

ISSN 0366-1296

Forschungsbericht 50

DER BUNDESANSTALT FÜR
MATERIALPRÜFUNG (BAM)

BERLIN

**Zur Meßtechnik für die Sicherheitsbeurteilung
und -überwachung von
Spannbeton-Reaktordruckbehältern**

von

Prof. Dipl.-Phys. Norbert Czaika

Dipl.-Phys. Norbert Mayer

Dipl.-Ing. Claus Amberg

Dipl.-Ing. Götz Magiera

Dr.-Ing. Götz Andreae

Dipl.-Ing. Winfried Markowski

Juni 1978

91 Seiten, 133 Bilder, 10 Tabellen

Die dieser Veröffentlichung zugrunde liegenden Arbeiten
wurden mit Mitteln
des Bundesministers für Forschung und Technologie
(Förderungskennzeichen RK 1, SBB 1c) gefördert.

Mitarbeiter am Projekt:

Eberhard Altmann, Dipl.-Ing. Claus Amberg, Dr.-Ing. Götz Andreae, Dipl.-Phys. Udo Flesch,
Ing. (grad.) Kurt Gräber †, Ing. (grad.) Horst Henker, cand. Phys. Günter Liedtke,
Dipl.-Ing. Götz Magiera, Dipl.-Ing. Winfried Markowski, Gottfried Niessen,
Albrecht Roos, Jürgen Specht, Wolfgang Timme, Werner Wulkau.

Projektleitung: Prof. Dipl.-Phys. Norbert Czaika und Dipl.-Phys. Norbert Mayer.

Herausgegeben von der
Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM)
Unter den Eichen 87, 1000 Berlin 45
Telefon (030) 8104-1
Telex 01-83 261 bamb d

Druck: Druckhaus Langenscheidt, 1000 Berlin 62
ISBN 3 433 00818 3 (Bestell-Nr.)

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Zusammenfassung	4
1. Über die Anforderungen an die Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter und ihre Realisierungsmöglichkeiten (N. Czaika)	5
2. Aufbau, Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten eines neuen fluidischen Meßsystems (N. Mayer, C. Amberg, J. Specht und W. Wulkau)	13
3. Aufbau, Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten wichtiger elektrischer Meßverfahren	21
3.1 Aufschweißbare, metallisch gekapselte Dehnungsmeßstreifen für hohe Temperaturen (C. Amberg, N. Czaika)	21
3.2 Induktive und Transformator-Wegaufnehmer für hohe Temperaturen (C. Amberg, N. Czaika)	28
3.3 Aufschweißbare kapazitive Dehnungsaufnehmer für hohe Temperaturen (G. Andreae)	35
3.4 Über den Kernstrahlungseinfluß auf elektrische Meßwertaufnehmer, insbesondere Dehnungsmeßstreifen (G. Andreae)	37
4. Meßverfahren unter besonderer Berücksichtigung der Meßgröße und des Meßobjektes	40
4.1 Zur Verformungsmessung an Würfelproben aus Beton (N. Czaika, G. Magiera und W. Timme)	40
4.2 Über die Voraussetzungen für betonseitige Messungen an der Dichthaut (G. Magiera, N. Czaika)	47
4.3 Zur Spannungsermittlung in Beton (G. Magiera, N. Czaika)	51
4.4 Zur Feuchtemessung in Beton (G. Andreae)	64
4.5 Zur Dehnungsintegration und Meßwegübertragung mittels eines universell einsetzbaren Bowdenzugsystems (N. Czaika, W. Timme)	68
4.6 Zur Kraftmessung in den Spannsystemen mittels magnetoelastischer Kraftmeßdosen (W. Markowski, H. Henker)	75
5. Über den Versuchseinsatz verschiedener Meßsysteme für Spannbeton-Reaktordruckbehälter (C. Amberg, N. Mayer)	76
6. Schrifttum	87

Résumé

Les problèmes de métrologie aux cuves de pression de réacteur nucléaire en béton précontraint (SBB) concernent particulièrement les capteurs, ceux-ci doivent être stables en temps pendant 30 ans aux températures jusqu' à 350 °C et aussi sous l'influence considérable de radiation nucléaire. Un système fluidique prometteur a été développé et testé. Il consiste en un capteur avec aiguille et injecteur actionné par air ou par gaz rare y compris un dispositif de traitement des signaux. - En ce qui concerne les méthodes électriques les investigations étaient concentrées sur les capteurs. Le comportement en temps et en température des capteurs suivants a été étudié: gauges extensométriques à haute température soudables et complètement encapsulées, capteurs de déplacement inductifs et du type transformateur, et capteurs capacitifs d'extension aussi soudables. - La situation actuelle concernant l'influence de la radiation nucléaire se démontre en vertu d'études intensives de la littérature. - Un capteur spécial pour la mesure d'extensions intérieurs et un système pour la détermination de la distribution des extensions transversales ont été développés pour rendre des essais de matériaux aux éprouvettes cubiques en béton. - Quant à l'instrumentation des SBB, le problème de l'influence des perturbations par des cavités de mesure est résolu, les cavités étant installées entre le béton et le revêtement de la cuve. - En ce qui concerne la théorie existante aux erreurs d'indication de capteurs de contraintes et d'extensions dans l'intérieur de béton, elle a été étendue; la méthode hydraulique de compensation de contrainte a été étudiée avec le but de la développer. - Quant au problème de mesure d'humidité en béton, on a clarifié quelle sorte d'humidité est probablement typique. Par la suite, des expériences ont été faites pour développer une méthode capacitive de mesure. - Pour mesurer la déformation intégrale, une commande flexible qui est universellement applicable, a été développée. - Pour la mesure de force précontraignante dans les systèmes de précontraction, on a inspecté des capteurs magneto-élastiques du type transformateur de force. - Enfin quelques systèmes de mesure ont été étudiés en service d'épreuve.

Summary

The problem of the measuring techniques for use in prestressed concrete reactor pressure vessels (PCPV's) was particularly the fact that the transducers must be very stable for up to 30 years at temperatures of up to 350 °C and under considerable nuclear radiation. An extraordinarily promising fluidic measuring system has been developed and tested. It consists of an air operated nozzle-needle-transducer and the corresponding signal conditioning devices. - In the field of electrical measuring techniques the investigations were concentrated on the transducers. We investigated the time-temperature behaviour of the following transducers: The weldable, fully encapsulated high temperature strain gauges, inductance and transformer displacement transducers, and weldable capacitive strain transducers with distance sensor. - A literature-review showing the state of techniques reference the influence of nuclear radiation was put together. - For materials testing on concrete specimens a special-transducer for the interior of concrete and a transducer for measurement of transverse strain distribution in the specimen was developed. - On instrumentation for use in PCPV's themselves, the problem of cavities in the concrete flush against the liner, necessary for transducers attached to the liner, has been solved. - On measurement of concrete strength, an existing theory on the errors of transducers in concrete has been enlarged, and the hydraulic stress compensating measuring device investigated with a view to further development. - The types of moisture quantities influencing the behaviour of concrete have been classified, and tests were carried out to develop a capacitive measuring method. - For the measurement of the total deformations a bowden wire system has been developed which is universally usable. - For force measurement in the prestressing systems a magnetoelastic transformer transducer was tested. - Finally, some measuring devices were tested in situ.

Zusammenfassung

Die Probleme der Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter (SBB) lagen vor allem darin, daß die Meßwertaufnehmer bis zu 30 Jahren bei hohen Temperaturen bis zu 350 °C und unter merklichem Kernstrahlungseinfluß zeitlich stabil sein müssen. Als besonders aussichtsreiches Verfahren wurde ein fluidisches Meßsystem entwickelt und untersucht, und zwar ein mit Luft oder Edelgas betriebenes Düse-Düsennadel-System mit der entsprechenden Signalverarbeitung. - Bei den elektrischen Verfahren konnten die Untersuchungen auf die Meßwertaufnehmer konzentriert werden. Es wurden folgende Aufnehmer auf ihr Zeit-Temperatur-Verhalten hin untersucht: aufschweißbare, vollständig gekapselte Hochtemperatur-Dehnungsmeßstreifen, induktive und Transformator-Wegaufnehmer sowie aufschweißbare kapazitive Dehnungsaufnehmer mit Abstandfühler. - Zum Kernstrahlungseinfluß wurde aus der Literatur der Stand der Technik erarbeitet. - Für Werkstoffuntersuchungen an Betonwürfelproben wurden ein besonderer Innendehnungsaufnehmer und ein Meßsystem zur Erfassung der Querdehnungsverteilung entwickelt. - Zur Instrumentierung der SBB selbst wurde das Problem des Störeinflusses von Meßhöhlräumen im Beton an der Dichthaut, wie sie für Messungen an der Dichthaut notwendig sind, gelöst. - Zur Ermittlung der Betonbeanspruchung wurde eine bestehende Theorie über die Anzeigefehler von Spannungs- und Dehnungsaufnehmern im Innern von Beton erweitert und das hydraulische Kompensations-Spannungsmeßverfahren mit dem Ziel seiner Weiterentwicklung näher untersucht. - Zum Problem der Feuchtigkeitsmessung in Beton wurde geklärt, welche Art Feuchtegröße am ehesten kennzeichnend ist, und es wurden Versuche zur Entwicklung eines kapazitiven Meßverfahrens durchgeführt. - Zur Gesamtverformungsmessung wurde ein universell einsetzbares Bowdenzugsystem entwickelt. - Zur Messung der Spannkkräfte in den Spannsystemen wurden magnetoelastische Transformator-Kraftaufnehmer untersucht. - Schließlich wurden einige Meßsysteme im Versuchseinsatz erprobt.

1. Über die Anforderungen an die Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter und ihre Realisierungsmöglichkeiten (N. Czaika)

1.1 Einführung

Eine der möglichen Konzeptionen für Reaktordruckbehälter ist der vor ca. 15 Jahren aufgekommene Spannbetonbehälter, SBB [1-1 bis 1-6]. Um die Kenntnisse über die Baustoffe und das Grenzlast- und Langzeitverhalten zu vertiefen und um die technische Durchbildung zu verbessern, förderte der Bundesminister für Forschung und Technologie ein von Th. Jaeger angeregtes und in seinen Leitlinien konzipiertes Forschungsvorhaben. Projektträger dieses Vorhabens war der Deutsche Ausschuss für Stahlbeton, der darüber in [1-6] berichten ließ. Im Rahmen dieses allgemeinen Programms wurde auch die Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter gefördert: neben der Forschungs- und Entwicklungsarbeit, über die hier berichtet wird und deren jeweiliger Stand in Kurzfassungen bereits in [1-7 bis 9] veröffentlicht worden ist, insbesondere auch eine Arbeit der Reaktorbau Forschungs- und Baugesellschaft, Wien, über die abschließend bereits berichtet worden ist [1-10]. Als Grundlage für die Konzeption dieser Arbeiten wurden in einem Arbeitskreis "Spannbeton-Reaktorbehälter-Instrumentierung" die Anforderungen an die meßtechnische Instrumentierung von SBB zusammengestellt und jeweils aktualisiert. In diesem Arbeitskreis waren Firmen und Institute, die an der Entwicklung von SBB mitwirkten, vertreten. Die Arbeiten bezogen sich u. a. auf die Lösung meßtechnischer Probleme im Zusammenhang mit Werkstoffuntersuchungen an Beton, die als wichtiger Teil der SBB-Entwicklung notwendig waren. Vor allem aber waren die Arbeiten auf die Bereitstellung der meßtechnischen Instrumentierung der SBB selbst einschließlich Modellbehälter ausgerichtet als Voraussetzung für die an den Behältern notwendigen Messungen. An ausgeführten Spannbeton-Reaktorbehältern sind umfangreiche und vielfältige Messungen notwendig, insbesondere solange sich ihre Technologie noch in einer gewissen Entwicklungsphase befindet und noch nicht erprobter Stand der Technik mit vielfach erwiesener Sicherheit bei hinreichend wirtschaftlicher Fertigung ist. Im einzelnen sind die Messungen notwendig,

- um die Sicherheit und Funktionstüchtigkeit des jeweiligen Behälters experimentell nachzuweisen, auch während des Dauerbetriebs und ggf. auch im Sinne einer Überwachung, was das Genehmigungsverfahren abkürzen könnte,
- um die bei der Konstruktion des Behälters angewandten Rechenverfahren einschließlich der Lastannahmen und der Annahmen über die Materialkenngrößen zu überprüfen und ggf. den tatsächlichen Gegebenheiten anzupassen und
- um allgemein Aufschlüsse über das sehr komplexe Verhalten der Behälter zu erhalten, insbesondere über das Langzeitverhalten des Betons unter Betriebsbedingungen.

Im Sinne dieser Zielsetzungen kann jeder ausgeführte Behälter als 1 : 1-Modell für spätere Ausführungen betrachtet werden.

Ziel der Arbeiten zur Bereitstellung der Meßtechnik für SBB mußte es sein,

- geeignete, möglichst weitgehend erprobte Meßverfahren auszuwählen,
- sie ggf. im Labor zu untersuchen,
- sie ggf. weiter- bzw. neu zu entwickeln und
- sie im Versuchseinsatz zu erproben und daraus definierte Handhabungsanweisungen abzuleiten.

Grundsätzlich bezog sich diese Zielsetzung jeweils auf die gesamte Meßkette, bestehend aus dem an das Bauteil angekoppelten Meßwertaufnehmer, der die Meßgröße

aufnimmt und in eine geeignete Signalgröße umformt, aus dem Anpasser, der die Signalgröße weiterverarbeitet, und aus dem Ausgeber, der den Meßwert registriert bzw. speichert. Die Arbeiten konzentrierten sich aber zwangsläufig auf die Meßwertaufnehmer, da sie den z. T. problematischen Meßbedingungen ausgesetzt werden.

Die Bemühungen um die meßtechnische Instrumentierung galten sowohl dem SBB mit kalter Dichthaut als auch jenem mit heißer Dichthaut. Vor allem für den zweiten Fall erwies sich eine eingehende Untersuchung der Meßverfahren bzw. deren Weiter- oder Neuentwicklung als unumgänglich. - Die Arbeiten wurden zwar klar an den Anforderungen der SBB ausgerichtet; einzelne Teilergebnisse werden aber auch für andere Anwendungsbereiche Bedeutung haben, insbesondere für Anwendungen in der Kerntechnik und der Bautechnik allgemein. Wo es ohne zusätzlichen Aufwand möglich war, wurden die Untersuchungen über die SBB-Anforderungen hinausgehend erweitert, um auch solche Anwendungsbereiche mit zu erfassen.

1.2 Die Anforderungen an die Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter

Die Anforderungen an die Meßverfahren für SBB [1-7] lassen sich in drei Komplexe gliedern:

- Die an den Behälterteilen - ggf. an vielen Meßstellen - zu erfassenden Meßgrößen und deren zulässige Fehlergrenzen, die beide durch die Aussagen über den Behälter, die man aus den Messungen direkt oder indirekt ableiten muß, festgelegt sind. Hinzu kommen als Meßgrößen u. U. solche Größen, die aus rein meßtechnischen Gründen mit erfaßt werden müssen, etwa um ihren Störeinfluß auf die eigentlichen Messungen abschätzen oder korrigieren zu können. Als weitere Meßgröße ist die Zeit zu erfassen.
- Die Meßbereiche der Meßgrößen und die an den Meßorten zu berücksichtigenden Störgrößen und sonstigen Einflußparameter mit ihren Variationsbereichen, die alle durch den Aufbau des Behälters und die Betriebsbedingungen gegeben sind. Hinzu kommt auch hier die Zeit, insbesondere als Einwirkungsdauer der Störgrößen. Allgemein sei vermerkt, daß jede Meßgröße auch Störgröße für eine andere Meßgröße sein kann.
- Die Art der Ausgangsgröße des Meßverfahrens und die Art der möglicherweise - etwa bei automatischem Meßablauf - notwendigen Steuergrößen, die beide durch die notwendige, häufig sogar vorgegebene Datenerfassungs- und Verarbeitungsanlage bestimmt sind.

Während sich die ersten beiden Anforderungskomplexe primär auf die an den Behälter angekoppelten Meßwert-

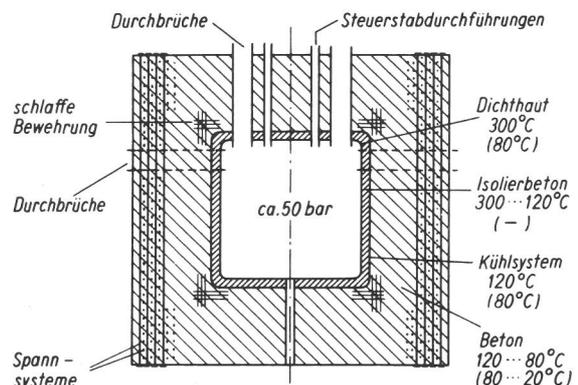


Bild 1-1: Spannbeton-Reaktordruckbehälter, schematisch und stark vereinfacht

(Die nicht eingeklammerten Werte gelten für wassergekühlte Reaktoren mit heißer Dichthaut und Isolierbetonschicht, die eingeklammerten für gasgekühlte Reaktoren mit kalter Dichthaut ohne Isolierbeton.)

aufnehmer beziehen, bezieht sich der dritte Komplex primär auf die Anpasser mit ihren Ausgangs- und ggf. Steuergrößen.

Zur Erläuterung der aufnehmerseitigen Anforderungen an die Meßverfahren zeigt Bild 1-1 schematisch und stark vereinfacht den Aufbau eines SBB. Bei wassergekühlten Reaktoren wird die z. B. 20 mm dicke Dichthaut aus duktilem Stahl, die nur Dichtfunktionen zu erfüllen hat, sehr heiß. Man benötigt eine Isolierbetonschicht von z. B. 500 mm Stärke, um die Temperatur mit Hilfe eines anschließenden äußeren Wasser-Kühlsystems hinreichend abzusenken. Bei gasgekühlten Reaktoren (Angaben in Bild 1-1 in Klammern) ist im Kern eine Kühlung soweit möglich, daß eine Isolierbetonschicht nicht erforderlich ist; das äußere Wasser-Kühlsystem ist zumeist unmittelbar auf die Dichthaut aufgebracht. Tragende Konstruktion ist in beiden Fällen der mit den notwendigen Durchführungen ausgeführte Beton von z. B. 5 m Wandstärke, der durch axiale und in Umfangsrichtung verlaufende Spannsysteme so weit in den Druckspannungsbereich vorgespannt ist, daß unter Betriebsbedingungen keine Zugspannungen auftreten. In Bereichen, in denen dies am ehesten doch der Fall sein könnte, ist der Beton schlaff bewehrt. - Der Beton hat noch die weitere Aufgabe, die Rest-Neutronenstrahlung zu absorbieren.

In Tabelle 1-1 sind die wichtigsten Größen, die für die verschiedenen Behälterbestandteile als Meß- oder Einflußgrößen von Bedeutung sein können, zusammengestellt, soweit möglich mit ihren zeitlichen (...) und örtlichen (/) Variationsbereichen. Die Zahlenangaben sind nur als grober Anhalt zu verstehen und nicht auf einen speziellen Behältertyp bezogen. Sie sind eingeklammert, wenn eine unmittelbare Messung kaum in Betracht kommt, die Berücksichtigung der Größe als Störeinfluß aber nötig ist. Im einzelnen ist in der Tabelle insbesondere vermerkt, worin die Bedeutung der verschiedenen Größen als Meß- bzw. Störgrößen liegt. Die Zeit ist als wichtige physikalische Größe gesondert aufgeführt: Sie ist als Meßgröße von Bedeutung, da die anderen Meßgrößen zunächst in ihrer Zeitabhängigkeit interessieren und nicht vorrangig in ihrer Abhängigkeit voneinander. Als Störgröße ist sie von besonderer Bedeutung, da die Meßgrößen z. T. sehr langfristig anstehen und nullpunktsicher erfaßt werden müssen und da während dieser langen Zeiten die Einwirkungen einiger Störgrößen zu untragbaren Meßfehlern führen können. - Bei der Auswahl der Meßverfahren wird man an Störgrößen wie der Kernstrahlung und der Temperatur, besonders in Verbindung mit der Zeit, vor allem das physikalische Prinzip der Aufnehmer ausrichten. Den Meßgrößen, vor allem aber den geometrischen und Materialkenngrößen der Behälterbestandteile entsprechend wird man insbesondere die mechanisch-thermische Ankopplung und die äußere Gestaltung der Aufnehmer wählen, nicht zuletzt um sicherzustellen, daß der Behälter durch die Instrumentierung nicht zu stark verändert oder gar gefährdet wird.

Den rauen Einbaubedingungen während des Baustellenbetriebes entsprechend müssen die Aufnehmer sehr robust sein.

Die ausgeberseitigen Anforderungen an die Meßverfahren sind dadurch gekennzeichnet, daß für die nachgeschaltete Datenerfassung und -verarbeitung praktisch nur elektronische Anlagen in Betracht kommen, die elektrische Eingangsgrößen in geeigneter analoger oder digitaler Form erfordern und entsprechende Steuersignale abgeben. Die Meßverfahren müssen also elektrische Ausgangsgrößen haben und bzgl. der Meßstellenumschaltung und dgl. elektrisch ansteuerbar sein. Unter Umständen müssen die Meßgeräte in die elektrische Kraftwerkinstrumentierung integriert werden können.

Grundsätzlich ist es vorteilhaft, die Vielfalt der angewandten Verfahren und Geräte möglichst klein zu halten

und dementsprechend die Geräteauswahl an den höchsten, überhaupt vorkommenden Anforderungen auszurichten. Dies kann jedoch zu unangemessen hohen Kosten führen. Deshalb wird in Tabelle 1-1 zwischen einem hinsichtlich Kernstrahlung und Temperatur heißen und einem kalten Bereich des Betons unterschieden. Gleichmaßen kann es zweckmäßig sein, zwischen den vier in Tabelle 1-1 ebenfalls angegebenen, bzgl. der Anforderungen sehr unterschiedlichen Zeiträumen zu unterscheiden.

Zusammenfassend hat die meßtechnische Instrumentierung von Spannbeton-Reaktordruckbehältern folgende Anforderungen zu erfüllen:

- Die Instrumentierung muß die an den jeweiligen Behälterbestandteilen und Meßstellen relevanten physikalischen Größen zu messen erlauben.
- Die Instrumentierung muß an eine - möglicherweise vorgegebene - elektronische Datenerfassungs- und -verarbeitungsanlage anschließbar sein.
- Die Meßwertaufnehmer müssen hinsichtlich der Einbaubedingungen sehr robust sein.
- Die Meßwertaufnehmer müssen den Abmessungen und Materialkenngrößen der Behälterbestandteile Rechnung tragen und dürfen den Behälter - etwa infolge Rückwirkung - nicht zu stark verändern oder gar gefährden.
- Die Meßwertaufnehmer müssen hinreichend unempfindlich gegen Störgrößen sein, insbesondere müssen sie zeitlich sehr stabil sein, einige bis zu 30 Jahren, z. T. unter Feuchteeinfluß, z. T. bei hohen Temperaturen bis 350 °C und unter nicht vernachlässigbarer Kernstrahlung.

Die Forderung nach hinreichender zeitlicher Stabilität der Meßwertaufnehmer unter Störgrößeneinwirkung, d. h. die Forderung nach einem günstigen Zeit-Störgrößen-Verhalten, ist von besonderer Bedeutung. Sie soll deshalb im folgenden für eine Störgröße etwas näher erläutert und präzisiert werden: Es seien x die Meßgröße, etwa eine Dehnung, s die Störgröße, etwa die Temperaturdifferenz gegen Raumtemperatur, und t die Zeit, etwa von der Aufnehmerinstallation oder der Inbetriebnahme des Reaktors an. Dann gilt für die Ausgangsgröße y bei nicht zu großen x , s und t nach dem Taylorschen Satz unter der Voraussetzung $y(0,0,0) = 0$ und bei Vernachlässigung der Glieder vierter und höherer Ordnung:

$$y(x, s, t) \approx \left[x \frac{\partial}{\partial x} + s \frac{\partial}{\partial s} + t \frac{\partial}{\partial t} \right] y + \frac{1}{2} \left[x \frac{\partial}{\partial x} + s \frac{\partial}{\partial s} + t \frac{\partial}{\partial t} \right]^2 y + \frac{1}{6} \left[x \frac{\partial}{\partial x} + s \frac{\partial}{\partial s} + t \frac{\partial}{\partial t} \right]^3 y \quad (1-1)$$

Mit den Definitionen

$$E = \frac{\partial y}{\partial x} : \text{Empfindlichkeit}, \quad (1-2)$$

$$\alpha = \frac{\partial y}{\partial s} : \text{Störgrößenkoeffizient}, \quad (1-3)$$

$$\delta = \frac{\partial y}{\partial t} : \text{Driftrate}, \quad (1-4)$$

$$\delta_x = \frac{\partial^2 y}{\partial t \partial x} : \text{Kriechrate} \quad (1-5)$$

und mit der Festlegung, daß die weiteren partiellen Ableitungen nach x , s und t durch entsprechende Indizes in entsprechender Reihenfolge ausgedrückt werden, ergibt sich als eine mögliche Darstellungsform des Zeit-Störgrößen-Verhaltens die Gleichung (1-6).

Dabei wurde von den Möglichkeiten des Schwarz'schen Satzes über die Vertauschbarkeit der Differentiationsreihenfolge noch kein Gebrauch gemacht, damit die Herkunft der einzelnen Koeffizienten erkennbar bleibt.

Tabelle 1-1: Zusammenstellung der wichtigsten Maß- und Einflußgrößen, die an den Behälterbestandteilen gemessen bzw. berücksichtigt werden müssen

Meß- bzw. Einflußgröße	Behälterteil	kalte Dichthaut	heiße Dichthaut	Isolierbeton	Durchführungen	Beton, Innerer, heißer Bereich	Bewehrungen	Spannsysteme	Beton, Innerer, kalter Bereich	Beton, Oberfläche	Umgebung
Druck (nicht Gegenstand der Behälter-Instrumentierung)	bar	(0...50)	(0...50)	-	(0...50)	-	-	-	-	-	-
Kraft (als Vorspannkraft, insbes. in den Spannsystem-Verankerungen)	MN	-	-	-	-	-	-	0...10	-	-	-
Kernstrahlung (als Erwärmungsursache, auch als meßtechn. Störgröße)	-	(x)	(x)	(x)	(x)	x	(x)	(x)	-	-	-
Temperatur (Insbes. als Ursache für Wärmedehnungen und entspr. Spannungen infolge von Zwängungen; auch als mögliche Einflußgröße für andere Größen; auch als meßtechn. Störgröße)	°C	20...40...80	20...300/350	20...100/350	20...40...80 20...300/350	20...40...80 20...40...100	30 20...40/100	30 20...40	20 20...40	20 20...40	20 20
Feuchtigkeit (Insbes. im Zusammenhang mit Schwind- und Quellvorgängen und entspr. Dehnungen und Zwängungsspannungen; auch als Einflußgröße für andere Größen, etwa Wärmeleitfähigkeit, Neutronenabsorption; auch als meßtechnische Störgröße)	-	(x)	(x)	(x)	(x)	x	(x)	(x)	x	(x)	x
Dehnung (Als Gesamtdéhnung, vor allem aber als von Spannungen begleitete Beanspruchungsdéhnung infolge äußerer Belastungen und Zwängungen)	mm/m	-5...+5	-5...+5	-3...+1	-3...+3	-3...+1	-3...+3	0...8	-3...+1	-3...+1	-
Spannung (Im Innern, insbesondere zur Identifizierung der Beanspruchungsdéhnung)	N/mm ²	(-400...+400)	(-400...+400)	-30...+1	(-60...+60)	-100...+30	(-60...+60)	1600	(-100...+30)	(-100...+30)	-
Risse (Vor allem an der Oberfläche von Modellbehältern)	-	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	-	-	(x)	x	-
Verformungsweg (als Höhen-, Umfangs- u. Wandstärkenänderungen, ggf. auch als Riöföfnungswege und Beulwege der Dichthaut, evtl. auch als Abstandsänderungen der Regelstabdurchführungen; auch in Form von Déhnungsintegralen)	mm	-100/-1...+100/+1	-100/-1...+100/+1	-100/-1...+30/+1	-2...+2	-100/-1...+30/+1	-	(0...50/250)	-100/-1...+30/+1	-100/-1...+100/+1	-
Verformungswinkel (evtl. als Winkeländerungen der Regelstabdurchführungen)	°	-	-	-	-5...+5	-	-	-	-	-	-
Geometrische und Werkstoff-Kenngrößen (z.B. Abmessungen der Behälterbestandteile und ggf. Abstände voneinander, Durchmesser der Zuschlagstoffe-, E-Moduli, Querdehnungszahlen, thermische Ausdehnungskoeffizienten, Wärmeleitfähigkeit d. Betons, Absorptionskoeffizient des Betons)	-	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)	(x)
Zeit (als unabhängige Veränderliche der Untersuchung, ggf. Überwachung; auch als Störgröße, insbes. als Einwirkungsdauer anderer Störgrößen)	d, w, m, a	wichtige Zeiträume:									
		x Behälterbau bis zum Verspannen einschließlich (einige m bis a) Druckprüfung (einige d bis w) Inbetriebnahme (einige w bis m) Dauerbetrieb (25 bis 20 a)									

Die Darstellungsart (1-8) stellt gegenüber (1-7) nur eine andere Interpretation des gleichen Sachverhalts dar. Sie erscheint besonders zweckmäßig, wenn im Realfall ein nicht zu langsamer Störgrößen-Zyklus durchlaufen wird, wie dies z. B. beim Anfahren und anschließenden Abschalten des Reaktors auftritt.

Zu den aus Gleichung (1-7) abgeleiteten präzisierten Anforderungen an das Zeit-Störgrößen-Verhalten sind aus Gleichung (1-8) noch folgende Anforderungen als zusätzliche Interpretation hinzuzufügen:

- Die Zeitabhängigkeit der Empfindlichkeit und des nichtlinearen Kennlinienanteils sowie die Zeit-Störgrößenabhängigkeit der Empfindlichkeit müssen hinreichend klein sein (überwiegend relativer Fehler).
- Die Zeitabhängigkeit des Störgrößenkoeffizienten und des nichtlinearen Anteils des Störgrößengangs des Nullpunktes müssen hinreichend klein sein (absoluter Fehler).

In engem Zusammenhang mit den diesen Forderungen zugrundeliegenden Effekten des Kriechens und der Zeitabhängigkeit des Störgrößenganges, die bei Meß- bzw. Störgrößenumkehr zu einem hystereseartigen Verlauf der y-x- bzw. y-s-Kurve führen, stehen die echten, nicht zeitbedingten Hystereseeffekte: die Meßgrößen- und die Störgrößenhysterese, die den Kennlinienmängeln und dem Störgrößengang des Nullpunktes zuzuordnen sind. Sie werden mit der einfachen Taylorentwicklung prinzipiell nicht erfaßt. Man muß über die aus der Taylorentwicklung (1-7) bzw. (1-8) ableitbaren Forderungen hinausgehend fordern:

- Die Meßgrößenhysterese mit ihrer Temperatur- und Zeitabhängigkeit muß hinreichend klein sein (relativer oder absoluter Fehler, je nachdem die Hysterese meßgrößenproportional ist oder nicht).
- Die Störgrößenhysterese muß hinreichend klein sein (absoluter Fehler).

Die wichtigsten der bisher formelmäßig erfaßten Kenngrößen eines Meßsystems sind abschließend in Bild 1-2 anschaulich dargestellt, und zwar für die Darstellungsalternative der Gleichung (1-7) in den Teilbildern a, b₁ und c und für die Darstellungsalternative der Gleichung (1-8) in den Teilbildern a, b und c₁. Das Teilbild a zeigt als reine Meßgrößenabhängigkeit ohne Zeit- und Störgrößeneinfluß die Kennlinie $y = f(x)$ mit der Empfindlichkeit E, der Linearitätsabweichung y_L und der Meßgrößenhysterese y_H . Im Teilbild b sind als reine Zeitabhängigkeiten ohne Störgrößeneinfluß die Nullpunktdrift y_D und das Kriechen y_K , das - wie angedeutet - als meßgrößenproportional angenommen ist, dargestellt. Das Teilbild c zeigt als reine Störgrößenabhängigkeit ohne Zeiteinfluß den Störgrößengang des Nullpunktes, y_s , mit dem Störgrößenkoeffizienten α und der Störgrößenhysterese y_{sH} sowie die Empfindlichkeitsänderung mit der Störgröße, ΔE_s . Die gemischte Zeit-Störgrößen-Abhängigkeit ist entsprechend Gleichung (1-7) im Teilbild b₁ als Drift y_{Ds} und als Kriechen y_{Ks} , jeweils in Abhängigkeit von der Zeit und mit der Störgröße als Parameter dargestellt. Das Teilbild c₁ zeigt die gemischte Zeit-Störgrößen-Abhängigkeit entsprechend Gleichung (1-8) als Störgrößengang des Nullpunktes, y_{st} , und als Empfindlichkeitsänderung ΔE_{st} , jeweils in Abhängigkeit von der Störgröße mit der Störgrößen-Änderungsgeschwindigkeit $\Delta s/\Delta t$ als Parameter. Es ist wiederum ersichtlich, daß die Darstellungsalternative mit den Teilbildern a, b₁ und c besonders zweckmäßig ist, wenn im Realfall die Meß- und die Störgröße langfristig annähernd konstant sind; die Alternative mit den Teilbildern a, b und c₁ ist besonders dem Realfall des geschlossenen Meß- und Störgrößenzyklus angemessen.

Als relative Fehler wirken sich die Linearitätsabweichung und das Kriechen, sofern sie meßgrößenproportional sind, sowie die Empfindlichkeitsänderung aus. Als absolute Fehler treten die Nullpunktdrift und der Störgrößengang des Nullpunktes in Erscheinung. Das Krie-

chen y_{Ks} ist praktisch immer von der Nullpunktdrift y_{Ds} überlagert; im allgemeinen ist auch die Auswirkung der Empfindlichkeitsänderung ΔE_{st} vom Störgrößengang des Nullpunktes, y_{st} , überlagert. - Häufig rechnet man die Anzeigefehler, d. h. insbesondere die Drift, das Kriechen und den Störgrößengang des Nullpunktes vermittels der Empfindlichkeit bei der jeweiligen Störgröße auf die Meßgröße um und spricht von der "scheinbaren Meßgröße", bei Dehnungsmeßstreifen insbesondere von der "scheinbaren Dehnung":

$$x_s = \frac{1}{E} y \quad (1-9)$$

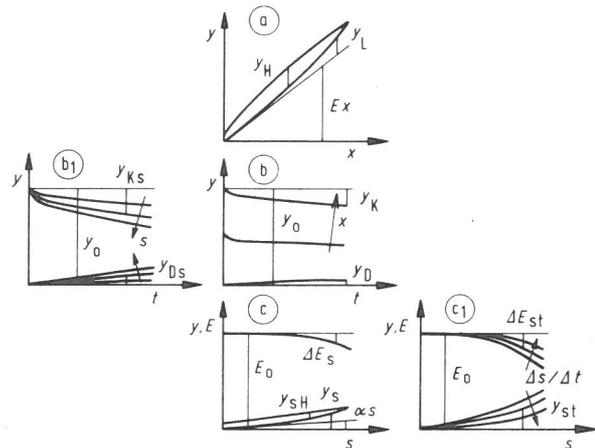


Bild 1-2:

Zur Kenngrößendefinition von Meßsystemen, insbesondere hinsichtlich des Zeit-Störgrößen-Verhaltens

x: Meßgröße
y: angezeigte Größe
s: Störgröße
t: Zeit

a) Kennlinie $y = f(x)$ ohne Zeit- und Störgrößeneinfluß

E: Empfindlichkeit
 y_L : Linearitätsabweichung
 y_H : Meßgrößenhysterese

b) Reine Zeitabhängigkeit ohne Störgrößeneinfluß

y_D : Nullpunktdrift bei $s = 0$
 y_K : Kriechen bei $s = 0$

c) Reine Störgrößenabhängigkeit ohne Zeiteinfluß

ΔE_s : Empfindlichkeitsänderung mit der Störgröße bei $t = 0$
 y_s : Störgrößengang des Nullpunktes bei $t = 0$
 α : Störgrößenkoeffizient
 y_{sH} : Störgrößenhysterese

b₁) Zeit-Störgrößenabhängigkeit in Zeitdarstellung

y_{Ds} : Nullpunktdrift
 y_{Ks} : Kriechen
jeweils in Zeitabhängigkeit mit der Störgröße als Parameter

c₁) Zeit-Störgrößenabhängigkeit in Störgrößendarstellung

ΔE_{st} : Empfindlichkeitsänderung mit der Störgröße
 y_{st} : Störgrößengang des Nullpunktes
jeweils in Störgrößenabhängigkeit mit der Störgrößen-Änderungsgeschwindigkeit als Parameter. (Bei DMS mit der Temperatur als Störgröße auch Wärmeschockverhalten genannt.)

1.3 Zur Einsetzbarkeit wichtiger universeller Aufnehmer- mertechniken

1.3.1 Zu den fluidischen Verfahren

Die fluidischen Verfahren [1-11] sind durch Gase oder Flüssigkeiten als Signalmedien und durch Drücke oder Durchflüsse als Signalgrößen gekennzeichnet. Dementsprechend sind sie - mit vielen Analogien zur elektrischen Meßtechnik - ebenfalls ein Fernmeßverfahren, und viele Verfahren lassen sich ähnlich universell zum Messen mechanischer Größen allgemein einsetzen. Gegenüber vielen elektrischen Verfahren haben sie aber den Vorzug, daß ihre Einsetzbarkeit - und dies gilt vor allem bei Verwendung eines Gases als Signalmedium - im wesentlichen nur durch die Formstabilität ihrer Bestandteile begrenzt wird, d.h. die Formstabilität der Materialien, die die Kanäle, Hohlräume, Düsen usw. enthalten. Dadurch sind die fluidischen Verfahren weitgehend unabhängig von Temperatur- und Kernstrahlungseinwirkungen. Dies ließ sie hinsichtlich ihres Zeit-Störgrößen-Verhaltens zur meßtechnischen Instrumentierung von SBB besonders geeignet erscheinen.

Andererseits hat die Fluidik den Nachteil, daß sie ausgangsseitig und - etwa bei Vielstellenmessungen - bzgl. der Steuergrößen erst an die ggf. vorgegebene elektronische Datenerfassungs- und -verarbeitungsanlage angepaßt werden muß. Darüber hinaus ist die Fluidik als relativ junges Sondergebiet der Meßtechnik noch nicht so ausgebaut, daß man auf bewährte Techniken oder käufliche Geräte zurückgreifen könnte. Dementsprechend mußten nicht nur die Meßwertaufnehmer entwickelt werden, sondern auch die Anpasser zur Signalanpassung einschließlich der Umwandlung der fluidischen Ausgangsgrößen in elektrische.

Die Arbeiten konzentrierten sich auf das Düse-Düsennadel-Prinzip und seine Anwendung auf Wegaufnehmer, Dehnungsaufnehmer für das Innere des Isolierbetons sowie Temperaturaufnehmer. Im einzelnen wird über die Entwicklungsarbeiten und über die Laboruntersuchungen insbesondere zum Zeit-Temperatur-Verhalten der Aufnehmer im Abschnitt 2 berichtet, nachdem Zwischenergebnisse bereits in [1-12 bis 14] veröffentlicht worden sind. Der Versuchseinsatz der entwickelten und untersuchten Meßsysteme wird im Abschnitt 5 beschrieben.

Die Arbeiten zur Weiterentwicklung des hydraulischen Kompensations-Spannungsmeßverfahrens, das im weiteren Sinne auch ein fluidisches Verfahren ist, werden im Zusammenhang mit der Problematik der Spannungsmessung im Beton im Abschnitt 4.3 behandelt.

Eine Erprobung der fluidischen Aufnehmer unter Kernstrahlungseinwirkung steht noch aus. Mängel werden jedoch für die mit Gasen betriebenen Systeme nicht erwartet. - Die Frage der Zulässigkeit fluidischer Meßsysteme im kerntechnischen Bereich, die wegen des prinzipiell notwendigen Materietransports aufgeworfen werden könnte, ist noch nicht abschließend geklärt. Wesentliche Einwände werden aber nicht erwartet, da man als Gas statt Luft auch Helium verwenden kann, da ein Fremdpartikeltransport schon von der Verschmutzungsgefahr her verhindert werden muß und mit besonderen Filtertechniken auch verhindert werden kann und da man den Meßgas-Kreislauf als vollständig abgeschlossenes System mit entsprechenden Überwachungseinrichtungen ausführen kann.

1.3.2 Zu den elektrischen Verfahren

Die elektrischen Verfahren zum Messen nichtelektrischer Größen [1-15 bis 22] boten sich als Fernmeßverfahren mit naturgemäß elektrischen Ausgangs- und Steuergrößen primär zur Instrumentierung von SBB an. Sie sind zumeist ohne großen Aufwand an eine zentrale Datenerfassungs- und Verarbeitungsanlage anzupassen, und ihr Entwicklungsstand ist so fortgeschritten, daß größtenteils auf käufliche Geräte zurückgegriffen oder

für Weiterentwicklungen von ihnen ausgegangen werden kann. Dies gilt insbesondere für die Anpasser, die im allgemeinen nicht ungewöhnlichen Meßbedingungen ausgesetzt sind. Zudem sind die elektrischen Verfahren häufig sehr gut an die Erfordernisse des Messens der verschiedensten mechanischen Größen anpaßbar.

Elektrische Verfahren haben aber häufig den Nachteil, daß bestimmte Materialkennwerte, etwa die elektrische Leitfähigkeit, Isolationswiderstände, Kontaktwiderstände, die Dielektrizitätszahl und die Permeabilität, in die Eigenschaften der den Störgrößen ausgesetzten Meßwertaufnehmer eingehen und durch Gefügeänderungen, Oxidationserscheinungen, Isolationsdefekte usw. infolge der langfristig einwirkenden Störgrößen, insbesondere der Feuchtigkeit, der Temperatur und der Kernstrahlung, verändert werden können.

Deshalb waren eingehende Untersuchungen der Aufnehmer zur Klärung und Absicherung der Einsetzbarkeit der verschiedenen Verfahren erforderlich. Insbesondere mußte zunächst das Zeit-Temperatur-Verhalten der Aufnehmer untersucht werden. Darüber wird in den Abschnitten 3.1 bis 3.3 berichtet.

Zur Frage des Kernstrahlungseinflusses konnte zunächst nur eine Sichtung und Beurteilung der Literatur erreicht werden. Das Ergebnis dieser Arbeit, wonach eine sichere Beurteilung der Einsetzbarkeit der Verfahren kaum möglich erscheint, wird in Abschnitt 3.4 behandelt, nachdem es bzgl. DMS bereits in [1-23] veröffentlicht worden ist. Untersuchungen zum Kernstrahlungseinfluß auf Meßsysteme müssen einer späteren, sicher recht aufwendigen Arbeit vorbehalten bleiben.

Dehnungsmeßstreifen (DMS) [1-15 bis 22] sind in sehr hohem Maße universell einsetzbar, einmal zur unmittelbaren Dehnungsmessung an der Oberfläche des jeweiligen Bauteils, etwa der Dichthaut, zum anderen auch als Meßelement in Aufnehmern zum Messen mechanischer Größen allgemein. Auch ist die DMS-Technik sehr weitgehend ausgebaut, so daß man in besonderem Maße auf käufliche Systeme zurückgreifen kann. Insofern erschienen DMS als Hilfsmittel der meßtechnischen Instrumentierung von SBB besonders geeignet. Problematisch ist jedoch ihr Einsatz für statische Langzeitmessungen, insbesondere unter dem Einfluß von Feuchtigkeit, Temperatur und Kernstrahlung.

Unter den vielfältigen Typen von DMS erschienen die aufschweißbaren Metallträger-DMS von Ailtech [1-24] mit keramischer Isolierung des Meßdrahtes in metallisch vollständig gekapselter Ausführung am besten geeignet, und Vorversuche bestätigten dies; wegen ihrer Feuchtedichtigkeit gilt dies auch für den Einsatz bei niedrigen Temperaturen. Im Abschnitt 3.1 wird insbesondere über das Zeit-Temperatur-Verhalten dieser DMS berichtet; erste Ergebnisse sind bereits in [1-25] veröffentlicht worden. Über den Versuchseinsatz dieser DMS wird in Abschnitt 5 berichtet. Zum Kernstrahlungseinfluß auf DMS sei auf den Abschnitt 3.4 verwiesen.

Über Laborversuche an den ganz ähnlich aufgebauten Röhrchen-Flansch-Aufnehmern von Ailtech [1-24] zur Dehnungsmessung in Beton, die für eine Baustelleninstallation zu wenig robust erscheinen, wurde in der bereits eingangs erwähnten, im Rahmen der SBB-Entwicklung ebenfalls geförderten Arbeit [1-10] berichtet. - Eine Sonderentwicklung zur Messung der Dehnung und ihrer örtlichen Verteilung in Beton-Würfelproben mit Hilfe der DMS-Technik wird im Abschnitt 4.1 behandelt.

Als Meßwertaufnehmer mit DMS, die zum Einsatz in SBB nahe Raumtemperatur ebenfalls geeignet erscheinen, seien die vielfältigen Dehnungsaufnehmer für die Oberfläche und das Innere von Beton genannt [1-21, 22, 26]; besonders sei auf einen Dehnungsaufnehmer mit einem vorgespannten, den aktiven DMS tra-

gendem Metallband hingewiesen [1-27]. Daneben sei ein Kraftaufnehmer in Hohlzylinder-Bauweise zur Messung der Vorspannkraft erwähnt [1-28].

Auch Freidrahtaufnehmer [1-15, 29, 30] werden seit langem gerade in der Betonmeßtechnik eingesetzt. Besonders hingewiesen sei auf derartige Dehnungs- und Spannungsaufnehmer für das Innere von Beton [1-30]. Grundsätzlich sind mit Freidrahtaufnehmern zwar Temperaturen bis 300 °C erreichbar [1-15]; die Aufnehmer für die Betonmeßtechnik sind aber nur bis z. B. 40 °C ausgelegt.

Induktive und Transformator-Aufnehmer [1-15 bis 22] sind in ihrer Ausführung als Wegaufnehmer mit beweglichem ferromagnetischen Kern oder metallischem Schirm ebenfalls recht vielseitig zum Messen mechanischer Größen einsetzbar. Sie sind erheblich empfindlicher als Dehnungsmeßstreifen und versprechen allein dadurch einen geringeren Störgrößeneinfluß. Sie sind aber weitaus voluminöser als DMS und müssen mit Trägerfrequenz betrieben werden, was sich vor allem bei Vielstellenmessungen verteuern auswirkt. Für den Einsatz in SBB erschienen insbesondere Wegaufnehmer mit keramischer Isolierung und vollständiger metallischer Kapselung geeignet [1-31 bis 33], die z. T. bis 600 °C und unter Kernstrahlungseinfluß einsetzbar sein sollen. Über das Zeit-Temperatur-Verhalten dieser Aufnehmer wird im Abschnitt 3.2 berichtet; erste Ergebnisse sind bereits in [1-25] veröffentlicht worden.

Über erste Kurzzeitergebnisse an einem magnetoelastischen Kraftaufnehmer wird im Abschnitt 4.6 berichtet. Kapazitive Aufnehmer [1-15 bis 22] haben den Vorzug, daß sie wegen ihres einfachen Aufbaus zum Messen mechanischer Größen sehr anpassungsfähig sind. In ihrer Ausführungsform als kapazitive Abstands- oder Flächenaufnehmer ohne besonderes Dielektrikum erscheinen sie vor allem auch für Messungen bei hohen Temperaturen sehr aussichtsreich. So sind in jüngerer Zeit zwei aufschweißbare kapazitive Dehnungsaufnehmer bekannt geworden, die statische Messungen bis 600 bzw. 800 °C erlauben sollen [1-34 bis 36]. Einer dieser Aufnehmer, der hinsichtlich der Kosten auch für Vielstellenmessungen denkbar wäre, wurde auf sein Zeit-Temperatur-Verhalten hin untersucht, und erste Ergebnisse werden in Abschnitt 3.3 wiedergegeben.

Trotz gewisser Fortschritte in der Gerätetechnik der Anpasser [1-36] sind wegen der kleinen Kapazität der Meßelemente im Aufnehmer die Kabeleinflüsse, insbesondere Veränderungen der Kabelkapazität, problematisch. Des weiteren sind - gerade für den Einsatz in SBB - durch Feuchtigkeitseinfluß und möglicherweise auch durch Kernstrahlungseinfluß infolge Ionisationseffekten Meßfehler zu erwarten, wenn nicht besondere Vorkehrungen getroffen werden.

Über Entwicklungsarbeiten zu einem kapazitiven Meßsystem zur Feuchtemessung in Beton wird im Abschnitt 4.4 im Zusammenhang mit der Gesamtproblematik der Feuchtemessung in Beton berichtet.

Die Vibrationsaufnehmer mit vorgespannter schwingender Saite werden seit langem gerade im Bauwesen mit gutem Erfolg eingesetzt. Sie werden recht universell angewandt, etwa in Dehnungsaufnehmern für Oberflächen-Dehnungen und für Dehnungen im Innern von Beton, in Kraft-, Druck- und Neigungswinkelaufnehmern [1-15, 22, 37]. Sie sind insbesondere durch gute Langzeitstabilität gekennzeichnet. Da die Meßinformation als Frequenzmodulation vorliegt, sind Mängel in der Meßwertübertragung praktisch ausgeschlossen; es sind aber besondere Maßnahmen zur Ankopplung des Meßsystems an die Datenerfassungsanlage notwendig. Über langzeitige Erfahrungen mit Vibrationsaufnehmern an Spannbeton-Reaktorbehältern wurde in [1-38] berichtet. Eine vergleichende Untersuchung von Saitendehnungsaufnehmern bis zu Temperaturen von 120 °C wurde in der schon mehrfach erwähnten, vom BMFT ebenfalls geförderten Arbeit der RFB durchgeführt [1-10].

1.4 Zur Lösung besonderer Probleme bzgl. einzelner Meßgrößen und Behälterbestandteile

Im Zusammenhang mit Werkstoffuntersuchungen im Rahmen der SBB-Entwicklung traten während der Durchführung des Vorhabens meßtechnische Probleme auf, die gelöst werden mußten. Einmal mußte ein Verfahren zur mehrachsigen Dehnungsmessung im Innern dreiaxig beanspruchter Beton-Würfelproben gefunden werden. Zum anderen mußte zur Beurteilung verschiedener Krafteinleitungssysteme, die zur mehrachsigen Untersuchung von Beton in Aussicht genommen worden sind, ein Meßsystem zur Ermittlung der örtlichen Verteilung der Querverformungen von Beton-Würfelproben entwickelt werden. Über diese Arbeiten, die nicht unmittelbar mit der meßtechnischen SBB-Instrumentierung zusammenhängen, wird in Abschnitt 4.1 berichtet; erste Ergebnisse sind bereits in [1-9] veröffentlicht worden.

Für die meßtechnische Instrumentierung der SBB selbst ergab sich ein erstes Problem aus der Notwendigkeit von Messungen an der Dichthaut, etwa Dehnungsmessungen. An der Innenseite der Dichthaut zu messen, wurde aus Sicherheitsgründen ausgeschlossen, nicht zuletzt um zusätzliche Kabeldurchführungen zu vermeiden. Man entschloß sich zu betonseitigen Messungen an der Dichthaut. Sie werden aber dadurch erschwert, daß die mechanischen Spannungen im allgemeinen nicht unmittelbar durch die Meßwertaufnehmer an der Dichthaut geleitet werden dürfen und daß Verschiebungen zwischen Beton und Dichthaut nicht ausgeschlossen werden können. Deshalb entschloß man sich, für die Meßwertaufnehmer an der Dichthaut Meßhohlräume im angrenzenden Beton vorzusehen. Solche Meßhohlräume führen aber zu einer zusätzlichen Beanspruchung der Dichthaut, die dort Risse verursachen, zumindest aber Dehnungsmesswerte verfälschen kann. Über Modellversuche zur Lösung dieses Problems wird in Abschnitt 4.2 berichtet; die Ergebnisse sind bereits in [1-39, 40] veröffentlicht worden.

Weitere besondere Probleme waren in der Ermittlung der Spannungen und Dehnungen im Beton zu sehen [1-26, 29]. Es wurde als nicht ausreichend erachtet, allein die Dehnungen zu messen, um auf die Beanspruchung des Betons zu schließen. Denn zusätzlich zu den Beanspruchungsdehnungen, d. h. zu den von Spannungen begleiteten Dehnungen, treten Dehnungen infolge Schwindens, infolge von Temperatur- und Feuchteänderungen sowie infolge Hysterese und Kriechens auf; zudem ist das Hookesche Gesetz bei Beton - auch bezüglich der Querkontraktion - nichtlinear. So sind die Ergebnisse allein von Dehnungsmessungen am Beton des Behälters nur schwer interpretierbar. Eine Möglichkeit, die verschiedenen Dehnungsanteile zu identifizieren war darin zu sehen, an Probekörpern Parallelmessungen auszuführen, die entsprechend den Betriebsbedingungen des Behälterbetons gesteuert werden. Da dieses Verfahren sehr aufwendig und auch nur bedingt aussagefähig erschien, wurde beschlossen, eine andere Möglichkeit einzusetzen, zumindest die Beanspruchungsdehnungen als solche zu identifizieren: die Spannungsmessung mittels einbetonierter Spannungsaufnehmer. Über allgemeine Aspekte der Spannungs- und Dehnungsmessung in Beton wird in Abschnitt 4.3 berichtet, insbesondere über eine Erweiterung einer häufig zitierten theoretischen Arbeit über die Anzeigefehler einbetonierter Dehnungs- und Spannungsaufnehmer [1-41, 42, 25] im Hinblick auf die Störeinflüsse von Dehnungen auf die Spannungsmessung und von Spannungen auf die Dehnungsmessung. Die wichtigsten Ergebnisse wurden bereits in [1-9] dargestellt.

Über die Möglichkeiten zur Spannungsmessung in Beton und insbesondere über die Eigenschaften und die Weiterentwicklungsmöglichkeiten des hydraulischen Kompensations-Spannungsmeßverfahren [1-43, 44], das am entwicklungsfähigsten erschien, wird im zweiten Teil des Abschnitts 4.3 berichtet.

Die Rißdetektion in Beton wurde als weiteres, noch nicht befriedigend gelöstes Problem erkannt. Am häufigsten werden in Beton eingebettete spröde elektrische Leiter verwendet, die zusammen mit dem Beton reißen [1-45 bis 47]. Diese Detektoren arbeiten zwar einwandfrei; ihre Installation an der Baustelle ist aber nicht unproblematisch, und man braucht eine große Anzahl von Detektoren, um die ersten Anrisse bei zu nächst ungewissem Entstehungsort zu erfassen. - Über die Möglichkeit, aus plötzlichen Anzeigeänderungen von Dehnungsaufnehmern auf Risse in der Nachbarschaft zu schließen, wird z.B. in [1-38] berichtet. Die Aussage-sicherheit dieses Verfahrens erscheint aber begrenzt. - Die Rißdetektion nach der Schallemissions-Methode, die für Stahlbehälter schon erfolgreich angewendet wurde [1-48 bis 50], erschien für SBB wegen ihres komplexen Aufbaus und wegen der Geräusche, die insbesondere durch Setzerscheinungen und durch sprunghafte Relativbewegungen in den Spannsystemen entstehen, sehr problematisch. - Das Problem der Rißdetektion wurde aus dem vorliegenden Vorhaben ausgeklammert, da einerseits eine Lösung mit angemessener kleiner Zahl von Aufnehmern nicht absehbar war und da andererseits die Rißdetektion vor allem für Modelluntersuchungen wichtig erschien, weniger für Messungen an ausgeführten Behältern.

Zur Feuchtigkeitsmessung in Beton sind zwar viele Verfahren bekannt geworden; ein Überblick wird in [1-51] gegeben. Gleichwohl schien sie recht problematisch, zumal noch unklar war, welche Art Feuchtigkeitsgröße für den SBB tatsächlich maßgeblich ist, insbesondere für das mechanisch-thermische Verhalten des Betons.

Nachdem die grundsätzlichen Überlegungen dazu bereits in [1-52] veröffentlicht worden sind, wird darüber und über die Arbeiten zur Entwicklung eines kapazitiven Meßverfahrens für das physikalisch gebundene Wasser in Abschnitt 4.4 berichtet.

Die Messung der Gesamtverformungen von SBB erschien zur experimentellen Überprüfung von Behälterberechnungen nach dem Verfahren der finiten Elemente besonders aufschlußreich. Die Messung mit Wegaufnehmern, die sich gegen ein stabiles, den Behälter umgebendes Gerüst abstützen und die Behälteroberfläche antasten, erschien bei der Größe der Behälter, dem Platzbedarf des Gerüsts und den kaum kontrollierbaren Gerüstverformungen, die z.B. durch Temperaturgradienten her-

vorgerufen werden, wenig aussichtsreich. Stangensysteme mit Wegaufnehmern [1-53], bei denen die Stange jeweils den Meßmarkenabstand überbrückt, sind sehr viel weniger aufwendig und zuverlässiger; sie sind aber auf geradlinige Meßstrecken begrenzt. Die Anwendung dünner, vorgespannter Drähte, die z.B. den Behälter polygonartig umspannen, wobei sie sich in den Eckpunkten z.B. auf Rollen abstützen, sind an die Geradlinigkeit der Meßstrecken zwar nicht gebunden; sie sind aber auf die Oberfläche beschränkt und erfordern dort Platz. Sehr viel aussichtsreicher erschien ein sehr universell einsetzbares bowdenzugartiges Meßsystem zur Dehnungsintegration längs weitgehend frei wählbarer Kurven im Innern oder an der Oberfläche des Betons. Es ist auch zur Meßwegübertragung geeignet. Über die Arbeiten zur Entwicklung dieses Systems wird im Abschnitt 4.5 berichtet.

Als weiteres noch nicht umfassend gelöstes Problem wurde die Spannungsmessung in den Spannsystemen gesehen. Das nächstliegende war zunächst die Kraftmessung an den Verankerungen der Spannsysteme, und zwar mittels der bekannten, schon in Abschnitt 1.3 erwähnten DMS-Kraftmeßdosen in Hohlzylinderbauweise [1-28]. Als weiteres Verfahren zur Spannkraftmessung wurden magnetoelastische Kraftmeßdosen [1-30, 54] untersucht, die insbesondere bei Feuchtigkeitseinwirkung größere Stabilität versprechen. Über das Kurzzeitverhalten bei Temperatur- und Feuchtigkeitseinwirkung wird in Abschnitt 4.7 berichtet. Langzeitversuche stehen noch aus; sie sollen demnächst durchgeführt werden, wenn die Fertigung einer für solche Untersuchungen entwickelten Langzeit-Belastungsvorrichtung abgeschlossen ist. - Mit der Spannkraftmessung an den Verankerungen können zwar zeitliche Spannungsänderungen in den Spannsystemen infolge von Relaxations- oder Kriecherscheinungen erfaßt werden, nicht aber Ortsabhängigkeiten der Spannung, wie sie z.B. im mittleren Bereich der Spannsysteme in Umfangsrichtung durch Kraftnebenschlüsse infolge Reibung zu erwarten sind. Dafür wären Meßsysteme nach Art des Drahtspannungsmessers denkbar [1-55, 56], bei dem der Draht zwischen zwei hinreichend voneinander entfernten Stützpunkten definiert ausgelenkt und die Auslenkkraft gemessen wird. Die Anwendung solcher Systeme wurde aber als zu starker Eingriff in den Behälter angesehen; eine entsprechende meßtechnische Entwicklung wurde deshalb ausgeklammert.

2. Aufbau, Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten eines neuen fluidischen Meßsystems

(N. Mayer, C. Amberg, J. Specht und W. Wulkau)

2.1 Einführung

Die fluidische Meßtechnik ist ein Teilbereich der Fluidik, deren Definition lautet: "Die Fluidik bezeichnet den Zweig der Wissenschaft und Technik, der sich mit der Signalerfassung und -verarbeitung mit Hilfe von Fluiden (flüssige oder gasförmige Medien) befaßt." [2-1]. Die Funktion fluidischer Geräte beruht also auf strömungsmechanischen Gesetzmäßigkeiten, für die allein die geometrische Form der Strömungskanäle und -begrenzungen sowie die Eigenschaften des Fluids bestimmend sind. Die Eigenschaften der Werkstoffe sind nur insofern von Bedeutung, als sie die Geometrie der Geräte beeinflussen. Diese Tatsache ist von großer praktischer Bedeutung, weil sie besagt, daß an die Werkstoffe für fluidische Geräte geringere Anforderungen zu stellen sind als an die Werkstoffe für elektrische Geräte, bei denen z. B. neben der geometrischen Stabilität auch die Leitfähigkeit oder die Permeabilität eine Rolle spielt. Hieraus ergibt sich, daß für den Aufbau fluidischer Geräte eine breitere Palette von Werkstoffen zur Verfügung steht als für elektrische Geräte. Insbesondere können z. B. für Meßwertaufnehmer, die bei hohen Temperaturen und/oder bei intensiver Kernstrahlung eingesetzt werden sollen, keramische Werkstoffe verwendet werden, während für elektrische Aufnehmer immer auch leitfähige Stoffe benötigt werden, die bei hohen Temperaturen in der Regel schneller korrodieren.

Aus diesem Grunde ist es nicht verwunderlich, daß einige fluidische Meßverfahren z. T. schon vor langer Zeit insbesondere für Messungen bei hohen Temperaturen vorgeschlagen und auch eingesetzt wurden; jedoch sind erst in den letzten 15 Jahren systematische Entwicklungen auf diesem Gebiet betrieben worden. Heute kann fast jede Meßgröße fluidisch erfaßt und weiterverarbeitet werden [2 - 2;3]. Allerdings ist das kommerzielle Angebot noch sehr bescheiden, und der Anwender muß zur fluidischen Lösung von Meßproblemen meist einen relativ großen Entwicklungsanteil beisteuern.

Im Rahmen der Instrumentierung von Reaktorbehältern wurde die Entwicklung von Dehnungs-Aufnehmern für den Isolierbeton des Behältertyps mit heißem Liner als besonders wichtig angesehen. Gerade bei den dort auftretenden höheren Temperaturen bis ca. 300 °C dürfte man erwarten können, daß fluidische Aufnehmer spezifische Vorteile gegenüber elektrischen Dehnungs-Aufnehmern aufweisen, deren Langzeitstabilität unbefriedigend ist, vgl. Abschnitt 2.5.

Bei der Entwicklung des fluidischen Meßsystems konnte auf einige fluidische Lösungen ähnlicher Meßaufgaben zurückgegriffen werden, die hier kurz wiedergegeben werden sollen. So wurde von V. M. Hickson ein fluidischer Dehnungs-Aufnehmer zur Messung von Oberflächendehnungen bei höherer Temperatur entwickelt [2 - 4;5]. Allerdings ist er für die vorliegende Meßaufgabe nicht geeignet, weil das Arbeitsfluid am Meßort ungehindert ausströmen muß, Hickson benutzt ausgeklügelte Schaltungen unter Verwendung kritisch durchströmter Düsen, wodurch es ihm gelingt, den Einfluß der Schwankungen von Temperatur, von Versorgungs- und Atmosphärendruck und von Leitungswiderständen weitgehend auszuschalten. Wesentliche Grundideen sind in der hier beschriebenen Entwicklung aufgegriffen worden. Nach dem Beginn unserer Untersuchungen ist von T. M. Drzewiecki [2 - 6;7;8] ein fluidischer Dehnungs-Aufnehmer beschrieben worden, der in Aufbau und Funktionsweise den bekannten elektrischen Dehnungsmeßstreifen ähnelt. Die Meßsignale sind jedoch sehr klein, so daß in Ermangelung genügend rausch- und driftarmer fluidischer Verstärker diese Entwicklungsrichtung von uns nicht aufgegriffen wurde. Für die Messung von Län-

genänderungen an Materialproben im Kern von nuklearen Reaktoren wurde von J. Pefhany [2 - 9] ein Düse-Prallplatte-Wegaufnehmer eingesetzt, der später von V. Fidleris u. a. noch erheblich verbessert werden konnte. Obwohl Aufbau und Handhabung des Meßsystems für die Dehnungsmessung in Beton zu kompliziert erscheinen lassen, ist es hier doch von Interesse, daß eine solche fluidische Meßeinrichtung über mehr als zwei Jahre bei Temperaturen bis zu 800 °C ohne erkennbare Änderungen der Eigenschaften im Einsatz war. Z. Zt. sind mehrere derartige Meßeinrichtungen in Benutzung. Sie werden mit Helium betrieben und gestatten die Messung von Kriechraten bis herunter zu 10^{-7} /h [2 - 10; 11].

Interessant sind ferner Erfahrungen von Hagen [2 - 12] mit kleinen Inconel-Meßdüsen in einem fluidischen Temperaturenaufnehmer, die nach einem simulierten Reaktorbetrieb über ein Jahr bei 600 °C eine Abnahme des effektiven Strömungsquerschnittes von etwa 2,3 % zeigten. Das im Folgenden beschriebene Meßsystem orientiert sich etwas an den Untersuchungen von Hickson. Es wurde jedoch eine andere Meßschaltung entwickelt, bei der die Aufnehmer mit drei Leitungen versehen sind, so daß es möglich wird, sie gegen die Umgebung hermetisch abzuschließen.

2.2 Allgemeiner Aufbau und Wirkungsweise des fluidischen Meßsystems

2.2.1. Das direkte Massenfluß-Meßverfahren

Grundsätzlicher Aufbau und Wirkungsweise seien nun anhand von Bild 2 - 1 erläutert. Im Aufnehmer 3 befinden sich die beiden Düsen 1 und 2, die mit dem Versorgungsdruck p_V über eine Leitung mit dem Strömungswiderstand R_V gespeist werden. Das Arbeitsgas strömt parallel durch diese beiden Düsen und über nachfolgende

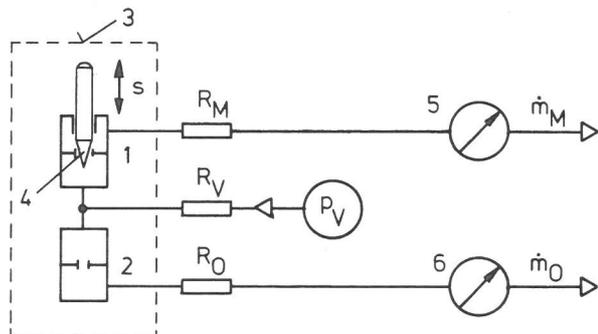


Bild 2-1:

Grundsaltung für das direkte Massenfluß-Meßverfahren

1 Meßdüse 3 Aufnehmer 5, 6 Massenfluß-
2 Festdüse 4 Düsenadel messer

Leitungen zu den Massenflußmessern 5 und 6. Während der Massenfluß \dot{m}_O durch die Festdüse 2 abgesehen von Störeinflüssen im wesentlichen konstant bleibt, wird der Massenfluß \dot{m}_M zusätzlich durch die Stellung s der Düsenadel 4 beeinflusst. Der Massenfluß \dot{m}_M ist somit ein Maß für den Weg s der Düsenadel. Die diesen Massenfluß zusätzlich modulierenden Störeinflüsse lassen sich eliminieren, indem man den Meßwert für den Massenfluß \dot{m}_M durch den entsprechenden Meßwert für \dot{m}_O dividiert. Dies wird nun genauer begründet.

Die Düsen der Aufnehmer werden mit einem so großen Druck gespeist, daß sie kritisch, d. h. mit Schallgeschwindigkeit durchströmt werden. Für Luft ist das der Fall, wenn der Druck vor der Düse etwa doppelt so groß ist wie der Druck hinter der Düse. Dann gilt für den hindurchströmenden Massenfluß, vgl. [2 - 13]:

$$\dot{m} = C \frac{A p_V^*}{\sqrt{R_G T_V}} \sqrt{\kappa \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa-1}}} = C \frac{A p_V^*}{\sqrt{R_G T_V}} f_2(\kappa) \quad (2-1)$$

Hierbei ist C die Ausflußzahl, die etwas von der Düsengeometrie abhängt. p_V^* ist der absolute Druck und T_V die absolute Temperatur des Gases vor der Düse; A ist die Querschnittsfläche der Düse, R_G ist die spezielle Gaskonstante des verwendeten Gases (universelle Gaskonstante dividiert durch das Molekulargewicht) und κ das Verhältnis der spezifischen Wärmen bei konstantem Druck bzw. bei konstantem Volumen. Von besonderer Bedeutung an dieser Beziehung ist die Tatsache, daß der Druck p_A hinter der Düse bei kritischer Durchströmung den Massenfluß nicht beeinflusst. Änderungen des Atmosphärendruckes und der nachfolgenden Leitungswiderstände wirken sich demzufolge ebenfalls nicht auf den Massenfluß aus. Bildet man nun den Quotienten der beiden Massenflüsse \dot{m}_M und \dot{m}_O (vgl. Bild 2 - 1), so erhält man

$$\frac{\dot{m}_M}{\dot{m}_O} = \frac{C_M A_M}{C_O A_O} \quad (2-2),$$

da T_V und p_V^* für beide Düsen gleich sind (sie liegen dicht beieinander). Sind außerdem noch die Werkstoffe für die beiden Düsen und die Düsenadel gleich, so gilt weiterhin

$$\frac{A_M}{A_O} = \frac{A_{MO} (1 + \alpha_M \Delta T)^2}{A_{OO} (1 + \alpha_O \Delta T)^2} = \frac{A_{MO}}{A_{OO}} \text{ für } \alpha_M = \alpha_O \quad (2-3).$$

Hierbei sind α_M und α_O die linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten und A_{MO} und A_{OO} die Düsenquerschnitte bei der Bezugstemperatur T_0 (z.B. 20 °C). Gibt man der Düsenadel eine parabolische Form, so ist $A_{MO} = A_{10} (1 + s/s_0)$ und somit:

$$\frac{\dot{m}_M}{\dot{m}_O} = \frac{C_M A_{10}}{C_O A_{OO}} (1 + s/s_0) \quad (2-4).$$

Für die Ausflußzahlen ist in erster Näherung $C_M \approx C_O \approx 1$. Man erhält also eine lineare Beziehung zwischen dem Weg s und dem Quotienten aus den Massenflüssen, die sich z.B. mit Schwebekörper-Durchflußmessern bestimmen lassen.

Meßtechnisch besonders interessant ist nun, daß Gleichung (2-4) auch dann unverändert gültig ist, wenn sich die folgenden Parameter innerhalb größerer Bereiche ändern: Versorgungsdruck, Atmosphärendruck, Gasart, Leitungswiderstände und Temperaturen an allen Stellen des Meßsystems.

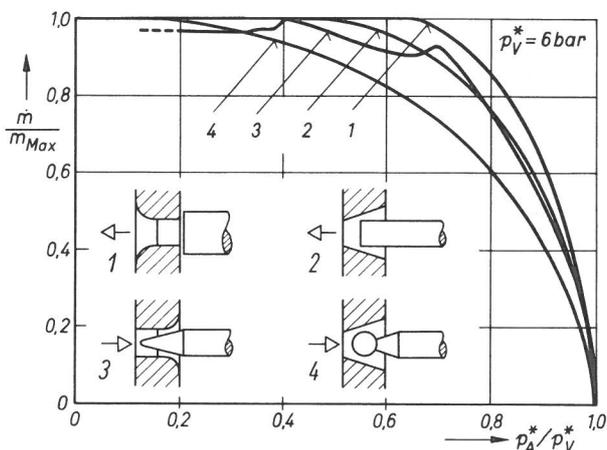


Bild 2-2:
Kennlinien verschiedener Düse-Nadel-Kombinationen

Hier sei gleich angemerkt, daß die vereinfachenden Annahmen über die Ausflußzahlen für die Praxis nicht ganz zutreffend sind, weil sie etwas durch die Temperatur und die Drücke vor und hinter den Düsen beeinflusst werden. Bild 2 - 2 zeigt beispielhaft für viele Messungen die Kennlinien verschiedener Düse-Nadel-Kombinationen im kritischen und unterkritischen Bereich. Aus diesen Untersuchungen, die durch schlierenoptische Beobachtungen ergänzt wurden, hat sich ergeben, daß sich bei einer meßtechnisch günstigen Kombination der Strömungskanal vor der engsten Stelle in Strömungsrichtung nur noch geringfügig ändert und dahinter abrupt erweitert. Außerdem sollte die Dicke der Düsen klein sein, um Reibungsverluste klein zu halten. Aufgrund dieser Ergebnisse wurden Düsen und Nadel entsprechend Bild 2 - 3 gestaltet.

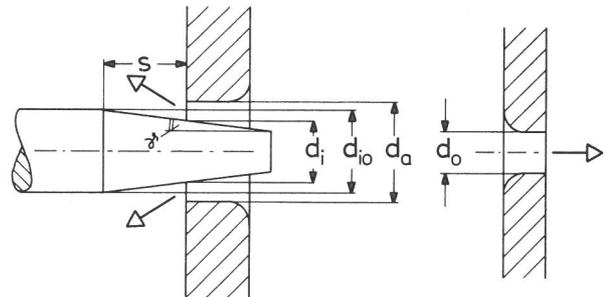


Bild 2-3:
Kennzeichnung der Düsen- und Nadelabmessungen für die gesteuerte Düse und die Festdüse

2.2.2. Das Kompensationsmeßverfahren

Anstelle der in Bild 2 - 1 gezeigten Anordnung läßt sich auch eine Schaltung verwenden, die analog zur bekannten Wheatstoneschen Brückenschaltung aufgebaut ist. s.Bild 2 - 4. Der linke Teil der Anordnung (der Aufnehmer) ist unverändert, die Massenflußmesser sind nun jedoch durch eine Düsen-Halbrücke ersetzt, die ähnlich wie der Aufnehmer aufgebaut ist und im folgenden Kompensator genannt wird. Zum Abgleich der Brücke wird die Düsenadel 4' manuell oder automatisch soweit verstellt, bis der Differenzdruckmesser 5 den Differenzdruck $\Delta p = 0$ anzeigt. Das Druckverhältnis an den Kompensatordüsen kann auch unterkritisch sein; demzufolge gilt hier (vgl. [2 - 13]):

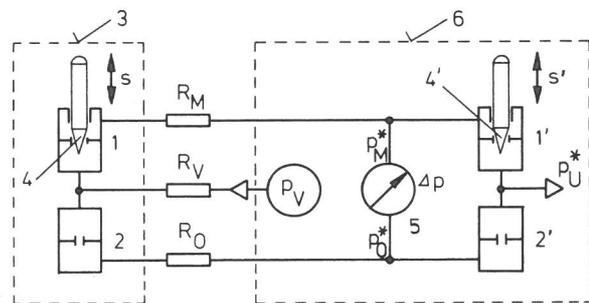


Bild 2-4:
Grundschaltung des Kompensations-Meßverfahrens

1	Meßdüse	1'	Abgleichdüse
2, 2'	Festdüsen	4'	Abgleichnadel
3	Aufnehmer	5	Differenzdruckmesser
4	Düsenadel	6	Kompensator

$$\dot{m}_M = C'_M \frac{A'_M p_M^*}{\sqrt{R_G T_K}} \cdot f_1 \left(\frac{p_U}{p_M^*} \right); \dot{m}_O = C'_O \frac{A'_O p_O^*}{\sqrt{R_G T_K}} \cdot f_1 \left(\frac{p_U}{p_O^*} \right) \quad (2-5)$$

und demnach für $p_M^* = p_O^*$ (p_M^* bzw. p_O^* sind die Drücke vor den Kompensatordüsen):

$$\frac{\dot{m}_M}{\dot{m}_O} = \frac{C'_M A'_M}{C'_O A'_O} \quad (2-6)$$

Mit den Gleichungen (2-2) und (2-3) und analogen Beziehungen für die Kompensatordüsen folgt nun:

$$\frac{A'_{MO}}{A'_{OO}} = \frac{C'_O C_M}{C'_M C_O} \cdot \frac{A_{MO}}{A_{OO}} \quad (2-7)$$

Bei ähnlichen Strömungsverhältnissen in den einander entsprechenden Aufnehmer- und Kompensatordüsen kann man annehmen, daß die folgende Beziehung in guter Näherung erfüllt ist:

$$\frac{C'_O}{C'_M} = \frac{C'_M}{C'_M} \quad (2-8)$$

so daß der Proportionalitätsfaktor zwischen den Querschnittsverhältnissen in Gl. (2-7) zu Eins wird. Der freie Strömungsquerschnitt A_{MO} ist gegeben durch (vgl. Bild 2-3):

$$A_{MO} = \frac{\pi}{4} (d_a^2 - d_i^2) = \frac{\pi}{4} \left\{ d_a^2 - (d_{io} - 2s \tan \gamma)^2 \right\} \quad (2-9)$$

und A_{OO} durch:

$$A_{OO} = \frac{\pi}{4} d_O^2 \quad (2-10)$$

Entsprechendes gilt für A'_{MO} und A'_{OO} . Aus Gl. (2-7) erhält man hiermit die Beziehung zwischen dem Weg s der Nadel im Aufnehmer und dem Weg s' , den die Nadel im Kompensator zum Abgleich der Brücke zurücklegen muß:

$$s' = \frac{1}{2 \tan \gamma'} \left\{ d'_{io} - \sqrt{d_a'^2 - \frac{d_O'^2}{d_O^2} \left\{ d_a^2 - (d_{io} - 2s \tan \gamma)^2 \right\}} \right\} \quad (2-11)$$

Es ist leicht zu erkennen, daß man hieraus die lineare Beziehung

$$s' = \frac{d'_O \tan \gamma}{d_O \tan \gamma'} \cdot s + \frac{d'_{io} d_O - d'_O d_{io}}{2 d_O \tan \gamma'} \quad (2-12)$$

zwischen s und s' erhält, wenn man die Düsendurchmesser so auslegt, daß sie der Bedingung

$$\frac{d'_O}{d_O} = \frac{d'_a}{d_a} \quad (2-13)$$

gehörten. Die Nichtlinearität bleibt jedoch auch dann noch kleiner als 0,5 % vom Meßbereich, wenn die beiden Verhältnisse um bis zu 10 % voneinander abweichen.

Gl. (2-12) enthält nur geometrische Größen des Aufnehmers und des Kompensators. Die Voraussetzungen für ihre Gültigkeit sind kritische Druckverhältnisse an den Aufnehmersdüsen, gleiche Drücke vor und gleiche Tem-

peraturen an jeweils beiden Aufnehmer- bzw. Kompensatordüsen und die Einhaltung der Beziehung (2-8). Schwankungen des Versorgungsdruckes, des Atmosphärendruckes, der Leitungswiderstände und der Temperaturen innerhalb größerer Bereiche sind hierbei ohne Einfluß.

Aufnehmer			Kompensator		
d_o	0,20	mm	d'_o	0,32	mm
d_a	0,50	mm	d'_a	0,82	mm
d_{io}	0,48	mm	d'_{io}	0,80	mm
2γ	10	Grad	$2\gamma'$	3	Grad
s_{max}	0,5	mm	s'_{max}	2,6	mm

Tabelle 2-1:

Abmessungen der Düse-Nadel-Systeme in Aufnehmer und Kompensator

In Tabelle 2-1 sind die Abmessungen der funktionsbestimmenden Teile des Meßsystems angegeben, wobei als Beispiel ein Wegaufnehmer mit einem Meßbereich von 0,5 mm zugrundegelegt wurde. Durch Änderung des Nadelwinkels 2γ erhält man andere Meßbereiche, wobei jedoch die Variation des Strömungsquerschnittes über den vollen Meßbereich erhalten bleibt. Allein durch die Änderung des Nadelwinkels sind Meßbereiche von etwa 0,05 mm bis 2,5 mm möglich.

2.2.3. Vergleich beider Meßverfahren

Zur Anwendung des direkten Massenfluß-Meßverfahrens in einem automatisch arbeitenden Meßsystem werden genaue und stabile Massenflußmesser mit elektrischem Ausgangssignal benötigt, die zudem eine kleine Zeitkonstante besitzen. Geeignete Geräte konnten auf dem Markt nicht gefunden werden. Versuchsweise wurden linearisierte laminare Strömungswiderstände (vgl. [2 - 14]) benutzt, die auf gleicher Temperatur gehalten wurden. Der zum Volumenfluß proportionale Druckabfall wurde jeweils mit empfindlichen kapazitiven Druckaufnehmern gemessen, die nach einer Anwärmzeit eine ausreichend gute Nullpunktstabilität besitzen [2 - 15]. Die Ausgangssignale wurden auf ein dividierendes Digitalvoltmeter gegeben, dessen Anzeige proportional zu \dot{m}_M/\dot{m}_O ist. Dieses Meßsystem hatte eine Einstellzeit von 3 s bei einer Leitungslänge von 10 m (Schlauch mit 6 mm Außendurchmesser und 1 mm Wandstärke) bis zum Aufnehmer und zeigte praktisch keine Abhängigkeit der Anzeige von der Umgebungstemperatur. Die Division der beiden Massenflußsignale läßt sich umgehen, wenn man den Massenfluß \dot{m}_O durch eine geeignete Regelung des Versorgungsdruckes p_V konstant hält. Dann ist \dot{m}_M selbst ein Maß für die Meßgröße. Dieses Verfahren wurde erprobt, wegen zu großer Einstellzeiten der verwendeten käuflichen Geräte jedoch nicht weiterverfolgt.

Die weitere Entwicklung konzentrierte sich dann auf das Kompensationsmeßverfahren, dessen Eigenschaften in den folgenden Abschnitten ausführlich beschrieben sind. Es weist gegenüber dem direkten Massenfluß-Meßverfahren folgende Vorteile auf:

1. Bessere Stabilität und Reproduzierbarkeit
2. Durch Verwendung konischer Düsennadeln kleinerer Fertigungsaufwand
3. Geringere Kosten

Nachteile des Kompensationsmeßverfahrens sind:

1. Der Versorgungsdruck und damit der Hilfsenergieverbrauch ist größer
2. Größere Einstellzeit

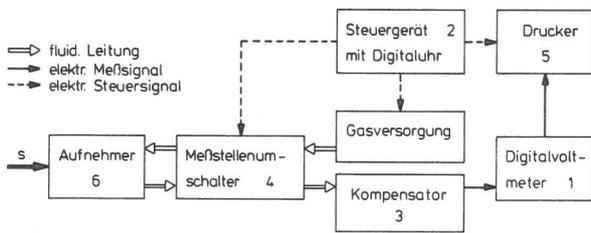
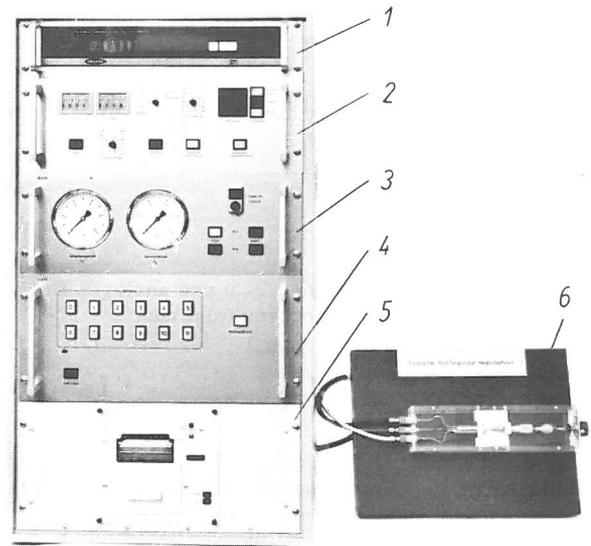


Bild 2-5:
 Aufbau der fluidischen Vielstellen-Meßeinrichtung
 a) Blockschaltbild b) Foto



2.3. Aufbau der Systemkomponenten

Bild 2 - 5 zeigt ein Blockschaltbild und ein Foto des fluidischen Meßsystems mit den einzelnen Systemkomponenten. Digitaluhr, Drucker und Digitalvoltmeter sind handelsübliche Geräte; Aufnehmer, Meßstellenumschalter, Kompensator und Steuergerät sind Neuentwicklungen, wobei soweit als möglich auf käufliche Bauelemente zurückgegriffen wurde.

Je drei Aufnehmerleitungen werden vom Meßstellenumschalter gemeinsam auf den Kompensator geschaltet. Der Kompensator gleicht die fluidische Brückenschaltung automatisch ab und gibt ein elektrisches Ausgangssignal, das der vom Aufnehmer erfaßten Meßgröße proportional ist, an ein Digitalvoltmeter weiter, das als Anzeigegegerät und als Analog/Digital-Wandler dient, und dessen BCD-Ausgangssignal am Drucker anliegt. Die einzelnen Schritte des Meßzyklus werden von dem elektronischen Steuergerät gesteuert. Es gibt Umschaltimpulse an den Meßstellenumschalter, öffnet das Magnetventil für die Versorgung mit dem Arbeitsgas und startet den Drucker, wenn die Brücke abgeglichen ist. Der Meßzyklus kann mit Hilfe einer Digitaluhr in einstellbaren Zeitintervallen wiederholt werden. Die einzelnen Komponenten werden im Folgenden ausführlicher beschrieben. Bis auf die Aufnehmer sind sie als 19"- Einschübe ausgeführt und gemeinsam in einem transportablen Gehäuse untergebracht, vgl. Bild 2 - 5 .

2.3.1. Die Aufnehmer

Die Aufnehmer dienen zur Umwandlung der Meßgröße in ein fluidisches Signal. Das Arbeitsprinzip der hier verwendeten Aufnehmer ist wegführend. Prinzipiell lassen sich Aufnehmer für alle Meßgrößen aufbauen, die sich in einen Weg bzw. in eine Längenänderung umwandeln lassen. Bild 2 - 6 zeigt schematisch Möglichkeiten zur Weg-, Temperatur- und Dehnungsmessung. Der Taststift 1 des Wegaufnehmers ist mit einem Metallbalg 2 hermetisch abgedichtet. Der dargestellte Dehnungsaufnehmer ist zur Messung von Dehnungen in Beton gedacht. Das Rohr 3 wird durch die im Beton verankerten Flansche 4 gezwungen, die Bewegungen des Betons mitzumachen. Die im Innern geführte Stange 5 bleibt dagegen in ihrer Länge von der Betondehnung unbeeinflusst, so daß die Nadel sich in der Düse um $s = \epsilon \cdot L$ verschiebt. Soll die thermische Dehnung des Betons kompensiert werden, so muß die Stange die gleiche Wärmeausdehnung haben wie der Beton. Das Prinzip des Temperatureaufnehmers ist ähnlich, nur daß hier die Verschiebung s durch eine Bimetallanordnung 6 erzeugt wird. Das Außenrohr 7 dient zum Schutz und zur Abdichtung.

Um den Gas-Verbrauch der Aufnehmer niedrig zu halten, sollten die Düsen möglichst klein sein. Dies bedingt jedoch Fertigungsschwierigkeiten und eine größere Verschmutzungsgefahr für die Düsen. Als Kompromiß wurde für die Meßdüse ein Durchmesser von 0,5 mm und für die Festdüse ein Durchmesser von 0,2 mm gewählt. In vielen Anwendungsfällen eignen sich hierfür sehr gut im Handel erhältliche Uhrsteine aus Saphir oder Rubin (Al_2O_3), deren Bohrungen poliert und daher wenig anfällig gegen das Ansetzen evtl. Staubteilchen sind.

In Bild 2 - 7 ist der Aufbau eines Dehnungs-Aufnehmers für das Innere von Beton dargestellt. Die Düsen 1 und 2 sowie die Stange mit der Nadel 3 sind hier aus Zirkonium gefertigt worden, das eine gute Korrosionsbeständigkeit besitzt und dessen linearer Wärmeausdehnungskoeffizient dem des Betons gleicht. Die konische Nadel geht in einen Zylinder von 0,48 mm Durchmesser über, der in die Düse noch eintauchen kann, so daß Düse und Nadel bei einer Überschreitung des Meßbereiches nicht beschädigt werden. Ein Filter 4 dient dazu, Schmutzteilchen aus der Versorgungsleitung vor den Düsen zurückzuhalten. Später zeigte sich, daß dieser Schutz nicht ausreichte. Bei den Installationsarbeiten auf der Baustelle konnten Fremdkörper in die Leitungen gelangen und durch einen versehentlich falschen Anschluß an die Düsen geblasen werden. Bei später hergestellten Aufnehmern wurden deswegen alle Leitungsanschlüsse durch Filter geschützt. Für die Führung der Nadel kurz vor der Düse 1 sorgt ein Lagerstein 5 aus Saphir. Die Betondehnung wird durch die Flansche 6 auf den Aufnehmer übertragen

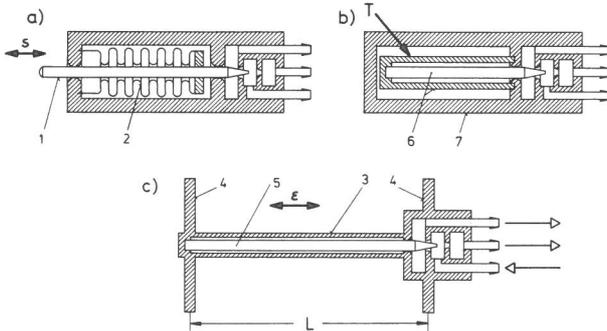


Bild 2-6:
 Aufbau verschiedener Aufnehmer; schematisch

- | | |
|-------------------------|---------------------|
| a) Weg-Aufnehmer | 3 Rohr |
| b) Temperatur-Aufnehmer | 4 Flansche |
| c) Dehnungs-Aufnehmer | 5 Stange |
| 1 Taststift | 6 Bimetallanordnung |
| 2 Metallbalg | 7 Schutzrohr |

und zwingt das Röhrchen 7, sich entsprechend mitzudehnen, wodurch sich die Nadel 3 in der Meßdüse 1 verschiebt. Das Anschlußteil mit der Dichtfläche 8, in das die Leitungen 9 aus leicht biegsamen Metallrohren (vgl. Abschn. 2.3.6.) hart eingelötet sind, wird mit der Überwurfmutter 10 am Aufnehmer befestigt. Vier Exemplare dieses Aufnehmers und ein ähnlich aufgebauter Temperatur-Aufnehmer, (vgl. Bild 2 - 6 c), wurden für Testzwecke in einen Spannbeton-Modellbehälter eingebaut. Über die bisherigen Ergebnisse wird in Abschn. 5 berichtet.

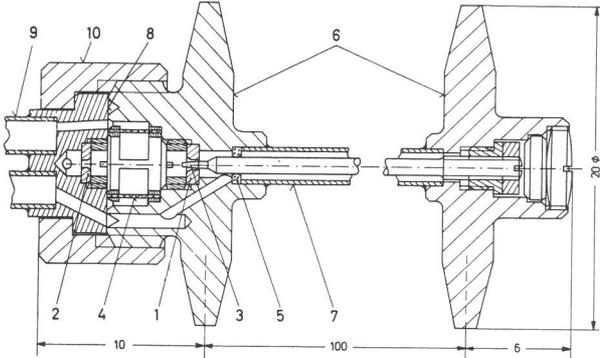


Bild 2-7:

Aufbau eines Dehnungs-Aufnehmers für Beton-Innendehnungen

- | | |
|--------------|-------------------|
| 1, 2 Düsen | 6 Flansche |
| 3 Düsennadel | 7 Rohr |
| 4 Filter | 8 Dichtfläche |
| 5 Lagerstein | 9 Leitungen |
| | 10 Überwurfmutter |

Durch das Spiel in den Lagersteinen können Querbewegungen q der Düsennadel in der Meßdüse auftreten. Dadurch entstehen kleine Änderungen $\delta \dot{m} = \Delta \dot{m} / \dot{m}$ des Massenflusses, die in Bild 2 - 8 für verschiedene Stellungen s der Nadel in der Düse dargestellt sind. Bei einem Lagerspiel von $\pm 10 \mu\text{m}$ sind hierdurch jedoch nur Fehler von weniger als $\pm 0,1 \%$ vom Meßbereich zu erwarten. Bei flacheren Meßdüsen wurde ein noch kleinerer Einfluß festgestellt. Geringere Querbewegungen der Nadel erreicht man mit Federführungen, die sich bei niedrigen Temperaturen gut bewährt haben. Sie benötigen jedoch mehr Raum und sind etwas aufwendiger in der Herstellung.

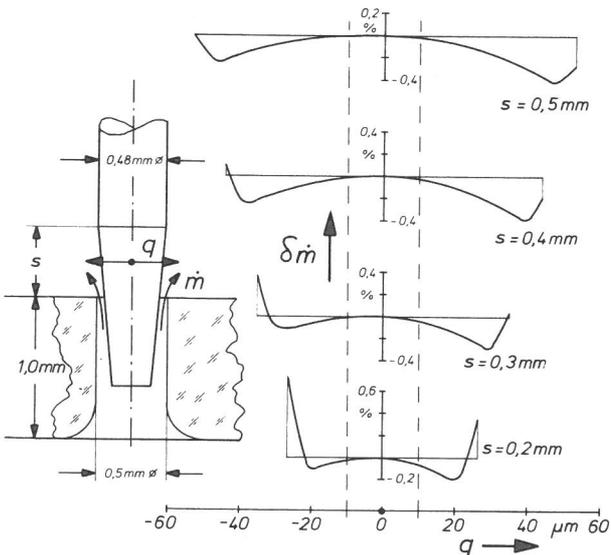


Bild 2-8:

Empfindlichkeit des Düse-Nadel-Systems gegen Querver-schiebungen q

$\delta \dot{m}$ relative Änderung des Massenflusses \dot{m}

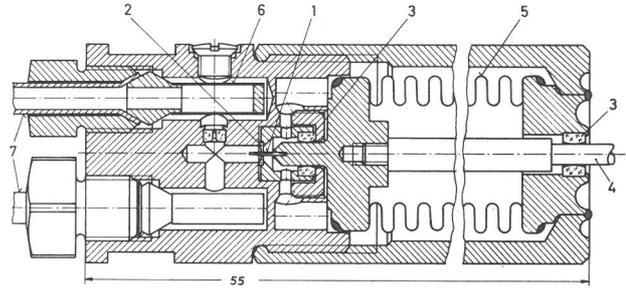


Bild 2-9:

Aufbau eines Weg-Aufnehmers

- | | |
|---------------|------------------|
| 1 Düsennadel | 5 Metallbalg |
| 2 Meßdüse | 6 Filterelemente |
| 3 Lagersteine | 7 Leitungen |
| 4 Taststift | |

Bild 2 - 9 zeigt einen Wegaufnehmer für hohe Temperaturen im Schnitt. Neben den Meßdüsen wurde hier auch die Düsennadel 1 wegen der besonderen Korrosionsbeständigkeit aus Saphir hergestellt, ebenso die Lagersteine 3. Zur Abdichtung des mit der Düsennadel verbundenen Taststiftes 4 dient ein Metallbalg 5. Filterelemente 6 werden zusammen mit den Leitungen 7 durch Klemmverschraubungen gehalten. Mehrere derartige Aufnehmer wurden aus dem Werkstoff 2.4816 (Inconel 600) hergestellt und bei Temperaturen bis zu $900 \text{ }^\circ\text{C}$ getestet. Aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen traten Undichtigkeiten an den Saphirdüsen auf. Bei derart hohen Temperaturen empfiehlt sich demnach die Herstellung der Nadel und der Düsen aus dem gleichen Werkstoff oder aus einem Werkstoff mit der gleichen Wärmedehnung wie die übrigen Teile des Aufnehmers und die Verwendung eines Edelgases, u. U. auch in einem geschlossenen Kreislauf.

2.3.2. Kompensator

Eine Ausführungsform der Schaltung des automatischen Kompensators zeigt Bild 2 - 10. Eine Kraftwaage mit Metallbälgen M kleiner Steifigkeit bewegt sich unter dem Einfluß eines Differenzdruckes in der Brückendiagonalen in der Weise, daß eine am Waagebalken befestigte

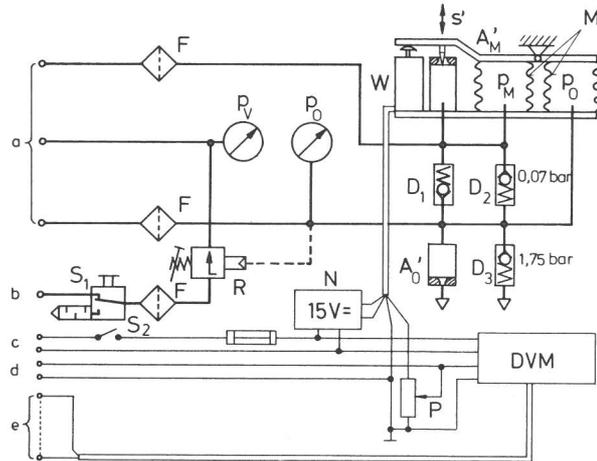


Bild 2-10:

Schaltbild des automatischen Kompensators

- | | |
|------------------------|-------------------------------------|
| F Filter | DVM Digitalvoltmeter |
| R Druckregler | D _{1..3} Rückschlagventile |
| N Netzgerät | |
| W elektr. Wegaufnehmer | |
| a Aufnehmeranschluß | d elektr. Analogausgang |
| b fluid. Netzanschluß | e elektr. BCD-Ausgang |
| c elektr. Netzanschluß | |

Düsenadel die Abgleichdüse selbsttätig abgleicht (P-Regler). Die Auslenkung des Waagebalkens wird mit Hilfe eines elektrischen Wegaufnehmers W in eine analoge elektrische Spannung umgeformt, die von einem Digitalvoltmeter DVM mit BCD-Ausgang angezeigt wird. Die Filter F schützen die Düsen vor Verschmutzungen aus den Zuleitungen, die Rückschlagventile D_1 , D_2 und D_3 (Dioden) dienen zum Schutz der Kraftwaage vor zu großen Differenz- und Absolutdrücken bei Störfällen. Mit dem Druckregler R wird der Versorgungsdruck p_V automatisch so nachgestellt, daß der Druck p_0 vor der Kompensator-Festdüse A_0' konstant bleibt. Federlager sorgen für eine reibungsfreie Bewegung des Waagebalkens und damit für eine gute Reproduzierbarkeit. Die ganze Anordnung ist in einem abgedichteten Gehäuse untergebracht, mit einem Ausgang zur Atmosphäre, der durch ein Filter geschützt ist. Somit wird die Abgleichnadel von sauberer Luft aus dem Meßsystem umspült.

2.3.3. Meßstellenumschalter

Kern des fluidischen Meßstellenumschalters ist ein im Handel erhältliches Drehschieberventil mit drei Umschaltebenen, vgl. z. B. [2 - 16]. Es wird mit einem elektrischen Schrittschaltwerk angetrieben und gestattet in einer relativ einfachen Version die Umschaltung von 12 Aufnehmern mit je drei Anschlußleitungen.

Obwohl dieser Umschalter sich in seiner bisherigen Laufzeit von über drei Jahren gut bewährt hat, ist ein Nachteil darin zu sehen, daß er mit gleitenden O-Ring-Dichtungen arbeitet, die regelmäßig gefettet werden müssen. Es ist nicht auszuschließen, daß bei längerem Gebrauch Fett auch in die Meßleitungen und an die Meßdüsen gelangt, wodurch es zu Störungen kommen kann. Daher ist im Rahmen der Weiterentwicklung ein Meßstellenumschalter vorgesehen, der mit wartungsfreien elektrisch und/oder pneumatisch angesteuerten Sitzventilen arbeitet.

2.3.4. Steuergerät und Drucker

Das elektronische Steuergerät wurde nach dem Prinzip der Ablaufsteuerung mit verzweigtem Schieberegister aus integrierten Bausteinen aufgebaut, vgl. [2 - 17]. Hierbei läuft das Startsignal in vorgegebenem Takt durch das Schieberegister hindurch. Wo es im Steuerungsablauf notwendig ist (Abwarten von Steuerbedingungen sowie Ansteuerung des Druckers, des Meßstellenumschalters usw.), bestimmend Zeitglieder den Steuerungsablauf mit. Bei einer Ausführung für Labormessungen erscheinen am Druckerausgang letztlich: Datum, Uhrzeit, Meßstellen-Nummer, 5-stelliger Meßwert mit Vorzeichen und Dimensionskennzeichen. Ein ähnlich aufgebautes Steuergerät mit Drucker und Lochstreifenstanzer wurde an einem Modellbehälter eingesetzt, vgl. Abschn. 5.

2.3.5. Hilfsenergieversorgung

Zur Versorgung des Meßsystems wird ein ölfreies und gut gefiltertes Arbeitsgas benötigt. Für viele Anwendungen ist Druckluft geeignet. Der Luftverbrauch der gesamten Meßeinrichtung (incl. Druckregler) hängt vom Meßwert und von der Temperatur am Aufnehmer ab. Für Messungen zwischen 20 und 800 °C ist ein Versorgungsdruck zwischen 4 und 8 bar erforderlich. Der mittlere Verbrauch hierbei ist so klein, daß eine 40 l-Druckluftflasche mit einem Fülldruck von 120 bar für mindestens 500 Einzelmessungen ausreicht. Bei sorgfältiger Reinigung der Druckluft (Feinfiltration und Entölung) kann zur Versorgung auch ein tragbarer Handwerker-Kompressor verwendet werden.

Bei hohen Temperaturen ist ein Edelgas als Arbeitsfluid zu empfehlen, damit die interne Korrosion klein bleibt. Bei Messungen über längere Zeiten ist ein geschlossener Kreislauf mit einem Kompressor u. U. wirtschaftlicher als das Abströmen des relativ teuren Gases in die Atmosphäre.

Bei den relativ engen Düsen und Spalten können schon geringe Verschmutzungen zu merklichen Änderungen der Durchflüsse führen. Es reicht jedoch nicht aus, wenn man nur auf ein sauberes Versorgungsgas achtet, denn innerhalb der fluidischen Schaltung selbst können störende Teilchen in die Strömung gelangen, wie z. B. Drehspäne aus Regelventilen, lose Schmutzteilchen aus den Leitungen, Öltröpfchen von der Schmierung eines Umschalters. Auch können im abgeschalteten Zustand Staubteilchen aus der Umgebung in die Ausströmöffnungen gelangen oder in kurzzeitig geöffnete Leitungen beim Zusammenbau der Meßeinrichtung.

Diese Gefahr läßt sich dadurch ausschalten, daß vor allen Meßdüsen Filter angebracht werden. Dieser zusätzliche Aufwand ist relativ gering, er verbessert die Zuverlässigkeit aber beträchtlich. Ebenso werden alle Öffnungen zur Umgebung durch Filterelemente geschützt. Der Verzicht auf Drehschieberventile beim Meßstellenumschalter vermeidet die Gefahr des Eintritts von Öltröpfchen in die Meßdüsen.

2.3.6. Leitungsführung

Die Leitungen zu den Aufnehmern sollen leicht zu verlegen, also dünn und leicht biegsam sein. Allerdings sollte der Druckabfall auf den Leitungen klein sein, was mit dem kleinen Durchmesser im Widerspruch steht. Ein guter Kompromiß zwischen beiden Forderungen ist die Verwendung handelsüblichen Metallrohres von 2 mm Innen- und 3 mm Außendurchmesser. Bei laminarer Strömung und einem Massenfluß von 100 mg Luft pro Sekunde beträgt der Druckabfall bei 20 °C etwa 35 mbar/m und bei 800 °C etwa 85 mbar/m. In größerem Abstand vom Meßort ist die Temperatur meist niedrig, und es steht mehr Raum für die Verlegung zur Verfügung. Dort empfiehlt sich die Verwendung von Kunststoffrohren, die billiger und auch als Mehrfachleitungen, mit einem robusten Schutzmantel versehen, im Handel sind.

Treten am Meßort (etwa im Isolierbeton) höhere Temperaturen auf, so sollte die Versorgungsleitung möglichst ein längeres Stück in einem Bereich verlegt werden, in dem die gleiche Temperatur wie am Meßort zu erwarten ist. Dann ist das Arbeitsgas bereits vorgewärmt, wenn es in den Aufnehmer eintritt, und es werden störende Temperaturgradienten vermieden.

2.4. Meßtechnische Eigenschaften

Der automatische Kompensator wurde für einen Meßbereich des Massenflußverhältnisses \dot{m}_M/\dot{m}_0 von etwa 0,4 bis 2,8 ausgelegt. Mit anderen Düsen und Nadeln sind auch leicht andere Bereiche möglich. Die Kennlinie des Kompensators ist nichtlinear im Massenflußverhältnis, jedoch linear im Stellweg der Abgleichnadel.

Die Reproduzierbarkeit der Meßkette von der zu messenden Eingangsgröße bis zum elektrischen Ausgangssignal ist besser als $\pm 0,01\%$ vom Meßbereich bei gleichbleibenden Bedingungen.

Schwankungen des Versorgungsdruckes p_V um $\pm 0,1$ bar wirken sich um weniger als $\pm 0,007\%$ vom Meßbereich auf das Ausgangssignal aus.

Der Hilfsenergieverbrauch incl. Regler beträgt 0,4 bis 0,6 g Luft pro Sekunde bei einem Versorgungsdruck von ca. 10 bar (Volumenfluß etwa 330 bis 500 cm³/s unter Normalbedingungen).

Änderungen des Atmosphärendruckes p_U^* um $\pm 5\%$ ändern das Ausgangssignal um weniger als $\pm 0,06\%$ vom Meßbereich.

Der Einfluß der Umgebungstemperatur auf den Kompensatornullpunkt ist $\leq 0,04\%/K$ bezogen auf den Meßbereich und auf die Empfindlichkeit des Kompensators $\leq 0,07\%/K$. Die Ursache hierfür ist vor allem der Differentialtransformator-Wegaufnehmer, der die Stellung der Abgleichnadel in ein elektrisches Signal umwandelt. Hier sind weitere Verbesserungen möglich.

Der Temperatureinfluß auf die Aufnehmer hängt sehr vom Aufbau der Aufnehmer ab. Beispielhaft ist in Bild 2 - 11 die durch Temperaturänderung bewirkte scheinbare Wegänderung Δs an einem Wegaufnehmer für Temperaturen T bis 500 °C wiedergegeben, wobei verschiedene Drücke p_0^* vor den Kompensator Düsen eingestellt wurden. Diese Druckunterschiede, die in dieser Größe in der Praxis aufgrund der Druckregelung nicht auftreten können, wirken sich nur unwesentlich aus. Die

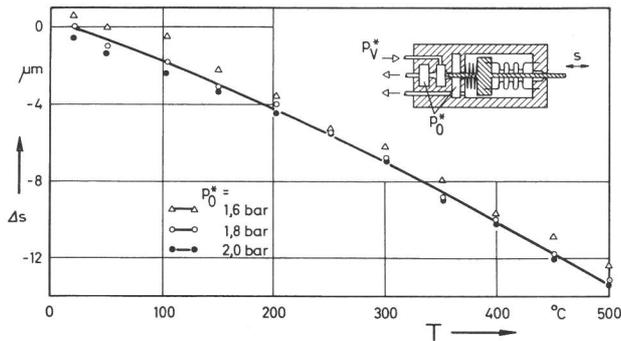


Bild 2-11:

Einfluß von Temperatur- und Druckänderungen bei einem Wegaufnehmer; Meßbereich 400 μm

scheinbare Wegänderung entspricht einem Temperaturgang des Aufnehmers von etwa - 0,006 %/K bezogen auf den Meßbereich. Die Hauptursache hierfür ist vermutlich darin zu suchen, daß Gehäuse und Taststift des Aufnehmers nicht aus derselben Materialprobe hergestellt wurden. Ein Unterschied in den thermischen Ausdehnungskoeffizienten von ca. $0,5 \cdot 10^{-6}$ /K reicht schon aus, um den beobachteten Temperaturgang hervorzurufen. An anderen Aufnehmern konnte ein Temperaturgang von $\leq 0,0015\%$ /K bezogen auf den Meßbereich beobachtet werden.

Die Einstellzeit des Meßsystems hängt stark von der Einstellung des Druckreglers im Kompensator und von der Leitungslänge zwischen Aufnehmer und Kompensator ab. Mit Kunststoff-Leitungen von 4 mm Innendurchmesser beträgt bei 10 m Länge die Einstellzeit ca. 15 bis 20 s. Bei großen Leitungslängen scheint das Verfahren mit direkter Massenflußmessung in Bezug auf die Einstellzeit vorteilhafter zu sein; sie betrug dabei mit 10 m Leitungslänge etwa 3 s.

Besonders wichtig ist das Langzeitverhalten des Meßsystems, insbesondere bei hohen Temperaturen. Hierzu können jedoch nur erste Ergebnisse mitgeteilt werden, bei denen die Versuchsbedingungen noch nicht ausreichend konstant gehalten werden konnten. Ein Driftversuch mit einem Wegaufnehmer über 20 Tage ergab bei 620 °C eine Schwankung der Anzeige um etwa $\pm 0,5\%$ vom Meßbereich, jedoch keine Anzeichen einer Drift. Sie konnte im wesentlichen auf Änderungen der Einspannung des Aufnehmers im Ofen und auf Änderungen der Umgebungstemperatur zurückgeführt werden. Bei diesem Versuch war der Wegaufnehmer über ein Gestänge mit einer Mikrometerschraube verbunden, die sich außerhalb des Ofens befand. Wegen dieser Mängel der Testeinrichtung wurde mit der Entwicklung eines Hochtemperatur-Weg-Stellgliedes begonnen, bei dem innerhalb des Ofens zwei definierte Anschläge angefahren werden können, so daß Änderungen des Nullpunktes und der Empfindlichkeit erfaßbar sind. Bild 2 - 12 zeigt den Aufbau dieser Vorrichtung. Über eine Leitung 1 wird der Metallbalg 2 an einen Überdruck bzw. einen Unterdruck geschaltet, wodurch er die mit dem Taststift 3 des Aufnehmers 4 verbundene Stange 5 an den linken Anschlag 6 bzw. an den rechten Anschlag 7 schiebt. Beide Anschläge bestehen aus Saphir-Lagersteinen 6, um Paarungen gleichen Materials und damit die Gefahr des Haftens zu vermeiden. Bei einer

Temperatur von 600 °C (800 °C) beträgt die Reproduzierbarkeit der beiden Endstellungen und des Stellweges $\pm 1 \mu\text{m}$ über einen Zeitraum von mehr als 20 Tagen (10 Tagen).

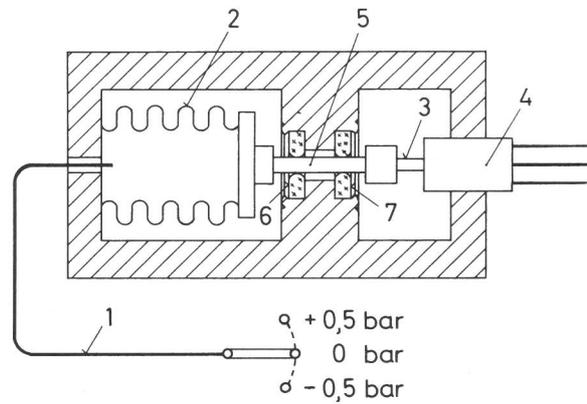


Bild 2-12:

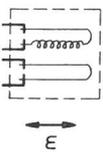
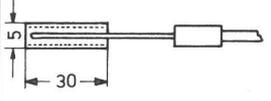
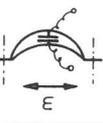
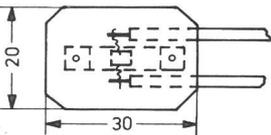
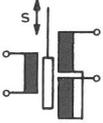
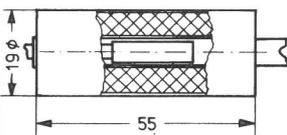
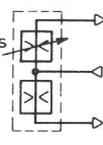
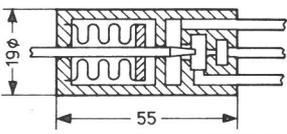
Weg-Stellglied zur Untersuchung des Langzeitverhaltens von Weg-Aufnehmern bei hoher Temperatur

- | | |
|-------------------------------|----------------|
| 1 Leitung | 5 Stange |
| 2 Metallbalg | 6, 7 Anschläge |
| 3 Taststift des Wegaufnehmers | 4 |

Das fluidische Meßsystem wurde zusammen mit elektrischen Verfahren über mehrere Jahre an einem Spannbeton-Reaktorbehälter-Modell praktisch erprobt. Darüber wird im Abschnitt 5 berichtet.

2.5. Vergleich mit anderen Meßsystemen und mögliche Anwendungsbereiche

Ein Aufnehmer des fluidischen Systems ist in Tabelle 2 - 2 zum Vergleich anderen Aufnehmern, die nach elektrischen Verfahren arbeiten, gegenübergestellt, wobei jedoch das charakteristische Verhalten bei hohen Temperaturen im Vordergrund steht. Hochtemperatur-Dehnungsmessstreifen gibt es in vollständig metallisch gekapselter Ausführung für Anwendungen bis über 600 °C, vgl. Abschnitt 3.1. Allerdings tritt bei höheren Temperaturen eine bei Langzeitmessungen störende Nullpunktdrift auf. Das kapazitive Meßprinzip wird für Aufnehmer zur Dehnungsmessung (s. Tabelle), zur Wegmessung und zur Messung anderer Größen benutzt. Es sind kapazitive Aufnehmer im Handel, die bei Temperaturen bis zu 600 °C für statische Messungen einsetzbar sein sollen, vgl. Abschnitt 3.3. Nachteilig ist, daß die Aufnehmer z. T. noch nicht gut geschützt sind, so daß sich unter schwierigen Anwendungsbedingungen Störungen ergeben können, z. B. durch Staub oder Nässe. Differentialtransformator-Wegaufnehmer sollen in einigen Ausführungen bis zu 600 °C einsetzbar sein, vgl. Abschnitt 3.2. Allerdings scheinen die magnetischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe bei höheren Temperaturen nicht genügend stabil zu sein, so daß dort Änderungen der Empfindlichkeit auftreten. Die Drift der fluidischen Aufnehmer konnte bisher noch nicht sehr genau ermittelt werden, weil die zur Verfügung stehende Meßeinrichtung zu große Schwankungen aufwies. Es zeigt sich jedoch insgesamt, daß die Stabilität der fluidischen Aufnehmer bei hoher Temperatur sehr gut ist, während bei den elektrischen Aufnehmern Änderungen der Leitfähigkeit, der Dielektrizitätskonstanten oder der magnetischen Permeabilität die Stabilität wesentlich beeinträchtigen können.

Meß - Prinzip	Symbol	Her- steller und Typ	Meß- bereich	maximale Betriebstemperatur		Nullpunktdrift innerhalb 10 Tagen		technische Ausführung (Maße in mm)
				stat. 1)	dyn.	unter 350 °C	über 350 °C	
Widerstands-DMS mit Platin-Wolfram-Meßdraht (durch Verschweißen voll- ständig gekapselt)		Microdot/ Ailtech SG 425	bei $\pm 2000 \mu\text{m/m}$ 3 bzw. 7 % Lin.-Fehler; (± 6000) $\mu\text{m/m}$	480 °C (510 bzw. 650 °C)	(815 bzw. 980 °C)	< ± 40 $\mu\text{m/m}$	bei 530 °C -150 $\mu\text{m/m}$	
Kapazitäts-DMS aus Nickellegierung mit Luftdielektrikum (nur mit Blechhaube abgedeckt)		Cerl- Planer Typ N	(± 5000) $\mu\text{m/m}$	(600 °C)	(650 °C)	bei 20 °C ($< \pm 5 \mu\text{m/m}$)	bei 600 °C ca. 200 $\mu\text{m/m}^2$; ($\pm 20 \mu\text{m/m}$)	
Differential-Transforma- tor - Wegaufnehmer (Spulengehäuse durch Verschweißen vollständig gekapselt)		Schae- vitz 101 XS- ZTR	bei $\pm 2,5 \text{ mm}$ $< \pm 0,5 \%$ Lin.-Fehler; bis (± 25) mm	450 °C (600 °C)	(600 °C)	< $\pm 0,3 \%$ vom Meß- bereich	über 450 °C irreversib- le Empfind- lichkeits- änderun- gen	
Fluidischer Düse-Nadel- Wegaufnehmer (vollständig gekapselt)		BAM HT-Aufn.	z. B. $\pm 400 \mu\text{m}$	> 800 °C	> 1000 °C	< $\pm 0,1 \%$ vom Meß- bereich	bei 620 °C $< \pm 0,5 \%$ vom Meß- bereich	

1) Meßfehler < 5% vom Meßbereich innerhalb von 10 Tagen
2) vgl. Abschn. 3.3
Werte in Klammern sind Herstellerangaben; sonstige Werte nach Messungen der Verfasser

Tabelle 2-2:

Vergleich von drei verschiedenen elektrischen Hochtemperatur-Aufnehmern mit einem fluidischen Weg-Aufnehmer

Die Ergebnisse unserer Untersuchungen weisen darauf hin, daß das fluidische Meßsystem derzeit am besten für statische Messungen bei hoher Temperatur geeignet ist. Der Einfluß von Kernstrahlung ist noch nicht untersucht worden. Es sprechen jedoch viele Gründe dafür, daß auch in dieser Hinsicht das fluidische Meßsystem anderen vorzuziehen ist. Aufgrund dieser Eigenschaften

ist zu erwarten, daß sich mit Hilfe des beschriebenen Meßsystems oder auch mit Hilfe anderer fluidischer Meßverfahren neuartige Lösungen von Meßproblemen in der Kerntechnik, im Hüttenwesen, in der chemischen Verfahrenstechnik und in anderen Bereichen finden lassen, wo hohe Temperatur und/oder intensive Kernstrahlung auftritt.

3. Aufbau, Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten wichtiger elektrischer Meßverfahren

3.1 Aufschweißbare, metallisch gekapselte Dehnungsmeßstreifen für hohe Temperaturen

(C. Amberg, N. Czaika)

3.1.1 Allgemeines

Zur Dehnungsmessung mit elektrischen Meßstreifen eignen sich (in der Reihenfolge steigender Temperatur) Meßdrahtlegierungen aus Kupfer-Nickel (Konstantan, Advance), Nickel-Chrom (Karma, Nichrome V), Platin-Wolfram und Eisen-Chrom-Aluminium (z. B. Armour) [3.1-1 bis 12].

Von den käuflich erhältlichen Hochtemperatur-DMS schienen die aufschweißbaren, metallisch vollständig gekapselten DMS der Firma Microdot (jetzt Ailtech) für Messungen an SBB am besten geeignet [3.1-13 bis 17]. Sie sind feuchtedicht, und vergleichende Vorversuche mit anderen aufschweißbaren DMS ergaben, daß sie auch thermisch erheblich stabiler sind [3.1-18 bis 20]. Sie sind nach Bild 3.1-1 aufgebaut. Eine dünne, ca. 2 x 16 mm lange Meßdrahtschleife befindet sich in einem Stahlröhrchen. Verdichtetes MgO-Pulver dient zur elektrischen Isolation und zur Dehnungsübertragung vom Röhrchen zum Meßdraht. Bei der Halbbrückenausführung (Bild 3.1-1) ist ein weiterer Draht als Blindwiderstand (dummy) derart gewandelt, daß er praktisch keine Dehnungen erfährt. Die dünnen Meßdrähte sind an ihren Enden dicker ausgeführt. Dort werden die Anschlußdrähte aus Kupfer bereits beim Hersteller angeschweißt.

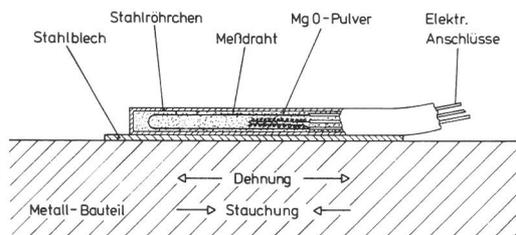


Bild 3.1-1:

Aufbau der metallisch gekapselten Hochtemperatur-DMS von Ailtech

Die DMS werden als vollständig gekapselte Meßwertempfänger mit Stahlrohr-ummanteltem Anschlußkabel vom Hersteller geliefert. Das Stahlröhrchen ist mit einer Schweißnaht auf einem dünnen, etwa 27 mm langen Stahlblech (Flansch) befestigt. Der Anwender hat den Flansch mit etwa 50 bis 100 Schweißpunkten mit Hilfe eines Widerstandsschweißgerätes auf dem Bauteil zu befestigen.

Wir untersuchten

einen Viertelbrückentyp mit NiCr-Meßdraht (SG125)

einen Halbbrückentyp mit NiCr-Meßdraht (SG325)

und einen Halbbrückentyp mit PtW-Meßdraht(SG425).

Die DMS-Typen mit thermisch vorbehandeltem NiCr-Meßdraht werden für statische Messungen bis 344 °C angeboten, die mit PtW-Meßdraht bis 510 °C. Alle drei Typen sollen dynamische Messungen bis 814 °C ermöglichen.

Zur Untersuchung ihres Temperatur-Zeit-Verhaltens wurden die DMS auf einem Biegebalken aus Nimonic 90 aufgeschweißt. Dieser Balken ist Teil einer Hochtemperatur-Dehnungsaufnehmer-Eichvorrichtung nach Rohrbach und Knublauch [3.1-10]. Er ist über flexible Leitungen mit einem Leistungstransformator verbunden, wird also unmittelbar vom durchfließenden Wechselstrom bis zu 1000 A erwärmt. Die Temperatur wird durch Phasenanschnittsteuerung des Stroms auf $\pm 0,3$ K bis 400 °C und ± 1 K bis 750 °C geregelt. Der Einstellfehler liegt bei ± 1 % der eingestellten Temperatur (°C) ± 3 K. Es lassen sich Temperaturen bis 750 °C, bei einer neueren Version bis 950 °C, erreichen. Zwei bewegliche und zwei festverankerte hochwarmfeste Kettenlager gestatten die Vorgabe einer definierten Durchbiegung nach oben oder unten, siehe Bild 3.1-2. Die DMS an der Balkenoberfläche können so um maximal ± 2000 $\mu\text{m/m}$ gedehnt bzw. gestaucht werden. Die Balkenbiegung wird mit einem Krümmungsmesser über drei Keramikstifte gemessen. Der Einstellfehler der Dehnung liegt bei ± 1 % der eingestellten Dehnung ± 4 $\mu\text{m/m}$, die zeitliche Änderung der eingestellten Dehnung ist z. B. nach Erreichen von 400 °C $< 0,5$ % innerhalb 5 min, danach Null; sie wird mit einem Fehler von ± 2 $\mu\text{m/m}$ gemessen.

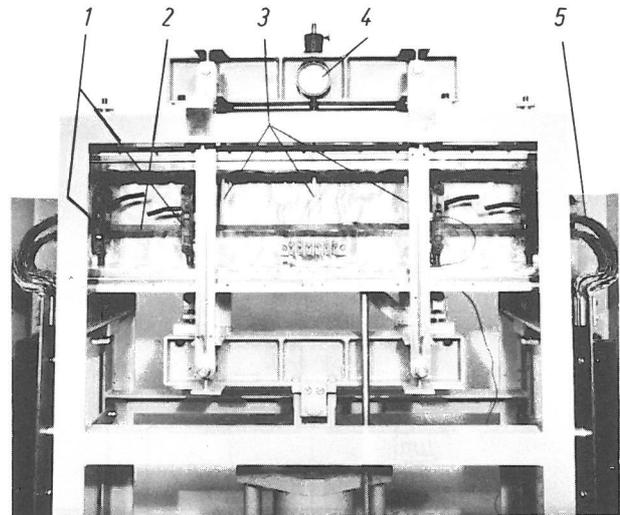


Bild 3.1-2:

Hochtemperatur-DMS-Eichvorrichtung mit 4 Kettenlagern (1) zur Biegung des Balkens (2), einem Krümmungsmesser mit keramischen Taststiften (3) und einer Meßuhr (4) sowie Stromzuführungen (5)

Zum Zeit-Temperatur-Verhalten von DMS sei über die allgemeinen Aussagen des Abschnitts 1.1, Bild 1-2, hinausgehend folgendes ausgeführt: Der Temperaturgang des Nullpunktes als scheinbare Dehnung ϵ_T (T = Temperatur) setzt sich in erster Näherung aus der Widerstandsänderung des Meßdrahtes mit der Temperatur und der Widerstandsänderung infolge der Differenz der Wärmeausdehnung zwischen Bauteil und Meßdraht zusammen.

Für die Temperaturänderung gilt

$$\epsilon_T = \frac{1}{k} [\alpha_R + k_D (\alpha_B - \alpha_M)] \Delta \vartheta \quad (3.1-1)$$

Dabei ist α_R der Temperaturkoeffizient des Widerstandes des Meßdrahtes, und α_B bzw. α_M sind die linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten des Bauteils bzw. des Meßdrahtes. k ist der k -Faktor des DMS bei Raumtemperatur und k_ϑ derjenige bei der Temperatur ϑ .

Die häufig gegebene Nichtlinearität des Temperaturganges des Nullpunktes ist in erster Linie darauf zurückzuführen, daß α_R temperaturabhängig ist, α_M und α_B sind zumeist weniger temperaturabhängig. -

Eine evtl. thermische Hysterese, ϵ_{TH} , dürfte primär auf einer Hysterese der Widerstandsänderung mit der Temperatur beruhen. Sie kann aber auch - zumindest teilweise - eine verkappte mechanische Hysterese infolge der thermisch bedingten mechanischen Beanspruchung des Meßdrahtes sein. Hinzu kommen noch evtl. mechanische Hystereseerscheinungen, die durch die mechanische Beanspruchung der Schweißpunkte infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnung zwischen Bauteil und Metallträger entstehen.

Eine evtl. Drift bei erhöhter Temperatur, ϵ_D , dürfte primär auf eine Zeitabhängigkeit des Temperaturkoeffizienten des Widerstands zurückzuführen sein; teilweise kann sie aber auch ein verkapptes Kriechen infolge der thermisch bedingten mechanischen Dehnung des DMS sein.

Das Kriechen ϵ_K ist kaum von der Nullpunktdrift ϵ_D zu trennen. Zweckmäßig ist es, zur Messung des Kriechens die mechanische Dehnung erst aufzubringen, wenn die Drift zu einem gewissen Stillstand gekommen ist.

3.1.2 Nullpunktänderungen

Der Temperaturgang des Nullpunktes ϵ_{Tt} (t als zeitliche Abhängigkeit), ist im Bild 3.1-3 für je ein typisches Exemplar der drei DMS-Typen SG125, 325 und 425 dargestellt. Er gilt auf Nimonic 90 für jeweils optimale Anpassung (s. u.). Die gebräuchlichen metallischen Werkstoffe unterscheiden sich nicht stark voneinander in der Nichtlinearität ihrer Wärmeausdehnung. Daher gelten die Kurven im Bild 3.1-3 praktisch allgemein für optimale Anpassung an die gebräuchlichen metallischen Werkstoffe. Sie sind aufnehmerspezifisch. Prinzipiell ist ein Unterschied zwischen dem Temperaturgang des ersten (I) und des zweiten (II) Wärmezyklus nach dem Aufschweißen zu erkennen. Das wird als Einlaufvorgang, vorwiegend in den Schweißpunkten, gedeutet. Bei den folgenden Zyklen wird dann der Temperaturgang des zweiten Zyklus gut reproduziert.

Die Anpassung des Nullpunkttemperaturganges an einen bestimmten Bauteilwerkstoff ist für DMS mit NiCr-Meßdraht und PtW-Meßdraht unterschiedlich. Für die NiCr-Typen SG 125 und SG 325 geschieht sie beim Hersteller durch Wärmebehandlung des Meßdrahtes. Es ist einleuchtend, daß diese Anpassung allmählich rückgängig gemacht wird, wenn der DMS später ähnlich hohen Temperaturen ausgesetzt ist. Man muß bei den NiCr-DMS mit einer Änderung des Nullpunkttemperaturganges rechnen, wenn man nur einige Tage lang über 320 °C mißt (siehe die Kurven III und IV im Bild 3.1-3).

Die Viertelbrücken-DMS SG 125 haben einen nichtlinearen Verlauf des Temperaturganges.

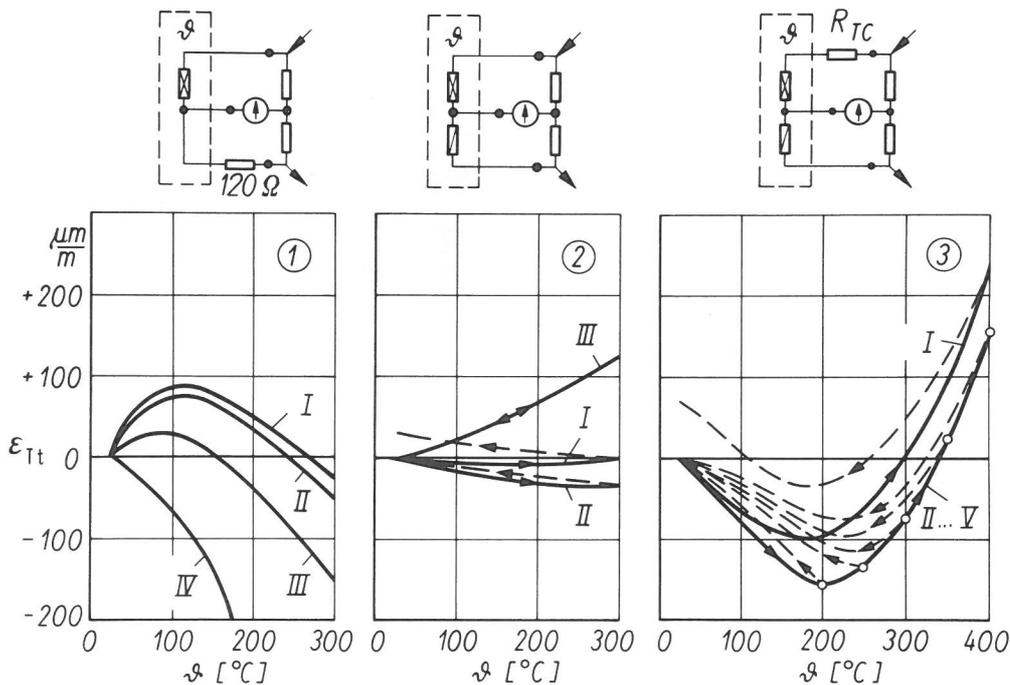


Bild 3.1-3: Nullpunkt-Temperaturgang von aufgeschweißten Hochtemperatur-DMS auf Nimonic 90 nach verschiedenen Einwirkungszeiten der Temperatur ϑ

- 1: NiCr-Viertelbrücken-DMS SG 125
- 2: NiCr-Halbbrücken-DMS SG 325
- 3: PtW-Halbbrücken-DMS SG 425

- I: erster Temperaturzyklus nach dem Aufschweißen; $\tau = 0$
- II: zweiter Temperaturzyklus n. dem Aufschweißen; $\tau \approx 0$
- III: nach $\tau = 1$ Woche bei $\vartheta = 280 \dots 350$ °C
- IV: nach $\tau = 1$ Tag bei $\vartheta = 400$ °C
- V: nach $\tau = 5$ Wochen bei $\vartheta = 300 \dots 510$ °C

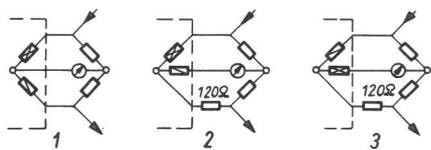
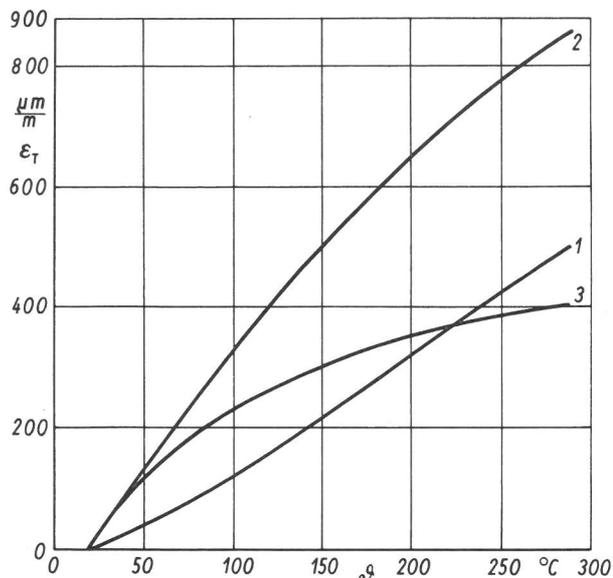


Bild 3.1-4:
Hochtemperatur-DMS-Halbbrücke SG 325 mit NiCr-Meßdraht auf Nimonic 90:

Nullpunkt-Temperaturgang der Halbbrücke (1), aktiven Viertelbrücke (2) und passiven Temperaturkompensations-Viertelbrücke (dummy, 3)

Der Temperaturgang der Halbbrücken-DMS SG 325 ist die Differenz seiner aktiven und passiven Viertelbrücke. Er hat einen angenähert linearen Verlauf und wird bei Anpassung des DMS an das Bauteilmaterial angenähert zu Null. Bild 3.1-4 zeigt die Viertel- und Halbbrückentemperaturgänge eines Exemplars SG 325. Bei gleichem Temperaturgang verschiedener Halbbrücken können die jeweiligen Viertelbrücken sehr unterschiedliche Temperaturgänge haben, siehe Bild 3.1-14.

Der PtW-Meßdraht des DMS-Typs SG 425 ist thermisch wesentlich stabiler. Daher ändert sich dessen Nullpunkttemperaturgang nicht, wenn der DMS mehrere Wochen lang Temperaturen zwischen 300 und 510 °C ausgesetzt ist (siehe Kurve V im Bild 3.1-3). Alle untersuchten Exemplare SG 425 hatten eine reproduzierbare thermische Hysterese, d. h. beim Erwärmen einen anderen Nullpunkttemperaturgang als beim Abkühlen. Es ist anzunehmen, daß beide Viertelbrückenarme dieses DMS-Typs eine relativ kleine Temperaturhysterese haben, was sich aber in der Halbbrückenschaltung (s. Bild 3.1-5) absolut stark bemerkbar macht, da der hier gemessene Temperaturgang eine kleine Differenz großer Viertelbrücken-Widerstandsänderungen (1/4 im Bild 3.1-5) ist: Die PtW-Legierung ändert ihren Widerstand um entsprechend ca. 65 μm/mK, so daß die hier bis 400 °C gemessene Hysterese von ca. 75 μm/m nur etwa 3 % des Temperaturganges eines Viertelbrückenarmes von ca. 25.000 μm/m ausmacht. So ist auch verständlich, daß der Temperaturgang der einzelnen PtW-DMS-Exemplare von der typischen Form in Bild 3.1-3 etwas abweichen kann.

Die Anpassung der PtW-DMS-Halbbrücken SG 425 an die Wärmeausdehnung des Bauteilmaterials geschieht durch Vorschalten eines Temperaturkompensationswiderstandes R_{TC} nach Bild 3.1-5. Er hat Raumtemperatur und verringert den K-Faktor derjenigen Viertelbrücke des DMS, der er vorgeschaltet ist. Nach Gl (3.1-1) wird der Nullpunkttemperaturgang $\epsilon_T (1/2)$ der Halbbrückenschaltung ohne R_{TC}

$$\epsilon_T \left(\frac{1}{2} \right) = \frac{1}{K} [(\alpha_{Ra} - \alpha_{Rd}) + k_g (\alpha_B - \alpha_M)] \cdot \Delta\vartheta, \quad (3.1-2)$$

wenn der DMS auf dem Bauteil befestigt ist.

Dabei sind:

$\frac{1}{K} (\alpha_{Ra} - \alpha_{Rd}) \cdot \Delta\vartheta$ die ϵ -Anzeige infolge der unterschiedlichen Widerstandsänderungen mit der Temperatur von aktivem und passivem (dummy) Viertelbrückenmeßdraht,

$\frac{k_g}{K} (\alpha_B - \alpha_M) \cdot \Delta\vartheta$ die ϵ -Anzeige infolge der unterschiedlichen Wärmeausdehnungen des Bauteils und des aktiven Viertelbrückendrahtes. Es wird dabei angenommen, daß sich die gewendelte passive Viertelbrücke unabhängig vom Bauteilmaterial ausdehnt.

$\epsilon_T (1/2)$ ist stark exemplarabhängig und kann zu einer minimalen Abweichung von Null optimiert werden, etwa zum Verlauf der Kurve 5 in Bild 3.1-5. Ist $\epsilon_T (1/2)$ positiv, so wird der Widerstand R_{TC} vor die aktive Viertelbrücke geschaltet. Dann verringert sich deren

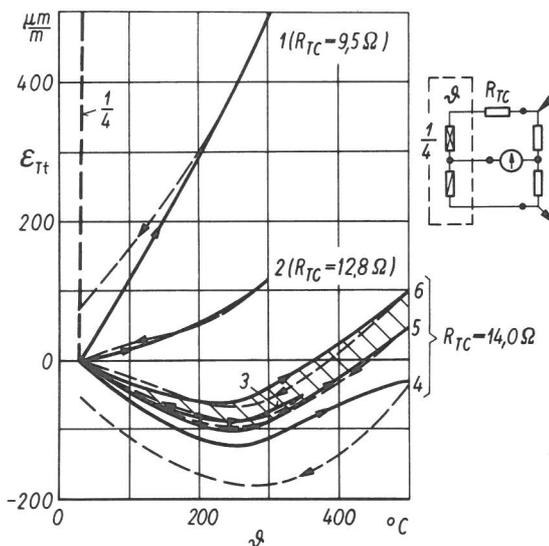


Bild 3.1-5:

Nullpunkt-Temperaturgang eines aufgeschweißten HT-DMS SG 425 mit PtW-Meßdraht:

Einfluß des R_{TC} -Widerstandswertes und Verhalten nach längerer, wechselnder Beanspruchung

- 1, 2 und 3: $\tau \approx 0$, Optimierung des R_{TC} -Wertes nach dem Aufschiessen
- 4: nach $\tau = 7$ Wochen bei $\vartheta = 300 \dots 600$ °C und nach ca. 30 Lastwechseln ± 1500 μm/m
- 5, 6: Bereich des Temperaturverlaufs nach 4
- 1/4: Temperaturgang der aktiven Viertelbrücke

k-Faktor zu

$$k_{TC} = k \cdot \frac{R}{R + R_{TC}} \quad (3.1-3)$$

mit R ($\approx 120 \Omega$) als Widerstand der aktiven Viertelbrücke. Mit Gl. (3.1-2) wird der optimierte Nullpunkttemperaturgang ϵ_T (TC) :

$$\epsilon_T (TC) = \frac{1}{k} \left[\frac{k_{TC}}{k} \cdot \alpha_{Ra} - \alpha_{Rd} \right] + \frac{k_{TC}}{k} \cdot k_{\vartheta} (\alpha_B - \alpha_M) \cdot \Delta \vartheta, \quad (3.1-4)$$

und es gilt für den aktiven Viertelbrückenmeßdraht: Sowohl die Widerstandsänderung mit der Temperatur als auch die thermische Ausdehnungsdifferenz zur Bauteil-Dehnung werden durch Vorschalten des Widerstandes R_{TC} in der Halbbrückenschaltung nach Bild 3.1-5 geringer bewertet.

Obwohl $\epsilon_T(1/2)$ mehr als das Doppelte des Meßbereichs betragen kann (z. B. $+4500 \mu\text{m}/\text{m}$), läßt sich der Nullpunkttemperaturgang der PtW-DMS SG 425 mit einem relativ kleinen Vorwiderstand R_{TC} optimieren. Das erklärt sich aus dem oben erwähnten sehr großen Temperaturkoeffizienten des Widerstandes des Meßdrahtes. Der R_{TC} -Wert liegt nach Herstellerangaben und nach unserer Erfahrung zwischen 0 und 20Ω für Bauteile aus Nickel-Chrom-Legierungen oder hochlegiertem Stahl. Entsprechend verringert sich der k-Faktor der DMS nach Gl. (3.1-3) um 0 bis ca. 15 %. Aus Bild 3.1-5 ist die Wirkungsweise der R_{TC} -Optimierung ersichtlich (Kurven 1, 2 und 3). Danach sollte der R_{TC} -Wert mit einem Fehler $< 0,1 \Omega$ bestimmt werden. Weiteres dazu in Abschnitt 3.1.4.

Auch die gute Reproduzierbarkeit des optimierten Temperaturganges zeigt Bild 3.1-5: Selbst nach siebenwöchiger Temperatureinwirkung bis $600 \text{ }^\circ\text{C}$, davon eine Woche lang über der angegebenen Grenztemperatur für statische Messungen von $510 \text{ }^\circ\text{C}$, wurde ein nur wenig abweichender Temperaturgang gemessen (Kurve 4). Sein Verlauf war von den zwischenzeitlichen Vorgängen (Empfindlichkeits- und Kriechmessungen) bei anderen Temperaturen stark beeinflusst. Später hatte der Nullpunkttemperaturgang dieses DMS-Exemplars innerhalb einer Schwankungsbreite von $\pm 30 \mu\text{m}/\text{m}$ bis $500 \text{ }^\circ\text{C}$ wieder den Anfangsverlauf (Kurven 5 und 6).

Die Nullpunktdrift nach Erreichen einer konstanten Temperatur ist zu Beginn wenig reproduzierbar und unter anderem von der vorangegangenen mechanischen Belastung des DMS abhängig. Es handelt sich hier um ein Nachkriechen. So kann zunächst eine Nullpunktverschiebung in entgegengesetzter Richtung auftreten. Nach einigen Stunden bis zu einem ganzen Tag driftet der DMS dann etwa so, wie ein vorher unbelasteter. Da diese Nullpunktverschiebung definitionsgemäß als Nullpunktdrift gewertet wird, ist in den Driftdiagrammen (Bild 3.1-6 und 7) zur Berücksichtigung der stark streuenden Drifterscheinungen infolge vorheriger mechanischer Belastungen ein Streubereich von $\pm 50 \mu\text{m}/\text{m}$ angegeben. Eindeutig als solche erkennbare Driften liegen außerhalb dieses Bereichs. Sie sind als Kurven wiedergegeben.

Im Bild 3.1-6a ist die typische Nullpunktdrift der NiCr-DMS SG 125 dargestellt. Bei einer Meßzeit bis zu 5 Tagen ist unterhalb $280 \text{ }^\circ\text{C}$ keine Drift erkennbar. Darüber steigt die Drift mit der Temperatur stark an.

Bild 3.1-7a zeigt die typische Nullpunktdrift der PtW-DMS SG 425. Bis zu 15 Tagen Meßzeit ist unterhalb $300 \text{ }^\circ\text{C}$ keine Drift erkennbar. Darüber wird die Drift allmählich mit der Temperatur größer. In 5 Tagen driftet ein SG 425 bei $510 \text{ }^\circ\text{C}$ (Grenztemperatur für statische Messungen) etwa so stark wie ein SG 125 bei $300 \text{ }^\circ\text{C}$.

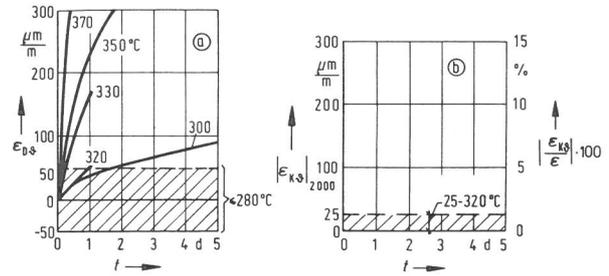


Bild 3.1-6: Typische zeitliche Änderungen der NiCr-DMS SG 125 bei konstanten Temperaturen auf Nimonic 90
a: Nullpunktdrift, b: Kriechen bei $\epsilon = \pm 2000 \mu\text{m}/\text{m}$

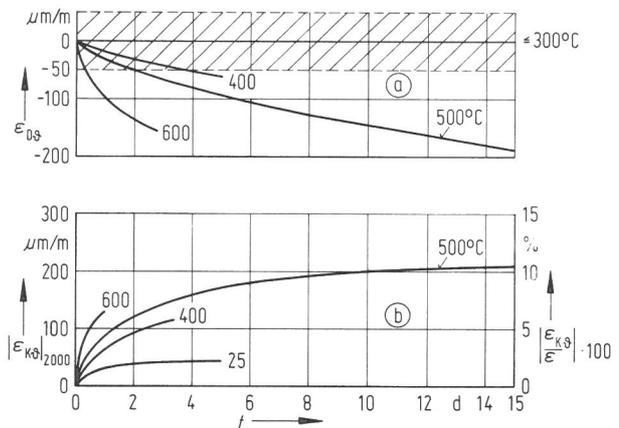


Bild 3.1-7: Typische zeitliche Änderungen der PtW-DMS SG 425 bei konstanten Temperaturen auf Nimonic 90
a: Nullpunktdrift, b: Kriechen bei $\epsilon = \pm 2000 \mu\text{m}/\text{m}$

Daraus ergeben sich die folgenden Grenztemperaturen für statische Messungen:

Tabelle 3.1-1: Grenztemperaturen für statische Messungen

Zulässiger Driftfehler	Meßzeit		
	5 Tage		15 Tage
	SG 125	SG 425	SG 425
$\pm 50 \mu\text{m}/\text{m}$	$280 \text{ }^\circ\text{C}$	$350 \dots 370 \text{ }^\circ\text{C}$	$300 \dots 350 \text{ }^\circ\text{C}$
$\pm 100 \mu\text{m}/\text{m}$	$300 \text{ }^\circ\text{C}$	$510 \text{ }^\circ\text{C}$	$350 \dots 400 \text{ }^\circ\text{C}$

3.1.3 Empfindlichkeitsänderung und Kriechen

Die typische Kennlinie für alle 3 DMS-Typen geht aus Bild 3.1-8 hervor. Bei Erstbelastung nach dem Aufschweißen sowie nach dem Wechsel der Belastungsrichtung ist die Kennlinie nichtlinear und hysteresebehaftet. Alle folgenden Belastungszyklen in der gleichen Richtung sind besser linear und reproduzierbar. Sie haben eine kleinere Hysterese und zeigen keine bleibende Dehnung nach Entlastung. Ein ähnlicher Unterschied zwischen erster und zweiter Belastung in gleicher Richtung tritt nach längerer Temperatureinwirkung auf. Die Kennlinie wird mit steigender Temperatur flacher. Sie behält aber ihre Form weitgehend bei, was Nichtlinearität und Hysterese betrifft.

Die relative Änderung der Empfindlichkeit mit der Temperatur ist in Bild 3.1-9 als K/K_0 aufgetragen. Sie entspricht für alle drei DMS-Typen im wesentlichen den Herstellerangaben und ist gut reproduzierbar. Eine zeitliche Änderung der Empfindlichkeit wurde nicht festgestellt.

Das Kriechen der DMS wurde bei einer Dehnung von +1500 bzw. +2000 $\mu\text{m}/\text{m}$ gemessen. Die NiCr-DMS kriechen dabei nicht innerhalb einer Fehlergrenze +25 $\mu\text{m}/\text{m}$, d. h. innerhalb 1 bis 2 % des Dehnungswertes. Das wurde für alle Temperaturen von 25 bis 320 °C festgestellt (siehe Bild 3.1-6b).

Die PtW-DMS SG 425 kriechen bereits bei Raumtemperatur stark, siehe Bild 3.1-7. Dieser Effekt verstärkt sich noch mit steigender Temperatur. Für eine Dehnung $\epsilon = 2000 \mu\text{m}/\text{m}$ haben Driften und Kriechen bei z. B. 500 °C etwa den gleichen Betrag innerhalb der ersten 15 Tage. Das geht aus dem Vergleich von Bild 3.1-7a und b hervor. Da das Kriechen dem Driften überlagert ist, stellt sich für $\epsilon = -2000 \mu\text{m}/\text{m}$ und z. B. 500 °C nach anfänglichem Überwiegen des Kriechens für einige Tage ein konstanter Dehnungswert ein. Wenn das Kriechen weiter abgeklingen ist, überwiegt später das Driften.

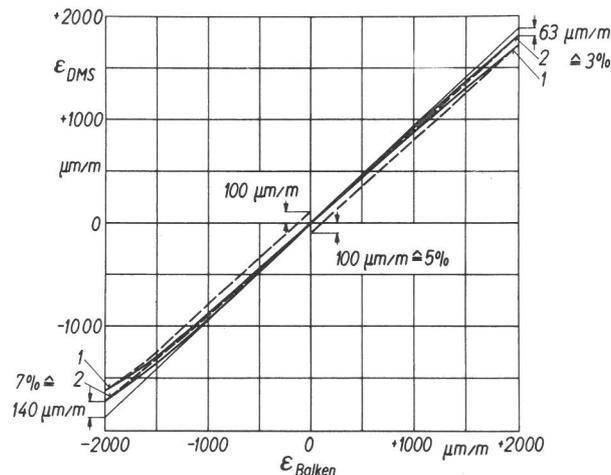


Bild 3.1-8:

Typische Kennlinie eines aufgeschweißten HT-DMS (hier SG 325): Ausgangsgröße ϵ_{DMS} als Funktion der aufgetragenen Dehnung ϵ_{Balken}

1: erste Belastung nach Wechsel der Belastungsrichtung
2: folgende Belastungen in der gleichen Richtung

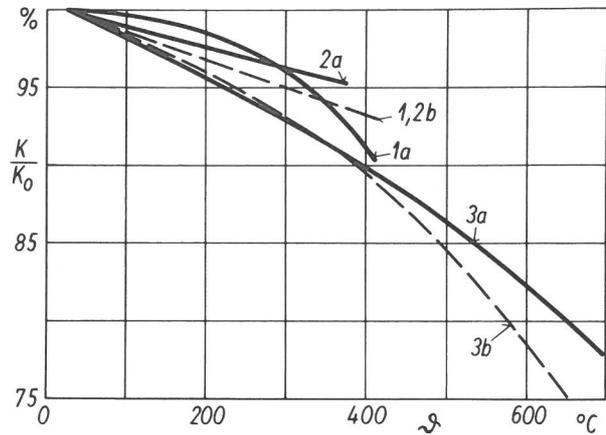


Bild 3.1-9:

Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit von aufgeschweißten HT-DMS

K_0 = k-Faktor bei Raumtemperatur

a = gemessen

b = Herstellerangabe

1: NiCr-Viertelbrücken-DMS SG 125

2: NiCr-Halbbrücken-DMS SG 325

3: PtW-Halbbrücken-DMS SG 425

3.1.4 Zur Vorherbestimmung des Temperaturganges

des DMS-Nullpunktes mit einer Klemmvorrichtung

Der Hersteller kann die DMS an die Wärmeausdehnung des Bauteilmaterials des Anwenders anpassen. Dabei entstehen einerseits Exemplarstreuungen, andererseits können Fehlanpassungen an den thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_B des Bauteilmaterials vorkommen. Ursachen dafür sind beispielsweise die ungenaue Bestimmung von α_B oder die Verwendung unterschiedlicher Chargen einerseits für die Materialprobe zur Anpassung beim Hersteller und andererseits für das Bauteil. Dann sind die Kurven im Bild 3.1-3 einem nahezu linearen Anteil überlagert. Bereits eine Fehlanpassung von 0,5 $\mu\text{m}/\text{mK}$ verschiebt diese Kurven um ca. 150 $\mu\text{m}/\text{m}$ bei 320 °C.

Noch größere Fehler sind bei Verwendung eines anderen Bauteilmaterials zu erwarten, wenn auf dessen α_B umgerechnet wird.

Es ist daher sinnvoll, den Nullpunkt-Temperaturgang der DMS auf einem Stück Bauteilmaterial vorherzubestimmen, das aus der Charge des Bauteils stammt. Das kann prinzipiell durch Aufschweißen der DMS erfolgen. Nach [3.1-20] werden dabei die PtW-DMS SG 425 mit möglichst wenigen Schweißpunkten befestigt. Nach der R_{TC} -Optimierung und Bestimmung des Nullpunkttemperaturganges werden sie wieder abgetrennt, indem die Schweißpunkte abgesichert werden. Die Flanschbleche werden dabei an einigen Stellen zerstört; sie sollen aber noch für die endgültige Schweißbefestigung auf dem Bauteil geeignet sein. Diese Methode könnte den Vorteil haben, daß auch die Kennlinie der einzelnen Exemplare auf einer Einrichtung nach [3.1-10] vorherbestimmt werden kann. Es ist auch denkbar, eine voraussehbare mechanische, thermische und zeitliche Belastung des Bauteils zu simulieren und das Verhalten der DMS zu messen. Die Aussagekraft dieser Vorherbestimmungsmöglichkeiten hängt aber von der Übertragbarkeit in den endgültig geschweißten Zustand ab. Diese ist in Frage gestellt, weil einerseits die DMS zur Schonung der Flansche mit nur möglichst wenig Schweißpunkten

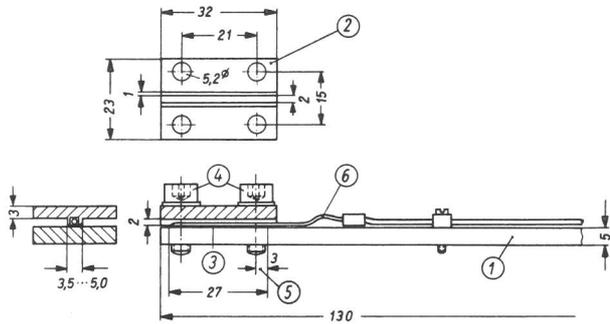


Bild 3.1-10:

Klemmvorrichtung für aufschweißbare Hochtemperatur-DMS zur Vorherbestimmung des Temperaturganges

- 1 Grundbalken, 2 Klemmstück, 3 DMS-Flansch,
- 4 Schrauben M 5, 5 Krafteinleitungszonen,
- 6 DMS-Röhrchen

befestigt sind (evtl. schlechtere Dehnungsübertragung, größeres Kriechen usw.) und weil andererseits beim Abtrennen große mechanische Beanspruchungen des DMS-Röhrchens auftreten können, die einige der gemessenen Eigenschaften zu verändern vermögen. Eine Klärung dieser Fragen ist vorgesehen.

Eine zerstörungsfreie Vorherbestimmung des Nullpunkttemperaturganges der aufschweißbaren DMS ist in einer Klemmvorrichtung nach Bild 3.1-10 möglich. In ihr wird der DMS 6 zwischen der Grundplatte 1 und dem Klemmstück 2 eingeklemmt. 1 und 2 sind aus Bauteilmaterial gefertigt. Die Kraft der 4 Schrauben 4 verhindert das Rutschen des DMS-Flansches beim Erwärmen. Dabei gleicht die elastische Verformung des Klemmstücks 2 Ausdehnungsdifferenzen der Schrauben und des Bauteilmaterials weitgehend aus. Die Haftreibung muß auch bei Maximaltemperatur so groß sein, daß dem relativ steifen DMS die Wärmedehnung des Bauteilmaterials aufgezwungen wird. Mehrere Klemmvorrichtungen aus Nimonic 90 sowie aus einem Dichthautstahl wurden bis 600 °C erfolgreich eingesetzt.

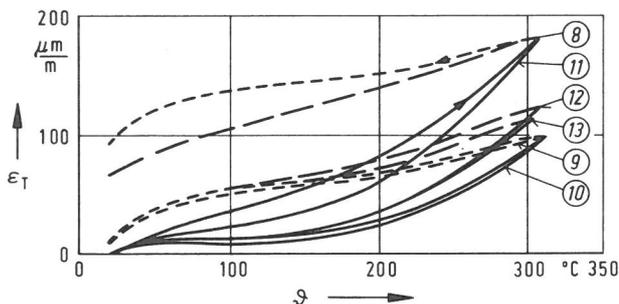


Bild 3.1-11:

Nullpunkttemperaturgang eines PtW-DMS SG 425:
Zur Reproduzierbarkeit der Vorherbestimmung in einer Klemmvorrichtung

Die bisher vorherbestimmten Temperaturgangkurven waren auch nach wiederholtem Einspannen bis 320 °C innerhalb + 25 μm/m reduzierbar. Nach Bild 3.1-11 sind für einen PtW-DMS jeweils der erste (Kurven 8 bzw. 11) und die folgenden Wärmezyklen (Kurven 9, 10 bzw. 12, 13) nach dem Festklemmen innerhalb kleiner Fehlergrenzen gleich.

Für die Bestimmung des Temperaturkompensationswiderstandes R_{TC} der DMS SG 425 wurde eine rationelle Methode erprobt, wie sie auch in [3.1-20] vorgeschlagen wird, siehe Bild 3.1-12. Für das Prinzip ist es gleichgültig, ob der DMS mit dem Bauteilmaterial durch Schweißen oder Klemmen verbunden ist. R_{TC} und R_{Bal} werden bei jeder Temperaturstufe schrittweise um den gleichen Wert geändert. So erhält man für jedes DMS-Exemplar eine Schar von Temperaturgangkurven mit R_{TC} als Parameter (die relativ kleinen Anzeigesprünge zwischen den einzelnen R_{TC} -Werten bei Raumtemperatur werden zu Null korrigiert). Der optimale R_{TC} -Wert läßt sich daraus leicht bestimmen.

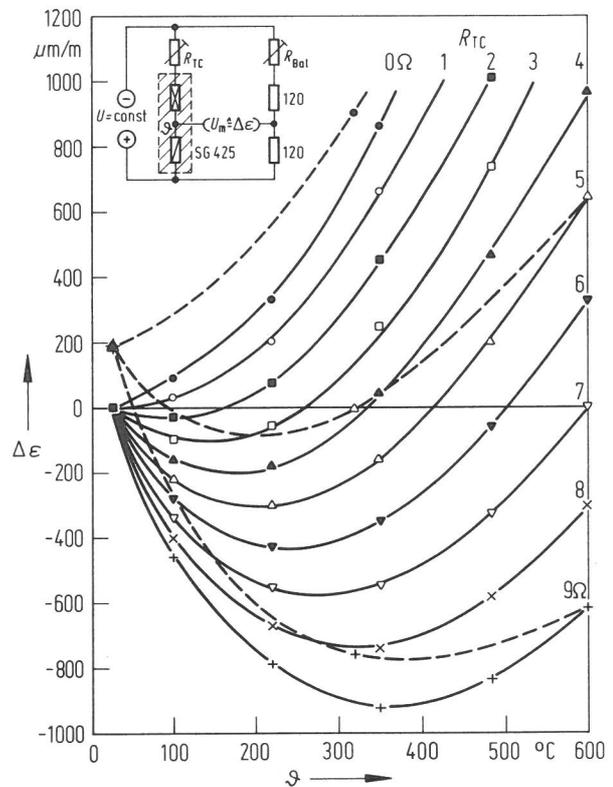


Bild 3.1-12:

Zur Ermittlung des R_{TC} -Wertes für die PtW-DMS SG 425

Die Übertragbarkeit des Temperaturganges vom geklemmten zum geschweißten Zustand des DMS zeigen die Bilder 3.1-13 und 3.1-14. Nach Bild 3.1-13 gelang die Vorherbestimmung bis 300 °C für einen NiCr-Halbbrücken-DMS SG 325 mit einem Fehler von + 10 μm/m, für einen PtW-DMS SG 425 mit einem Fehler von + 20...40 μm/m. Ähnlich war es bei anderen untersuchten DMS-Exemplaren.

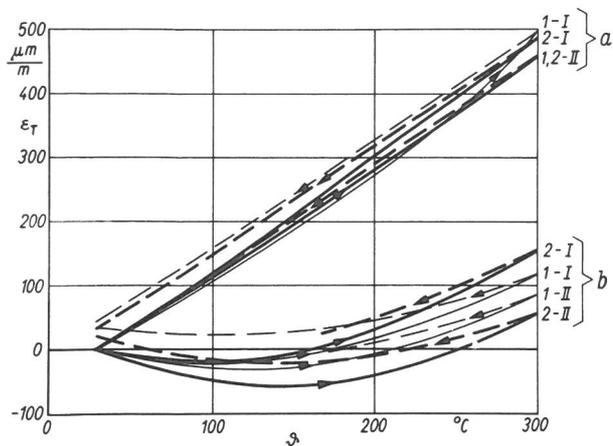


Bild 3.1-13:

Vergleich der Temperaturgangmessungen im geklemmten (1) und im geschweißten (2) Zustand auf Nimonic 90

a: NiCr-Halbrücken-DMS SG 325

b: PtW-Halbrücken-DMS SG 425

I: Erster Temperaturzyklus nach dem Einspannen bzw. Aufschweißen

II: folgende Temperaturzyklen

Im Bild 3.1-14 sind die geklemmten (c) und geschweißten (w) Temperaturgänge eines DMS des Typs SG 325 aufgetragen. Dabei wurden die aktive und die passive sowie die Halbrücke getrennt gemessen. Hier zeigt die Halbrücke bei 300 $^{\circ}C$ im geschweißten Zustand ca. 150 $\mu m/m$ mehr an, als im geklemmten. Das ist die größte bisher gemessene Abweichung. Die Reproduzierbarkeit der Messungen mit Klemmvorrichtungen und die Übertragbarkeit des Nullpunkttemperaturganges vom geklemmten zum geschweißten Zustand bis 600 $^{\circ}C$ wird z. Zt. an weiteren Exemplaren untersucht. Das geschieht im Rahmen der Langzeituntersuchungen an 12 DMS SG 125 und 12 DMS SG 425. Dabei sollen vor allem das Driften und Kriechen bei verschiedenen Temperaturen über mehrere Monate festgestellt werden. Außerdem werden Kennlinie und Nullpunkttemperaturgang nach längerer Temperatureinwirkung gemessen.

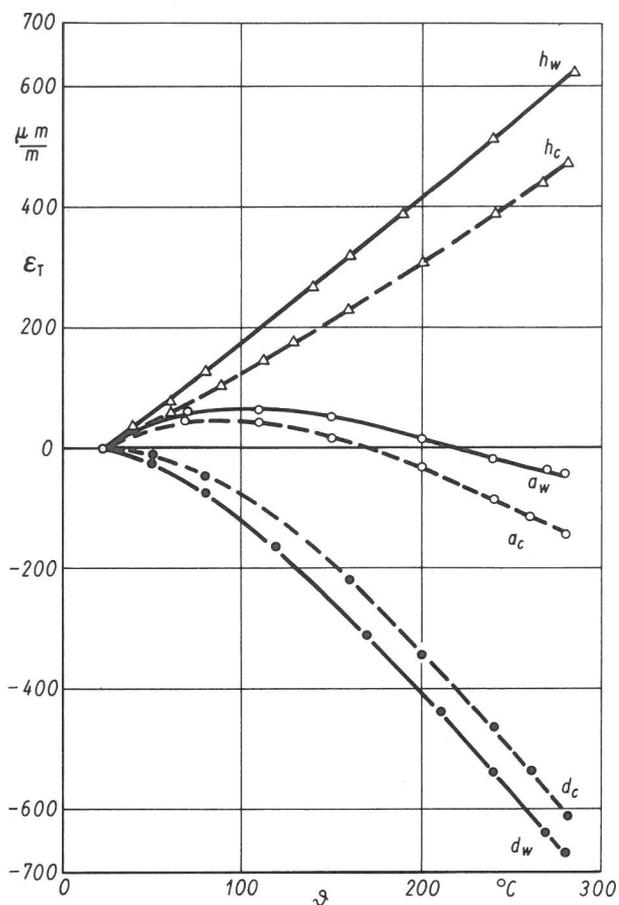


Bild 3.1-14:

DMS SG 325 im geklemmten (c) und geschweißten (w) Zustand:

Temperaturgang der Halbrücke (h), aktiven Viertelbrücke (a) und passiven Viertelbrücke (dummy, d)

3.2 Induktive und Transformator-Wegaufnehmer für hohe Temperaturen

(C. Amberg, N. Czaika)

3.2.1 Allgemeines

Als induktive und Transformator-Wegaufnehmer für hohe Temperaturen mit metallisch vollständig gekapselten Spulen, die zum Einsatz am SBB besonders geeignet erscheinen, werden die in Bild 3.2-1 schematisch dargestellten Aufnehmerarten angeboten, s. a. [3.2-1]:

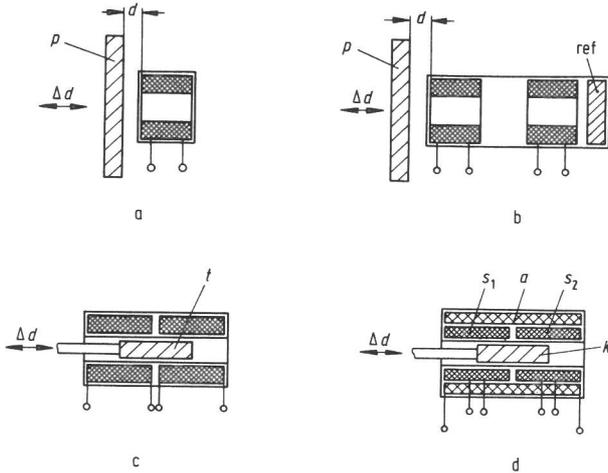


Bild 3.2-1:

Arbeitsweise einiger elektrischer Wegaufnehmer für hohe Temperaturen:

- a) berührungslos arbeitender induktiver Aufnehmer mit Einzelspule
- b) Doppelspule mit Referenzplatte (ref)
- c) induktiver Differential-Tauchankeraufnehmer
- d) Differentialtransformator-Aufnehmer

a, b): Berührungslos arbeitende induktive (Annäherungs-) Aufnehmer. Die Viertelbrückenausführung (a) enthält eine Spule, deren Induktivität sich ändert, wenn sich der Abstand d zwischen der Spule und einer Platte p aus geeignetem Material ändert. Verwendet man eine elektrisch leitende, aber nicht magnetisierbare Platte, so wird die Spuleninduktivität mit der Annäherung an die Platte kleiner, und zwar durch Flußverdrängung infolge der vom Wechselstrom durch die Spule in der Platte induzierten Wirbelströme. Verwendet man weichmagnetisches Plattenmaterial, so vergrößert sich die Spuleninduktivität bei Annäherung an die Platte infolge einer Konzentration des magnetischen Flusses. 4 Exemplare einer solchen Viertelbrückenausführung wurden untersucht. Die Kennlinie der Aufnehmer ist nichtlinear. Die Halbbrückenausführung nach Bild 3.2-1 b enthält 2 Spulen und eine Referenzplatte ref . Sie sollte aus dem gleichen Material bestehen wie die Platte p , um eine möglichst weitgehende Störgrößenkompensation zu ermöglichen. Derartige Aufnehmer sollen bei Temperaturen bis etwa $600\text{ }^\circ\text{C}$ und unter Kernstrahlung bei Dosen bis $8 \cdot 10^{19}$ nvt einsetzbar sein. Es sind Anpasser mit Linearisierung erhältlich [3.2-2].

c) Induktiver Differential-Tauchanker-Wegaufnehmer. Er enthält 2 Spulen in Halbbrückenordnung oder 4 Spulen in Vollbrückenordnung. Der Tauchanker t besteht aus weichmagnetischem Material. Wird er aus der Mittellage verschoben, so vergrößert er die Induktivität derjenigen Spule, zu der er bewegt wird. Die andere Spule verringert ihre Induktivität um das gleiche Maß. Die Induktivitätsänderung wird in einer Brückenschaltung gemessen. Die Kennlinie solcher Aufnehmer ist im jeweils angegebenen Meßbereich hinreichend linear. 2 Ausführungen werden z. Z. untersucht.

d) Differentialtransformator-Wegaufnehmer. Er enthält eine Primärspule a und zwei Sekundärspulen s_1 und s_2 . Wird der weichmagnetische Kern k aus der Mittellage zur Spule s_1 hin verschoben, so vergrößert sich die transformatorische Kopplung zwischen a und s_1 . In gleichem Maß verringert sich die Kopplung zwischen a und s_2 . Die Aufnehmer werden in Vollbrückenschaltung mit der Primärspule an der Speisespannung und den gegeneinander geschalteten Sekundärspulen am Verstärkereingang betrieben. So erhält man in Kernmittellage die Sekundärspannung Null. Die Kennlinie ist in beiden Verschiebungsrichtungen gut linear. 3 Ausführungen wurden, 2 werden z. Z. untersucht.

Für die Untersuchung des Temperatur-Zeitverhaltens der Hochtemperatur-Wegaufnehmer wurden die in Bild 3.2-2 schematisch dargestellten Testvorrichtungen zur definierten Wegvorgabe erstellt. Die Annäherungs-Auf-

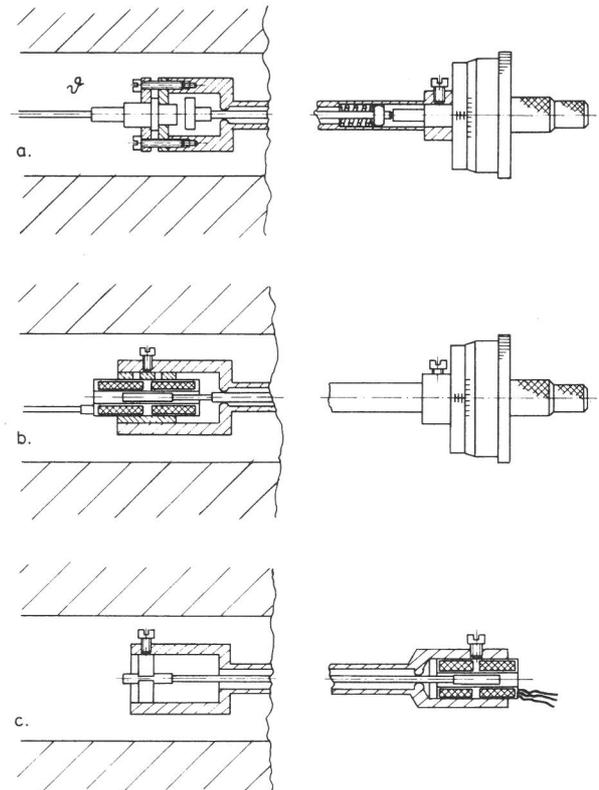


Bild 3.2-2:

Testvorrichtung zur Untersuchung von Hochtemperatur-Wegaufnehmern, die berührungslos (a) oder mit beweglichem Kern (b) arbeiten. Messung der Eigenschaften der Testvorrichtung nach c

nehmer werden an den Spannkopf angeflanscht (a). Die Aufnehmer mit beweglichem Kern bzw. Anker werden über 3 federnde Lappen einer speziellen Zwischenbuchse ringförmig in den Spannkopf eingespannt, siehe b sowie Bild 3.2-10. Sie sind damit in der Symmetrieebene der Spulen fixiert. So kann sich das Spulengehäuse bei Erwärmung nach beiden Enden hin axial ausdehnen. Der Spannkopf befindet sich in einem Rohrofen. Er ist über eine Rohrverbindung mit einer Meßschraube außerhalb des Ofens verbunden. Der verschiebbare Teil der Meßanordnung (Platte oder Kern) wird über eine Stange von der Meßschraube bewegt.

Die Eigenschaften dieser Testvorrichtungen wurden nach Bild 3.2-2 c bestimmt. Dabei wurde der sonst bewegliche Teil fest eingespannt, z. B. in Kernmitte. Die Verschiebungen der Stange gegen das Rohr wurden außerhalb des Ofens mit einem elektrischen Wegaufnehmer gemessen. So erhielten wir den Temperaturgang jeder Testvorrichtung in Mittelstellung der Stange, mit dem der Nullpunkt-Temperaturgang der Aufnehmer zu korrigieren ist. Diese Korrektur ist einschließlich des Meßschraubenfehlers mit $\pm 0,5 \mu\text{m}/100 \text{ }^\circ\text{C} \pm 1 \mu\text{m}$ möglich. Ein zeitliches Driften der Testvorrichtungen wurde bis $550 \text{ }^\circ\text{C}$ nicht festgestellt.

Mit diesen Vorrichtungen lassen sich folgende Aufnehmer-Eigenschaften messen:

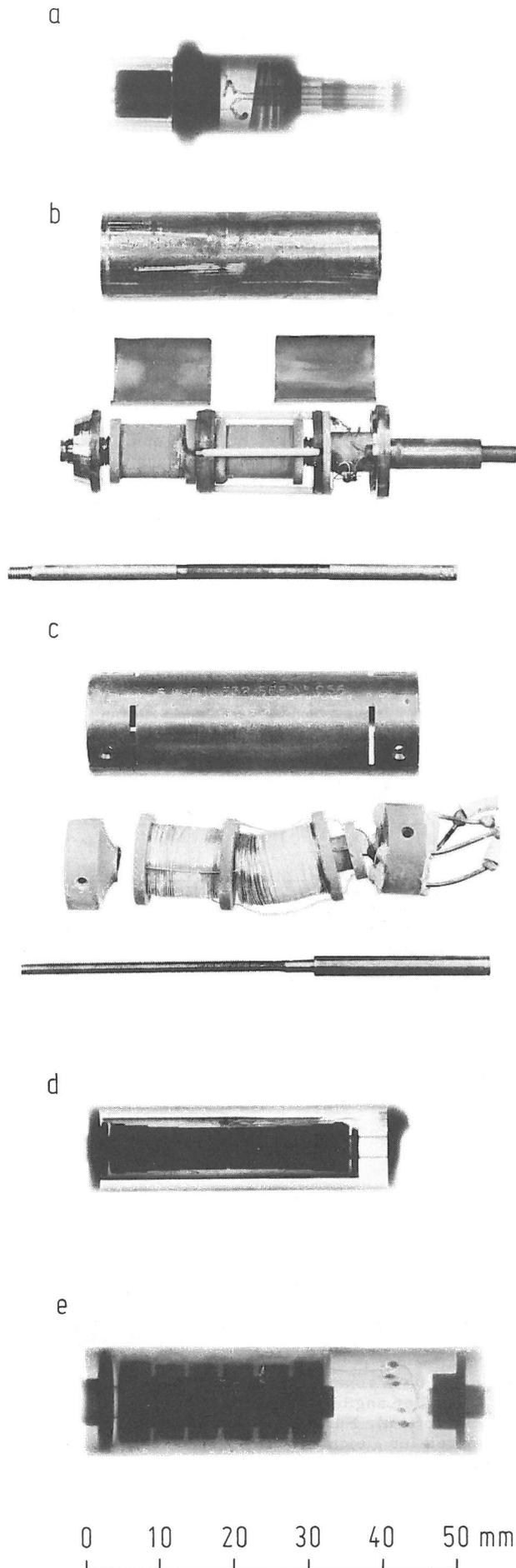
- der Temperaturgang des Nullpunktes und
- die Nullpunktdrift, als absolute Fehler, sowie
- die Kennlinie bei verschiedenen Temperaturen und Zeiten mit der Nichtlinearität und der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit.

Die im Folgenden beschriebenen Eigenschaften der Hochtemperatur-Wegaufnehmer wurden in Halb- bzw. Vollbrückenschaltung mit 5 kHz-Trägerfrequenzverstärkern (DD5 der Firma Elan) gemessen. Nach Abschn. 3.2.4 und nach [3.2-3] läßt sich aber eine Speisart finden, bei der der Einfluß der Temperatur auf das Meßergebnis ein Minimum darstellt. Für diese Speisung sind Strom und Frequenz zu optimieren. So gelten zumindest unsere Angaben über die Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit speziell für Konstantspannungsspeisung mit $5 V_{\text{eff}}$ und 5 kHz. Die vorliegenden Ergebnisse gestatten dennoch die Beurteilung der Aufnehmer für den Einsatz innerhalb der gemessenen Zeiträume, denn hier werden vor allem die zeitlichen, irreversiblen Änderungen beurteilt, die sicher ähnlich bei anderen Speisarten auftreten.

Bild 3.2-3:

Untersuchte Hochtemperatur-Wegaufnehmer (A.)

- a berührungslos arbeitender induktiver A., D12/600S, Sybrook
- b induktiver Differential-Tauchanker-A., LD 2,5/600, Sybrook
- c induktiver Vollbrücken-Tauchanker-A., F 32, Sangamo
- d Differentialtransformator-A., 050-5K-57-800, Ametec
- e Differentialtransformator-A., 101-XS-ZTR, Schaevitz



3.2.2 Zum Verhalten der berührungslosen induktiven Annäherungsaufnehmer

Vom induktiven Annäherungsaufnehmer nach Bild 3.2-1a wurden 4 Exemplare des Typs D12/600S der Firma Sybrook untersucht [3.2-4]. Sie sind vollständig gekapselt, einschließlich der Leitungen. Ihre maximal zulässige Temperatur wird mit 675 °C angegeben. Eine Röntgenaufnahme zeigt Bild 3.2-3a. In der Testvorrichtung nach Bild 3.2-2a wurden die Kennlinien gemessen (Bild 3.2-4). Dazu wurde jede Aufnehmerviertelbrücke mit einem zweiten Exemplar als Blindaufnehmer zu einer Halbbrücke zusammenschaltet.

Um einen Vergleich aller weiteren gemessenen Werte und Eigenschaften miteinander zu ermöglichen, erfolgt die Darstellung der Ausgangsspannung U relativ zur Spannung $U(d_r)$. Der Abstand d_r wurde vom Hersteller als Bereich angegeben (0 bis 1,78 mm). Wenn die Trägerfrequenzverstärker-Ausgangsspannung U bei $d = 0$ auf Null gestellt wurde, dann war der relative Ausgangswert 100 % bei d_r erreicht, wenn eine Platte von 19 mm Durchmesser und 5 mm Stärke aus weichmagnetischem Stahl benutzt wurde. Bei der benutzten Trägerfrequenz von 5 kHz hing die Empfindlichkeit bei Plattenstärken über 3 mm nicht mehr von der Plattenstärke ab.

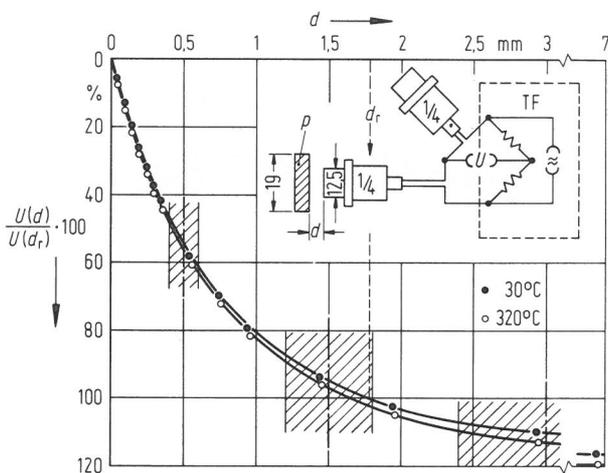


Bild 3.2-4: Berührungslos arbeitender induktiver Wegaufnehmer: Gesamt-Kennlinie mit Platte p aus magnetisierbarem Stahl bei 30 °C und 320 °C

Die im Bild 3.2-4 dargestellte Gesamtkenlinie wurde in 3 Bereiche (schraffiert) unterteilt. Diese sind im Bild 3.2-5 aufgetragen: von 3 verschiedenen Mittenentfernungen d_m ausgehend, wurde die Stahlplatte um + 20 % von d_m verschoben. Das dürfte einer praktischen Anwendung solcher Aufnehmer entsprechen. Der dabei verwendete Kennlinienteil ist dann besser linear. Die Verschiebung Δd ist relativ zu d_m aufgetragen. Diese Teilkenlinien als Funktion der relativen Verschiebung unterscheiden sich nicht stark voneinander innerhalb des Bereichs, den der Hersteller angibt (siehe die Kennlinien um 0,5 mm und um 1,5 mm). Für $d_m = 3 \text{ mm} \approx 2 d_r$ sinkt die Empfindlichkeit für gleiche relative Verschiebungen ungefähr auf die Hälfte.

Bei 320 °C war die Empfindlichkeit ca. 3 % größer als bei Raumtemperatur.

Nach ca. 4 Tagen Temperatureinwirkung bei 300 °C hat sich die Kennlinie nicht verändert.

Nach Bild 3.2-6 ist die Empfindlichkeit vom Plattendurchmesser a abhängig. Das wurde mit Platten aus Liner Stahl ermittelt. Werden Platten aus Kupfer, Aluminium oder Nimonic 90 benutzt, so tritt Flußverdrängung ein. Die Kennlinien sind dann flacher und in umgekehrter Richtung als bei magnetisierbaren Werkstoffen, da diese Werkstoffe die Induktivität der Spule verringern.

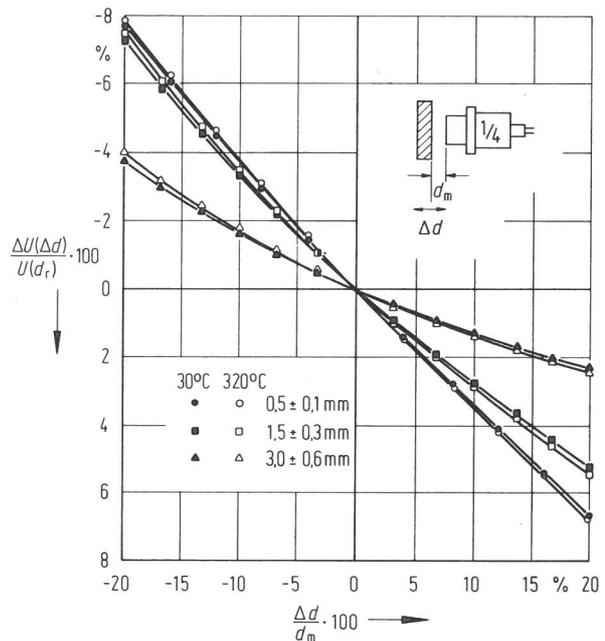


Bild 3.2-5: Berührungslos arbeitender induktiver Wegaufnehmer mit magnetisierbarer Stahlplatte: Teilkenlinien an 3 mittleren Abständen d_m für gleiche relative Verschiebung $\Delta d/d_m$

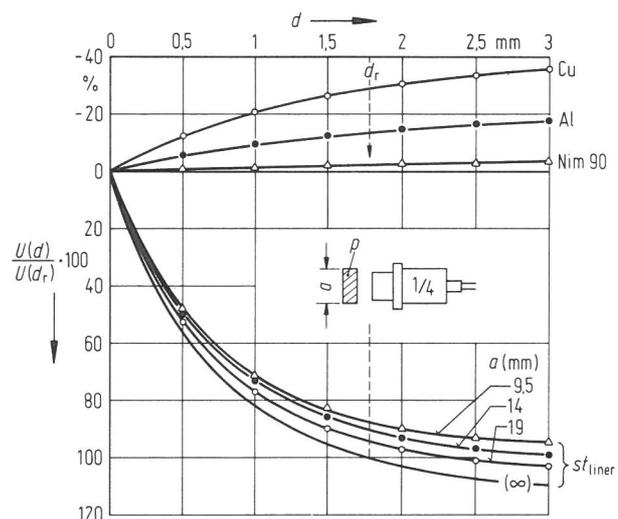


Bild 3.2-6: Berührungslos arbeitender induktiver Wegaufnehmer: Kennlinie bei Flußverdrängung (Cu, Al, Nim 90) und bei Flußkonzentration (St) sowie bei unterschiedlichen Plattendurchmessern a

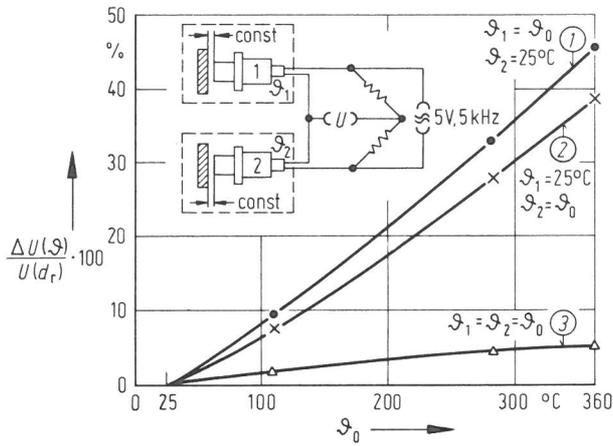


Bild 3.2-7:

Berührungslos arbeitender induktiver Wegaufnehmer: Temperaturgang des Nullpunktes zweier Viertelbrücken bei unterschiedlicher und bei gleicher Temperatur

Der Temperaturgang des Aufnehmer-Nullpunktes geht aus Bild 3.2-7 hervor. Zwei Viertelbrücken wurden wieder zur Halbbrücke zusammengeschaltet. Sie wurden nacheinander einzeln erwärmt. Es ergaben sich die Temperaturgänge der Viertelbrücken 1 und 2. Hatten beide Viertelbrücken gleichzeitig die Ofentemperatur ϑ_0 , so ergab sich die Kurve 3, die sehr genau gleich der Differenz von 1 und 2 ist. Der Temperaturgang ist praktisch unabhängig von der Plattenstellung. Er ist vor allem auf Widerstandsänderungen der Spulen und Leitungen zurückzuführen [3.2-2].

Die anderen 2 Exemplare hatten ähnliche Temperaturgänge des Nullpunktes. Alle 4 Exemplare unterschieden sich jedoch derart, daß man mit Kurve 3 als kompensiertem Temperaturgang rechnen muß. Dabei ändert sich der Nullpunkt zwischen Raumtemperatur und 360 °C um ca. 5 % des Gesamtbereiches. Das ist über ein Drittel des Ausgangswertes für die Teilbereiche im Bild 3.2-5 (die ihrerseits weniger als 15 % des Gesamtbereiches betragen).

Das zeitliche Driften des Nullpunktes bei 100 °C und 300 °C zeigt Bild 3.2-8. Die Viertelbrücken driften bereits bei 300 °C beachtlich (1), übrigens auch unabhängig vom Plattenabstand. Eine gewisse Driftkompensation ist sicher zu erreichen (2).

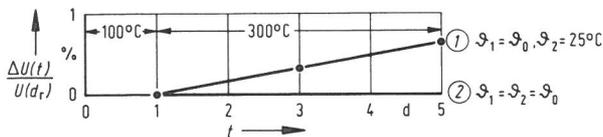


Bild 3.2-8:

Berührungslos arbeitender induktiver Wegaufnehmer: Zeitliches Driften des Nullpunktes zweier Viertelbrücken bei verschiedener und bei gleicher Temperatur

Diese Untersuchungen der berührungslos arbeitenden induktiven Wegaufnehmer sollten das prinzipielle Verhalten dieser Viertelbrücken bis 360 °C zeigen. Der gemessene sehr große Nullpunkttemperaturgang ließe sich vielleicht durch Herausfinden einer optimalen Speisung verringern (s. die Bemerkungen darüber im Abschn. 3.2.1). Die gemessene Eigenschaftsänderung mit der Zeit (Drift) schon bei 300 °C macht diese Viertelbrücken allerdings für SBB wenig geeignet.

Die Optimierung von Flußverdrängungsaufnehmern in Abhängigkeit vom Meßbereich in Hinsicht auf größtmögliche Störuneempfindlichkeit wird in [3.2-5] behandelt.

Weitere Untersuchungen an berührungslosen Wegaufnehmern, auch bis 600 °C und evtl. unter Kernstrahlungseinfluß, sollten mit Halbbrückenausführungen durchgeführt werden.

3.2.3 Zum Verhalten der induktiven Tauchankeraufnehmer

Die im Folgenden behandelten Differential-Tauchanker-Wegaufnehmer nach Bild 3.2-1 c haben einen Meßbereich von $\pm 2,5$ mm. Es werden z. Z. 2 Typen in Testvorrichtungen nach Bild 3.2-2 b untersucht:

- 4 Exemplare des Typs LD 2,5/600 der Firma Sybrook, England [3.2-4]. Sie sind vollständig gekapselte Halbbrücken. Ihre maximal zulässige Temperatur ist mit 600 °C angegeben. Ein geöffnetes Exemplar ist im Bild 3.2-3 b zu sehen.

- 4 Exemplare des Typs F 32 der Firma Sangamo [3.2-6]. Sie sind nichtgekapselte Vollbrücken. Ihre Stärke soll die leichte Bauart sein, wodurch sie einen geringen Einfangquerschnitt für Neutronen bieten: der Wicklungsdraht ist aus Aluminium, die Bauelemente sind Bor-frei. Ihre maximal zulässige Temperatur ist mit 500 °C angegeben. Der Keramik-Spulenkörper ist aber ungünstig konstruiert und bedarf der Verbesserung: er war bei 2 von 4 Exemplaren im Anlieferungszustand gebrochen, siehe Bild 3.2-3 c.

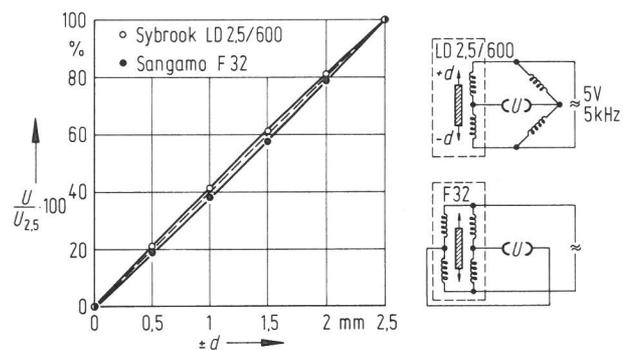


Bild 3.2-9:

Kennlinie zweier induktiver Differential-Tauchankeraufnehmer für einen Wegbereich von $\pm 2,5$ mm

Im Bild 3.2-9 ist die relative, phasenempfindlich gleichgerichtete Ausgangsspannung der Differential-Tauchankeraufnehmer über der Tauchankerverschiebung aufgetragen. Dabei wurde auf die Bereichs-Ausgangsspannung entsprechend einer Verschiebung von 2,5 mm aus der Ankermittellage bezogen. Der Halb-

brückentyp LD 2, 5/600 hat mit steigender Verschiebung erwartungsgemäß eine flacher werdende Kennlinie [3.2-1]. Die Kennlinie des Vollbrückentyps F 32 wird mit stärkerer Auslenkung steiler. In beiden Fällen sind die Kennlinien unabhängig von der Verschiebungsrichtung; es entsteht bei ca. 1,25 mm Tauchankerverschiebung eine ca 2 %ige Abweichung von der gestrichelt gezeichneten idealen, linearen Kennlinie.

Die Temperatur-Zeit-Eigenschaften dieser Aufnehmer werden z. Z. ermittelt.

3.2.4 Zum Verhalten der Transformator-Aufnehmer

Drei Typen der Differentialtransformator-Wegaufnehmer nach Bild 3.2-1 d wurden bisher untersucht. Dabei wurde das Temperatur-Zeit-Verhalten bis 350 °C und teilweise bis 540 °C über einige Tage in Testvorrichtungen nach Bild 3.2-2 b bestimmt. Die Gehäuse dieser Aufnehmer sind vollständig gekapselt; die Stahlrohrleitungen sind feuchtedicht an den Gehäusen befestigt:

- 1 Exemplar 050-5K-57-800 der Firma Ametek, USA [3.2-7]. Seine maximal zulässige Temperatur ist mit 427 °C angegeben. Er soll unter Kernstrahlung von z. B. $3 \cdot 10^{14}$ n/cm².sec arbeiten. Eine Röntgenaufnahme zeigt Bild 3.2-3 d.
- 2 Exemplare 101-XS-ZTR der Firma Schaevitz, USA [3.2-8]. Die höchste Arbeitstemperatur ist mit 593 °C angegeben. Diese Aufnehmer sollen eine Kernstrahlungsdosis von $3 \cdot 10^{20}$ nvt ertragen können. Bild 3.2-3 e zeigt eine Röntgenaufnahme dieses Aufnehmers.
- 1 Exemplar 020-XS-ZTR der Firma Schaevitz. Er soll die gleichen Eigenschaften wie der Typ 101-XS-ZTR haben.

Bild 3.2-10 zeigt drei Aufnehmer (rechts) und Teile der Testvorrichtung, und zwar (von links nach rechts) den Einspannkopf mit dem beweglichen Kern (am Stangenende), die Zwischenbuchsen und (von oben nach unten) die Aufnehmer Ametek 050-5K-57-800, Schaevitz 101-XS-ZTR und Schaevitz 020-XS-ZTR.

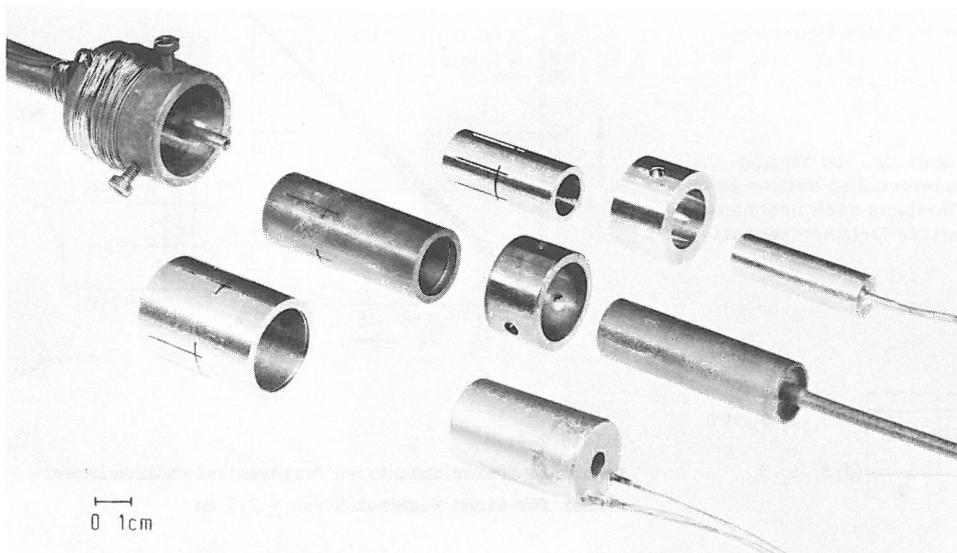


Bild 3.2-10:
Differentialtransformator-Wegaufnehmer mit zugehörigen Zwischenbuchsen und dem Einspannkopf der Testvorrichtung

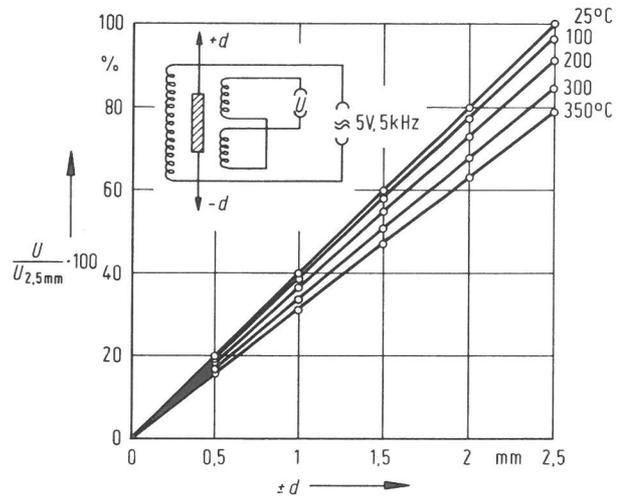


Bild 3.2-11:
Typische Kennlinie eines Differentialtransformator-Wegaufnehmers (101-XS-ZTR) für einen Wegbereich von $\pm 2,5$ mm bei verschiedenen Temperaturen

Die typischen Kennlinien bei verschiedenen Temperaturen sind im Bild 3.2-11 wiedergegeben. Ihre Nichtlinearität ist kleiner als 0,3 % des Meßbereiches. Im allgemeinen sinkt die Empfindlichkeit mit steigender Temperatur (s. aber die Bemerkungen in [3.2.1] und zum Bild 3.2-15). Die bei verschiedenen Temperaturen gemessenen Nullpunktanzeigen waren reproduzierbar. Sie wurden mit dem Temperaturgang der Einspannvorrichtung korrigiert. Die korrigierten Temperaturgänge der 3 Aufnehmertypen sind im Bild 3.2-12 dargestellt. Sie sind im wesentlichen auf unsymmetrische Geometrieänderungen der Aufnehmerspulen mit der Temperatur zurückzuführen.

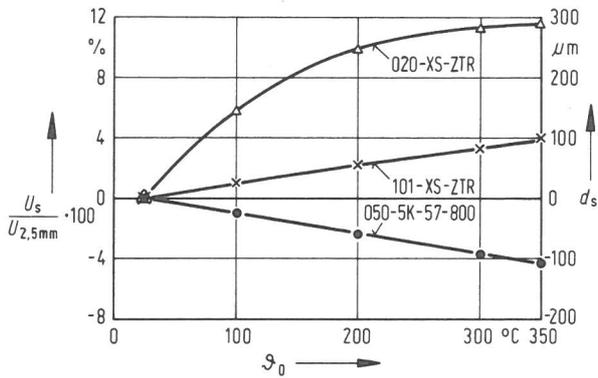


Bild 3.2-12:

Korrigierte relative Nullpunktänderung dreier Differentialtransformator-Wegaufnehmer mit der Temperatur bei radialer Einspannung des Aufnehmergehäuses in der Symmetrieebene der Spulen ("elektrische Mitte")

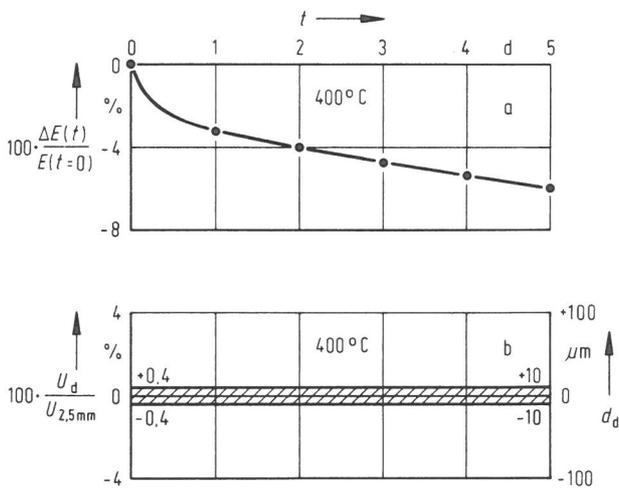


Bild 3.2-13:

Differentialtransformator-Wegaufnehmer 101-XS-ZTR bei 400 °C: Zeitliche Änderung der Empfindlichkeit (a) und des Nullpunktes (b) innerhalb einiger Tage

In typischer Weise zeigt Bild 3.2-13 das Verhalten der Aufnehmer während einiger Tage bei 400 °C. Die Empfindlichkeit kann sich unter diesen Bedingungen schon erheblich ändern (a). Eine Nullpunkt drift war außerhalb $\pm 10 \mu\text{m} = \pm 0,4\%$ des Meßbereiches nicht zu erkennen (b). Für den Ametek-Aufnehmer wurde die Driftmessung bei 315 °C mit dem gleichen Ergebnis durchgeführt.

Das Temperatur-Zeit-Verhalten während einiger Tage bis zu 540 °C ist im Bild 3.2-14 für den Schaevitz-Aufnehmer 101-XS-ZTR wiedergegeben. Danach ändert sich die Empfindlichkeit bei 540 °C innerhalb von 4 Tagen um ca. 20 %. Nach Abkühlen auf Raumtemperatur blieb dieser Empfindlichkeitsrückgang erhalten, auch bei Verwendung eines anderen Kernes. Die Empfindlichkeitsänderung wird auf eine Änderung im Spulengehäuse zurückgeführt. Der strichlierte Teil der Temperaturgangkurve d_s des Nullpunktes ist unsicher, da ein Rutschen des Aufnehmers in der Einspannvorrichtung nicht ausgeschlossen werden konnte.

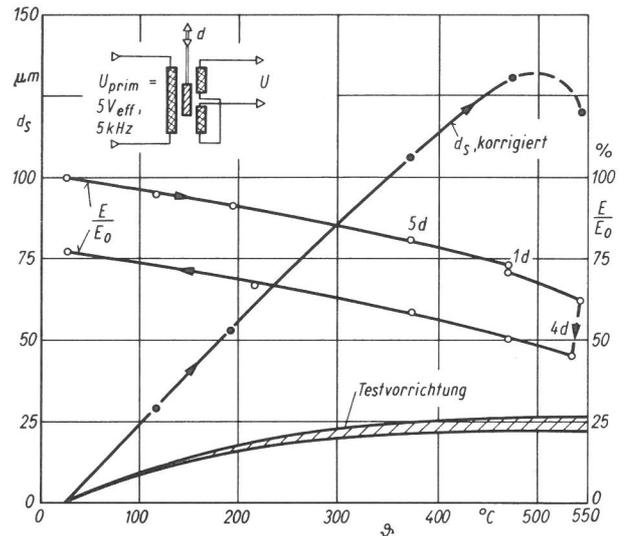


Bild 3.2-14:

Zeit-Temperaturverhalten eines Differentialtransformator-Wegaufnehmers 101-XS-ZTR mit $\pm 2,5 \text{ mm}$ Meßbereich bis 540 °C:

$\frac{E}{E_0}$: relative Empfindlichkeit, auf Raumtemperatur bezogen

d_s korrigiert: Nullpunkt-Temperaturgang des Aufnehmers, korrigiert um den Temperaturgang der Testvorrichtung

Die mehrfach erwähnte Speisefrequenz-Abhängigkeit der Aufnehmerempfindlichkeit ist für Konstantspannungsspeisung im Bild 3.2-15 für den Aufnehmertyp Schaevitz 101-XS-ZTR dargestellt. Hierfür wurde ein Exemplar aus einer neueren Lieferung mit evtl. anderem Kernmaterial genommen, woraus das Ansteigen der Empfindlichkeit E mit der Temperatur bei 5 kHz-Speisung erklärbar ist (vergleiche dagegen die Bilder 3.2-11 und -14). Die Frequenz von ca. 1,5 kHz erweist sich für diesen Aufnehmertyp als optimal für alle Temperaturen von Raumtemperatur bis 600 °C:

- die Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit $\Delta E/E$ pro 100 K ist praktisch Null,
- der Aufnehmer hat bei dieser Frequenz auch die höchste Empfindlichkeit, nahezu unabhängig von der Temperatur.

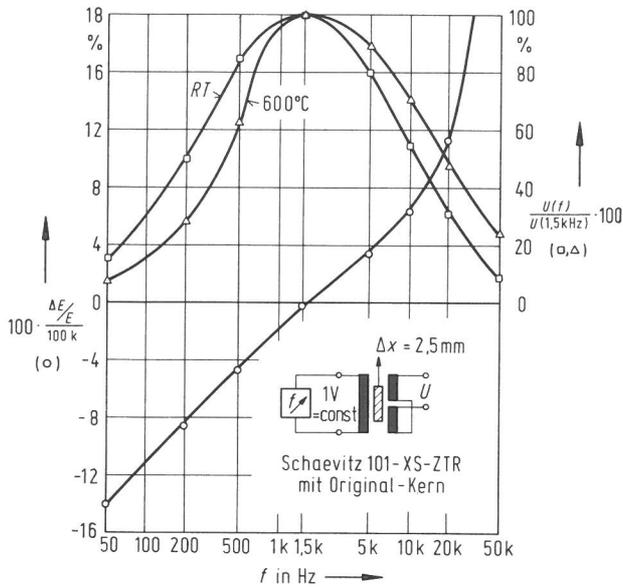


Bild 3.2-15:

Einfluß der Speisespannungsfrequenz bei einem Differentialtransformator-Wegaufnehmer mit $\pm 2,5$ mm Meßbereich für Konstanzspannungsspeisung: Relative Empfindlichkeitsänderung $\Delta E/E$ je 100 K Temperaturänderung sowie Ausgangsgröße U , bezogen auf den Wert bei 1,5 kHz, für RT und 600 °C

Zur Ausnutzung aller ihrer Eigenschaften müssen die Hochtemperatur-Wegaufnehmer daher mit ihrer optimalen Speisung betrieben werden. Ein Hinweis darauf, daß eine optimale Frequenz experimentell gefunden werden kann, findet sich zwar in [3.2-8], aber das Angebot der Hersteller von HT-Wegaufnehmern berücksichtigt diese für den Anwender wichtige Tatsache nicht.

Eine sehr erfolgversprechende Störgrößenkompensation ist nach [3.2-9] bei Aufnehmern nach dem Differentialprinzip möglich, indem die Differenz durch die Summe der beiden Ausgangsspannungen dividiert wird. Damit heben sich Änderungen durch Temperatur- und Speisearten einfluß und evtl. auch durch andere Störgrößen weg.

Prinzipiell kann gesagt werden, daß die Differentialtransformator-Wegaufnehmer bis 300 °C (Ametek) bzw. 350 °C (Schaevitz) innerhalb 14 Tagen ein stabiles Verhalten zeigen. Ihr Einsatz bis zu diesen Temperaturen ist deshalb - vorbehaltlich der noch laufenden Langzeitversuche - auch an SBB denkbar.

Zur Zeit werden in Langzeitmessungen folgende weitere Differentialtransformator-Wegaufnehmer untersucht:

- 4 Exemplare 101-XS-ZTR der Firma Schaevitz,
- 4 Exemplare D 301-01-0,100 der Firma Electro Mechanismus, England [3.2-10]. Sie sollen bis 150 °C einsetzbar sein. Ihr Stahlgehäuse ist an einem Ende mit Kunststoff vergossen. Für die Zuleitungen wird teflonisolierte Litze verwendet. Diese Aufnehmer für mittlere Temperaturen sind wesentlich preiswerter als die Hochtemperatur-Aufnehmer und könnten bei entsprechend niedrigen Temperaturen (z. B. im Spannbeton in Verbindung mit Bowdenzugsystemen) eingesetzt werden.

3.3 Aufschweißbare kapazitive Dehnungsaufnehmer für hohe Temperaturen

(G. Andreae)

Für Dehnungsmessungen bei hohen Temperaturen, wie sie bei Spannbeton-Reaktorbehältern mit heißer Dichthaut auftreten, sind in den letzten Jahren mehrere kapazitive Dehnungsmesssysteme entwickelt worden [3.3-1, 2, 3]. Dies geschah vor dem Hintergrund der Schwierigkeiten, die bei statischen Hochtemperatur-Dehnungsmessungen mit Dehnungsmessstreifen (DMS) auftreten (Temperaturgang des Nullpunktes, Drift bei hohen Temperaturen). Für die hier beschriebene Untersuchung wurde der Aufnehmer der Firma Planer vom Typ Cerl-Planer C 1 [3.3-1] ausgewählt. Wesentlich für diese Entscheidung war der relativ einfache Aufbau dieses Meßsystems, der ein befriedigendes Arbeiten auch bei hohen Temperaturen erwarten ließ. Ferner war die vom Hersteller mit 600 °C angegebene maximale Arbeitstemperatur im Rahmen der Spannbeton-Reaktorbehälter-Instrumentierung vollkommen ausreichend, so daß eine Untersuchung der für wesentlich höhere Temperaturen ausgelegten Meßsysteme gemäß [3.3-2 und 3.3-3] nicht sinnvoll erschien.

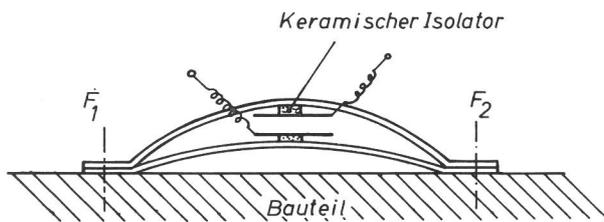
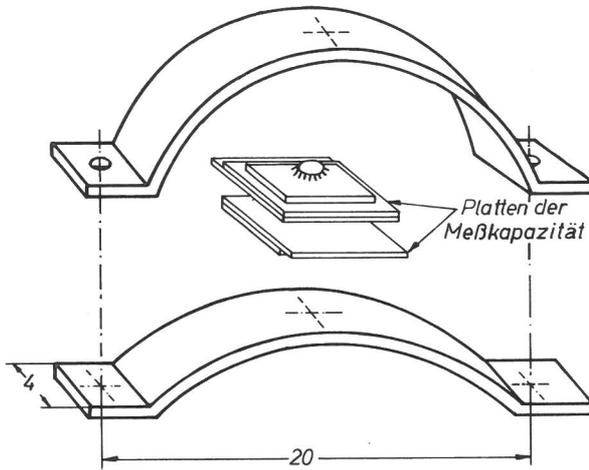


Bild 3.3-1: Schematische Darstellung des kapazitiven Hochtemperatur-Dehnungsaufnehmers vom Typ Cerl-Planer C 1. Die Befestigung mit dem Bauteil erfolgt durch Punktschweißen bei $F_{1,2}$.

Der Aufbau des Meßsystems ist aus Bild 3.3-1 ersichtlich. Bei Änderung des Abstandes der Fußpunkte F_1 und F_2 durch Dehnung des Bauteils wird auch der Abstand der beiden Platten des Kondensators verändert. Die dabei auftretende Kapazitätsänderung ΔC ist ein Maß für die Größe der Dehnung ϵ . Der Zusammenhang ist, wie Bild 3.3-2 zeigt, stark nichtlinear, so daß die Deh-

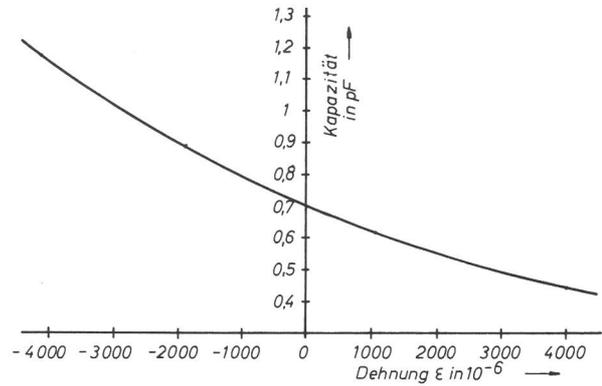


Bild 3.3-2: Standard-Eichkurve des kapazitiven Dehnungsaufnehmers vom Typ Cerl-Planer C 1 nach Herstellerangaben.

nungsempfindlichkeit, wie aus Bild 3.3-3 sehr deutlich hervorgeht, erheblich von der Lage des Nullpunktes des aufgeschweißten Meßelementes abhängt; der Nullpunkt C_0 des hier untersuchten Meßelementes lag nach dem Aufschweißen bei ungefähr 0,6 pF, wie aus den Untersuchungsergebnissen rückwärts errechnet wurde.

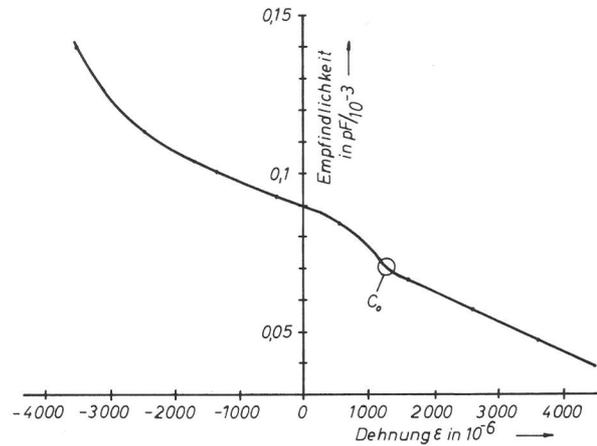


Bild 3.3-3: Empfindlichkeit als Funktion der Dehnung ϵ , errechnet aus Bild 3.3-2.

Wie aus Bild 3.3-3 zu entnehmen ist, beträgt die Kapazitätsänderung bei $C_0 \approx 0,6$ pF für eine Dehnung von $\epsilon = 10^{-3}$ m/m ungefähr 0,07 pF. Diese sehr kleinen Kapazitäten bzw. Kapazitätsänderungen wurden mittels der von der Firma AZL speziell für den Einsatz mit kapazitiven Meßwertaufnehmern entwickelten Meßbrücke Typ 1055 gemessen. Die ersten Messungen zeigten, daß die Empfindlichkeit dieser Meßbrücke zwar grundsätzlich ausreicht, Dehnungen $< 1 \times 10^{-6}$ aufzulösen; die Nutzung dieser Empfindlichkeit ist jedoch nur möglich, wenn der Aufnehmer durch eine definiert installierte - möglichst kleine - Abschirmkappe gegen wechselnde Streukapazitäten und die Einstreuung von Störsignalen geschützt wird und das quasistatische Meßsignal durch einen Tiefpaß mit einer Grenzfrequenz von ca. 5 Hz läuft. Diese Abschirmkappe muß sicher leitend mit dem Bauteil, auf das der Aufnehmer geschweißt ist, und mit der Abschirmung der Zuleitungen verbunden sein. An welcher Stelle das Abschirmsystem am günstigsten geerdet wird, muß jeweils durch Experiment entschieden werden.

Die Untersuchung des Aufnehmers erfolgte in der Hochtemperatur-Eichvorrichtung für Dehnungsaufnehmer der BAM (vgl. 3.1) bei Temperaturen bis 600 °C. Bild 3.3-4 zeigt die Nullpunktwanderung des Aufnehmers bei Erwärmung. Diese Nullpunktwanderung ist ein Ausdruck

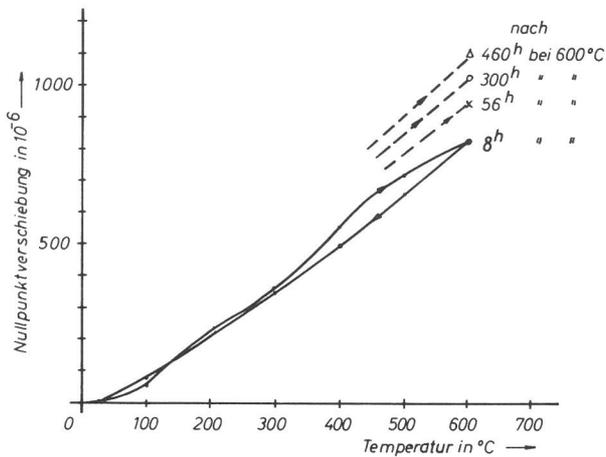


Bild 3.3-4: Nullpunktswanderung als Funktion der Temperatur.

dafür, daß der Temperaturkoeffizient des Aufnehmers mit $11 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ auf niedrig legierte Stähle eingestellt war, während der Versuch auf einem Nimonic 90-Stab erfolgte; dieser Störeffekt ist also weitgehend vermeidbar bzw. ohne Schwierigkeiten korrigierbar. Auf die Veränderung des Koeffizienten mit der Zeit wird noch unten eingegangen.

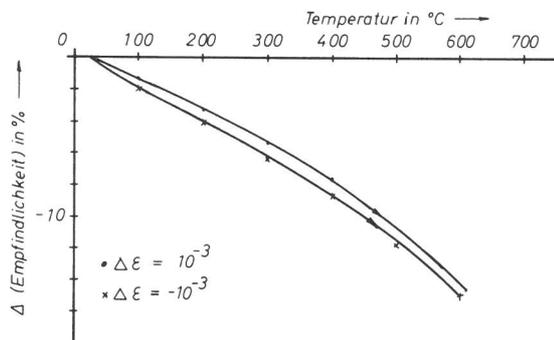


Bild 3.3-5: Änderung der Empfindlichkeit bei steigender Temperatur.

Bild 3.3-5 zeigt die Änderung der Empfindlichkeit mit der Temperatur. Eine Empfindlichkeitsänderung in dieser Größe und Richtung war zu erwarten, weil die Nullpunktverschiebung gemäß Bild 3.3-4 auf Grund der nichtlinearen Kennlinie gemäß Bild 3.3-2 zu einer derartigen Empfindlichkeitsverringerng führen muß. Sie ist aber ebenso wie die Nullpunktverschiebung grundsätzlich weitgehend vermeidbar bzw. korrigierbar.

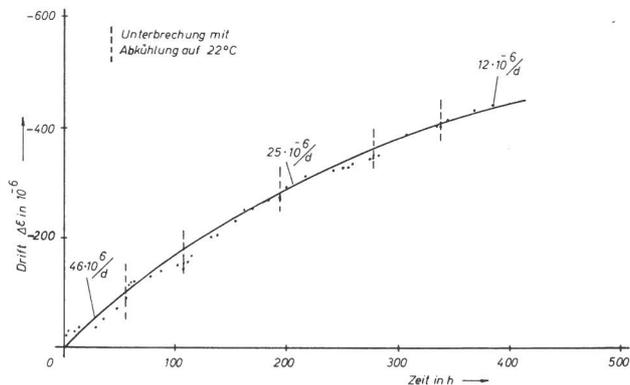


Bild 3.3-6: Driftverhalten des Aufnehmers Cerl-Planer Nr. C 1-1835 bei 600 °C.

Bild 3.3-6 zeigt die Nullpunkt drift des Aufnehmers bei einer Temperatur von 600 °C über eine Versuchszeit von 400 h hin. Während dieser Zeit mußte der Versuch 5mal unterbrochen und die Anlage auf Raumtemperatur abgekühlt werden; ohne diese Unterbrechungen wäre die Kurve fraglos flacher verlaufen: nach jeder Unterbrechung steigt die Drift zunächst wieder an, so daß die Gesamtverschiebung des Nullpunktes ohne die Unterbrechungen nur etwa halb so groß geworden wäre und die Drift nach 400 h vermutlich nahe dem vom Hersteller mit maximal $2,4 \times 10^{-6}/\text{d}$ angegebenen Wert gelegen hätte. Die Gesamtverschiebung des Nullpunktes bei 600 °C sollte nach Herstellerangaben $\leq 75 \times 10^{-6}$ in den ersten 150 h und danach $\leq 2,4 \times 10^{-6}/\text{d}$ betragen, woraus für 400 h Versuchszeit maximal 100×10^{-6} folgt; sie beträgt hier aber selbst ohne Unterbrechungen mehr als das Vierfache. Der Hersteller scheint inzwischen ähnliche Beobachtungen gemacht zu haben, denn die maximale Temperatur für den Typ C 1, der jetzt durch den Typ C 2 ersetzt worden ist, wurde auf 500 °C herabgesetzt; der neue Typ C 2 soll obige Werte jedoch auch bei 600 °C einhalten.

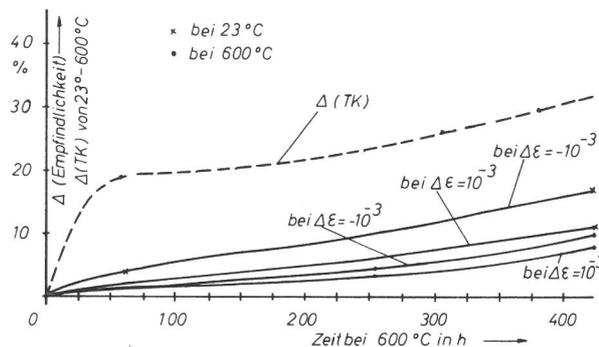


Bild 3.3-7: Änderung der Empfindlichkeit und des Temperaturkoeffizienten TK als Funktion der Zeit bei 600 °C.

Bild 3.3-7 zeigt die Änderung der Empfindlichkeit und des Temperaturkoeffizienten TK des "Nullpunktes" über die Versuchszeit bei 600 °C hin. Wesentlich an diesen Änderungen ist, daß sie nicht allein durch die Nullpunktänderungen mit der Temperaturerhöhung bzw. durch die Drift erklärbar sind, sondern auch echte Alterungserscheinungen beinhalten. Die Empfindlichkeitsänderung müßte sonst dem Betrage nach wesentlich kleiner sein, die beobachtete TK-Änderung läßt sich vom Nullpunkt her gar nicht deuten. Offenbar hat sich die Geometrie des Aufnehmers in einer noch nicht überschaubaren Weise verändert.

Insgesamt gesehen haben die bisherigen Versuche gezeigt, daß der kapazitive Dehnungsaufnehmer vom Typ Cerl-Planer C 1 ein für statische bzw. sehr niederfrequente Hochtemperatur-Dehnungsmessungen durchaus geeignetes Meßelement darstellt. Es ist zu vermuten, daß die Verhaltensweisen des Aufnehmers durch weitere Versuche noch überschaubarer gemacht werden können und daß der verbesserte Typ C 2 den Hochtemperatur-DMS bei statischen Messungen überlegen ist; es sollen deshalb noch weitere Versuche durchgeführt werden. Nicht verkannt werden darf jedoch, daß die hier eingesetzte, extrem empfindliche kapazitive Meßtechnik beim Einsatz unter praxisnahen Bedingungen schwieriger zu handhaben ist als die Meßtechnik der Hochtemperatur-DMS und daß die im Prinzip offene Bauweise der kapazitiven Aufnehmer beim Einsatz unter erschwerten Umweltbedingungen leicht zu einer Quelle schwer überschaubarer Störungen wird.

3.4 Über den Kernstrahlungseinfluß auf elektrische Meßwertaufnehmer, insbesondere Dehnungsmeßstreifen
(G. Andreae)

Die sicherheitstechnische Beurteilung von Reaktoren, besonders aber spezieller Reaktorkomponenten, sowie der sichere Betrieb eines Reaktors erfordern unter anderem auch die elektrische Messung thermischer und mechanischer Größen unter dem Einfluß von Kernstrahlung. Mit Einschränkungen hinsichtlich der Höhe der Kernstrahlungsbeanspruchung gilt dies auch für Spannbeton-Reaktorbehälter an der Dichttaut oder in ihrer Nähe. Über die Messung der Temperatur ist eine außerordentlich große Anzahl von Veröffentlichungen erschienen, so daß hier nicht darauf eingegangen zu werden braucht. Bezüglich des Kernstrahlungseinflusses auf Meßwertaufnehmer zur Messung mechanischer Größen ist dagegen das gesicherte Wissen sehr unzureichend. Einerseits ist die Anzahl durchgeführter Untersuchungen wesentlich geringer, andererseits aber auch die Versuchsdurchführung oft ungeeignet und folglich die Ergebnisaussage mit Formulierungen wie "brauchbar", "strahlenfest" etc. praktische unbrauchbar. Es fehlen besonders Angaben, wie sich bestimmte Eigenschaften eines Meßwertaufnehmers, z. B. Nullpunkt und Empfindlichkeit, als Funktion einer Strahlungsgröße - hier ist besonders die Neutronen- und γ -Dosis angesprochen - ändert.

So wird z. B. über Quarz-Beschleunigungsaufnehmer berichtet [3.4-1], daß ihre Empfindlichkeit nach einer Bestrahlung mit $1,8 \times 10^{16}$ Neutronen/cm² unverändert war; da der Zusammenhang Empfindlichkeitsänderung als Funktion der Dosis keineswegs als monoton verlaufend vorausgesetzt werden kann, wie unten für Dehnungsmeßstreifen gezeigt wird, ist der Nutzen einer solchen Aussage gering. Ähnlich wird in [3.4-1] berichtet, daß die Empfindlichkeit der piezoelektrischen Keramiken Piezite 14 und Piezite 15 durch eine Dosis von $2,5 \times 10^{18}$ Neutronen/cm² nicht über die Kalibriertoleranz hinaus verändert wurde; auch diese Aussage ist wohl interessant, aber ohne genaue Angaben über Temperatur, Energie der Neutronen und Angabe der Kalibriertoleranz in der meßtechnischen Alltagspraxis nicht zu verwenden.

Vergleichbar unzulänglich sind die aus der Literatur entnehmbaren Aussagen über induktive Meßwertaufnehmer. Nach 3.4-2 verursacht eine Neutronendosis von 8×10^{19} N/cm² bei einem Wirbelstrom-Transducer eine Induktivitätsänderung von 0,5 % und eine Widerstandsänderung von 7 %; Angaben über die Energie der Neutronen sowie die Versuchstemperatur fehlen. Interessant in diesem Zusammenhang ist noch eine Untersuchung über den Strahlungseinfluß auf Ferrite [3.4-3]. Eine Dosis von 5×10^{16} schnellen Neutronen ($E > 0,1$ MeV), 5×10^{15} epithermischen Neutronen ($0,3 \text{ eV} < E < 0,1 \text{ MeV}$) und 2×10^{17} thermischen Neutronen ($E < 0,3$ eV) verursachte Permeabilitätsänderungen bis zu max. + 4 % bei Temperaturen zwischen -20 °C und +90 °C. Da die Induktivitätsänderung induktiver Wegaufnehmer beim Durchlaufen des Meßbereichs etwa 40 % - 45 % beträgt, ist im Falle des Wirbelstrom-Transducers mit einer Empfindlichkeitsänderung von ca. 1 % zu rechnen; unter den Bedingungen gemäß [3.4-3] können Empfindlichkeitsänderungen bis zu ca. 10 % auftreten. Da derartige Aufnehmer meist in Brückenschaltung betrieben werden, wirkt sich dieser Einfluß nur mit ca 1/10 auf den Nullpunkt aus.

Etwas günstiger ist die Situation bei den Dehnungsmeßstreifen [3.4-4]. Da Dehnungsmeßstreifen (DMS) zu den am meisten angewendeten und in ihrer Handhabung besonders zweckmäßigen Dehnungsmeßelementen gehören, hat man schon vor über 20 Jahren [3.4-5] versucht, den Einfluß von Kernstrahlung auf DMS zu bestimmen, um die Verlässlichkeit von DMS-Meßergebnissen unter so schwierigen Einsatzbedingungen beurteilen

zu können. Seither sind allerdings nur 8 weitere Arbeiten zu diesem Thema bekannt geworden, die erwähnenswerte Fortschritte auf diesem Gebiet der Meßtechnik gebracht haben [3.4-6 bis 13]; in dieser Tatsache spiegeln sich fraglos auch die erheblichen experimentellen Schwierigkeiten wider, die dem Gewinnen einer einigermaßen allgemeingültigen und erst damit dem DMS-Anwender wirklich nützlichen Aussage entgegenstehen. Eine sorgfältige Durchsicht dieser Arbeiten läßt allerdings auch das ganze Dilemma deutlich werden, in dem sich der "Stand der Technik" hier befindet: die Ergebnisse der einzelnen Autoren sind z. T. nur schwer, z. T. auch gar nicht miteinander vergleichbar, da die jeweiligen Versuchsbedingungen und oft auch nur die Ergebnisdarstellungen zu unterschiedlich sind. Es wird deshalb hier versucht, die Ergebnisse der zitierten Arbeiten in einer für den DMS-Anwender brauchbaren Form zusammenfassend darzustellen und deutlich zu machen, was auf diesem Gebiet der Meßtechnik z. Z. möglich ist.

Dehnungsmeßstreifen bestehen - von Halbleiter-DMS abgesehen - aus metallischen Leitern sehr kleinen Querschnitts, die in Träger/Klebermaterialien eingebettet und mit dem zu untersuchenden Bauteil verbunden sind. Träger/Kleber sind meist organischer Natur, bei Hochtemperatur-DMS jedoch auch keramisch bzw. metallkeramisch komplexer Art.

Der hier wesentliche Teil der Kernstrahlung besteht aus γ -Strahlung sowie vor allem Neutronenstrahlung, beide mit sehr breitem Energiespektrum. Während γ -Strahlung im wesentlichen nur Isolationsdefekte und eine Aufheizung bewirkt - die umgesetzte Leistung kann allerdings Werte zwischen 10 W/g und 100 W/g erreichen -, verursachen Neutronen je nach Energie sehr unterschiedliche Defekte.

Tabelle: 3.4-1: Transmutationen durch $6,3 \cdot 10^{22}$ nvt mit $E < 0,4$ eV nach [3.4-14]

Material	ungefähre Zusammensetzung	Transmutationen
Chromel	90%Ni, 10%Cr	Änderungen <1%
Alumel	94%Ni, 2,5%Mn, 2,5%Al	(Mn, Al) \rightarrow 2%Fe
Constantan	45%Ni, 55%Cu	ca. 5%Cu \rightarrow Ni
Cu		ca. 20%Cu \rightarrow Ni, Zn
Fe		ca. 1% Fe \rightarrow diverse Elemente
Pt		Änderungen < 1%
W		ca. 27%W \rightarrow 24%Os + 3% Re
Re		fast völlige Umwandlung \rightarrow div. Elemente
Rh		fast völlig \rightarrow Pd

Thermische Neutronen (Mittlere Energie $E < 0,1$ eV für Temperaturen unter 500 °C) verursachen insbesondere Elementumwandlungen, d. h. hier Änderungen der Legierungszusammensetzung der DMS-Leitermaterialien. Über das Ausmaß dieser Umwandlungen als Funktion der integrierten Neutronenflußdichte nvt (Dosis) sind nur wenig hier benutzbare Zahlenwerte bekannt; Tab. 3.4-1 vermag aber Anhaltswerte zu geben [3.4-14]. Daraus folgt, daß die Leitermaterialien Constantan, Ni-Cr-Fe und Pt-W (mit nur 8 % W) bis zu sehr hohen Dosen nur wenig verändert werden; erst oberhalb 10^{20} nvt wird man den Einfluß thermischer Neutronen mit berücksichtigen müssen.

Epithermische Neutronen haben mittlere Energien oberhalb der thermischen bis etwa 100 eV. Sie sind noch nicht fähig, in Metallen Gitterdefekte zu verursachen; sie bewirken eine Erwärmung.

Neutronen mit Energien oberhalb etwa 100 eV bis zu $0,1 \rightarrow 1$ MeV werden als mittelschnell bezeichnet. Sie verursachen bereits Gitterdefekte und Desorientierungen.

Neutronen mit einer Energie > 1 MeV werden durchweg als schnelle Neutronen bezeichnet; sie verursachen vor allem in Metallen wesentliche Strukturschädigungen, insbesondere Gitterdefekte. Die hier interessierenden Folgen sind Änderungen des spezifischen Widerstandes und des k-Faktors. Ganz wesentlich ist, daß diese Schäden zum großen Teil reversibel sind und durch Temperaturbehandlung ausgeheilt werden können. Für das Beurteilen der Schädigung von DMS durch schnelle Neutronen muß deshalb zusätzlich zur Dosis bzw. Flußdichte auch die Temperatur berücksichtigt werden.

Bei den Isoliermaterialien, und zwar sowohl den organischen wie auch den anorganischen, treten insbesondere während der Bestrahlung (reversibel), weniger als Funktion der Dosis (überwiegend irreversibel) z. T. sehr erhebliche Verminderungen des Isolationswiderstandes auf, die sowohl auf Neutronen- als auch auf γ -Strahlung zurückzuführen sind. Dem erheblichen Unterschied zwischen dem Isolationswiderstand als Funktion der Strahlungsintensität (flux) und Strahlungsdosis (fluence) wird leider nicht immer ausreichend Rechnung getragen.

Neben den bisher genannten Schädigungsmöglichkeiten ist noch die Korrosion zu beachten. Kernstrahlung führt in Gegenwart von O_2 oder H_2O zu erhöhter Korrosion; fast alle neueren Versuche sind deshalb in sehr trockener Helium-Atmosphäre durchgeführt worden.

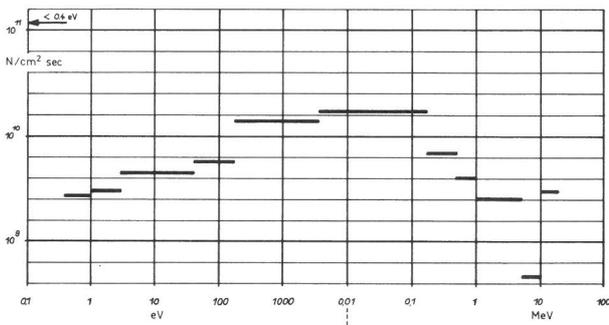


Bild 3.4-1: Neutronenspektrum am Innenrand des Stahlbehälters eines Druckwasser-Kernreaktors.

Einen Überblick über das Neutronenspektrum eines Reaktors gibt beispielhaft Bild 3.4-1. Im Inneren eines Hochtemperaturreaktors treten um den Faktor 1000 bis 3000 höhere Strahlungsintensitäten mit etwas anderer Energieverteilung auf. Die Darstellung bildet zwar keine Grundlage für eine genauere Berechnung von Dosiswerten, sie ermöglicht aber eine bessere Nutzung der unten mitgeteilten Meßergebnisse.

Zum Beurteilen der Verwendbarkeit von DMS unter Kernstrahlungseinfluß genügt es nicht, allein die oben beschriebenen Defekte an DMS-Materialien zu berücksichtigen. Die Installation, die Schaltung und die Art der Messung bringen zusätzliche Probleme. So hat die Erfahrung vieler Jahre gezeigt, daß alle elektrischen Verbindungen im Bereiche der Kernstrahlung unabhängig von der Höhe der Temperatur geschweißt werden sollten. Lötverbindungen erwiesen sich nicht nur hinsichtlich ihrer Festigkeit, sondern besonders wegen offenbar nie ausreichend entfernter Lötmitteleückstände, die unter Strahlung zu schweren Isolationsdefekten führten, als

nicht geeignet. Die elektrischen Zuleitungen sollten grundsätzlich mineralisch isoliert sein; bewährt hat sich besonders MgO höchster Reinheit. Nicht immer genügend beachtet wurde in der Vergangenheit, daß Kernstrahlung in diesen Zuleitungen und in Leitungsschleifen erhebliche Störspannungen induzieren kann. Bei einer Flußdichte von ca. $1,5 \cdot 10^{12}$ N/cm² sec ($E > 1$ MeV) wurden zwischen Leitung und Schirm eines MgO -isolierten Kabels z. B. 120 mV gemessen [3.4-12]; bei sehr starken Strahlungsschwankungen wurden in nicht ausreichend symmetrisch aufgebauten Schaltungen Spannungsspitzen von einigen 100 V beobachtet [3.4-9]. Häufig tritt längs einer Zuleitung ein hoher Gradient der Strahlungsintensität und u. a. auch deswegen der Temperatur auf, wodurch es zu Gleichspannungsstörsignalen im mV-Bereich kommt. Für DMS-Messungen im Kernstrahlungsbereich sollte deshalb grundsätzlich Trägerfrequenz verwendet werden.

Die ersten Versuche mit DMS unter Kernstrahlung wurden mit starkem Bezug auf spezielle Anwendungsfälle durchgeführt. Sie litten auch sehr unter dem Mangel an jenen Erfahrungen, die mittlerweile für derartige Experimente zur Verfügung stehen. Allgemein verwertbare Aussagen können ihnen daher nicht entnommen werden.

Erst seit etwa Mitte der sechziger Jahre wurden Versuche durchgeführt, die zu einem Fortschritt in Richtung auf eine allgemein gültige Aussage geführt haben. Aus ihnen wurden jene Ergebnisse entnommen und folgend beschrieben, die näherungsweise miteinander vergleichbar sind.

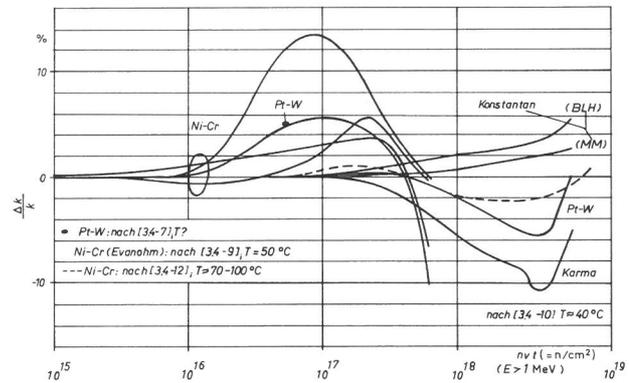


Bild 3.4-2: Relative k-Faktoränderung als Funktion der Neutronendosis.

Eine besondere Bedeutung kommt der Konstanz des k-Faktors zu, da eine Empfindlichkeitsänderung - im Gegensatz zum Nullpunkt - nicht durch Schaltungsmaßnahmen kompensiert werden kann. Bild 3.4-2 zeigt die relative k-Faktoränderung in Abhängigkeit von der Dosis schneller Neutronen. Dieses Ergebnis ist durchaus als ermutigend anzusehen, insbesondere bezüglich des Konstantans, da bei der experimentellen Spannungsanalyse i. allg. keine Präzisionsmessungen durchzuführen sind. Einzelheiten der Kurvenverläufe sind z. Z. nicht deutbar; eine gewisse einheitliche Tendenz erscheint aber deutlich erkennbar. Auffallend ist, daß sich der k-Faktor nicht monoton ändert.

Neben der k-Faktoränderung bewirkt Kernstrahlung vor allem eine Änderung des spezifischen Widerstandes; bei Einzel-DMS wirkt sich das als Nullpunktänderung aus. Wie aus Bild 3.4-3 hervorgeht, läßt sich über das Vorzeichen der Änderung z. Z. nichts Eindeutiges aussagen. Sicher ist, daß die mechanische und thermische Vorgesichte des bestrahlten Leiters eine wesentliche Rolle spielt [3.4-11].

Eine Dosis von einigen 10^{16} N/cm² mit $E > 1$ MeV scheint eine Art "Schallmauer" darzustellen, oberhalb

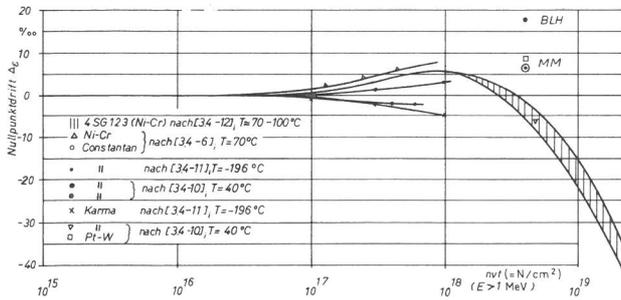


Bild 3.4-3: Nullpunktdrift verschiedener Einzel-DMS als Funktion der Neutronendosis.

derer der Einfluß von Strukturschäden durch schnelle Neutronen meßtechnisch untragbar zu werden beginnt. Auffallend ist auch hier, daß die Nullpunktänderung nicht monoton verläuft. Bei den Messungen nach [3.4-12], bei denen die Flußdichte thermischer Neutronen 50mal größer war als jene der schnellen - über epithermische und mittelschnelle Neutronen fehlen Angaben -, ist im Bereich sehr hoher Dosen eine Auswirkung von Transmutationen nicht mehr auszuschließen.

Insgesamt zeigt die Darstellung, daß oberhalb einer Dosis von einigen 10^{16} N/cm² statische Messungen mit Einzel-DMS nicht mehr sinnvoll sind. Am günstigsten noch verhält sich offensichtlich Constantan.

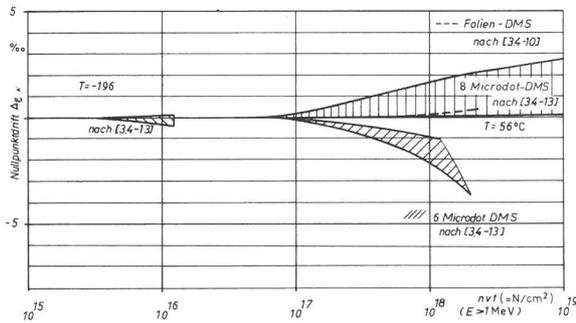


Bild 3.4-4: Nullpunktdrift diverser Halbbrücken-DMS (Ni-Cr) als Funktion der Neutronendosis.

Wegen des unbefriedigenden Verhaltens von Einzel-DMS ist schon frühzeitig das Verhalten von DMS-Halbbrücken unter Kernstrahlungseinfluß untersucht worden. In diesem Fall tritt nach außen nur die Differenz der Nullpunktänderungen der beiden Viertelbrücken in Erscheinung; es kommt also mehr auf die Gleichartigkeit der Änderung an, weniger auf ihre absolute Größe. Bild 3.4-4 zeigt in der Tat ein wesentlich günstigeres Verhalten. Da hier Monotonie vom Prinzip her nicht zu erwarten ist, lassen sich aus dem Kurvenverlauf keine besonderen Aussagen ableiten. Interessant ist, daß bei 196 °C merkliche Defekte schon bei etwa 1/10 jener Dosis auftreten, die bei 56 °C gleiches verursacht. Daraus wird deutlich, in welchem erheblichem Maß schon eine höhere Raumtemperatur eine Ausheilung von Strukturdefekten bewirkt. Bemerkenswert ist ferner das auffallend günstige Verhalten der Folien-DMS-Halbbrücke.

Im Hinblick auf Meßwertaufnehmer mit DMS sind auch Vollbrückenschaltungen aus Folien-DMS untersucht worden, und zwar nicht nur solche mit keramischer Isolierung, sondern auch DMS mit Polyimid-Träger. Wie Bild 3.4-5 zeigt, sind vernünftige Messungen mit geeigneten Legierungen - hier: Constantan MM - bis zu einer Dosis von einigen 10^{18} N/cm² mit $E > 1$ MeV möglich. Das Hauptproblem dabei ist, daß a) alle 4 DMS einer Vollbrücke der gleichen Flußdichte und der gleichen Temperatur ausgesetzt werden, und b) alle 4 DMS aus

einer Charge stammen und die gleiche Vorgeschichte durchlaufen haben. Erstaunlicherweise waren die DMS mit Polyimid-Träger nicht schlechter als die keramisch isolierten.

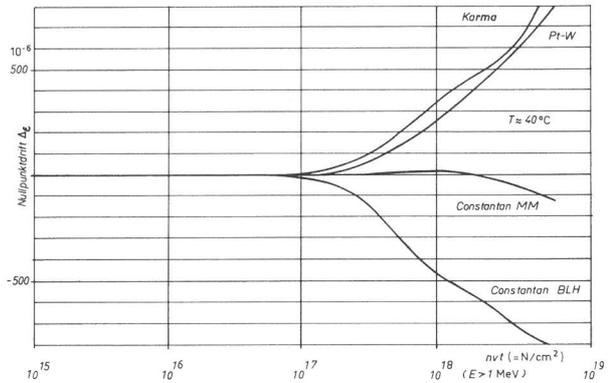


Bild 3.4-5: Nullpunktdrift verschiedener DMS-Vollbrücken als Funktion der Neutronendosis [3.4-10].

Aus den Bildern 3.4-3, 4, 5 ist zu entnehmen, daß unter der Einwirkung schneller Neutronen bei Temperaturen zwischen 40 °C und 100 °C sinnvolle Dehnungsmessungen mit Einzel-DMS bis zu einer Dosis von einigen 10^{16} N/cm² möglich sind, mit DMS-Halbbrücken bis zu einer Dosis von einigen 10^{17} N/cm² und mit DMS-Vollbrücken bis zu Dosen von einigen 10^{18} N/cm². Aus Bild 3.4-1 läßt sich beispielhaft berechnen, wann und wo solche Dosiswerte erreicht werden: Am Innenrand des Stahl Druckbehälters eines Druckwasserreaktors wurde eine Flußdichte von ca. $0,9 \cdot 10^{10}$ N/cm² sec mit $E > 1$ MeV gemessen; daraus folgt, daß nach ca. 128 Tagen eine Dosis von 10^{16} N/cm² erreicht wird, nach ca. 3 1/2 Jahren 10^{17} N/cm². Im Innern eines Hochtemperaturreaktors wird dagegen die Dosis 10^{16} N/cm² schon nach ca. 1 Stunde erreicht. An Hand dieser Fakten ist von Fall zu Fall zu entscheiden, ob der Einsatz von DMS sinnvoll ist. Zu beachten ist, daß diese Abschätzung für Temperaturen zwischen 40 °C und 100 °C gilt. Bei sehr tiefen Temperaturen ist das Verhalten sicher ungünstiger; inwieweit das Verhalten bei höheren Temperaturen zwischen 100 °C und etwa 300 °C merklich günstiger ist, läßt sich z. Z. nicht aussagen. Bei Temperaturen > 300 °C tritt zusätzlich die Problematik des Messens bei hohen Temperaturen auf (vgl. Abschnitt 3.1), was eine Prognose noch mehr erschwert.

Leider gibt es z. Z. noch keine verwertbaren Ergebnisse, die das Verhalten von DMS als Funktion der Strahlungsintensität, d. h. der Neutronenflußdichte darstellen und somit einen Vergleich von Meßergebnissen unter Strahlung mit solchen aus Abschaltphasen ermöglichen. Es ist deshalb keine Angabe möglich, bis zu welcher maximalen Flußdichte mit welchem zusätzlichen Fehler während des Betriebes gemessen werden kann. Zur Verbesserung der Möglichkeiten von Dehnungsmessungen unter Kernstrahlung ist deshalb nicht nur eine bessere Fundierung der bisherigen Ergebnisse sowie eine Erweiterung zu höheren Dosen erforderlich, sondern auch eine Einbeziehung der Größen "Temperatur" und "Neutronenflußdichte" als Parameter; bei sehr hohen Dosen ist auch den Neutronen mit $E < 1$ MeV, insbesondere den thermischen Neutronen, mehr Beachtung zu schenken.

4. Meßverfahren unter besonderer Berücksichtigung der Meßgröße und des Meßobjektes

4.1 Zur Verformungsmessung an Würfelproben aus Beton

(N. Czaika, G. Magiera, W. Timme)

4.1.1 Einführung

Im Zusammenhang mit der Untersuchung der dreiaxialen Festigkeit von Beton ergaben sich zwei Meßprobleme, die gelöst werden mußten:

- Die Dehnungsmessung im Innern dreiachsig beanspruchter Beton-Würfelproben.
- Die Messung der Querdehnungsverteilung in insbesondere einachsig beanspruchten Beton-Würfelproben.

Die Dehnungsmessung an den dreiachsig beanspruchten Proben war nötig, da an einer großen Probezahl das Spannungs-Dehnungs-Diagramm bis zum Druck ermittelt werden sollte. Die Dehnung im Innern erschien wegen der mehr oder weniger stark ausgeprägten Querdehnungsbehinderung in den Kraffteinleitungsbereichen maßgeblich. Da ein angemessener Aufnehmer am Markt zunächst nicht erhältlich war, mußte eine besondere Aufnehmerentwicklung aufgenommen werden.

Die Entwicklung eines Meßsystems zur Ermittlung der Querdehnungsverteilung in den Proben war für Voruntersuchungen an Kraffteinleitungssystemen erforderlich: Bei der Festigkeitsprüfung von Betonwürfeln werden nämlich verschiedene Lasteinleitungssysteme wie Stahlplatten, einzelne Stempel, Gummiplatten etc. angewandt; sie ergeben verschiedene Querdehnungsbehinderungen und damit verschiedene Festigkeitswerte. Um die verschiedenen Lasteinleitungssysteme in ihrer Wirkung auf die Betonfestigkeit in Abhängigkeit von der Querdehnungsbehinderung beurteilen zu können, mußten diese Querdehnungsbehinderungen möglichst an einer Vielzahl von Punkten gemessen werden.

4.1.2 Innendehnungsaufnehmer für Betonwürfel

4.1.2.1 Anforderungen; Konzeption des Aufnehmers

Die Meßwertaufnehmer zur Dehnungsmessung im Innern dreiachsig beanspruchter Beton-Würfelproben mußten im einzelnen folgende Anforderungen erfüllen:

- Sie mußten einer Kantenlänge von 100 mm bei einem maximalen Körnungsdurchmesser von 12 mm gerecht werden.
- Sie sollten einen Temperaturbereich von 20 bis 150 °C, der später allerdings eingeschränkt wurde, einsetzbar sein.
- Sie durften die Festigkeitswerte nicht beeinflussen.
- Sie mußten bis zum Bruch messen.
- Ihr Meßfehler sollte $\pm 10 \text{ um/m} \pm 10 \%$ nicht übersteigen.
- Sie mußten der großen Probenzahl entsprechend möglichst billig sein.
- Sie sollten keine besonderen Vorsichtsmaßnahmen beim Schleifen, Transportieren und Lagern der Proben erforderlich machen.

Nach einer früheren Arbeit über die Dehnungsmessung im Innern großer metallischer Bauteile [4.1-1] erschien die Dehnungsmessung längs der Mantellinien schlanker Bohrungen durch das Würfelzentrum besonders aussichtsreich: Bezogen auf eine Hauptspannungsrichtung als Längsrichtung wird in einer Längsbohrung richtig gemessen, und es treten, abgesehen von der Querschnittsschwächung, keine Spannungsüberhöhungen auf. In einer Querböhrung treten dagegen erhebliche Spannungsüberhöhungen in Umfangsrichtung der Boh-

rung auf, an den Bohrungsenden auch in axialer Richtung. Diese Störungen klingen aber in radialer bzw. axialer Richtung innerhalb weniger Bohrungsdurchmesser ab, und im mittleren Bereich stimmt die axiale Dehnung mit der Nenn-Querdehnung überein. Darüber hinaus ist die gegenseitige Beeinflussung zweier senkrecht zueinander angeordneter Bohrungen, wie sie zur mehraxialen Dehnungsmessung nötig sind, vernachlässigbar, wenn der senkrechte Abstand der Bohrungen voneinander mehr als ca. 6 Bohrungsdurchmesser beträgt. Dementsprechend erschienen zylindrische, mit DMS ausgestattete Aufnehmer besonders geeignet.

Als Kompromiß zwischen hinreichend großer Meßlänge für die Mittelung über die Beton-Inhomogenitäten [4.1-2] und hinreichend kleiner Meßlänge für die Messung in einem von Kraffteinleitungseffekten möglichst wenig beeinflussten Bereich wurde die Meßlänge auf 50 mm festgelegt. Der Durchmesser der Aufnehmer wurde auf 2 mm limitiert, um den Kornaufbau nicht zu sehr zu stören und die Bereiche der o. g. Spannungsüberhöhungen sowie die notwendigen Abstände zwischen zwei Aufnehmern möglichst klein zu halten.

Um besondere Vorkehrungen beim Bearbeiten und Handhaben der Betonwürfel zu umgehen, wurde vorgesehen, beim Schütten der Betonwürfel zylindrische Aufnehmerhöhlräume einzubringen und erst kurz vor der Messung die Aufnehmer in diese "Bohrungen" einzukleben.

4.1.2.2 Rückwirkung der Aufnehmer auf die Proben

Um zu prüfen, ob die vorgesehene Konzeption tatsächlich geeignet ist, wurde zunächst der Einfluß solcher Aufnehmer auf die Würfel Festigkeit untersucht. Die Prüfungen wurden vom BAM-Labor 2.12 "Festigkeitsuntersuchungen" vorgenommen. Es wurden jeweils fünf Würfel ohne Störungen im Vergleich zu je fünf Würfeln aus der gleichen Charge mit Aufnehmernachbildungen geprüft. Als Nachbildungen wurden zwei Metallröhrchenkonzeptionen sowie freie "Bohrungen" (s. Abschnitt 4.1.2.3) angewandt. Die Richtung der Röhrchen- bzw. Bohrungsachse verlief in Stampfrichtung und senkrecht zur späteren Belastungsrichtung. Die Ergebnisse der Prüfung sind in Tabelle 4.1-1 zusammengestellt. Bei den allerdings recht großen Werten von ca. 4 bis 14 % für das 1,96-fache der Standardabweichung (95 % Wahrscheinlichkeit) zeigte sich kein signifikanter Einfluß der Aufnehmer auf die Festigkeit: Die Metallröhrchen haben keine erkennbare Bewehrungswirkung, und die Spannungsüberhöhungen, insbesondere die Zugspannungen, bewirken keinen vorzeitigen Bruch. Letzteres dürfte vor allem daran liegen, daß sich merkliche Spannungsüberhöhungen auf einen Bereich von nur etwa 3 mm Dicke um den Aufnehmer herum beschränken.

Dementsprechend erfaßt die gesamte Störung infolge eines Aufnehmers nur einen Zylinder von ca. 8 mm Durchmesser, d.h.

Betonwürfel	10x10x10 cm ³			10x10x10 cm ³ ; 0/7mm		20x20x20 cm ³ ; 0/30mm	
	Lagerung: 28 Tage			Lagerung: 28 Tage		Lagerung: 28 Tage	
Störung	ohne Störung	50 mm-Röhrchen	100 mm-Röhrchen	ohne Bohrung	mit Bohrung	ohne Bohrung	mit Bohrung
Festigkeitswerte der einzelnen Proben (N/mm ²)	46,2 45,9 52,6 45,4 44,2	48,1 45,8 48,0 47,8 45,3	49,5 43,6 45,4 46,2 45,2	27,0 27,0 27,0 26,6 25,8	26,4 24,6 25,8 20,0 25,4	39,2 39,5 39,8 39,2 41,0	39,2 39,2 39,5 39,8 40,5
Mittelwerte (N/mm ²)	46,9	47,0	46,0	26,7	25,6	39,7	39,6
1,96x Standardabweichung (N/mm ²)	6,5	2,6	4,4	1,0	1,6	1,4	1,0

Tabelle 4.1-1: Zum Einfluß von Aufnehmer-Nachbildungen (Metallröhrchen bzw. Bohrung von 2 mm Durchmesser) auf die Festigkeit von Beton

sie erfaßt nur etwa 0,5 % des gesamten Würfelvolumens. Aus diesem Grunde dürfte auch der Einfluß der Aufnehmer auf das Spannungs-Dehnungs-Diagramm vernachlässigbar sein.

4.1.2.3 Einbringen der Dehnungsaufnehmer in die Proben

Für das eingangs genannte Konzept zum Einbringen der Aufnehmer in die Proben ist die Herstellung zylindrischer Aufnehmerhohlräume während des Schüttens erforderlich. Dazu wurde folgendes Verfahren entwickelt: Zunächst wird ein als Hilfsmittel benötigter Nylon-schlauch (Maxam Pneumatik, Typ 7071 A 00580, 1/16" natur) thermoplastisch von z. B. 2,6 mm Außendurchmesser auf 2,1 mm gebracht. Dazu wird er mit einem hinreichend großen Gewicht von z. B. 200 g belastet und während ca. 3 h einer Temperatur von 100 °C ausgesetzt, so daß er sich plastisch verformt, bis das Gewicht auf einen vorher eingestellten Anschlag aufsetzt. In diesem Zustand wird abgekühlt. Die einzustellende relative Lagenänderung $\Delta\ell/\ell$ ergibt sich aus der notwendigen relativen Durchmesseränderung $\Delta d/d$ nach der Beziehung

$$\frac{\Delta\ell}{\ell} = -\mu \frac{\Delta d}{d} \quad (4.1-1)$$

Dabei ist mit einer Querdehnungszahl $\mu \approx 0,4$ zu rechnen.

Der in dieser Weise vorbereitete Schlauch wird auf Länge geschnitten, mittels eines eingeschobenen Stahldrahtes versteift und in der Gießform in der gewünschten Lage fixiert, etwa mittels entsprechender Einsenkungen auf der Innenseite der Formplatten. Dann wird der Beton geschüttet. - Nach dem Abbinden und Entformen des Betonwürfels und Herausziehen des Stahldrahtes läßt sich der Schlauch leicht herausziehen: Beim Ziehen spaltet er infolge seiner Querkontraktion sukzessive vom Beton ab.

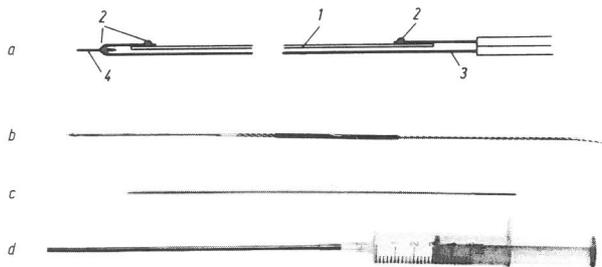


Bild 4.1-1:
Zur Dehnungsmessung im Innern dreiaxig beanspruchter Beton-Würfelpromen

- Innendehnungsaufnehmer, schematisch, vor dem Tauchen in Araldit F und Einkleben in ein Metallröhrchen
- ausgeführter Aufnehmer vor dem Einkleben in ein Metallröhrchen
- Nylonschlauch mit eingeschobenem Stahldraht zur Herstellung der Aufnehmer-"Bohrungen" während des Schüttens der Proben
- Einwegspritzen zum Füllen der Bohrungen mit Kleber

1: Foliendehnungsmeßstreifen, 2: Lötanschlüsse, 3: Anschlußdrähte, 4: Hilfsdraht zur Aufnahme des Ablauftropfens

Zum Einkleben der Aufnehmer hat sich folgendes Verfahren bewährt: Nach Säubern der Bohrung wird zunächst ihr unteres Ende verschlossen und die Bohrung mittels einer billigen Einmalspritze mit langem Messingrohr mit Kleber gefüllt, und zwar von unten nach oben, indem das Rohr zunächst auf den Bohrungsgrund aufgesetzt und unter Herausdrücken des Klebers aus der Spritze langsam hochgezogen wird. Dann wird der Aufnehmer langsam in die vollständig mit Kleber gefüllte Bohrung eingeführt, wobei der verdrängte Kleber oben austritt. Als Kleber erwies sich das kalt härtende Epoxidharz Araldit F (Ciba) als gut geeignet. Auf diese Weise erhält man eine blasenfreie Klebung, was durch Versuche bestätigt wurde.

4.1.2.4 Aufbau der Aufnehmer

Der Aufbau des Aufnehmers eigener Konzeption, der aus verschiedenen Vorversuchen bzgl. kostengünstiger Fertigung und akzeptabler Eigenschaften resultierte, geht aus Bild 4.1-1 hervor. Das Meßsystem (a) besteht im wesentlichen aus dem schmalen Folienmeßstreifen 1 (Micro-Measurements, Typ EA 06-19-CDK-120), der mittels der Lötanschlüsse 2 zwischen den Zuleitungen 3 ausgespart ist. Durch Tauchen in Araldit F (s. o.) erhält das System die für die weitere Handhabung notwendige Steifigkeit (b). Von dem Hilfsdraht 4 kann das überschüssige Harz abtropfen; er wird nach dem Aushärten des Harzes abgetrennt. In der nicht abgebildeten Version wird das System in ein Messingröhrchen von 2 mm Durchmesser und 0,1 mm Wandstärke eingeklebt, um den Aufnehmer weniger empfindlich gegen erste Anrisse im Beton zu machen. Zum Einkleben ist die im Abschnitt 4.2.1.3 beschriebene Klebetechnik anzuwenden. Als Installationsmittel sind in Bild 4.1-1 noch der Nylonschlauch mit eingeschobenem Stahldraht (c) zum Herstellen der "Bohrungen" in den Betonproben und die Einmalspritze mit Messingrohr (d) zum Füllen der Bohrungen mit Kleber dargestellt.

Nach Abschluß der Entwicklung zeigte sich, daß ein Beton-Dehnungsaufnehmer von Ailtech [4.1-3] in besonderer Ausführung, nämlich ohne Endflansche, zu einem annehmbaren Preis doch erhältlich war. Bei ihm ist der Meßdraht aus Konstantan, mit verdichtetem Magnesiumoxidpulver elektrisch isoliert, in ein sehr dünnes Metallrohr eingebracht. Dieser Aufnehmer, der sich genauso wie die Eigenentwicklung in die "Bohrungen" der Betonwürfel einkleben läßt, wurde als Alternative in die Untersuchungen einbezogen.

4.1.2.5 Untersuchungsergebnisse

Die Aufnehmer wurden in einachsigt belastetem Stahl und Betonprismen von 100x100 mm² Querschnitt und 300 mm Höhe untersucht, und zwar im mittleren, ungestörten Bereich des Probekörpers, sowohl in Spannungsrichtung, als auch senkrecht dazu. Die Messung erfolgte im Vergleich zu Dehnungsmeßstreifen, die parallel zu den Aufnehmern unter Verwendung von 0,2 mm dicken Stahlstreifen auf die Oberfläche des Prüfkörpers geklebt waren. Bild 4.1-2 zeigt, ein so zur Prüfung vorbereitetes Betonprisma. Die Innendehnungsaufnehmer und die Vergleichsdehnungsmeßstreifen an der Oberfläche sind deutlich erkennbar.

Als typische Ergebnisse zeigen die Bilder 4.1-3 und 4.1-4 die Kennlinien mehrerer Aufnehmer in Beton. Es ist die Geber-, besser Aufnehmeranzeige, ϵ'_G , über der auf den Aufnehmerort umgerechneten Anzeige der Dehnungsmeßstreifen ϵ'_D , aufgetragen. Wie insbesondere aus Bild 4.1-3 hervorgeht, sind bei nicht zu großer Belastung die Kennlinien gut linear. Bei größeren Belastungen, nämlich oberhalb einer Stauchung von 1200 bis 1600 $\mu\text{m}/\text{m}$ für die Aufnehmer in Belastungsrichtung und oberhalb einer Dehnung von 300 bis 400 $\mu\text{m}/\text{m}$, treten Abweichungen von der Linearität auf, die sicher mit dem bevorstehenden Bruch zusammenhängen und sehr wahrscheinlich auf Anrisse im Beton zurückzuführen

sind. Im Falle des Bildes 4.1-4 ist zu berücksichtigen, daß der Druckspannung eine starke Biegekomponente überlagert war, die anscheinend zu vorzeitigen Anrissen führte. Unabhängig davon scheinen die Aufnehmer von Ailtech aber tatsächlich etwas empfindlicher auf Anrisse zu reagieren. In Stahlprismen arbeiteten beide Aufnehmertypen bis über 2000 $\mu\text{m}/\text{m}$ einwandfrei.

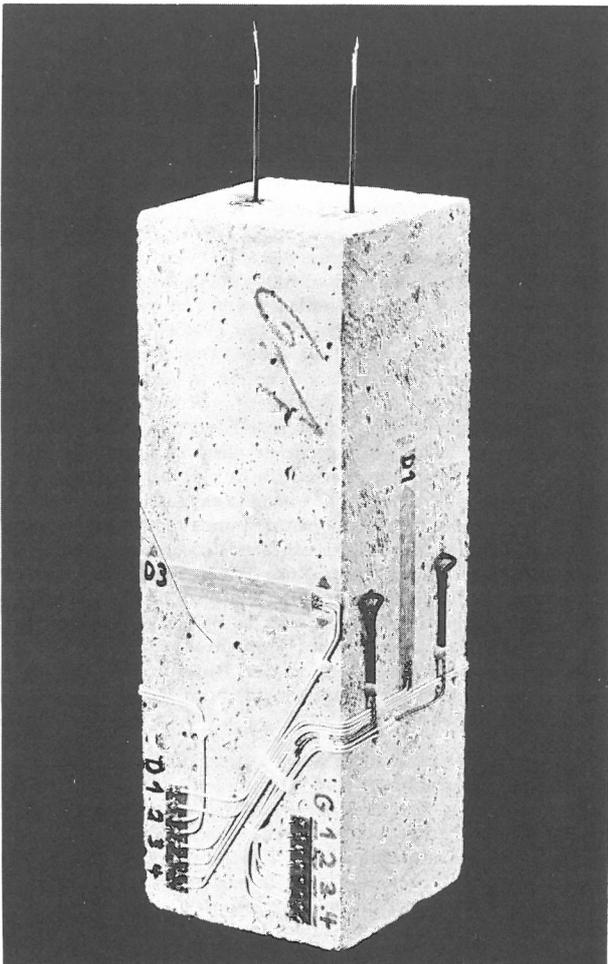


Bild 4.1-2: Betonprismen von $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Querschnitt und 300 mm Höhe mit je zwei Innendehnungsaufnehmern und je zwei Dehnungsmeßstreifen parallel und senkrecht zur einachsigen Spannung

Wie schon aus den Bildern 4.1-3 und 4.1-4 hervorgeht, zeigt die Empfindlichkeit der Aufnehmer erhebliche Streuungen, insbesondere senkrecht zur Belastungsrichtung. Die Auswertung aller Versuche in Beton ergab für den k-Faktor folgende Mittelwerte k und Standardabweichungen s

- Aufnehmer eigener Konzeption, 14 Exemplare
 $k = 2,17$; $s = 4,6 \%$
 (Herstellerangabe für die in den Aufnehmern verwendeten Dehnungsmeßstreifen: $k = 2,095 \pm 0,5 \%$)
- Sonderausführung von Ailtech, 10 Exemplare
 $k = 2,02$; $s = 8,2 \%$
 (Herstellerangabe: $k = 2,00 \pm 3 \%$)

Die angegebenen Standardabweichungen enthalten sicher auch systematische Fehler, etwa die Querdehnungsempfindlichkeit. Sie dürfte sich aber nur mit einem unge-rechtfertigt hohen Aufwand bestimmen lassen.

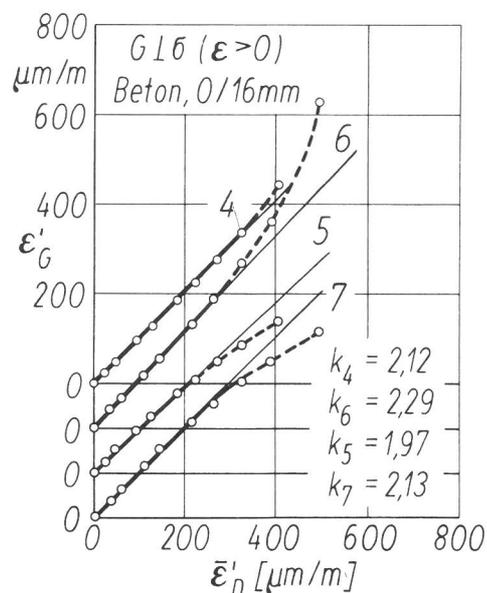
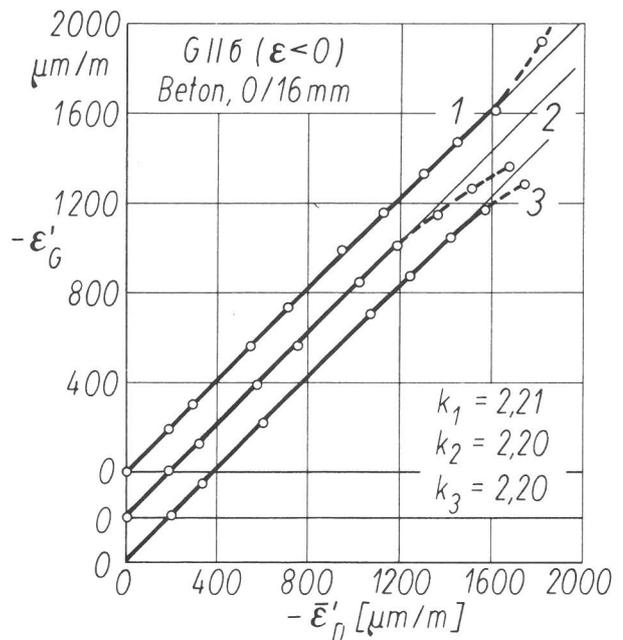


Bild 4.1-3: Kennlinien von Innendehnungsaufnehmern eigener Konzeption in einem Betonprisma nach Bild 4.1-2 mit 0/16 mm Körnung, parallel und senkrecht zur einachsigen Spannung

Das Kriechen ist bei beiden Ausführungen hinreichend klein jedenfalls unter 1 % nach ca. 10 min. Auch die Hysterese, die für die gegebene Aufgabe ohne Bedeutung ist, ist klein.

Insgesamt wird die angestrebte Meßunsicherheit von

$$\Delta \epsilon = \pm 10 \mu\text{m}/\text{m} \pm 10 \%$$

von beiden Ausführungen annähernd eingehalten. Beim Einsatz zur dreiaxialen Dehnungsmessung kann der Fehler senkrecht zur größeren Hauptspannung bei kleiner Dehnung auch größer sein, insbesondere infolge der Querdehnungsempfindlichkeit.

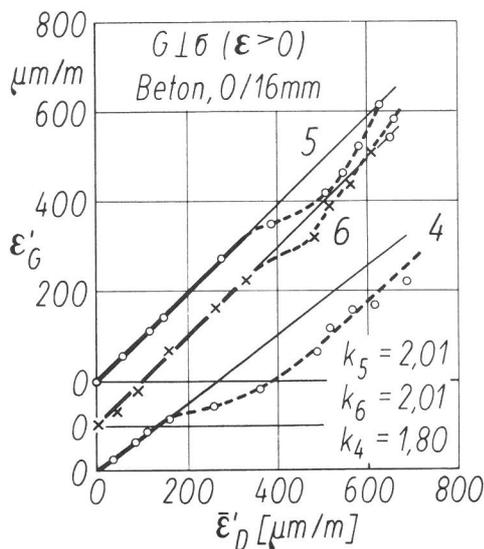
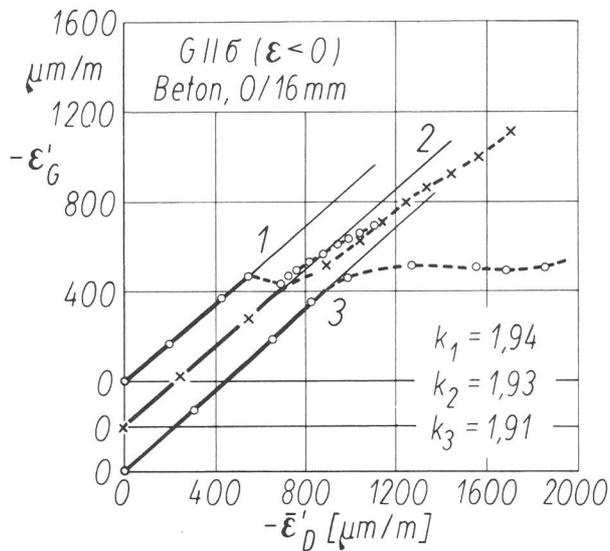


Bild 4.1-4:
Kennlinien von Ailtech-Innendehnungsaufnehmern
besonderer Ausführung in einem Betonprisma nach
Bild 4.1-2 mit 0/16 mm Körnung, pralle und senk-
recht zur einachsigen Spannung

Trotz der nicht unerheblichen Mängel erscheinen beide
Ausführungen zur Innendehnungsmessung in Beton-Wür-
felproben einsetzbar.

4.1.3 Querdehnungsaufnehmer für Betonwürfel

4.1.3.1 Anforderungen; Auswahl und Konzeption des Meßsystems

Das Meßsystem zur Ermittlung der Querdehnungsver-
teilung mußte in einzelnen folgende Anforderungen er-
füllen:

- Der Meßbereich mußte auf $\epsilon_Q \cdot \ell = \mu \cdot \epsilon_L = 1600 \mu\text{m/m}$
und die Fehlergrenzen $\pm 2 \cdot 10^{-6} \pm 1 \%$ festgelegt wer-
den. Dabei sind

ϵ_Q : Querdehnung des Betons

ϵ_L : Längsdehnung des Betons

μ : Querdehnungszahl

- Es sollten ungefähr 1000 Würfel geprüft werden.
- Die Prüfung der 1000 Würfel mußte auf einen möglichst
kurzen Zeitraum von ungefähr 30 Tagen beschränkt
werden, um die Festigkeit der Würfel vergleichen zu
können, denn die aus ein und demselben Beton herge-
stellten Würfel sollten zum Prüfungszeitpunkt eine
möglichst gleiche Lagerungszeit hinter sich haben. Die
Prüfungszeit t_p für einen Würfel mußte sonst auf
 $t_p \leq 16 \text{ min/Würfel}$ einschließlich der Montage der Auf-
nehmer begrenzt werden.

- Die mögliche Kraft F , die ein Aufnehmer auf einen
Meßpunkt ausübt, sollte $F \leq 100 \text{ N}$ sein, da sonst der
Wert der Würfel Festigkeit verfälscht werden konnte.

- Für einen Würfel sollten mindestens 12 Querdehnungen
an verschiedenen Orten ermittelt werden, d.h. die An-
zahl der Aufnehmer betrug $n \geq 12$.

- Der finanzielle Aufwand sollte möglichst gering sein.

In die engere Wahl wurden 3 Verfahren zur Querdehnungs-
messung gezogen, die sich in der konkreten Anwendung
insbesondere durch ihre Montage, ihre Wiederverwend-
barkeit und ihren Preis voneinander unterscheiden:

- Dehnungsmeßstreifen (DMS), direkt auf jeden Würfel
geklebt

- Ein System von elektrischen Wegaufnehmern

- Ein System von Biegebalken mit DMS, das die Quer-
dehnung aus der Längenänderung $\Delta \ell$ parallel zu einer
Würfelkante der Länge ℓ senkrecht zur Lastrichtung
zu ermitteln erlaubt: $\Delta \ell = \epsilon_Q \cdot \ell$.

Die DMS haben den großen Vorteil, vielfältig erprobt zu
sein und nur wenig Rückwirkung auf das Meßobjekt zu
zeigen. Sie sind jedoch kaum wiederverwendbar und bei
einer Gesamtzahl von mindestens $12 \times 1000 = 12000$ zu
teuer; ferner hätte das bei jedem Würfel erforderliche
Kleben und Verdrahten der DMS eine zusätzliche Ar-
beitskraft erfordert. Elektrische Wegaufnehmer zeigen,
ähnlich wie die DMS, zumeist kaum eine Rückwirkung
auf das Meßobjekt; sie würden aber einen erheblichen
finanziellen Aufwand bedeuten. Ein Biegebalkensystem
erschien dagegen so ausführbar, daß alle Anforderungen
hinreichend erfüllt sind. So entschieden wir uns für ein
solches Biegebalkensystem, und zwar für ein System
von einseitig eingespannten Biegebalken, deren Ein-
spannungen sich gegen einen die Probe umgebenden
starken Rahmen abstützen und deren freie Enden durch
die Querdehnungswege der Probe ausgelenkt werden
(s. u.).

4.1.3.2 Auslegung des Meßsystems

Die Auslegung des Systems wurde im einzelnen

- durch den Querdehnungsweg parallel zu einer Kante
der Länge ℓ , $\epsilon_Q \cdot \ell = 1600 \mu\text{m/m} \cdot 100 \text{ mm} = 160 \mu\text{m}$

- durch den maximal zulässigen Fehler von $\pm 2 \mu\text{m}/\text{m} \pm 1\% = \pm 0,2 \mu\text{m} \pm 1\%$

- durch die Mindestanzahl 12 der Meßstrecken

bestimmt. Senkrecht zur Lastrichtung z (s. Bild 4.1-5) sollte mindestens in 3 Ebenen E_1, E_2 und E_3 und in jeder Ebene über 4 Meßstrecken M_1/M_1' gemessen werden. Da die Kanten in z -Richtung Störzonen für die Querdehnungsverteilung bedeuten, wurden die Meßpunkte M_1 bzw. M_1' hinreichend weit von diesen Kanten entfernt fixiert.

Bild 4.1-6 zeigt, wie die senkrecht zur Würfelfläche auftretenden Meßwege - im Mittel $\Delta l = \epsilon_Q \cdot l/2$ auf die Kragbalken 3, die zur einfacheren Fertigung und besseren Handhabung paarweise zusammengefaßt sind, übertragen und an der Einspannstelle 4 in Dehnungen umgesetzt werden.

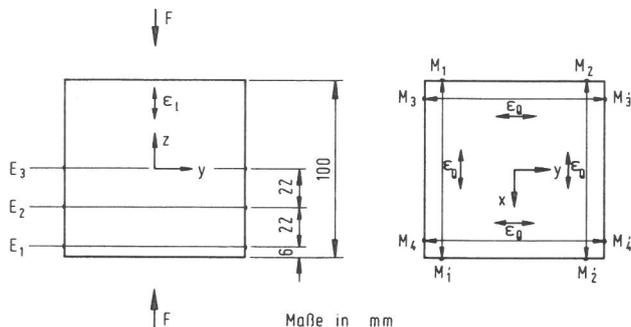


Bild 4.1-5: Meßebenen E_1 ($i = 1, 2, 3$) und Meßstrecken M_1/M_1' zur Erfassung der Querdehnung ϵ_Q am Betonwürfel infolge der Kraft F

Insgesamt wurden 12 solcher Doppelkragbalken aus Kupferberyllium CuBe2 gefertigt. Dieser Werkstoff hat den Vorteil, einen relativ kleinen E-Modul und gute Federeigenschaften zu besitzen und nach dem Härten hohe Festigkeit zu erreichen, die einen großen Meßbereich gewährleisten. Um zum einen möglichst kleine Meßkräfte F_1 (s. Bild 4.1-7) und zum anderen große Dehnungswerte zu erhalten, wurde der Querschnitt nahe der Einspannstelle verringert. Die optimale Höhe h_2 im Punkt 2 wurde nach einem vereinfachten Rechenverfahren bei vorgegebener Durchbiegung $w_{x,y}$ im Punkt 1 des Kragbalkens ermittelt. Aus diesem Diagramm geht hervor, daß eine Querschnittshöhe $h_2 = 2$ mm die optimalen Dehnungswerte ergibt. Eine größere Höhe würde wenig Dehnungsgewinn, andererseits aber ein starkes Ansteigen der Meßkraft F_1 mit sich bringen. Für diese Querschnittshöhe $h_2 = 2$ mm wurde eine genauere Berechnung der Dehnung durchgeführt: Die kreisbogenförmige Verengung nahe der Einspannstelle wurde hier durch eine Treppenfunktion mit mehreren kleinen Stufen angenähert und die Dehnung für eine Meßlänge von 3 mm gemittelt. Diese Berechnung ergab eine Dehnung von $\epsilon = 950 \cdot 10^{-6} / (80 \mu\text{m})$.

Der nächste Schritt war die Auslegung des Halterahmens der 12 Doppelkragbalken. Dieser Rahmen durfte nur geringe Abmessungstoleranzen besitzen, und seine Nachgiebigkeit den auftretenden Meßkräften gegenüber mußte klein sein (s. Bild 4.1-8). Der die Würfelprobe 1 umschließende Rahmen 2 wurde aus Stahl gefertigt, die 4 Seiten wurden miteinander verstiftet und verschraubt. Die nach innen ragenden Stege 5 gaben dem Rahmen die notwendige Biegesteifigkeit und stützten die Querdehnungsaufnehmer während des Einsatzes.

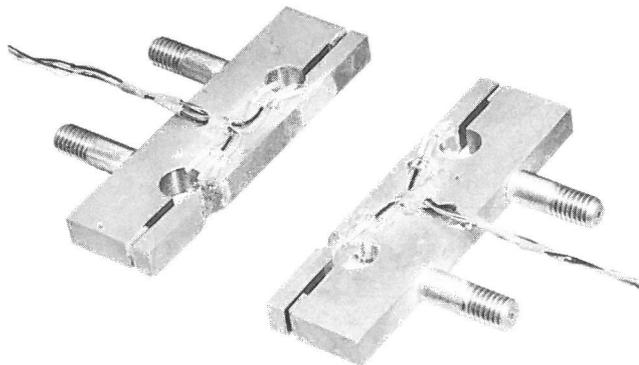
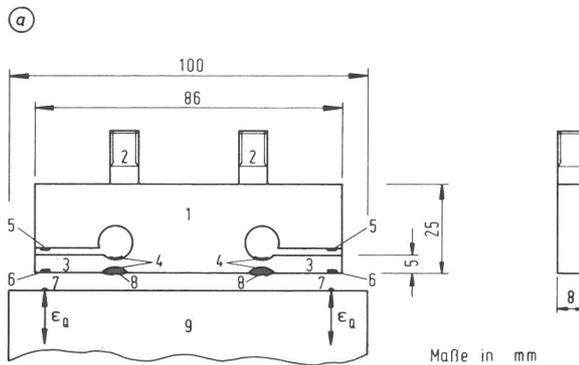


Bild 4.1-6: Doppelquerdehnungsaufnehmer, schematisch (a) und zwei zusammengehörende in technischer Ausführung (b):

- | | |
|------------------------------|------------------------|
| 1: Doppelaufnehmer | 5: Begrenzung |
| 2: Führungsstifte | 6: Hartmetallplättchen |
| 3: Kragbalken | 7: Meßpunkte M_1 |
| 4: DMS an der Einspannstelle | 8: Schutzmasse für DMS |
| | 9: Betonwürfel |

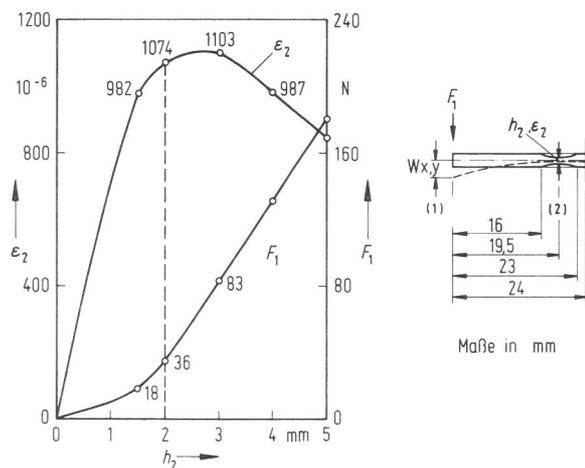


Bild 4.1-7: Zur Optimierung der Höhe h_2 hinsichtlich möglichst großer Dehnung ϵ_2 und möglichst kleiner Kraft F_1 für die vorgegebene Durchbiegung $w_{x,y} = 80 \mu\text{m}$

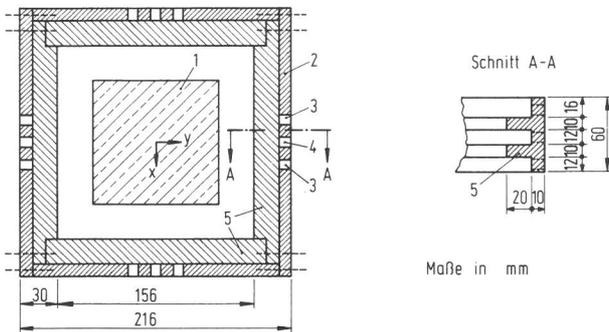


Bild 4.1-8:
Haltegerüst für die Querdehnungsaufnehmer
1: Betonwürfel, 2: Haltegerüst,
3: Führungsbohrungen, 4: Spannbohrungen,
5: versteifende Stege

Ein weiteres Problem war das Aufbringen der Meßpunkte M_1 , M_2 (s. Bild 4.1-5) auf die Würfel­fläche. Diese Meßpunkte - Stahlkugeln von 1 mm Durchmesser - wurden auf die Betonwürfel mittels einer Schablone und einer Führungsschiene (s. Bild 4.1-9) auf den entsprechend präparierten Würfel mit einem kalthärtenden Kleber aufgeklebt.

Bild 4.1-10 zeigt das Gesamtsystem schematisch und in technischer Ausführung: Die Querdehnungen der Würfel, ϵ_Q , wirken über die Meßpunkte M auf die Doppelaufnehmer 1 ein, die sich ihrerseits auf den Rahmen 3 abstützen. Die Meßwege werden mittels der Kragbalken in Dehnungen umgesetzt und diese mit den DMS 4 gemessen. Mit den Führungsstiften 5 und den Spannschrauben 6 werden die Aufnehmer justiert und fixiert. Wie schon in Bild 4.1-6 angedeutet, werden die Aufnehmer gegen zu große Querdehnungen bzw. gegen ein Bersten der Betonwürfel durch Wegbegrenzungen 5 und die DMS durch Abdeckungen 8 geschützt; die in die Kragbalken eingelassenen Hartmetallplättchen sollen die Oberflächenrauigkeit des CuBe2 entscheidend vermindern. - Die Dehnungsmessstreifen zweier gegenüberliegenden Kragbalken sind so zu einer Vollbrücke verschaltet, daß sie nur gegenphasige Bewegungen anzeigen, wie sie durch die Querdehnung entstehen. Gleichphasige Bewegungen, wie sie durch Relativbewegungen zwischen Rahmen und Probe entstehen können, werden kompensiert.

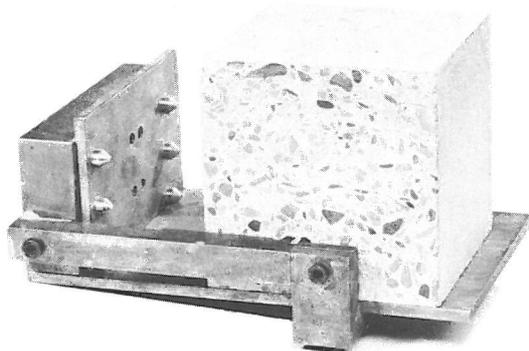


Bild 4.1-9:
Vorrichtung zum Aufbringen der Meßpunkte M_1 auf den Betonwürfel

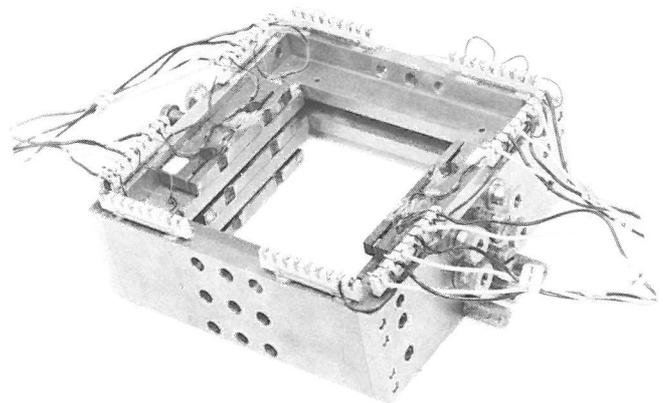
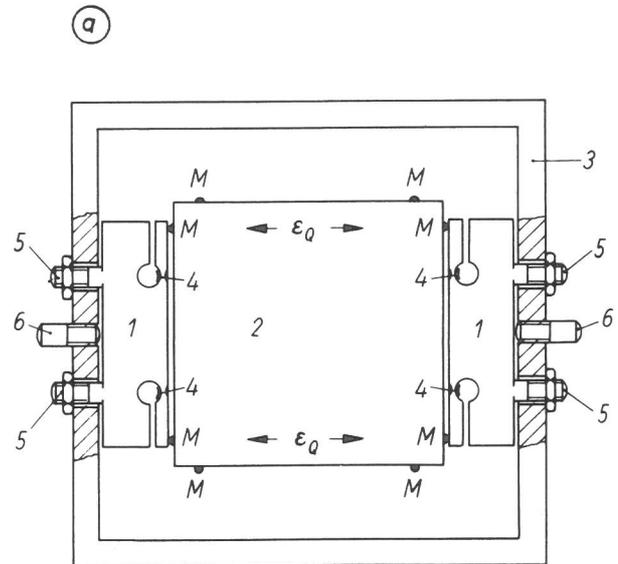


Bild 4.1-10:
Das vollständige Meßsystem, schematisch:

1: Doppelaufnehmer, 2: Betonwürfel,
3: Haltegerüst, 4: Dehnungsmessstreifen,
5: Führungsstifte, 6: Spannschrauben

4.1.3.3 Testergebnisse und Fehlerabschätzung

Vorversuche mit DMS verschiedener Gitterlänge und verschiedenen Klebern, die zu unterschiedlichen Kleberschichtdicken führten, ergaben eine mittlere Empfindlichkeit von $850 \cdot 10^{-6}/(80 \mu\text{m})$ in den Grenzen von etwa $+100 \cdot 10^{-6}/(80 \mu\text{m})$, was die theoretischen Ergebnisse hinreichend bestätigte.

Endgültig wurden bei allen 12 Doppelaufnehmern DMS mit der Gitterlänge 3 mm und ein kalthärtender Kleber verwendet.

Die mittlere Empfindlichkeit aller 24 Querdehnungsaufnehmer lag bei $922 \cdot 10^{-6}/(80 \mu\text{m})$; die maximale Abweichung der einzelnen Aufnehmerempfindlichkeiten von ihrem Mittelwert betrug $\pm 2,8 \%$. Der Eichwert jedes einzelnen Aufnehmers wurde mit einem Fehler von $f = +4 \cdot 10^{-6} + 1\% = +0,35 \mu\text{m} + 1\%$ ermittelt, wobei der relative Fehler von $+1\%$ im wesentlichen durch die Eichvorrichtung bestimmt wurde.

Weitere Fehler f , die während der Eichung nicht oder nur zum Teil erfaßt werden konnten, resultierten aus:

1. Der Nachgiebigkeit des Rahmens, $f \leq 0,24 \%$
2. der Schiefstellung des Rahmens und $f \leq 0,008 \%$
3. der Oberflächenrauigkeit der Hartmetallplättchen, $f \leq 1,0 \%$.

Sie wurden unter den ungünstigsten Voraussetzungen berechnet und beliefen sich in der Summe auf $f \leq 1,5 \%$.

Im wesentlichen sollten mit diesem Rahmen Querdehnungswerte verschiedener Betonwürfel miteinander verglichen werden, so daß die innerhalb der genannten Fehlerquellen auftretenden systematischen Fehler (z. B.

Nachgiebigkeit des Rahmens als Funktion der auftretenden Meßkräfte) und die Fehler der Eichanordnung herausfallen.

Insgesamt läßt sich sagen, daß der Querdehnungsvergleich von Würfel zu Würfel bei einer mittleren Gesamtempfindlichkeit zweier gegenüberliegender Aufnehmer von $1844 \cdot 10^{-6} / (160 \mu\text{m})$ mit einem Fehler $f = 8 \cdot 10^{-6} + 2 \%$ = $+ 0,35 \mu\text{m} + 2 \%$ möglich ist. Dieser Fehler ist zwar doppelt so groß wie in der in den Anforderungen im Abschnitt 4.1.3 genannte Wert, aber unseres Erachtens bei weitem ausreichend, wenn man bedenkt, daß die tatsächlich auftretenden Querdehnungen unter sonst gleichen Belastungsbedingungen und am gleichen Meßort bis zu mehr als 100 % von Würfel zu Würfel variieren.

4.2 Über die Voraussetzungen für betonseitige Messungen an der Dichthaut

(G. Magiera, N. Czaika)

4.2.1 Einführung

Sollen an der z. B. 20 mm dicken Dichthaut von Spannbetonbehältern (SBB) Dehnungen, Wege, Temperaturen usw. gemessen werden, so sind hinter der Dichthaut im Beton Hohlräume für die Meßwertaufnehmer zu schaffen (s. Bild 4.2-1). Von Messungen an der Innenseite der Dichthaut wird abgesehen, um vor allem jeden unnötigen Eingriff in den "heißen" Bereich des Kernreaktors zu vermeiden.

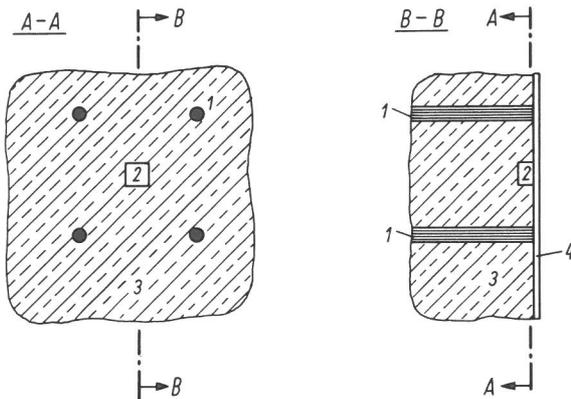


Bild 4.2-1:
Ausschnitt aus dem Spannbeton-Reaktordruckbehälter

- 1: Dichthautanker
- 2: Aufnehmerhohlraum
- 3: Beton
- 4: Dichthaut

Solche Hohlräume im Beton können infolge der Belastung durch den Innendruck

- Risse in der Dichthaut verursachen und damit den Behälter gefährden,
- Die Meßwerte bei Dehnungs- und Wegmessungen verfälschen. Besonders kritisch und unübersichtlich sind die Verhältnisse dadurch, daß die Dichthaut beim Vorspannen des Behälters bis in den plastischen Bereich gestaucht wird.

Durch Modellversuche sollte geklärt werden, inwieweit eine Sicherheitsverminderung bzw. eine Meßwertverfälschung bei den erforderlichen Abmessungen der Hohlraum-Grundfläche zu erwarten ist. Eine mögliche Auswirkung der Kerbspannungen im Beton (im Bereich der Hohlräume) auf die Dehnungsverteilung in der Dichthaut wurde hier ausgeklammert.

4.2.2 Versuchseinrichtung

4.2.2.1 Allgemeines

Zur Simulation des Reaktorinnendruckes stand ein Öldrucktopf mit einem zylindrischen Druckraum von 100 mm Durchmesser und 200 mm Höhe zur Verfügung. Die Abmessungen dieses Raumes bestimmten insbesondere den größtmöglichen Modellmaßstab von 1 : 4. Die Dichthaut wurde durch eine Kreisscheibe aus dem Stahl C 15 (lt. DIN 17 210 mit $\sigma_s \approx 300 \text{ N/mm}^2$ (30 kp/mm²)) nachgebildet, der sich von dem für Kernkraftwerke vorgesehenen Dichthautstahl hinreichend wenig unterscheidet. Gemäß Bild 4.2-2 wurde diese Scheibe 3 über den geeignet perforierten Festhaltetopf 4 von der Halteanordnung 5 gegen die Stahlunterlage 6 gedrückt, die den Beton ersetzte. In diese Stahlunterlage wurden innerhalb des von der Ringdichtung 1 gegen den Öldruck ab-

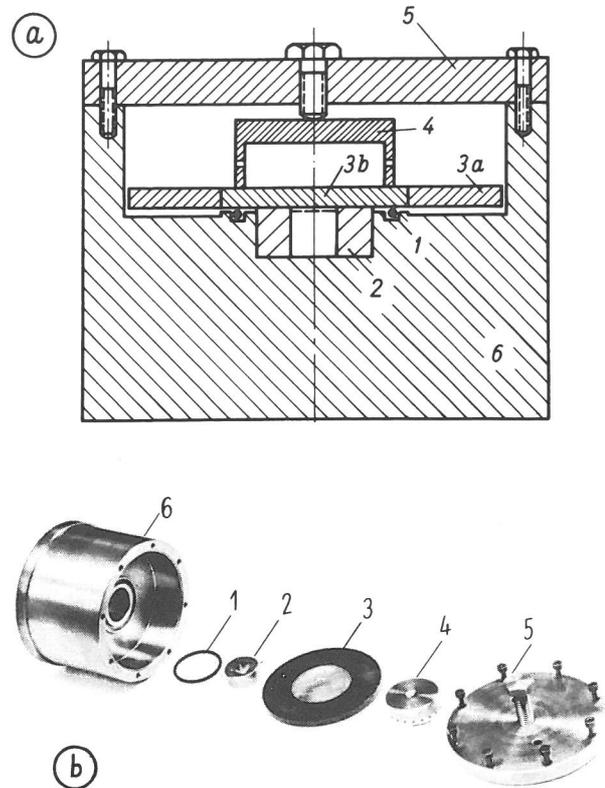


Bild 4.2-2:

Versuchsanordnung zur Bestimmung der Rückwirkung eines Aufnehmerhohlraumes auf die Dichthaut

- 1: Ringdichtung
- 2: Stahleinsatz mit Aufnehmerhohlraum
- 3: Scheibe, ggf. bestehend aus dem Aufschrumpfring 3a und dem die vorgespannte Dichthaut nachbildenden Teil 3b
- 4: Festhaltetopf
- 5: Halteanordnung
- 6: Stahlunterlage (Betonnachbildung)

gedichteten Bereiches Stahleinsätze 2 mit verschiedenen Hohlräumen eingelassen, deren Grundflächenabmessungen an Erfahrungswerten über die Abmessungen von Dehnungsaufnehmern orientiert wurden. Die Vorspannung in der die Dichthaut nachbildenden Scheibe 3b wurde ggf. durch Aufschrumpfen eines Kreisringes 3a aus hochfestem Stahl erzeugt. In einer Vorversuchsreihe, mit einem zylindrischen Aufnehmerhohlraum von 7,5 mm Radius ergaben sich folgende Resultate, die den Versuchsaufbau wesentlich mitbestimmten und den Modellmaßstab bestätigten:

- a) Die optimale Anpresskraft, mit der das Dichthautmodell (Kreisscheibe) auf die Dichtung gepreßt werden mußte, betrug 4 kN (400 kp).
- b) Die Dichtung hielt bis 750 bar Öldruck.
- c) Die maximale Dehnung im Mittelpunkt der Kreisscheibe betrug $\epsilon_m = 90 \cdot 10^{-6}/100 \text{ bar}$.
- d) Die Störungen in der Dichthaut klangen bis zu einem Radius von 15 mm, d. h. bis zum doppelten Hohlraumradius, auf 1/10 der maximalen Dehnung ab.

Bei diesem Vorversuch brauchte die Vorspannung, die die Dichthaut über die Betonvorspannung erhält, nicht beachtet zu werden, da hier nur eine grobe Abschätzung erfolgen sollte. Zwei Auflagerbedingungen wichen von den tatsächlichen Bedingungen im SBB ab:

- Die Randeinspannung der Dichthaut war lediglich durch die Anpreßkraft F gegeben, die über den Festhalte- topf eingeleitet wurde, und zwar direkt über dem Um- fang der Dichtung (s. Bild 4.2-2a).
- Die - wenn auch geringe - Haftung zwischen Dicht- haut und Beton (im Modell Stahl) war nicht vorhanden. Beide Abweichungen bewirken einen größeren Einfluß des Aufnehmerhohlraumes auf die druckbelastete Dicht- haut und verstärken das "Hineinziehen" der Dichthaut in den Aufnehmerhohlraum. Wir lagen damit auf der "sicheren Seite". Im einzelnen bestimmten drei Einfluß- größen die Versuchseinrichtung: Öldruck p_1 , Vorspan- nung σ_v und Aufnehmerhohlraumgrundfläche F_i .

4.2.2.2 Öldruck

In Kernreaktoren entsteht ein Betriebsdruck bis zu 50 bar. Um klare Abhängigkeiten der Dehnung der Dichthaut als Funktion des Druckes zu bekommen, er- höhten wir den Druck bis 700 bar. Es zeigte sich näm- lich, daß sich Unregelmäßigkeiten der Auflagerbedin- gungen bis zu einem Druck von ca. 250 bar stark aus- wirkten und erst darüber eine gleichmäßige Steigerung der Dehnung pro 50 bar Druckzunahme erreicht wurde. Je größer die Aufnehmerhohlraumgrundfläche wurde, um so weniger machten sich die Unregelmäßigkeiten bei steigendem Druck bemerkbar.

Der hohe Druck bis 700 bar zeigte jedoch einen sehr un- angenehmen Effekt: Die verwendeten DMS-Ketten (vgl. Bild 4.2-3; Typ KE 11 der Fa. Hottinger Baldwin Meß- technik; Kleber: Epy 500), waren sehr druckempfind- lich. Bei den ersten Versuchen fielen von 10 DMS einer Kette bis zu 6 DMS aus. Erst als wir den Anpreßdruck für den Aushärtvorgang gegenüber den Herstellungsan- gaben um das 12fache auf 12 bar steigerten, ergaben sich Druckeffekte, deren Exemplarstreuung innerhalb $+ 3 \cdot 10^{-6} / 100$ bar lagen. Nur diese ist von Bedeutung, da bei der Messung der hydrostatische Druck auf DMS- Kette und Stahlscheibe (Dichthaut), wie auch die Tempe- ratur, durch einen Kompensations-DMS kompensiert wurde.

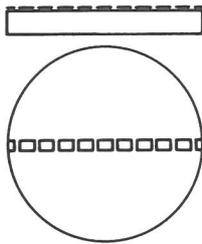


Bild 4.2-3:
Anordnung der DMS-Kette auf der Scheibe

4.2.2.3 Vorspannung

Die Vorspannung des Betons kann in der Dichthaut eine Spannung $\sigma_v \succ \sigma_s$, also im plastischen Bereich, erzeugen. Um eine klare Abhängigkeit der Dehnungen der Dichthaut von der Vorspannung σ_v zu bekommen, wählten wir für unsere Versuchsreihen drei Vorspannungen: $\sigma_v = 0$; $0 < |\sigma_v| \leq \sigma_s$; $|\sigma_v| \succ \sigma_s$. Das zur Erzeugung der Vorspannungen $\sigma_v \neq 0$ durch Auf- schrumpfen des Kreisringes auf die Scheibe erforder- liche Schrumpfmaß wurde nach [4.2-1] berechnet. Zum Aufschrumpfen wurden Temperaturen bis 500 °C ange- wendet. Um die Auflagerbedingungen zu verbessern, mußte die Unterseite von Ring und Scheibe plangeschlif- fen werden.

Die Vorspannung $|\sigma_v| \succ \sigma_s$ bereitete große Schwierig- keiten. Trotz eines genügend großen Schrumpfmaßes zwischen Ring und Scheibe stiegen die Dehnungen in der Scheibe nicht über 700 bis $800 \cdot 10^{-6}$ ($\epsilon_{soll} > 1430 \cdot 10^{-6}$). Es mußte angenommen werden, daß die Querdehnung in der unmittelbaren Randzone der Scheibe durch den auch in Dickenrichtung schrumpfenden Ring behindert wird. Damit ist die Spannung in der schmalen Randzone der Scheibe um den Faktor $1/(1-\nu)$ größer als im übrigen Teil der Scheibe, und sie übersteigt dort σ_s . Dadurch fließt die Randzone so stark, daß der größte Teil der Schrumpfung in der Randzone erzeugt und nur ein kleiner Anteil auf den übrigen Teil der Scheibe über- tragen wird, Bild 4.2-4. Durch eine spezielle Technik wurde diese Randzone gehärtet, so daß σ_s zur Randzone hin stark anstieg und ungefähr das 2fache von σ_s im Mittelbereich der Scheibe erreichte. Wir konnten so eine Dehnung in der Scheibe erzeugen, die weit über der Streckgrenzen-Dehnung $\epsilon_s = 1430 \cdot 10^{-6}$ lag: im Mittel bei $\epsilon = 2239 \cdot 10^{-6}$. Die Vorspannung nahm vom Rand zum Mittelpunkt der Scheibe hin geringfügig zu.

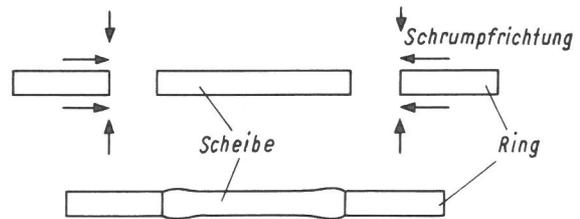


Bild 4.2-4:
Aufschrumpfen eines Ringes auf die Scheibe ohne Randhärtung (Schema)

4.2.2.4 Aufnehmerhohlraumgrundfläche

Die Aufnehmerhohlraumgrundflächen, die, wenn nicht anders bezeichnet, Rechteckform besitzen, teilten wir in zwei Kategorien ein. Einmal jene Größen, die eine geringe und vertretbare Verfälschung der Dehnung in der Dichthaut erwarten ließen (I) und zum anderen die Größen, die aufgrund ihrer großen Abmessungen für eine Anwendung kaum in Betracht kamen (II). Siesollten lediglich die eindeutige Beziehung zwischen den Auf- nehmerhohlraumabmessungen, der Vorspannung und dem Öldruck aufzeigen und einen Vergleich mit Be- rechnungen ermöglichen. Die Hohlräume wurden in zy- linderförmige Stahleinsätze mit der Höhe $H = 10$ mm und dem Radius $R = 12$ mm ("Aufnehmerhohlraumein- sätze") eingefräst und in die Versuchsanordnung einge- setzt (Bild 4.2-2). Auch diese Einsätze trugen dazu bei, die Unregelmäßigkeiten der Auflagerbedingungen zu erhöhen. Nach einigen Versuchen ergab ein Übermaß von $H = 0,01$ mm über der Auflagerebene, insbeson- dere bei den Einsätzen der Kategorie I, die kleinsten Störungen. Die Aufnehmerhohlraumeinsätze R_1 bis R_6 hatten folgende Grundflächen:

Kategorie I	Kategorie II
$R_0 : F = 0$	$R_5 : F = 12,5 \cdot 12,5 \text{ mm}^2$,
$R_1 : F = 2,5 \cdot 24 \text{ mm}^2$,	$R_6 : F = D^2/4, D = 24 \text{ mm}.$
$R_2 : F = 3,5 \cdot 24 \text{ mm}^2$,	
$R_3 : F = 5 \cdot 5 \text{ mm}^2$,	
$R_4 : F = 5 \cdot 13,5 \text{ mm}^2$,	

4.2.3 Versuchsdurchführung

Nachdem jeweils die Vorspannung σ_v durch das Aufschumpfen des Ringes auf die Scheibe aufgebracht worden war, klebten wir die DMS-Kette in radialer Richtung auf. Die Zuleitungen der DMS-Kette wurden durch kleine Löcher im Festhaltetopf geführt, gelangten dann durch einen Deckel des Öldrucktopfes zu einer 100fach-Meßanlage, mit der die Meßstellen automatisch abgefragt und die Meßwerte mittels eines Druckers aufgezeichnet wurden. Belastet wurde mit einer Handpumpe in sieben gleichen Stufen bis 700 bar, wobei jede Stufe innerhalb eines Zeitintervalls von 1 min angesteuert wurde. Jeder Zyklus wurde mit einer Druckentlastung innerhalb 1 min auf $p_1 = 0$ abgeschlossen. Die Zeitintervalle wurden automatisch durch die Vielstellenmeßanlage vorgegeben. Die plötzliche Druckentlastung ergab gewisse Ausgleichsvorgänge, die jedoch nach 3 min abgeklungen waren. Jeder Zyklus wurde im allgemeinen fünfmal durchgeführt.

4.2.4 Versuchsergebnisse

4.2.4.1 Allgemeines zur Auswertung

Jede Versuchsreihe begann zur Überprüfung der DMS-Kette mit einer Messung des Druckeffektes, bei der das Dichthautmodell und der Kompensations-DMS dem Öldruck ausgesetzt wurden. Im 2. Schritt wurde der Aufnehmerhohlraumeinsatz R_0 mit $F = 0$ benutzt, um die Unregelmäßigkeiten der Auflagerbedingungen zu erfassen. Mit den Ergebnissen dieses Zyklus wurden die Meßwerte, die die Einsätze mit $F > 0$ ergaben, korrigiert. Wir registrierten die Werte, die aus den Drücken 0, 100, 200, 300 ... 700 bar resultierten und werteten den Bereich von 300 bis 700 bar aus. Es wurde für jedes Druckintervall Δp (100 bar) die Dehnungssteigerung ermittelt und korrigiert. Die Dehnungen wurden auf 50 bar bezogen, da so der Vergleich mit dem Betriebsdruck von SBB leicht möglich ist.

4.2.4.2 Elastische Dehnung

Bei den Aufnehmerhohlräumen der Kategorie I (R_1 bis R_4) waren bei allen drei Versuchsreihen, d. h. für alle Vorspannungen, die Dehnungen vom ersten Belastungszyklus an elastisch. Auch beim Aufnehmerhohlraum R_5 verhielt sich die Dichthaut entsprechend und wies keine Hysteresedehnung auf. Beim Aufnehmerhohlraum R_6 verhielt sich die Dichthaut dagegen erst vom dritten Zyklus an elastisch.

Die örtliche Verteilung der elastischen Dehnung pro 50 bar Drucksteigerung für $\sigma_v = 0$ ist in Bild 4.2-5 für die Aufnehmerhohlräume R_1, R_3, R_4, R_5 dargestellt. Diese Dehnungen stimmen bei den gleichen Aufnehmerhohlräumen mit denen aus den Versuchsreihen $|\sigma_v| = \sigma_s$ (Bild 4.2-6) und $|\sigma_v| > \sigma_s$ (Bild 4.2-7) annähernd überein.

In Bild 4.2-8 sind die elastischen Dehnungen für den Aufnehmerhohlraum R_6 aufgetragen. Die gemessene elastische Dehnung für diesen kreisförmigen Hohlraum R_6 wurde dort mit theoretischen Werten verglichen. Die theoretischen Werte, denen das statische System in Bild 4.2-9 zugrunde liegt, wurden über die "Theorie der dünnen Kreisplatte mit kleiner Durchbiegung" (Theorie 1. Ordnung) [4.2-2] berechnet.

Die zunehmende Abweichung der theoretischen Ergebnisse von den gemessenen mit steigender Vorspannung hat speziell für die Vorspannung $|\sigma_v| > 0$ ihre Ursache auch darin, daß die vorgespannten Modelle aus Ring und Scheibe gefertigt sind, in der Theorie jedoch als völlig homogen angenommen werden. Dadurch bleibt die theoretische Dehnung hinter der gemessenen Dehnung zurück.

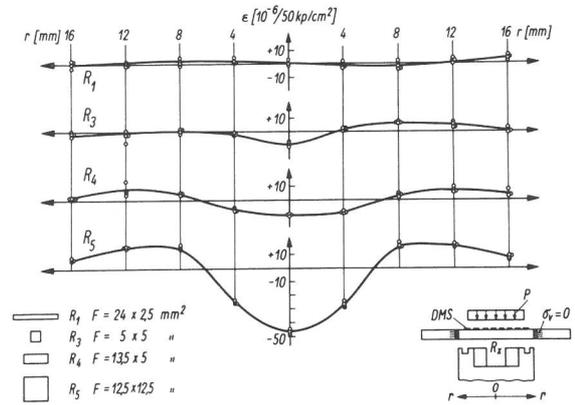


Bild 4.2-5:

Radiale Dehnung ϵ (pro 50 bar) als Funktion des Dichthautradius r für verschiedene Aufnehmerhohlräume R_i Vorspannung $\sigma_v = 0$

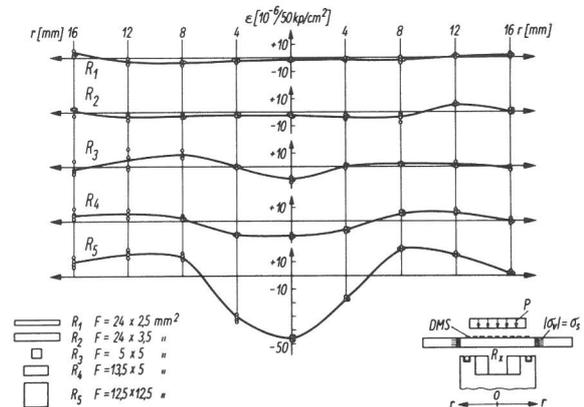


Bild 4.2-6:

Radiale Dehnung ϵ (pro 50 bar) als Funktion des Dichthautradius r für verschiedene Aufnehmerhohlräume R_i Vorspannung $|\sigma_v| = \sigma_s$

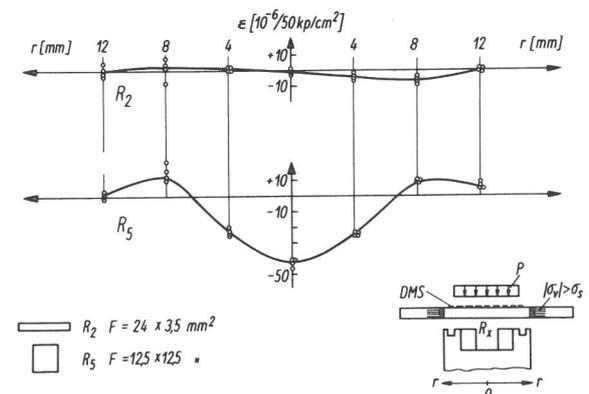


Bild 4.2-7:

Radiale Dehnung ϵ (pro 50 bar) als Funktion des Dichthautradius r für verschiedene Aufnehmerhohlräume R_i Vorspannung $|\sigma_v| > \sigma_s$

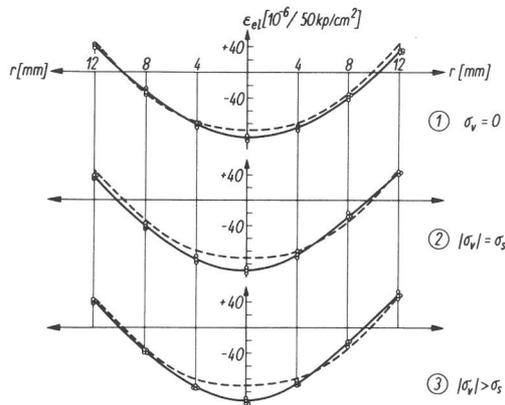


Bild 4.2-8:
 ϵ_{el} (pro 50 bar) aus den elastischen Zyklen 3, 4 und 5 für den Aufnehmerhohlraum R_6 --- theoretische Werte
 Parameter: Vorspannung σ_v

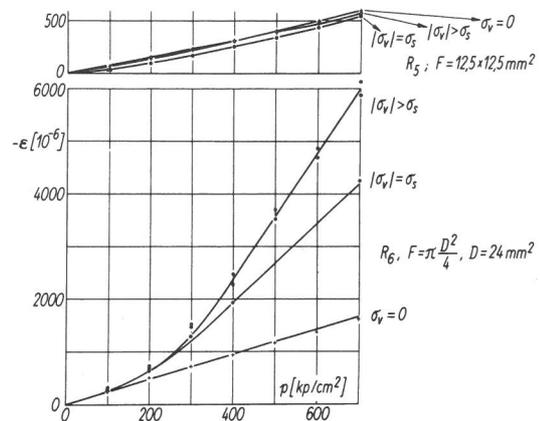


Bild 4.2-10:
 Radiale Dehnung ϵ ($r = 0$) aus dem ersten Lastzyklus für die Aufnehmerhöhlräume R_5 (a) bzw. R_6 (b) als Funktion der Last p
 Parameter: Vorspannung σ_v

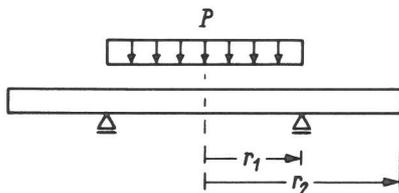


Bild 4.2-9:
 Statisches System des Dichthautmodells

4.2.4.3 Plastische Dehnung

Das Besondere an den Versuchsergebnissen war, daß erst bei dem großen Aufnehmerhohlraum R_6 eine plastische Verformung des Dichthautmodells auftrat. Bild 4.2-10 zeigt deutlich, daß sich die Dichthaut über dem Hohlraum R_5 noch völlig elastisch und unabhängig von der Vorspannung verhält, während der Hohlraum R_6 in Bild 4.2-10 eine deutliche Auffächerung der drei Kurven bei ≈ 100 bar bewirkt, d. h., die Dehnung der Dichthaut zeigt eine klare Abhängigkeit von der Vorspannung.

4.2.5 Schlußfolgerungen

Grundsätzlich lassen sich die Ergebnisse den beiden Kategorien der Aufnehmerhohlraumeinsätze entsprechend einteilen:

Die Dehnungen infolge der Hohlräume der Kategorie I erreichen in einem Druckintervall von 50 bar nur geringe Werte, nämlich maximal $-13 \cdot 10^{-6}$ und zeigen sich unabhängig von dem Grad der Vorspannung. Diese Dehnungen treten für eine 20 mm dicke Dichthaut bei einer Hohlraumgrundfläche von $20 \cdot 54 \text{ mm}^2$ auf. Ferner übersteigen die Dehnungen den Streubereich von $+8 \cdot 10^{-6}$ dann nicht, wenn bei der 20 mm dicken Dichthaut die Breite des Hohlraumes ≤ 14 mm ist, seine Länge jedoch einen beliebigen Wert besitzt.

Die Dehnungen infolge der Aufnehmerhöhlräume der Kategorie II erreichen dagegen schon im elastischen Bereich für ein Druckintervall von 50 bar große Werte, nämlich mindestens $-45 \cdot 10^{-6}$. Ferner zeigen die Dehnungen für den Aufnehmerhohlraum R_6 eine deutliche Abhängigkeit von der Vorspannung und eine plastische Verformung.

Die Aufnehmerhöhlräume der Kategorie I führen also weder zu einer Sicherheitsverminderung des Behälters, noch zu einer wesentlichen Meßwertverfälschung. Ihre Abmessungen werden für die meisten Aufnehmersysteme ausreichend sein.

4.3 Zur Spannungsermittlung in Beton

(G. Magiera, N. Czaika)

4.3.1 Allgemeines

4.3.1.1 Zu Besonderheiten der Spannungsermittlung in Beton

Allgemein dient als experimentelle Grundlage zur Beurteilung der Bruchsicherheit einer Konstruktion hinsichtlich ihrer Gestaltung die experimentelle Spannungsanalyse [4.3-1, 2, 3]. Im einfachsten Fall werden unter realen oder simulierten Belastungen, Umgebungsbedingungen und/oder Zwängungen im elastischen Bereich die Dehnungen gemessen, daraus die Spannungen ermittelt und auf der Grundlage einer Bruchhypothese, etwa der Gestaltänderungsenergiehypothese, Vergleichsspannungen berechnet. Diese werden mit den an Werkstoffproben ermittelten Festigkeitswerten, etwa der Zug- oder der Dauerfestigkeit verglichen. Aus diesem Vergleich kann man schließen, ob die Konstruktion den Betriebsbedingungen standhalten wird.

Gegenüber Stahl hat Beton einen wesentlichen meßtechnischen Vorzug: Während man bei ausgeführten Stahlkonstruktionen im allgemeinen auf die Messung an der Oberfläche beschränkt ist, kann man bei Beton als gieß- bzw. schüttbares Material auch im Innern messen [4.3-4 bis 7]. Die Aufnehmer müssen dazu vor dem Schütten - an den gewünschten Meßstellen fixiert - installiert werden. Diese Messung im Innern ist gerade bei Massenbeton, wie er im SBB vorliegt, besonders wichtig, da die Stellen höchster Beanspruchung sehr oft im Innern liegen.

Gravierender als dieser Vorteil ist aber der Nachteil, daß im Beton, wie schon im Abschnitt 1 angedeutet, eine kaum überschaubare Vielfalt von Dehnungskomponenten auftritt [4.3-4 bis 7], die eine Interpretation von Dehnungsmessungen kaum möglich machen. Es sind dies:

- Die Belastungsdehnungen infolge der äußeren Belastungen.
- Schwind- bzw. Querdehnungen infolge des Abbindens des Betons.
- Dehnungen infolge von Temperaturänderungen.
- Dehnungen infolge von Feuchtigkeitsänderungen.
- Hysteresedehnungen in Beton.
- Kriechdehnungen in Beton, die ggf. als Spannungsrelaxation in Erscheinung treten.
- Temperaturhysteresedehnungen nach Durchlaufen eines Temperaturzyklus'.

Als Erschwernis für die Interpretation von Dehnungsmessungen kommt noch hinzu:

- Die Nichtlinearität des Hookeschen Gesetzes einschließlich der Spannungsabhängigkeit der Querdehnungszahl.

Diese Dehnungskomponenten zu separieren, insbesondere unter Berücksichtigung der genannten Nichtlinearität die von Spannungen begleiteten Beanspruchungsdehnungen, die sich aus den Belastungen und den Zwängungen ergeben und die für das Versagen des Betons maßgeblich sein dürfte, zu ermitteln, erscheint aus Dehnungsmessungen allein kaum möglich, vor allem wenn sich die Belastungen sowie die Temperatur und die Feuchtigkeit gleichzeitig ändern. Am ehesten erfolgversprechend ist es (vgl. Abschnitt 1.4), neben den Dehnungen auch die Spannungen zu messen. Entsprechende Meßverfahren gibt es; sie basieren auf der o. g. Möglichkeit von Messungen im Innern des Betons.

Eine wesentliche Voraussetzung für hinreichend genaue Spannungs- und Dehnungsmessungen ist gerade für Beton mit seinen vielen Dehnungskomponenten, daß die Spannungen und Dehnungen weitgehend unabhängig voneinander gemessen werden können. Dies bedeutet insbesondere, daß die Spannungsaufnehmer von spannungslosen Dehnungskomponenten und die Dehnungsaufnehmer von dehnungslosen Spannungskomponenten nur wenig beeinflusst werden dürfen. Inwieweit diese Voraussetzung für kleine Anzeigefehler durch die Wahl der Abmessungen und der Steifigkeit der Aufnehmer erfüllt werden kann, wird im Abschnitt 4.3.1.2 behandelt.

Während die Dehnungsmessung im Innern von Betonkonstruktionen gut eingeführt ist und als weitgehend gelöst angesehen wurde, ist die Spannungsmessung noch nicht so verbreitet. Als kommerzielle Seriengeräte zur Spannungsmessung in Beton sind im wesentlichen zwei Meßsysteme zu nennen. In beiden Fällen wird die Spannung zunächst in einen hydrostatischen Druck umgewandelt, und zwar innerhalb eines vollständig abgeschlossenen Quecksilbervolumens. Bei dem Ausschlagverfahren nach Carlsson [4.3-2, 4, 5, 8] wird der Quecksilberdruck aus der Verformung einer biegesteifen Platte ermittelt, die mittels eines Freidraht-Wegaufnehmers gemessen wird. Bei dem Kompensationsverfahren nach Glözl [4.3-2, 4, 5, 9, 10] wird der Quecksilberdruck in einem besonderen Ventil mit Öldruck kompensiert, wobei die Druckgleichheit durch einen Öldurchfluß > 0 dektiert wird.

Daß die Möglichkeiten der Spannungsmessung in Beton noch nicht angemessen genutzt werden, dürfte daran liegen, daß bei den zwangsläufig zwar sehr flachen, aber großflächigen Aufnehmern ein zu starker Eingriff in die Konstruktion befürchtet wird und daß allgemein die Meßsysteme in ihren Eigenschaften noch nicht hinreichend abgesichert erscheinen. Für den Einsatz im SBB erscheint darüber hinaus die Genauigkeit nicht ausreichend, insbesondere bei den möglichen Temperaturänderungen. Als aussichtsreicheres von den beiden genannten Systemen erschien das Kompensations-Spannungsmessverfahren. Deshalb wurde dieses System näher untersucht, insbesondere mit dem Fernziel seiner Weiterentwicklung. Darüber wird im Abschnitt 4.3.2 berichtet.

4.3.1.2 Über die Anzeigefehler von Dehnungs- und Spannungsaufnehmern für das Innere von Beton

Auf der Grundlage einer im Zusammenhang mit Spannungs- und Dehnungsmessungen im Innern von Beton häufig zitierten theoretischen Arbeit von Loh [4.3-6,7] werden im folgenden die Anzeigefehler von Spannungs- und Dehnungsaufnehmern in ihrer Abhängigkeit von den Abmessungen und der Steifigkeit der Aufnehmer behandelt, und zwar für zylindrische Aufnehmer. Der Einfluß von Spannungen auf Dehnungsaufnehmer und von Dehnungen auf Spannungsaufnehmer wird in die Betrachtung einbezogen.

Im Bild 4.3-1, a_1 und a_2 , sind der Dehnungs- bzw. der Spannungsaufnehmer, G, im Beton B schematisch dargestellt, jeweils mit den verwendeten Bezeichnungen. Anschaulich klar und im Bild angedeutet ist, daß der Dehnungsaufnehmer lang und schlank (Länge $L \gg$ Radius R) sein muß und der Spannungsaufnehmer flach und großflächig (Länge $L \ll$ Radius R). Die Arbeit von Loh gibt zunächst Aufschluß über die Anzeigefehler für den Fall, daß Spannungen und Dehnungen im Beton entsprechend dem Hookeschen Gesetz, $\sigma_B = E_B \epsilon_B$, gleichzeitig vorliegen. Die für die Anzeigefehler maßgeblichen Verhältnisse der Dehnungen bzw. Spannungen im Aufnehmer und im Beton, ϵ_G/ϵ_B bzw. σ_G/σ_B gehen aus der ersten Zeile in Tabelle 4.3-1 hervor und sind im Bild 4.3-1 in den oberen Diagrammen b_1 und b_2 in Abhängigkeit vom logarithmisch aufgetragenen Verhältnis der E-Moduli von Aufnehmer und Beton, E_G/E_B , dargestellt.

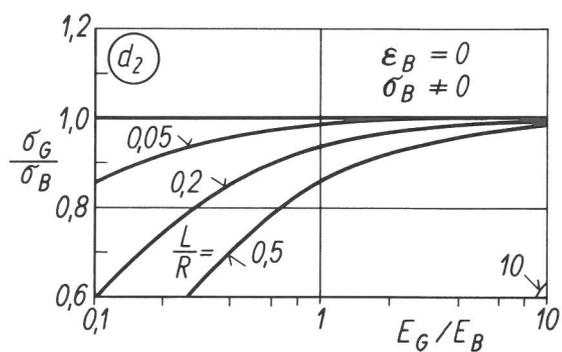
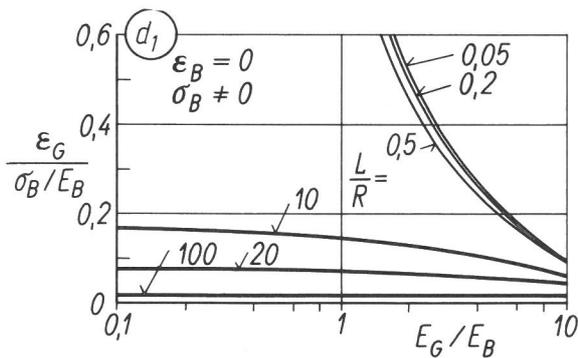
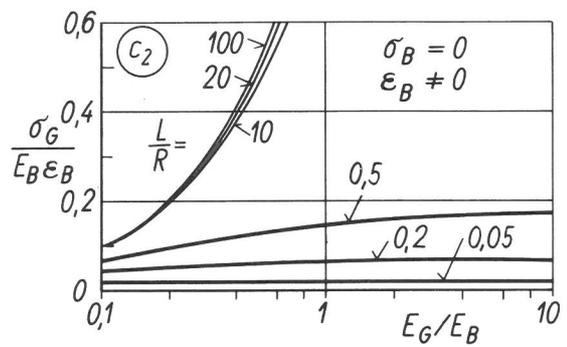
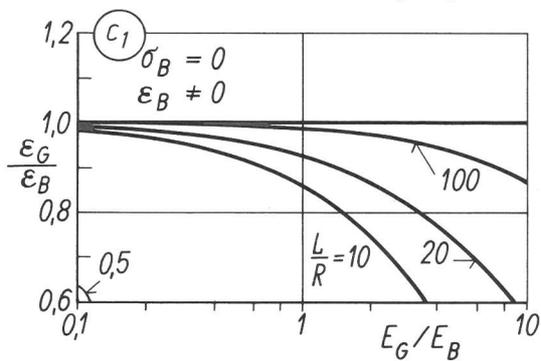
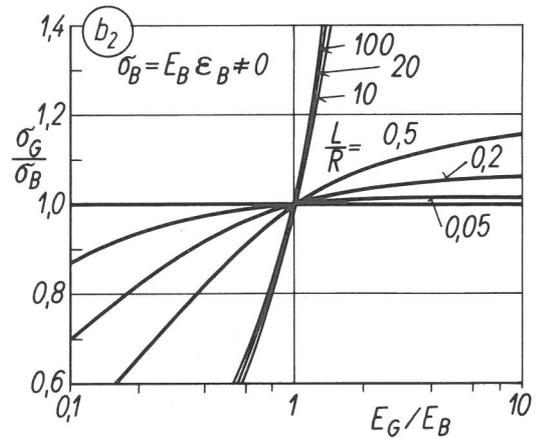
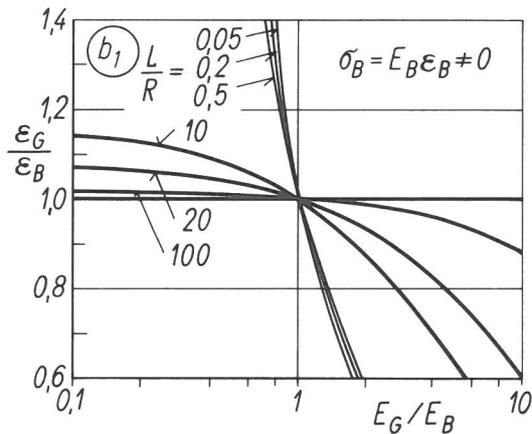
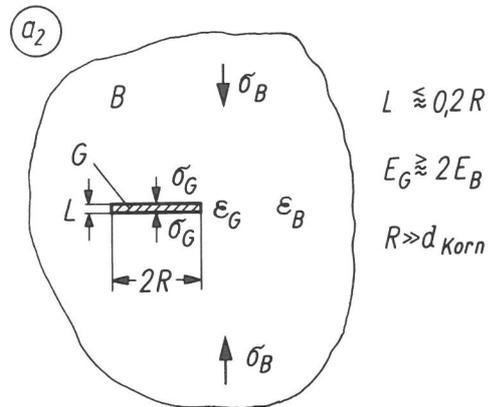
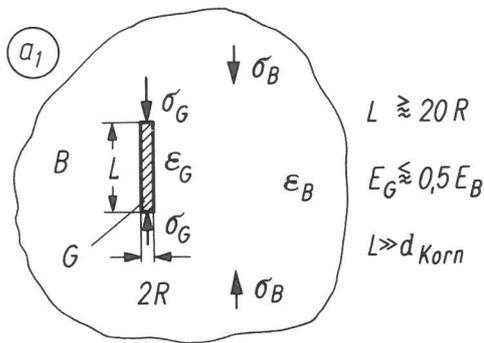


Bild 4.3-1: Zu den Anzeigefehlern von Dehnungs- (links, Index 1) und Spannungsaufnehmern (rechts, Index 2) in Beton bei verschiedenen Belastungsfällen in Abhängigkeit von den Abmessungen und der Steifigkeit der Aufnehmer

a_1, a_2 : Dehnungs- bzw. Spannungsaufnehmer in Beton, schematisch

b_1, b_2 : Dehnungs- bzw. Spannungsaufnehmer bei einachsiger Spannung $\sigma_B = E \cdot \epsilon_B \neq 0$

c_1, c_2 : Dehnungs- bzw. Spannungsaufnehmer im spannungslosen Dehnungsfeld $\sigma_B = 0, \epsilon_B \neq 0$

d_1, d_2 : Dehnungs- bzw. Spannungsaufnehmer im dehnungslosen Spannungsfeld $\epsilon_B = 0, \sigma_B \neq 0$

B: Beton; G: Aufnehmer; L,R: Länge bzw. Radius des zylindrischen Aufnehmers

ϵ, σ : Dehnung bzw. Spannung; E: E-Modul; d_{Korn} : Durchmesser der Zuschlagstoffe

Danach wird unabhängig von L/R richtig gemessen, wenn nur E_G und E_B übereinstimmen. Damit aber bei mangelnder Übereinstimmung der E-Moduli die Anzeigefehler nicht zu groß werden, sollte man für den Dehnungsaufnehmer $L \gtrsim 20 R$ und für den Spannungsaufnehmer $L \gtrsim 0,2 R$ wählen. Inwieweit man Dehnungen und Spannungen hinreichend unabhängig voneinander messen kann, geht aus dem bisher betrachteten Fall nicht hervor. Um dies zu klären, wurde die Theorie von Loh auf die beiden Extremfälle des spannungslosen Dehnungsfeldes ($\sigma_B = 0; \epsilon_B \neq 0$) und des dehnungslosen Spannungsfeldes ($\epsilon_B = 0; \sigma_B \neq 0$) erweitert. Die Ergebnisse sind in der zweiten und dritten Zeile von Tabelle 4.3-1 sowie in den mittleren (a_1 und a_2) und unteren Diagrammen (d_1 und d_2) im Bild 4.3-1 dargestellt. Für $\epsilon_B = 0$ ist als Bezugsdehnung σ_B/E_B und für $\sigma_B = 0$ als Bezugsspannung $E_B \epsilon_B$ gewählt. Es ist ersichtlich, daß die Aufnehmer in diesen Sonderfällen auch für übereinstimmende E-Moduli völlig falsche Anzeigen geben können, wenn L/R nicht groß- bzw. klein genug ist; die o. g. Forderungen bezüglich L/R sind also auch für $E_G/E_B = 1$ zwingend. In allen drei betrachteten Fällen halten sich die Anzeigefehler und ihre Veränderung mit dem E-Modul-Ver-

hältnis in erträglichen Grenzen, wenn für den Dehnungsaufnehmer $L/R \gtrsim 20$ und $E_G/E_B \lesssim 0,5$ ist und für den Spannungsaufnehmer $L/R \lesssim 0,2$ und $E_G/E_B \gtrsim 2$. Für diese Grenzwerte liegen die Anzeigefehler zwischen + 7 und - 4 %. Zusätzlich muß für Beton gefordert werden, daß beim Dehnungsaufnehmer die Länge und beim Spannungsaufnehmer der Radius groß gegen den maximalen Durchmesser der Zuschlagstoffe, d_{Korn} , sind, um hinreichende Mittelwertbildung zu gewährleisten.

Die vierte Zeile in Tabelle 4.3-1 gibt den Anzeigefehler bei unterschiedlicher Ausdehnung von Aufnehmer und Beton wieder, etwa infolge von Temperaturänderungen.

Bei all diesen Aussagen, insbesondere ihrem qualitativen Inhalt, ist zu berücksichtigen, daß die vereinfachten Annahmen von Loh [4.3-7], vor allem soweit sie über die Homogenität der Aufnehmer-Endplatten hinausgehen, nicht voll gerechtfertigt erscheinen. - Die Frage der Aufnehmerabmessungen im Vergleich zur Größe der Zuschlagstoffe ist für Dehnungsaufnehmer seit langem gelöst [4.3-5]. Für Spannungsaufnehmer scheint sie noch nicht hinreichend geklärt zu sein.

Tabelle 4.3-1:

Abhängigkeit der Dehnung ϵ_G bzw. der Spannung σ_G eines zylindrischen Aufnehmers in Beton von der Dehnung ϵ_B bzw. der Spannung σ_B des Betons für einen langen, schlanken Dehnungsaufnehmer, $L \gg \pi R (1 - \mu_B^2)$, und einen flachen, großflächigen Spannungsaufnehmer, $L \ll \pi R (1 - \mu_B^2)$, bei verschiedenen wichtigen Spannungs- und Verformungszuständen

L: Länge des Aufnehmers
R: Radius des Aufnehmers
 E_G : E-Modul des Aufnehmers

E_B : E-Modul des Betons
 ϵ_{GO} : Dehnung, die der freie Aufnehmer etwa infolge Temperaturänderungen erfahren würde,

$$\rho = \frac{\pi R}{2 L} (1 - \mu_B^2)$$

vorgegebene Spannung bzw. Dehnung	$L \gg \pi R (1 - \mu_B^2)$ (Dehnungsaufnehmer)	$L \ll \pi R (1 - \mu_B^2)$ (Spannungsaufnehmer)
$\sigma_B \neq 0$ $\epsilon_B \neq 0$ $\sigma_B = E_B \epsilon_B$	$\epsilon_G = \frac{1}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} \epsilon_B$ $(\sigma_G = \frac{E_A/E_B}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} \sigma_B)$	$(\epsilon_G = \frac{1}{1 + 2\rho E_G/E_B} \epsilon_B)$ $\sigma_G = \frac{(1 + 2\rho) E_G/E_B}{1 + 2\rho E_G/E_B} \sigma_B$
$\sigma_B = 0$ $\epsilon_B \neq 0$	$\epsilon_G = \frac{1 - \rho}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} \epsilon_B$ $(\sigma_G = \frac{(1 - \rho) E_G/E_B}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} E_B \epsilon_B)$	$(\epsilon_G = \frac{1}{1 + 2\rho E_G/E_B} \epsilon_B)$ $\sigma_G = \frac{E_G/E_B}{1 + 2\rho E_G/E_B} E_B \epsilon_B$
$\epsilon_B = 0$ $\sigma_B \neq 0$	$\epsilon_G = \frac{\rho}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} \sigma_B/E_B$ $(\sigma_G = \frac{\rho E_G/E_B}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} \sigma_B)$	$(\epsilon_G = \frac{2\rho}{1 + 2\rho E_G/E_B} \sigma_B/E_B)$ $\sigma_G = \frac{2\rho E_G/E_B}{1 + 2\rho E_G/E_B} \sigma_B$
$\sigma_B = 0$ $\epsilon_B, \epsilon_{GO} \neq 0$	$\epsilon_G = \epsilon_{GO} - \frac{1 - \rho}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} (\epsilon_{GO} - \epsilon_B)$ $(\sigma_G = - \frac{(1 - \rho) E_G/E_B}{1 - \rho (1 - E_G/E_B)} E_B (\epsilon_{GO} - \epsilon_B))$	$(\epsilon_G = \epsilon_{GO} - \frac{1}{1 + 2\rho E_G/E_B} (\epsilon_{GO} - \epsilon_B))$ $(\sigma_G = \frac{E_G/E_B}{1 + 2\rho E_G/E_B} E_B (\epsilon_{GO} - \epsilon_B))$

4.3.2 Zum hydraulischen Kompensations-Spannungsmeßverfahren

4.3.2.1 Zielsetzung der Untersuchung des Systems

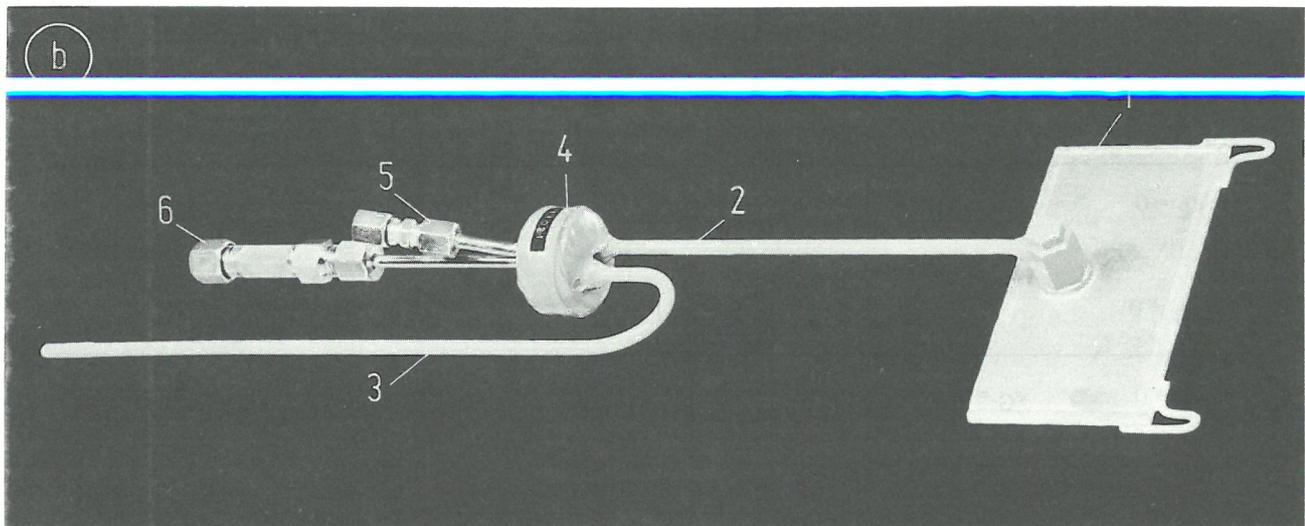
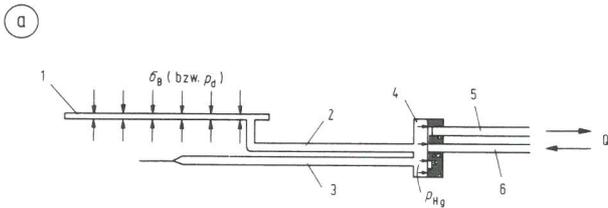
Ziel der Untersuchung war es

- die allgemeine Arbeitsweise des Kompensations-Spannungsmeßsystems
- die Nullpunktdrift
- die Empfindlichkeit
- die Nichtlinearität und
- die Temperaturempfindlichkeit zu überprüfen bzw. festzustellen und ferner
- die Frage der optimalen Aufnehmerabmessungen in Abhängigkeit von Meß- und Störgrößen und vom Umgebungsmedium zu klären sowie ggf. Möglichkeiten der Verbesserung zu suchen.

4.3.2.2 Aufbau und Funktion

4.3.2.2.1 Das Meßsystem

Das Meßsystem besteht aus drei Teilen, aus einem Aufnehmerkissen, einem Aufnehmerventil und einer Pumpeneinheit [4.3- 9, 10] , die im wesentlichen eine Konstantstromquelle ist. Bild 4.3-2 zeigt den Aufnehmer schematisch (a) und in technischer Ausführung (b). Die Betonspannung σ_B drückt auf das mit Quecksilber gefüllte Aufnehmerkissen 1. Der entstehende Quecksilberdruck p_{Hg} , der die Spannung σ_B auf die Membran des Ventils 4 "überträgt", wird mittels der Stromquelle Q an der Membran kompensiert, d. h. dem Druck p_{Hg} wird durch den Druck p_p der Meßflüssigkeit das Gleichgewicht gehalten. Da schon im Anfangsstadium $\sigma_B = 0$ ein definiertes Anliegen der Ventilmembran vorhanden sein muß, werden die Aufnehmer vom Hersteller mit einer Vorspannung des Quecksilbervolumens $p_{vor} = 1 \dots 3$ bar angeliefert.



4.3.2.2.2 Das Aufnehmerkissen

Das Aufnehmerkissen 1 besteht aus zwei Stahlplatten verschiedener Höhe, $h_1 \approx 1,6$ mm, $h_2 \approx 2,9$ mm, die - an den Rändern verschweißt - durch eine Quecksilberschicht $h_{Hg} \approx 0,1$ mm voneinander getrennt sind. Die Gesamtfläche des Kissens beträgt 14×7 cm², die wirksame, d. h. spannungsübertragende Fläche ohne die verschweißten Ränder $12,8 \times 5,6$ cm².

4.3.2.2.3 Das Aufnehmerventil

Wie aus Bild 4.3-3a hervorgeht, baut sich im Aufnehmerkissen über die Zuleitung 7 im Widerlager 6 der Quecksilberdruck p_{Hg} entsprechend der Betonspannung σ_B auf und drückt die Membran 4 gegen die Stromführungsplatte 3. Zur Kompensation dieses Druckes p_{Hg} wird ein Flüssigkeitsstrom Q durch die Zuleitung 1 über die Stromführungsbohrungen 12 gegen die Membran 4 gepumpt. Der sich aufbauende Flüssigkeitsdruck p_p erhöht sich solange, bis der Druck p_p mindestens gleich der Summe aus dem Quecksilberdruck p_{Hg} und dem Membrandruck p_M , der die Membranspannung erzeugt, ist:

$$p_p \geq p_M + p_{Hg} \quad (4.3-1)$$

In diesem Moment hebt die Membran 4 von der Stromführungsplatte 3 um Δh_M entsprechend dem vorgewählten Flüssigkeitsstrom Q und der Betonspannung σ_B ab. Der Strom Q fließt jetzt radial entlang der Membran zu den Ausströmbohrungen 13 der Platte 3 und gelangt drucklos in die Rückleitung 10 des Aufnehmerventils. Der sich im Zustand der Kompensation radial zwischen der Membran 4 und der Stromführungsplatte 3 zwischen den Punkten 12 und 13 aufbauende Druck p ist im Bild 4.3-3b qualitativ veranschaulicht. Das Nachspannrohr 8 dient insbesondere zur Erzeugung des oben genannten Vordruckes p_{vor} im Quecksilber.

Bild 4.3-2:

Kompensations-Spannungsaufnehmer nach Glötzl

a) schematische Darstellung b) technische Ausführung

- 1 Aufnehmerkissen zur Aufnahme der Betonspannung σ_B
- 2 Quecksilbervolumen V_{Hg} ; Quecksilberdruck p_{Hg}
- 3 Nachspannrohr
- 4 Aufnehmerventil mit Ventilmembran
- 5, 6 Leitungen der Kompensationsflüssigkeit
- Q Flüssigkeitsstrom

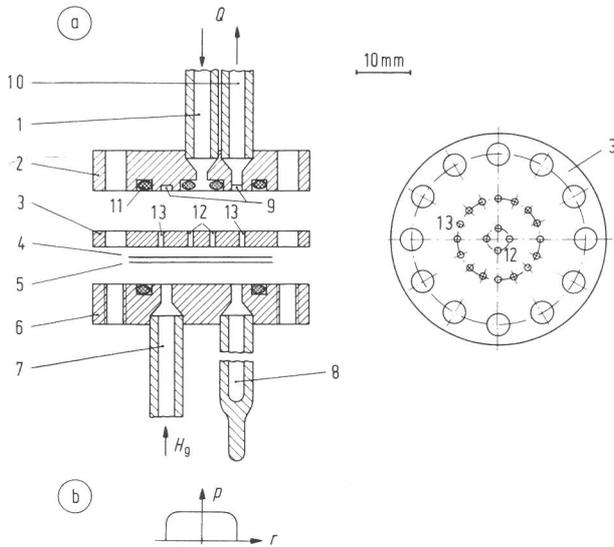


Bild 4.3-3:

Das Ventil des Spannungsaufnehmers

a) Schnittbild b) qualitative Druckverteilung längs der Ventilmembran zwischen den Punkten 12, 13

- | | |
|-----------------------|-------------------------|
| 1 Flüssigkeitszulauf | 7 Quecksilbervolumen |
| 2 Widerlager | 8 Nachspannrohr |
| 3 Stromführungsplatte | 9 Ringleitung |
| 4 Ventilmembran | 10 Flüssigkeitsrücklauf |
| 5 Schutzfolie | 11 Dichtungen |
| 6 Widerlager | 12 Zulaufbohrungen |
| | 13 Rücklaufbohrungen |

4.3.2.2.4 Die Pumpeneinheit

Bild 4.3-4 zeigt die Pumpeneinheit schematisch: Die vom Elektromotor M angetriebene Pumpe 1 pumpt die Kompensations- oder Meßflüssigkeit (Petroleum + 10 % Kälteöl) über den Filter 2 und das Rückschlagventil 3 in die Zuleitung des Aufnehmers. Der sich vor dem Ventil 9 aufbauende Pumpendruck p_p wird mit dem Manometer 4 gemessen. Mit dem unmittelbar vor dem Ventil montierten Filter 8 wird der Flüssigkeitsstrom nochmals gereinigt. Die hinter dem Ventil 9 drucklose Flüssigkeit fließt über das Sichtglas 5 und dem Wasserabscheider 6 in den Behälter 7, aus dem die Pumpe 1 ihren Flüssigkeitsbedarf bezieht. Das zur Grundausstattung gehörende Manometer 4 wurde aus Gründen der höheren Auflösung der Meßwerte gegen einen elektrischen Druckaufnehmer, mit einem Meßbereich von 500 bar ersetzt. Der Aufnehmer wurde mittels einer Druckwaage geeicht; sein Meßfehler betrug $\pm 0,2$ bar. Da sich nach den ersten Versuchen Stromschwankungen ΔQ und damit Druckschwankungen des Meßwertes,

$\Delta p_p \approx \pm 0,5$ bar, im Takt der Pumpenhübe mit der Frequenz $f \approx 1$ Hz zeigten, wurde ein genügend großer Flüssigkeitsbehälter 10 und ein hydraulischer Widerstand 11 in den Kompensationskreislauf geschaltet, um damit die Schwankungen auf $\Delta p_p \approx \pm 0,1$ bar zu beschränken. Dieses "CR-Glied" sollte im Verhältnis zur Zeitdauer der Druckschwankungen eine möglichst große Zeitkonstante $\tau \gg 1$ s: nach der Formel

$$\tau = C \cdot R = \frac{p}{Q_m} \cdot \kappa \cdot V \quad (4.3-2)$$

haben,

Für

- | | |
|--|--|
| $Q_m = 0,06 \text{ cm}^3/\text{s}$ | – mittlerer Flüssigkeitsstrom |
| $p = 70 \text{ bar}$ | – max. Druckabfall am Widerstand R infolge Q_m |
| $\kappa = 60 \cdot 10^{-6} \cdot 1/\text{bar}$ | – Kompressibilität der Meßflüssigkeit |
| $V = 3000 \text{ cm}^3$ | – Volumen des Flüssigkeitsbehälters |

ergab sich die Zeitkonstante $\tau = 210$ s. Experimentell ergab sich in guter Übereinstimmung damit $\tau = 205$ s. Durch dieses CR-Glied wurde eine praktisch vollständige Glättung des Flüssigkeitsstromes Q erreicht.

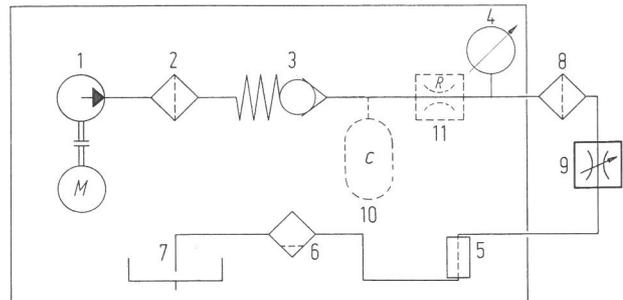


Bild 4.3-4:

Prinzipialschaltung der Pumpeneinheit des Kompensations-Spannungssystems nach Glötzl mit Aufnehmergeventil

- | | |
|--------------------|--------------------------------|
| 1 Motorpumpe | 7 Flüssigkeitsbehälter |
| 2 Filter | 8 Vorfilter |
| 3 Rückschlagventil | 9 Aufnehmergeventil |
| 4 Manometer | 10 hydraulischer Kondensator V |
| 5 Sichtglas | 11 hydraulischer Widerstand R |
| 6 Wasserabscheider | |

4.3.2.3 Untersuchung des Aufnehmers im Drucktopf unter hydraulischer Last

4.3.2.3.1 Rechengrundlagen

Die Aufweitung des Kissens, $\max \Delta h_{Ki}$, wird gemäß Bild 4.3-5 in der Kissenmitte M gemessen. Sie setzen sich nach Bild 4.3-6 aus zwei Komponenten zusammen:

- der ortsabhängigen Aufweitung der Quecksilberschicht, Δh_{Ki}^{Hg}
- und der örtlichen Konstantaufweitung der Stahlplatten, Δh_{Ki}^{St}

Es gilt

$$\max \Delta h_{Ki} = \max \Delta h_{Ki}^{Hg} + \Delta h_{Ki}^{St} \quad (4.3-3)$$

Um aus der gemessenen Aufweitung z. B. einen mittleren Ausdehnungskoeffizienten berechnen zu können, muß der Zusammenhang zwischen der maximalen und der mittleren Aufweitung der Quecksilberschicht bestimmt werden:

$$\text{mittel } \Delta h_{Ki}^{Hg} = \max \Delta h_{Ki}^{Hg} \cdot k \quad (4.3-4)$$

Zur Bestimmung von k wird angenommen, daß die Aufweitungen Δh_{Ki}^{Hg} parallel zu einer Kissenkante sich nahezu wie die Durchbiegung $w(x)$ bzw. $w(y)$ eines gelenkig gelagerten Balkens, belastet mit einer Gleichlast, verteilen. Mit dieser Annahme berechnet sich die mittlere Aufweitung $\text{mittel } \Delta h_{Ki}^{Hg}$ aus der gemessenen $\max \Delta h_{Ki}^{Hg}$ wie folgt:

$$\begin{aligned} \text{mittel } \Delta h_{Ki} &= \frac{\Delta V}{\ell_1 \ell_2} \\ &= \frac{1}{\ell_1 \ell_2} \cdot \max_{Ki} \Delta h_{Ki} \int_0^{\ell_1} \int_0^{\ell_2} \frac{w(x)}{w(\ell_2/2)} \cdot \frac{w(y)}{w(\ell_2/2)} dx dy \\ &= \max_{Ki} \Delta h_{Ki} \cdot 0,41 \quad (4.3-5) \end{aligned}$$

Dabei bedeuten:

- ΔV - das aufgrund der Aufweitung des Kissens sich bildende Volumen
 ℓ_1, ℓ_2 - Kantelängen der aktiven Kissenfläche

Die Kissenränder sind am Rand nicht frei drehbar; trotzdem wurde in einem Kontrollversuch in guter Übereinstimmung mit der Berechnung der Faktor $k = 0,39$ ermittelt und den späteren Rechnungen zugrunde gelegt:

$$\text{mittel } \Delta h_{Ki}^{Hg} = \max_{Ki} \Delta h_{Ki} \cdot 0,39 \quad (4.3-6)$$

(Im Vergleich dazu sei der Faktor $k = 0,29$ für fest eingespannte Kissenränder erwähnt.) So wird z. B. aus der gemessenen Aufweitung $\max \Delta h_{Ki}$ die mittlere Aufweitung $\text{mittel } \Delta h_{Ki}$ wie folgt berechnet:

$$\text{mittel } \Delta h_{Ki} = \max_{Ki} \Delta h_{Ki}^{Hg} \cdot 0,39 + \Delta h_{Ki}^{St} \quad (4.3-7)$$

Eine weitere wichtige Größe ist die Federwirkung des Betons. Um später u. a. das hydraulische Kompensations-Spannungsmeßsystem in ein mechanisches Feder-System übertragen zu können, wurde die Federsteifigkeit des Betons c_B definiert als jene Spannung $\Delta \sigma_B$, die über einen unendlich steifen Stempel auf den Beton wirkt und ein Volumen $\Delta V_B = 1 \text{ cm}^3$ "verdrängt":

$$c_B = \frac{\Delta \sigma_B}{\Delta V_B} = 292 \text{ bar/cm}^3 \quad (4.3-8)$$

Die Berechnung erfolgte nach Timoshenko [4.3-11] .

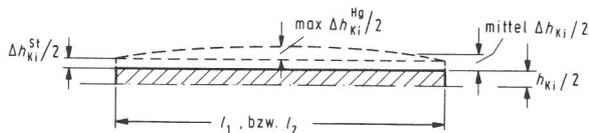


Bild 4.3-6:

Schematische Darstellung der mittleren Höhenänderung $\text{mittel } \Delta h_{Ki}$ des Aufnehmerkissens:

$$\text{mittel } \Delta h_{Ki} = \max_{Ki} \Delta h_{Ki}^{Hg} \cdot 0,39 + \Delta h_{Ki}^{St}$$

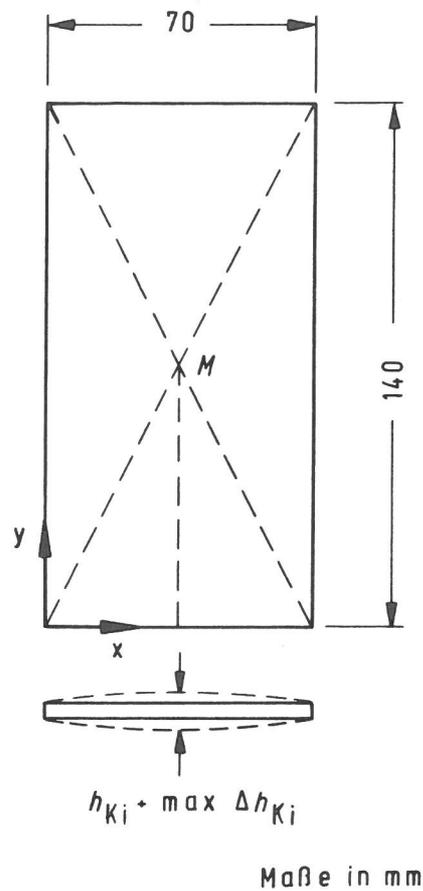


Bild 4.3-5:

Meßpunkt auf dem Aufnehmerkissen zur Höhenänderungsmessung $\max \Delta h_{Ki}$ in Lastrichtung

4.3.2.3.2 Versuchsaufbau

Um einen Teil der aufwendigen Versuche in Beton zu vermeiden, sollten die Aufnehmer zuerst im Öldrucktopf mit dem hydraulischen Lastdruck p_d und der Temperatur $\Delta \vartheta$ belastet und - neben der Klärung ihres allgemeinen Arbeitsverhaltens - die E-Moduli und die Temperaturkoeffizienten der Aufnehmer ermittelt werden. Dazu wurde ein schon vorhandener Stahlrucktopf mit verschraubbarem Deckel und Boden verwendet, der mittels einer Handpumpe Drücke bis zu $p_d = 1000$ bar aufnehmen konnte. Da die Handpumpe nur kleine Druckerhöhungen pro Hub ermöglichte, wurde eine neue Belastungsvorrichtung aufgebaut. Bild 4.3-7 zeigt die gesamte Versuchsanordnung, die eine Belastungsgeschwindigkeit von ca. 10 bar/s zuließ. Sie bestand im wesentlichen

- aus dem Stahlrucktopf 1 mit Boden 2 und Deckel 3,
- dem Belastungskreislauf 4 - bestehend aus einer mittels Elektromotors angetriebenen Bosch-Einspritzpumpe 6 und einem Manometer 7 -
- dem Heizkreislauf 8 - bestehend aus Pumpe 9 und Heizspirale 10 - der Temperaturerhöhungen bis zu $\Delta \vartheta = 30 \text{ K}$ erlaubte,
- sowie dem Kompensationskreislauf 12 für den Aufnehmer, bestehend aus Pumpeneinheit 13 und Zubehör, siehe auch Bild 4.3-4.

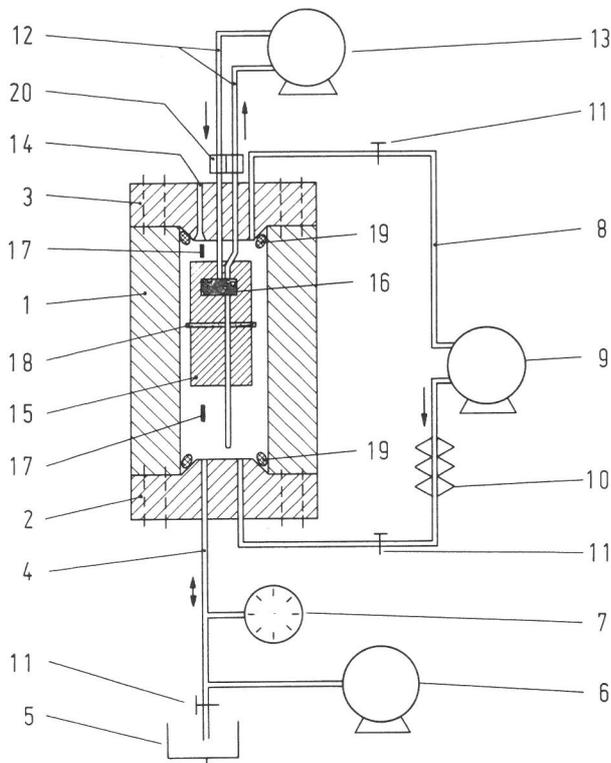


Bild 4.3-7:

Schematische Darstellung der hydraulischen Belastungseinrichtung zur Untersuchung des Kompensations-Spannungsaufnehmers

- | | |
|-----------------------|--|
| 1 Öldrucktopf | 11 Sperrhähne |
| 2 Boden | 12 Kompensationskreislauf |
| 3 Deckel | 13 Motorpumpe |
| 4 Belastungskreislauf | 14 Bohrungen für elektrische Leitungen |
| 5 Behälter | 15 Aufnehmerkissen |
| 6 Motorpumpe | 16 Aufnehmerventil |
| 7 Manometer | 17 Thermowiderstände |
| 8 Heizkreislauf | 18 Höhenänderungsaufnehmer |
| 9 Motorpumpe | 19 Dichtungen |
| 10 Heizspirale | 20 Filter, Durchmesser $\gg 7 \mu\text{m}$ |

sich der Strom Q so stark, daß die Membran sich auf den Schmutzteilen abstützte, erfolgte - bei laminarem und stationärem Strom nach dem Gesetz von Hagen-Poiseuille 4.3-12 - ein Druckabfall, der sich nach der Höhe der eingedrungenen Schmutzteile richtete. Wir bauten daher in die Leitungen zwischen Kompensations-einheit und Drucktopfdeckel zwei Filter (Durchmesser $\leq 7 \mu\text{m}$), siehe Bild 4.3-7, Detail 20, die dieser Verschmutzung entgegenwirkten.

Die Änderung $\max \Delta h_{Ki}$ der Kissenhöhe h_{Ki} senkrecht zur Kissenfläche, s. Bilder 4.3-5, 6 - eine Funktion des Belastungsdruckes p_d , der Temperaturänderung $\Delta \vartheta$ und der Ventilmembranwölbung Δh_M , die ihrerseits wieder vom Kompensationsdruck p_c und dem Flüssigkeitsstrom Q abhing - sollte mit induktiven Wegaufnehmern rückwirkungsfrei gemessen werden. Es zeigte sich jedoch, daß die Eichkurven der Aufnehmer im Druckbereich $p_d = 0 \dots 300$ bar nicht reproduzierbar waren, so daß ein mit DMS bestückter Aufnehmer entwickelt werden mußte, der bei Druck- und Temperaturbelastungen reproduzierbare Werte im Meßbereich von 0 bis $10 \mu\text{m}$ lieferte. Dieser Höhenänderungsaufnehmer ist im Bild 4.3-8 schematisch dargestellt. Er wurde aus Kupferberyllium CuBe 2 gefertigt. Zur Messung wurde er gemäß Bild 4.3-9 auf die Schmalseite des Aufnehmerkissens geschoben und durch seine eigene Klemmwirkung (Klemmkraft $F_K < 30 \text{ N}$) festgehalten. Die Eichung erfolgte mittels Endmaßen und ergab eine Empfindlichkeit von $7,4 \pm 0,4 \mu\text{V}/\mu\text{m}$, was bei einer Speisespannung von 5 V und einer Verstärkung $V = 10^3 \cdot 37,2 \pm 2 \frac{\text{mV}}{\mu\text{m}}$ bedeutet. Trotz der relativ hohen Speisespannung traten praktisch keine zusätzlichen Wärmedehnungen in Erscheinung. Im Weiteren wurden für den Höhenänderungsaufnehmer zur Korrektur Druck- und Temperaturgangkurven ermittelt.

Zur Temperaturmessung des Drucköles im Drucktopf wurden oberhalb und unterhalb des Aufnehmerkissens Thermowiderstände (Bild 4.3-7, Detail 17) installiert, die im Temperaturbereich von 20 bis $50 \text{ }^\circ\text{C}$ einen max. Fehler - geeicht im Luftumwälzofen - von $\pm 0,5 \text{ K}$ aufwiesen. Die elektrischen Zuleitungen für den Höhenänderungsaufnehmer und die Thermowiderstände wurden durch eine konische Bohrung, Bild 4.3-7, Detail 14, im Deckel des Drucktopfes geführt und mit einem heißhärtenden Kleber zur Druckabdichtung vergossen.

Nachdem der zu untersuchende Spannungsaufnehmer unterhalb des Drucktopfdeckels montiert war, wurde der Höhenänderungsaufnehmer auf das Aufnehmerkissen aufgeschoben und der Deckel geschlossen. Der elektrische Druckaufnehmer im Belastungskreislauf, der Höhenänderungsaufnehmer sowie die Thermowiderstände wurden an einen Gleichspannungsverstärker, der elektrische Druckaufnehmer im Kompensationskreislauf an einen Trägerfrequenzmeßverstärker angeschlossen.

Die Zuleitungen 12 des Aufnehmers 15 - eine spezielle Version mit besonders kurzen Leitungen - wurden unter den Topfdeckel 3 montiert; Bohrungen 14 durch den Deckel verbanden hydraulisch die Aufnehmeranschlüsse mit den Leitungen 12 der Kompensations-Pumpeneinheit 13. Nach ersten Versuchen zeigten sich am Druckaufnehmer der Pumpeneinheit 13 (s. Bild 4.3-4, Detail 4) mit zunehmender Versuchsdauer stärker werdende Druckschwankungen bis zu $\Delta p_d = -10 \text{ bar}$. Wir hatten von dem eigens für den Drucktopf angefertigten Aufnehmer aus Platzgründen das Vorfilter abgebaut und trotz guter Laborbedingungen eine zunehmende Verschmutzung des Aufnehmerventils durch schwebende Teile in der Kompensationsflüssigkeit bewirkt. Diese Schmutzteile setzten sich zwischen Ventilmembran und Stromführungsplatte (s. Bild 4.3-3, Detail 3; 4), so daß das Ventil nur dann einwandfrei funktionierte, wenn der Flüssigkeitsstrom Q eine höhere Ventilmembranwölbung Δh_M erzeugte, als die Schmutzteile hoch waren. Verringerte

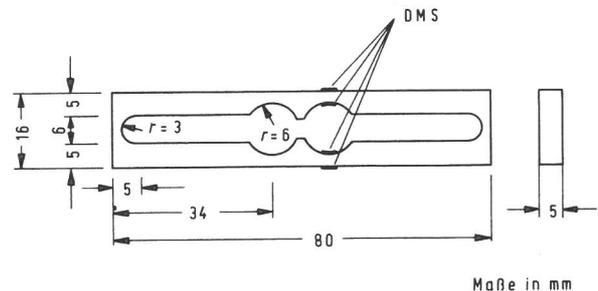


Bild 4.3-8:
Höhenänderungsaufnehmer aus CuBe 2

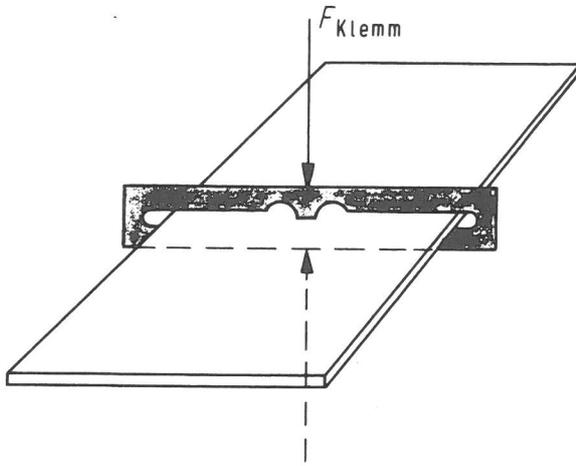


Bild 4.3-9:
Perspektivische Ansicht des Aufnehmerkissens mit aufgeschobenem Höhenänderungsaufnehmer

4.3.2.3.3 Versuchsdurchführung

Da bei einer Druckerhöhung um $p_d = 300$ bar das Drucktopföl eine Temperatursteigerung von $\Delta\vartheta \approx 3^\circ\text{K}$ erfahren kann, was bei Abkühlung einen Druckabfall

$$\Delta p_d = \frac{\Delta V}{V \cdot \kappa_{\text{öl}}} = \frac{\alpha_{\text{öl}} \cdot V \cdot \Delta\vartheta}{V \cdot \kappa_{\text{öl}}} = \frac{\alpha_{\text{öl}} \cdot \Delta\vartheta}{\kappa_{\text{öl}}} = 30 \text{ bar} \quad (4.3-9)$$

$$\alpha_{\text{öl}} = 600 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}} \text{ -- kubischer Ausdehnungskoeffizient des Öls}$$

$$\kappa_{\text{öl}} = 60 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{bar}} \text{ -- Kompressibilität des Öls}$$

bedeuten konnte, wurde nach jeder Druckstufe einige Minuten gewartet, um einen Temperaturengleich zu erreichen. Die einzelnen Druckstufen wurden mit $p_d = 0, 5, 10, 50, 100, 200$ und 300 bar festgelegt und während jeder Messung der Drucktopfdruck p_d , der Meß- oder Kompensationsdruck p_p , die Änderung Δh_{Ki} der Kissenhöhe h_{Ki} , die Temperaturen im oberen und im unteren Teil des Drucktopfes gemessen, sowie mittels eines Sichtglases, Bild 4.3-4, Detail 5, der Flüssigkeitsstrom Q in Tropfen pro Minute gezählt. Ein Eichversuch ergab $Q = 115$ Tropfen/Minute $= 0,036 + 0,005 \text{ cm}^3/\text{s}$. Die Druckstufenreihe wurde für jeden Aufnehmer mehrmals aufwärts und abwärts durchlaufen.

Wesentlich kritischer waren die Messungen bei erhöhten Temperaturen. Da die Temperaturstufen des Drucktopföls über eine externe Heizspirale und Umwälzpumpe (Bild 4.3-7, Detail 8; 9; 10) erfolgte, mußte bei Druckerhöhung dieser Heizkreislauf abgesperrt werden, die anschließende Messung in möglichst kurzer Zeit vollzogen werden, um nur einen geringen Temperaturabfall im Drucktopf zu erhalten. Nach jeder Druckstufe mußte wieder der Drucktopfdruck $p_d = 0$ gesetzt werden, um den Temperaturkreislauf einzuschalten und Temperaturverluste auszugleichen. Die Temperaturverluste waren meist kleiner als 1 K , da der Drucktopf durch seine dicken Stahlwände eine genügende Wärmekapazität besaß, um gewisse Verluste über die Meßzeit auszugleichen. Problematisch war hier die Temperatursteigerung durch Druckerhöhung, die jedoch zum einen gewisse Temperaturverluste während des Meßvorganges ausglich, zum anderen jedoch nach 30 s zum größten Teil abgeklungen war, so daß eine maximale Temperaturunsicherheit durch den Fehler der Thermowiderstände, durch das Abschalten des Heizkreislaufs und durch die adiabatische Temperatursteigerung von $\pm 2^\circ\text{C}$ auftrat.

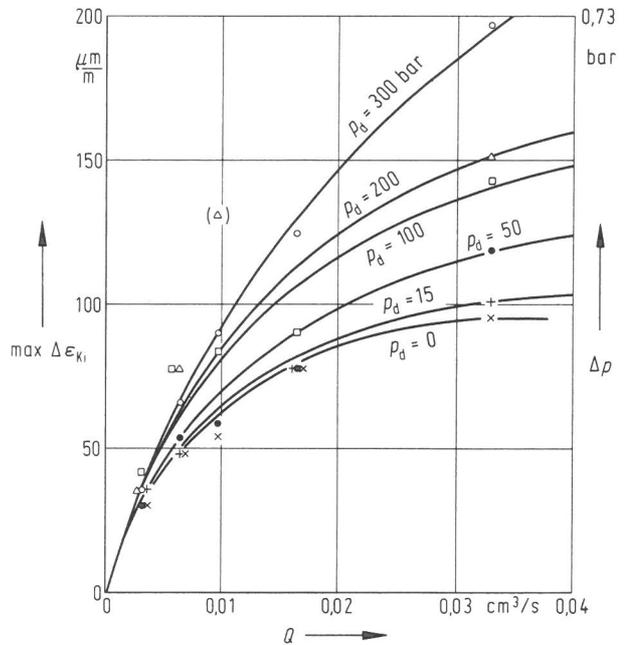


Bild 4.3-10:
Die Dehnungen des Aufnehmerkissens

$$\max \epsilon_{\text{Ki}} = \left[\frac{\max \Delta h_{\text{Ki}}}{h_{\text{Ki}}} (p_d; Q) - \frac{\max \Delta h_{\text{Ki}}}{h_{\text{Ki}}} (p_d; Q = 0) \right] \text{ als}$$

Funktion des Flüssigkeitsstromes Q

4.3.2.3.4 Versuchsergebnisse

Zunächst wurde die Kissendehnung $\max \Delta h_{\text{Ki}}/h_{\text{Ki}}$ als

Funktion des Flüssigkeitsstrom $Q > 0$ mit dem Lastdruck p_d als Parameter gemessen. Die Ergebnisse sind im Bild 4.3-10 dargestellt. Um einen eindeutigen Vergleich zwischen den Dehnungen des Kissens bei verschiedenen Laststufen als Funktion des Stroms Q zu erhalten, wurde von diesen jeweils die Dehnung des Kissens für den Strom $Q = 0$ subtrahiert:

$$\max \Delta \epsilon_{\text{Ki}} = \left(\frac{\max \Delta h_{\text{Ki}}}{h_{\text{Ki}}} \right)_{Q \neq 0} - \left(\frac{\max \Delta h_{\text{Ki}}}{h_{\text{Ki}}} \right)_{Q = 0} \quad (4.3-10)$$

Es ergab sich mit zunehmendem Lastdruck p_d eine zunehmende Dehnung $\max \Delta \epsilon_{\text{Ki}}$ des Aufnehmerkissens. Um einen Anhaltspunkt für die daraus resultierende mögliche Fehlmessung in Beton zu bekommen, ist der errechnete Fehler $\Delta p = p_p - \sigma_B$, d. h. die Differenz zwischen Meßdruck und Betonspannung, zusätzlich aufgetragen. Dieser theoretische Fehler errechnet sich aus der Federsteifigkeit des Betons c_B . So ist mit Gleichung (4.3-7) und $\max \Delta \epsilon_{\text{Ki}} = 200 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$:

$$\begin{aligned} \max \Delta p &= c_B \cdot \Delta V_{\text{Ki}} = c_B (\text{mittel } \Delta h_{\text{Ki}}) \ell_1 \ell_2 \\ &= c_B (\max \Delta \epsilon_{\text{Ki}} \cdot h_{\text{Ki}} \cdot 0,39) \cdot \ell_1 \ell_2 \\ &= 0,73 \text{ bar} \end{aligned} \quad (4.3-11)$$

mit der vereinfachenden Annahme, daß die Federsteifigkeit des Aufnehmerkissens $c_{\text{Ki}}^{\text{Hg}} \gg c_B$ ist.

Das Bild 4.3.11 zeigt das Spannungs-Dehnungsdiagramm typischer Aufnehmerkissen. Hier wurden die unter hydraulischer Last p_d ermittelten Dehnungen mittel ϵ_{Ki}^{ein} umgerechnet:

$$\text{mittel } \epsilon_{Ki}^{ein} = \frac{\text{mittel } \epsilon_{Ki}}{1 - 2\mu} \approx \frac{\text{mittel } \epsilon_{Ki}}{0,4} \quad (4.3-12)$$

Zum Vergleich sind in dem Diagramm die linearen Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeiten für Stahl, $E_{St} = 2,1 \cdot 10^6$ bar, und für Beton, $E_B = 0,33 \cdot 10^6$ bar, sowie die Mittelwertkurve aus allen Aufnehmern aufgetragen. Im Bereich zwischen $p_d = 200$ bis 300 bar besitzen alle Aufnehmerkissen nahezu den gleichen Tangenten-E-Modul:

$$E_{Ki} = (0,93 + 0,2) \cdot 10^6 \text{ bar}$$

Aus dem vom Hersteller angegebenen Quecksilbervolumen $V_{Hg} = 1,6 \text{ cm}^3$ im Aufnehmer, aus der Quecksilberkompressibilität $\kappa_{Hg} = 3,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/bar}$, aus dem

E-Modul der Kissenplatten $E_{St} = 2,1 \cdot 10^6$ bar und der schwer abschätzbaren Nachgiebigkeit bestimmter Aufnehmergeile wie Dichtungen, eingeschlossene Luft etc., die hier vernachlässigt wird, errechnet sich ein theoretischer E-Modul des Kissens zu

$$E_{Ki}^{theo} = \frac{p_d}{\epsilon_{Ki}^{theo}} = \frac{p_d}{\frac{\epsilon_{Hg}}{\kappa_{Hg}} + \frac{\epsilon_{St}}{E_{St}}}$$

$$\epsilon_{Ki}^{Hg}/p_d = \frac{\Delta V_{Hg}}{A \cdot h_{Ki}} = \frac{V_{Hg} \cdot \kappa_{Hg}}{\ell_1 \cdot \ell_2 \cdot h_{Ki}} = 0,193 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mbar}}$$

$$\epsilon_{Ki}^{St}/p_d = \frac{1}{E_{St}} = \frac{1}{2,1 \cdot 10^6} = 0,48 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mbar}}$$

$$E_{Ki}^{theo} = \frac{p_d}{\Sigma \epsilon} = 1,49 \cdot 10^6 \text{ bar} \quad (4.3-13)$$

Diese Abschätzung bestätigt den experimentellen Tangenten-E-Modul $E_{Ki} = 0,93 \cdot 10^6$ bar in etwa.

Als weiteres Meßergebnis zeigt Bild 4.3-12 die Temperaturdehnung des Kissens, $\max \epsilon_{Ki}$. Um die mittlere Dehnung $\text{mittel } \epsilon_{Ki}$ des Kissens mit Hilfe der Gleichung (4.3-7) zu berechnen, mußten ϵ_{Ki}^{St} und ϵ_{Ki}^{Hg} wieder getrennt betrachtet werden:

$$\alpha_{Ki} = \frac{\text{mittel } \epsilon_{Ki}}{\Delta \vartheta} = (\max \epsilon_{Ki} - \max \epsilon_{Ki}^{St}) \cdot 0,39 + \frac{\epsilon_{Ki}^{St}}{\Delta \vartheta}$$

$$= (20 \pm 4) \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mK}} \quad (4.3-14)$$

Wenn man wieder das Quecksilbervolumen $V_{Hg} = 1,6 \text{ cm}^3$ zugrunde legt, ergibt sich ein linearer Ausdehnungskoeffizient

$$\alpha_{Ki}^{theo} = \alpha_{Ki}^{St} + \alpha_{Ki}^{Hg}$$

$$\alpha_{Ki}^{St} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mK}}$$

$$\alpha_{Ki}^{Hg} = \frac{\Delta V_{Hg}}{A \cdot h_{Ki}} = \frac{V_{Hg} \cdot \alpha_{Hg}}{\ell_1 \cdot \ell_2 \cdot h_{Ki}} = 8,9 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mK}}$$

$$\alpha_{Ki}^{theo} = (12 + 8,9) \cdot 10^{-6} = 20,9 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mK}} \quad (4.3-15)$$

der gut mit dem gemessenen Wert übereinstimmt. Hier sei darauf hingewiesen, daß die in Beton verwendeten Aufnehmer - also nicht die untersuchten Spezialaufnehmer für den Drucktopf - ein ca. doppelt so großes Quecksilbervolumen besitzen, d. h. der Ausdehnungskoeffizient steigt u. U. auf $\alpha_{Ki} > 30 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$.

Um die Auswirkungen der Temperaturdehnung des Kissens in Beton abzuschätzen, ist im Bild 4.3-13 die Mittelwertkurve des Spannungs-Dehnungs-Diagramms aus Bild 4.3-11 noch einmal dargestellt und mit der Differenz der linearen Temperaturkoeffizienten von Aufnehmerkissen und Beton $\Delta \alpha = \alpha_{Ki} - \alpha_B = 13 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$ verknüpft. Hierbei bedeuten die Dehnungen $\text{mittel } (\epsilon_{Ki})_{frei}$ jene mittleren Dehnungen des Aufnehmerkissens, die sich bei ungehinderter Wärmeausdehnung des Kissens ergeben würden, die jedoch im Falle ihrer vollständigen Behinderung - d. h. der Beton-E-Modul ist $E_B = \infty$ - die Betonspannung gemäß Bild 4.3-13 hervorgerufen würden. Auf diese theoretischen Betrachtungen wird später zurückgegriffen.

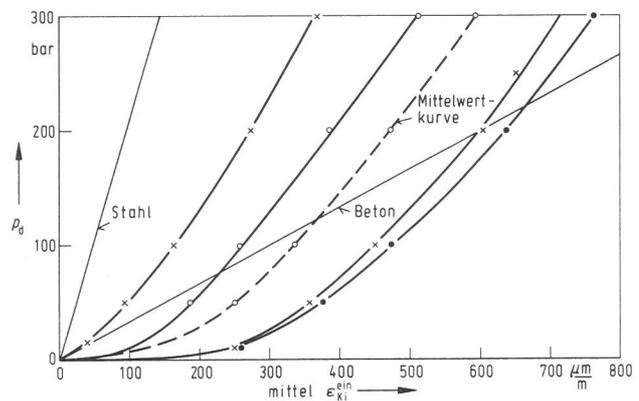


Bild 4.3-11:

Spannungs-Dehnungs-Diagramm typischer Aufnehmerkissen unter hydraulischer Last p_d

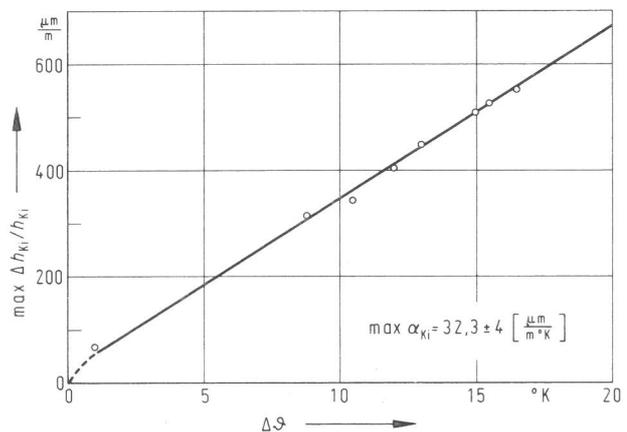


Bild 4.3-12:

Maximale Dehnung $\max \frac{\Delta h_{Ki}}{h_{Ki}}$ in Kissenmitte als Funktion der Temperatur $\Delta \vartheta$

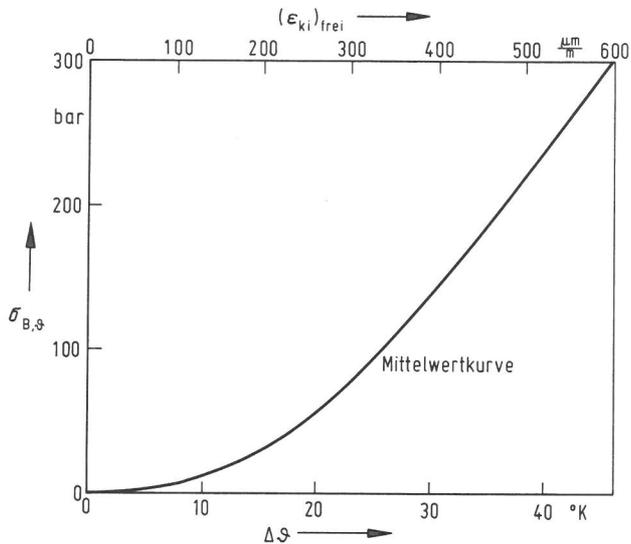


Bild 4.3-13:

Mittelwertkurve der Spannungs-Dehnungs-Diagramme typischer Aufnehmer als Funktion der Temperatur

Nullpunktdriften, Nichtlinearitäten oder Empfindlichkeitsänderungen der Aufnehmer unter hydraulischer Last, die über die Fehlergrenzen der verwendeten Meßgeräte hinausgehen, wurden nicht festgestellt. Zusammenfassend läßt sich aus den Versuchen im Drucktopf schließen: Der Kompensations-Spannungsaufnehmer besitzt ein nicht lineares Spannungs-Dehnungsdiagramm, und zwar steigt der E-Modul des Aufnehmers mit zunehmender Last bis zu $\max E_{Ki} \approx 1 \cdot 10^6$ bar. Der lineare Temperatureausdehnungskoeffizient des Kissens kann zu erheblichen zudem noch lastabhängigen Temperaturfehlern des Aufnehmers führen.

4.3.2.4 Untersuchung des Aufnehmers im Betonwürfel unter Temperaturlast und unter induzierter Betonspannung

4.3.2.4.1 Versuchsaufbau

Es wurden Betonwürfel mit $a = 45$ cm Kantenlänge hergestellt, die lt. DIN 1048 annähernd der Güte eines Bn 250, $E_B \approx 280\,000$ bar, entsprachen. In den ersten Betonwürfel, Versuch 1, wurden in genügend großem Abstand voneinander zwei Aufnehmer sowie in Würfelmitte ein Thermolement eingegossen, siehe Bild 4.3-14. Nach einer Wasserlagerungszeit $t = 28$ d, $\vartheta = 20$ °C, wurde der Würfel in eine Klimakammer gebracht, die sowohl die Einstellung der Temperatur wie auch der relativen Luftfeuchte φ im Bereich $10\% < \varphi < 95\%$ zuließ.

In einem weiteren Betonwürfel, Versuch 2, wurden 3 Aufnehmer in den Betonwürfel sowie 2 Thermolemente - in ähnlichem Abstand voneinander wie in Bild 4.3-14 gezeigt - eingegossen. Dieser Betonwürfel wurde sowohl während der Aushärtungszeit $t = 40$ d, $\vartheta = 20$ °C, als auch während des Versuchs in der Klimakammer in Wasser gelagert. Die hohe Luftfeuchtigkeit $\varphi = 95\%$ im Versuch 1 wie die Wasserlagerung des Versuchs 2 sollte Schwind- und Kriechspannungen im Beton während des Versuchs vermeiden helfen.

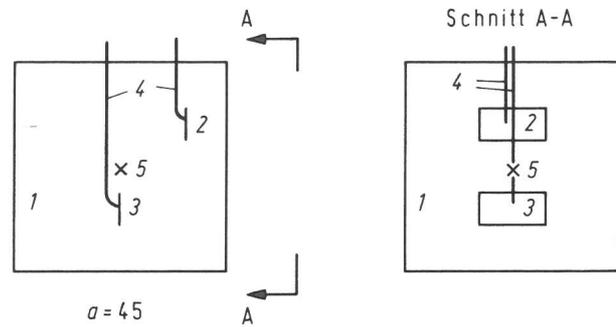


Bild 4.3-14:

Schnitt durch den Betonwürfel mit der Seitenlänge $a = 45$ cm

- | | |
|----------------------|----------------|
| 1 Betonwürfel | 4 Zuleitungen |
| 2, 3 Aufnehmerkissen | 5 Thermolement |

4.3.2.4.2 Versuchsdurchführung

Während des Versuchs 1, der sich über insgesamt 82 Tage erstreckte, wurde die Klimakammertemperatur ϑ_K , die Differenztemperatur $\Delta\vartheta_{B-K} = \vartheta_B - \vartheta_K$ zwischen Betonwürfelmitte und Klimakammer, die relative Luftfeuchtigkeit φ der Klimakammer und der Meßdruck p_D gemessen. Den Aufnehmer einer Temperaturbelastung und gleichzeitig einer größeren Betonspannung auszusetzen, war nicht Ziel der Versuche. Um trotzdem Aufschluß über das Temperaturverhalten der Aufnehmer als Funktion zumindest kleiner Betonspannungen zu erhalten, wurden die Nachspannrohre, s. Bild 4.3.2, Detail 3, über ihren eigentlichen Zweck hinausgehend mittels einer Backenzange in Anständen von ca. 5 mm zusammengedrückt und somit unbestimmte Spannungen σ_B^{ind} in begrenztem Umfang über das Aufnehmerkissen in den Beton induziert. Der eigentliche Zweck des Nachspannrohres besteht darin, nach dem Aushärten des Betons durch Verringerung des Quecksilbervolumens den Kontakt zwischen Aufnehmerkissen und Beton ggf. wieder herzustellen.

Im Versuch 2, der sich über 152 Tage erstreckte, wurde die Klimakammertemperatur ϑ_K , die Differenztemperaturen zwischen Beton und Kammer, $\Delta\vartheta_{B-K}$, und zwischen Beton und Lagerungswasser $\Delta\vartheta_{B-W}$, sowie der Meßdruck p_D gemessen. Durch die Wasserlagerung des Betons war die Luftfeuchtigkeit ohne Bedeutung. In beiden Versuchen ergaben sich zwischen Beton und Klimakammer Temperaturdifferenzen. Sie betragen z. B. bei einer Kammertemperatur von ca. 60 °C im Versuch 1 (Luftlagerung des Betons) -0,4 K und im Versuch 2 (Wasserlagerung des Betons) -3,6 K. Beide Werte stellten sich nach ca. 10 bis 15 Stunden ein und blieben konstant.

4.3.2.4.3 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse des Versuchs 1, bei dem nur ein Aufnehmer funktionstüchtig war, sind im Bild 4.3-15 dargestellt. Es wird deutlich, daß die durch Nachspannen in den Beton induzierte Spannung $\sigma_B^{ind} = p_D(\vartheta_1) - p_{vor}$, gemessen als Differenzdruck zwischen Meßwert p_D und Vorspannung p_{vor} , während des 1. Temperaturzyklus nach jedem Nachspannen durch Kriechvorgänge zur Ruhe kamen. Auch die Ergebnisse des Versuchs 2, Bilder 4.3-16, 17, 18, zeigen bei allen drei Aufnehmern ähnliches Kriechverhalten. Die Temperaturzyklen sind hier zu Gunsten der Übersicht fortgelassen worden. Besonders deutlich wird im Versuch 2, daß das Kriechverhalten nach dem Nachspannen auch bei einem Betonalter $t = 140$ Tage in gleicher Größe vorhanden war wie zu Beginn des Versuchs.

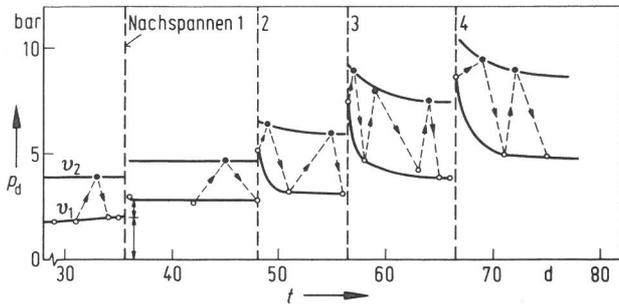


Bild 4.3-15:

Spannungsaufnehmer Nr. 20434 in Beton unter der Temperaturbelastung $\Delta\vartheta$ der Klimakammer

Versuch 1: Luftlagerung des Betons

rel. Luftfeuchtigkeit $f_r > 90\%$

Betontemperatur $\vartheta_1 = 20^\circ\text{C}$
 $\vartheta_2 = 59,6^\circ\text{C}$

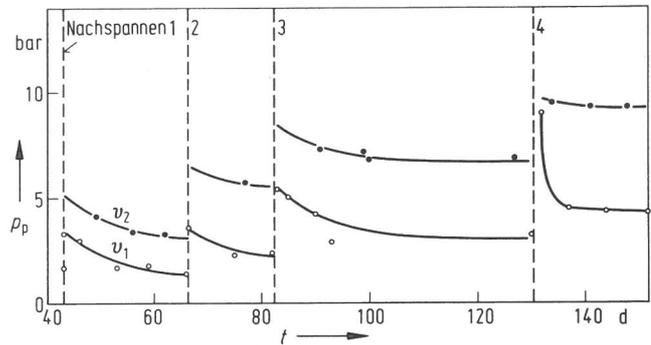


Bild 4.3-16:

Spannungsaufnehmer Nr. 20975 in Beton unter der Temperaturbelastung der Klimakammer

Versuch 2: Wasserlagerung des Betons

Betontemperatur $\vartheta_1 = 29,5^\circ\text{C}$
 $\vartheta_2 = 77,5^\circ\text{C}$

Im Bild 4.3-19 ist der Temperaturfehler $f_\vartheta = \Delta\sigma_B^{\text{ind}}/\Delta\vartheta_B$ als Funktion der durch Nachspannen induzierten Betonspannung σ_B^{ind} aufgetragen, und zwar wurde bei gleicher Vorspannung jeweils der letzte Temperaturzyklus herangezogen. Aus diesem Diagramm geht ein steigender Temperaturfehler bei steigender Betonspannung hervor; die Richtigkeit dieser Ergebnisse wird durch die Lastabhängigkeit des Aufnehmer-E-Moduls, Bild 4.3-11, gestützt: Mit steigender Last setzt der Aufnehmer dem Beton einen immer größer werdenden Widerstand entgegen.

Im Bild 4.3-20 ist der während des Nachspannens gemessene Druck $p_p = \sigma_B^{\text{ind}} + p_{\text{vor}}$ ($\vartheta_B = 20^\circ\text{C}$) über den Nachspannschritten der Aufnehmer, Versuch 2, aufgetragen. Während die Aufnehmer Nr. 20 976 und 20980 ein schnelles Ansteigen des Meßdruckes p_p zeigten, stieg der Meßdruck des Aufnehmers Nr. 20 975 nur allmählich an. Diese Tatsache kommt im Bild 4.3-19 durch den anfänglichen Temperaturfehler f_ϑ , der bei den Aufnehmern Nr. 20 976 und Nr. 10 980 relativ hoch und beim Aufnehmer Nr. 20 975 relativ niedrig ist, zum Ausdruck.

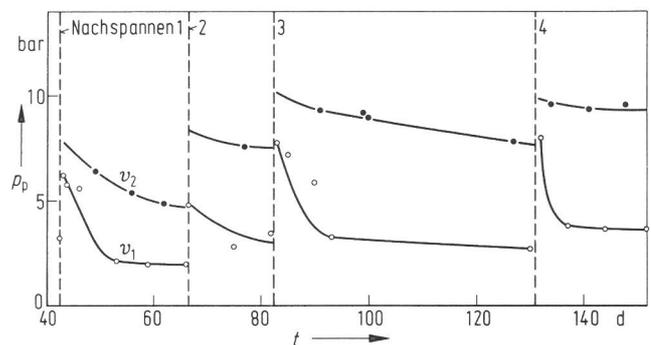


Bild 4.3-17:

Spannungsaufnehmer Nr. 20976 in Beton unter der Temperaturbelastung der Klimakammer

Versuch 2: Wasserlagerung des Betons

Betontemperatur $\vartheta_1 = 29,5^\circ\text{C}$
 $\vartheta_2 = 77,5^\circ\text{C}$

4.3.2.5 Diskussion der Versuchsergebnisse

Maßgeblich für die Temperaturfehler f_ϑ und ihre Unterschiede aus Versuch 1 und 2, s. Bild 4.3-19 sind im wesentlichen

- der E-Modul des Aufnehmers
- der E-Modul des Betons
- die Lagerbedingungen des Betons während der Versuche
- der Kontakt zwischen dem Aufnehmerkissen und dem Beton
- die Differenz der linearen Ausdehnungskoeffizienten von Aufnehmerkissen und Beton $\Delta\alpha = \alpha_{K1} - \alpha_B = 13 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{mK}}$

Im Besonderen ist der niedrige Temperaturfehler f_ϑ des Aufnehmers Nr. 20 494 aus Versuch 1 - außer den oben genannten Einflüssen - aus der niedrigeren Würfeldruckfestigkeit des Betons, die nach DIN 1048 einem niedrigeren E-Modul entspricht, zu erklären. Die unterschiedlichen Temperaturfehler der Aufnehmer im Versuch 2, speziell des Aufnehmers Nr. 20 975, ist zum Teil auf den weniger guten Kontakt zwischen Beton und Aufnehmer, s. Bild 4.3-20, zurückzuführen.

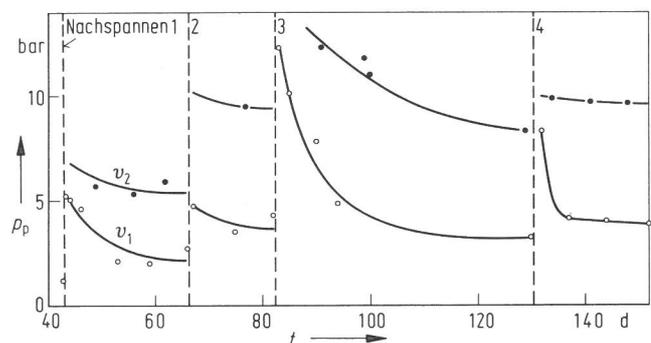


Bild 4.3-18:

Spannungsaufnehmer Nr. 20980 in Beton unter der Temperaturbelastung der Klimakammer

Versuch 2: Wasserlagerung des Betons

Betontemperatur $\vartheta_1 = 29,5^\circ\text{C}$
 $\vartheta_2 = 77,5^\circ\text{C}$

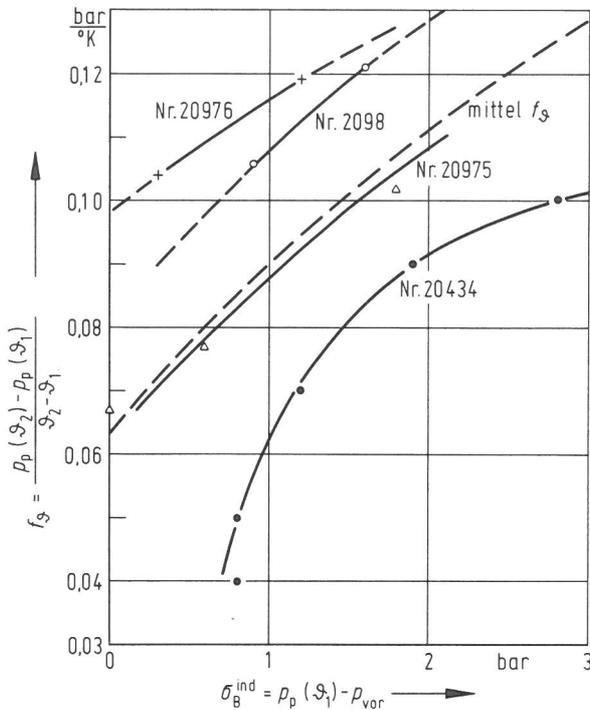


Bild 4.3-19:

Der Temperaturfehler f_{θ} der Kompensations-Spannungs-Aufnehmer in Beton

Um die Ergebnisse aus Bild 4.3-19 über $\sigma_B^{\text{ind}} = 3 \text{ bar}$ hinaus in den Bereich höhere Betonspannungen σ_B extrapolieren zu können, betrachten wir zusätzlich Bild 4.3-13, das den absoluten Temperaturfehler $\sigma_{B,\theta}$ für $E_B = \infty$ darstellt. Die Mittelwertkurve wird für die folgende Betrachtung im Bereich

$$\sigma_B \leq 100 \text{ bar}$$

einer quadratischen Funktion

$$\sigma_B^I = A_0 \epsilon^2 + B_0 \epsilon \quad (4.3-16)$$

und im Bereich

$$\sigma_B \geq 100 \text{ bar}$$

einer Geraden mit der Steigung

$$\frac{d(\sigma_B^{\text{II}})}{d(\epsilon_{K_i})} = \frac{d(\sigma_B^{\text{I}})}{d(\epsilon_{K_i})} \text{ für } \sigma_B^{\text{I,II}} = 100 \text{ bar} \quad (4.3-17)$$

angenähert. Da ein linearer Zusammenhang zwischen der Kessendeckung ϵ_{K_i} und der Temperatur $\Delta\theta$ besteht, gilt:

$$\sigma_B^I(\Delta\theta) = A_1 \cdot (\Delta\theta)^2 + B_1 \cdot (\Delta\theta) \quad (4.3-18)$$

Es wird weiter angenommen, daß alle Kurven

$$\left(\sigma_B(\Delta\theta) \right)_{E_B < \infty} \text{ der Kurve } \left(\sigma_B(\Delta\theta) \right)_{E_B = \infty}$$

aus Bild 4.3-13

ähnlich sind, d. h. alle Kurven unterscheiden sich nur durch den Abszissenfaktor k , wobei für $k = 1$ die Kurve aus Bild 4.3-13 wieder entsteht:

$$\sigma_B^I(\Delta\theta) = A_1 (k \cdot \Delta\theta)^2 + B_1 (k \cdot \Delta\theta) \quad (4.3-19)$$

Die drei Unbekannten A_1 , B_1 und k wurden aus dem nicht linearen Teil der Kurve im Bild 4.3-13 und den mittleren Temperaturfehlern bei $\sigma_B^{\text{ind}} = 0$ und $\sigma_B^{\text{ind}} = 2,23 \text{ bar}$ 2, 23 bar in Bild 4.3-19 iterativ zu

$$A_1 = 0,145 \frac{\text{bar}}{\text{K}^2}, B_1 = 0,6286 \frac{\text{bar}}{\text{K}}, k = 0,1007$$

ermittelt.

Somit erhalten wir aus den Versuchen im Drucktopf und im Beton für die durch Temperatur im Beton hervorgerufene Spannung:

$$\sigma_B(\Delta\theta) = 0,00106 \frac{\text{bar}}{\text{K}^2} \cdot (\Delta\theta)^2 + 0,0633 \frac{\text{bar}}{\text{K}} \cdot \Delta\theta \quad (4.3-19)$$

und für den Temperaturfehler

$$f_{\theta} = \frac{d\sigma_B(\theta)}{d(\Delta\theta)} = 2 \cdot 0,00106 \frac{\text{bar}}{\text{K}^2} \cdot \Delta\theta + 0,0633 \frac{\text{bar}}{\text{K}} \quad (4.3-20)$$

und den Bedingungen

$$\sigma_B(\Delta\theta) \leq 100 \text{ bar} \quad \text{d. h.}$$

$$\Delta\theta \leq 279 \text{ } ^\circ\text{K}$$

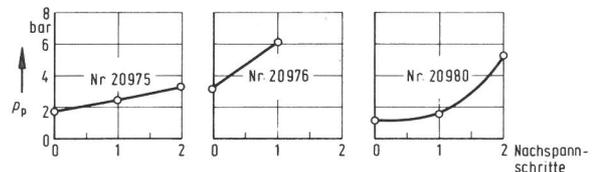


Bild 4.3-20:

Der gemessene Druck $p_p = p_{\text{vor}} + \sigma_B^{\text{ind}}$ als Funktion der Nachspannschritte im Versuch 2

Bild 4.3-21 zeigt den Temperaturfehler f_{θ} als Funktion der Temperaturänderung $\Delta\theta$ gemäß Gleichung (4.3-10) und als Funktion der Betonspannung σ_B , ermittelt aus den Gleichungen (4.3-19) und (4.3-20). Die Näherung des Betonspannungsverlaufs in Bild 4.3-13 durch eine quadratische Funktion und eine Gerade wird in dem Verlauf von $f_{\theta} = f(\Delta\theta)$ und $f_{\theta} = f(\sigma_B)$ deutlich: Statt eines kontinuierlichen Verlaufs von f_{θ} bis zur asymptotischen Annäherung an $f_{\theta} = 0,65 \text{ bar/K}$, besteht ein Knick bei $\sigma_B = 100 \text{ bar}$, $\Delta\theta = 279 \text{ K}$. Mit diesen Vereinfachungen erhalten wir bei einer Temperaturerhöhung um $\Delta\theta = 100 \text{ K}$ einen maximalen Temperaturfehler $f_{\theta} = 0,375 \text{ bar/K}$ bzw. eine zusätzliche Betonspannung $\sigma_{B,\theta} = 16,8 \text{ bar}$. Ist andererseits die Betonspannung $\sigma_B = 52,5 \text{ bar}$, so ist der anfängliche Temperaturfehler für $\Delta\theta = 0$ $f_{\theta} = 0,475 \text{ bar/K}$; bei einer Temperaturerhöhung um $\Delta\theta = 100 \text{ K}$ entsteht eine zusätzliche Betonspannung $\sigma_{B,\theta} = 53,5 \text{ bar}$, was bereits auf den Endwert des Temperaturfehlers $f_{\theta} = 0,65 \text{ bar/K}$ führt.

Zusammenfassend läßt sich sagen:

Der Kompensationsspannungsaufnehmer hat einen lastabhängigen Temperaturfehler, der bei Spannungen $\sigma_B > 50 \text{ bar}$ einen Wert zwischen 0,475 und 0,65 $\frac{\text{bar}}{\text{K}}$ erreicht.

4.3.2.6 Eine Modellbetrachtung

Um die komplexe Arbeitsweise des Meßverfahrens zu klären, wurde ein mechanisches Analogon konzipiert, das im Bild 4.3-22 dargestellt ist. Damit sollten auch Größen, wie z. B. der Membranweg des Ventils, erfaßt werden, die einer direkten Messung kaum zugänglich sind.

Die Betonfeder c_B stützt sich auf der sehr steifen Quecksilberfeder c_{Hg} und diese wieder auf dem Widerlager A ab. Damit entstehen eine Kraft $F_B = c_B \cdot x_B$ im Beton und $F_{Hg} = c_{Hg} \cdot x_{Hg}$ im Quecksilber, die sich das Gleichgewicht halten.

Solange der Kompensationswiderstand noch nicht erreicht ist, pumpt die Pumpeneinheit, die hier als Wegquelle x_Q dargestellt ist, Meßflüssigkeit in die Zuleitungen bis hin zum Ventil, und es entsteht in der Meßflüssigkeit $c_{öl}$ eine Kraft $F_{öl} = c_{öl} \cdot x_{öl} = c_{öl} \cdot x_Q$. Der hydraulische Widerstand r_K im Aufnehmerventil der Spalt zwischen Ventilmembran und Stromführungsplatte, Bild 4.3-3 ist mit dem Riegel R gekoppelt. Unter der Bedingung

$$F_{öl} < F_{Hg}$$

ist $r_K = \infty$, und für den Weg x_M der Membranfeder c_M gilt:

$$x_M = 0. \quad (4.3-21)$$

Sobald

$$F_{öl} = F_{Hg} \quad (4.3-22)$$

ist, hebt der Riegel R vom Widerlager A ab und es wird $x_M < 0$. Da $c_M \ll c_B$ ist und damit $c_M \approx 0$ gesetzt werden kann, gilt:

$$F_{öl} = r_K \cdot \dot{x}_K = F_K \approx F_{Hg} \quad (4.3-23)$$

d. h. der Kompensationszustand ist erreicht. Da der Weg x_M im Kompensationszustand im Beton und Quecksilber wiederum Wege und damit Kräfte hervorruft, muß $|x_M| \ll |x_{B,0}|$ sein. x_M wird jedoch durch die eingepreßte Geschwindigkeit der Meßflüssigkeit, \dot{x}_Q , bestimmt. Somit muß im Kompensationszustand die Geschwindigkeit $\dot{x}_Q = Q$ möglichst klein sein. Gleichzeitig wird hier deutlich, daß Schwankungen der Quelle \dot{x}_Q auch Schwankungen des Weges x_M und damit des Meßwertes $P_K = r_K \cdot x_K$ hervorrufen.

Es wird beim Kompensationsverfahren nach Glötzl folglich nicht die Betonspannung sondern der Quecksilberdruck kompensiert. Damit hängt die Genauigkeit der Messung der Betonspannung σ_B wesentlich von den Eigenschaften des Quecksilbers ab. Speziell im Fall der Temperaturbelastung macht sich der große Ausdehnungskoeffizient des Quecksilbers gegenüber dem des Betons als Fehlmessung deutlich bemerkbar. Die Temperatur erzeugt zusätzlich Wege $x_B(\vartheta)$ und $x_{Hg}(\vartheta)$, die mit ihrer Differenz Δx_ϑ wirksam werden. Durch diese Differenz werden zusätzliche Kräfte im Quecksilber und im Beton induziert, die nach den vorangegangenen Erörterungen im Größenbereich der üblichen Betonspannungen liegen können.

Zusammenfassend läßt sich sagen, das Kompensations-Spannungsmessverfahren ist ein indirektes Kompensationsverfahren und seine Güte hängt im wesentlichen von den Eigenschaften des "Spannungsübertragers Quecksilber" ab.

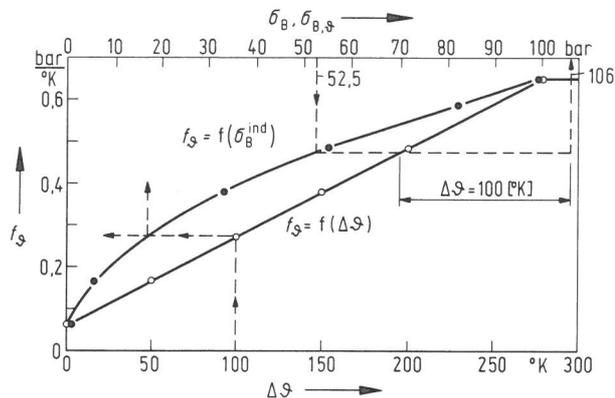


Bild 4.3-21:

Der extrapolierte, mittlere Temperaturfehler f_ϑ typischer Kompensations-Spannungsaufnehmer in Beton als Funktion der Betonspannung σ_B , des absoluten Temperaturfehlers $\sigma_B(\Delta\vartheta)$ und als Funktion der Temperatur $\Delta\vartheta$

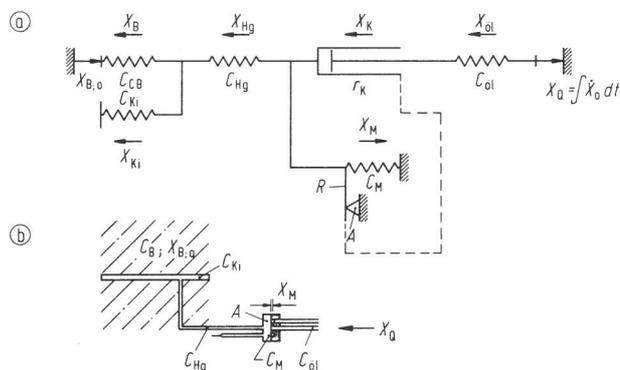


Bild 4.3-22:

Mechanisches Federmodell des Kompensations-Spannungsaufnehmers nach Glötzl

a) Modell b) Aufnehmerschema mit Modellgrößen

4.3.2.7 Zusammenfassung und Ausblick

Die Versuche im Öldrucktopf und im Beton scheinen die Tatsache eines relativ hohen Temperaturfehlers f_ϑ des Aufnehmers und seiner Lastabhängigkeit zu bestätigen. So kann aufgrund der vorgenommenen Extrapolationen der absolute Temperaturfehler $\sigma_B(\Delta\vartheta) = 53,5$ bar erreichen, wenn die Betonspannung $\sigma_B = 52,5$ bar und die Temperaturerhöhung $\Delta\vartheta = 100$ K betragen. Mehr als 90 % dieses Temperaturfehlers wird durch den hohen Temperaturkoeffizienten des Quecksilbers hervorgerufen, welches durch seine Funktion als "Betonspannungsübertrager" das Kompensations-Spannungsmessverfahren zu einem indirekten Kompensationsverfahren macht. Die Arbeiten werden fortgesetzt, insbesondere mit dem Ziel, den Temperaturfehler, zumindest seine Lastabhängigkeit, zu vermindern. Im weiteren sollen die Eigenschaften des Verfahrens am Meßsystem selbst und durch Parameterstudien am Analogrechner auf der Grundlage des Modells (Bild 4.3-22) untersucht werden.

4.4 Zur Feuchtemessung in Beton

(G. Andreae)

Die Kenntnis des Feuchtegehaltes von Beton spielt im Bauwesen eine bedeutende Rolle. Es sind deshalb seit Jahrzehnten verschiedene Meßverfahren zur Ermittlung der Betonfeuchte gebräuchlich. So einleuchtend aber ein enger Zusammenhang zwischen Betoneigenschaften und Betonfeuchte auch erscheint, so schwierig ist es, auf die Frage nach dem Ziel einer Feuchtemessung und nach der Verwertung von Meßergebnissen eine klare, eindeutige Antwort zu erhalten. Dies gilt gleichermaßen auch für Spannbeton-Reaktordruckbehälter.

Sicher ist, daß Feuchtigkeit auf die Eigenschaften und das Verhalten von Beton in verschiedener Weise einwirkt. So hat der Feuchtegehalt z. B. ganz allgemein Einfluß auf die Wärmeleitfähigkeit, auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten, auf den zeitlichen Verlauf der Reifung, auf die Festigkeit und auf die Neutronenabsorption. Absorption und Desorption von Feuchte bewirken ferner ein Quellen und Schwinden, dessen Größe jedoch nicht nur von der Betonzusammensetzung, sondern auch von der gesamten Vorgesichte einer Betonprobe abhängt, so daß eine eindeutige Zuordnung von Feuchtegehalt und Quellungszustand nicht möglich ist [4.4-1]. Es ist ferner anzunehmen, daß der mechanische Spannungszustand die genannten Größen beeinflußt und daß diese auch untereinander nicht alle unabhängig sind.

Unter diesen Umständen ist es verständlich, daß die Beantwortung der Frage nach dem Ziel der Feuchtemessungen und nach der Verwertung von Meßergebnissen oft schwierig ist, ohne daß damit die Bedeutung der Feuchtemessung eingeschränkt wird. Das Endziel einer Feuchtemessung ist wohl überwiegend die Möglichkeit, insbesondere den Spannungszustand eines Bauwerkes besser beurteilen zu können. Die erforderliche Kenntnis des Zusammenhanges zwischen Betonfeuchte und den genannten Größen ist jedoch z. Z. noch unbefriedigend und außerdem von Beton zu Beton verschieden. Im folgenden soll anhand einiger gebräuchlicher Verfahren gezeigt werden, welche grundsätzlichen Überlegungen zu berücksichtigen sind, um den als wesentlich angesehenen Feuchtegehalt richtig messen zu können.

Wasser kann im Beton in verschiedenen Formen auftreten:

- Chemisch gebunden in Form von Kristallwasser. In dieser Form tritt das Wasser insbesondere im hydratisierten Zement auf, z. T. aber auch in den Zuschlägen. Da die Hydratisierung beim Frischbeton mit der Zeit noch erheblich zunimmt, ist der Gehalt an chemisch gebundenem Wasser eine - je nach Versuchsbedingungen verschiedene und meist nicht näher bekannte - Funktion der Zeit. Der Gehalt an Kristallwasser und seine zeitliche Änderung vermag also durchaus etwas über den Reifegrad des Betons auszusagen, sofern der Gehalt in den Zuschlägen bekannt ist. Der Reifegrad seinerseits steht wiederum in einem komplexen Zusammenhang mit anderen Eigenschaften des Betons.
- Physikalisch gebunden. Diese Form umfaßt den Teil des Wassergehaltes, der grundsätzlich ohne chemische Veränderungen ab- und desorbierbar ist. Es ist zweckmäßig, hier zwei Fälle zu unterscheiden:
 - a) Relative Gleichgewichtsfeuchte. Sie umfaßt nur jenen Anteil an physikalisch gebundenem Wasser, der sich bei freiem Austausch mit der relativen Feuchte der umgebenden Atmosphäre im Gleichgewicht zwischen Absorption und Desorption einstellt.
 - b) Gesamtgehalt an physikalisch gebundenem Wasser. Er schließt auch das in Kapillaren und Poren enthaltene "flüssige" Wasser ein, kann z. B. beim Kiesbeton das Drei- bis Vierfache der relativen Gleichgewichtsfeuchte erreichen.

Der Gehalt an physikalisch gebundenem Wasser ist wesentlich für den zeitlichen Verlauf der Hydratation, für Festigkeit und Kriechen, für die thermische Leitfähigkeit und für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Seine Änderung bewirkt Quellen bzw. Schwinden, wobei zu beachten ist, daß auch allein die Reifung des Betons mit einem Schwinden verbunden ist. Es ist anzunehmen, daß der Gesamtgehalt die wesentlich kennzeichnende Größe ist.

Vom Prinzip her der beste Weg, eine gesuchte Meßgröße zu erfassen, ist stets der direkte; d. h. hier die Ausnutzung eines Effektes unmittelbar am Originalbeton, dessen Feuchtegehalt ermittelt werden soll. Der indirekte Weg, d. h. die Messung an einem Vergleichskörper, der mit dem Originalobjekt in Wechselwirkung steht, erhöht die Meßunsicherheit und führt leicht zu erheblichen Fehlmessungen. Bei der Auswahl unter den anwendbaren Meßeffekten ist nach Möglichkeit immer ein primärer zu wählen, d. h. ein Effekt, dessen kennzeichnendes Meßsignal unmittelbar durch die gesuchte Meßgröße, hier also durch den Wassergehalt, bestimmt wird. Sekundäre Effekte wie z. B. durch Wasser ausgelöste Quellung oder elektrische Leitfähigkeit werden leicht durch überlagerte Effekte gestört und sind deshalb weniger geeignet. Wichtig für die Langzeitfeuchtemessung an Bauwerken ist, daß die Eigenschaften des Meßobjektes durch den Meßvorgang nicht oder zumindest nicht irreversibel verändert werden.

Das älteste und sicherste Verfahren dieser Art ist das richtig angewandte gravimetrische (Dörr-Wäge-Methode). Es ist allerdings mit dem Nachteil verbunden, auf ein Bauwerk angewandt, zerstörend zu sein und generell eine irreversible Veränderung zu verursachen. Bei diesem Verfahren wird der Wassergehalt einer Betonprobe aus dem Gewichtsverlust ermittelt, der durch Trocknen bis zur Gewichtskonstanz verursacht wird; zur Beschleunigung des Vorgangs wird meist bei erhöhter Temperatur getrocknet, jedoch darf ca. 200 °C nicht überschritten werden, da sonst auch schon chemisch gebundenes Wasser ausgetrieben werden kann. Ganz korrekt ist dieses Verfahren nur, wenn sichergestellt ist, daß der Gewichtsverlust der Probe allein auf Wasserverlust beruht; die Kontrolle kann z. B. durch Absorption des ausgetriebenen Wassers mittels eines H₂O-spezifischen Absorbers (etwa P₂O₅) und Vergleich von Gewichtszunahme und Gewichtsverlust durchgeführt werden. Dieses Verfahren ist zwar umständlich und in seiner Anwendung begrenzt, dafür aber grundlegend.

Weitere Verfahren mit Ausnutzung primärer Effekte sind:

Messung der Dielektrizitätszahl (DZ) des feuchten Betons und Messung der Mikrowellenabsorption im Frequenzbereich der anomalen Dispersion des Wassers (etwa 10 bis 30 GHz). Die Ausnutzung der sehr großen relativen DZ des Wassers (ca. 80 für reines Wasser im Frequenzbereich < 1 GHz) zur Bestimmung des Feuchtegehaltes von festen und flüssigen Materialien ist seit langem gebräuchlich. Bei der Anwendung dieser Methode auf Beton ergeben sich jedoch erhebliche grundsätzliche Schwierigkeiten. Insbesondere feuchter Beton ist dielektrisch stark inhomogen, so daß seine resultierende relative DZ in nicht kontrollierbarer Weise bis in das MHz-Gebiet hinein frequenzabhängig ist, Bild 4.4-1. Erschwerend ist ferner die große "innere" Dämpfung, die bei manchen feuchten Betonen selbst bei 100 MHz noch zu einem $\tan \delta = 0,2$ führen kann; der Einfluß der Gleichstromleitfähigkeit ist bei so hohen Frequenzen gegenüber der "inneren" Dämpfung vernachlässigbar. Vorteilhaft ist andererseits, daß die DZ-Messung weitgehend wasserspezifisch und der Meßeffekt beträchtlich ist (DZ-Steigerung des nassen gegenüber dem trockenen Beton bei 100 MHz um den Faktor 2,5 bis 3). Versuche, die DZ-Methode auf Beton anzuwenden, sind in [4.4-2 bis 5] beschrieben. - Die wasserspezifische Mikrowellenabsorption im Frequenzbereich zwischen 10 und 30 GHz ist schon mehrfach auch zur Feuchtemes-

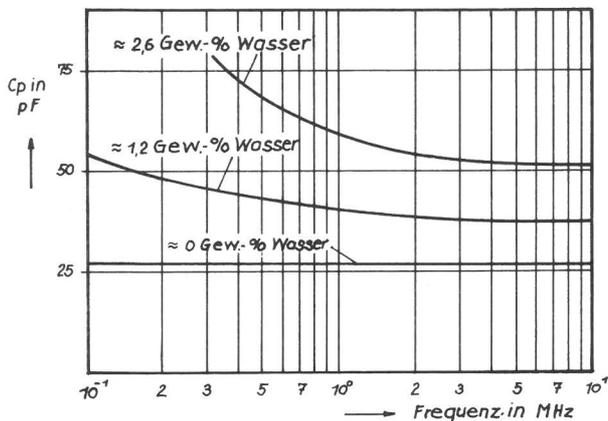


Bild 4.4-1: Kapazität C_p einer feuchten Betonprobe als Funktion der Meßfrequenz f .

sung in Beton verwendet worden [4.4-6]. Das Verfahren ist jedoch problematisch insofern, als bei so hohen Frequenzen leicht eine Meßwertverfälschung durch unerwünschte Streuung sowie durch Reflexion an der Betonoberfläche, an groben Zuschlägen und an Armierungen auftritt; die Eindringtiefe der Wellen beträgt in diesem Frequenzbereich nur etwa 1 bis 2 cm. Bei niedrigeren Frequenzen (es werden auch 2 bis 4 GHz angewandt) ist die Eindringtiefe größer (ca. 25 cm) und die Reflexionsgefahr kleiner, dafür aber die Absorption nicht mehr genügend wasserspezifisch [4.4-6].

Verfahren mit eingeschränkt primärem Charakter sind das Wärmeleitmeßverfahren und das Neutronensondenverfahren: Das Wärmeleitmeßverfahren [4.4-7; 8] nutzt die Tatsache, daß die Wärmeleitfähigkeit des gesättigten nassen Betons - ähnliches gilt für andere Stoffe, besonders Baustoffe - bis zum etwa Fünffachen (Gasbeton) größer ist als die des trocknen. Diese Wärmeleitfähigkeitserhöhung durch Wasser beruht aber nicht auf einer im Vergleich zur trocknen Betonsubstanz auffallend hohen Wärmeleitfähigkeit des Wassers, d. h. das Verfahren ist nicht in der Weise wasserspezifisch wie etwa das DZ-Verfahren; es beruht vielmehr wesentlich auf der Verdrängung der schlecht leitenden Luft in den Hohlräumen durch das besser leitende Wasser und wird durch die Porenstruktur und die Art der Zuschläge beeinflusst. Bei stark inhomogenem Material versagt das Verfahren. Näheres wird in [4.4-7] beschrieben.

Beim Neutronensondenverfahren [4.4-9] wird die feuchte Betonprobe mit schnellen Neutronen bestrahlt, die ihre kinetische Energie durch elastische Zusammenstöße besonders mit leichten Kernen - hier speziell den Wasserstoffkernen des Wassers - bis auf eine thermische Energie entsprechend der thermischen Energie der Atome der Probe verlieren. Bei gegebener Intensität des Primärstrahls ist die Intensität der thermischen Neutronen - gemessen mit einem besonders für thermische Neutronen empfindlichen Detektor - ein relatives Maß für den Feuchtegehalt. Das Verfahren erfaßt jedoch nicht nur das physikalisch gebundene, sondern auch das chemisch gebundene Wasser; es wird ferner beeinträchtigt durch die Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung und der Struktur der Probe. Es ist deshalb nicht so spezifisch und universell, wie es zuweilen dargestellt wird.

Bei den sekundären Effekten wird nicht eine spezifische Eigenschaft des Wassers selbst, sondern ein durch die Anwesenheit von Wasser ausgelöster Effekt zur Bestimmung des Wassergehaltes genutzt. Es ist einleuchtend, daß durch diese Verlängerung der "Wirkmechanismenkette" eine Komplizierung und damit auch größere Abhängigkeit von anderen Parametern verursacht wird.

Das bekannteste Verfahren dieser Art beruht auf der Messung der durch die Anwesenheit von Wasser ausgelösten Leitfähigkeit [4.4-10 bis 12]. Baustoffe enthalten immer Substanzen, die in Gegenwart von Wasser zumindest spurenweise in Lösung gehen und dann mehr oder weniger stark dissoziieren. Die auf diese Weise erzeugten Ionen bewirken eine elektrische Leitfähigkeit, die mittels einbetonierter Elektroden gemessen werden kann. Die Größe dieser Leitfähigkeit hängt zweifellos vom Wassergehalt der Probe ab, aber primär natürlich von der Anzahl und der Beweglichkeit der Ionen und damit von der chemischen Zusammensetzung, der Porenstruktur und der Temperatur. Diese Meßmethode ist deshalb für den Einsatz im direkten Verfahren recht fragwürdig; hinsichtlich des indirekten Verfahrens siehe unten.

Ein weiterer sekundärer Effekt ist das durch Wasser bewirkte Quellen des Betons. Da die Größe dieses Effektes erheblich von der Vorgeschichte der Probe abhängt [4.4-1] und beim "jungen" Beton durch das reifungsbedingte Schwinden gestört wird, ist eine meßtechnische Nutzung dieses Effektes nicht angebracht.

Beim indirekten Verfahren wird die eigentliche Messung - unter Ausnutzung primärer oder sekundärer Effekte - nicht am Originalbeton, sondern an einem Vergleichskörper durchgeführt, der mit der Probe in Wechselwirkung steht. Dieser Weg hat den großen Vorteil, daß der Vergleichkörper - im folgenden Meßsonde genannt - weitgehend meßtechnisch optimal ausgeführt werden kann; der sehr wesentliche Nachteil dieses Verfahrens ist jedoch, daß die Wechselwirkung zwischen Meßsonde und Probe als Vorbedingung für ein einwandfreies Messen nicht in allen Fällen in der meßtechnisch notwendigen Weise geschieht. Die Problematik sei an einem Beispiel erläutert: Wird eine ideale Sonde so in eine Bohrung der Betonprobe eingesetzt, daß zwar die Sondenhalterung, nicht aber die eigentliche Sonde selbst mit dem feuchten Beton in Berührung kommt, so tritt die Wechselwirkung über das Zwischenmedium Luft ein. Die Sonde kann daher vom Beton nur soviel Wasser übernehmen, wie es dem Gleichgewichtszustand bei 100 % relativer Luftfeuchte entspricht. Der Beton seinerseits kann dagegen - z. B. gleich nach dem Schütten - ein Mehrfaches von dem an Wasser enthalten, was dem Gleichgewicht bei 100 % r. F. entspricht. Derartige "Hohlraum"-Sonden erfassen daher grundsätzlich nur einen kleinen, häufig uninteressanten Teil des gesamten Betonfeuchtebereiches; überdies ist dieser Teil auch noch vom Salzgehalt des "Betonwassers" abhängig. Verzichtet man auf den Luftzwischenraum, d. h. kommt die Sonde unmittelbar mit dem Beton in Berührung, so entfällt die genannte Einschränkung, da der Feuchteaus-tausch zwischen den Kapillaren und Poren von Probe und Sonde unmittelbar geschieht. Die Sonde "weiß" aber damit noch nicht, wie groß der Feuchtegehalt des sie umgebenden Betons ist, es sei denn, daß Material und Porenstruktur von Probe und Meßsonde völlig gleich sind.

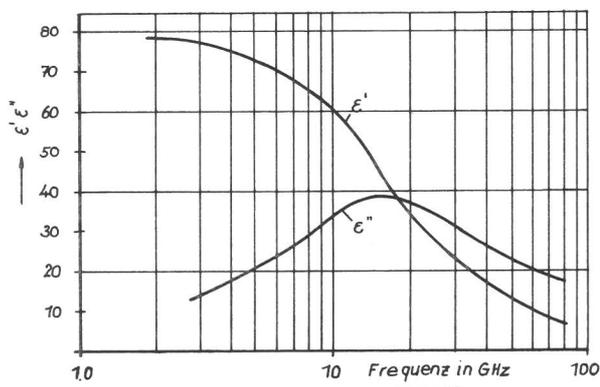


Bild 4.4-2: Dielektrische Koeffizienten ϵ' , ϵ'' reinen Wassers bei 20 °C.

Da diese Gleichheit i. allg. nicht gegeben ist, hängt das Meßergebnis einer Sonde nicht nur vom Wassergehalt des Betons ab, sondern auch von seiner chemischen Zusammensetzung und seiner Struktur. - Trotz der genannten Mängel grundsätzlicher Art sind die indirekten Verfahren weit verbreitet. Es ist anzunehmen, daß diese Mängel nicht immer ausreichend bekannt sind.

Wie schon oben erwähnt, vgl. auch [4.4-13], ist die Messung des DZ des feuchten Betons eine vom Prinzip her besonders günstige Methode, bei deren technisch praktikabler Verwirklichung allerdings einige wesentliche Schwierigkeiten zu überwinden sind. Soll im Inneren dicker Betonwände gemessen werden, was hier speziell angestrebt wurde, so scheiden alle Mikrowellenmethoden mit Frequenzen im GHz-Gebiet aus, weil beim Ansetzen der Horn-Antennen auf die Außenflächen allein schon die Eindringtiefe zu klein ist, beim Einbau in den Betonkörper aber die Störung durch das Volumen der Antenne untragbar wird. Eine Frequenz < 1 GHz erscheint aber auch aus anderen Gründen zweckmäßig: Oberhalb 1 GHz macht sich die anomale Dispersion des Wassers zunehmend bemerkbar, wie aus Bild 4.4-2 für reines, freies Wasser deutlich hervorgeht; dadurch nimmt auch die Dämpfung stark zu, die andererseits beim locker physikalisch gebundenen Wasser des feuchten Betons ein weniger ausgeprägtes und damit auch weniger spezifisches Verhalten zeigt als freies Wasser gemäß Bild 4.4-2 und damit als Meßgröße schlecht geeig-

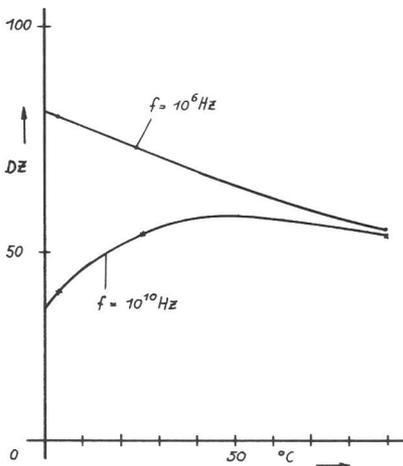


Bild 4.4-3: Dielektrizitätszahl DZ reinen Wassers als Funktion der Temperatur für 2 Meßfrequenzen (nach Landoldt-Börnstein).

net ist. Aus Bild 4.4-3 ist ferner zu entnehmen, daß die Temperaturabhängigkeit der DZ < 1 GHz ein Minimum hat, vermutlich im Bereich von einigen 100 MHz. Bis ca. 500 MHz läßt sich ein Resonanzsystem auch noch aus einem "Spule-Kondensator"-System aufbauen, was dem gesteckten Ziel, ein kleines, einbetonierbares billiges "Wegwerfmeßelement" zu entwickeln, entgegen kommt. Andererseits soll die Frequenz > 10 MHz liegen, um all jene Schwierigkeiten zu vermeiden, die bei dielektrisch inhomogenen Medien wie z. B. feuchten Beton auftreten.

In orientierenden Vorversuchen wurde zunächst an zahlreichen Betonproben die Kapazität C_p des Parallelersatzschaltbildes als Funktion der Frequenz und der Betonfeuchte mit einem handelsüblichen Kapazitätsmeßgerät gemessen (vgl. auch Bild 4.4-1). Bild 4.4-4 läßt erkennen, daß bei 50 MHz ein durchaus beachtlicher Meßeffect auftritt; der Einfluß von Zusätzen (hier Meersalz) ist jedoch noch recht erheblich. Bei Erhöhung der Meßfrequenz ist mit einer Verringerung dieses Einflusses zu rechnen. Es wurde daher angestrebt, die DZ feuchten Betons bei einer Frequenz von etwa 300 MHz zu messen und dafür einen möglichst kleinen und billigen Wegwerf-Elektronikbaustein zu entwickeln; dieser Bau-

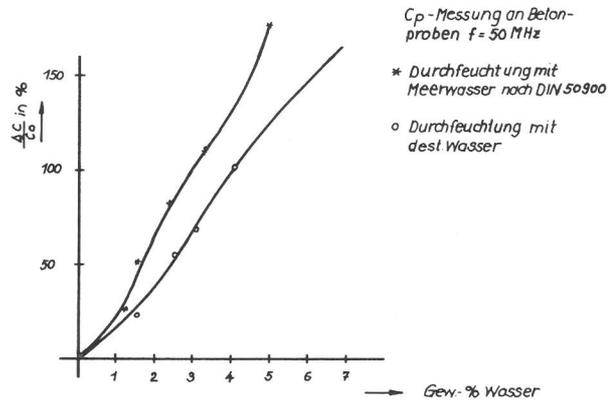


Bild 4.4-4: Relative Änderung der Kapazität in Parallelersatzschaltbild bei Verwendung von feuchtem Beton als Dielektrikum.

stein sollte als durch die Betonfeuchte variiertes Meßsignal eine Frequenz liefern, deren Höhe durch die Kapazität eines Kondensators mit feuchtem Beton als Dielektrikum bestimmt wurde. Die Frequenz hat als Meßsignal den Vorteil, gegen Störspannungen unempfindlich zu sein, so daß eine Übertragung über längere Strecken relativ problemlos ist.

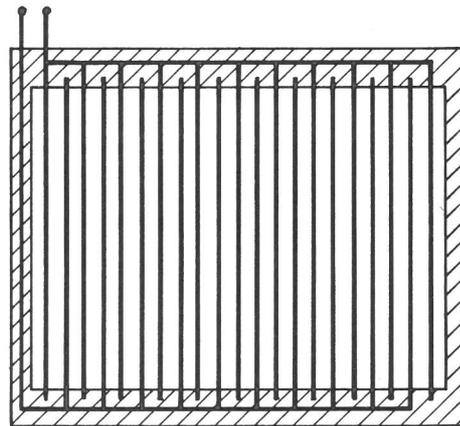


Bild 4.4-5: Schematische Darstellung der verwendeten doppelkammartigen Elektrodenform des Schwingkondensators.

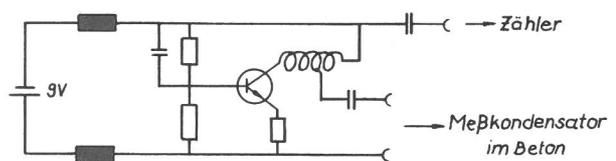


Bild 4.4-6: Aufbau des Elektronik-Bausteins.

Während der Miniaturisierung des Elektronik-Bausteins nur technische Grenzen gesetzt waren, mußte bei der mechanischen Dimensionierung des Kondensators die insbesondere durch die Größe der Zuschläge bedingte Inhomogenität berücksichtigt werden. Nach verschiedenen Vorversuchen wurde die in Bild 4.4-5 schematisch dargestellte, doppelkammartige Form gewählt, deren Kapazität auf einem Streufeld vorgegebener Grundform beruht. Diese Elektrodenanordnung behindert die Verteilung der Zuschläge beim Schütten des Betons nur sehr wenig und ermöglicht dennoch eine Mittelwertbildung über die Inhomogenitäten des Betons. Dieser Kondensator wurde über ein ca. 3 cm langes Koaxialkabel mit dem Elektronik-Baustein verbunden; der Baustein selbst

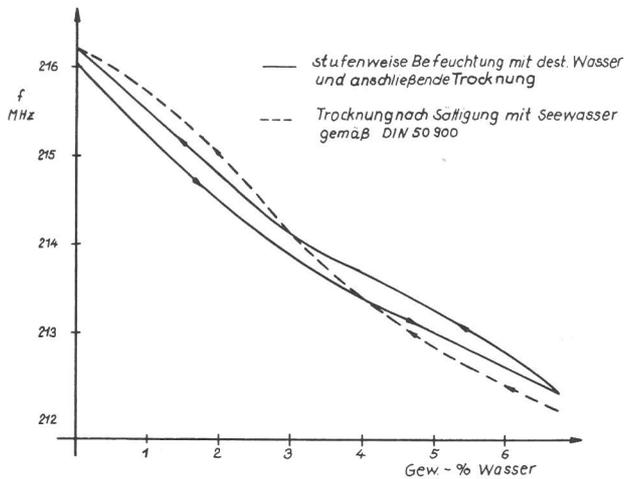


Bild 4.4-7: Oszillatorfrequenz als Funktion des Wassergehaltes einer Betonprobe.

ist in Bild 4.4-6 schematisch dargestellt. In Bild 4.4-7 ist der mit einer derartigen Anordnung in einer Betonprobe gemessene Zusammenhang Frequenz als Funktion des Feuchtegehalts dargestellt. Der Einfluß der Salze des Seewassers ist bei großem Feuchtegehalt noch merklich, jedoch kleiner als bei 50 MHz gemäß Bild 4.4-4; die Hysterese dürfte vor allem darauf beruhen, daß sowohl bei der Befeuchtung als auch bei der Trocknung des Betons z. Z. der jeweiligen Messung noch keine gleichmäßige Feuchteverteilung in der Probe erreicht war. Bild 4.4-8 zeigt das Ergebnis eines ähnlichen Versuches.

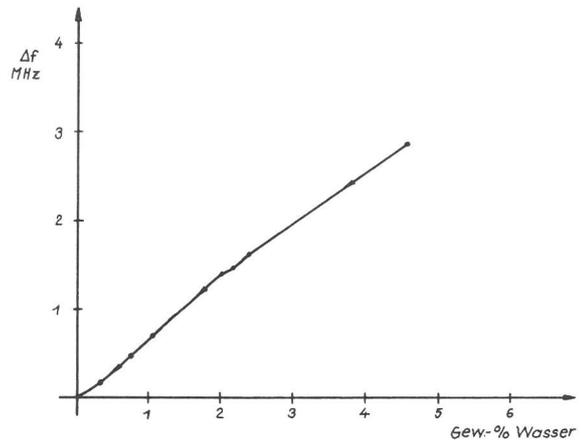


Bild 4.4-8: Frequenzverlauf während der Trocknung einer Betonprobe.

Die durchaus hoffnungsvollen Ergebnisse dürfen jedoch nicht darüber hinwegtäuschen, daß die experimentellen Schwierigkeiten erheblich waren. Der aus diskreten Elementen aufgebaute Oszillator mit der getrennt angeordneten Schwingkapazität weist mehrere Resonanzfrequenzen auf und ist gegen Streukapazitäten sehr empfindlich. Hier würde ein geeigneter IC eine Verbesserung bringen. Die Form der Kapazität ist insofern nicht ideal, als bei 200 MHz schon eine merklich Abstrahlung erfolgt, die zu Reflektionen und dadurch zu Störungen des Oszillators führt. Die bisherigen Ergebnisse lassen jedoch erhoffen, daß diese Schwierigkeiten in einer technisch praktikablen Weise überwunden werden können.

4.5 Zur Dehnungsintegration und Meßwegübertragung
mittels eines universell einsetzbaren Bowdenzug-
systems (N. Czaika, W. Timme)

4.5.1 Einführung

Ein bereits früher entstandener Grundgedanke von Rohrbach, Bowdenzüge nicht nur zu Steuerungszwecken [4.5-1, 2], sondern auch zu Meßzwecken einzusetzen, wurde im Zusammenhang mit der Meßtechnik für SBB wieder aufgegriffen. Solche Meßsysteme schienen als universelles Hilfsmittel zur Instrumentierung von SBB besonders geeignet, und zwar

- zur Meßwegübertragung und
- zur Dehnungsintegration mit dem Ziel der Gesamtverformungsmessung, jeweils längs weitgehend frei wählbarer, langer Kurven an Grenzflächen oder an der Oberfläche oder im Innern des Betons.

Die Meßwegübertragung, etwa die Übertragung eines Meßweges im "heißen Bereich des Behälters", z. B. eines Einbeulweges der Dichthaut, an eine Stelle im "kalten Bereich" sollte über wenigstens 1 bis 2 m möglich sein, bei Übertragung bis zur Oberfläche des Behälters sogar bis zu mehr als 5 m. Als Meßbereiche wären wenige mm bis 100 mm vorzusehen; die entsprechenden Meßfehler sollten wenige μm bzw. 0,1 mm nicht übersteigen.

Die Dehnungsintegration, die insbesondere die Messung der Gesamtverformungen des Behälters ohne aufwendige, meßtechnisch unsichere und bei ausgeführtem SBB kaum mögliche Hilfsgerüste zur Halterung von Wegaufnehmern ermöglichen soll, sollte möglichst die Gesamtabmessungen des Behälters in axialer, radialer und Umfangsrichtung erfassen; sie sollte also über eine Gesamtlänge von z. B. 5 bis 50 m möglich sein, notfalls in mehreren Stufen. Für die mittlere Dehnung sollte der Meßbereich 5 mm/m betragen und der Meßfehler $\pm 5 \mu\text{m}/\text{m}$ nicht übersteigen. Für den Integrationsweg bedeutet dies bei 5 m Länge einen Meßbereich von 25 mm und einen Meßfehler von $25 \mu\text{m}$, bei 50 m Länge einen Meßbereich von 250 mm und einen Meßfehler von 0,25 mm.

In beiden Fällen ist das Bowdenzugsystem so zu verlegen, d. h. mit den notwendigen Krümmungen, daß die Strahlenschutzfunktion des Behälters voll erhalten bleibt. Insbesondere wäre eine durchgehend geradlinige Verlegung des Systems von der Dichthaut bis zur Oberfläche unzulässig.

4.5.2 Zum Meßprinzip

Das Meßprinzip ist im Bild 4.5-1 für drei Anwendungsmöglichkeiten schematisch dargestellt. Bei der Meßwegübertragung (a) wird der Meßweg x_E als Eingangsgröße des Systems über die Seele S, die in der Hülse H frei beweglich ist, als Ausgangsgröße x_A des Systems auf den Wegaufnehmer W übertragen. Dessen Gehäuse ist mit der Hülse verbunden. Zur Vermeidung von Fehlern infolge Dehnung der Hülse muß diese in Längsrichtung frei beweglich sein. Um Temperaturfehler auszuschließen, müssen Seele und Hülse gleiche lineare Wärmeausdehnungskoeffizienten haben: $\alpha_S = \alpha_H$.

Bei der Dehnungsintegration (b), etwa im Innern des Betons B, sind an einem Ende des Systems die Seele und die Hülse miteinander verbunden, und die Hülse ist fest mit dem Beton verbunden, mindestens an den beiden Enden, etwa mit Hilfe der Flansche F. Dadurch wird die Dehnung des Betons auf die Hülse übertragen, während die Seele keine Dehnung erfährt. Am Ausgang des Systems entsteht der Weg

$$x_A = \int_0^l \epsilon(x) dx = l \bar{\epsilon}. \quad (4.5-1)$$

Dabei ist l die Länge des Systems, $\epsilon(x)$ die örtliche Betondehnung und $\bar{\epsilon}$ ihr über l genommener Mittelwert. Zur Vermeidung von Temperaturfehlern müssen die linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Seele und Beton übereinstimmen: $\alpha_S = \alpha_B$.

Der Fall c ist eine Kombination von Dehnungsintegration und Meßwegübertragung. Im Integrationsbereich der Länge l sind Hülse und Beton fest miteinander verbunden, zumindest an den beiden Endflanschen; im Bereich der Übertragung des Integrationsweges wird die Bindung zwischen Beton und Hülse mittels der Schutzhülse SH verhindert. Temperaturfehler sind ausgeschaltet, wenn für die linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten im Integrationsbereich $\alpha_S = \alpha_B$ und im Übertragungsbereich $\alpha_S = \alpha_H$ gilt.

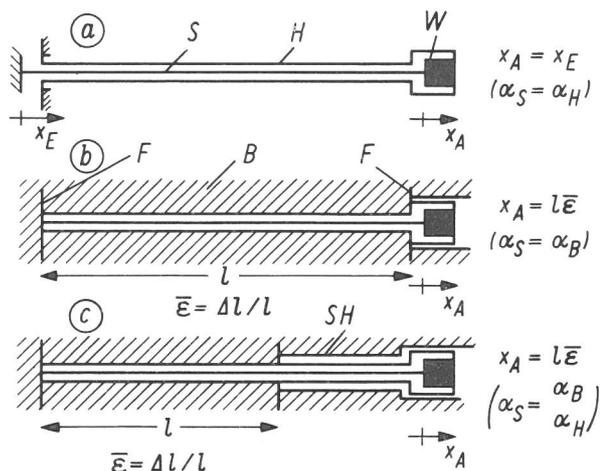


Bild 4.5-1: Bowdenzugsystem, schematisch, zur Meßwegübertragung (a), zur Dehnungsintegration (b) und in kombinierter Verwendung (c).

S : Seele H : Hülse W : Wegaufnehmer
 F : Flansch SH : Schutzhülse B : Beton

x_E, x_A : Eingangs- bzw. Ausgangsweg

l : Integrationslänge

$\bar{\epsilon}$: Betondehnung, gemittelt über die Länge l

α : linearer Wärmeausdehnungskoeffizient

Das Hauptproblem des Bowdenzug-Meßverfahrens liegt in der Haftreibung zwischen Seele und Hülse. Sie muß möglichst klein sein, damit die Seele in der Hülse frei gleitet und keine unzulässigen Fehler infolge von Reibkraft-Nebenschlüssen zwischen Seele und Hülse entstehen. Im Folgenden werden die Bewegungs-Grenzbedingungen für zwei wichtige Fälle abgeleitet: für die geradlinige Verlegung, Bild 4.5-2, und für die Verlegung längs eines Kreisbogens, Bild 4.5-3. In beiden Fällen mögen an den durch die Koordinaten x_1, x_2 bzw. φ_1, φ_2 gekennzeichneten Enden der Seele die Zugkräfte P_1, P_2 angreifen. Ferner sei P_N die Normalkraft, mit der ein Seelenelement der Länge dx bzw. $d\varphi$ gegen die Hülse gedrückt wird. Sie ruft die Haftreibungskraft

$$P_R = \mu P_N \quad (4.5-2)$$

hervor, wobei μ der Haftreibungskoeffizient ist.

Für lineare Verlegung, Bild 4.5-2, ergibt sich dann als Kräftegleichgewicht an dem Seelenelement dx :

$$P(x+dx) - P(x) = -P_R(x) = -\mu P_N(x) \quad (4.5-3)$$

Setzt man voraus, daß die Seele nur auf Zug beansprucht

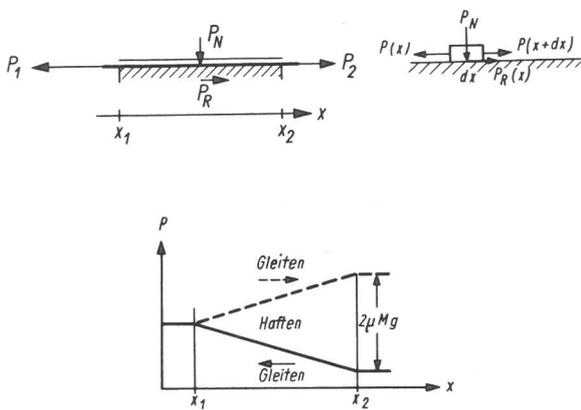


Bild 4.5-2:
Zur Funktion des linear ausgelegten Bowdenzugsystems

wird, so kommt im Idealfall als Haftreibungsursache nur das Eigengewicht in Betracht. Bei horizontaler Verlegung gilt, wenn γ die auf die Länge bezogene Massenverteilung der Seele und g die Erdbeschleunigung ist:

$$P_N = \gamma g dx \quad (4.5-4)$$

Die Gleichungen (4.5-3) und (4.5-4) ergeben:

$$dP(x) = -\mu \gamma g dx \quad (4.5-5)$$

Durch einfache Integration ergibt sich für die Kraft $P(x)$ in Längsrichtung der Seele unter Berücksichtigung der Randbedingung $P(x_1) = P_1$:

$$P(x) = P_1 - \mu \gamma g (x - x_1) \quad (4.5-6)$$

Daraus ergibt sich als Gleitbedingung für die Stelle x der Seele:

$$P(x) < P_1 - \mu \gamma g (x - x_1) \quad \text{für Bewegung in Richtung } P_1 \quad (4.5-7)$$

$$P(x) > P_1 - \mu \gamma g (x - x_1) \quad \text{für Bewegung in Richtung } P_2$$

Die zweite Bedingung erhält man entsprechend der ersten, indem man P_R in Richtung P_1 wirken läßt.

Der Inhalt dieser Gleitbedingungen ist im Bild 4.5-2 mit Angabe der Haft- und Gleitbereiche graphisch dargestellt. Die Gleitbedingungen (4.5-7) gelten insbesondere auch für $x = x_2$ mit $P(x_2) = P_2$, d.h. für die Seele insgesamt. Im einzelnen ist zu schließen: Bei gegebenem P_1 springt die Kraft P_2 bei jeder Bewegungsumkehr um $2\mu Mg$, wobei $M = \gamma (x_2 - x_1)$ die Gesamtmasse der Seele ist. Da μMg im allgemeinen sehr klein ist, z. B. etwa 0,12 N für eine Stahlseele von 1 mm² Querschnitt und 10 m Länge, wenn man mit $\mu = 0,15$ rechnet, sind auch nur relativ kleine Fehler, etwa durch Dehnungsänderungen der Seele, zu erwarten. - Im übrigen muß $P_1 > Mg$ sein, wenn die Seele stets unter Zugspannung stehen soll.

Wird der Bowdenzug gekrümmt ausgelegt, etwa längs eines Kreisbogens, und wird die Seele wieder nur auf Zug beansprucht, so ergibt sich nach Bild 4.5-3 unter Berücksichtigung der Gleichung (4.5-2) als Kräftegleichgewicht an dem Seelenelement $d\varphi$:

$$P(\varphi + d\varphi) - P(\varphi) = -P_R(\varphi) = -\mu P_N(\varphi) \quad (4.5-8)$$

Bei Vernachlässigung des Eigengewichtes gilt wegen der Krümmung der Seele

$$P_N = P d\varphi \quad (4.5-9)$$

Daraus folgt die Differentialgleichung

$$dP(\varphi) = -\mu P d\varphi \quad (4.5-10)$$

Mit dem Ansatz

$$P(\varphi) = A e^{-\mu\varphi} \quad (4.5-11)$$

ergibt sich unter Berücksichtigung der Randbedingung $P(\varphi_1) = P_1$:

$$P(\varphi) = P_1 e^{-\mu(\varphi - \varphi_1)} \quad (4.5-12)$$

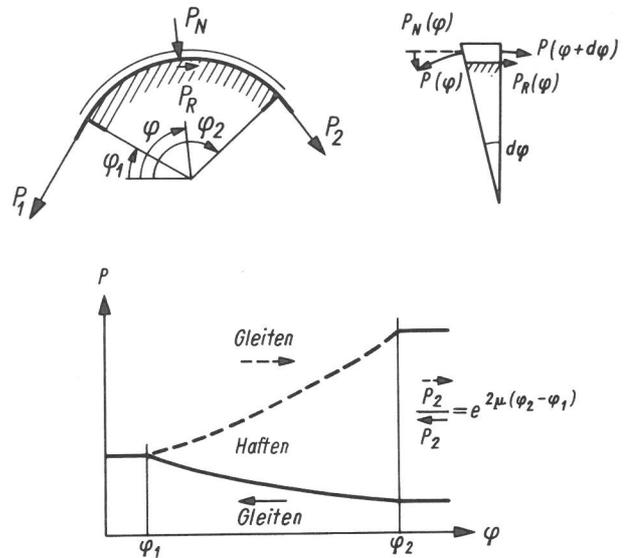


Bild 4.5-3:
Zur Funktion des kreisförmig ausgelegten Bowdenzugsystems

Daraus ergibt sich als Gleitbedingung für die Stelle x der Seele

$$P(\varphi) < P_1 e^{-\mu(\varphi - \varphi_1)} \quad \text{für Bewegung in Richtung } P_1 \quad (4.5-13)$$

$$P(\varphi) > P_1 e^{-\mu(\varphi - \varphi_1)} \quad \text{für Bewegung in Richtung } P_2.$$

Die zweite Bedingung erhält man entsprechend der ersten durch Umkehr der Richtung von P_R .

Dieser Sachverhalt ist im Bild 4.5-3 mit Kennzeichnung der Haft- und Gleitbereiche dargestellt. Die beiden Gleitbedingungen (4.5-13) gelten insbesondere auch für $\varphi = \varphi_2$ mit $P(\varphi_2) = P_2$, also für die Seele insgesamt.

Die wichtigste Schlussfolgerung ist, daß die Gleitbedingung offenbar nur vom Umschlingungswinkel $\varphi_2 - \varphi_1$ abhängt, nicht aber vom Krümmungsradius. Allerdings gilt dies nur für Krümmungsradien, für die die Biegespannungen in der Seele vernachlässigbar klein sind. - Bei gegebenem P_1 ändert sich die Kraft P_2 bei jeder Bewegungsumkehr sprunghaft um den Faktor $e^{2\mu(\varphi_2 - \varphi_1)}$. Dieser Faktor nimmt für $\mu = 0,15$ bei einer vollen Umschlingung $\varphi_2 - \varphi_1 = 2\pi$ den Wert 6,25 an. Dadurch können, insbesondere durch Dehnungsänderungen in der Seele, beträchtliche Fehler auftreten.

Über die Haftreibungseffekte hinausgehend können für ein Bowdenzugsystem folgende weitere Fehlerquellen von Bedeutung sein: Bei ortsabhängiger Krümmung der Kurve, in der das System verlegt ist, insbesondere bei wellenlinienförmiger Verlegung, kann sich die Biegelinie der Seele und damit ihre effektive Gesamtlänge ändern, wenn sich die Spannkraft in der Seele ändert und die Seele nicht hinreichend biegeweich ist. Eine Veränderung der Biegelinie wird i. allg. auch die Berührungslänge zwischen Seele und Hülse ändern und damit auch die Reibkräfte.

Bei Druckbeanspruchung der Seele kann diese - abhängig von der Länge und dem Querschnitt der Seele sowie der Druckkraft - ausknicken, bis sie an der Hülse anliegt. Dadurch entsteht eine Änderung der effektiven Länge der Seele, die noch vom Abstand zwischen Seele und Hülse abhängt. Durch die Normalkraft, mit der die Seele gegen die Hülse gedrückt wird, entstehen zusätzliche Reibkräfte.

Wenn die Spannkraft der Seele ihr Vorzeichen wechselt, können bei gekrümmter Verlegung erhebliche, vom Seele-Hülse-Abstand abhängige Änderungen der effektiven Länge entstehen. Deshalb müssen solche Vorzeichenänderungen vermieden werden.

All diese Effekte mußten bei der Auswahl bzw. der Konzeption der Bowdenzugsysteme und bei ihrer Untersuchung berücksichtigt werden.

4.5.3 Zur Auswahl bzw. zur Konzeption des Meßsystems

Als Serienerzeugnisse sind zwei Arten von Bowdenzugsystemen kommerziell erhältlich:

- der Kamera-Drahtauslöser mit Druckkraftbetätigung und
- der eigentliche Bowdenzug mit Zugkraftbetätigung, wie er z. B. an Fahrrädern gebräuchlich ist.

Beim Kamera-Drahtauslöser ist nach Bild 4.5-4, a, die Seele eine auf Formschluß mit z. B. 3 N Vorspannkraft gewickelte Stahl-Schraubenfeder 1 mit Stahlstiften an beiden Enden. Die Hülse besteht aus einer Stahl-Schraubenfeder 2 und einem sie umgebenden Kunststoffschlauch 3, die gegeneinander verspannt und an ihren Enden mit dem Kamera-Anschlußteil 4 und dem Betätigungsteil 5 verbunden sind. Mit einer weiteren langen, weichen, im Zwischenraum zwischen Seele und Hülse angeordneten Schraubenfeder, die auf Druckkraft vorgespannt ist und sich gegen das Kamera-Anschlußteil abstützt, wird die

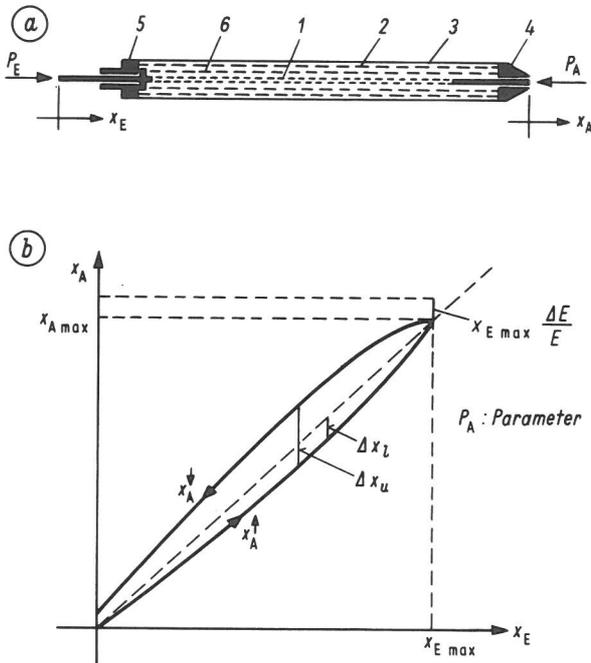


Bild 4.5-4:

Serienmäßiger Kamera-Drahtauslöser, schematisch.

a) Aufbau des Systems

b) Kennlinie mit Kenngrößen-Definitionen

- 1: schraubenfederartige Seele
- 2, 3: Hülse, bestehend aus Schraubenfeder 2 und Kunststoffschlauch 3
- 4: Kamera-Anschlußteil
- 5: Betätigungsteil
- 6: Vorspann-Schraubenfeder

x_E, P_E : eingprägter Meßweg bzw. entstehende Kraft am Eingang

x_A, P_A : übertragener Weg bzw. eingprägte Kraft am Eingang

$\Delta E/E$: Abweichung der Empfindlichkeit von derjenigen bei idealer Übertragung

Δx_e : Linearitätsabweichung

Δx_u : Umkehrspanne

Seele gegen einen Anschlag im Betätigungsteil gedrückt. Der Eingangsweg x_E ist am Betätigungsteil einzuleiten. Dabei entsteht i. allg. eine Kraft P_E . Am Kamera-Anschlußteil tritt der Ausgangsweg x_A auf. Er ist i. allg. mit einer Kraft P_A verbunden, die durch das betätigte Gerät gegeben ist. x_A ist i. allg. um den Übertragungsfehler kleiner als der vorgegebene Weg x_E . P_E ist i. allg. um die Kraftnebenschlüsse im Meßsystem, insbesondere die Reibkraftnebenschlüsse, größer als die vorgegebene Kraft P_A . Bild 4.5-4, b, zeigt schematisch als Kennlinie den Zusammenhang zwischen x_A und x_E mit P_A als Parameter:

$$x_A = f(x_E; P_A) \quad (4.5-14)$$

Bei der Darstellung der Ergebnisse wird darauf noch zurückgegriffen.

Auf Grund erfolgversprechender Vorversuche wurden solche Drahtauslöser in Ausführungen bis zu einer maximalen Länge von 750 mm untersucht, wobei sich allerdings herausstellte, daß man den Anforderungen der SBB-Instrumentierung doch nicht voll gewachsen ist.

Bei den eigentlichen, etwa an Fahrrädern gebräuchlichen Bowdenzügen ist die Seele ein Stahldrahtseil von z. B. 1 mm Durchmesser und die Hülse als Metall-Schraubenfeder oder als Kunststoffschlauch ausgeführt. Vorversuche ließen erkennen, daß keine besseren Ergebnisse als bei den Drahtauslösern zu erwarten waren. Deshalb wurde auf eine nähere Untersuchung dieser Systeme verzichtet.

Um die Anforderungen an die SBB-Instrumentierung erfüllen zu können, mußte ein neues Bowdenzugsystem entwickelt werden. Auf Grund von Vorversuchen, über die anschließend berichtet wird, wurde es als Metalldraht-Metallrohr-System gemäß Tabelle 4.5-1 konzipiert:

Tabelle 4.5-1: Zur Konzeption des Stahldraht-Stahlrohr-Bowdenzugsystems

	Seele	Hülse	Schutzhülse
Werkstoff	rost- und säurebeständiger Cr-Ni-Stahl Fa. Schöller, Qualität SINOX SSH 2, Nr. 4571		
	hart	weich	
Außendurchmesser	(1,2 ± 0,03) mm	(2,1 ± 0,02) mm (2,5 ± 0,02) mm	(6 ± 0,02) mm
Wandstärke	(0,5 ± 0,03) mm	(0,4 ± 0,02) mm	(1 ± 0,02) mm
Zwischenraum	(0,05 ± 0,05) mm (0,25 ± 0,05) mm	(0,95 ± 0,04) mm (0,75 ± 0,04) mm	

In einem Vorversuch zur Konzeption des Systems wurden, um einen ersten Anhalt über die Größe der Haftreibung zu erhalten und die Werkstoffauswahl zu überprüfen, einige Haftreibungskoeffizienten bestimmt. Dazu wurden vorhandene Schläuche bzw. Röhrchen von ca. 1 bis 4 mm Innendurchmesser in Längsrichtung halbiert, horizontal ausgelegt und in Kunststoff gebettet. In die Halbröhrchen wurde eine mit der Gewichtskraft P_N belastete Stahlschneide von 0,2 bzw. 0,5 mm Krümmungsradius eingesetzt und die Haftreibungskraft P_R , bei der die Schneide in Längsrichtung gerade in Bewegung gesetzt wird, gemessen. Für verschiedene Materialpaarungen ergaben sich die folgenden Haftreibungskoeffizienten

$$\mu = P_R/P_N : \quad (4.5-15)$$

Stahl/verschiedene Kunststoffe (Schläuche)	: $\mu = 0,14 \dots 0,46$
Stahl/Teflon (Folie)	: $\mu = 0,14$
Stahl/Messing (Röhrchen)	: $\mu = 0,27$
Stahl/Stahl (Blech, poliert)	: $\mu = 0,14$
Stahl (molykotebeschichtet)/Stahl (Blech, poliert)	: $\mu = 0,13$

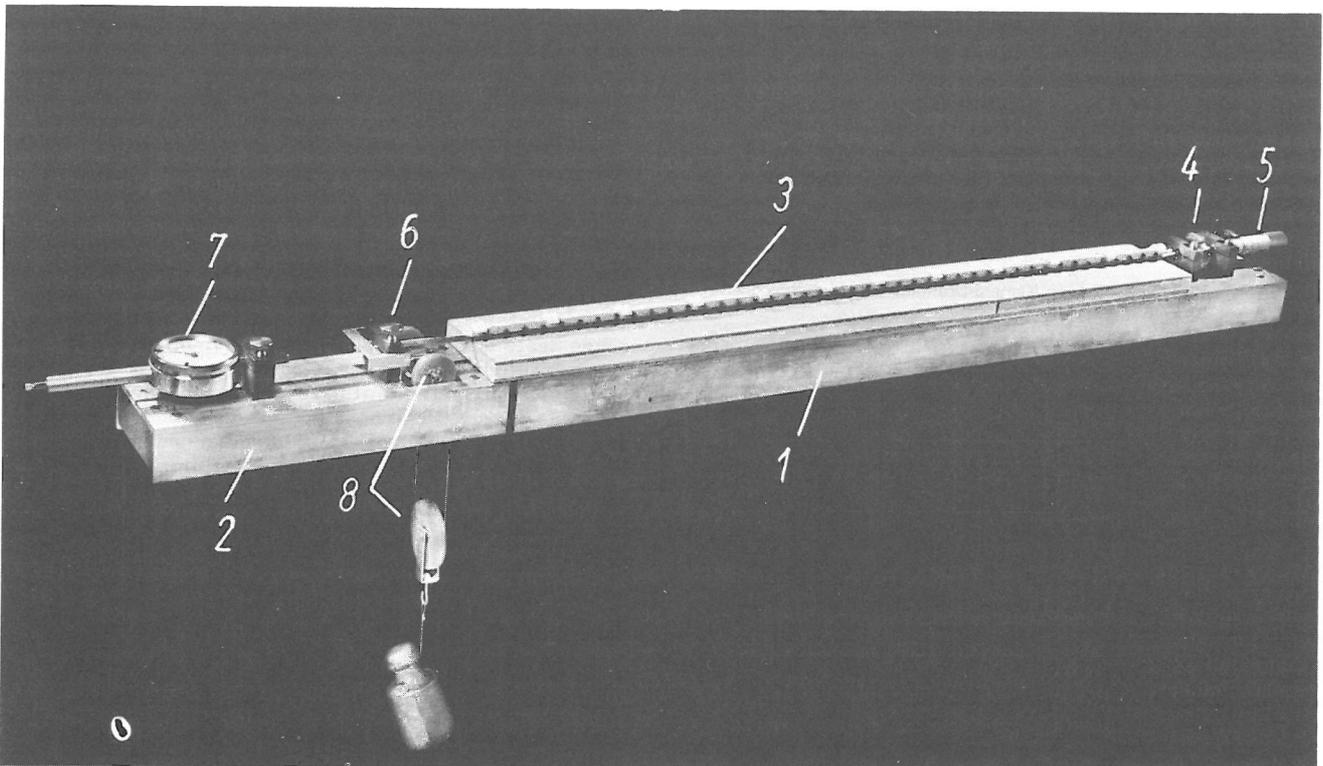


Bild 4.5-5:

Vorrichtung zur Untersuchung von Bowdenzugsystemen, hier mit Druckkraftherzeugung am Ausgang des Systems

1, 2: Grundschiene 3: Kamera-Drahtauslöser 4, 6: Hülsehalterungen am Eingang bzw. am Ausgang des Systems
5: Mikrometerschraube 7: Meßuhr 8: Gewichtskraft-Umlenksystem

Danach erwiesen sich die Kombinationen Stahl/Teflon und Stahl/Stahl am aussichtsreichsten. Eine Beschichtung mit Molykote schien die Paarung Stahl/Stahl noch etwas zu verbessern. - Nach Lieferung der Materialien gemäß Tabelle 4.5-1 zeigte sich allerdings ein größerer Haftreibungskoeffizient, der aber noch akzeptabel schien: NiCr-Stahl (hart)/NiCr-Stahl (weich, Röhrchen) : $\mu = 0,18$.

Die Hülse wurde weich und als relativ dickwandiges Rohr konzipiert, um sie bei Verlegen des Systems mit hinreichend kleinem Krümmungsradius biegen zu können, ohne daß die Hülse knickt oder sonst die Seele ein-klemmt. Modellversuche ergaben - umgerechnet auf die Abmessungen der Hülse nach Tabelle 4.5-1 - einen kleinsten Krümmungsradius von ca. 12 mm, was bei weitem ausreichen dürfte. Nach Lieferung des Materials wurde dieser Wert gut bestätigt.

Die Seele wurde hart konzipiert, um plastische Verformungen auch bei relativ hohen Spannungen in der Seele ausschließen zu können. Sie wurde als Rohr ausgeführt, um sie aus dem gleichen Material wie die Hülse herstellen zu können. - Für den Zwischenraum zwischen Seele und Hülse wurden zwei Alternativen als unterschiedliche Kompromisse zwischen enger Führung und weitgehender Bewegungsfreiheit der Seele in der Hülse vorgesehen. Nach Lieferung ergaben Vorversuche, daß die Ausführung mit 0,05 mm Nennmaß für den Zwischenraum zwischen Seele und Hülse mitunter zum Festsitzen der Seele in der Hülse führte. Deshalb wurde diese Ausführung von der weiteren Untersuchung ausgeschlossen.

4.5.4 Versuchseinrichtung

Die Laboruntersuchung der Bowdenzüge erfolgte in ihrer Ausführung als Meßweg-Übertragungssysteme. Die einwandfreie Funktion der Bowdenzüge in dieser Ausführungsform ist sicher nur als notwendige Voraussetzung für ihre einwandfreie Funktion zur Deh-

nungsintegration zu sehen. Gleichwohl wird man näherungsweise von den Eigenschaften des Meßweg-Übertragungssystems auf die des entsprechenden Dehnungs-Integrationssystems schließen können.

Zur Untersuchung in diesem Sinne wurde die im Bild 4.5-5 dargestellte Vorrichtung aufgebaut. Sie besteht aus einer zweiteiligen Grundschiene 1, 2, auf der der Bowdenzug 3 - im Bild ein Kamera-Drahtauslöser - linear ausgelegt ist. Auf den Teil 1 der Grundschiene sind die eingangsseitige Hülsehalterung 4 und die Mikrometerschraube zur definierten Vorgabe des Eingangsweges, 5, montiert. Der Teil 2 der Grundschiene trägt die ausgangsseitige Hülsehalterung 6, die Meßuhr zur Messung des von der Seele übertragenen Ausgangsweges, 7, sowie das Kraft-Umlenksystem zur definierten Gewichtsbelastung der Seele, 8, im dargestellten Fall zur Belastung der Seele mit Druckkraft.

Die Grundschiene wurde zweiteilig ausgeführt, um durch Zwischenschalten einer Montageplatte auch nicht-lineare Verlegungskurven des Meßsystems zu ermöglichen, etwa die Verlegung längs eines Kreisbogens. Die im Bild dargestellte Meßuhr wurde bei den Reihenuntersuchungen durch einen Differentialtransformator-Wegaufnehmer mit 25 mm Meßbereich und $+ 10 \mu\text{m} + 0,1\%$ Reproduzierbarkeitsfehler (Fa. Schaevitz, Typ 1000HR) ersetzt. Zwischen die Mikrometerschraube und die Seele am Eingang konnte ein DMS-Kraftaufnehmer mit 100 N Meßbereich und $+ 0,01 \text{ N} + 0,1\%$ Reproduzierbarkeitsfehler geschaltet werden, um die im Eingang entstehende Kraft P_E zu erfassen.

4.5.5 Versuchsergebnisse

Es wurden drei Kamera-Drahtauslöser der Fa. Linhof mit 210, 530 und 750 mm Länge und 20 mm Meßweg untersucht. Die wichtigsten Ergebnisse für lineare Verlegung sind in Tabelle 4.5-2 zusammengestellt. Als die Meßfehler charakterisierende Kenngrößen sind angegeben:

- die Empfindlichkeitsabweichung vom Wert 1 bei idealer Übertragung,
- die Linearitätsabweichung und
- die Umkehrspanne.

Die Definition der Kenngrößen geht aus Bild 4.5-4, b, hervor. Die Kenngrößen sind für verschiedene Druckkräfte P_A zwischen 0 und 20 N angegeben.

Tabelle 4.5-2:
Meßbereiche und Meßfehler von Kamera-Drahtauslösern verschiedener Längen (vgl. Bild 4.5-4, b)

L (mm)	P_A (N)	x_E max (mm)	ϵ max ($10^{-2} \frac{m}{m}$)	$\frac{\Delta E}{E}$ (%)	$\frac{\Delta x_I}{x_E}$ max (%)	$\frac{\Delta x_U}{x_E}$ max (%)
210	0	20	9,5	-0,25	+0,075	+0,15
	1			-0,30	+0,31	+0,21
	5			-0,75	-0,31	-1,1
	10			-1,5	-0,52	-1,2
	20			-2,8	-0,40	-2,3
530	0	20	3,8	-0,58	-0,075	+0,60
	1			-1,0	-0,10	+0,30
	5			-1,7	-0,40	+0,55
	10			-2,5	-0,75	+1,9
	20			-6,3	-0,90	+4,9
750	0	20	2,7	-0,28	+0,075	+0,20
	1			-0,29	+0,10	+0,15
	5			-0,65	-0,20	+0,25
	10			-0,75	-0,37	+0,45
	20			-0,53	-0,23	+0,95

Bei relativ kleinen Kräften P_A bis z. B. 1 N sind die Fehler aller drei Typen beachtlich klein. Sie liegen zwischen 0,05 und 0,2 mm. Diese kleinen Fehler darf man aber für den Einsatz im SBB nicht zugrunde legen, da ein einziges System nicht die notwendige Länge hat und sich beim Zusammenschalten mehrerer Systeme die Kraft P_A erhöht.

Bei größeren Kräften P_A von z. B. 5 bis 20 N ist die Linearitätsabweichung zwar immer noch klein; der Empfindlichkeitsfehler und die Umkehrspannen nehmen aber erhebliche Werte an. Es können Fehler über 1 mm auftreten. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Seele oberhalb einer Druckkraft von etwa 3 N relativ weich wird, anscheinend infolge Ausknickens. Mit Kräften von z. B. 20 N am Ausgang eines Systems muß man vor allem als Folge weiterer, zur Vergrößerung der Übertragungs- oder Integrationslänge nachgeschalteter Systeme rechnen. Je Drahtauslöser steigt nämlich die Druckkraft von ca. 1,3 N bei 0,5 mm Meßweg (Vorspannkraft der Vorspannfeder 6 im Bild 4.5-4) auf ca. 2,5 N bei 20 mm Meßweg an. Dies ergibt beim Zusammenschalten von z. B. 10 Meßsystemen mit einer Gesamtlänge von 7,5 m eine Kraft am Ausgang des ersten Systems von über 20 N.

Zugkräfte dürfen auf die Seele nur in sehr begrenztem Maße einwirken. Bis 2 N verlängert sich die Seele um ca. 0,5 mm. Bei größeren Zugkräften wird die Seele sehr weich; bei z. B. 3 N entstehen Verlängerungen bis zu 6 mm und mehr.

Nach Tabelle 4.5-2 ergeben sich die kleinsten Fehler für den 750-mm-Typ. Bei Einsatz eines einzigen Systems zur Meßwegübertragung sind Meßwege bis zu 20 mm auf ca. $\pm 0,05$ mm genau über eine Länge von 750 mm übertragbar. Beim Zusammenschalten von 10 Systemen lassen sich Meßwege bis zu 20 mm zwar über 7,5 m übertragen; der Übertragungsfehler kann aber auf ± 1 mm ansteigen, was häufig nicht tragbar ist.

Beim Einsatz zur Dehnungsintegration ist für ein einziges System von 750 mm Länge und $2,7 \cdot 10^{-2} \text{ m/m}$ Meßbereich ein Meßfehler von ca. $\pm 0,2\%$ des Meßbereichs, also $\pm 50 \mu\text{m/m}$ zu erwarten. Für z. B. 10 Bow-

denzüge mit einer Gesamtlänge von 7,5 m und einem schon recht knappen Meßbereich von $2,7 \cdot 10^{-3} \text{ m/m}$ muß man einen Meßfehler von $\pm 5\%$ des Meßbereichs, also $\pm 150 \mu\text{m/m}$ erwarten. Da einerseits diese Meßfehler zu groß sind und da sich andererseits noch größere Integrationslängen, wie sie beim SBB nötig wären, wegen zu großer Kräfte und zu kleiner Meßbereiche kaum verwirklichen lassen, erscheinen Drahtauslöser zur Messung von Dehnungsintegralen nur sehr begrenzt einsetzbar.

Die Untersuchung des Stahldraht-Stahlrohr-Systems eigener Konzeption hatte zunächst folgendes Ergebnis: Das eng tolerierte System mit 0,05 mm Abstand zwischen Seele und Hülse war nicht immer hinreichend frei beweglich. Aus diesem Grunde wurde nur das weiter tolerierte System mit 0,25 mm Zwischenraum zwischen Seele und Hülse näher untersucht, und zwar wieder als Weg-Übertragungssystem, aber unter Zugbelastung P_A am Ausgang. Bei einer definiert vorgegebenen Zugkraft P_A zwischen 0 und 20 N als Parameter wurde der Eingangsweg x_E definiert in das System eingeleitet. Die Seele wurde zunächst bis zu 25 mm in das System hineingeschoben und anschließend in die Ausgangsstellung zurückgezogen. Dabei wurde der Ausgangsweg x_A gemessen. Daraus wurden als Fehlerkenngrößen des Meßsystems

- die Abweichung des Ausgangsweges von dem Kennlinienwert bei idealer Übertragung, Δx_A , und
- die Umkehrspanne als Differenz zwischen dem aufsteigenden und dem abfallenden Teil der Kennlinie, Δx_U , bestimmt.

Es stellte sich heraus, daß die Umkehrspanne Δx_U unabhängig von der Größe des Meßweges x_E ist. Sie kommt allein durch die Bewegungsumkehr zustande. Deshalb ist der Meßweg für die Größe des Fehlers ohne wesentliche Bedeutung, und der Meßbereich ist weitgehend frei wählbar.

Für den Fall sehr erschütterungsarmer Messung sind die Ergebnisse im Bild 4.5-6 wiedergegeben. Im Teilbild a sind die Kenngrößen Δx_A und Δx_U für ein Bowdenzugsystem von 1,90 m Länge in Abhängigkeit von der Zugkraft am Ausgang, P_A , dargestellt. Bei linearer Auslegung, d. h. beim Krümmungsdurchmesser $D = \infty$, überschreiten die Fehler kaum die Fehlergrenze der Anordnung von $\pm 0,01$ mm, was näherungsweise einer mittleren Dehnung von $\pm 5 \mu\text{m/m}$ entspricht. - Beim Krümmungsdurchmesser $D = 450$ mm und verschiedenen Umschlingungswinkeln φ zwischen 60 und 360° zeigt die Abweichung von der idealen Kennlinie, Δx_A , im ganzen steigende Tendenz mit steigendem P_A und steigendem φ . Bis $\varphi = 180^\circ$ überschreiten sie aber nicht den Wert $-0,03$ mm $\approx 15 \mu\text{m/m}$. Erst bei einer vollen Umschlingung von 360° tritt eine Abweichung $\Delta x_A = 0,05$ mm auf, die bei 10 N auf 0,17 mm ansteigt. Diese Werte entsprechen näherungsweise einer mittleren Dehnung von 25 bzw. 85 $\mu\text{m/m}$. - Die Umkehrspanne Δx_U ist bei gekrümmter Auslegung sehr viel größer. Sie hat bei etwa 5 N für fast alle Umschlingungswinkel ein Minimum, so daß diese Kraft besonders günstig erscheint. Bei 5 N ergibt sich aber schon für $\varphi = 60^\circ$ eine Umkehrspanne von 0,05 mm $\approx 25 \mu\text{m/m}$, die für 180° auf 0,17 mm $\approx 85 \mu\text{m/m}$ ansteigt.

Danach erscheint das System zur Wegübertragung in vielen Fällen brauchbar. Zur Dehnungsintegration erscheint es bei linearer Auslegung ebenfalls brauchbar. Bei gekrümmter Verlegung wird aber der Einsatz zur Dehnungsintegration problematisch.

Nach dem Versuch mit $D = 450$ mm und $\varphi = 360^\circ$ zeigte sich eine erhebliche plastische Verformung des Systems. Die weiche Hülse federte erwartungsgemäß nur auf einen Krümmungsdurchmesser von 740 mm bei einem Umschlingungswinkel von 210° auf. Die Seele behielt, obwohl sie gehärtet war, über 2 m Länge eine Kurvenhöhe

von 110 mm bei. Nach dem Geradebiegen des Systems zeigte sich, wie aus den mit $D' = \infty$ gekennzeichneten Kurven ersichtlich, daß sich die Eigenschaften des Systems gegenüber dem ursprünglichen nicht wesentlich verschlechtert haben. Dieses Ergebnis ist von besonderer praktischer Bedeutung: Zum Transport darf das vorgefertigte System zumindest mit einem Krümmungsdurchmesser von 450 mm aufgewickelt werden, ohne daß es in seiner Güte wesentlich beeinträchtigt wird.

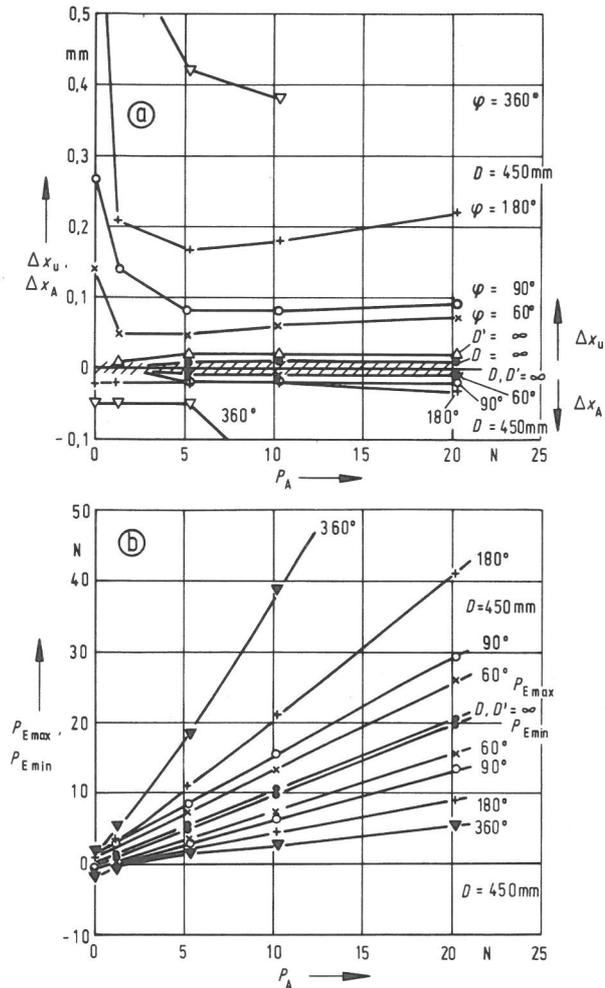


Bild 4.5-6:

Zu den Eigenschaften des Stahldraht-Stahlrohr-Bowdenzugsystems eigener Konzeption als Meßweg-Übertragungssystem bei erschütterungsarmem Betrieb

- a) Übertragungsfehler des Systems Δx_A und Δx_u
- b) Minimal- bzw. Maximalkraft am Eingang, $P_{E \min}$ und $P_{E \max}$, bei Umkehr der Bewegungsrichtung der Seele, jeweils in Abhängigkeit von der eingepprägten Zugkraft P_A am Ausgang.

$D, D' = \infty$: linear ausgelegtes System

$D = 450 \text{ mm}$: Krümmungsdurchmesser bei Verlegung längs eines Kreisbogens

φ : Umschlingungswinkel

Die am Eingang nach dem Hineinschieben bzw. Herausziehen der Seele entstehenden Kräfte $P_{E \min}$ bzw. $P_{E \max}$ sind im Bild 4.5-6, b, dargestellt. Erwartungsgemäß sind die Minimalkräfte bei sehr kleiner Kraft P_A am Ausgang negativ. Die Minimal- und die Maximalkraft

stimmen bei linearer Verlegung recht gut miteinander überein, und sie unterscheiden sich nur wenig von der Ausgangskraft P_A . Mit steigender Zugkraft am Ausgang, vor allem aber mit wachsender Umschlingung, wird die Diskrepanz zwischen $P_{E \min}$ und $P_{E \max}$ immer größer. Auch dieses Ergebnis ist zu erwarten; denn nach Bild 4.5-3 muß das Verhältnis der Maximal- und Minimalkraft exponentiell mit dem Umschlingungswinkel wachsen, was nach Bild 4.5-7 auch tatsächlich der Fall ist. Dort ist

$$P_{E \max} / P_{E \min} = e^{2\mu\varphi} \quad (4.5-16)$$

berechnet und den aus der Messung für $P_A = 10 \text{ N}$ ermittelten Werten gegenübergestellt. Die Übereinstimmung ist recht gut, wenn man $\mu = 0,21$ setzt. Der im Vorversuch ermittelte Wert $\mu = 0,18$ wird den tatsächlichen Gegebenheiten nicht voll gerecht; er würde für $\varphi = 2\pi$ auf den Wert 9,6 statt 14 für das Kräfteverhältnis führen.

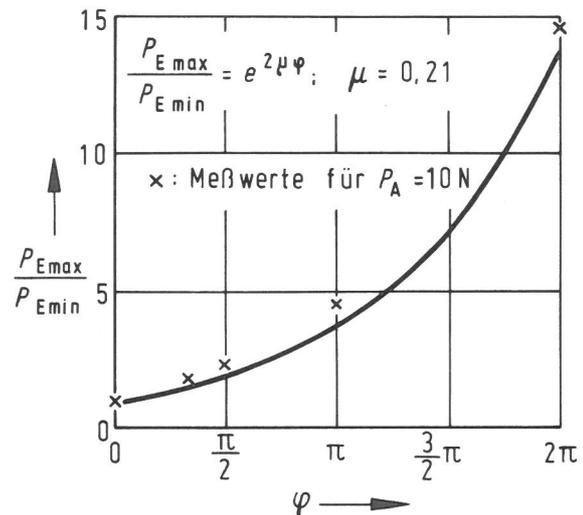


Bild 4.5-7:

Das Verhältnis $P_{E \max} / P_{E \min}$ nach Bild 4.5-3 als Funktion des Umschlingungswinkels im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten nach Bild 4.5-6 für $P_A = 10 \text{ N}$.

Zwischen dem Kraftsprung $P_{E \max} - P_{E \min}$ am Eingang und der Umkehrspanne Δx_u am Ausgang (Bild 4.5-6, a bzw. b) besteht ein enger, kausaler Zusammenhang. Bei kleiner Zugkraft P_A genügt bereits ein relativ kleiner Kraftsprung am Eingang von z. B. - 1,35 N auf + 1,08 N bei $D = 450 \text{ mm}$, $\varphi = 180^\circ$ und $P_A = 0$, um die Biegelinie der Seele stark zu verändern. Aus der maximal möglichen Umkehrspanne von 1,6 mm beim Übergang vom vollständigen Anliegen der Seele an der Außenseite der Hülse bis zum vollständigen Anliegen an der Innenseite ist der gemessene Wert von 0,82 mm gut verständlich. - Bei großer Zugkraft wird der entsprechend große Kraftsprung die Zugspannung und damit die Dehnung der Seele verändern. So bewirkt z. B. bei $\varphi = 180^\circ$ und $P_A = 20 \text{ N}$ der Kraftsprung am Eingang von 9 auf 41 N eine Dehnungsänderung um ca. $150 \mu\text{m}/\text{m}$. Dies würde, auf die Gesamtlänge der Seele von 1900 mm angewandt, eine Umkehrspanne von 0,29 mm bedeuten. Berücksichtigt man, daß sich der Kraftsprung nach Gleichung (4.5-13) im gekrümmten Bereich ($D = 450 \text{ mm}$) auf Null abbaut, verbleibt eine Umkehrspanne von 0,24 mm. Dieser Wert stimmt sehr gut mit dem direkt gemessenen Wert von 0,22 mm überein.

Bei den Versuchen ergab sich, daß durch Erschütterungen der Kraftsprung am Eingang und die Umkehrspanne mehr oder weniger stark abgebaut werden. Dies legte den Gedanken nahe, vor jeder Ablesung eine stoß-

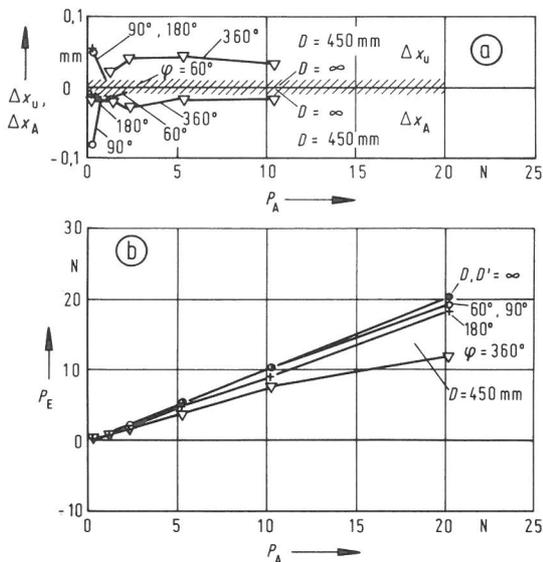


Bild 4.5-8:

Zu den Eigenschaften des Stahldraht-Stahlrohr-Bowdenzugsystems eigener Konzeption als Meßweg-Übertragungssystem bei Anwendung überlagerter Bewegungen der Seele

- a) Übertragungsfehler des Meßsystems Δx_A und Δx_u ,
- b) am Ausgang entstehende Kraft P_E ,

jeweils in Abhängigkeit von der eingepprägten Zugkraft P_A am Ausgang, mit den Parametern entsprechend Bild 4.5-7.

artige Bewegung in die Seele einzuleiten. Bei dieser Art der Messung mit überlagerter Bewegung der Seele, die aber noch optimiert und technisch handhabbar konzipiert werden muß, ergab sich das im Bild 4.5-8 dargestellte Verhalten des Bowdenzugsystems. Aus dem Teilbild a geht hervor, daß die Abweichungen vom aufsteigenden Teil der Kennlinie von derjenigen bei idealer Übertragung, Δx_A , und auch die Umkehrspanne Δx_u innerhalb der Fehlergrenze von $+0,01 \text{ mm} \approx 5 \mu\text{m/m}$ liegen, sofern $P_A \approx 2 \text{ N}$ und $\varphi \approx 180^\circ$ sind. Lediglich bei $P_A \approx 1 \text{ N}$ bzw. bei $\varphi = 360^\circ$ wurden größere Fehler festgestellt: Δx_A kann Werte bis $0,03 \text{ mm} \approx 15 \mu\text{m/m}$ annehmen und Δx_u Werte bis $0,04 \text{ mm} \approx 20 \mu\text{m/m}$.

Das Bowdenzugsystem wurde - allerdings nur in einer Ausführung zur Dehnungsintegration und noch ohne über-

lagerte Bewegung der Seele - in zwei Versuchseinsätzen getestet: an dem mechanisch-thermischen Modell eines Spannbetonbehälters mit heißer Dichthaut für wassergekühlte Reaktoren in Seibersdorf bei Wien (vgl. Abschnitt 5) und an dem 1:4-Modell des SBB des THTR-Reaktors mit kalter Dichthaut für gasgekühlte Reaktoren in Essen. - In Seibersdorf wurden 5 Systeme von 1 bzw. 2 m Länge im Innern des Betons, teils in Umfangsrichtung mit einem Krümmungsdurchmesser von 2 bis 2,4 m und einem Umschlingungswinkel von ca. 60° bzw. 90° , teils in axialer Richtung, getestet. Zunächst sind bei allen Systemen die elektrischen Aufnehmer ausgefallen, insbesondere durch Wassereinträge. Nach dem ersten Temperaturzyklus sind zwei Aufnehmer wieder funktionsfähig, und die Systeme liefern plausible Werte. - In Essen wurde ein ca. 5 m langes System an der Oberfläche des Betons in linearer Auslegung versuchsweise eingesetzt, und zwar im Vergleich zu einem Stangensystem. Es erwies sich nach längerer Standzeit als nicht funktionsfähig; die Seele war in der Hülse nicht beweglich. Eine Ursache dafür konnte noch nicht gefunden werden.

4.5.6 Zusammenfassung und Ausblick

Kamera-Drahtauslöser haben als Wegübertragungssysteme für Längen bis 750 mm zwar beachtlich kleine Übertragungsfehler von z. B. $0,05 \text{ mm}$. Schaltet man aber mehrere Systeme zusammen, um eine für den Einsatz im SBB sinnvolle Gesamtlänge zu erhalten, werden die Fehler unzulässig groß, und darüber hinaus wird der Meßbereich zu klein. Dies gilt insbesondere für den Einsatz der Systeme zur Dehnungsintegration. - Erheblich bessere Eigenschaften zeigte ein neuartiges, einfach verlegbares Stahldraht-Stahlhülse-System mit $2,5 \text{ mm}$ Außendurchmesser. Zur Meßwegübertragung dürfte es bei mäßigen Genauigkeitsanforderungen in vielen Fällen ohne besondere Maßnahmen einsetzbar sein. Zur Dehnungsintegration dürfte es ohne besondere Maßnahmen nur bei linearer Verlegung oder kleinen Umschlingungswinkeln hinreichend genau sein. Auch legen die noch nicht überzeugenden Versuchseinsätze den Verdacht einer nicht ausreichenden Langzeit-Zuverlässigkeit nahe. - Aussichtsreich dagegen erscheint das System bei Anwendung überlagerter Bewegungen der Seele. Bei einem System von ca. 2 m Gesamtlänge sind bis zu einem Umschlingungswinkel von 180° bei nicht zu kleiner Zugkraft der Seele Meßwegübertragungsfehler innerhalb $\pm 0,1 \text{ mm}$ erreichbar, was einem Dehnungsintegrationsfehler von $\pm 5 \mu\text{m/m}$ entspricht. Dieses System soll optimiert und zu einem universell einsetzbaren System weiterentwickelt werden.

4.6 Zur Kraftmessung in den Spannsystemen mittels magnetoelastischer Kraftmeßdosen

(W. Markowski, H. Henker)

Wie bereits im Abschnitt 1.4 ausgeführt, wurde die Aufgabe der Spannkraftmessung in den Spannsystemen insgesamt, d.h. auch in ihren mittleren Bereichen, auf die Spannkraftmessung an ihren Enden, d.h. an den Verankerungen, reduziert. Für die axialen Spannsysteme ist dies sicher zulässig, da Kraftnebenschlüsse kaum zu erwarten sind. Bei den Spannsystemen in Umfangsrichtung wird dagegen die Spannkraft infolge von Kraftnebenschlüssen durch Haftreibung ortsabhängig sein (vgl. auch Abschnitt 4.5). Trotzdem wurde auf die Konzeption eines Meßsystems, etwa nach Art des bekannten Drahtspannungsmessers, verzichtet, da mit seinem Einsatz im ausgeführten SBB eine zu große Störung, wenn nicht gar Gefährdung des SBB verbunden wäre.

Zur Kraftmessung an den Verankerungen der Spannsysteme sollten magnetoelastische Transformator-Kraftaufnehmer auf Eignung untersucht werden. Bei diesem Verfahren [4.6-1] wird die Permeabilität eines in den Kraftfluß geschalteten ferromagnetischen Federkörpers durch die mechanische Spannung verändert und dadurch die transformatorische Kopplung zwischen einer trägerfrequenzgespeisten Primär- und einer Sekundärspule verändert. Ein solcher Federkörper in lamellenartiger Ausführung mit Primär- und Sekundärspule ist im Bild 4.6-1 schematisch dargestellt. Im spannungslosen Zustand wird die Spule entkoppelt, so daß der von einem Oszillator relativ niedriger Trägerfrequenz erzeugte Strom durch die Primärspule in der Sekundärspule keine Spannung erzeugt. Wirkt in vertikaler Richtung die zu messende Kraft ein, so wird die örtliche Verteilung der magnetischen Induktion asymmetrisch in Bezug auf die Spulenebenen verzerrt, so daß die Entkopplung aufgehoben und in der Sekundärspule eine kraftproportionale Spannung erzeugt wird, die in einem Demodulator phasenempfindlich gleichgerichtet wird. Solche Aufnehmer sind zur Messung großer Kräfte geeignet und auch in Hohlzylinderbauweise erhältlich [4.6-2], so daß sie die konstruktiven Voraussetzungen zur Spannkraftmessung gut erfüllen. Auch in ihren meßtechnischen Eigenschaften versprechen sie Vorzüge gegenüber den bekannten DMS-Kraftmeßdosen: das magnetoelastische System müßte ohne besondere Maßnahmen praktisch unempfindlich gegen Feuchtigkeitseinwirkung sein.

Um mit möglichst wenig Aufwand die grundsätzliche Eignung des Verfahrens zu klären, wurde von den in Aussicht genommenen Aufnehmern der schwedischen Firma ASEA [4.6-2] zunächst ein Aufnehmer des Typs QGLP 104 mit einem relativ kleinen Meßbereich von 100 kN untersucht, und zwar auf sein Kurzzeit-Verhalten. Die Kraft wurde dabei mit der Präzisionsbelastungsmaschinenanlage der BAM mit einem Fehler von 0,05 % aufgebracht. Die Temperatur und die Feuchtigkeit wurden in einer fahrbaren, höhenverstellbaren Klimakammer erzeugt, die in den Belastungsraum der verwendeten Belastungsmaschine eingefahren werden kann, so daß der Temperatur- und Feuchteinfluß auch unter Last ermittelt werden kann.

Die Untersuchung hatte folgendes Ergebnis: Der Null-

punkt des Aufnehmers ändert sich mit der Temperatur zwischen -20 °C und +70 °C und mit der relativen Luftfeuchtigkeit zwischen 50 % (bei 20 °C) und 90 % (bei 70 °C um weniger als 0,02 % des Meßbereichs. Die Abhängigkeit der Empfindlichkeit von der Temperatur geht aus Bild 4.6-1 hervor. Zwischen 20 und 80 °C liegt sie unter 0,6 %; bei negativen Temperaturen, die aber beim SBB nicht auftreten, ist sie größer. Eine Feuchtigkeitsabhängigkeit war nicht feststellbar; sie lag also sicher unter $\pm 0,05$ %.

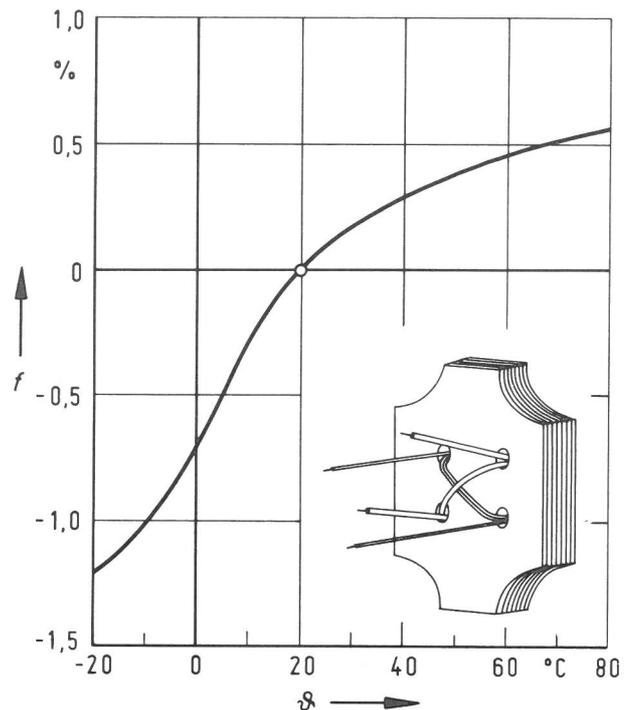


Bild 4.6-1:

Abhängigkeit des Empfindlichkeitsfehlers f eines magnetoelastischen Transformator-Kraftaufnehmers von der Temperatur θ ; magnetoelastischer Meßkörper mit Primär- und Sekundärspule, schematisch.

Diese Ergebnisse entsprechen zunächst voll den Anforderungen an eine SBB-Instrumentierung. Allerdings stehen Langzeitmessungen, die vor allem über Kriech- und Korrosionserscheinungen Aufschluß geben müssen, noch aus. Dafür fehlte bislang eine Langzeit-Belastungsvorrichtung. Sie ist inzwischen entwickelt worden und wird z. Z. montiert. Nach ihrer Fertigstellung soll die Untersuchung des Langzeitverhaltens des Aufnehmers, insbesondere aber die Untersuchung des Aufnehmers von ASEA in Hohlzylinderbauweise, Typ QGPR 101 für 6 MN, aufgenommen werden. Gleichzeitig wird auch die Untersuchung des Langzeitverhaltens von Kraftaufnehmern anderer Bauweise, insbesondere von DMS-Kraftaufnehmern, möglich, deren Langzeitverhalten unter Belastung noch nicht hinreichend bekannt erscheint.

5. Über den Versuchseinsatz verschiedener Meßsysteme für Spannbeton-Reaktordruckbehälter
(C. Amberg, N. Mayer)

5.1 Aufgabenstellung

Neben den Untersuchungen des Temperatur-Zeit-Verhaltens im Laboratorium ist der Versuchseinsatz der Meßwertaufnehmer für ihre Beurteilung wichtig. Der Versuchseinsatz wurde im wesentlichen an einem Spannbeton-Modellbehälter im Reaktorzentrum Seibersdorf bei Wien durchgeführt. Dieser Modellbehälter dient der Konzipierung von Spannbetonbehältern mit heißer Dichthaut. Er wird von der Österreichischen Studiengesellschaft für Atomenergie (SGAE), der Reaktorbau Forschungs- und Baugesellschaft (RFB) und einigen weiteren österreichischen Firmen betrieben. Seinen Querschnitt zeigt Bild 5-1. Die innenliegende Dichthaut 1 ist

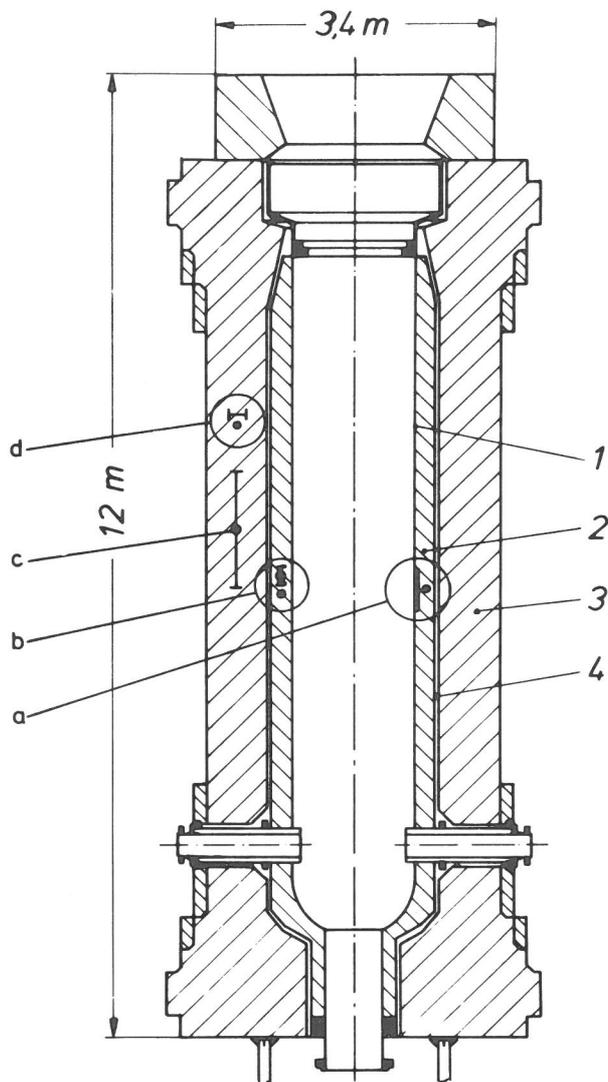


Bild 5-1 : Meßwertaufnehmer der BAM im Modellbehälter mit heißer Dichthaut im Reaktorzentrum Seibersdorf/Österreich

- | | |
|----------------|--|
| 1 Dichthaut | a DMS und Thermoelemente |
| 2 Isolierbeton | b fluidische Aufnehmer und Thermoelemente |
| 3 Spannbeton | c Bowdenzugsysteme |
| 4 Mörtelfuge | d DMS auf Dehnungskörpern und Thermoelemente |

im wesentlichen ein Stahlzylinder von 5 mm Wandstärke. Sie ist für Betriebstemperaturen bis zu 300 °C ausgelegt. Der anschließende Isolierbeton 2 erfährt auf einer Querschnittsstrecke von 25 cm einen Temperaturabfall von 300 °C auf 120 °C. Der Spannbeton 3 ist der tragende Teil des Behälters. Im Betrieb des Modellbehälters hat er innen eine Temperatur von 120 °C. Außen wird seine Temperatur mit einer Isolierschicht auf etwa 100 °C gehalten. Zwischen Isolierbeton und Spannbeton befand sich eine Trennfuge 4, die nach dem Altern des Spannbetons bei Temperaturen bis 120 °C inzwischen mit Mörtel gefüllt wurde.

Vor dem Versuchseinsatz am Modellbehälter wurden 2 fluidische Betondehnungsaufnehmer in den Isolierbeton eines Versuchsringes eingebaut. Der Versuchsring ist praktisch ein 1 m hoher Ausschnitt des Modellbehälters. Er diente zu Voruntersuchungen, auch für die Instrumentierung des Modellbehälters. Er wurde mehrfach auf die Betriebstemperatur aufgeheizt.

Über einen speziellen Versuchseinsatz am 1:5-Modell eines Hochtemperatur-Reaktorbehälters wird im Abschnitt 4 berichtet.

Im Modellbehälter wurden folgende Aufnehmer installiert (siehe Bild 5-1)

- 18 elektrische Hochtemperatur-Dehnungsmeßstreifen (DMS) und 7 Mantelthermoelemente an der Dichthaut,
- 4 fluidische Dehnungsaufnehmer, 1 fluidischer Temperaturenaufnehmer sowie 3 Thermoelemente im Isolierbeton,
- 5 Bowdenzugsysteme mit elektrischem Wegaufnehmer im Spannbeton,
- 3 Betondehnungsaufnehmer mit hantelförmigem Meßkörper und elektrischen DMS sowie 3 Thermoelemente im Spannbeton.

Die Meßsysteme unterlagen ungefähr den Bedingungen, wie sie beim Bau eines Kernkraftwerkes mit Spannbetonbehälter auftreten.

Beispielsweise mußten die Aufnehmer einige Jahre vor der ersten Prüfung des Behälters installiert werden.

Aus Sicherheitsgründen wurden auch die DMS an der Dichthaut von der Betonseite her installiert.

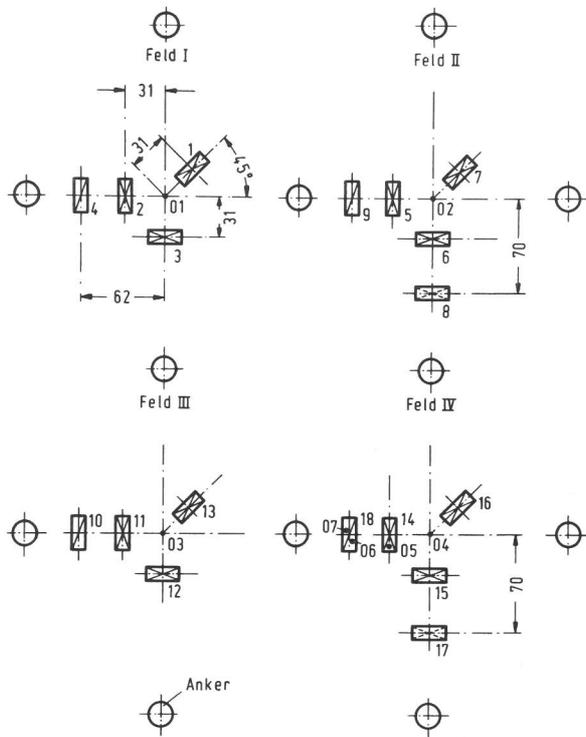
Alle Aufnehmer und ihre Stahlrohrleitungen sind jahrelang der chemischen und mechanischen Einwirkung des Betons ausgesetzt.

Alle elektrischen Meßkabel wurden in 2 Meßkästen zusammengefaßt. Damit war von Anfang an ein regelmäßiges Abfragen der Meßstellen möglich.

Die Kabel mußten während des weiteren Behälterbaus durch Betonschalungen gezogen werden. Dazu wurden sie zu Zwischenkästen geführt, von denen sie relativ leicht gelöst werden konnten.

5.2 Bauweise und Installation der Aufnehmer

Funktion und Bauweise der fluidischen Betondehnungsaufnehmer gehen aus Abschnitt 2.1 hervor. Die beiden Aufnehmer am Versuchsring wurden im Isolierbeton ca. 65 mm von der Dichthaut entfernt in axialer Richtung eingebaut. Sie besitzen eine Meßlänge von 150 mm und Zuleitungen von 6 mm Außen- und 4 mm Innendurchmesser. In die Versorgungsleitung ist jeweils ein handelsübliches Edelstahl-Sintermetall-Filter eingebaut. Zum Vergleich des Korrosionsverhaltens ist ein Aufnehmer aus Edelstahl (St.-Nr. 14541) und der andere aus einem normalen Baustahl hergestellt. Die recht starren Leitungen wurden durch freigelassene Kanäle im Spannbeton nach außen gezogen. Sie dienten auch zur Fixierung der Aufnehmer beim Einbringen des Isolierbetons.



- aktiver DMS, mit Abdeckprofil versehen
- aktiver DMS, ohne Abdeckprofil
- Blind-DMS, auf Kompensationsstab geschweißt, mit Abdeckprofil
- Temperaturmeßstelle, Mantelthermoelement

Bild 5-2 : Anordnung der DMS und Mantelthermoelemente an der Dichthaut (schematisch)

Die DMS (s. Abschn. 3.1) an der Dichthaut arbeiten nach dem Prinzip in Bild 3.2-2. Es wurden

10 NiCr-Viertelbrücken-DMS SG 125,

3 NiCr-Halbrücken-DMS SG 325

und 5 PtW(-Halbrücken)-DMS SG 425

direkt auf der Dichthaut befestigt. Dabei wurde das Flanschblech jedes Exemplars mit 50 bis 100 Schweißpunkten befestigt. Dazu diente ein elektrisches Widerstands-Schweißgerät. Die zugehörigen 7 Temperaturmeßstellen sind NiCr-Ni-Mantelthermoelemente. Sie werden mit Blechlappen an der Dichthautoberfläche gehalten. Die Blechlappen sind ebenfalls mit der Dichthaut verschweißt. Die Lage der DMS und Thermolemente an 4 benachbarten Beulfeldern der Dichthaut zeigt Bild 5-2. Die Dehnungen werden tangential, axial und in 45°-Richtung gemessen.

Die meisten DMS sind nach Bild 5-3 mit einem Abdeckprofil 1 versehen. Es dient dem Schutz des Aufnehmers vor den mechanischen Einwirkungen des Isolierbetons. Die Abdeckprofile sind stabil ausgeführt. Damit erhält man eine definierte Abgrenzung des Aufnehmer-Hohlraumes. Die Kraftübertragung zwischen Dichthaut und Isolierbeton ist damit ebenfalls definiert. Die Dehnungsüberhöhung der Dichthaut am Aufnehmerort ist nach Abschn. 4.2 bei der gewählten Grundfläche des Abdeckprofils kleiner als 20 µm/m, wenn der Behälterdruck 50 bar beträgt. Sie ist also vernachlässigbar. Jedes Abdeckprofil wurde mit 2 dünnen Halteblechen an der Dichthaut 3 befestigt. Sie bilden für Relativbewegungen von Dichthaut und Isolierbeton kein Hindernis.

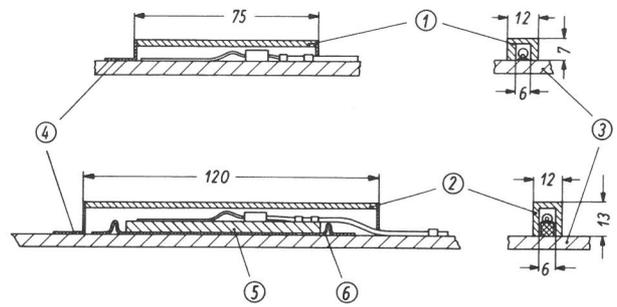


Bild 5-3 : Ausführung einer aktiven und einer Blindmeßstelle an der Dichthaut

- 1, 2 Abdeckprofile
- 3 Dichthaut
- 4 Halteblech
- 5 Kompensationsstab für den Blind-DMS mit Blehschleufe 6

Als Vergleichsmeßstellen wurden auch 4 Blind-DMS installiert. Sie sollen die Temperatur der Dichthaut erfahren und sich auf einem Teil aus Dichthautmaterial befinden, das sich ungehindert mit der Temperatur ausdehnen kann. Das wurde mit dem Aufbau nach Bild 5-3 realisiert. Die DMS sind auf Kompensationsstäben 5 aus Dichthautstahl aufgeschweißt. Die Stäbe wurden mit Blehschlaufen 6 an der Dichthaut 3 befestigt. Die Blehschlaufen sind mit der Dichthaut punktverschweißt. Die Abdeckprofile 2 der Blind-DMS sind entsprechend größer als die der aktiven DMS, aber noch so klein, daß die Dichthaut nicht zusätzlich unzulässige Beanspruchungen erfährt.

Bild 5-4 zeigt die befestigten DMS und das Thermolement eines Beulfeldes. In Bild 5-5 sind die Abdeckprofile aufgesetzt. Sie sind gegen das Hineinlaufen von Beton mit einem keramischen Hochtemperatur-Kitt abgedichtet.

Die Stahlrohrkabel der Dichthaut-DMS und Thermolemente wurden an der Dichthaut an 2 Stellen gesammelt und radial nach außen geführt. Sie dürfen keine größeren Dehnungen erfahren und müssen daher durch ein geeignetes Trennmittel gegen das Haften am Beton gesichert sein. Hierzu wurden verschiedene Maßnahmen erprobt,

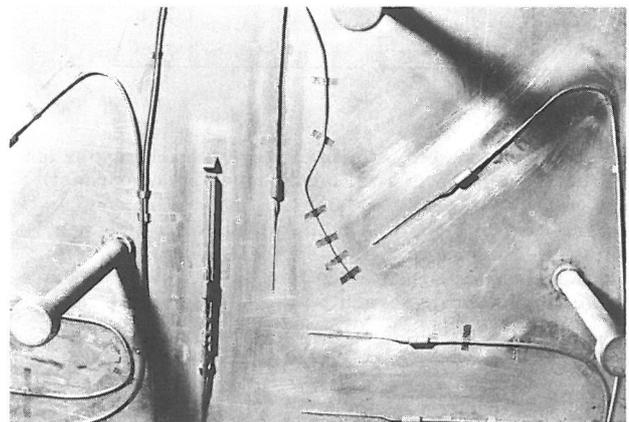


Bild 5-4 : 4 aktive DMS, 1 Blind-DMS sowie 1 Thermolement in einem Beulfeld der Dichthaut

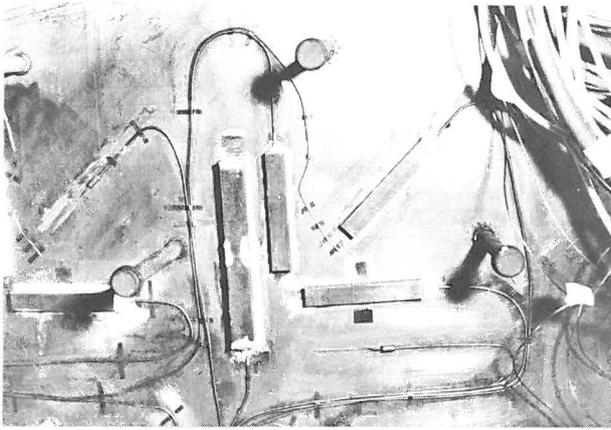


Bild 5-5 : Die Meßstellen nach Bild 5-4 mit mechanischen Abdeckungen zur definierten Abgrenzung der Aufnehmerhohlräume sowie Schutzmaßnahmen gegen das Hineinlaufen von Beton in die Hohlräume

die in Tabelle 5-1 zusammengestellt sind.

Tabelle 5-1: Zusammenstellung der DMS an der Dichthaut und Angaben über:
 - Die Lage (Meßrichtung: $\swarrow 45^\circ$, | axial, — tangential, B Blind-DMS),
 - die Verwendung von Abdeckprofilen zum Schutz gegen mechanische Beschädigung der DMS
 - die Schutzmaßnahmen gegen Korrosion und Abbinden im Beton

DMS				Oberfl.-Schutz der Kabel	
Bezeichnung DMS B-	Lage	Oberflächen-schutz	mechan. Schutz (Abdeckprofil?)	im Isolierbeton	im Spannbeton
✓ 1	Beulfeld I	nichts	nein	nichts	Teflonspray und doppelte Teflonbandumwicklung
I 2		Molykote	ja	Molykote	
— 3		Molykote	ja	Molykote	
B 4		Molykote	ja	Molykote	
I 5	Feld II	Molykote	ja	Molykote	blank im Kupferrohr verlegt
— 6		nichts	ja	nichts	
(✓) 7		Molykote	ja	Molykote	
— 8		Molykote	nein	Molykote	
B 9		Molykote	ja	Molykote	
(B)10	Feld III	Molykote	ja	Molykote	gemeinsam mit I
(I) 11		Molykote	ja	Molykote	
— 12		Molykote	ja	Molykote	
✓ 13		Molykote	ja	nichts	
I 14	Feld IV	nichts	ja	Molykote	gemeinsam mit II
— 15		Molykote	ja	Molykote	
✓ 16		Molykote	ja	Molykote	
— 17		Molykote	nein	Molykote	
B 18		Molykote	ja	Molykote	

Die vier fluidischen Aufnehmer für die Dehnung des Isolierbetons wurden in zwei Meßkreuzen so angeordnet, daß jeweils die axiale und die tangential Dehnung gemessen wurden, s. Bild 5-6. An beiden Meßkreuzen wird die Temperatur mit Thermolementen gemessen; an einem Meßkreuz ist außerdem ein fluidischer Temperaturaufnehmer angebracht, vgl. Abschn. 2.

Die Dehnungsaufnehmer haben eine Meßlänge von 100 mm und Zuleitungen von 2,2 mm Außen- und 1,8 mm Innendurchmesser, die wegen ihrer Biegsamkeit gut zu handhaben sind. Für die Leitungen und Teile des Gehäuses wurde der rostfreie Stahl 1.4541 und für weitere Teile des Aufnehmers ein einfacher Baustahl verwendet. Die Düsen und Düsenadeln wurden aus einer Zirkonium-

Legierung (Zr-1,6 % Cu) hergestellt, die eine sehr gute Korrosionsfestigkeit und einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von 5 bis 6 $\mu/m \cdot K$ besitzt, wie er etwa für den Isolierbeton angegeben wurde. Zum Schutz vor Verschmutzungen dient ein Edelstahlgewebe-Filter, das sich direkt im Aufnehmer-Gehäuse befindet.

Die Leitungen wurden beim Betonieren des Spannbetons durch ein Kupferrohr geschützt. Es wurde später entfernt und die Zwischenräume mit einem Mörtel verpreßt. Etwa 50 cm vom Spannbeton entfernt sind die Stahlrohrleitungen mit einer 19-adrigen Mehrfachleitung verbunden, die bis zur Umschalt- und Registriereinrichtung geführt ist.

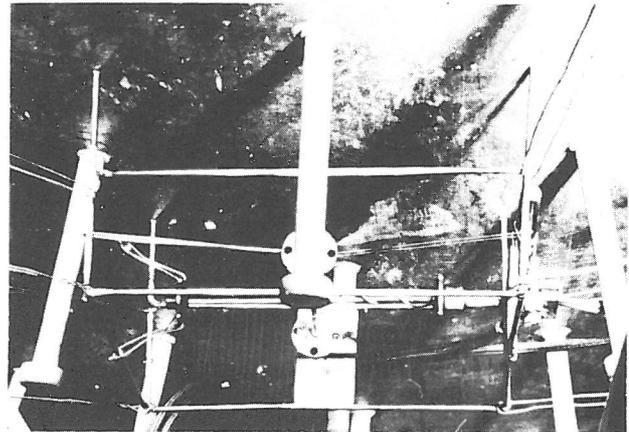


Bild 5-6 : Installation eines Meßkreuzes aus zwei fluidischen Dehnungsaufnehmern für den Isolierbeton

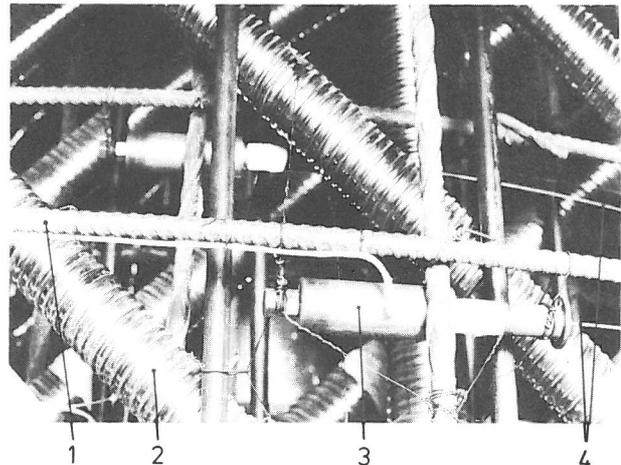


Bild 5-7 : Installation der Bowdenzugsysteme für den Spannbeton

- 1 schlaffe Bewehrung 3 Aufnehmergehäuse
 2 Schutzrohr mit Spannkabel 4 Bowdenzug

Das Prinzip der Bowdenzugsysteme ist im Abschnitt 4 erklärt. Die 5 Bowdenzug-Dehnungsaufnehmer für den Spannbeton wurden nach Bild 5-7 an der schlaffen Bewehrung 1 des Modellbehälters in ihrer Lage fixiert. Die Bowdenzüge 4 haben einen relativ dickwandigen Stahlrohrmantel. Er ist auf der einen Seite mit der Stahlseele und einem Flansch verschweißt und auf der anderen Seite mit dem Aufnehmergehäuse 3 aus Stahl verbunden. Als Wegaufnehmer wurden benutzt:

1 Differentialtransformator-Aufnehmer (mit beweglichem Kern) 101-XS-ZTR (s. Abschn. 3.2) mit einem relativ steifen Stahlrohrkabel

4 Potentiometer-Aufnehmer (mit Schleifer), Modell 111 von Firma CIC, für 150 °C Betriebstemperatur, die über teflonisierte und -umwickelte Leitungen angeschlossen wurden.

Die Dehnungsaufnehmer mit hantelförmigem Meßkörper und aufgeschweißten DMS sind nach Bild 5-8 aufgebaut. Der Meßkörper besteht aus einem dünnwandigen Rohr mit aufgeschweißten Endflanschen 3. Die Flansche übertragen die Betondehnung auf das Rohr. Ein aufgeschweißter DMS 1 mißt die Rohrdehnung, die der mittleren Dehnung des Betons zwischen den beiden Flanschen entspricht. Um Fehler durch Biegedehnungen des Rohres korrigieren zu können, wurden bei 2 der 3 Aufnehmer je 2 DMS auf entgegengesetzten Rohrseiten aufgeschweißt. Die dafür benutzten DMS SG 125 wurden auch an der Dichthaut eingesetzt (s. o.). Sie sind vollständig gekapselt, und es waren keine weiteren Maßnahmen zum Feuchteschutz notwendig. Die Blechumwicklung 4 dient dem mechanischen Schutz der DMS und der Einhaltung eines Luftraumes beim Betonieren. Der Luftraum dient zur Verringerung der Aufnehmersteifigkeit, um sie mehr an die Steifigkeit des umgebenden Spannbetons anzupassen.

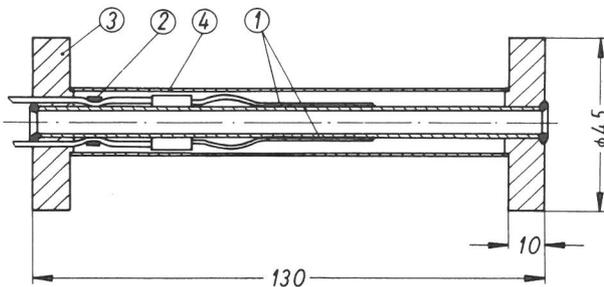


Bild 5-8 : Dehnungsaufnehmer mit hantelförmigem Meßkörper für den Spannbeton

- | | |
|---------------------------|---|
| 1 DMS | 4 Blechschutz zur Einhaltung eines Luftraumes, mit Teflonband umwickelt |
| 2 Kabelzugentlastung | |
| 3 aufgeschweißte Flansche | |

5.3 Registrierung der Meßwerte

Die Werte der fluidischen Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton des Versuchsringes werden nach Bedarf mit Hilfe eines manuellen Kompensators (s. Abschnitt 2) gemessen und von Hand ausgewertet.

Für die Aufnehmer am Modellbehälter wurde eine kombinierte elektrisch-fluidische Umschalt- und Registriereinrichtung geschaffen (s. Bild 5-9). Wo die bekannte elektrische Vielstellenmeßtechnik verwendet werden konnte, besteht sie aus käuflichen Teilen:

- die elektrischen Meßwertaufnehmer werden über Reedkontakte nacheinander auf den Meßverstärkereingang geschaltet (s. Einschub 1),
- die Thermospannungen werden vorher verstärkt und linearisiert, so daß sie in [10x°C] am Digitalvoltmeter DVM erscheinen,
- die Meßwerte werden digital angezeigt, zu Kontrollzwecken ausgedruckt und zur Rechnerauswertung auf Lochstreifen gestanzt (s. Einschübe 4, 5 und 6).

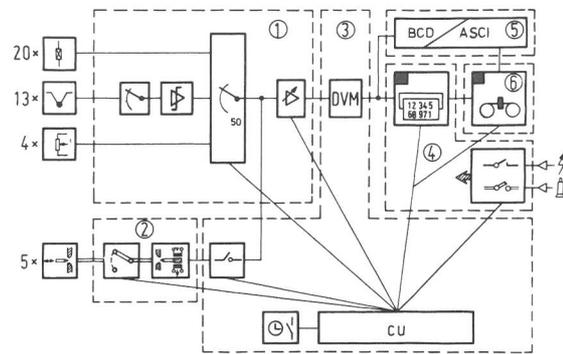


Bild 5-9 : Automatische Meßeinrichtung der BAM am Spannbeton-Modellbehälter (schematisch und vereinfacht)

Der Umschalter für die fluidischen Meßwertaufnehmer (s. Einschub 2) wird elektrisch angesteuert. Er verbindet die fluidischen Aufnehmer nacheinander mit dem automatischen fluidischen Kompensator, der einen elektrischen analogen Signalausgang besitzt, vgl. Abschnitt 2.

Die Steuereinheit CU steuert alle Meß- und Registriervorgänge (s. Einschub 3). Sie wurde für diesen Anwendungsfall nach dem Prinzip verzweigter Schieberegister mit TTL-Bausteinen gebaut. Besonders erwähnt sei hier die Umschaltung der fluidischen Meßstellen nach dem folgenden Schema:

- Umschalten auf die nächste Meßstelle (ca. 3 sec)
- fluidische Hilfsenergie (Luft) "ein": Einschwingen des Meßsystems (maximal ca. 30 sec)
- Drucken + Stanzen des Meßwertes (ca. 1 sec)
- fluidische Hilfsenergie "aus": Entlüften des Meßsystems (ca. 15 sec)
- Umschalten auf die nächste Meßstelle, usw.

Die automatische Abfrage der Meßstellen erfolgt i. a. nachts gegen 2⁰⁰ Uhr. Sie wird von der Uhr cl (im Einschub 3) ausgelöst.

Bild 5-10 zeigt den Ausdruck eines Meßzyklus mit Erläuterungen. Die gleiche Information (Tag-Nummer, Meßstellen-Nummer und Meßwert) befindet sich auf dem Lochstreifen. Die Meßwerte sind noch unkorrigiert.

5.4 Auswertung der Meßwerte

Die Meßwerte auf dem Lochstreifen sind zunächst reine Zahlenwerte. Sie werden durch Empfindlichkeits- und Nullpunktkorrekturen und durch eine Dimensionsangabe zu Meßergebnissen.

Die Korrektur der Temperaturmeßwerte kann mit einem konstanten Faktor erfolgen, da sie in [10x°C] ausgedruckt bzw. ausgestanzt werden:

$$\vartheta = 0,1 \cdot \text{Meßwert} \cdot ^\circ\text{C}.$$

Erläuterungen			Ausgedrucktes Meßwert		
Bezeichnung	Aufnehmer-Typ	Flächort	Lage	Temperatur	Meßwert
	(f. Rechneerauswertung)				
	(Kontroll-Temp.-Messung NiCr-Ni-Thermoelement)	Laufsteg			
		Reg.-Schr. Thermostat			
Fl B 0	(Nullkontr. f. fluid. Aufn.)		0	3 8 3 4 6	+ 0 0 1 4
Fl B T	Fluid. Temp.-Aufn.			3 8 3 4 5	- 1 7 4 6
Fl B 5	Fluid. Dehnungsaufn.	Isolierbeton		3 8 3 4 4	- 0 0 0 8
Fl B 4				3 8 3 4 3	+ 0 0 0 9
Fl B 3				3 8 3 4 2	- 0 0 2 7
Fl B 1				3 8 3 4 1	- 0 0 7 8
Fl B V	Verst.-Kontr. f. fluid. Aufn.		V	3 8 3 4 0	- 1 1 9 0
BK 3,2	hantelförm. Dehnungsaufnehmer mit HT-DMS	Spannbeton	rad.	3 8 3 3 9	- 0 0 2 2
BK 3,1				3 8 3 3 8	+ 0 0 1 8
BF 4	Bowdenzugsystem mit Potentiometeraufnehmer	Spannbeton	-	3 8 3 3 7	- 0 0 6 8
BF 3			m	3 8 3 3 6	- 0 0 1 5
BP 2				3 8 3 3 5	- 0 0 1 4
BP 1			-a	3 8 3 3 4	+ 0 0 0 6
Th B 13	NiCr-Ni-Thermoelement	Spannbeton		3 8 3 3 3	+ 0 0 5 3
Th B 12				3 8 3 3 2	+ 0 0 2 9
Th B 11				3 8 3 3 1	+ 0 0 5 1
Th B 10		Isolierbeton		3 8 3 3 0	+ 0 0 4 4
Th B 9				3 8 3 2 9	+ 0 0 1 4
Th B 8		Dichthaut		3 8 3 2 8	+ 0 0 4 0
Th B 7				3 8 3 2 7	+ 0 0 3 8
Th B 6				3 8 3 2 6	+ 0 0 3 0
Th B 5				3 8 3 2 5	+ 0 0 5 7
Th B 4				3 8 3 2 4	+ 0 0 5 9
Th B 3			3 8 3 2 3	+ 0 0 5 4	
Th B 2			3 8 3 2 2	+ 0 0 2 8	
Th B 1		3 8 3 2 1	+ 0 0 3 6		
	(Aufn.-Speisespannung)			1 6 2 2 0	+ 0 0 7 0
BK 2	Dehn. Aufn. mit HT-DMS	Spannbeton	rad.	3 8 3 1 9	+ 0 0 1 0
DMS B 18	PtW-DMS SG 425	Dichthaut		3 8 3 1 8	- 0 0 0 5
DMS B 17				3 8 3 1 7	- 0 0 0 1 4
DMS B 16				3 8 3 1 6	- 0 0 1 1 1
DMS B 15				3 8 3 1 5	- 0 0 2 1 6
DMS B 14				3 8 3 1 4	+ 0 0 0 1 3
DMS B 13	NiCr-DMS SG 325			3 8 3 1 3	- 0 0 2 0
DMS B 12				3 8 3 1 2	- 0 0 0 9 7
BK 1,2	hantelförm. Dehnungsaufnehmer mit HT-DMS		rad.	3 8 3 1 1	- 0 0 0 4 4
BK 1,1				3 8 3 1 0	- 0 0 1 3 2
DMS B 9	NiCr-DMS SG 125	Dichthaut		3 8 3 0 9	- 0 0 0 0 8
DMS B 8			V	3 8 3 0 8	+ 0 0 0 5 3
	Verst.-Kontr. f. DMS		V	3 8 3 0 7	+ 0 0 5 3 0
DMS B 6	NiCr-DMS SG 125	Dichthaut		3 8 3 0 6	- 0 0 1 4 6
DMS B 5				3 8 3 0 5	+ 0 0 0 5 2
DMS B 4				3 8 3 0 4	- 0 0 1 0 2
DMS B 3				3 8 3 0 3	- 0 0 0 7 8
DMS B 2				3 8 3 0 2	- 0 0 1 1 8
DMS B 1				3 8 3 0 1	- 0 0 1 1 5
			(Nullkontrolle f. 3,5)		0

Bild 5-10: Beispiel eines ausgedruckten Meßzyklus mit Erläuterungen

Die Empfindlichkeitskorrektur der Dehnungsmeßwerte erfolgt durch Multiplizieren mit F_{β} siehe Bild 5-11. F_{β} wurde für die verschiedenen Aufnehmertypen in Laborversuchen vorherbestimmt:

- Die DMS für die Dichthaut und für die Meßkörper im Spannbeton haben nach den Untersuchungen des Abschnittes 3.1 bei Raumtemperatur innerhalb des angegebenen Fehlers $\pm 3\%$ einen k-Faktor nach Herstellerangabe. Deshalb wurden die k-Faktor-Angaben für das jeweilige Herstellungslos zugrundegelegt. Aus der jeweils benutzten Zwischenschaltung ließ sich F_{β} für die Raumtemperatur berechnen. Dabei mußten sich z. B. für die PtW-DMS (B 14 bis 18) unterschiedliche Werte ergeben, denn sie haben unterschiedliche Temperaturkompensationswiderstände R_{TC} . Mit der Temperatur ändert sich die Empfindlichkeit der DMS typisch nach Bild 3.1-10. Das macht sich in Bild 5-11 in einem Ansteigen der F_{β} Werte mit der Temperatur bemerkbar. Der Einfluß der erwärmten Leitungen auf die Empfindlichkeit ist nach einer Abschätzung kleiner als die Exemplarstreuung des k-Faktors.
- Die Weg-Empfindlichkeit F_{weg} der fluidischen Dehnungsaufnehmer wurde durch Verschieben der Nadel in der Düse bestimmt. Dabei war die Nadel noch nicht mit dem Flansch verschraubt. Aus dem Abstand 1 der dehnungsübertragenden Flansche ließ sich dann die Dehnungsempfindlichkeit F_{β} bestimmen:

$$F_{\beta} = \frac{F_{weg}}{1}$$

Die fluidischen Dehnungsaufnehmer ändern ihre Empfindlichkeit mit der Temperatur nicht. Aus den Kompensatoreigenschaften und der nachfolgenden Verstärkung ergibt sich für die Aufnehmer Fl B 41 bis 44 der konstante F_{β} - Wert nach Bild 5-11.

- Für die Bowdenzugsysteme wurde auch zunächst die Wegempfindlichkeit bestimmt. Dabei war die Seele noch nicht mit dem Flansch verschweißt. Die Potentiometer-Wegaufnehmer ändern ihre Empfindlichkeit mit der Temperatur nicht. Es ergeben sich für diese Aufnehmer konstante F_{β} - Werte. (Der Differentialtransformator-Wegaufnehmer ist völlig ausgefallen.)

Bei der Empfindlichkeitskorrektur ist der Anfangsmeßwert des Aufnehmers zu berücksichtigen, sofern er zu Beginn der Messungen nicht auf Null abgeglichen werden konnte. Die Dehnungsanzeige ϵ_{Anz} des Aufnehmers

am Meßobjekt ist dann:

$$\epsilon_{Anz} (\text{Meßobjekt}) = [\text{Meßwert-Anfangsmeßwert}] \cdot F_{\beta}$$

Die Anzeige muß i. a. noch weiter korrigiert werden.

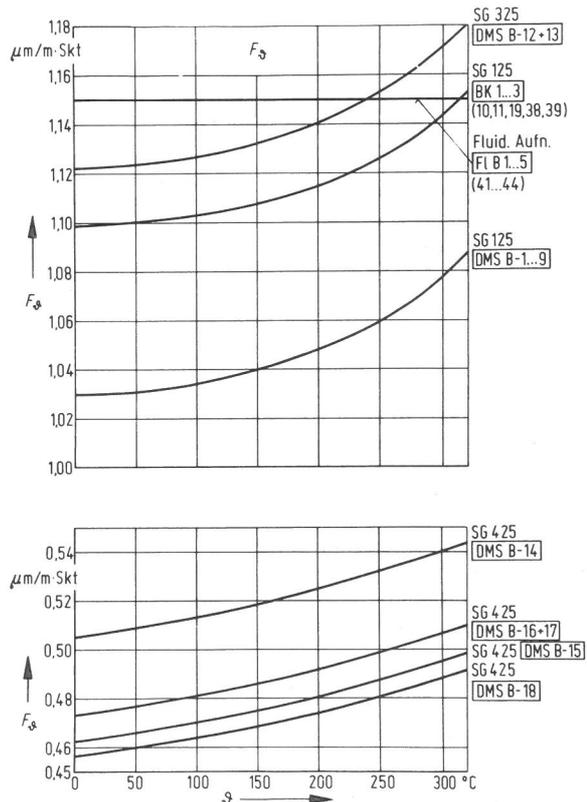


Bild 5-11: Empfindlichkeitskorrektur für die Dehnungsaufnehmer der BAM im Spannbeton-Modellbehälter

Die Nullpunktkorrektur der Dehnungswerte: Die hier eingesetzten Dehnungsaufnehmer sind fest mit dem Meßobjekt verbunden. Sie sollen nicht die freie, unbehinderte Wärmeausdehnung A des Meßobjektes messen. Vielmehr wurden sie weitgehend so angepaßt, daß sie im wesentlichen bei freier Wärmeausdehnung des Meßobjektes keine Dehnungsänderung anzeigen. Sie messen also die Differenz $\Delta\epsilon$ zwischen der Gesamtdehnung ϵ_G und der freien Wärmeausdehnung A des Meßobjektes. Die Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ setzt sich aus den spannungsproportionalen Dehnungen sowie dem Kriechen, der Hysterese, dem Schwinden und gegebenenfalls dem Quellen des Meßobjektes zusammen.

Zur Verdeutlichung dieser Zusammenhänge betrachten wir den DMS in Bild 3.1-2. Er sei auf einer Probe aus dem Dichthautstahl befestigt. Wir wollen nun die Dehnungsanzeige des Aufnehmers bei freier Wärmeausdehnung des Dichthautstahls bestimmen. Beim Erwärmen wird sich die Dichthautprobe um den Betrag A_P ausdehnen. Der DMS wird zwangsweise mitgedehnt (auf Dehnungsübertragungsprobleme soll hier nicht näher eingegangen werden). Er erfährt die Dehnung

$$\epsilon_{\text{Aufn}} = A_P \quad (1)$$

Wäre der DMS an die Wärmeausdehnung der Dichthaut ideal angepaßt, so hätte er beim Erwärmen der Probe zu jedem Zeitpunkt die Dehnungsanzeige

$$\epsilon_{\text{Anz}} (\text{Probe angepaßt}) = 0 \quad (2)$$

Die Anpassung wird bei DMS durch besondere Herstellung und Wärmebehandlung des Meßgitters vorgenommen. Sie gelingt i. a. nicht vollständig, so daß man eine "scheinbare" Dehnung ϵ_S mißt:

$$\epsilon_{\text{Anz}} (\text{Probe}) = \epsilon_S \quad (3)$$

ϵ_S wird auch Temperaturgang des Aufnehmer-Nullpunktes auf dem Meßobjekt-Material genannt.

Nun denken wir uns den DMS auf der Dichthaut aufgeschweißt. Bei Erwärmung erfährt er eine Gesamtdehnung ϵ_G , die sich aus der freien Wärmeausdehnung A_M der Dichthaut und der oben definierten Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ zusammensetzt:

$$\epsilon_G = A_M + \Delta\epsilon \quad (4)$$

Wenn die Wärmeausdehnungen A der Probe und des Meßobjektes gleich sind ($A_P = A_M$), dann zeigt der Aufnehmer nur ϵ_S (nach Gl. 3) und $\Delta\epsilon$ an:

$$\epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt = Probe}) = \epsilon_S + \Delta\epsilon \quad (5)$$

Das gilt für alle DMS an der Dichthaut, da deren Temperaturgang des Nullpunktes (ϵ_S) auf einem Probenkörper (Klemmvorrichtung, s. Abschn. 3.1) aus Dichthautstahl ermittelt wurde. Für die Dichthaut ist also die Differenzdehnung einfach zu berechnen:

$$\Delta\epsilon (\text{Dichthaut}) = \epsilon_{\text{Anz}} - \epsilon_S \quad (6)$$

Wenn die Wärmeausdehnungen A der Probe und des Meßobjektes nicht übereinstimmen, dann zeigt der Aufnehmer zusätzlich die Differenz $\Delta A_{\text{MP}} = A_M - A_P$ an. Aus

Gl. 5 wird

$$\epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt}) = \epsilon_S + \Delta\epsilon + \Delta A_{\text{MP}} \quad (7)$$

Diese Überlegungen zur Nullpunktkorrektur der Dehnungswerte sind im Bild 5-12 grafisch zusammengestellt.

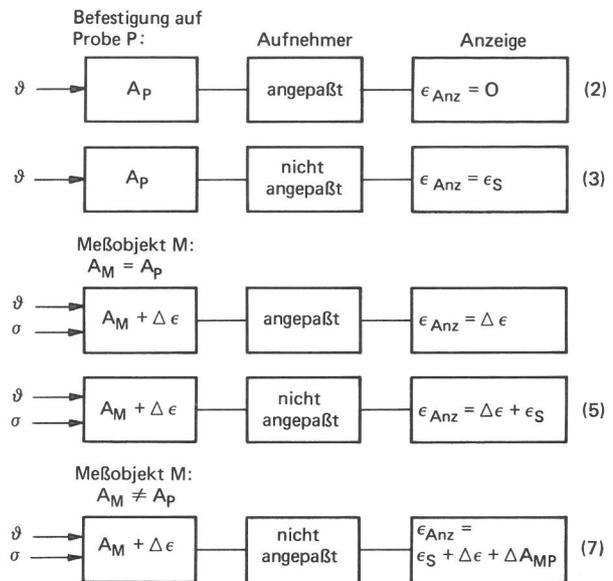


Bild 5-12: Zur Nullpunktkorrektur von Dehnungswerten ($A =$ Wärmeausdehnung)

Die Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ ist nach Gl. 7

$$\Delta\epsilon = \epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt}) - \epsilon_S - A_M + A_P \quad (8)$$

Aus den Gln. 4 und 7 läßt sich ein meßtechnisch praktikabler Ausdruck für die Gesamtdehnung ϵ_G finden:

$$\epsilon_G = \epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt}) - \epsilon_S + A_P \quad (9)$$

Insbesondere gilt für die Dichthaut-DMS:

$$\epsilon_G (\text{Dichthaut}) = \epsilon_{\text{Anz}} - \epsilon_S + A (\text{Dichthaut}) \quad (10)$$

Für die Nullpunktkorrektur der Meßwerte sind also die folgenden Eigenschaften zu ermitteln:

- der Temperaturgang des Aufnehmer-Nullpunktes (ϵ_S) auf einem Probenmaterial. Er ist für die Aufnehmer mit DMS aus den Bildern 5-13 und 5-14 ersichtlich.
- die Wärmeausdehnung A_P des Probenmaterials. Die Werte sind Bild 5-15 zu entnehmen.

Für die fluidischen Dehnungsaufnehmer (vgl. Abschn. 2) wurde nachgewiesen, daß sie keinen Temperaturgang des Aufnehmernullpunktes haben, solange die Nadelspitze an der gleichen Stelle in der Düse bleibt. Der Aufnehmer befindet sich zunächst in einem Probenmaterial, das sich frei ausdehnen kann. Bei Erwärmung der Probe erfährt er dann nach Gl. 1 die Dehnung der Probe. Dabei zeigt er nach Gl. 2 keine Dehnungsänderung an, wenn $A_P = A$ (Nadel) ist. Bei Nichtanpassung mißt man nach Gl. 3 die Ausdehnungsdifferenz von Probe und Nadel:

$$\epsilon_S (\text{fluid}) = A_P - A (\text{Nadel}) \quad (11)$$

Nun denken wir uns den Aufnehmer im Isolierbeton eingebettet. Er erfährt dann die Gesamtdehnung nach Gl. 4. Nach Gl. 7 und 11 hat er die Dehnungsanzeige

$$\begin{aligned} \epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt}) &= A_P - A (\text{Nadel}) + A_M - A_P + \Delta\epsilon \\ &= A_M - A (\text{Nadel}) + \Delta\epsilon \end{aligned} \quad (12)$$

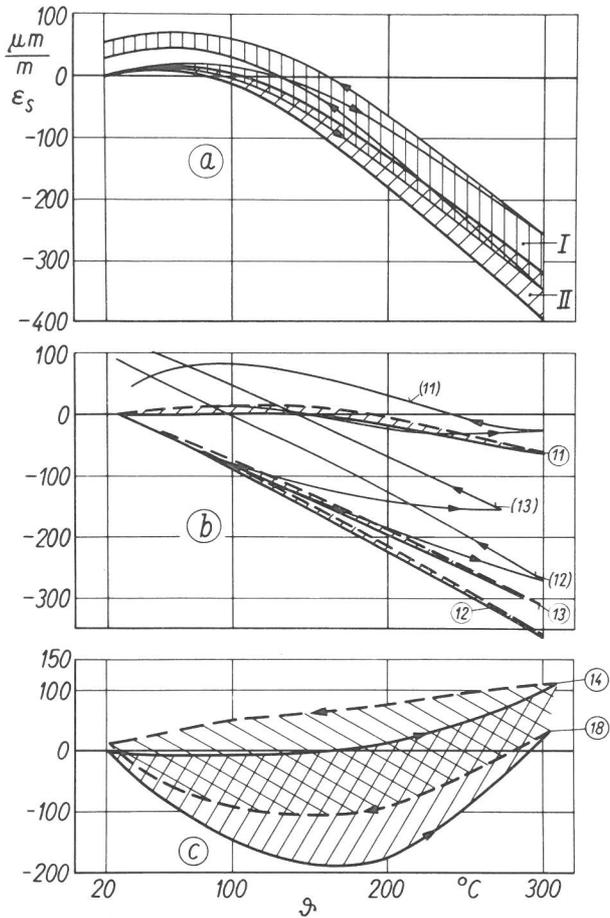


Bild 5-13: Temperaturgang des Nullpunktes der 18 DMS für die Dichthaut bei freier Ausdehnung der Klemmvorrichtung aus Dichthautstahl

a) Bereich der 10 NiCr-Viertelbrücken-DMS SG 215
 b) 3 NiCr-Halbbrücken-DMS SG 325
 c) Bereich der 5 PtW-Halbbrücken-DMS SG 425 nach der R_{TC} -Optimierung

I bzw. (): erster Temperaturzyklus nach dem Einspannen
 II bzw. ○ : folgende Temperaturzyklen

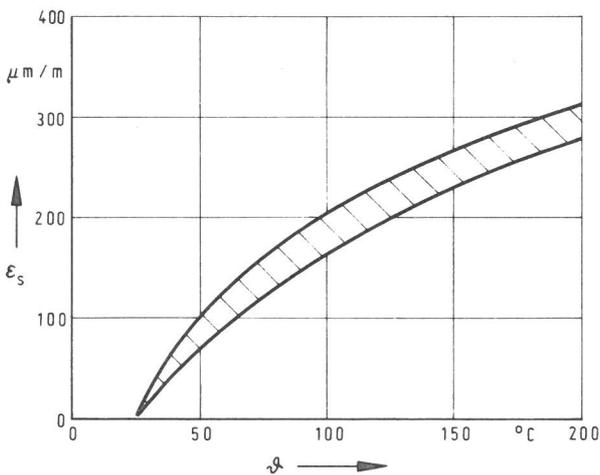


Bild 5-14: Temperaturgang des Nullpunktes der 5 DMS auf den hantelförmigen Dehnungskörpern bei freier Ausdehnung dieser Aufnehmer BK 1, 2 und 3

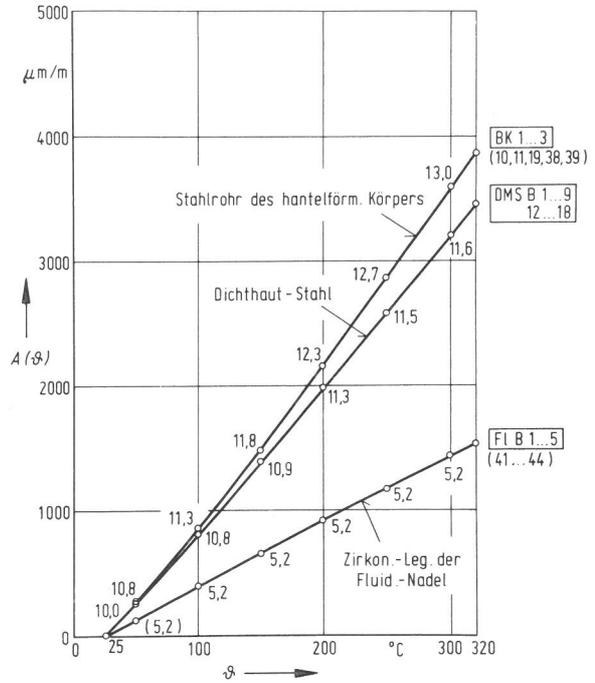


Bild 5-15: Temperatureausdehnung der Werkstoffe für die Aufnehmer der BAM im Spannbeton-Modellbehälter

Das Meßobjekt ist hier der Isolierbeton. Aus Gl. 12 läßt sich entsprechend Gl. 8 die Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ angeben:

$$\Delta\epsilon (\text{Isolierbeton}) = \epsilon_{\text{Anz}} - A (\text{Isolierbeton}) + A (\text{Nadel}) . \quad (13)$$

Die Differenzdehnungen sind für die Beurteilung der Aufnehmer besser geeignet als die Gesamtdehnungen, da sie kleine Änderungen besser erkennen lassen. Daher werden sie auch für die Dehnungsaufnehmer im Beton angegeben, obwohl A (Beton) bisher nur innerhalb großer Fehlergrenzen bekannt ist (die freie Ausdehnung des Betons ist von vielen Faktoren abhängig und mit der Zeit veränderlich). Für die fluidischen Aufnehmer wird dabei angenommen, daß die Wärmeausdehnungen der Nadel und des Isolierbetons ungefähr gleich sind. Mit Gl. 13 wird dann der Ausdruck für die Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ des Isolierbetons

$$\Delta\epsilon (\text{Isolierbeton}) \approx \epsilon_{\text{Anz}}, \text{ für } A (\text{Isolierbeton}) \approx A (\text{Nadel}) . \quad (14)$$

Die Differenzdehnungsangaben der Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton sind mindestens mit dem Fehler A (Isolierbeton) - A (Nadel) behaftet.

Die Gesamtdehnung ist nach den Gln. 9 und 11:

$$\epsilon_G = \epsilon_{\text{Anz}} (\text{Meßobjekt}) - A_P + A (\text{Nadel}) + A_P$$

bzw. (15)

$$\epsilon_G (\text{Isolierbeton}) = \epsilon_{\text{Anz}} + A (\text{Nadel}) .$$

Für die Bowdenzugsysteme mit Potentiometer-Wegaufnehmer gelten ähnliche Überlegungen, wie für die fluidischen Dehnungsaufnehmer. Sie haben keinen Temperaturgang des Nullpunktes, solange der Potentiometerabgriff an der gleichen Stelle des Potentiometers bleibt. Das gilt für den Fall, daß Bowdenzugseele und Probe die gleiche Wärmeausdehnung A haben. Die scheinbare Dehnung ist nach Gl. 11

$$\epsilon_s(\text{bowd.}) = A_p - A(\text{Seele}). \quad (16)$$

Die Differenzdehnung im Spannbeton ist nach Gl. 13

$$\Delta\epsilon(\text{Spannbeton}) = \epsilon_{\text{Anz}} - A(\text{Spannbeton}) + A(\text{Seele}). \quad (17)$$

A (Spannbeton) ist nur ungefähr bekannt. A (Seele) wurde gemessen. Der Unterschied zwischen beiden geht als Fehler in die angegebene Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ der Bowdenzugsysteme ein. Nach Gl. 14 ist

$$\Delta\epsilon(\text{bowd.}) \approx \epsilon_{\text{Anz}}, \text{ für } A(\text{Spannbeton}) \approx A(\text{Seele}). \quad (18)$$

Die Gesamtdehnung ϵ_G der Bowdenzugsysteme ist nach Gl. 15

$$\epsilon_G(\text{bowd.}) = \epsilon_{\text{Anz}} + A(\text{Seele}). \quad (19)$$

Die Dehnungsaufnehmer mit hantelhörnigen Meßkörper nach Bild 5-8 wurden im einbaufertigen Zustand untersucht. Die DMS waren bereits auf dem Rohr des Meßkörpers aufgeschweißt. Beim Erwärmen erfuhren die DMS nach Gl. 1 die Dehnung

$$\epsilon_{\text{Aufn}} = A(\text{Rohr}). \quad (20)$$

Dabei wurde nach Gl. 3 eine scheinbare Dehnung ϵ_s gemessen. Der Streubereich ϵ_s für die 5 DMS-Exemplare ist in Bild 5-13 gezeichnet.

Im Spannbeton erfährt der Dehnungsaufnehmer eine Gesamtdehnung nach Gl. 4. Nach Gl. 8 läßt sich die Differenzdehnung $\Delta\epsilon$ angeben:

$$\Delta\epsilon(\text{Hantel}) = \epsilon_{\text{Anz}} - \epsilon_s - A(\text{Spannbeton}) + A(\text{Rohr}). \quad (21)$$

Nimmt man den Unterschied zwischen A (Spannbeton) und A (Rohr) als Fehler in Kauf, so kann man auch für diese Aufnehmer ohne Kenntnis von A (Beton) Differenzdehnungswerte $\Delta\epsilon$ angeben:

$$\Delta\epsilon(\text{Hantel}) \approx \epsilon_{\text{Anz}} - \epsilon_s \text{ für } A(\text{Spannbeton}) \approx A(\text{Rohr}). \quad (22)$$

Die Gesamtdehnung ϵ_G der hantelförmigen Dehnungsaufnehmer im Spannbeton ist nach Gl. 9

$$\epsilon_G(\text{Hantel}) = \epsilon_{\text{Anz}} - \epsilon_s + A(\text{Rohr}). \quad (23)$$

5.5 Meßergebnisse und Beurteilung der Dehnungsaufnehmer

Aus den Messungen am Versuchsring ist in Bild 5-16 die Dehnungsänderung des Isolierbetons während eines Temperaturzyklus aufgetragen. Wie Messungen mit anderen Meßgeräten an vergleichbaren Positionen erkennen lassen, sind die Unterschiede zwischen beiden Aufnehmern auf das über den Umfang ungleichmäßige Verhalten des Versuchsringes zurückzuführen. Wie das Bild zeigt, stimmen die gemessenen Werte recht gut

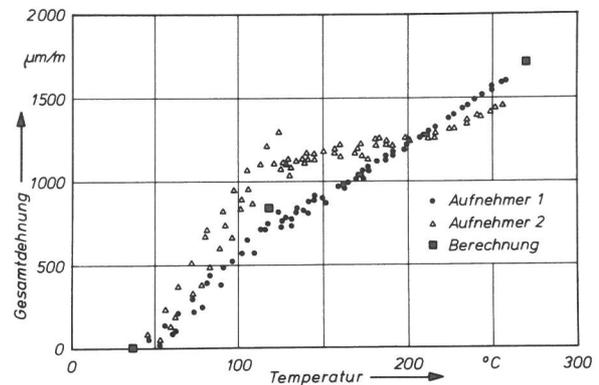


Bild 5-16: Zwei fluidische Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton des Versuchsringes: Gesamtdehnung während eines Temperaturzyklus.

mit den Rechenwerten überein, die von einer gleichmäßigen Belastung ausgehen. Ähnliche Meßwerte lieferten auch einige elektrische Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton.

Am Modellbehälter wurden zunächst nur die DMS an der Dichthaut mit einem manuellen Kompensator gemessen. In Bild 5-17 sind die daraus berechneten Differenzdehnungen der Dichthaut in verschiedenen Meßrichtungen sowie das Verhalten der Blind-DMS über der Zeit aufgetragen. Der Isolierbeton wurde unmittelbar nach Installation dieser Aufnehmer gegossen. 3 DMS fielen im Laufe des ersten Jahres aus. Die anderen 15 DMS verhielten sich während des weiteren Behälterbaus stabil.

Im Herbst 1974 wurden alle Aufnehmer der BAM an die Umschalt- und Registrieeinrichtung nach Abschn. 5.3 angeschlossen. Sie wurden ab 1.10.1974 (neue Tag-Nr. 000) in der Regel täglich einmal automatisch abgefragt. Die Meßwerte werden seitdem in Abständen von mehreren Monaten mit einem Rechner ausgewertet. Dazu wurden die Korrekturwerte der Bilder 5-11, 5-14 und 5-15 dem Rechner eingegeben. Der Rechner druckt die Temperaturen, die Differenzdehnungen nach den Gln. 6, 14, 18 und 22 sowie die Gesamtdehnungen nach den Gln. 10, 15, 19 und 23 aus. Außerdem werden die Meßergebnisse über der Zeit in Zeiträumen von 80 Tagen geplottet. Als Beispiel zeigen die Bilder 5-18 und 5-19 die geplotteten Meßergebnisse für den 80-Tage-Zeitraum vom Tag Nr. 320 bis zum Tag Nr. 400. Dabei sind im Bild 18 Differenzdehnungen, im Bild 19 Gesamtdehnungen, jeweils für Dichthaut, Isolierbeton und Spannbeton, zusammengestellt. In Bild 5-18a kann man den zeitlichen Verlauf $\Delta\epsilon$ der 3 DMS-Typen an der Dichthaut getrennt verfolgen. Gleichartige Schwankungen können dann als typbedingt erkannt werden. Die typ-unabhängigen Schwankungen zwischen Tag Nr. 380 und 400 beispielsweise sind lagebedingt: DMS in gleicher Lage zeigen gleiche Dehnungsänderung. Sie lassen sich aus den temperaturbedingten Dehnungsunterschieden von Dichthaut, Isolierbeton und Spannbeton erklären.

In der Gesamtdehnungsdarstellung in Bild 5-19a sind diese Unterschiede nur undeutlich erkennbar.

Im Bild 5-18b sind der zeitliche Verlauf $\Delta\epsilon$ der fluidischen Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton sowie zweier fluidischen Vergleichsmeßstellen aufgetragen. Auch hier ist gut zu erkennen, daß eine Temperaturerhöhung eine Erhöhung der Dehnungsanzeige zur Folge hat. Allerdings läßt sich wegen der unsicheren Aufnehmeranpassung (s. Abschn. 5.4) für den Betrag der Differenzdehnung des Betons noch keine Aussage machen.

Bild 5-18c zeigt die radiale Differenzdehnung im Spannbeton an zwei Stellen des zylindrischen Behälterteiles: bei Temperaturerhöhung von 60 auf 80 °C (Tag Nr. 383 bis 387) beispielsweise werden erwartungsgemäß die äußeren Schichten (BK 1) radial mehr gedehnt als die inneren (BK 3).

Die Darstellung der Gesamtdehnung in den Bildern 5-19 a bis c gestattet es vor allem, die Ausdehnung verschiedener Bauwerk-Teile miteinander zu vergleichen.

Aus den bisherigen Meßergebnissen seit 1972 kann folgendes über die eingesetzten Dehnungsaufnehmer gesagt werden:

Von den 18 DMS an der Dichthaut fielen 2 SG 125 und 1 SG 325 aus. Die anderen 15 zeigen seit 4 Jahren zwischen Raumtemperatur und 50 °C stabiles Verhalten. Stabil bedeutet hier, daß die Meßergebnisse bei konstanten Bauwerk-Bedingungen nicht stärker als um + 10 bis 20 µm/m schwanken; allmähliche Meßwertänderungen sind aus dem Verhalten des Bauwerkes zu erklären.

Die fluidischen Aufnehmer befinden sich seit vier Jahren im Isolierbeton des Behälters. Im ersten Jahr wurden während des Baustellenbetriebs mehrfach Messungen mit einem manuellen fluidischen Kompensator vorgenommen, wobei die sonst abgedichteten Stahlrohrleitungen jeweils kurzzeitig geöffnet werden mußten. Vermutlich sind dabei bei mindestens einem Aufnehmer Schmutzteilchen in die Leitungen gelangt, die dann bei einem verkehrten Anschluß des Aufnehmers entgegen der normalen Strömungsrichtung an die Düsen gelangt sind. Seitdem werden alle später hergestellten Aufnehmer vor und hinter den Düsen mit Schutzfiltern versehen. Spülungen des Aufnehmers mit diversen Lösungsmitteln blieben ohne Erfolg. Ein Durchblasen mit hohem Druck von etwa 50 bar brachte nur kurzzeitig ein einwandfreies Verhalten des Aufnehmers; die Schmutzteilchen konnten bisher nicht völlig entfernt werden.

Beim Bersten einer Membran des Druckminderventils an der zur Versorgung dienenden Druckluftflasche entstand ein Druckstoß, der den automatischen Kompensator überlastete und seinen Nullpunkt verschob. Der Kompensator wurde neu eingestellt und durch ein weiteres Sicherheitsventil besser geschützt.

Drei der vier Dehnungsaufnehmer arbeiten seit Jahren einwandfrei und liefern plausible Meßwerte. Der Temperaturenaufnehmer zeigt eine zu geringe Empfindlichkeit und Nullpunktschwankungen. Eventuell ist auch hier eine geringe Verschmutzung der Düsen aufgetreten.

Das Bowdenzugsystem mit Differentialtransformator-Wegaufnehmern ist wegen völliger Kabelunterbrechung ausgefallen.

Die Meßwerte der 4 Bowdenzugsysteme mit Potentiometer-Wegaufnehmer schwankten in den ersten 2 Jahren nach dem Betonieren stark. Wahrscheinlich sind die Potentiometer feucht geworden. Während der Erwärmung des Spannbetons verschwanden die Schwankungen bei 2 Systemen. Meßergebnisse können bisher noch nicht angegeben werden.

Von den 5 DMS SG 125 auf hantelförmigen Meßkörpern im Spannbeton fiel 1 DMS aus. Ein weiterer lieferte 2 Jahre lang wegen Kabelunterbrechung keine Meßwerte. Die anderen 3 DMS verhielten sich 2 Jahre bei Raumtemperatur stabil. Ob die plausiblen Meßergebnisse des 3. Jahres bei Temperaturen bis 120 °C noch durch ein Nullpunktdriften verfälscht sind, soll später aus den noch anstehenden Langzeitversuchen (s. Abschn. 3.1) geklärt werden.

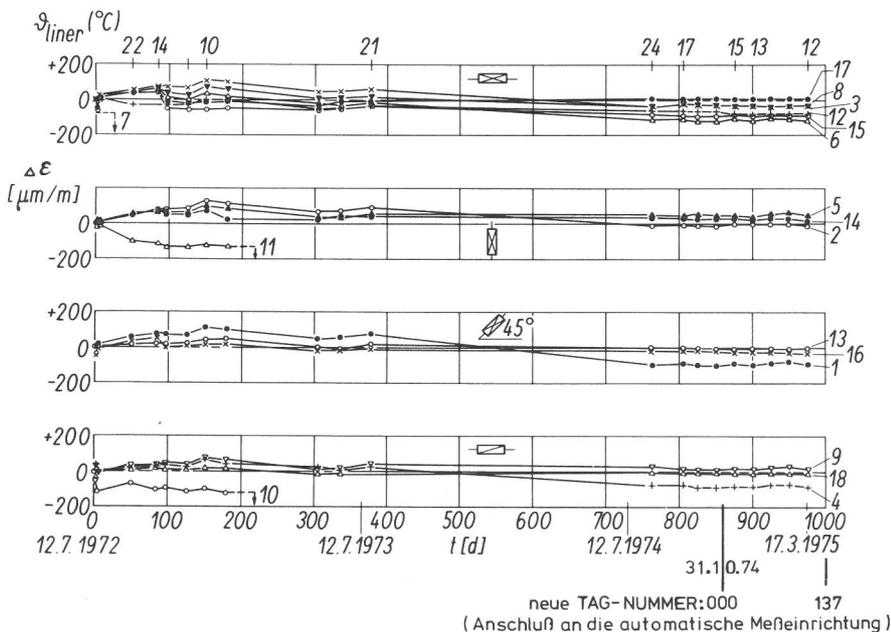
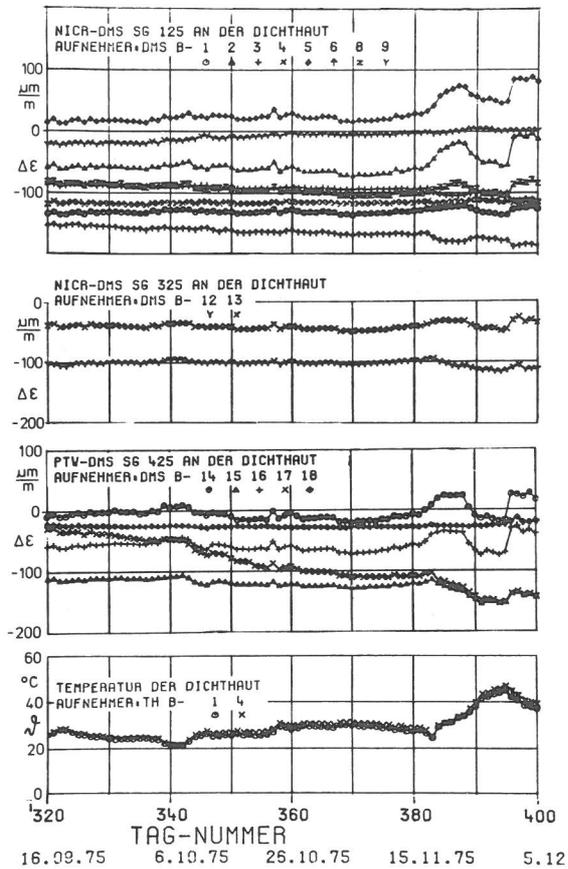
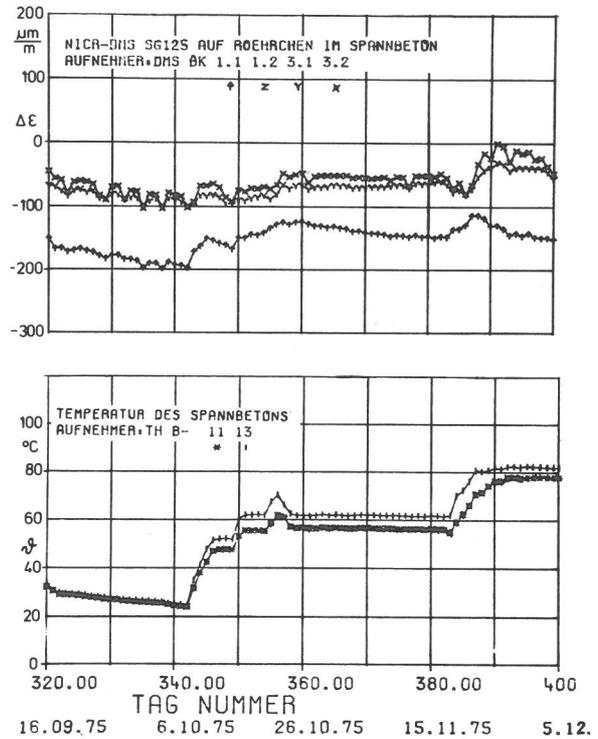


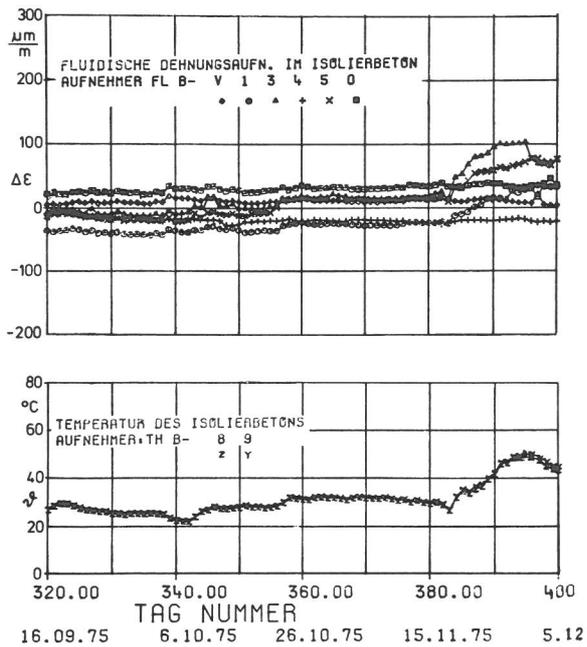
Bild 5-17: Verhalten der DMS an der Dichthaut bis zum Anschluß an die automatische Meßeinrichtung: Differenzdehnung der waagrecht, senkrecht, unter 45° und als Blind-DMS aufgeschweißten Exemplare



a



c

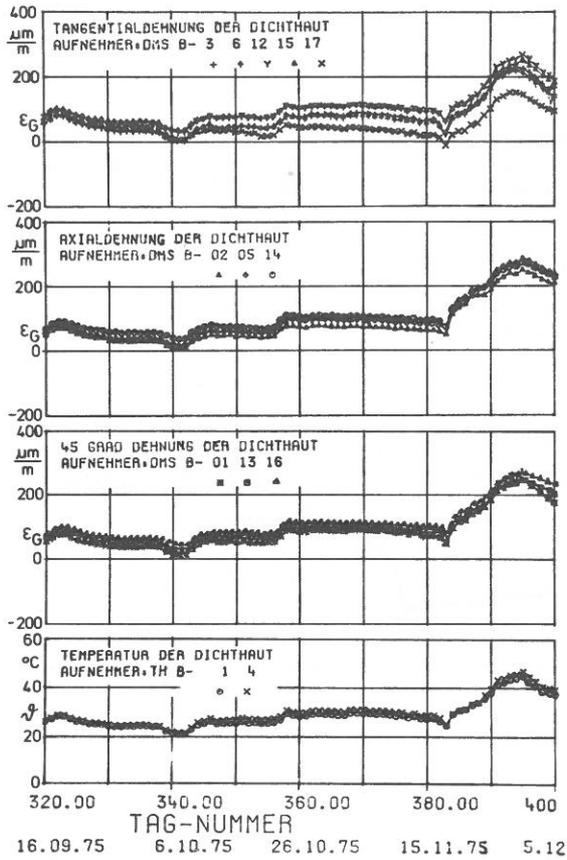


b

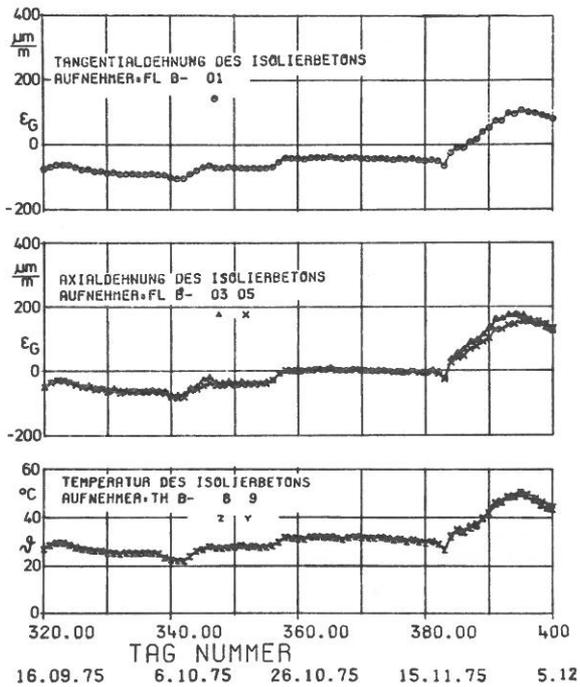
Bild 5-18:

Differenzdehnungen und Temperaturen während eines 80-Tage-Meßzeitraumes

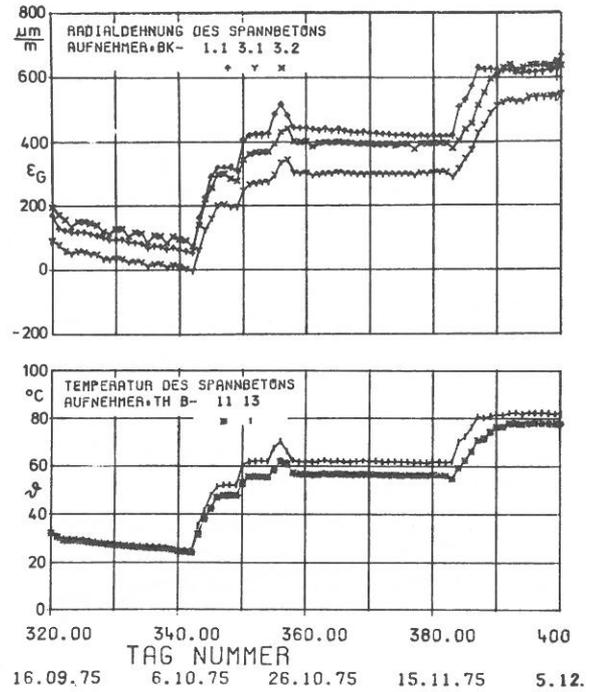
- a) 3 Hochtemperatur-DMS-Typen an der Dichthaut
- b) Fluidische Dehnungsaufnehmer im Isolierbeton
- c) Hochtemperatur-DMS auf hantelförmigem Dehnungskörper im Spannbeton



a



b



c

Bild 5-19:

Gesamtdehnungen und Temperaturen während eines 80-Tage-Meßzeitraumes

- a) Dichthautdehnungen in drei Meßrichtungen (Hochtemperatur-IMS)
- b) Isolierbetondehnungen in zwei Meßrichtungen (fluidische Aufnehmer)
- c) Radialdehnung des Spannbetons an zwei Meßorten (Hochtemperatur-IMS auf Dehnungskörper)

Schrifttum

1. Über die Anforderungen an die Meßtechnik für Spannbeton-Reaktordruckbehälter und ihre Realisierungsmöglichkeiten

- [1 - 1] Conference on prestressed concrete pressure vessels, 13-17 March, 1967, The Institution of Civil Engineers, London, 1968
- [1 - 2] Conference on model techniques for prestressed concrete pressure vessels, 10-11 July, 1969, British Nuclear Energy Society, London
- [1 - 3] Concrete for Nuclear Reactors, Vol. I bis III, American Concrete Institute (aci), Special Publication SP-34, Detroit, Michigan
- [1 - 4] First Intern. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT), Comm. of the European Communities, CID-Publications, Luxembourg, 1971
- [1 - 5] Second Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT), Comm. of the European Communities, CID-Publications, Luxembourg, 1973
- [1 - 6] Vortragsbände zur Tagung "Spannbeton-Reaktordruckbehälter" des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, Berlin 13.-14.10.1975
- [1 - 7] Czaika, N.: Assessment of Instrumentation for Use in Prestressed Concrete Reactor Pressure vessels, in [1-3]
- [1 - 8] Czaika, N., N. Mayer, C. Amberg u. G. Magiera: Instrumentation for Use in Prestressed Concrete Reactor Pressure Vessels - Conception of a Research and Development Program, First Results - 1973 SESA Spring Meeting, Los Angeles, Calif., Mai 1973 / Exp. Mechanics (1974) S. 82/88
- [1 - 9] Czaika, N., N. Mayer, C. Amberg u. G. Magiera: Über die Instrumentierung von Spannbeton-Reaktordruckbehältern, in [1 - 6], Vortragsband 4
- [1 - 10] Nemet, J. und R. Angeli: Spannbeton-Reaktordruckbehälter-Instrumentierung, Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton
- [1 - 11] Mayer, N. und Chr. Rohrbach: "Handbuch für fluidische Meßtechnik", VDI-Verlag, Düsseldorf (1977)
- [1 - 12] Mayer, N. und U. Flesch: A Fluidic Strain Measuring System for Prestressed Concrete Reactor Pressure Vessels, Proc. of the Fifth Cranfield Fluidics Conf. 1972, A 1-1 bis A 1 -12
- [1 - 13] Mayer, N.: Ein fluidisches System zur Langzeitmessung verschiedener Größen in kerntechnischen Anwendungen bei hohen Temperaturen, in [1-5]
- [1 - 14] Mayer, N. und C. Amberg: Ein fluidisches Vielstellen-Meßsystem für den Einsatz unter schwierigen Umgebungsbedingungen. Tagungsbericht, 3. Industrielle Fluidik-Tagung, Zürich, Okt. 1974, Paper H, 12 Seiten
- [1 - 15] Rohrbach, Chr.: "Handbuch für elektrisches Messen mechanischer Größen", VDI-Verlag, Düsseldorf (1967)
- [1 - 16] Grave, H.F.: Elektrisches Messen nichtelektrischer Größen, Akademische Verlagsgesellschaft Geest u. Portig K.G., Leipzig (1962)
- [1 - 17] Pflieger, P.M.: Elektrische Messung mechanischer Größen, 4. Aufl., Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg (1956)
- [1 - 18] Roberts, H.C.: Mechanical Measurements by Electrical Methods, 2. Aufl., The Instruments Publishing Co., Inc., Pittsburgh (1951)
- [1 - 19] Stein, P.G.: Measurement Engineering, II. Auflage, Stein Engineering Services, Inc., (1962), Phoenix (Arizona)
- [1 - 20] Lion, K.S.: Instrumentation in Scientific Research, McGraw-Hill Book Company, Inc., New York-Toronto-London (1959)
- [1 - 21] Handbook of Experimental Stress Analysis, by M. Hetenyi, John Wiley and Sons, Inc., New York, and Chapman and Hall, Limited, London (1950)
- [1 - 22] Handbuch der Spannungs- und Dehnungsmessung, Hrsg. K. Fink und Chr. Rohrbach, VDI-Verlag, Düsseldorf (1958)
- [1 - 23] Andrae, G.: Zum Messen mit Dehnungsmeßstreifen unter dem Einfluß von Kernstrahlung, Materialprüfung 18 (1976), H. 7, S. 97-101
- [1 - 24] Unterlagen der Fa. Ailtech, City of Industry, Los Angeles, Calif.
- [1 - 25] Amberg, C. und N. Czaika: Zur Anwendbarkeit von Dehnungsmeßstreifen sowie induktiven und Transformator-Wegaufnehmern für die Instrumentierung von Spannbeton-Reaktordruckbehältern, in [1-5]
- [1 - 26] Rohrbach, Chr.: Spannungs- und Dehnungsmessungen an Beton, Arch. Techn. Messen V 8246-6, 7 (1962)
- [1 - 27] Unterlagen der Fa. Dr. Wazau, Berlin
- [1 - 28] Unterlagen der Fa. Dr. W. und H. Brandt, Bochum
- [1 - 29] Huggenberger, A.U.: Talsperren-Meßtechnik, Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg (1951)
- [1 - 30] Measuring Instruments for Embedment in Concrete structures and Soil Foundations. Firmenschrift der Kyowa Elektronik Instr. Co., Ltd., Tokio, 1971
- [1 - 31] Unterlagen der Fa. Schaevitz, Camden, N.J., USA
- [1 - 32] Unterlagen der Fa. Ametek, Feasterville, Pennsylv., USA
- [1 - 33] Unterlagen der Fa. Micro-Epsilon Meßtechnik, Hannover
- [1 - 34] Noltingk, B.E., D.F.C. McLachlan, C.K.V. Owen und P.L. O'Neill: High Stability capacitance strain gauge for use at extreme temperatures. Proc. Inst. Electr. Eng. Control and Science, 119 (1972) 7, S. 897/903
- [1 - 35] Harting: Capacitive Strain Measuring System. Boeing Aerosp. Comp., Seattle, Wash., USA (1973)
- [1 - 36] Unterlagen der Fa. Automatic Systems Laboratories, Bedfordshire, England
- [1 - 37] Unterlagen der Fa. Maihak, Hamburg
- [1 - 38] Hornby, I.W. und B.E. Noltingk: The Application of the Vibrating Wire Principle for the Measurement of Strain in Concrete. 1973 SESA Spring Meeting, Los Angeles, Calif., May 1973

- [1 - 39] Magiera, G. und N. Czaika: Über die Voraussetzungen für Messungen an Belägen, insbesondere an der Dichtheit von Spannbeton-Druckbehältern für Kernreaktoren, Materialprüfung 14 (1972) 8, S. 260-62
- [1 - 40] Magiera, G. und N. Czaika: Über die Voraussetzung von Messungen, insbesondere Dehnungsmessungen, an der Dichtheit von Spannbeton-Reaktordruckbehältern, in [1-5], Vol. 3 H. 4/10
- [1 - 41] Loh, Y.C.: Internal stress gauges for cementitious Materials, Proc. Soc. Exp. Stress Analysis XI (1954) 2, pp. 13/28
- [1 - 42] Loh, Y.C.: Internal stress gauges for cementitious Materials, Report Nr. 064-331 des Mass. Inst. of Techn., Juli 1951
- [1 - 43] Glötzl, F.: Ein neues hydraulisches Fernmeßverfahren für mechanische Spannungen und Drücke, Arch. Techn. Messen 265 (1958), S. R 21/23
- [1 - 44] Franz, G.: Unmittelbare Spannungsmessung im Beton und Baugrund, Der Bauingenieur 33 (1958) 5, S. 190/95
- [1 - 45] Rohrbach Chr. und E. Jung: Ermittlung von Rissen in und auf Beton mittels spröder elektrischer Leiter aus Graphit, Materialprüfung 1 (1959) 11/12, S. 395/99
- [1 - 46] Bremer, F.: Practice with model techniques, in [1-2]
- [1 - 47] Scotto, F.: Techniques for rupture testing of prestressed concrete vessel models, in [1-2]
- [1 - 48] Hutton, P.H.: Detection of incipient Failure in nuclear pressure systems using acoustic emission, Battelle Memorial Inst., Pacific Northwest Lab., Richland, USA BNN1 - 997, UC - 37, Instr. (1969)
- [1 - 49] Nielsen, A.: Acoustic emission from steel pressure vessels, UKAEA (1970) Report TRG 1983 (c)
- [1 - 50] Green, A.T.: Stress Wave Emission and Fracture of Prestressed Concrete Reactor Vessel Materials, Aerojet-General Corporation, Sacramento, Calif., AGC Report 4190
- [1 - 51] Hundt, J. und J. Buschmann: Moisture Measurement in Concrete, Matereaux et Constructions, 22 (1971) Vol. 4, S. 253/59
- [1 - 52] Andreae, G.: Zur Feuchtemessung in Beton, Materialprüfung 15 (1973) 3, S. 95/98
- [1 - 53] Caemmerer, W., N. Czaika und Chr. Rohrbach: Die Verformungen einer massiven Dachdecke unter dem Einfluß von Temperatur und Zeit, Die Bautechnik 9 (1967) S. 324/330
- [1 - 54] Unterlagen der Firma ASEA, Stockholm
- [1 - 55] Unterlagen der Firma F. Staeger, Berlin
- [1 - 56] Mayer, N.: Spannkraftmessungen in Erdankern - Berechnungsgrundlagen und Anwendung eines neuen Meßgerätes, demnächst
- [2 - 2] Mayer, N. und Chr. Rohrbach: Handbuch für fluidische Meßtechnik. VDI-Verlag, Düsseldorf 1977
- [2 - 3] Mayer, N.: Fluidische Meßtechnik - Messen an den Grenzen des Möglichen. Umschau 77 (1977), H. 5, S. 152/4
- [2 - 4] Hickson, V.M.: Gas strain gauges for application to structures. Royal Aircraft Establishment, Farnborough, Techn. Memo. Structures 720, (1968), 17 S.
- [2 - 5] Hickson, V.M.: Gas strain gauges and their circuitry. Ministry of Defence, Aeronautical Research Council, R. & M. No. 3734, London (1973), 40 S.
- [2 - 6] Drzewiecki, T.M.: Fluidic strain gauge concepts. Harry Diamond Labs., Report No. AD 738 794, (1971), 29 S.
- [2 - 7] Drzewiecki, T.M.: Fluidic strain gauges. Instr. and Control Syst. 46 (1973), Nr. 8, S. 31/33
- [2 - 8] Drzewiecki, T.M.: Fluidic strain gauges and their applications. Proc. 1st Intern. Fluidics Applications Conf. Bratislava (1973), Paper A 1, S. 61/68
- [2 - 9] Pefhany, J.: Pneumatic gauges for in-pile measurements. Nuclear Engng. 6 (1961), S. 77/79
- [2 - 10] Fidleris, V., H.N. Isaac und H.P. Koehler: In-reactor creep machines. Atomic Energy of Canada Ltd., Report No. AECL-2568, (1966), 34 S.
- [2 - 11] Fidleris, V., I.R. Emmerton und R.D. Delaney: An in-reactor creep machine for high flux applications. J. of Physics E: Scientific Instr. 5 (1972), S. 442/4
- [2 - 12] Hagen, E.W.: Dynamic gas thermometry, AEC Seminar on High Temperature Thermometry (1965), Paper 20, 8 S.
- [2 - 13] Wie [2 - 2], S. 176 ff.
- [2 - 14] Wie [2 - 2], S. 197 ff.
- [2 - 15] Barocel - Geräte der Fa. Datametrics, USA
- [2 - 16] Wie [2 - 2], S. 226 ff.
- [2 - 17] Wie [2 - 2], S. 418 ff

3.1 Aufschweißbare, metallisch gekapselte Dehnungsmeßstreifen für hohe Temperaturen

- [3.1-1] Easterling, K.: High-temperature resistance strain gauges. Brit. J. Appl. Phys. 1963 vol 14 S. 79-83
- [3.1-2] Wnuk, S.: New Strain Developments, Proc. West. Reg. Strain Gage Committee. 1964, Spring Meeting
- [3.1-3] Denyssen, I.: Platinum Tungsten Foil Gage for High Temperature Application. Proc. West. Reg. Strain Gage Com. 1964, Spring Meeting
- [3.1-4] Higson, G.: Recent advances in strain gauges. J. Sci. Instr. 1964 Vol 41, S. 405-414
- [3.1-5] Bertodo, R.: Resistance strain gauges for the measurement of steady strains at high temperatures. Proc. Instr. Mech. Engrs. 1963-64. Vol 178 Pt 1 No 34

2. Aufbau, Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten eines neuen fluidischen Meßsystems

- [2 - 1] VDI/VDE Richtlinie 3681: Fluidik. Ausg. März 1976

- [3.1-6] Weymouth, L.: Strain Measurement in Hostile Environment. Appl. Mech. rev. Jan. 1965 S. 1-4
- [3.1-7] Wolf, H. und H. Schichting: Zur Messung statischer Beanspruchungen großer Bauteile bei hohen Temperaturen mit Dehnungsmeßstreifen. ATM Bl. V 132-23 (Dez. 1967) S. 261-266
- [3.1-8] Grinrod, A. u. J. Noden: Resistance Materials for Hightemperature Strain Measurements. Strain Juli 1968, S. 10-17
- [3.1-9] Procter, E. und D. Mitchell: Evaluation of a Full-bridge E. R. Strain Gauge for Measuring Transient Thermal Strains. Strain Vol 4, No 2, 1968, S. 30-35
- [3.1-10] Rohrbach, C. und E. Knublauch: Dehnungsmessung mit Meßstreifen bei hohen Temperaturen. Materialprüfung Bd. 10 (1968) Nr. 4, S. 105-115
- [3.1-11] David, T.: Strain Measurements on Steam Turbines, Exp. Mech. Apr. 1971, S. 185-192
- [2.1-12] Adams, P.: Strain Measurements on Carbon-carbon-Cylinders. ISA Transactions, Vol 11, No. 3 (1971) S. 215-220
- [3.1-13] Unterlagen der Fa. Ailtech, City of Industry, Los Angeles, Calif.
- [3.1-14] Gibbs, J.: Two Types of High-temperature Weldable Strain Gages: NiCr Half-bridge Filaments and Pt-W Half-bridge Filaments. Exp. Mech. 7 (8)pp 19A-26A (1967)
- [3.1-15] Ritchie, D.: Strain Measurement from Cryogenics to 950 °F, 22nd Annual ISA Conf. Sept. 11-14 (1967) Chicago, Illinois, prepr. P 21-4-PHYMMID-67
- [3.1-16] Lemcoe, M.: Errors in High-temperature Strain Measurements. Exp. Mech. Feb. 1968
- [3.1-17] Frischen, F.: Dehnungsmeßstreifen, insbesondere für tiefste und höchste Temperaturen, für den Einsatz bei erschwerten Umweltbedingungen. m+p, Jan. 70, S. 51-54
- [3.1-18] Amberg, C. und N. Czaika: Zur Anwendbarkeit von Hochtemperatur-Dehnungsmeßstreifen und Transformator-Wegaufnehmern für die Instrumentierung von Spannbeton-Reaktor-druckbehältern. Pepr. 2nd Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, 10-14 Sept. 73, Vol VI part A, H 4-8
- [3.1-19] Czaika, N., N. Mayer, C. Amberg und G. Magiera: Instrumentation for Use in Pressurized - concrete Reactor Pressure Vessels, Exp. Mech. Febr. 1974, S. 82-88
- [3.1-20] Böhm, W. u. H. Wolf: Anwendung aufschweißbarer Hochtemperatur-Dehnungsmeßstreifen zur Messung statischer Betriebsbeanspruchungen bis 530 °C an großen Turbinen-Bauteilen. Materialprüf. 18 (1976) Nr. 12 Dez. S. 457-461
- [3.2-2] Unterlagen der Firma Kaman Sciences Corp. 1500 Garden of the Gods Road, Colorado Springs, Col. 80933
- [3.2-3] Will, H.: In pile-Einrichtungen für Dehnungsmessungen an Kernbrennstoffen und Strukturmaterialien, Ges. f. Kernforsch, Karlsruhe, KFK 1281, Okt 1970
- [3.2-4] Transducer Application Notes und andere Unterlagen der Firma Sybrook Electronics Limited, Bulter's Leap Clifton Road, Rugby Warwickshire, England
- [3.2-5] Smith, J. und C. Dodd: Optimization of Eddy Current Measurements of Coil-to-Conductor Spacing. Materials Evaluation 33 (1975) H.12 S. 279-283 u. 292
- [3.2-6] A Displacement Measuring System Immune for the Effects of High Temperature and Neutron Irradiation, und andere Unterlagen der Firma Sangamo Weston Controls Ltd., North Bersted, Bognor Regis, Sussex, England
- [3.2-7] Unterlagen der Firma Ametek-Instruments and Controls, 880 Pennsylvania blvd., Feasterville, Pa. 19047
- [3.2-8] Notes on Variable Differential Transformers, und andere Unterlagen der Firma Schaevitz engineering, U.S. Route 130 and Union Ave., Pennsauken, New Jersey, USA
- [3.2-9] Ara, K.: A Differential Transformer with Temperatur- and Excitation-Independent Output. IFEE, Transactions on Instrumentation and Measurement, Vol. IM-21, No 3, August 1972, S. 249-255
- [3.2-10] Unterlagen der Firma Electro Mechanisms Ltd., 221 Bedford Avenue, Slough, Berks SL 1 4 RY England

3.3 Aufschweißbare kapazitive Dehnungsaufnehmer für hohe Temperaturen

- [3.3-1] Noltingk, B. W., u. a.: High-stability capacitance strain gauge for use at extreme temperatures. Proc. I. E. E., Vol. 119, No. 7, Juli 1972
- [3.3-2] Harting, Darrel R.: Evaluation of a capacitive strain measuring system for use to 1500 °F. ISA-Reprint, May 1975
- [3.3-3] Gillette, O. Larry: Research and development of a high temperature capacitance strain gauge for operation at 2000 °F. Hughes Aircraft Company, AD-745 449, October 1971

3.4 Über den Kernstrahlungseinfluß auf elektrische Meßwertaufnehmer, insbesondere Dehnungsmeßstreifen

- [3.4-1] Thomas, R. L.: International Symposium on Vibration Problems in Industrie. Keswick 1973, paper 627
- [3.4-2] Schneider, H. C.: Measuring Instruments for Extreme Environments. Kaman Sciences Corporation, May 1974

3.2 Induktive und Transformator-Wegaufnehmer für hohe Temperaturen

- [3.2-1] Rohrbach, Chr.: Handbuch für elektrisches Messen mechanischer Größen, VDI-Verlag Düsseldorf (1967), S. 174-178 und 187-190

- [3.4-3] Dersch, W.: Zustand von Ferriten nach energiereichen Bestrahlungen. Siemens-Z. 48 (1974) H. 2
- [3.4-4] Andraea, G.: Zum Messen mit Dehnungsmeßstreifen unter dem Einfluß von Kernstrahlung. Materialprüfung 18 (1976) Nr. 7
- [3.4-5] NRL Letter Report, 6252-244 A/56: Investigation of Ceramic Bonded Nichrome Foil Gages in the Low Intensity Testing Reactor. Juli 1956
- [3.4-6] Smith, R.O. und N.I. Rendler: Naval Research Laboratory. Transducers for Strain Measurement in Intense Radiation Fields. Proc. SESA XVI (2) 73-80 (1959)
- [3.4-7] Wnuk, S.P., Jr.: High-temperature and radiation resistant strain-gages. Exper. Mech. 5 (1965), S. 27 A/33 A
- [3.4-8] Pappas, T.A.: Weldable and Bondable Strain Gages Irradiated at Plumbrock Reactor Facility (Exp. 23/W 408 PBRF cycle 40) NE 2406. Westinghouse Astronuclear Report Nr. WANL-TME-1366. Jan. 1966
- [3.4-9] Tallmann, C.R.: Nuclear Radiation Effects on Strain Gages Part II. Proc. Western Regional Strain Gage Committee, 1968 Spring Meeting
- [3.4-10] - : Effects of Nuclear Radiation on Ceramic Cemented Strain Gages and Polyimide-Encapsulated Epoxy Bonded Gages. Presented at the International Conference of the Instrument Society of America, Oct. 4-7, 1971; ISA paper No. 71-622
- [3.4-11] - : Review and status of radiation effects studies on strain gages. LA-DC-72-1344 NTIS (1972)
- [3.4-12] Pettigrew, M.J.: An evaluation of weldable strain gages in nuclear-reactor environments. Exper. Mech. 10 (1970), S. 203/09
- [3.4-13] Figenbaum, E.K. und G. M. Chambers: Selection of Transducer Design Approaches for Strain-Measurements in a High Radiation Environment. A 71-22718 NTIS (1971)
- [3.4-14] Calculated Radiation Induced Changes in Thermocouples Composition by W.E. Browning and C.E. Miller, Oak Ridge National Laboratory, Symposium held at Columbus Ohio in March 1961

4.1 Zur Verformungsmessung an Würfelproben aus Beton

- [4.1-1] Rohrbach Chr. und N. Czaika: Über ein neuartiges Verfahren zur Messung dreiachsiger Eigenspannungen im Innern von Bauteilen, VDI-Berichte Nr. 102 (1966), S. 125/130
- [4.1-2] Rohrbach, Chr.: Spannungs- und Dehnungsmessungen an Beton, Arch. Techn. Messen V 8246 - 6, 7 (1962)
- [4.1-3] Unterlagen der Firma Ailtech

4.2 Über die Voraussetzungen für betonseitige Messungen an der Dichthaut

- [4.2-1] Niemann, G.: Maschinenelemente, Bd. 1 Berlin/Wien/New York, Springer-Verlag 1963
- [4.2-2] Betonkalender 1964 (Taschenbuch f. Beton- u. Stahlbetonbau) Berlin/München, Verlag Wilhelm Ernst u. Sohn

4.3 Zur Spannungsermittlung in Beton

- [4.3-1] Hetenyi, M.: Handbook of Experimental Stress Analysis, John Wiley and Sons, Inc., New York, and Chapman and Hall, Limited, London (1950)
- [4.3-2] Handbuch der Spannungs- und Dehnungsmessung, Hrsg. K. Fink und Chr. Rohrbach, VDI-Verlag, Düsseldorf (1958)
- [4.3-3] Rühl, K.H. und S. Schwaigerer: Festigkeitslehre, in Hütte, des Ingenieurs Taschenbuch, 28. Auflage, Theoretische Grundlagen; Verlag von Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin 1955
- [4.3-4] Huggenberger, A.U.: Talsperren-Meßtechnik, Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg (1951)
- [4.3-5] Rohrbach, Chr.: Spannungs- und Dehnungsmessung an Beton, Arch. Techn. Messen V 8246-6, 7 (1962)
- [4.3-6] Loh, Y.C.: Internal stress gauges for cementitious Materials, Proc. Soc. Exp. Stress Analysis XI (1954) 2, pp. 13-28
- [4.3-7] Loh, Y.C.: Internal stress gauges for cementitious Materials, Report Nr. 064-331 des Mass. Inst. of Techn., Juli 1951
- [4.3-8] Measuring Instruments for Embedment in Concrete structures and Soil Foundations, Firmenschrift der Kyowa Electronic Instr. Co., Ltd., Tokio, 1971
- [4.3-9] Glötzl, F.: Ein neues hydraulisches Fernmeßverfahren für mechanische Spannungen und Drücke, Arch. Techn. Messen, 265 (1958), pp. R 21-23
- [4.3-10] Franz, G.: Unmittelbare Spannungsmessung im Beton und Baugrund, Der Bauingenieur 33 (1958) 5, pp. 190-195
- [4.3-11] Timoshenko, Theory of Elasticity, Mc Graw-Hill, New York 1951
- [4.3-12] Truckenbrodt: Strömungsmechanik, Springer-Verlag 1968

4.4 Zur Feuchtemessung in Beton

- [4.4-1] Altmann, K.: Das Verhalten des Betons bei Einwirkung von Feuchtigkeit. Dissertation TU Berlin 1968
- [4.4-2] Agdur, B. und K. Lindberg: A new method for measuring moisture content of building materials. Build International (1970) März, S. 55/56

- [4.4-3] Leers, K. -J. und K. Röger: Untersuchung über die Einsatzmöglichkeiten eines neuen Feuchtemeßgerätes für mineralische, körnige Baustoffe. Tonind. -Ztg. 96 (1972) Nr. 4 S. 92/97
- [4.4-4] Paquet, J.: Mesure d humidité in-situ par les méthodes diélectriques - application au béton. Matériaux et Contructions 4 (1971) Nr. 20, S. 87/100
- [4.4-5] Bhargava, J. u. K. Lundberg: Determination of moisture content of concrete by microwave-resonance method. Matériaux et Contructions 5 (1972) Nr. 27, S. 165/68
- [4.4-6] Watson, A.: Measurement and control of moisture content by microwave absorption. Build International (1970) März S. 47/50
- [4.4-7] Vos, B.H.: Measuring moisture content and distribution in constructions. Build International (1970) März S. 51/54
- [4.4-8] Wagner, A.: Der Einfluß des Feuchtigkeitsgehaltes auf die Wärmeleitfähigkeit von Gasbeton. Materialprüfung 13 (1971) Nr. 1 S. 14/15
- [4.4-9] Mlitz, P. u. R. Neider: Zur Bestimmung der Feuchtigkeit in Baustoffen mit Hilfe von Neutronen. Bautechn. 44 (1967) Nr. 3 S. 77/78
- [4.4-10] Altmann, K.: Neues Feuchtigkeitsmeßverfahren für Bauteile. Bautechn. 47 (1970) Nr. 8 S. 268/72
- [4.4-11] Abrams, M.S. u. G.E. Monfore: Application of a small prototype relative humidity gage to research on fire resistance of concrete. J. PCA Research and Development Laboratories 7 (1965) Sept. S. 2
- [4.4-12] Mertin, W.: Method of measuring the distribution of moisture in concrete and reinforced concrete structures. RILEM/CIB joints symposium on moisture problems in buildings, Otaniemi, Finland, 1965, paper 6-9
- [4.4-13] Andraee, G.: Zur Feuchtemessung in Beton. Materialprüfung 15 (1973) Nr. 3
- 4.5 Zur Meßwegübertragung und Dehnungsintegration mittels eines universell einsetzbaren Bowdenzugsystems
- [4.5-1] Storp, F. und Heyd, W.: Vom Drahtauslöser zum Industrie-Bauelement, Feinwerktechnik 75 (1971) 10, S. 422/24
- [4.5-2] Unterlagen der Fa. Gesellschaft für Steuerungstechnik mbH u. Co.
- [4.5-3] Föppl, L.: Mechanik starrer Körper, in Hütte, des Ingenieurs Taschenbuch, Theoretische Grundlagen, 28. unbearbeitete Auflage, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1955
- 4.6 Zur Kraftmessung in den Spannsystemen mittels magnetoelastischer Kraftaufnehmer
- [4.6-1] Rohrbach, Chr.: Handbuch für elektrisches Messen mechanischer Größen. VDI-Verlag, Düsseldorf (1967)
- [4.6-2] Unterlagen der Fa. ASEA, Stockholm

