im oberen Meßverstärkereinschub ①, siehe Abb. 3.5) beseitigt werden.

Der langwellige Fehler wird durch die Differenz der Nichtlinearitäten der induktiven Wegaufnehmer verursacht und kann nicht beseitigt werden. Durch die Synchronisation haben sich die Trägerfrequenzen geändert, so daß sich bei induktiven Wegaufnehmern auch die Proportionalitätskonstante m_i anders einstellte, was eine erneute Kalibrierung verlangte.

Es wurden folgende Kalibrierspannungen eingestellt:

- $U_{\text{cal,o}} = 10,217 \text{ V}$
- $U_{\text{cal,u}} = 10,214 \text{ V}$

bei $5 \text{ mV}/5 \text{ V}$ Empfindlichkeit.

Die Kalibrierung ist durch folgende Parameter geprägt:

- | | | |
|---|----------------|--|
| - Ablesegenauigkeit von | - Voltmeter | $\pm 1 \text{ mV}$ |
| | - Normmaß | $\pm 0,01 \text{ mm}$ |
| - Meßbereich von | - Voltmeter | $\pm 10 \text{ V}$ |
| | - Wegaufnehmer | $\pm 20 \text{ mm}$ |
| - Linearitätsabweichung vom | - Wegaufnehmer | $\pm 0,04 \text{ mm}$ (lt. Hersteller) |
| - Korrelationskoeffizient | | $1 - 10^{-5}$ (sehr gut) |
| - Trägerfrequenz 4999 Hz mit $0,6 \text{ Hz}$ Schwebung | | |
| - Raumtemperatur | | |

Der Proportionalitätsfaktor m_i kann mit $m_i = 2 \text{ mm/V} \pm 0,5 \%$ angegeben werden.

- Korrektur der Scherwinkel-Differenzabwicklungs-Beziehung

Mit diesen Mitteln kann bis jetzt eine Differenzwegmessung durchgeführt werden, mit der die Probenverdrehung $\Delta\phi$ ermittelt werden kann

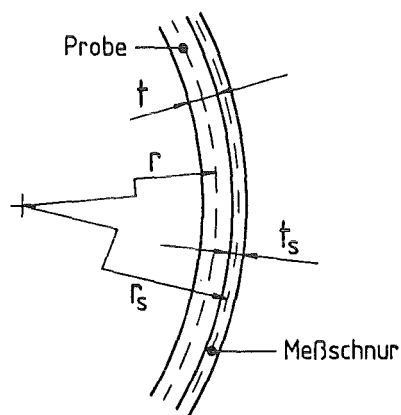


Abb. 4.6 Geometrische Größen zur Bestimmung des Abwickelradius

Da die Rohrprobe und die Schnur* endliche - nicht zu Null werdende - Dicken aufweisen, berechnet sich der Verdrehwinkel, nicht wie in Kapitel 3.2 beschrieben, aus $\Delta\phi = \Delta S/r$, sondern aus:

$$\Delta\phi = \Delta S/r_s \quad (4.1)$$

wenn r_s der wirkende Abwickelradius der Schnur ist.

Zusammen mit (1.4), (3.1) ergibt sich dann der Scherwinkel γ aus:

$$\gamma = \frac{r}{r_s} \frac{\Delta S}{l_0} = \frac{d_a - t}{(d_a + t_s) l_0} \cdot \Delta S \quad (4.2)$$

mit

- den Geometriedaten der jeweiligen Probe (d_a , t , l_0)
- der wirksamen Schnurdicke t_s
- der Differenzabwicklung ΔS .

Zur Bestimmung von r_s , t_s wurde die Schnur, belastet mit dem Tauchanker, auf einen Probekörper mit dem zu d_a bestimmten Außendurchmesser aufgewickelt und deren Länge l_s für n Umdrehungen gemessen.

Der effektive Abwickelradius r_s und die wirksame Schnurdicke t_s können dann wie folgt bestimmt werden:

- $r_s = l_s/(2\pi n) = 27,375 \text{ mm}$
- $t_s = 2 r_s - d_a = 0,80 \text{ mm}$

Damit kann man nun den Scherwinkel unter Berücksichtigung der Wand- und Schnurdicke aus der Differenzabwicklung nach (4.2) bestimmen.

- * Eigenschaften der Schnur:
- geflochten und somit sehr flexibel
 - Reißfestigkeit $> 250 \text{ N}$
 - Nachgiebigkeit $< 0,2 \text{ ‰/N}$
 - geringe Reibung auf der Probenoberfläche

4.4 Vorversuche

Bei Vorversuchen zeigten sich noch einige bis dahin nicht absehbare Schwierigkeiten:

- Probeninstabilität

Bei ersten Versuchen (noch ohne Verdrehwinkelmeßvorrichtung) zeigte sich instabiles Probenverhalten für beide geprüfte Chargen (s. Abb. 4.7).

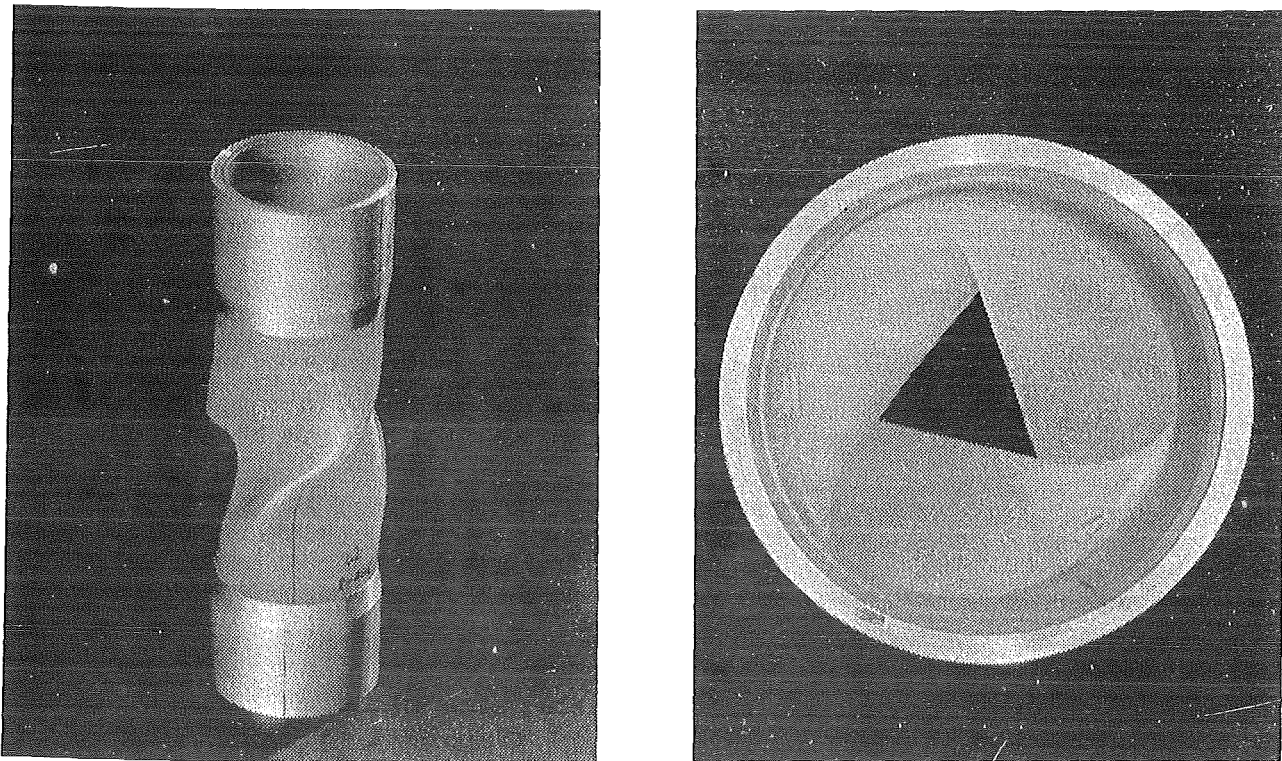


Abb. 4.7 Durch Instabilität verbeulter Probekörper der Charge 2

Es konnten folgende Instabilitäts-Schubspannungen $\tau_{\text{instab.}}$ im Versuch festgestellt werden:

	Charge 1	Charge 2
τ_{instab}	18 MPa	40 MPa

Diese Werte liegen etwas höher als die in Kap. 2.3 mit Formel (2.2) berechneten Werte* so daß Formel (2.2) zur "konservativen" Proben-Auslegung benutzt werden sollte (siehe Tab. 2.2). Wandstärke und Probendurchmesser hätten weiter variiert werden müssen, um doch noch einen stabilen Probenkörper zu erhalten, was jedoch mit der vorhandenen Spannvorrichtung aus konstruktiven Gründen nicht möglich war.

Darum gingen die Bestrebungen dahin, das Torsionsbeulen durch Abstützungen der Probeninnenwand zu vermeiden. Dies gelang durch Einsetzen einer Kugellagerbuchse (Länge = 130 mm), deren Kugeln auf einzelnen Lagerinnenringen abrollen, s. Abb. 4.8:

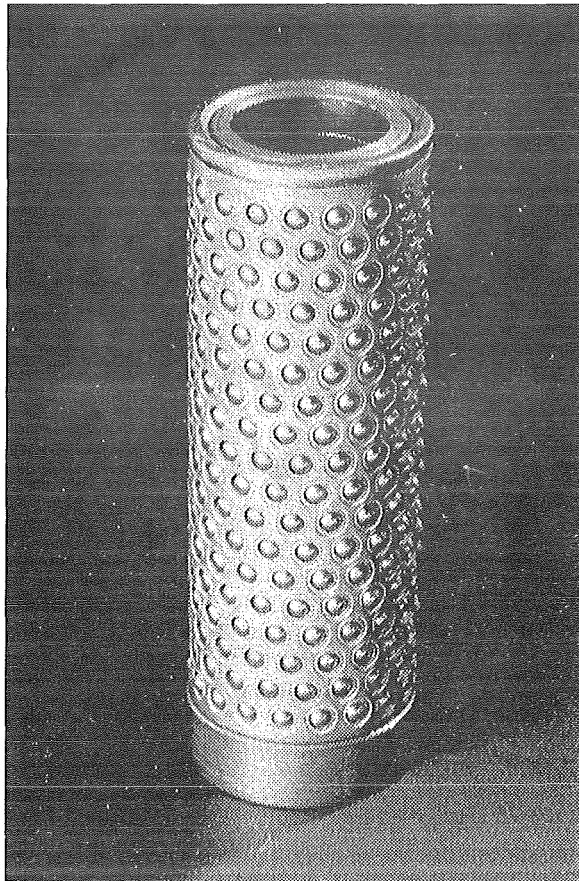


Abb. 4.8 Stützvorrichtung

Bei Belastungen über dem kritischen Moment M_{kr} treten radiale Stützkkräfte auf (eine Abschätzung ist im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich) die sich der tan-

* Grund dafür kann die Stützwirkung der Spannvorrichtung sein.

gentialen Schubspannung überlagern. Dadurch erhöht sich die von Mises-Vergleichsspannung und es wird eine zu kleine Versagensschubspannung ermittelt. Eine Scherbehinderung durch den Stützkörper konnte anhand der auf den Proben angebrachten Markierungslinien nicht festgestellt werden. Unterhalb des kritischen Moments beeinflusst die Stützvorrichtung die Verformung nicht.

- ΔS -Verfälschung

Die beiden Meßschnüre müssen durch je zwei Rollen umgelenkt werden (siehe Abb. 4.9). Die PTFE-Rollen (Teflon®) sitzen mit Spiel auf Lagerzapfen, um eine Drehung ausführen zu können. Die Rollen wiesen Unrundheiten auf* und beeinflussten die ΔS -Messung merklich ($\pm 0,05$ mm). Eine Verhinderung der Drehung führte zu Messungen ohne Fehler durch Unrundheiten der Rollen. Aufgrund von Seilreibungs- und Elastizitätseffekten können dann Meßfehler von ΔS im Bereich von $\pm 0,02$ mm auftreten.

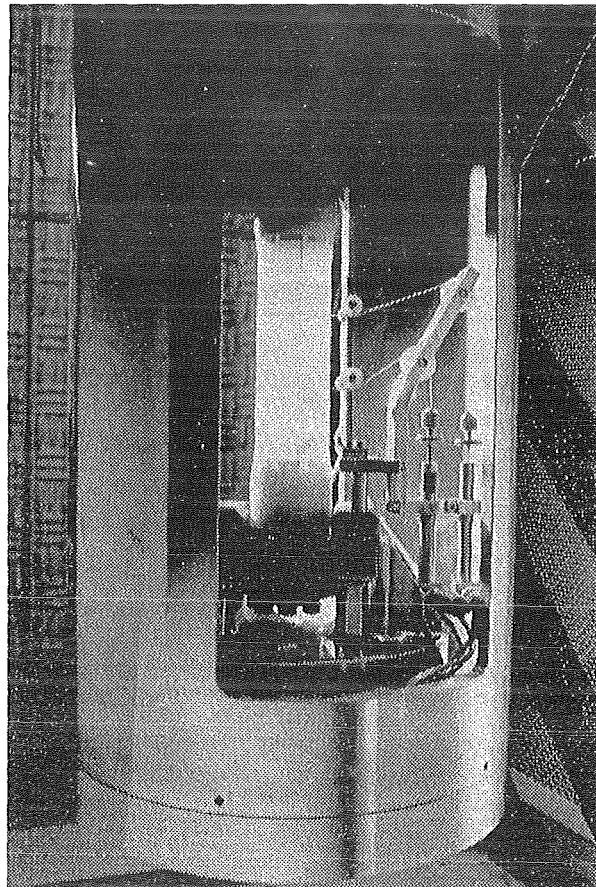


Abb. 4.9 Probe mit Meßvorrichtung in der Prüfmaschine ohne Stützvorrichtung

* PTFE ist spanend sehr schwer bearbeitbar, da es sehr weich und "glatt" ist.

® geschützter Handelsname der Firma Du Pont de Nemours GmbH, Düsseldorf

5. Experiment

5.1 Versuchsdurchführung

14 PC-Rohrproben wurden bei Raumtemperatur (RT) momentengeregelt auf Torsion beansprucht* mit dem Ziel,

- den G-Modul
- die maximal ertragbare Schubspannung

zu ermitteln.

Dabei wurden folgende Parameter variiert

- Schubspannungsrate $\dot{\tau} = 0,018$ bis $1,8$ MPa/s,
- Rohrwandstärke $t = 2$ bis 3 mm
- Meßlänge $l_0 = 49,5$ bis $99,5$ mm
- Probenverarbeitung (Tempern)

Neun Proben wurden unter gleichen Bedingungen getestet, um statistische Aussagen machen zu können.

* In axialer Richtung wurde die Probe belastungsfrei gehalten.

Die Durchführung des Torsionsversuches bedarf der im Blockdiagramm dargestellten Maßnahmen.

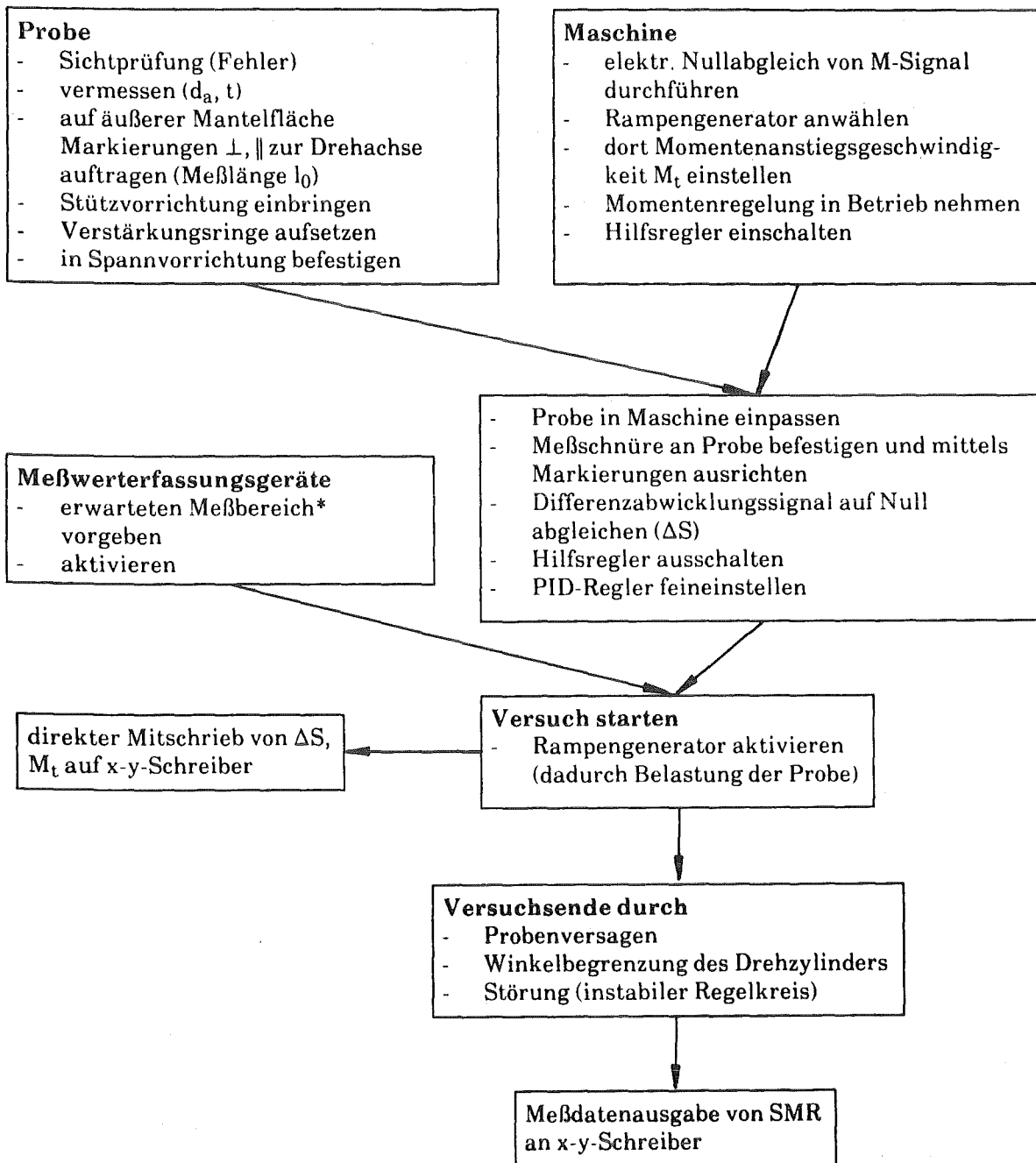


Abb. 5.1 Maßnahmen zur Versuchsdurchführung

* Für die Registrierung der Differenzabwicklung ΔS wurden beim SMR (Signal-Memory-Recorder, siehe Kap. 3.4) zwei Kanäle mit verschiedenen großen Meßbereichen benutzt um die relativen Digitalisierungsfehler kleinzuhalten (Darstellung eines Meßwertes durch ein 8-Bit-Wort).

Aufgrund der an den Proben angebrachten Markierungslinien sind Aussagen bezüglich der Deformation beim Versagen möglich (s. Abb. 5.2).

- Die Proben erfahren fast über ihre ganze freie Länge l_v eine gleichmäßige bleibende Deformation ($\gamma \approx 75 \cdot 10^{-3} = 4^\circ$)
- Dieser sind häufig sehr kurze aber ausgeprägte Fließbereiche überlagert, in denen plastische Scherdeformation bis zu $\gamma = 60^\circ$ beobachtet werden kann.
- Diese starken Fließbereiche sind oft von Gürtelbildung (Einschnürung) begleitet.

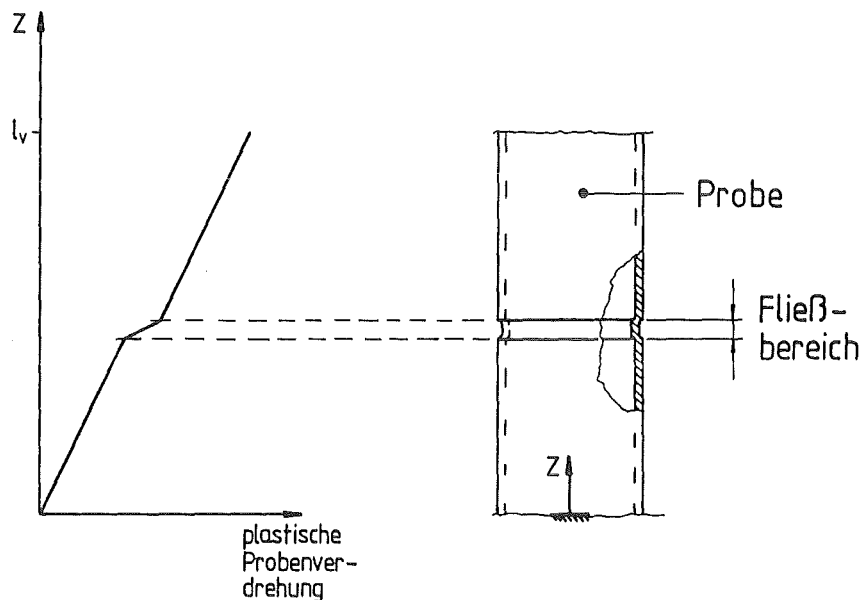


Abb. 5.2 Schematische Darstellung der bleibenden Probendeformation

Weiterhin konnten nach dem Versuch Fehler im ganzen Probenmaterial festgestellt werden. Mikroskopische Betrachtungen zeigten, daß es sich dabei um Risse oder Crazes (Länge ca. 0,5 mm; siehe [7]) senkrecht (!) zur wirkenden Schubspannung handelte.

Ein Versagen durch Schubspannungsbruch konnte wegen des ausgeprägten Fließens innerhalb des maximal möglichen Probenverdrehwinkels von 90° nicht erreicht werden.

5.2 Auswertung

Mit den jeweiligen Geometriedaten (d_a , t , l_0 , siehe Kap. 2.2) der Probe können die Schubspannung und der Scherwinkel aus Moment und Differenzabwicklung bestimmt werden (1.3), (4.2):

$$\tau = \frac{2}{\pi (d_a - t)^2 \cdot t} \cdot M_t$$

$$\gamma = \frac{d_a - t}{(d_a + t_s) l_0} \cdot \Delta S$$

($t_s = 0,8 \text{ mm}$, s. Kap. 4.3)

Aufgrund der Moment-Regelung wurde bei der Auswertung stets der Scherwinkel als Funktion der Schubspannung betrachtet.

Es stehen zwei verschiedene Auswerteverfahren zur Verfügung:

a) Handauswertung der direkt mitgeschriebenen ΔS - M_t -Kurven

Mit den Geometriedaten wird bei vorgegebener Schubspannung das Moment ausgerechnet, und dessen Wert im direkten ΔS - M_t -Mitschrieb vom x-y-Schreiber eingetragen. Somit kann für diese Schubspannung eine Differenzabwicklung ΔS abgelesen und zum Scherwinkel γ verrechnet werden. So können τ - γ -Wertepaare bei verschiedenen vorgegebenen Schubspannungen ermittelt werden.

Zur statistischen Auswertung wird bei jeder Spannung der Mittelwert aus Scherwinkeln von neun Versuchen gebildet, um so einen gemittelten Kurvenverlauf zu erhalten, siehe Tabelle 5.1.

b) Auswertung mit Signal-Memory-Recorder (SMR)

Dafür müssen aus Geometrie- und Meßbereichsfaktoren Skalierungskonstanten bestimmt und in den SMR eingegeben werden [16]. Damit kann eine ganze (im RAM) gespeicherte ΔS - M_t -Messung in γ - τ -Werte umgerechnet werden. Diese Wertepaare können in Form eines Graphen am x-y-Schreiber ausgegeben werden.

Die τ - γ -Kurven aus dem SMR weisen eine höhere Auswertegenauigkeit als die der Handauswertung auf. Da aber die SMR-Auswertung erst im fortgesetzten Stadium möglich war, konnte auf die Handauswertung nicht verzichtet werden.

Im Schubspannungs-Scherwinkel-Diagramm wird anfangs ein nahezu linearer Verlauf beobachtet. Der G-Modul nach Gl. (1.5) wird durch die Bestimmung der Steigung in diesem Bereich (bis ca. 15 MPa) ermittelt und zwar im Falle

- mittels einer linearen Regression,
- anhand einer graphischen Mittlung.

5.3 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse sind in Form von Graphen und Tabellen zusammengefasst.

An PC-Proben wurden bei verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\tau}$ bei Raumtemperatur (RT) folgende τ - γ -Verläufe festgestellt:

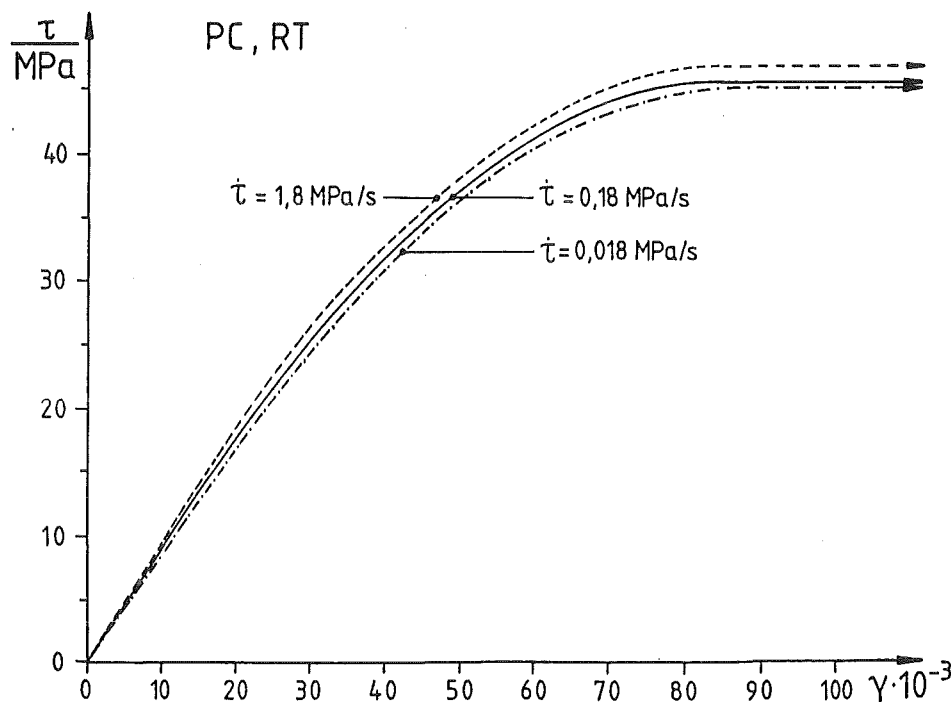


Abb. 5.3 Schubspannungs-Scherwinkel-Diagramm bei verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\tau}$

Im nahezu linearen Anfangsbereich können bis zu $\tau = 15$ MPa folgende Steigungen $G = \Delta\tau/\Delta\gamma$ festgestellt werden:

$\dot{\tau}/\text{MPa}\cdot\text{s}^{-1}$	G/MPa
0,018	843
0,18	895
1,8	926

Bei $\dot{\tau} = 0,18$ MPa/s wurden 9 Messungen unter gleichen Versuchsbedingungen durchgeführt (Abb. 5.3, Tab. 5.1). Der mittlere Schubmodul beträgt dort $G = 895$ MPa bei einer Standardabweichung $\Delta G = \pm 90$ MPa. Durch eine weitere Messung konnte im ganzen Meßbereich bis $\tau = 12$ MPa unter sehr feiner Auflösung ein Schubmodul von $G = 888$ MPa bestimmt werden (s. Abb. 5.4).

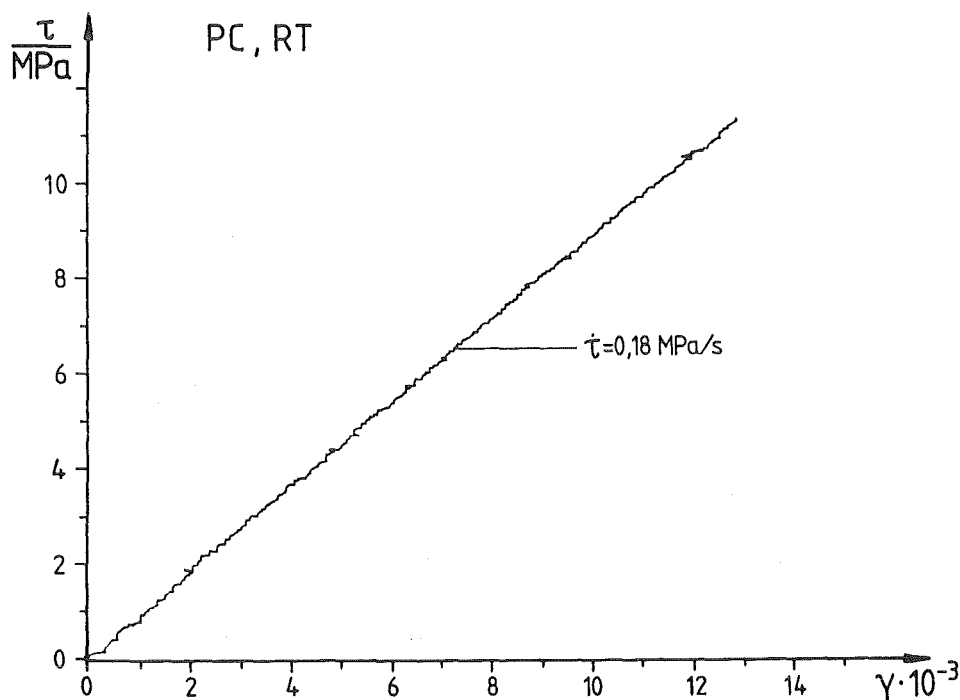


Abb. 5.4 τ - γ -Kurve, gemessen unter sehr feiner Auflösung, Ausgabe vom SMR

Dem linearen τ - γ -Verlauf folgt eine degressive Steigung bis zu Schubspannungen von $\tau = 47$ MPa. Dort setzt Fließen ein, und es tritt keine weitere Schubspannungserhöhung mehr auf (s. Abb. 5.3). Die Scherdeformationen nehmen dann Werte bis $\gamma = 150 \cdot 10^{-3}$ an (in Abb. 5.3 nicht vollständig dargestellt).

Die getemperte Probe und die Probe der Charge 2 weisen keine merklichen Abweichungen im τ - γ -Diagramm bzgl. der statistisch abgesicherten Kurve auf.

In einem Versuch wurde nur bis $\tau = 37$ MPa belastet und dann wieder entlastet, s. Abb. 5.5.

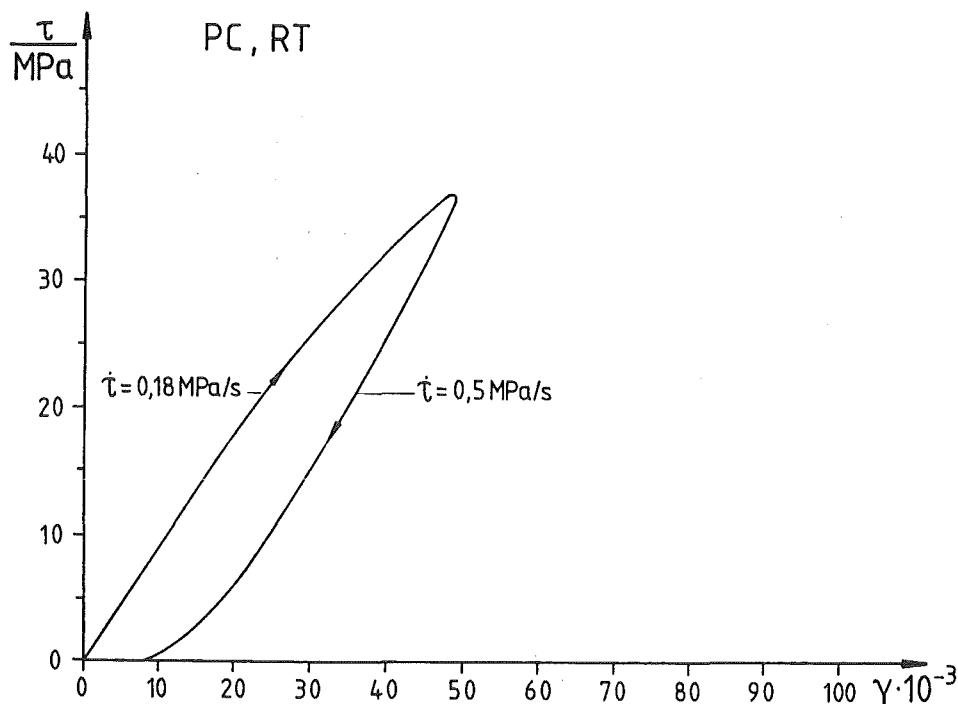


Abb. 5.5 Hysterese durch Be- und Entlastung

Acht Stunden nach der Entlastung betrug die Scherung nur noch $\gamma = 6 \cdot 10^{-3}$. Es ist deutlich die Hysterese zu erkennen, die somit hauptsächlich durch viskoelastische Verformung und in geringem Maße durch viskoses Fließen verursacht wird.

τ /MPa	$\gamma \cdot 10^{-3}$	$\Delta\gamma \cdot 10^{-3}$
5	5,4	0,6
10	10,9	1,0
15	16,6	1,6
20	22,7	1,7
25	29,5	2,7
30	36,7	3,1
35	45,6	3,7
40	56,6	4,2
45	73,7	4,8

Tab. 5.1 Mittlere Scherwinkel γ und Standardabweichung $\Delta\gamma$ bei vorgegebener Schubspannung ($\dot{\tau} = 0,18$ MPa/s, Handauswertung, 9 Proben)

6. Diskussion

- linearer Bereich

Im Anfangsbereich (bis $\gamma \approx 17 \cdot 10^{-3}$, $\tau \approx 15 \text{ MPa}$) wird fast lineares aber zeitabhängiges Verformungsverhalten festgestellt, wie man es bei viskoelastischen Effekten erwartet. Der Modul ändert sich mit der Belastungsgeschwindigkeit $\dot{\tau}$. Dies stimmt gut mit der Theorie überein (s. Kap. 1.3.3), die für eine gleichförmige Rampenbelastung berechnet wurde.

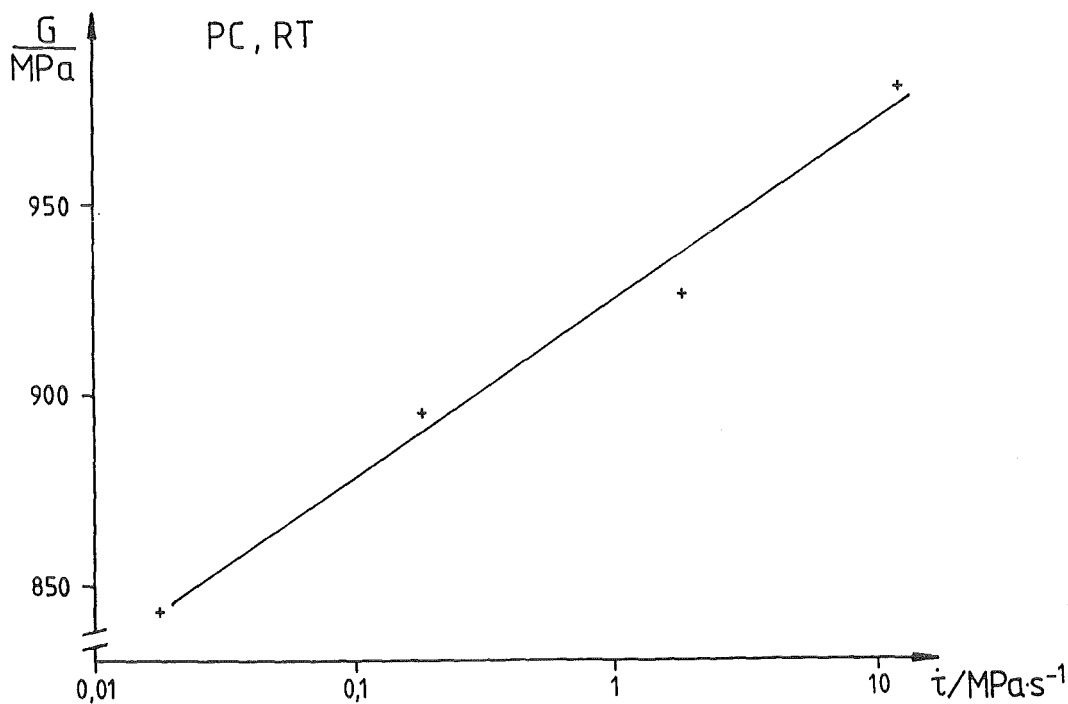


Abb. 6.1 Schubmodul-Belastungsgeschwindigkeits-Diagramm mit logarithmischer Abszisse

Der zusätzlich eingezeichnete Meßpunkt ($G = 980 \text{ MPa}$, $\dot{\tau} = 12 \text{ MPa/s}$) stammt aus Messungen des elastischen Schermoduls mit dem Torsionspendel [17] [18]. Die Belastungsgeschwindigkeit mußte für diesen Versuch noch berechnet werden.*

* Bei einer Probengeometrie von $l \times b \times h = 50 \times 10 \times 1 \text{ mm}$, $G = 980 \text{ MPa}$ und einer maximalen Probenverdrehung von $\Delta\phi = 3,6^\circ$ berechnet sich die mittlere Schubspannung zu $\tau = 0,6 \text{ MPa}$. Die Schubspannungsgeschwindigkeit $\dot{\tau}$ ergibt sich dann bei einer Pendelfrequenz von $f \approx 5 \text{ Hz}$ zu $\dot{\tau} \approx 12 \text{ MPa/s}$.

Physikalisch sind die Effekte wie folgt zu erklären:

- Bei schnellen Belastungen wird Umlagerungsprozessen wenig Zeit gelassen, so daß ein großer Schermodul festgestellt wird.*
- Bei langsamen Belastungen hingegen können Platzwechselforgänge eher stattfinden. Es machen sich mehr viskoelastische Effekte bemerkbar, und der Modul wird kleiner.
- nicht linearer Bereich

Bei noch höheren Spannungen bewirken neben viskoelastischen Verformungsanteilen auch rein viskose Anteile einen nicht linearen τ - γ -Verlauf. Nicht untersucht wurde, bis zu welcher Spannung vollständig reversible Verformung auftritt. Dies bedarf ggf. weiterer Untersuchungen.

Die zu $\tau_F = 47$ MPa ermittelte maximal aufbringbare Fließschubspannung liegt höher als die in [12] angegebene Bruchschubspannung $\tau_B = 27 \div 38$ MPa für PC.

* Theoretisch kann bei hinreichend hoher Belastungsgeschwindigkeit der rein linear-elastische Modul bestimmt werden.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der Arbeit war

- die Inbetriebnahme einer tieftemperaturtauglichen Zug-Druck-Torsions-Prüfmaschine
- die Aufnahme von Schubspannungs-Scherwinkel-Diagrammen (τ - γ) von Polycarbonat (PC) bei Raumtemperatur
- Bestimmung des Schubmoduls von PC

Während der Inbetriebnahme der Prüfmaschine konnten Störungen erkannt und beseitigt werden. Der Einbau und die Kalibrierung einer Meßvorrichtung ermöglichte die Bestimmung von Scherwinkeln an torsionsbelasteten Rohrproben.

Mit den zusätzlich gemessenen Torsionsmomenten konnten τ - γ -Diagramme ermittelt werden, die die Bestimmung der Schubmoduli und der maximal ertragbaren Schubspannungen ermöglichten. Durch das Einbringen einer Stützvorrichtung wurde Probeninstabilität (Torsionsbeulen) verhindert.

Die Variation der Belastungsgeschwindigkeit zeigt, daß der Modul proportional zum Logarithmus der Belastungsgeschwindigkeit ansteigt.

Um genauere Aussagen bezüglich Geometrieinfluß und dem maximalen Bereich reversibler Verformung machen zu können, müssen weitere Untersuchungen gemacht werden.

Dazu sollte die Meßgenauigkeit durch folgende Maßnahmen verbessert werden:

- An der Meßeinrichtung eine präzisere, weniger reibungsbehaftete Mechanik einbauen.
- Alternativ dazu, diese Meßeinrichtung durch einen noch zu entwickelnden 2-Komponenten-Ansetzdehnungsaufnehmer ersetzen.
- Die Moment- (bzw. Kraft-) Regelgenauigkeit bei geringen Probensteifigkeiten durch einen Kaskadenregler erhöhen, ohne dabei einen instabilen Regelkreis zu erhalten.
- Die Reaktionskräfte der Probe direkt an der Probeneinspannung - und nicht an der bewegten Antriebsstange - messen.

Wünschenswert wäre die Möglichkeit, Meßdaten genauer registrieren und auf Massenspeichern ablegen zu können. Die Daten sollten dann in einem Computer verrechnet werden können.

Die weiteren Bestrebungen werden dahin gehen, Torsionsdauerschwingversuche und Versuche mit zusammengesetzter Zug-Druck-Torsions-Beanspruchung - auch bei kryogenen Temperaturen (4,2 K) - durchzuführen.

Anhang A: Fehlerabschätzung

Der Schubmodul wird letztendlich aus der Anfangssteigung der τ - γ -Kurven bestimmt, also aus

$$G = \tau/\gamma \quad , \quad \tau = \frac{2 M_t}{\pi (d_a - t)^2 t} \quad , \quad \gamma = \frac{d_a - t}{(d_a + t_s) l_0} \cdot \Delta S$$

Die Meßfehler setzen sich mit dem Gauß'schen Fehlerüberlagerungsgesetz fort, da keine systematische Korrelation der Meßparameter angenommen wird.

$$\Delta F = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial F}{\partial x_i} \Delta x_i \right)^2} \quad (A.1)$$

Es sind folgende systematische Einzelfehler bekannt:

- Der relative Fehler der Schubspannung bestimmt sich aus
 - Nichtlinearität der Kraftmeßdose: 1%
 - Ungenauigkeit der Wanddickenmessung: 0,7%
 - Durchmesserbestimmung: < 0,1%
 - Auswertefehler: 1%

- Die Scherwinkelbestimmung wird durch folgende Fehler beeinflusst
 - Ungenauigkeit der Wanddickenmessung: 0,7%
 - Ungenauigkeit der Meßlängenbestimmung: 1%
 - Nichtlinearität der induktiven Wegaufnehmer: 0,5%
 - Reibungs- und Elastizitätseffekte der Meßschnur: 3%
 - Durchmesserbestimmung: < 0,1%
 - Auswertefehler: 1%

Der Gesamtfehler des Schubmoduls verursacht durch Meß- und Auswertungenauigkeiten ergibt sich somit zu ca. 4%.

Die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse (Standardabweichung) beträgt ca. 10%. Möglicherweise treten noch andere - bisher nicht erfaßte - systematische Fehlergrößen auf, die die Wiederholbarkeit der Meßergebnisse beeinträchtigen.

Literatur

- [1] Hartwig, G.; Frey, H.; Haefer, A.;
Tieftemperaturtechnologie, Hrsg. Eder F.X., VDI-Verlag, Düsseldorf
1981, S. 139.

- [2] Holzmüller, W.; Altenburg, K.;
Physik der Kunststoffe, Akademie Verlag, Berlin 1961.

- [3] Hartwig, G.;
Tieftemperatureigenschaften von Polymeren, KfK, Karlsruhe 1989,
Habilitationsschrift Univ. Erlangen.

- [4] Malmeister, A.;
Mechanik der Polymerwerkstoffe, Akademie Verlag, Berlin 1977.

- [5] Leibholz, H.;
Festigkeitslehre für den Konstrukteur, Springer-Verlag, Berlin 1969.

- [6] Techn. Ringbuch, Thermoplaste, Bayer AG, Leverkusen 1979.

- [7] Pohlmann, K.;
Verformungsverhalten von Polymeren bei tiefen Temperaturen in Ab-
hängigkeit von der Deformationsgeschwindigkeit, KfK 4060, Karls-
ruhe 1986.

- [8] DIN 53 399, Teil 1.

- [9] Private Mitteilung von Gutting;
Diplomarbeit am Institut für Werkstoffkunde und mechanische
Technologie, Prof. Röder, Kaiserslautern 1989.

- [10] Dubbel;
Taschenbuch für den Maschinenbau, Springer-Verlag, Berlin 1974.

- [11] Flügge, W.;
Statik und Dynamik von Schalen, 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin
1981.

- [12] Ehrenstein, G.W.;
Polymerwerkstoffe, Hanser-Verlag, München, 1978.
- [13] Swanson, S.R.; Messik, M.;
Comparison of torsion tube and Iosipescu Toombes in plane shear test,
Composites, Vol. 16, No. 3, July, 1985.
- [14] Lee, E.; Murro, M.;
Evaluation of in-plane shear test methods for advanced composite
materials by decision analysis technique, Composites, Vol. 17, No. 1, Jan.
1986.
- [15] Betriebsanleitung PEZ 8781, PEZ 8368, Carl Schenk AG, Darmstadt,
1988.
- [16] SMR-Handbuch, w + w electronic, Basel, 1986.
- [17] DIN 53 445
- [18] Hartwig, G.; Schwarz, G.;
Advances in Cryogenic Engineering Materials, Vol. 30, p. 61; Clark, A.F.;
Reed R.R., eds.; Plenum Press, New York, 1984.