

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

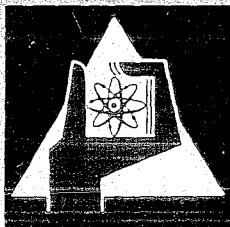
Mai 1970

KFK 1168

Institut für Reaktorentwicklung

Ein Beitrag zur experimentellen Thermoschockanalyse

W. Lang



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Mai 1970

KFK 1168

Institut für Reaktorentwicklung

Projekt Schneller Brüter

Ein Beitrag zur experimentellen Thermoschockanalyse

W. Lang

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

Kurzfassung

Es wird eine Methode zur Lösung von Problemen der Wärmespannungsbeanspruchung vorgestellt. Die Methode, die auf der experimentellen Bestimmung der Frequenzgangfunktionen und Gewichtsfunktionen für die Wärmespannungen beruht, erlaubt unter Verwendung des Duhamelschen Integrals die Ermittlung des zeitlichen Verlaufes der Temperaturen und Wärmespannungen in einem Bauteil bei im Reaktorbetrieb auftretenden schnellen, beliebigen Kühlmitteltemperaturänderungen. Außerdem gestattet sie auch eine Bewertung der Auswirkungen der im Reaktorbetrieb vorkommenden zyklischen thermischen Belastungen, welche im langzeitigen Betriebs-einsatz zu einer Ermüdung der Konstruktion führen können.

Ein für die Reaktortechnik typisches Bauteil (Hohlzylinder mit Innendurchmesser 100 mm und Wanddickensprung von 20 mm auf 2 mm), das besonders wärmespannungsempfindlich ist, wurde zur Erprobung der Methode mit Thermoelementen und Dehnmeßstreifen instrumentiert und in einem Helium-Kreislauf untersucht. Die Gültigkeit der Methode wurde dadurch nachgewiesen, daß die Ergebnisse eines realen Thermoschocks am He-Kreislauf mit den Ergebnissen verglichen wurden, welche man bei Anwendung der gleichfalls experimentell bestimmten Gewichtsfunktionen vorausberechnet hat.

Abstract

A method of solving problems related to transient thermal stresses is described. The method is based on the experimental determination of frequency response functions and weighting functions for thermal stresses. With the use of Duhamel's integral, it is employed to determine the time curves of the temperatures and thermal stresses generated in a structural component as a result of fast variations of the coolant temperature during reactor operation. Moreover, it provides the means to evaluate the effects of cyclic thermal loads encountered in reactor operation which may cause fatigue of the structure in long-term operation.

A representative structural component of reactor technology (hollow cylinder of 100 mm inside diameter with an abrupt change of wall thickness from 20 mm to 2 mm), which is particularly sensitive to thermal stresses, was equipped with thermocouples and strain gauges and investigated in a helium circuit, in order to test the proposed method. The validity of the method was demonstrated in a comparison of the results of a real thermal shock on the helium circuit with the results calculated in advance with the help of weighting functions which also had been determined experimentally.

I n h a l t

	<u>Seite</u>
1. Einleitung und Aufgabenstellung	1
2. Theorie	5
2.1 Formulierung der quasistatischen thermoelastischen Aufgabe	6
2.1.1 Mathematische Formulierung der Temperaturfeldaufgabe	6
2.1.2 Mathematische Formulierung des Problems des thermischen Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfeldes	8
2.2 Duhamel'sche Integral- und Frequenzgangfunktion	10
2.2.1 Lineare Systeme	10
2.2.2 Frequenzgangverfahren	17
2.2.3 Lösung der Gleichung für das instationäre Temperaturfeld im Bauteil	18
2.2.4 Bestimmung der thermischen Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfelder	19
2.3 Die stochastische Behandlung der Thermoelastizitätsaufgabe	20
2.3.1 Der mathematische Apparat der stochastischen Prozesse	21
2.3.2 Anwendung auf die Thermoelastizitätsaufgabe	23
2.4 Möglichkeiten der Anwendung der Methode bei der Auslegung von Reaktorbauteilen	24
3. Experimente	27
3.1 Testkörper	27
3.1.1 Vorausbetrachtung des Temperatur- und Spannungsfeldes des Testkörpers	29

	<u>Seite</u>
3.1.2 Instrumentierung	32
3.1.2.1 Thermoelemente und Widerstandssensoren	33
3.1.2.2 Dehnmeßstreifen	34
3.2 Vorversuche im Labor	35
3.2.1 Versuchsaufbau	36
3.2.2 Ergebnisse der Vorversuche	37
3.3 Versuche am He-Kreislauf	38
3.3.1 He-Kreislauf	38
3.3.2 Erfassung der Meßdaten	39
3.3.2.1 Aufbau der Meßkanäle	39
3.3.2.2 Elektronische Datenerfassungsanlage	40
3.3.3 Methode der Auswertung	41
3.3.4 Durchführung der Versuche	44
3.3.5 Resultate der Untersuchung	46
3.3.5.1 Frequenzgangfunktionen	50
3.3.5.2 Gewichtsfunktionen	52
3.3.5.3 Zeitlicher Verlauf der Temperaturen und Wärmespannungen beim Thermoschock	53
3.4 Diskussion der Resultate	54
4. Schlußfolgerungen	57

Bezeichnungen

x_1	Kartesische Koordinaten
t	Zeit
$\theta(t)$	Kühlmitteltemperatur
$T(x_1, t)$	Bauteiltemperatur
a	Temperaturleitzahl
λ	Wärmeleitfähigkeit
ρ	Dichte
c	spezifische Wärme
h	Wärmeübergangszahl
w_0	Strömungsgeschwindigkeit
ν^*	kinematische Zähigkeit
σ_{ik}	Normal- und Schubspannung
ϵ_{ik}	Dehnungen und Gleitungen
u_i	Verschiebungen
E	Elastizitätsmodul
α	Wärmedehnzahl
ν	Querkontraktionszahl
G	Schubmodul
λ^*, μ^*	Lamé-Konstanten, ($\mu^* = G$)
$X(t)$	Erregungssignal
$Y(t)$	Antwortsignal

$A(t)$	Antwort auf den Einheitssprung
$g(t)$	Antwort auf den Einheitsimpuls
f	Frequenz
$H(f)$	Frequenzgangfunktion
$\varphi(f)$	Phasenwinkel der Frequenzgangfunktion
$R_x(\tau)$	Autokorrelationsfunktion des $X(t)$ -Signals
$R_{xy}(\tau)$	Kreuzkorrelationsfunktion von $X(t)$ - und $Y(t)$ -Signal
$G_x(f)$	Leistungsspektraldichte von $X(t)$
$G_{xy}(f)$	Kreuzleistungsspektraldichte von $X(t)$ und $Y(t)$

1. Einleitung und Aufgabenstellung

Probleme der Beanspruchung von Reaktorbauteilen durch Wärmespannungen verlangen wegen der in der Reaktortechnik zu fordernden hohen Sicherheit nach einer sehr sorgfältigen Behandlung. Ganz besonders gilt dies für die Schnellen Leistungsreaktoren mit Flüssigmetallkühlung, da hier wegen der extrem hohen Leistungsdichte im Reaktorkern und wegen der guten Wärmetransporteigenschaften des Kühlmittels hohe Wärmespannungen auftreten. Das gilt vor allem dann, wenn aus irgendeinem Grund der stationäre Betriebszustand des Reaktors schnell geändert wird.

Solche als Thermoschocks bezeichnete Störfälle sind gleichbedeutend mit einer verhältnismäßig schnellen einseitigen Störung einer stationären Leistungs- bzw. Wärmebilanz. Der gefährlichste Thermoschockfall, der am Reaktor möglich ist, wird durch eine Schnellabschaltung (Scram) verursacht, und die höchsten Temperaturänderungsgeschwindigkeiten (bis zu $100 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$, [1]) mit den entsprechend hohen Temperaturspannungen treten dabei im Corebereich auf. Mit zunehmender Entfernung vom Core wird die Temperaturänderungsgeschwindigkeit des Kühlmittels als Folge von Vermischung und Wärmeaustausch kleiner.

Diese Thermoschocks mit ihren hohen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten und großen Temperaturdifferenzen verursachen zwar hohe Thermoschockspannungen; ihr Einfluß auf die Wärmespannungsermüdung wird aber dadurch gemindert, daß ihre zu erwartende Häufigkeit während der Lebensdauer eines Reaktors verhältnismäßig niedrig ist (übliche Annahme $N \approx 500$, z.B. nach [2], S. 90).

Zu den instationären Wärmespannungen, die Einfluß auf die Wärmespannungsermüdung haben, gehören neben den eigentlichen Thermoschockspannungen auch die Spannungen, welche beim normalen Reaktorbetrieb auftreten, d.h. beim An- und Abfahren sowie bei Laständerungen des Reaktors. Schließlich sind noch die instationären Wärmespannungen anzuführen, welche von Temperaturpulsationen verursacht werden, welche bereits im normalen stationären Reaktorbetrieb als Folge von Regelstabbewegungen, hydrodynamischen In-

stabilitäten (Strähnenbildung) und Mischvorgängen, z.B. zwischen Kühlmittel aus Core- und Blanketbereich, vorhanden sind. Diese letztere Wärmespannungsart wird zwar nur verhältnismäßig geringe Amplituden erreichen, da sich diese Spannungen aber dem bereits vorhandenen mechanischen und thermischen Spannungszustand überlagern und da sie gemäß ihrer Natur mit sehr hohen Häufigkeiten auftreten, ist zu erwarten, daß sie gleichfalls Einfluß auf die Ermüdung einer Konstruktion haben.

Thermoschockuntersuchungen - gleich ob theoretisch oder experimentell - werden bis heute grundsätzlich so durchgeführt, daß man für einen bestimmten zeitlichen Temperaturänderungsverlauf des Kühlmittels die daraus resultierenden instationären Temperaturen, Wärmespannungen und Verformungen im betreffenden Bauteil bestimmt. Nachteil solchen Vorgehens ist, daß die gesamte im allgemeinen sehr umfangreiche Analyse nur für den zugrunde gelegten speziellen Thermoschockfall gültig ist. Sicher wäre es ein Fortschritt, wenn man für eine Konstruktion eine allgemein gültige Charakteristik angeben könnte, von der dann für jeden beliebigen Thermoschockverlauf die Thermoschockwirkungen einfach abgeleitet werden könnten.

Weiter wäre es zum Zwecke einer systematischen und rationellen Durchführung der Thermoschockuntersuchungen vorteilhaft, wenn man den Kühlkreislauf eines Reaktors zusammen mit den in Kette geschalteten Konstruktionsteilen als ein System betrachten könnte, in das die jeweilige den Thermoschock auslösende Störung (z.B. Scram oder Änderung der Kühlmitteldurchflußmenge) eingeleitet wird. Bei einem solchen System wäre dann folgendes von Interesse:

1. Wie werden die einzelnen Konstruktionsteile des Systems beansprucht?
2. Wie ändert sich die Störung beim Durchlauf durch das System und welche weiteren Folgen treten dabei auf?

Die Lösung solcher allgemein gestellten Probleme ist mit dem seither benutzten Apparat nicht genügend effektiv. Für die Unter-

suchung mehrerer zu einem solchen System in Kette geschalteten Bauteile wäre es von Vorteil, wenn man für jedes Bauteil eine charakteristische Funktion angeben könnte, so daß die Lösung des gesamten Problems auf einfache Weise möglich wäre. Wenn man überdies diese charakteristischen Funktionen für typische von Reaktor zu Reaktor sich wiederholende Bauteile katalogisieren könnte, ließe sich der Nutzen des angedeuteten Vorgehens noch verstärken. Ein Weg, der eine derartige Behandlung der Thermoschockprobleme erlaubt, wird in den folgenden Kapiteln dieser Arbeit aufgezeigt.

Für ein einfaches Bauteil wird das Temperatur- und Wärmespannungsfeld für eine Kühlmitteltemperatur mit beliebigem Zeitverlauf in der angeführten allgemeinen Form bestimmt.

Es wird also angenommen, daß ein Bauteil durch eine beliebige Kühlmitteltemperaturänderung beansprucht wird, was mit der Entstehung eines instationären Temperatur- und Wärmespannungsfeldes verbunden ist. Da für den Zeitverlauf des Kühlmittels keine einschränkenden Bedingungen gegeben sind, enthält die Formulierung der Aufgabe sowohl die eigentlichen Thermoschocks wie die zyklischen und stochastischen Temperaturänderungen. In der bis heute vorliegenden Literatur wurden diese beiden Phänomene noch nicht zusammen betrachtet. Die Antworten der einfachen Körper (Platte, Kugel, Voll- und Hohlzylinder) auf elementare Temperaturänderungen (sprungförmiger und linearer Temperaturanstieg und harmonischer Kühlmitteltemperaturänderung) wurde in der Arbeit [3] ausführlich behandelt. In derselben Arbeit wird auch über Literatur berichtet, in der auf die Gefahr der Entstehung von Ermüdungsbrüchen durch Temperaturpulsationen hingewiesen wird.

Die vorgelegte Arbeit ist in zwei Abschnitte eingeteilt: in die theoretischen Betrachtungen und in die experimentellen Untersuchungen. Die theoretischen Grundlagen in Kap. 2 bringen die Annahmen, welche für die Methode zugrunde gelegt werden, die Formulierung der Aufgabe zur Bestimmung des Temperatur- und Wärmespannungsfeldes, die für die weiteren Ausführungen erforderlichen Begriffe und Gesetze der Theorie der Linearen Systeme

und der Theorie der stochastischen Vorgänge und ihre Anwendung auf die Thermoschockanalyse. Im 3. Kapitel wird über die Experimente sowie über die Auswertungsverfahren berichtet, welche zur Realisierung der vorgeschlagenen Analysen-Methode notwendig sind. Dazu gehören u.a. Fragen der Meßtechnik der Temperatur- und Wärmespannungsfeldbestimmung, die automatische Erfassung der erforderlichen Datenmengen und ihre Verarbeitung auf der Rechenanlage IBM 360/65. Die einzelnen Schritte werden bei der Untersuchung eines ausgewählten Bauteiles angewandt. Die Resultate der Arbeit und die sich daraus ergebenden Folgerungen werden in Kap. 4 kurz zusammengefaßt.

2. Theorie

Für das Bauteil, welches durch eine Temperaturänderung des Kühlmittels beschockt wird, sind 16 Funktionen der Koordinaten x_1 und der Zeit t zu bestimmen; diese sind:

Temperaturfeld $T(x_1, t)$

6 Komponenten des Spannungstensors $\sigma_{ik}(x_1, t)$

6 Komponenten des Verzerrungstensors $\epsilon_{ik}(x_1, t)$

3 Komponenten des Verschiebungsvektors $u_i(x_1, t)$

Diese Funktionen müssen 16 Gleichungen mit entsprechenden Anfangs- und Randbedingungen erfüllen. Es handelt sich dabei um folgende Gleichungen:

Wärmeleitungsgleichung

3 Bewegungsgleichungen

6 Beziehungen zwischen Spannungen und Verzerrungen

6 Beziehungen zwischen Verzerrungen und Verschiebungen

Im allgemeinen Fall enthält die Wärmeleitungsgleichung ein Glied für die mechanisch-thermische Kopplung, welche die Dissipation der elastischen Energie im Bauteil berücksichtigt. Die Dynamik des Vorganges wird durch Berücksichtigung der Beschleunigungen in den Bewegungsgleichungen erfaßt.

Für die so formulierte dynamische und gekoppelte thermoelastische Aufgabe wurde in [4] die Eindeutigkeit der Lösung bewiesen. Die Lösung dieser Aufgabe wird allerdings im allgemeinen auf erhebliche mathematische Schwierigkeiten stoßen.

In der technischen Praxis, und das gilt auch für die Reaktorentwicklung, geht man bei Behandlung von Thermoschockproblemen grundsätzlich von der Berechtigung der beiden folgenden Annahmen aus [4], [5]:

- a) Im Falle der Wärmeübertragung vom Kühlmittel an das Bauteil wird das Temperaturfeld im Bauteil von den Deformationen nicht beeinflusst. Diese Annahme führt zur Vernachlässigung der mechanisch-thermischen Kopplung in der Wärmeleitungsgleichung.
- b) Die Geschwindigkeit der Ausbreitung der Temperaturänderungen im Bauteil ist im Vergleich zur Schallgeschwindigkeit im Bauteil vernachlässigbar klein. Diese Annahme führt zur Vernachlässigung des Trägheitsgliedes in den Bewegungsgleichungen, was bedeutet, daß an die Stelle der Bewegungsgleichungen die statischen Gleichgewichtsbedingungen treten.

Die so entstehende quasistatische thermoelastische Aufgabe wird in zwei Schritten gelöst:

- a) Bestimmung des instationären Temperaturfeldes im Bauteil und
- b) Bestimmung des thermischen Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfeldes, welche dem Temperaturfeld nach a) zugeordnet sind.

In der Arbeit wird angenommen, daß der Vorgang der Ausbildung von Temperatur- und Wärmespannungsfeld linear ist.

2.1 Formulierung der quasistatischen, thermoelastischen Aufgabe

2.1.1 Mathematische Formulierung der Temperaturfeldaufgabe

Wir nehmen einen Körper mit homogenem und isotropem Material an, dessen Wärmeleitfähigkeit λ konstant sei. An der Oberfläche S_1 des Körpers ströme Kühlmittel, dessen Temperatur sich mit der Zeit ändern soll, wobei der Wärmeaustausch zwischen Kühlmittel und Bauteiloberfläche mit endlich großem Wärmeüber-

gang erfolge. Weiter wird vorausgesetzt, daß im Innern des Bauteiles keine Wärmequellen vorhanden sind.

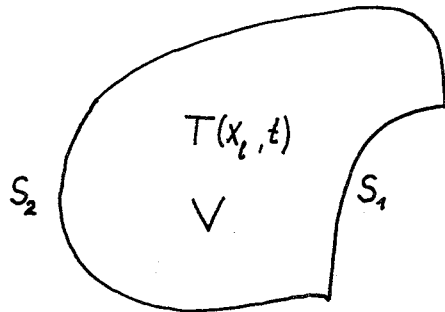


Abb. I Bezeichnung für Temperaturfeldbestimmung

Das ortszeitabhängige Temperaturfeld im Bauteil wird dann durch die Fourier'sche Wärmeleitgleichung beschrieben:

$$\frac{\partial T(x_1, t)}{\partial t} = a \nabla^2 T(x_1, t) \quad (1)$$

∇^2 ist der Laplace'sche Operator, und der Koeffizient a ist die Temperaturleitzahl nach der Gleichung:

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \quad (2)$$

mit

ρ Dichte und

c spezifische Wärme des Werkstoffes

Um Gl. (1) eindeutig lösen zu können, müssen noch Anfangs- und Randbedingungen vorgegeben werden. Die Anfangsbedingung ist durch die Temperaturverteilung $T(x_1, 0)$ im Bauteil ($V+S$) zur Anfangszeit $t = 0$ bestimmt. Die Randbedingungen geben die Temperaturverhältnisse an der Berandung ($S_1 + S_2$) des Körpers nach Abb. I. Der Thermoschock soll an der mit dem Kühlmittel in Berührung stehenden Oberfläche S_1 in den Körper eingeleitet wer-

den, während die Oberfläche S_2 z.B. isoliert zu denken wäre.

Für die Übertragung der Wärme an das Bauteil gilt das Newtonsche Wärmeaustauschgesetz:

$$\lambda \nabla_{S_1} T_{S_1}(x_1, t) = h [\theta(t) - T_{S_1}(x_1, t)] \quad (3)$$

∇ ist der Nabla-Operator, h die Wärmeübergangszahl, T_{S_1} die Temperatur des Bauteils an der Oberfläche S_1 und $\theta(t)$ die Kühlmitteltemperatur. $\theta(t)$ soll zeit-, aber nicht ortsabhängig sein.

Die Wärmeleitungsgleichung (1) mit Randbedingung (3) besitzt eine eindeutige Lösung [13].

Die Wärmeübertragungszahl h der Gl. (3) bzw. die dimensionslose Wärmeübergangszahl, die Nusselt-Zahl, hängt in dem hier interessierenden Fall der Zwangsströmung des Kühlmittels von der Reynolds- und Prandtl-Zahl ab.

In dieser Arbeit nehmen wir an, daß die aus Gl. (3) sich ergebende Größe $\frac{h}{\lambda}$ sowie die Temperaturleitzahl a der Gl. (1) konstant sind.

2.1.2 Mathematische Formulierung für das thermische Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfeld

Wenn man die instationäre Temperaturverteilung im Bauteil kennt, so ist die Ermittlung des zugehörigen Spannungs- und Verformungszustandes allein ein Problem der Thermoelastizität. Vorausgesetzt wird wieder, daß der Werkstoff homogen und isotrop ist, und daß die elastischen Werkstoffkennwerte nicht von der Temperatur abhängig sind. Der Werkstoff soll außerdem nur im elastischen Bereich beansprucht werden, so daß das Hooke'sche Gesetz voll gültig bleibt. Mit diesen Annahmen sind für die in der Reaktortechnik üblichen Strukturmaterialien, die auftretenden Dehnungen "klein gegen 1", so daß die Dehnungsbeträge von höherer als

1. Ordnung vernachlässigt werden dürfen. Körperkräfte sollen in dieser Arbeit außer Betracht bleiben.

Mit diesen Annahmen läßt sich nach [4], S. 250, die Aufgabe der Thermoelastizität allgemein als ein Randwertproblem mit 15 Unbekannten beschreiben; diese Unbekannten sind die 6 Spannungskomponenten $\sigma_{ik}(x_1, t)$, die 6 Verzerrungskomponenten $\epsilon_{ik}(x_1, t)$ und die 3 Verschiebungskomponenten $u_i(x_1, t)$. Die 15 Feldgleichungen zur Bestimmung dieser Unbekannten sind:

3 Gleichgewichtsbeziehungen

$$\frac{\partial \sigma_{ik}}{\partial x_k} = 0 \quad i, k = x, y, z \quad (4)$$

6 Spannungs-Verzerrungsbeziehungen

$$\sigma_{ik} = \delta_{ik} \cdot \lambda^* \cdot e + 2 \mu^* \epsilon_{ik} - \delta_{ik} (3\lambda^* + 2\mu^*) \alpha \cdot T \quad i, k = x, y, z \quad (5)$$

6 Verzerrungs-Verschiebungsbeziehungen

$$\epsilon_{ik} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_k}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) \quad i, k = x, y, z \quad (6)$$

λ^* und μ^* sind die Lamé-Konstanten, δ_{ik} ist das Kronecker-Delta mit der Definition:

$$\begin{aligned} \delta_{ik} &= 0 & \text{für } i \neq k \\ \delta_{ik} &= 1 & \text{für } i = k \end{aligned} \quad i, k = x, y, z$$

e ist die Volumendilatation: $e = \epsilon_{xx} + \epsilon_{yy} + \epsilon_{zz}$
Für die Lösung der Gleichungen (4) bis (6) müssen noch die Bedingungen an der Oberfläche des Körpers gegeben sein, was bedeutet, daß entweder die Spannungen oder die Verschiebungen vorgegebene Werte annehmen müssen. Wenn wir z.B. voraussetzen, daß

in dem Körper nach Abb. 1 diese beiden Randbedingungsformen gleichzeitig auftreten, können wir formal schreiben:

$$u_i = f_i(x_s) \quad \text{mit } x_s \text{ auf Oberfläche } S_1 \quad (7)$$

$$\sigma_{ik} \cdot n_k = f_k(x_s) \quad \text{mit } x_s \text{ auf Oberfläche } S_2 \quad (8)$$

wobei n_k die Richtungscosinus der nach außen gerichteten Oberflächennormalen und $f_i(x_s)$ und $f_k(x_s)$ vorgeschriebene Ortsfunktionen sind.

Die so definierte Thermoelastizitätsaufgabe hat eine eindeutige Lösung (s. z.B. [5], S. 8). Das bedeutet, daß jedem Temperaturfeld $T(x_1, t)$ 15 Funktionen σ_{ik} , ϵ_{ik} und u_i eindeutig zugeordnet sind. Da das Temperaturfeld im Bauteil wiederum der Kühlmitteltemperatur $\theta(t)$ eindeutig zugeordnet ist, bekommen wir auch eine eindeutige Zuordnung von $\theta(t)$ und den 16 Funktionen T , σ_{ik} , ϵ_{ik} , u_i . Wie man eine solche Korrespondenz bestimmen kann, wird im folgenden angeführt.

2.2 Duhamelsches Integral und Frequenzgangfunktion

In den vorangehenden Abschnitten wurde bereits festgestellt, daß eine eindeutige Antwort des Systems auf das erregende Signal existiert. Bei der Bestimmung dieser Antwort wird die Linearität der Gleichungen (1) und (3) bis (6) ausgenutzt und die vorhandene Theorie der Linearen Systeme angewandt. Einige Begriffe und Gesetze dieser Theorie werden im folgenden Abschnitt kurz zusammengefaßt.

2.2.1 Lineare Systeme

Es wird ein Lineares System mit konstanten Parametern vorausgesetzt. Linear ist das System, wenn gilt:

$$H [C_1 \cdot X_1(t) + C_2 \cdot X_2(t)] = C_1 \cdot H \cdot X_1(t) + C_2 \cdot H \cdot X_2(t) \quad (9)$$

$X_1(t)$ und $X_2(t)$ sind irgendwelche Erregungssignale und C_1 und C_2 sind beliebige Konstanten. H ist dabei als ein Operator aufzufassen, welcher die Beziehung zwischen Eingangssignal $X(t)$ und Antwortsignal $Y(t)$ beschreibt ($Y(t) = H \cdot X(t)$). Die Linearitätsforderung nach Gl. (9) beinhaltet dabei 2 Kriterien:

- a) Superponierbarkeit, was bedeutet, daß die Antwort auf eine Summe von Erregungen gleich der Summe der Antworten der Einzelerregungen ist, und
- b) Homogenitätseigenschaft; sie besagt, daß die Antwort auf eine "Erregung mal einer Konstanten" gleich der Konstanten mal der Antwort ist, welche durch die "Erregung allein" erzeugt wird.

Das System hat konstante Parameter, wenn eine Zeitverschiebung des Eingangssignals sich in der gleichen Zeitverschiebung des Ausgangssignals auswirkt. Diese Eigenschaft des Systems wird dann erreicht, wenn das System sich mit einer Differentialgleichung mit konstanten Koeffizienten beschreiben läßt [15]. Wir sprechen dann auch von einer Zeitinvarianz des Systems.

In der Praxis interessiert im allgemeinen die Antwort eines Systems auf eine Erregungsfunktion mit beliebigem Zeitverlauf. Die Linearität eines Systems erlaubt es nun, mit den Systemantworten auf einige einfache Erregungsfunktionen die Antwort auf die beliebige Erregungsfunktion durch Superposition zu bestimmen. Die für diesen Zweck geeigneten einfachen Erregungsfunktionen sind die Sprungerregung und die Impulserregung, welche folgendermaßen definiert sind:

Einheitssprungerregung: $\mu_1(t) = 1(t-\tau)$

Für die Einheitssprungfunktion $1 \cdot (t-\tau)$ gilt:

$$1(t - \tau) = \begin{cases} 0, & \text{für } t < \tau \\ 1, & \text{für } t \geq \tau \end{cases} \quad (10)$$

Einheitsimpulserregung: $\mu_0(t) = \delta(t - \tau)$

Für die Dirac'sche Funktion $\delta(t - \tau)$ gilt:

$$\int_0^t \delta(t - \tau) dt = \begin{cases} 0, & \text{wenn Bereich 0 bis } t \text{ } \tau \text{ ausschließt} \\ 1, & \text{wenn Bereich 0 bis } t \text{ } \tau \text{ einschließt} \end{cases} \quad (11)$$

Die Gl. (11) läßt sich noch in die erweiterte Form bringen:

$$\int_0^t X(\tau) \delta(t - \tau) dt = \begin{cases} 0, & \text{wenn Bereich 0 bis } t \text{ } \tau \text{ ausschließt} \\ X(\tau), & \text{wenn Bereich 0 bis } t \text{ } \tau \text{ einschließt} \end{cases} \quad (12)$$

Die Antworten des Systems auf die Einheitssprungerregung bezeichnen wir mit $A(t - \tau)$, diejenigen auf die Einheitsimpulserregung mit $g(t - \tau)$.

Entsprechend der Linearitätseigenschaft (9) des Linearen Systems ist

der Sprungerregung $X(t) = C \cdot 1(t - \tau)$ die Antwort
 $Y(t) = C \cdot A(t - \tau)$

und

der Impulserregung $X(t) = C \cdot \delta(t - \tau)$ die Antwort
 $Y(t) = C \cdot g(t - \tau)$

zugeordnet.

Betrachten wir nun eine beliebige kontinuierliche Erregung $X(\tau)$ mit $X(\tau) = 0$ für $\tau = 0$, so können wir die Antwort des Systems unter Heranziehung der Einheitssprung-Antwort $A(t - \tau)$ folgendermaßen darstellen (Abb. IIa):

$$Y(t) = \int_0^t \frac{dX(\tau)}{d\tau} \cdot A(t - \tau) d\tau \quad (13)$$

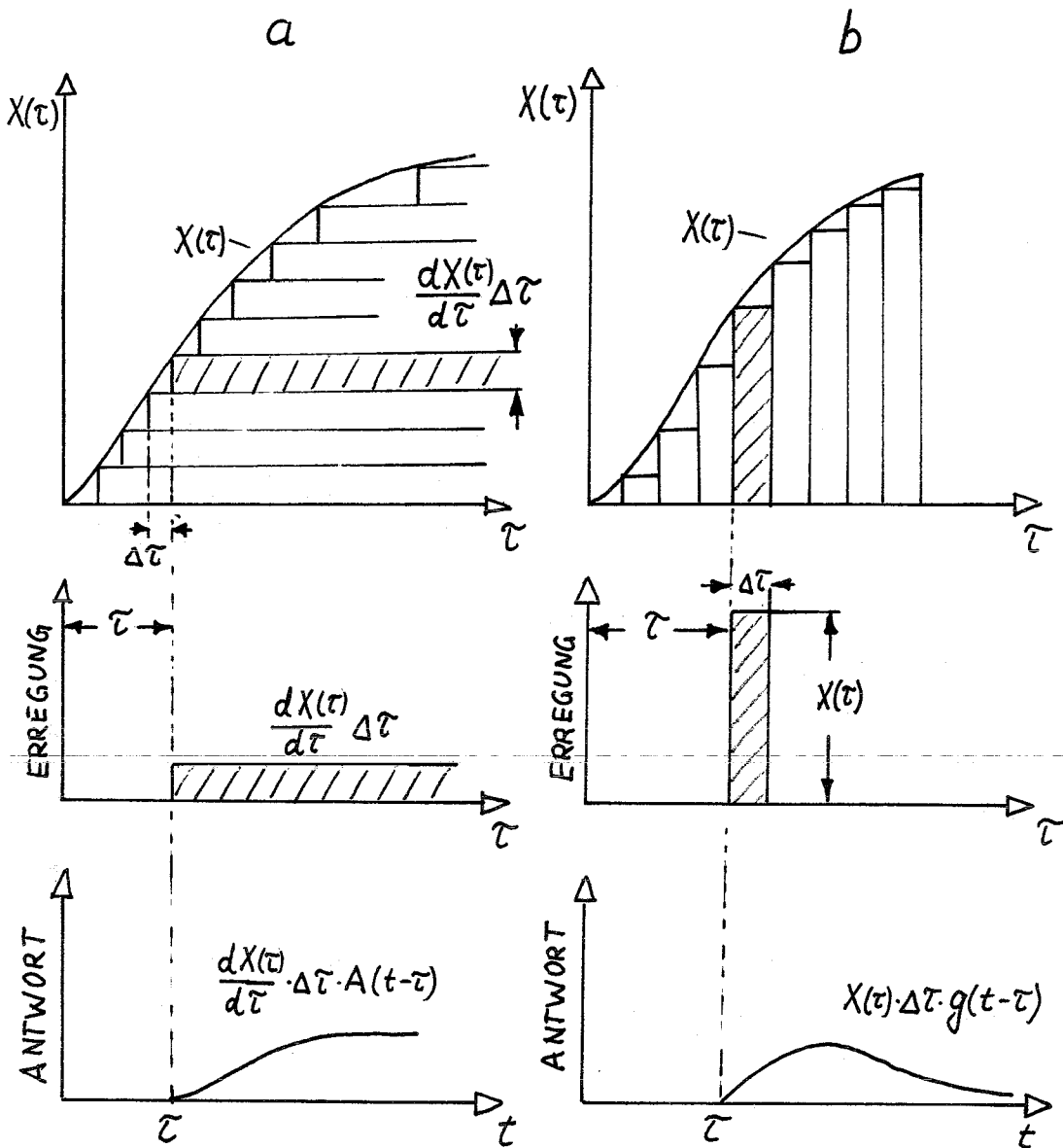


Abb. II Duhamelsches Integral (Erregungssignal $X(\tau)$ ist im Falle a aus Sprungfunktionen, im Falle b aus Impulsfunktionen zusammengesetzt gedacht)

Mit der Einheitsimpuls-Antwort $g(t - \tau)$ erhält man als Systemantwort auf die beliebige Erregung $X(t)$ (Abb. IIb):

$$Y(t) = \int_0^t X(\tau) \cdot g(t - \tau) d\tau \quad (14)$$

Die beiden Integrale auf der rechten Seite der Gl. (13) und Gl. (14) bezeichnet man als Duhamelsches Integral (Faltungsintegral).

Das Duhamelsche Integral folgt aus der Superponierbarkeit der Signale wie das in Abb. II graphisch dargestellt ist. Eine Ableitung des Duhamelschen Integrals findet sich z.B. in [15].

Die Gl. (14) läßt sich durch Vertauschen der Variablen auch in der Form schreiben:

$$Y(t) = \int_0^t X(t - \tau) \cdot g(\tau) d\tau \quad (15)$$

Wir kommen jetzt wieder auf die Eigenschaften der Funktionen $A(\tau)$ und $g(\tau)$ zurück und können für den Fall der zeitinvarianten Systeme die Beziehung schreiben:

$$\frac{dA(\tau)}{d\tau} = g(\tau) \quad (16)$$

Die Funktion $g(\tau)$ der Gl. (15) hat eine über die ursprüngliche Definition (Impulsantwort) hinausgehende Bedeutung: Sie beschreibt nämlich ganz allgemein den Zusammenhang zwischen Erregung und Antwort eines Systems, wobei zur begrifflichen Unterscheidung in der Literatur $g(\tau)$ auch als Gewichtsfunktion bezeichnet wird.

Eine unmittelbare Bestimmung von $g(\tau)$ (unter Anwendung von Gl. (16)) ist beim Thermoschockproblem nicht möglich, da eine

ausreichend genaue sprungförmige Kühlmitteltemperaturänderungs-Charakteristik, die zur Bestimmung von $A(\tau)$ erforderlich ist, im praktischen Fall nicht zu realisieren sein wird. Zur Bestimmung der Gewichtsfunktion $g(\tau)$ muß deshalb hier ein anderer Lösungsweg eingeschlagen werden.

Wir betrachten als eine weitere einfache Erregungsfunktion das harmonische Signal

$$X(t) = X_0 \cdot \cos(2\pi \cdot f \cdot t) \quad (17)$$

mit der Erregungsamplitude X_0 und der Erregungsfrequenz f . Gl. (17) schreibt man für die vorliegende Anwendung vorteilhaft in komplexer Form

$$X(t) = X_0 \cdot e^{j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot t} \quad (18)$$

Die interessierende physikalische Größe wird dann durch den Realteil oder Imaginärteil der Gl. (18) dargestellt.

Wenn wir zunächst voraussetzen, daß die Gewichtsfunktion $g(\tau)$ des Systems bekannt sei, so erhalten wir durch Einsetzen von Gl. (18) in Gl. (15) als Antwort auf die harmonische Erregung:

$$Y(t) = \int_0^t g(\tau) \cdot X_0 \cdot e^{j \cdot 2\pi f(t-\tau)} d\tau$$
$$Y(t) = X_0 \cdot e^{j \cdot 2\pi f t} \cdot \int_0^t g(\tau) \cdot e^{-j \cdot 2\pi f \tau} d\tau \quad (19)$$

Der Ausdruck $\int_0^t g(\tau) \cdot e^{-j \cdot 2\pi f \tau} d\tau$ hängt nach Beendigung des Einschwingvorganges, d.h. nach Verlauf einer genügend langen Zeitdauer, nicht mehr von der Zeit t , sondern nur noch von der Erregungsfrequenz f ab.

Die Antwort eines stabilen Linearen Systems auf die harmonische Erregung nach Gl. (18) kann - wiederum für den eingeschwungenen Zustand - auch in der Form geschrieben werden (16, S. 56):

$$Y(t) = H(f) \cdot X_0 \cdot e^{j \cdot 2\pi \cdot f \cdot t} \quad (20)$$

wo $H(f)$ die Frequenzgangfunktion des Systems ist. Aus dem Vergleich von Gl. (19) und Gl. (20) folgt die Beziehung:

$$H(f) = \int_0^{t=\infty} g(\tau) \cdot e^{-j \cdot 2\pi f \tau} d\tau \quad (21)$$

Da für $\tau < 0$ $g(\tau) = 0$, kann die untere Grenze des Integrals der Gl. (21) auf $-\infty$ erweitert werden, ohne daß sich dadurch der Wert des Integrals ändert. Damit bekommt man die Frequenzgangfunktion $H(f)$ als die Fouriertransformierte der Gewichtsfunktion $g(\tau)$. Umgekehrt ergibt sich aus der Frequenzgangfunktion die für die Anwendung der Duhamelschen Methode interessierende Gewichtsfunktion durch eine Fouriersche Rücktransformation. Es gilt:

$$g(\tau) = F^{-1}\{H(f)\} = \begin{cases} \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} H(f) \cdot e^{+j 2\pi f \tau} df & \text{für } \tau \geq 0 \\ 0 & \text{für } \tau < 0 \end{cases} \quad (22)$$

Die Frequenzgangfunktion $H(f)$ ist im allgemeinen komplex und setzt sich aus Amplitude und Phasenwinkel zusammen. Man kann $H(f)$ in der Form schreiben:

$$H(f) = |H(f)| \cdot e^{-j\vartheta(f)} \quad (23)$$

oder

$$H(f) = C(f) - jQ(f), \quad (24)$$

wobei die Funktionen $C(f)$ und $Q(f)$ mit der Amplituden- bzw. Phasenfrequenz-Charakteristik $|H(f)|$ und $\vartheta(f)$ durch die folgenden Beziehungen verknüpft sind:

$$|H(f)| = \sqrt{C^2(f) + Q^2(f)} \quad (25)$$

$$\phi(f) = \tan^{-1} \frac{Q(f)}{C(f)} \quad (26)$$

2.2.2 Frequenzgangverfahren

Durch Einsetzen von Gl. (23) in Gl. (20) bekommt man die Systemantwort bei harmonischer Erregung in der Form:

$$Y(t) = X_0 \cdot |H(f)| \cdot e^{j(2\pi ft - \phi(f))} \quad (27)$$

Diese Beziehung ist für die Bestimmung der Frequenzgangfunktion $H(f)$ durch das Frequenzgangverfahren wichtig. Eine Illustration hierzu gibt Abb. III.

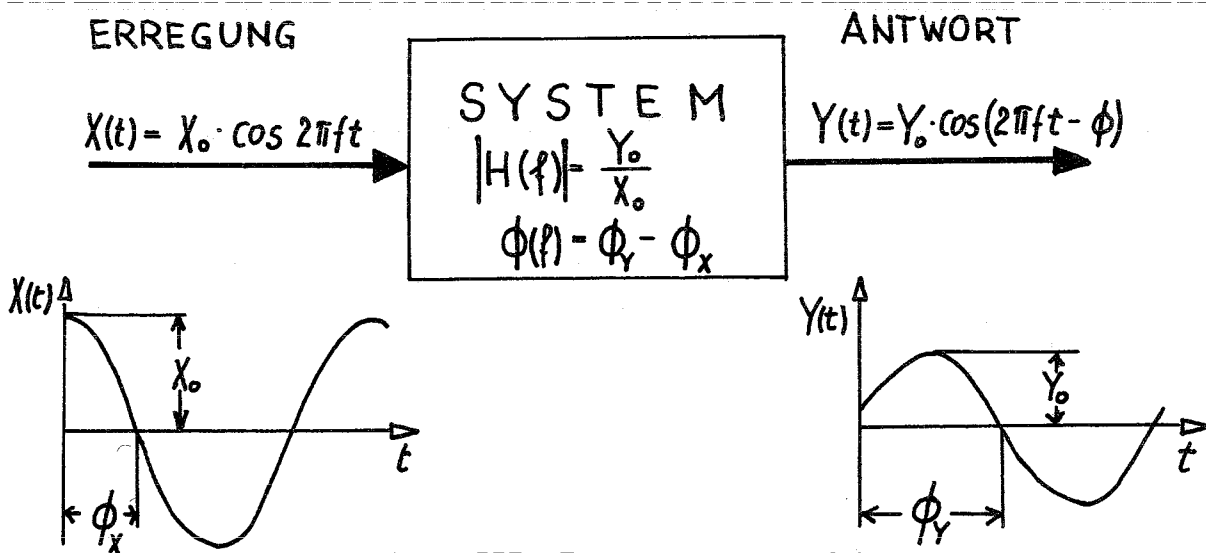


Abb. III Frequenzgangverfahren

Das Frequenzgangverfahren nutzt die Tatsache, daß bei einem stabilen, linearen System die Antwort auf eine harmonische Erregung nach Beendigung des Einschwingvorganges wieder ein harmonisches Signal ist (Gl. 20), welches mit der gleichen Frequenz schwingt wie das Erregungssignal. Das Verhältnis der Amplituden von Eingangs- und Antwortsignal ist $|H(f)|$ und die

Phasenverschiebung zwischen diesen beiden Signalen $\varphi(f)$.

Beim Frequenzgangverfahren wird das System sinngemäß an eine harmonische Erregung der Frequenz f gelegt. Nach einer Zeit, die ausreicht, um den Übergangsvorgang abklingen zu lassen, werden mit geeigneten Meßgeräten die Erregungsfrequenz f , die Amplitude X_0 des Erregungssignals, die Amplitude Y_0 des interessierenden Antwortsignals $Y(t)$ und die Phasenverschiebung $\varphi(f)$ zwischen $X(t)$ und $Y(t)$ gemessen. Diese Messungen werden für eine Anzahl von Erregerfrequenzen bis zu einer Frequenz f_0 durchgeführt, bei der die Schwingungsamplitude von $Y(t)$ so klein geworden ist, daß sie innerhalb der Ansprechempfindlichkeit der Meßgeräte liegt.

2.2.3 Lösung der Gleichung für das instationäre Temperaturfeld im Bauteil

Die Gültigkeit der Duhamelschen Methode für die Temperaturfeldbestimmung in einem Körper, an dessen Oberfläche sich die Kühlmitteltemperatur mit der Zeit ändert und wo der Wärmeübergang nach dem Newtonschen Gesetz erfolgt (Gl. (1) und Gl. (2)), wurde in [11] nachgewiesen.

Wir nehmen die Temperatur im Innern des Körpers nach Abb. I zur Zeit $t = 0$ mit $T(x_1, 0) = 0$ an; für die Randbedingung der Temperatur an der Oberfläche S_2 wird vorausgesetzt, daß sie von der Zeit unabhängig ist, z.B. $T_{S2} = 0$.

An der Oberfläche S_1 sei die Kühlmitteltemperatur $\theta(t)$ eine vorgeschriebene Funktion der Zeit. Das Duhamelsche Integral der Wärmeleitaufgabe erhält man dann mit den Gl. (15) und (16) zu:

$$T(x_1, t) = \int_0^t \theta(t-\tau) \frac{dA(x_1, \tau)}{d\tau} d\tau \quad (28)$$

$A_T(x_1, \tau)$ ist die Bauteiltemperatur an der Stelle x_1 zur Zeit τ , wenn sich die Kühlmitteltemperatur zur Zeit $t = 0$ nach der Einheitssprungfunktion ändert.

Daß diese klassische Methode bei der analytischen Behandlung von instationären Problemen weniger gebräuchlich ist, als andere Methoden (z.B. Laplace), ist nach [11] durch ihre folgenden Nachteile zu erklären:

- a) Die Duhamelsche Methode ist verhältnismäßig aufwendig, weil zuerst die Hilfsaufgabe mit konstanten Randbedingungen zu lösen ist.
- b) Man erhält die Lösung in Form einer Reihe, die noch weiterbearbeitet werden muß.
- c) In manchen Fällen findet man keine exakte Lösung, weil diese durch ein Integral dargestellt ist, welches exakt schwer zu lösen ist.

In Kap. 2.2.1 wurde bereits erwähnt, daß eine unmittelbare Bestimmung von $A_T(x_1, \tau)$ durch Vorgabe einer sprungförmigen Kühlmitteltemperatur im technischen Experiment kaum zu realisieren ist. Wir überführen deshalb das Duhamelsche Integral der Gl. (28) in die Form nach Gl. (15):

$$T(x_1, t) = \int_0^t g_T(x_1, \tau) \cdot \theta(t-\tau) d\tau \quad (29)$$

Die experimentelle Bestimmung der Temperatur-Gewichtsfunktion $g_T(x_1, \tau)$ kann nun entweder mit dem Frequenzgangverfahren erfolgen, oder aber mit der Methode der Randomen Vorgänge. Der zweite Weg, der zu einer allgemeiner anwendbaren Analyse-Methode führt, wird in dieser Arbeit vorgeschlagen; in Kap. 2.3 wird darüber weiterberichtet.

2.2.4 Bestimmung der thermischen Spannungs-, Dehnungs- und Verschiebungsfelder

Da dem Temperaturfeld im Bauteil ein Spannungs- und Verformungsfeld eindeutig zugeordnet ist, kann man in Übereinstimmung mit

[4], S. 271 und [5], S. 94, das Duhamelsche Integral direkt auf die Spannungen, Dehnungen und Verschiebungen anwenden, ohne daß zuvor die Bauteiltemperaturen explizit bestimmt werden müssen.

Wenn wir mit $P(x_1, t)$ den zeitlichen Verlauf bezeichnen, den die Temperatur, die Wärmespannung, die Dehnung oder die Verschiebung an der Stelle x_1 eines Bauteiles als Folge der Kühlmitteltemperaturänderung $\theta(t)$ beschreiben, und wenn $g_p(x_1, \tau)$ die entsprechende zugehörige Gewichtsfunktion ist, so erhält man das Duhamelsche Integral

$$P(x_1, t) = \int_0^t g_p(x_1, t-\tau) \cdot \theta(\tau) d\tau \quad (30)$$

$g_p(x_1, t-\tau)$ bzw. $g_p(x_1, \tau)$ wird aus der Frequenzgangfunktion $H_p(x_1, f)$ mit Gl. (22) ermittelt:

$$g_p(x_1, \tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H_p(x_1, f) \cdot e^{j2\pi f \tau} df \quad (31)$$

2.3 Die stochastische Behandlung der Thermoelastizitätsaufgabe

Eine harmonische Erregung, wie sie für das Frequenzgangverfahren notwendig wäre, läßt sich in einem technischen Kreislauf ohne größeren Aufwand nicht erreichen. Bei einer Regelung der Kühlmitteltemperatur zwischen einer oberen und einer unteren Temperatur wird man im allgemeinen außer einer Abweichung von der "Harmonischen" auch die Überlagerung von Temperaturstörungen in Kauf nehmen müssen. Bei einer solchen Temperaturcharakteristik wird das Frequenzgangverfahren zu größeren Ungenauigkeiten führen.

Die für eine harmonische Erregung angeführten Bedenken gelten auch für ein periodisches Signal: es ist auch hier fraglich, ob in einen normalen technischen Kühlkreislauf, im besonderen bei Flüssigmetallkühlung, ein ausreichend exakt periodisches,

pulsationsfreies Signal zu erreichen ist. Aufgrund dessen, vor allem aber, weil eine allgemein anwendbare Methode angestrebt wird, die im besonderen auch für stochastische Signale gültig sein soll, wird in dieser Arbeit eine Auswertetechnik aus dem Gebiet der stochastischen Prozesse vorgeschlagen.

2.3.1 Der mathematische Apparat der stochastischen Prozesse

Die nachstehenden Beziehungen gelten nur für ein lineares, stabiles System mit konstanten Parametern. In bezug auf die randome Erregung des Systemes wird außerdem gefordert, daß die Bedingung der Zeitinvarianz erfüllt ist, was bedeutet, daß bei einer Verschiebung der Zeitachse die statistischen Eigenschaften des Erregungs- und Antwortsignals unverändert bleiben. Man spricht in diesem Fall auch von einem randomen, stationären Signal.

Ein solches System ist durch die bereits eingeführte Frequenzgangfunktion $H(f)$ bzw. durch die Gewichtsfunktion $g(\tau)$ beschrieben (Gl. (16) und Gl. (21)). Die Bestimmung dieser beiden Funktionen führt im Falle des random erregten Systems über die Auto- und Kreuzspektraldichtefunktionen, die ihrerseits in vorliegender Aufgabe aus den Auto- und Kreuzkorrelationsfunktionen bestimmt werden sollen. Die Bedeutung dieser Funktionen wird vorab angegeben; dabei ist $X(t)$ das randome Erregungssignal, $Y(t)$ das randome Antwortsignal.

Die Autokorrelationsfunktion $R_x(\tau)$ des Signals $X(t)$ lautet:

$$R_x(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \cdot \int_{-T}^{+T} X(t) \cdot X(t+\tau) dt; \quad (32)$$

die Kreuzkorrelationsfunktion $R_{xy}(\tau)$ zwischen Signal $X(t)$ und Signal $Y(t)$:

$$R_{xy}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \cdot \int_{-T}^{+T} X(t) \cdot Y(t+\tau) dt \quad (33)$$

Die Autokorrelationsfunktionen $R_x(\tau)$ und $R_y(\tau)$ und die Spektraldichtefunktionen $G_x(f)$ und $G_y(f)$ sowie die Kreuzkorrelationsfunktion $R_{xy}(\tau)$ und die Kreuzspektraldichtefunktionen $G_{xy}(f)$ sind durch eine Fourier-Transformation miteinander verknüpft (18, S. 82 u. S. 83). Man erhält die Spektraldichte $G_x(f)$ von $X(t)$ mit:

$$G_x(f) = 2 \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} R_x(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} d\tau \quad (34)$$

und die Kreuzspektraldichte $G_{xy}(f)$ von $X(t)$ und $Y(t)$ mit:

$$G_{xy}(f) = 2 \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xy}(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} d\tau \quad (35)$$

Zwischen den Spektraldichten des Erregungssignals $X(t)$ und des Antwortsignals $Y(t)$ besteht die Beziehung (18, S. 99):

$$G_y(f) = |H(f)|^2 \cdot G_x(f) \quad (36)$$

In Gl. (37) ist nur der Betrag der Frequenzgangfunktion enthalten. Um eine Aussage über die Frequenzgangfunktion einschließlich ihres Phasenwinkels zu bekommen, muß die Kreuzleistungsspektraldichte G_{xy} hinzugenommen werden. Es gilt:

$$G_{xy}(f) = H(f) \cdot G_x(f) \quad (37)$$

$H(f)$ der Gl. (38) ist eine komplexe Funktion entsprechend der Gl. (23). Den Betrag von $H(f)$ erhält man unmittelbar aus Gl. (37):

$$|H(f)| = \frac{|G_{xy}(f)|}{G_x(f)} \quad (38)$$

Wir können die komplexe Kreuzspektraldichtefunktion in der Form schreiben:

$$G_{xy}(f) = C_{xy}(f) - j Q_{xy}(f) \quad (39)$$

und erhalten dann nach [17], S. 32 und S. 100, für den Phasenwinkel der Frequenzgangfunktion:

$$\varphi(f) = \tan^{-1} \frac{Q_{xy}(f)}{C_{xy}(f)} \quad (40)$$

Die Bestimmung der Frequenzgangfunktion $H(f)$ erfolgt also auf folgendem Weg:

1. Bestimmung der Spektraldichten und Kreuzspektraldichten.
Die Spektraldichten werden bei diesen Untersuchungen auf dem Wege über die Auto- und Kreuzkorrelationsfunktionen bestimmt (Gl. (32) und Gl. (33)). Daran schließt sich die Ermittlung der Spektraldichten nach Gl. (34) und Gl. (35) an.
2. Bestimmung des Betrages der Frequenzgangfunktion nach Gl. (38) und des zugehörigen Phasenwinkels nach Gl. (40).
Die Gewichtsfunktion $g(\tau)$, welche für das Duhamelsche Integral benötigt wird, kann dann anschließend mit Gl. (22) aus der Frequenzgangfunktion $H(f)$ bestimmt werden.

2.3.2 Anwendung auf die Thermoelastizitätsaufgabe

Das im vorausgegangenen Abschnitt beschriebene Vorgehen zur Ermittlung der Frequenzgangfunktion $H(f)$ und der Gewichtsfunktion $g(\tau)$ wird nun auf das System "Bauteil-Kühlmittel" angewandt. Dabei ist die Kühlmitteltemperatur $\theta(t)$ das Signal, welches das System erregt. Die Antworten des Systems hierauf sind die instationären Funktionen für die Temperatur $T(x_1, t)$, Wärmespannung $\sigma_{ik}(x_1, t)$, Dehnung bzw. Gleitung $\varepsilon_{ij}(x_1, t)$ und

Verschiebung $u_i(x_1, t)$. Wenn wir für diese Antwortfunktionen wieder die allgemeine Bezeichnung $P(x_1, t)$ setzen, so erhält man $H_p(x_1, f)$ und $g_p(x_1, \tau)$ auf folgendem Weg:

- a) Bestimmung von $R_\theta(\tau)$, $R_p(x_1, \tau)$ und $R_{\theta p}(x_1, \tau)$ aus den Erregungs- und Antwortsignalen mit Gl. (32) und Gl. (33), wobei das System, bevor gemessen wird, eine gewisse Zeit einlaufen muß, so daß die Signale stationär im stochastischen Sinne sind.
- b) Bestimmung von $G_\theta(f)$, $G_p(x_1, f)$ und $G_{\theta p}(x_1, f)$ mit Gl. (36) und Gl. (37)
- c) Bestimmung von $H_p(x_1, f)$ mit Gl. (38) und Gl. (40)
- d) Bestimmung von $g_p(x_1, t)$ mit Gl. (22) bzw. Gl. (31)

Für die Durchführung des Schrittes d) muß die vollständige Frequenzgangfunktion $H_p(x_1, f)$ bekannt sein. Wenn wir davon ausgehen, daß auch bei Anwendung der stochastischen Methode mit einer periodischen Kühlmitteltemperatur-Erregung gefahren wird, so muß man den Versuch nacheinander mit verschiedenen Temperaturänderungsfrequenzen fahren und die Frequenzgangfunktion punktweise zusammensetzen.

2.4 Möglichkeit der Anwendung der Methode bei der Auslegung von Reaktorbauteilen

Der besondere Vorteil der Methode ist, daß sie sich auf Bauteile mit komplizierter Geometrie anwenden läßt und daß der Temperaturschock des Kühlmittels jeden beliebigen Zeitverlauf haben kann.

Sind die charakteristischen Funktionen $H_p(x_1, f)$ und $g_p(x_1, \tau)$ für ein Bauteil bzw. für dessen kritische Stellen - wie in Kap. 2.3.2 beschrieben - ermittelt worden, so lassen sich damit die folgenden Aufgaben lösen:

a) Thermoschockaufgaben

Bestimmung des Temperatur-, Wärmespannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfeldes des Bauteiles für einen Kühlmittel-Thermoschock mit beliebiger Zeitcharakteristik. Die Thermoschockwirkung wird dabei mit dem Duhamelschen Integral Gl. (30) bestimmt.

Entsprechend den Annahmen, welche dieser Methode zugrunde liegen, werden die Thermoschockwirkungen, welche mit den Gewichtsfunktionen $g_p(x_1, \tau)$ ermittelt werden, immer einen Hookeschen Spannungszustand darstellen. In der Praxis wird sich aber nicht vermeiden lassen, daß bei Thermoschocks an kritischen Stellen einer Konstruktion die Fließgrenze überschritten wird. In diesen Fällen ist die vorgeschlagene Methode weiterhin von Nutzen, da sie erlaubt, diese kritischen Stellen einer Konstruktion aufzufinden und die elastizitätstheoretischen Spannungen zu bestimmen.

b) Wärmespannungsermüdungs-Aufgabe

Diese Aufgabe zielt darauf hin, eine Vergleichsspannung zu ermitteln, mittels der man - zusammen mit der als bekannt vorausgesetzten Wärmespannungs-Ermüdungskurve ("Coffin-Kurve") des betreffenden Werkstoffes - eine Aussage über die Lebensdauer des Bauteiles machen kann.

Die Vergleichsspannung muß dabei für die Gesamtbeanspruchung einer Konstruktion stehen, d.h. im besonderen, daß in sie sämtliche während der Lebensdauer eines Bauteiles auftretenden Wärmespannungen eingehen müssen und dies sind sowohl die kleineren Wärmespannungen, welche als Folge von stochastischen Kühlmitteltemperaturpulsationen auftreten, wie die vergleichsweise großen Spannungswerte eines Thermoschocks.

Der Anteil an instationärer Beanspruchung einer Konstruktion - gesehen über die ganze Lebensdauer - setzt sich also aus unterschiedlich großen Spannungsamplituden mit unterschiedlichen Häufigkeiten zusammen. Für den Vergleich mit der

Coffin-Kurve wäre anzustreben, diese zyklische Beanspruchung in einer mittleren Spannung mit einer mittleren Häufigkeit darzustellen.

Die vorgeschlagene Methode zur Thermoschockanalyse bietet diese Möglichkeit der Ermittlung einer solchen mittleren Spannung und mittleren Häufigkeit. Unter der Voraussetzung, daß die betreffende Frequenzgangfunktion $H_P(x_1, f)$, (Gl. (38) und Gl. (40)) bereits bekannt ist, wird mit Gl. (36) die Spektraldichte der Spannung $G_P(x_1, f)$ bestimmt, welche der vorgegebenen Spektraldichte der Temperaturänderungscharakteristik über die Lebensdauer $G_\theta(f)$ entspricht. Die mittlere Spannung wird dann nach [18]

$$\sigma_{RMS}(x_1) = \sqrt{\int_0^{\infty} G_P(x_1, f) df} \quad (41)$$

und die äquivalente Belastungszyklenzahl pro sec

$$\bar{N}(x_1) = \frac{\sqrt{\int_0^{\infty} f^2 \cdot G_P(x_1, f) df}}{\sigma_{RMS}(x_1)} \quad (42)$$

Für einen direkten Vergleich mit der Wärmespannungsermüdungskurve ist noch eine effektive Belastungszyklenzahl N zu bestimmen, die sich durch Multiplikation von \bar{N} der Gl. (42) mit der Dauer des Betriebseinsatzes der betreffenden Konstruktion ergibt.

3. Experimente

Zur experimentellen Verifizierung der vorgeschlagenen Methode wurde eine für die Kerntechnik interessante Konstruktionsform mit besonderer Wärmespannungsempfindlichkeit in einem Helium-Kreislauf thermisch beansprucht. Dabei im Testkörper auftretende instationäre Temperaturen und Wärmespannungen wurden unter Einsatz einer elektronischen Datenerfassungsanlage gemessen und in digitaler Form auf Magnetband aufgezeichnet. Daran schloß sich die Weiterverarbeitung der Daten im Sinne der vorgeschlagenen Methode an, d.h. die Bestimmung der Frequenzgang- und Gewichtsfunktionen. Die Richtigkeit der gewonnenen Funktionen und der gesamten Methode wurde experimentell geprüft. Hierzu wurde das Bauteil mit einem realen Thermoschock belastet und die Ergebnisse der Messung und der Rechnung miteinander verglichen.

3.1 Testkörper

In Abb. 1 ist der bei den Versuchen benutzte Testeinsatz dargestellt. Das dunkel markierte Bauteil auf dieser Zeichnung ist der Testkörper, an welchem die Thermoschockuntersuchungen vorgenommen wurden. Das Bauteil wurde von dem im Ringkanal geführten Helium durchströmt. Die besondere Wärmespannungsempfindlichkeit dieses Bauteiles war durch den sprungförmigen Übergang verursacht zwischen dem dünnwandigen, schnell aufheizbaren Zylinder- teil und dem trägeren dickwandigen Teil.

Bedeutung für die Kerntechnik hat der gewählte Testkörpertyp wegen seiner grundsätzlichen Ähnlichkeit mit Konstruktionen wie sie z.B. bei den Verbindungen Rohrplatte mit Wärmetauscherrohr, Subassemblykopf mit Subassemblykasten oder Stutzen mit Behälterwandung auftreten.

Für den Testkörper wurde der bei natriumgekühlten Reaktoren häufig benutzte austenitische Werkstoff X8CrNiNb1613 gewählt (Werkstoff-Nr. 4961; 16 % Cr und 13 % Ni).

Die Maßzeichnung des Testkörpers zeigt Abb. 2. Der Innendurchmesser des Körpers beträgt 100 mm; die Wandstärke ist im dickwandigen Teil 20 mm, im dünnwandigen Teil 2 mm. Die Testkörperhöhe von 120 mm

ist so groß, daß von den Enden herrührende Einflüsse auf die Temperatur- und Spannungsverhältnisse an der mittig liegenden Sprungstelle unberücksichtigt bleiben können (s. Kap. 3.1.1). Für die Fertigung wurde die Wandstärke im dünnwandigen Teil und die zulässige Unrundheit sehr eng toleriert (s. Abb. 2), da für eine zur Kontrolle erwünschten theoretischen Analyse der Temperatur- und Spannungsverhältnisse Axialsymmetrie angestrebt wurde. Für die Anwendung der Methode selbst ist die Maßhaltigkeit jedoch ohne Bedeutung.

Der Testkörper wird von einem Haltering mit Einfräsungen für die 3 am Umfang des Testkörpers eingesetzten Bolzen in eine zentrische Führung des Testeinsatzes geklemmt (Abb. 1).

Im Innern des Testeinsatzes befindet sich zur Erhöhung des Wärmeüberganges bei vorgegebenem Durchsatz ein Verdrängerkörper, der für den Kühlmitteldurchfluß einen Ringkanal mit der über den Umfang gleichmäßigen Stärke von 3 mm bildet. Vor dem Eintritt in den Testkörper durchläuft das Kühlmittel in diesem Ringkanal eine gerade Beruhigungsstrecke von 250 mm Länge (≈ 41 -fachem hydraulischen Durchmesser).

Auf der Außenseite des Testkörpers herrscht als Folge des vorgenommenen Druckausgleiches derselbe Druck wie im Ringkanal. Auf diese Weise werden im Testkörper außer dem vernachlässigbar kleinen hydrostatischen Spannungszustand (bei $p = 8 \text{ atü } \sigma_{\text{hydrostat.}} < 0,1 \text{ kp/mm}^2$) keine weiteren druckverursachten Spannungen auftreten, was im Hinblick auf eine eindeutige Darstellung der Wärmespannungen erwünscht ist.

Für die Herausführung der Meßleitungen befinden sich am Testeinsatz 3 Stutzen. Die in die Stutzen eingesetzten beiden metallischen Druckkörper mit dem Teflonzwischenring, durch welche sämtliche Meßkabel einzeln geführt sind, wurden durch Anziehen einer Überwurfmutter so verspannt, daß Gasdichtheit gewährleistet war.

3.1.1 Voraussetzungen des Temperatur- und Wärmespannungsfeldes des Testkörpers

Um einen ersten Überblick über die im Testkörper auftretenden Temperaturänderungen und die resultierenden Wärmespannungen zu bekommen, wurde eine vereinfachte theoretische Analyse der instationären Temperaturen und Wärmespannungen durchgeführt. Für die Bestimmung des Temperaturverlaufes $T(r,t)$ in der Testkörperwand wurde für die bei den Experimenten vorliegenden Randbedingungen an der Innen- und Außenseite ein Digitalrechenprogramm eingesetzt, welches das Problem der eindimensionalen Wärmeleitung als Differenzenrechnung behandelt. Auf Resultate dieser Rechnung wird in Kap. 3.3.5 nochmals eingegangen.

Das genannte Rechenprogramm bestimmt auch die mittlere Wandtemperatur T_m in der Zylinderwand:

$$T_m(t) = \frac{2}{r_a^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_a} T(r,t) \cdot r \cdot dr \quad (43)$$

welche in die Beziehung für die Bestimmung der Wärmespannung eingeht. Nach [6], S. 234, gilt für die Axialspannung σ_a :

$$\sigma_a(r,t) = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \left[\frac{2}{r_a^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_a} T(r,t) \cdot r \cdot dr - T(r,t) \right] \quad (44)$$

mit

- α lin. Wärmeausdehnungszahl (
- E Elastizitätsmodul (des Werkstoffes
- ν Querkontraktionszahl (
- r_i Innenradius (
- r_a Außenradius (des Hohlzylinders
- $T(r,t)$ Wandtemperatur an der Stelle mit dem Radius r zur Zeit t

An der Innen- und Außenseite des Hohlzylinders sind Axialspannung σ_a und Umfangsspannung σ_u gleich groß (Abb. 3a). Dieses Rechenprogramm wurde für eine Abschätzung der Frequenzgangfunktion der Wärmespannung am dickwandigen Teil des Testkörpers benutzt.

In Abb. 4 und Abb. 5 sind die Ergebnisse dieser Rechnung dargestellt. Die erstere Abbildung zeigt für den Fall harmonischer Änderung der Temperatur der Zylinderinnenoberfläche Größe und Phase der größten Wärmespannung, die innen am Zylinder auftritt. In Abb. 5 ist mit der Annahme, daß die Temperatur der Zylinderinnenseite das Erregungssignal und die Wärmespannung das Antwortsignal ist, die mit dem Rechenprogramm ermittelte Frequenzgangfunktion dargestellt. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird hierzu noch Näheres ausgeführt.

Die oben diskutierte Rechnung gilt für den einfachen Fall des unendlich langen Hohlzylinders, wo nur radiale Wärmeströmung auftritt; am Testkörper kann dies für die Zylinderteile angenommen werden, welche genügend weit von der Sprungstelle bzw. von den Enden entfernt sind. Im Bereich der Sprungstelle kommt es auch zu einer axialen Wärmeströmung und damit zu einem grundsätzlich anderen Wärmespannungsbild.

Die thermische Belastung des Testkörpers wurde durch die Temperaturänderung des im Ringkanal strömenden Heliums erzeugt. Das Helium auf der Außenseite des Testkörpers stagnierte, so daß dadurch die Wärmeabfuhr vom Testkörper nach außen minimalisiert wurde. Im Bereich der Sprungstelle vom dickwandigen zum dünnwandigen Teil wirkt sich die unterschiedlich große Wärmekapazität der beiden Teile auf das Temperaturfeld derart aus, daß es beim Aufheizen bzw. Abkühlen zu einer Wärmeströmung vom dünnwandigen zum dickwandigen Teil bzw. in umgekehrter Richtung kommt.

Die Abb. 3b zeigt die Verhältnisse, wie sie sich im Testkörper während des Kühlmitteltemperaturanstieges aufgrund des Wanddickensprunges ergeben. Da das dünnwandige Teil wegen seiner geringeren Wärmekapazität einer Änderung der Gastemperatur schneller folgt als das dickwandige Teil, kann für instationäre Verhältnisse angenommen werden, daß zwischen den beiden Teilen stets ein bestimmter

Temperaturunterschied in bezug auf ihre mittleren Temperaturen vorhanden ist. Dieser Temperaturunterschied würde, wenn man sich die Teile durch einen Schnitt getrennt denkt, zu unterschiedlich großen Radialverschiebungen führen. Da aber die Teile fest miteinander verbunden sind, müssen sie an der Schnittstelle wieder durch eine Querkraft Q_0 und ein Moment M_0 aneinandergesetzt werden. In [7] ist ausführlich dargestellt, wie sich mit dieser Schnittmethode Größe und Ortsabhängigkeit der auftretenden Spannungen bestimmen lassen.

Diese ihrem Wesen nach statische Methode wurde für eine Abschätzung der Spannungsverhältnisse am Testkörper benutzt, was auch zu einer Festlegung der Orte maximaler Spannung führte. Diese Stellen wurden für das Experiment mit Dehnmeßstreifen bestückt. Bei einem Verhältnis 1 : 10 der Wandstärken ist die Annahme berechtigt, daß das dünne Teil die Radialverschiebung und Winkeldrehung praktisch allein aufnehmen muß; mit anderen Worten heißt das, daß der dickwandige Zylinderteil wie eine feste Einspannung wirkt. Die Biegespannung in Längsrichtung wird hierfür nach [7]:

$$\sigma_b = \pm \frac{6}{s^2} \cdot e^{-\beta x} \cdot \left[M_0 (\cos \beta x + \sin \beta x) - \frac{P_0}{\beta} \cdot \sin \beta x \right] \quad (45)$$

Hierin ist:

s Wandstärke des dünnwandigen Zylinderteiles

β Abminderungsfaktor nach der Beziehung

$$\beta = \frac{1.285}{\sqrt{r \cdot s}} = 0,13 \left[\frac{1}{\text{mm}} \right]$$

r Radius des Zylinders

$$M_0 = \frac{E \cdot s^2 \cdot y_0^2}{2 \cdot r^2 \cdot \beta^2} \quad \text{ist das Einspannmoment und}$$

$$P_0 = \frac{E \cdot s \cdot y_0}{r^2 \cdot \beta} \quad \text{die Querkraft,}$$

mit

E Elastizitätsmodul

y_0 freie Verschiebung zwischen dickwandigem
und dünnwandigem Teil (s. Abb. 3b)

In Abb. 3b ist auch der Verlauf dieser Biegespannung schematisch dargestellt. Die größte Spannung tritt an der Einspannstelle auf und sie ist für $T_2 > T_1$ an der Zylinderinnenseite eine Zugspannung. In einer Entfernung x_0 von der Schnittstelle befindet sich ein zweites Spannungsmaximum, welches an der Zylinderinnenseite eine Druckspannung, an der Außenseite eine Zugspannung ist. Durch Auftragung der Biegespannung nach Gl. (45) wurde die Abszisse für das zweite Spannungsmaximum zu $x_0 \approx 12$ mm bestimmt.

3.1.2 Instrumentierung

In Abb. 4 ist die genaue Lage aller Meßaufnehmer angegeben, die zur Aufnahme von Temperaturen und Spannungen am Testkörper appliziert wurden. Auf die Typen der eingesetzten Meßaufnehmer wird in den beiden nachfolgenden Kapiteln eingegangen.

Für die Messung des Temperaturprofils nach Abb. 3a wurden im dickwandigen Teil des Testkörpers Thermoelemente in 4 gestaffelten Tiefen in die Wand eingesetzt. Um auch eine Kontrolle der Axialsymmetrie des Temperaturfeldes durchführen zu können, wurde diese Temperaturprofilmessung an 3 jeweils um 120° versetzten Stellen durchgeführt (Thermoelemente T1 bis T4, T5 bis T8 und T9 bis T12). Die Außenwandtemperatur am Testkörper wurde im dickwandigen Teil durch Thermoelement T17, im dünnwandigen Teil durch Thermoelement T16 gemessen. In der Höhe von T16 wurde auf die Innenseite das Thermoelement T18 angepunktet.

Für die Messung der Oberflächentemperatur auf der Innenseite des Testkörpers wurden zur Kontrolle zusätzlich Temperatur-Widerstandssensoren eingesetzt (S1, S2 und S3).

Zur Messung der Heliumtemperatur am Eintritt in den Testeinsatz

ragten unmittelbar unterhalb des Flansches 2 Thermoelemente in den Gasstrom (T20 und T21, s. Abb. 1).

Spannungsmessungen wurden am Testkörper im dickwandigen Zylinderbereich auf der Innenseite durchgeführt (D5 und D7). Die Untersuchung des Spannungsverhaltens nach Abb. 3b erfolgte durch D2 und D3 an der Stelle der 1. Spannungsspitze; für die Messung im Bereich der 2. Spannungsspitze war D8 innen und D9 und D10 außen angebracht. Sämtliche Dehnmeßstreifen lagen in Axialrichtung des Testkörpers.

3.1.2.1 Thermoelemente und Widerstandssensoren

Es wurden Chromel-Alumel-Thermoelemente mit dem Außendurchmesser 0,5 mm eingesetzt. Sämtliche Thermoelemente hatten TI-Meßstelle, d.h. die Schweißstelle an der Spitze des Elementes war gegen das austenitische Hüllrohr isoliert. Thermoelemente dieser Ausführung bieten eher die Gewähr, daß parasitäre Störungen (Kriechströme, elektromagnetische Schwingungen) nicht in die Messung mit eingehen. Die Thermoelemente T20 und T21, deren Meßstellen in den Gasstrom ragten (Abb. 1), waren in 2 Längsbohrungen eines Cu-Bolzens eingelötet. Die gasdichte Durchführung wurde an dieser Stelle des Testeinsatzes durch eine Ermeto-Verschraubung erreicht.

Die Thermoelemente T16, T17 und T18 waren mit Kanthalband (1,04 x 0,14 mm) durch Punktschweißungen an der Oberfläche des Testkörpers befestigt.

Die Thermoelemente zur Messung des Wandprofils (T2, T3, T4, T6, T7, T8, T10, T11 und T12) im dickwandigen Zylinderteil befanden sich in radial gerichteten Bohrungen (Durchmesser 0,6 mm). Um an der Meßstelle einen guten Wärmekontakt mit dem Bauteil zu erreichen, wurden die Meßstellen der Thermoelemente mittels eines Entladeschweißverfahrens mit dem Boden des Bohrloches verbunden.

Die Thermoelemente für die Innenwandtemperaturmessung waren in Einsatzkörpern nach Abb. 7 hart eingelötet. Die Einsatzkörper

selbst waren in entsprechende Bohrungen des Testkörpers eingepreßt und schlossen zusammen mit den Thermoelementen mit der Testkörperinnenwand glatt ab. Die Strömung wurde bei dieser Ausführung der Meßstelle nicht gestört. Mit einem Digitalrechenprogramm für die Untersuchung 3-dimensionaler Wärmeausbreitvorgänge konnte außerdem nachgewiesen werden, daß eine Radialbohrung von 0,6 mm \varnothing auf das sich radial in die Wand hinein ausbreitende Temperaturfeld praktisch keinen störenden Einfluß hat. Für die Kontrollmessung der Oberflächentemperatur auf der Kühlmittel-seite wurden Widerstandsthermometer, Type STG-50 (Temperatur-Widerstandssensoren) der Firma Micro-Measurements benutzt. Je 1 Sensor mit der Meßgittergröße 3,2 mm auf 3,2 mm wurde auf dem dickwandigen und auf dem dünnwandigen Zylinderteil und an der Übergangsstelle beider Teile appliziert (S1, S2, S3). Die Befestigung der Sensoren auf dem Bauteil erfolgte mit dem DMS-Kleber, Type M-Bond 610.

3.1.2.2 Dehnmeßstreifen

Zur Aufnahme der den Wärmespannungen entsprechenden relativen Dehnungen am Testkörper wurden Dehnmeßstreifen eingesetzt. Wie Vorversuche gezeigt haben, hat sich der Streifen SK-09-062 (Fa. Micro-Measurements) als besonders geeignet herausgestellt. Dieser Streifen mit einem Folienmeßgitter aus Nickel-Chrom-Legierung und einem glasfiberverstärkten Epoxy-Träger hat den Nennwiderstand 350Ω und den k-Faktor 1,99. Über die vorteilhaft kleine scheinbare Dehnung dieser Streifen wird in Kap. 3.2.2 ausführlich berichtet. Die Meßlänge beträgt 1,6 mm, was bei der Ortsabhängigkeit der zu messenden Dehnungen noch eine gute Auflösung erlaubt. Breite des Meßgitters: 1,6 mm.

Die Dehnmeßstreifen wurden nach den Vorschriften der Firma Micro-Measurements mit dem DMS-Kleber M-Bond 610 auf den Testkörper geklebt. Die Verdrahtung erfolgte unter Benutzung eines 0,5 mm starken Oxalloy-Drahtes nach dem sog. Dreileiter-System (Abb. 15c). Diese Instrumentierung gestattete zuverlässige Dehnungsmessungen bis zu einer Temperatur von 290 °C.

3.2 Vorversuche im Labor

Die Vorversuche dienten dem Zweck, die für die spezifischen Erfordernisse des Thermoschockexperiments bestgeeigneten Meßaufnehmer zu bestimmen und, soweit erforderlich, spezielle Meßtechniken zu entwickeln und zu erproben.

Für die Messung des instationären Temperaturfeldes im Bauteil wurde in Vorversuchen eine Technik für die Applikation von Thermoelementen im Innern eines Bauteiles entwickelt. Es kam dabei ein Entladeschweißverfahren zum Einsatz, bei dem die Spitze des Thermoelementes mit dem Grunde eines 0,6 mm weiten Bohrloches verschweißt wurde. Zur genauen Lokalisierung der Meßstelle wurde die Tiefe des Bohrloches mit einer Genauigkeit $< 0,1$ mm ausgemessen. Die Funktionstüchtigkeit derart applizierter Thermoelemente wurde in Thermoschockversuchen an einem kleinen Ölkreislauf erprobt. Die dabei an dem zylindrischen Testkörper gemessenen Temperaturfelder entsprachen den Erwartungen und stimmten mit den Berechnungen überein, die mit den in Kap. 3.1.1 angeführten Rechenprogrammen gemacht wurden.

Die Vorversuche zur Dehnmeßstreifenmeßtechnik wurden in 2 Etappen durchgeführt. Um die für die Thermoschockversuche am besten geeigneten Dehnmeßstreifentype zu bestimmen, wurden zunächst Versuche gemacht, bei denen die Dehnmeßstreifen auf einem Stab appliziert waren. Dabei wurde für den Dehnmeßstreifen, Type SK-09-062, die in Abb. 12 dargestellte Temperaturabhängigkeit der scheinbaren Dehnung gemessen. Für den Temperaturbereich 20° bis 170°C lag die scheinbare Dehnung in den Grenzen ± 20 μD . Die k-Faktoränderung dieses Streifens, die in einem Biegeversuch untersucht wurde, lag - für den Temperaturbereich 80°C bis 160°C - unter 1 %. Aufgrund dieser günstigen Eigenschaften wurde dieser Dehnmeßstreifen für die Versuche am Helium-Kreislauf ausgewählt.

Für die Vorbereitung der Hauptversuche war die Durchmessung des instrumentierten Testkörpers wichtig. Das Hauptgewicht der Vorversuche lag deshalb auch bei diesem 2. Schritt. In den beiden folgenden Kapiteln wird hierüber ausführlicher berichtet.

3.2.1 Versuchsaufbau

Die Abb. 8 ist ein Schema der für die Vorversuche eingesetzten automatischen Meßanlage mit Heizofen. Der Heizofen der Firma Heraeus der Type TU1/250 (Anschlußleistung 9 kW, Betriebstemperatur 40° bis 250°C) konnte mittels des eingebauten Programmreglers die Ofentemperatur in vorgegebener Weise hoch- und herunterfahren. Es wurde dabei von einer durch einen Synchronmotor angetriebenen Programmscheibe ein Kontakthebel betätigt, welcher über einen Stabausdehnungsregler und einen Quecksilberschalter den Heizstrom zu- und abschaltete. Die automatisch arbeitende Meß- und Registrieranlage erlaubte die gleichzeitige Aufnahme von Thermoelement- und Dehnungssignalen. Die Thermoelementsignale wurden unmittelbar auf den elektronischen Kompensations-12-Punktschreiber (Kurzbezeichnung Polycomp, Fa. Hartmann und Braun) gegeben. Als Ausgleichsstelle wurde ein Ölthermostat benutzt, der auf 22 °C eingestellt war.

Die aktiven Dehnmeßstreifen am Testkörper wurden außerhalb des Ofens durch Kompensationsstreifen zu Halbbrücken ergänzt. Die Abgleich- und Umschalteinrichtung PT 1210 (Fa. Philips) erlaubte es, 10 Dehnmeßstreifen nacheinander auf die Kompensationsmeßbrücke (Type PrD1 der Fa. Brandau) zu schalten. Die in der Meßbrücke verstärkten Signale wurden auf den Polycomp gegeben, wobei durch ein vorgeschaltetes Potentiometer einem bestimmten Dehnungsbetrag ein entsprechender Ausschlag frei wählbar zugeordnet werden konnte.

Die Anlage wurde so geschaltet, daß auf die 12 Kanäle des Polycomps gleichzeitig Thermoelemente und Dehnmeßstreifensignale geschrieben werden konnten. Für die angeschlossenen Dehnmeßstreifen wurde dabei der Schaltimpuls für die Weiterschaltung der Dehnmeßstreifenstelle - wie es Abb. 8 zeigt - am Polycomp abgegriffen und von außen in das Steuergerät der Philips-Umschalteinrichtung eingegeben.

Eine Gesamtansicht dieser Anlage zeigt Abb. 9.

3.2.2 Ergebnisse der Vorversuche

Abb. 10 zeigt Meßschriebe, wie sie in der automatisch arbeitenden Anlage der Abb. 9 entstanden. Aufgezeichnet wurden 2 Thermoelemente (Heizofentemperatur und Testkörpertemperatur T1) und 9 Dehnmeßstreifen (auf dem linksseitig abgebildeten Schrieb D1 bis D9, auf dem rechten Schrieb D1 bis D7 und D10 und D11). Die Heizofentemperatur wurde mit einer Periodendauer von 12 Stunden zwischen der unteren Temperatur 92 °C und der oberen Temperatur 176 °C geregelt. Der praktisch gleiche Verlauf der Dehnmeßstreifensignale D1 bis D10 läßt darauf schließen, daß bei dieser langen Periodendauer neben der scheinbaren Dehnung keine zusätzlichen Wärmespannungen auftraten.

Dies folgt außerdem aus dem verhältnismäßig konstanten Verlauf von D11, einer Meßstelle, die als Halbbrücke auf den Testkörper appliziert war, und demzufolge auch keine scheinbare Dehnung anzeigen durfte. Der Rauschpegel bei der Aufzeichnung der Dehnungen betrug max. $\pm 5 \mu D$.

Die Messung der scheinbaren Dehnung von sämtlichen am Testkörper applizierten Dehnmeßstreifen erbrachte, daß in dem untersuchten Temperaturbereich der Temperaturgang den Wert $0,6 \frac{\mu D}{^{\circ}C}$ nicht überschritt. Dieses Ergebnis stimmt mit der Aussage von Abb. 12 überein. Für die bei den Helium-Versuchen am Ort der Dehnmeßstreifen auftretenden maximalen Temperaturamplituden von $\pm 10^{\circ}C$ ergab sich hieraus eine max. scheinbare Dehnung von $\pm 6 \mu D$. Auf den dadurch entstehenden Fehler bei den Wärmespannungsexperimenten wird in Kap. 3.3.5 eingegangen.

Die Streuung der Anzeige sämtlicher am Testkörper eingesetzten Thermoelemente betrug $\pm 0,5 \%$. Dieser Wert lag noch innerhalb der Anzeigegenauigkeit des Polycomp.

In Abb. 11 wird für die Temperaturwiderstandssensoren der elektrische Widerstand in Abhängigkeit von der Temperatur angegeben. Durch die Linearisierung der Kurve entsteht bei vorliegendem Temperaturbereich 20 °C bis 140 °C ein Fehler von max. 2 %. Die gemessenen Abweichungen der Widerstände der Sensoren S1, S2 und S3 untereinander war kleiner als 0,2 %.

3.3 Versuche am Helium-Kreislauf

Nach den Laborversuchen am Testkörper erfolgte die Messung der Ansprechcharakteristik des Testkörpers bei periodischer thermischer Belastung im Helium-Kreislauf; mit den dabei aufgezeichneten Meßsignalen wurden die Frequenzgang- und Gewichtsfunktionen berechnet. Um die Gültigkeit der vorgeschlagenen Analysenmethode nachzuweisen, wurden auch Thermoschocks gefahren und die gemessenen Thermoschockwirkungen mit denen verglichen, die zuvor mit den Gewichtsfunktionen ermittelt wurden. In den folgenden Paragraphen wird über diese Arbeiten ausführlich berichtet.

3.3.1 Helium-Kreislauf

Abb. 13 zeigt den schematischen Aufbau des Helium-Kreislaufes. Das Umpumpen des Heliums erfolgte durch einen Kreiskolbenverdichter (Type RN-K36, Fa. KSB), an den sich in Strömungsrichtung ein Nachkühler, ein Ölabscheider und ein Aktivkohle-Filter anschließen. Zur Vergleichmäßigung des Förderstromes befindet sich vor der Teststrecke ein 220 l-Pufferspeicher. Das im elektrischen Heizer aufgeheizte Helium wird nach Durchströmen des Testeinsatzes im wasserdurchströmten Hauptkühler abgekühlt.

Die Konstruktion des elektrischen Widerstands-Heizers ist aus Abb. 16 ersichtlich. Die 3 Abschnitte des Heizrohrbündels mit jeweils 7 Rohren aus Werkstoff NiCr8020 (Außendurchmesser: 5 mm, Wandstärke: 0,5 mm) wurden in Sternschaltung an eine Thyristor-geregelte Stromversorgungsanlage (Type 702 A6, Fa. Zur Bonsen) angeschlossen.

Für die Durchflußmessung nach dem Wirkdruckverfahren befindet sich in der zum Heizer führenden Rohrleitung eine Normblende nach DIN 1952. Weitere am Kreislauf vorhandene Geräte sind für die Messung der aufgenommenen Kompressorleistung und der Leistungsaufnahme der Stromversorgung. Die Heliumtemperatur am Eintritt in den Testeinsatz wurde durch den 3-Farbenschreiber, Type TEXA, der Fa. Instruments Incorporated aufgezeichnet.

Die Leistungsdaten des Kreislaufes sind ein max. Durchsatz von $200 \text{ m}^3/\text{h}$ bei max. 8 atü und eine max. Heizleistung von 54 kW.

Einen Gesamtblick auf die Anlage zeigt Abb. 14.

3.3.2 Erfassung der Meßdaten

Die in Kap. 3.1 beschriebenen Meßaufnehmer wurden über die in Abb. 15 schematisch dargestellten Meßkanäle an die Datenerfassungsanlage (Abb. 19) angeschlossen. Der Aufbau der Meßkanäle und die Datenerfassungsanlage werden in den beiden folgenden Kapiteln beschrieben.

3.3.2.1 Aufbau der Meßkanäle

Einen Meßkanal für die Thermoelementmessung zeigt Abb. 15a. Das einzelne Thermoelement wurde über eine gegen Temperatureinflüsse abgeschirmte Lötstele und eine Vergleichsstelle an einen Gleichspannungsdifferenzverstärker mit eingebautem Filter der Type DANA 2850 angeschlossen. Die Vergleichsstellen sämtlicher Thermoelemente waren - in einem Aralditkörper vergossen - in den Thermostaten, Type NBe, der Fa. Hanke eingesetzt und auf einer Temperatur von $70 \text{ }^\circ\text{C}$ gehalten (Toleranz für die Temperaturschwankungen im Bad $< \pm 0,02 \text{ }^\circ\text{C}$). Durch das Heraufsetzen der Vergleichstemperatur erhielt man Meßsignale in optimaler Größe.

In Abb. 15b ist der Meßkanal eines Sensors dargestellt. Die Sensoren wurden durch einen Konstantstrom von 10 mA gespeist. Eine Spannungsquelle, die dem Spannungsabfall am Sensor geschaltet wurde, ergab auch hier Meßsignale optimaler Größe. Der Aufbau eines Dehnmeßstreifen-Kanals geht aus Abb. 15c hervor. Um Temperatureinflüsse in den Zuleitungen zum Aktivstreifen auszuschalten, wurden die Dehnmeßstreifen im sog. 3-Leitersystem angeschlossen. Die Kompensationsstreifen waren von der gleichen Type wie die Aktivstreifen und befanden sich in einem temperaturisolierten Kasten. Die Dehnmeßstreifen wurden an den Trägerfrequenzmeßverstärker, Type KWSII/5 der Fa. Hottinger Baldwin Meßtechnik ange-

geschlossen. Zur Herausfilterung der höherfrequenten Störungen war dem TF-Verstärker ein DANA-Verstärker nachgeschaltet.

Die verstärkten Meßsignale wurden von den Verstärkern in abgeschirmten Kabeln zu der Datenerfassungsanlage geleitet, welche in einem ca. 15 m entfernten Raum stand.

Eine Ansicht der Geräteausrüstung der Schaltschemata der Abb. 15 zeigt Abb. 17.

3.3.2.2 Elektronische Datenerfassungsanlage

Ein Blockschema der Datenerfassungsanlage, Type RG350 der Fa. ERA zeigt Abb. 18. Die Meßsignale der aufgeschalteten Kanäle laufen über einen elektronischen Multiplexer und einen "Sample and Hold"-Verstärker (Type SH9) zum Analog-Digitalwandler (Type 21-12B), in dem Meßdatenworte von 12 bit Länge entstehen. Dies entspricht bei einem Arbeitsbereich von ± 10 V einer Unbestimmtheit in der letzten Stelle von 5 mV. Zwischen dem Multiverter (Raytheon), zu dem die oben genannten Geräte gehören, und dem Raytheon-Computer 703 ist als Adaptereinheit eine Multivertersteuerung, Type 703, geschaltet, über die der Daten- und Instruktionstransfer zum und vom Computer erfolgt. Die Multivertersteuerung enthält u.a. ein Puffer- und Adressierregister und den quarzstabilisierten Zeitgenerator für die Abfragezyklen.

Der Computer, der den gesamten Meß- und Steuerungsablauf kontrolliert, besitzt einen Speicher von 4 K, mit je 2 K für das Steuerprogramm und für die Meßdaten. Der Datenfluß läuft zyklisch ab. Nach Auffüllung des ersten Meßdatenspeichers mit 1 K wird auf den zweiten Meßdatenspeicher umgeschaltet und während dieser gefüllt wird, werden die Meßdaten aus dem ersten Speicher auf Magnetband aufgezeichnet. Auf dem Band gehören 1024 Meßdatenworte zu einem Block. Das einzelne im Binär-Komplementär-Code dargestellte Meßdatenwort ist aus 2 Bytes zu je 6 Bits aufgebaut; in einem 7. Bit wird die ungerade Parität gebildet. Die beiden Magnetbandmaschinen TM7 und TM12 und eine Fernschreibmaschine,

Type ASR33, sind die sog. peripheren Einheiten der Datenerfassungsanlage.

An diese Datenerfassungsanlage können wahlweise 1, 2, 4, 8 und 16 Kanäle angeschlossen werden. (Die in Abb. 18 angegebene Kanalzahl 13 entspricht der Zahl der verfügbaren DANA-Verstärker.) Die Abfragefrequenz liegt im Bereich 10 bis 40 000 Hz. Das Magnetbandgerät TM12 arbeitet mit den Schreibdichten 556 und 800 bpi und der Bandgeschwindigkeit 150 ips; für das Magnetbandgerät TM7 sind die entsprechenden Werte 556 bpi und 15 ips. Während der Messungen werden die Meßdaten ohne Durchführung einer Parity-Fehlerkorrektur auf der TM12 aufgezeichnet. Die Herstellung eines Parity-fehlerfreien Bandes erfolgt beim nachträglichen Umkopieren auf die zweite Bandmaschine TM7.

Die Fernschreibmaschine dient zum Einlesen der Programme, zur Eingabe der Versuchsparameter (Kanalzahl, Abfragefrequenz, Anzahl der Meßblöcke) und zum Ausdrucken von Meßdaten, wodurch eine nachträgliche Kontrolle der Resultate erfolgen kann.

Eine Aufnahme der Datenerfassungsanlage zeigt Abb. 19.

3.3.3 Methode der Auswertung

Die Auswertung der auf Magnetband aufgezeichneten Meßdaten erfolgt in 3 Schritten. Im 1. Schritt werden die Meßdaten von der Rechenanlage IBM 360/65 eingelesen, in Festkommazahlen umgewandelt, gespeichert, und nach Kanälen sortiert. Weiter werden mit dem Programm Meßdaten mit einem wählbaren Raffer ausgedruckt.

Der 2. Schritt der Auswertung besteht in der Bestimmung der Frequenzgangfunktionen für die einzelnen Vorgänge, welche den angeschlossenen Meßkanälen entsprechen. Dieser Teil der Auswertung erfolgt auf zweierlei Weise, auf dem Weg einer Fourieranalyse und dem allgemeineren Weg einer Spektraldichteanalyse. Für diese beiden Lösungswege werden zwei verschiedene Rechenprogrammsätze benutzt, die im folgenden näher beschrieben werden.

Das Fließschema für die Auswertung der Meßdaten unter Verwendung der Fourier-Analyse zeigt Abb. 20. Für die angeschlossenen Meßkanäle und die gefahrenen Perioden werden von dem gemessenen Vor-

gang $f(t)$ die folgenden Größen bestimmt [22]:

der Mittelwert a_0

$$a_0 = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} f(t) dt \quad (46)$$

die Koeffizienten der 1. Harmonischen

$$a_1 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(t) \cdot \cos t \cdot dt \quad (47)$$

und

$$b_1 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(t) \cdot \sin t \cdot dt \quad (48)$$

sowie die Phasenverschiebung

$$\varphi_1 = \tan^{-1} \frac{a_1}{b_1} \quad (49)$$

Die Amplitude der 1. Harmonischen erhält man mit der Beziehung:

$$c_1 = \sqrt{a_1^2 + b_1^2} \quad (50)$$

c_1 entspricht, je nachdem, ob es sich um ein Erregungssignal oder ein Antwortsignal handelt, den Größen X_0 und Y_0 aus Kap. 2.2.2. Im Rechenprogramm für diese Analyse wurde der in der IBM-Programmliste enthaltene FORIT-Algorithmus benutzt.

Die diskreten Daten, welche die Funktion $f(t)$ bestimmen, werden von dem Programm aus dem Datenspeicher der Rechenanlage für die weitere Verarbeitung geholt, wobei noch eine Raffung möglich ist. Die Fourieranalyse erfolgte für jeden Meßkanal und damit für jeden gemessenen Vorgang gesondert. Die dabei ermittelten Amplituden und

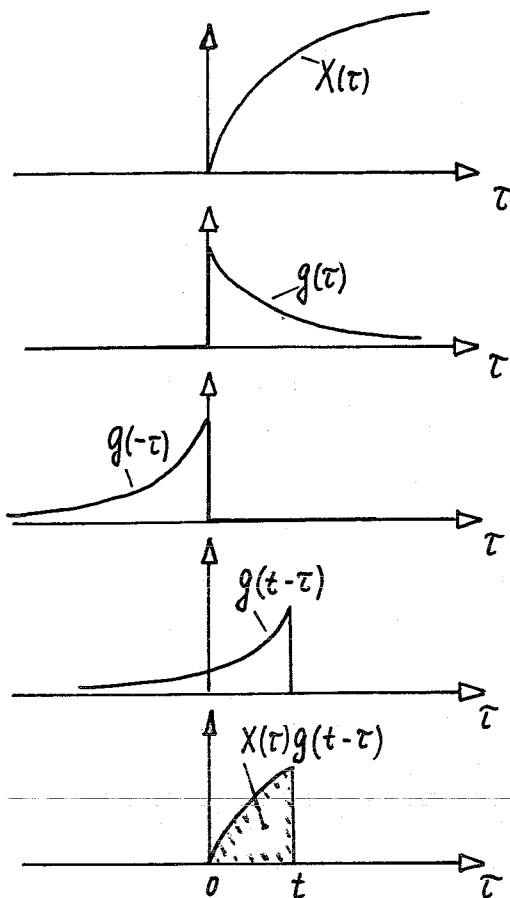
Phasen der Grundwellen der gemessenen Vorgänge wurden nach dem in Kap. 2.2.2 beschriebenen Frequenzgangverfahren weiterbearbeitet. Die Frequenzgangfunktion wird bei diesem Vorgehen punktweise bestimmt, wobei der einzelne Punkt der im Experiment eingestellten Periodendauer bzw. Frequenz entspricht.

Zur Bestimmung der Frequenzgangfunktion $H(f)$ auf dem Weg der Spektraldichteanalyse werden zuerst die Auto- und Kreuzkorrelationsfunktionen der beiden gewählten Kanäle bestimmt. Daraus berechnen sich die Spektraldichtefunktionen, aus denen sich abschließend Amplitude und Phase der Frequenzgangfunktion ergeben. Dieser Weg, der in Abb. 21 schematisch dargestellt ist, tritt in Abb. 20 an die Stelle des entsprechenden Schrittes. Die mathematische Beschreibung dieses Verfahrens ist in Kap. 2.3.1 mit den Beziehungen (32) bis (40) gegeben. Für die hierzu gehörende numerische Bearbeitung wird das in [18] empfohlene Verfahren der Bestimmung der Fourier'schen Transformation benutzt. Die Weiterführung der Auswertung ist für die beiden zur Bestimmung der Frequenzgangfunktion benutzten Programmsätze dieselbe. In einem 3. Schritt wird die Gewichtsfunktion nach der Beziehung [16]

$$g(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} P(\omega) \cdot \cos \omega t \, d\omega \quad (51)$$

bestimmt, wo $P(\omega)$ der Realteil der Frequenzgangfunktion und ω die der Frequenz f entsprechende Winkelgeschwindigkeit ist.

Die Berechnung des Duhamelschen Integrals nach Gl. (30) wurde in einem separaten Rechenprogramm durchgeführt. Die einzelnen Schritte dieses Programms illustriert Abb. IV.



Die Erregungsfunktion $X(\tau)$, die den Verlauf der Kühlmitteltemperaturänderung beschreibt, und die Gewichtsfunktion $g(\tau)$ werden als eine Punktfolge in das Programm eingelesen. In einem ersten Rechenschritt wird die Gewichtsfunktion an der Ordinatenachse gespiegelt, wodurch $g(-\tau)$ entsteht. Dieser gespiegelte Kurvenverlauf wird dann um die Zeit t verschoben und mit $X(\tau)$ multipliziert. Den gewünschten Wert $Y(t)$ erhält man durch Bestimmung der Fläche unter diesem Produkt, wobei im Programm die Simpsonsche Regel benutzt wird. Den gesamten Zeitverlauf von $Y(t)$ bekommt man über eine schrittweise Änderung von t im Bereich 0 bis t_{\max} .

Abb. IV Darstellung der einzelnen Schritte des Programmes zur Berechnung des Duhamelschen Integrals

3.3.4 Durchführung der Versuche

In Tab. 2 ist das am Helium-Kreislauf durchgeführte Versuchsprogramm zusammengestellt. Die Versuche Nr. 1 bis 34 und die Versuche Nr. 47 und 48 dienten der Ermittlung der Frequenzgangfunktionen. Bei den Versuchen Nr. 35 bis 46 wurde die Linearität bei verschiedenen Frequenzen untersucht. Die Versuche Nr. 49 und 50 waren Kontrollversuche mit ausgewechselten Meßstellen. In den Versuchen Nr. 51 und 52 wurden Thermoschocks gefahren.

Bei sämtlichen Versuchen war der Helium-Durchsatz auf 150 kg/h und der Druck auf 8 atü eingestellt. Die Leistung am Heizer wurde bei allen Versuchen mit Ausnahme von Versuch Nr. 51 und 52 harmonisch geregelt. Die eingestellten Perioden, welche den einzelnen Punkten der gemessenen Frequenzgangfunktionen entsprechen, lagen im Bereich von 6000 sec bis herunter auf 2 sec ($1,67 \cdot 10^{-4}$ bis 0,5 Hz). Bei den Versuchen zur Bestimmung der Frequenzgangfunktionen wurde angestrebt, an der inneren Oberfläche des Testkörpers (Meßstelle T9) die Amplitude der periodischen Temperaturänderung auf einen Wert von ca. 8 °C einzustellen. Wie aus Tab. 2 hervorgeht, ergab sich aufgrund dieser Forderung für die verschiedenen Perioden eine unterschiedlich große Amplitude der Heliumtemperaturänderung (Meßstelle T20). Bei den langen Perioden reichte eine kleine Gastemperaturänderung zur Erfüllung dieser Forderung aus, mit abnehmender Periodendauer war es erforderlich, die Amplitude der Gastemperatur zu vergrößern. Für die hierzu erforderliche Regelung der Heizleistung bedeutete dies, daß bei den langen Perioden 6000 sec bis herunter auf etwa 600 sec die periodische Leistungseinstellung in den Grenzen von etwa 14 bis 17 kW lag. Für kürzere Periodendauern mußte die Leistungsamplitude vergrößert werden, bis sie bei 20 sec Periodendauer in der Grenze 1 bis 31 kW lag, was auch die max. einstellbare Leistung bedeutete. Für noch kürzere Perioden wurde wegen der gleichbleibenden Leistungseinstellung (1 bis 31 kW) die erreichbare Amplitude der Gastemperatur immer kleiner, so daß bei der kürzesten Periode von 2 sec die Temperaturschwingbreite an der Wandoberfläche noch 0,5 °C betrug.

Nachdem die einzelne Periodendauer eingestellt und der eingeschwungene Zustand erreicht war, wurde die Datenerfassungsanlage zugeschaltet. Bei allen Versuchen mit Ausnahme der Versuche Nr. 49 und 50 wurden die Signale der DMS-Meßstellen D2, D5, D8, D10 und der Thermoelement-Meßstellen T1, T9, T10, T11, T12, T16, T17, T18 und T20 registriert. Bei einem Teil der Versuche (in Tab. 1 mit B bezeichnet) wurde zusätzlich D3, bei einem anderen Teil (in Tab. 1 mit A bezeichnet) wurde die Meßstelle T16 eingesetzt. Die Zuordnung der einzelnen Meßstellen zu den Meßkanälen ist in Tab. 1 angegeben.

Bei den Versuchen wurden die Meßdaten für eine komplette Periode bzw. im Fall der kürzeren Periodendauer (unter 200 sec) die Daten mehrerer Perioden registriert. Bei den zusätzlichen Versuchen mit den Perioden 10 und 30 sec (Versuch Nr. 47 und 48), die für die Auswertung über Spektraldichte-Analyse bestimmt waren, wurden eine Vielzahl kompletter Perioden aufgenommen (max. 250 Perioden), was im Hinblick auf die Zuverlässigkeit der zu bestimmenden Spektraldichtefunktionen bedingt war.

In einer 2. Versuchsserie (Versuch Nr. 35 bis 46) wurden zusätzliche Meßdaten für die Untersuchung der Linearität gewonnen. Bei 4 verschieden langen Periodendauern (5, 30, 100 und 500 sec) wurden jeweils 3 verschieden große Amplituden der Gastemperaturänderung eingestellt. Das Verhältnis der Amplituden betrug dabei ungefähr 3 : 2 : 1; die genauen Angaben enthält Tab. 2.

Bei den oben angeführten Versuchen wurden wegen der begrenzten Zahl der Verstärker nur 14 Meßstellen eingesetzt (Meßstellenkombination A und B in Tab. 1). Um zusätzliche Informationen über das Verhalten der übrigen Meßstellen zu bekommen, wurden noch 2 Versuche (Versuch Nr. 49 und 50) bei der Periodendauer 100 sec gefahren. Die dabei eingesetzten Meßstellen sind auch in Tab. 1 enthalten (Meßstellenkombinationen C und D).

Bei den Thermoschockversuchen (Versuch 51 und 52) wurde die Leistung des Heizers in den Grenzen 14 bis 17 kW sprunghaft geändert. Dabei ergab sich eine Gastemperaturänderung von 15 °C. Die Zeitkonstante für den Vorgang der Änderung der Gastemperatur lag bei $\sim 2,5$ sec.

Die Abfragefrequenz für die Erfassung der Meßdaten betrug bei allen Versuchen 10 Meßdaten pro sec und Kanal.

3.3.5 Resultate der Untersuchung

Die technische Auslegung des Kühlkreislaufes (Durchsatz 150 kg Helium pro Stunde, mittlere Gastemperatur 85 °C, mittlerer Druck 9 ata) erlaubte es, die folgenden thermohydraulischen Kennwerte

zu erreichen: Reynoldssche Zahl $Re = 13\ 100$, Prandtlsche Zahl $Pr = 0,68$, Nusseltsche Zahl $Nu = 40,5$. Als hydraulischer Durchmesser wurde dabei die doppelte Ringspaltbreite eingesetzt; die Nusseltsche Zahl wurde mit der in [13] angegebenen Beziehung für den Ringspalt ermittelt. Den oben angeführten Kennwerten entsprechen die Wärmeübergangszahl $h = 1000 \text{ [kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}]$ und die mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Ringspalt $w_0 = 38 \text{ [m/sec]}$.

Die Resultate der Untersuchung des Zeitverhaltens der Temperaturen im Testkörper ergaben aufgrund der ausreichend vielen Temperaturmeßstellen ein ziemlich geschlossenes Bild. Die Temperaturamplituden, die an verschiedenen tief in der 20 mm dicken Zylinderwand liegenden Meßstellen gemessen wurden, sind in Abb. 22A für 6 verschiedene Periodendauern eingezeichnet. Die Verläufe der Kurven für Periodendauern $< 20 \text{ sec}$ lassen sich in der Form darstellen:

$$T(\xi, f) = T(\xi_0, f) \cdot e^{-m_A(f) \cdot \xi} \quad (52)$$

wo $T(\xi_0, f)$ die Temperaturamplitude an der Oberfläche $\xi_0 = 0$, $T(\xi, f)$ diejenige in der Tiefe ξ ist. Für die Periodendauer $T_0 = 5 \text{ sec}$ wurde ermittelt $m_A = 3,85 \text{ [cm}^{-1}]$, und für die Periodendauer $T_0 = 20 \text{ sec}$ $m_A = 2,12 \text{ [cm}^{-1}]$. Bei den größeren Perioden, wo sich wegen der endlich dicken Wand die Akkumulation der an der Wand gestauten Wärme bemerkbar macht, ließ sich das Temperaturverhalten mit der Gl. (52) nicht mehr beschreiben.

Für Vergleichszwecke wurde die Amplitudenverlaufskurve für die Periode 100 sec mit dem in Kap. 3.1.1 angeführten Digitalrechenprogramm bestimmt. Bei der Rechnung wurde eine ideal isolierte Außenwand angenommen. Als Resultat ergab sich, daß die berechneten und die gemessenen Werte mit einer Ungenauigkeit von $\sim 6 \%$ übereinstimmen.

Aus Abb. 22 A ist ersichtlich, daß sich mit zunehmender Erregungsfrequenz das Temperaturänderungsgeschehen immer mehr auf eine

dünne Oberflächenschicht beschränkt. Daraus folgt, daß auch die Beanspruchung der Wand durch Wärmespannungen vornehmlich in dieser Schicht auftreten wird ("Skin"-Spannungen). Auf dieses Phänomen wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit noch zurückgekommen.

Die Zeitverläufe für die Meßstellen T9, T10, T11 und T12 sind in Abb. 22 B für die Periodendauer 20 sec illustriert. (Die Meßstelle T17 an der Außenwand wurde wegen der Kleinheit des Signals weggelassen.) Es ist auf der Abbildung zu sehen, daß die Abnahme der Amplitude von einer Zunahme der Phasenverschiebung begleitet ist. Dieses Verhalten ist mit zunehmender Frequenz stärker ausgeprägt. Für Periodendauern < 20 sec wurde ein linearer Zusammenhang zwischen Phasenverschiebung und Wandtiefe ξ festgestellt:

$$\varphi = m_{\varphi}(f) \cdot \xi \quad (53)$$

Als Größe von m_{φ} ergab sich für die Periodendauer $T_0 = 5$ sec $m_{\varphi} = 3,52 \left[\frac{1}{\text{cm}} \right]$, für die Periodendauer $T_0 = 20$ sec $m_{\varphi} = 2,5 \left[\frac{1}{\text{cm}} \right]$. Die Größe $m_A(f)$ der Gl. (52) und $m_{\varphi}(f)$ der Gl. (53) stimmen innerhalb einer Genauigkeit von 10 % überein. Wenn wir diese beiden Größen gleichsetzen, läßt sich mit den gefundenen Resultaten die Beziehung aufstellen:

$$T(\xi, t) = T(\xi_0) \cdot e^{-m\xi} \cdot \cos \left(\frac{2\pi}{T_0} \cdot t - m \cdot \xi \right) \quad (54)$$

Diese Gleichung, die für Periodendauern < 20 sec gilt, beschreibt das zeitliche Temperaturverhalten $T(\xi, t)$ in einer Wandtiefe ξ , wenn die Temperaturänderungsamplitude $T(\xi_0)$ an der Oberfläche $\xi_0 = 0$ vorgegeben ist.

Die Änderung der Temperatur für verschiedene Meßstellen an der Innenwand des Testkörpers ist in Abb. 23 dargestellt. Die bedeutend niedrigere Temperatur an den Meßstellen T9, S2 und S3

im Vergleich mit der Meßstelle S1 ist damit zu erklären, daß in der dicken Zylinderwand die Wärme von der Oberfläche abgeleitet wird, während sie in der dünnen Wand zu einer Erhöhung der Wandtemperatur führt. Die unterschiedlichen Resultate von den Sensoren (Meßstellen S2 und S3) einerseits und dem Thermo-element (Meßstelle T9) andererseits illustrieren das heute noch nicht gelöste Problem der Messung der Oberflächentemperatur an angeströmten Wänden [12].

In Abb. 24 sind die zeitlichen Verläufe der Wärmespannungen an den Meßstellen D2, D5, D8 und D10 zusammen mit der Heliumtemperatur (Meßstelle T20) für 6 verschiedene Periodendauern eingezeichnet. Auf dem Bild mit der Periodendauer 250 sec ist dabei besonders gut zu sehen, daß die Wärmespannungen der Meßstellen D2 und D10 anderes Vorzeichen haben als die der Meßstellen D5 und D8. Das bedeutet, daß beim Anstieg der Heliumtemperatur die Wärmespannungen an den Meßstellen D2 und D10 in den Zugbereich, die Wärmespannungen der Meßstellen D5 und D8 in den Druckbereich laufen; beim Abfall der Heliumtemperatur kehren sich die Vorzeichen um. Dieses Phänomen kann man mit Hilfe von Abb. 3 erklären. Für die Wärmespannung an der Innenseite des dickwandigen Zylinderteiles (Meßstelle D5) ist vorwiegend das radiale Temperaturprofil maßgebend und diesem entspricht bei Temperaturanstieg - wie in Abb. 3 a dargestellt - eine Druckspannung. An der Stelle des Wanddickensprunges (Meßstelle D2) tritt in diesem Augenblick eine Zugspannung auf, was sich in Übereinstimmung mit Abb. 3b durch die höhere Temperatur des dünnwandigen Teiles im Vergleich zum dickwandigen Teil ergibt. Die Meßstellen D8 und D10 liegen im Bereich des 2. Spannungsmaximums (Entfernung x_0 von der Wanddickensprungstelle, Abb. 3b). Aufgrund des zwischen $x = 0$ und $x = x_0$ auftretenden Vorzeichenwechsels im Spannungsverlauf wird an der Innenwand (Meßstelle D8) eine Druckspannung, an der Außenwand (Meßstelle D10) eine Zugspannung entstehen.

Bevor von der allgemeinen Betrachtung der Temperaturen und Spannungen zu den zugehörigen Frequenzgangfunktionen übergegangen wird, werden vorab die Resultate der Untersuchung der Linearität zusammengefaßt. Diese Untersuchung ergab, daß das Antwortsignal

dem Erregungssignal in dem untersuchten Temperaturbereich mit einer geringeren Abweichung als $\pm 3\%$ linear proportional ist. Die Resultate für 2 Dehnmeßstreifen (DMS-Meßstellen D2 und D8) und 1 Thermoelement (Meßstelle T10) sind für die Periodendauer 30 sec in Abb. 25 enthalten. Auf der Abszisse dieses Diagramms ist die Gastemperaturamplitude, auf der Ordinate die Amplituden der Dehnungen und Temperaturen der angeführten Meßstellen aufgetragen. Der Streubereich $\pm 3\%$ ist für die Meßstelle D2 durch begrenzende Linien dargestellt. Für die Meßstellen T10 und D8 ist der Streubereich noch kleiner. Ein ähnliches Verhalten, wie es in Abb. 25 dargestellt ist, wurde auch für die übrigen Meßstellen und Periodendauern festgestellt.

3.3.5.1 Frequenzgangfunktionen

In Abb. 26 bis Abb. 31 sind die experimentell ermittelten Frequenzgangfunktionen für eine Testkörpertemperatur (Meßstelle T10) und für 5 Dehnungen am Testkörper (DMS-Meßstellen D2, D3, D5, D8, D10) dargestellt. Als Erregungssignal ist bei diesen Frequenzgangfunktionen die Heliumtemperatur (Meßstelle T20) zugrunde gelegt. In den Diagrammen ist Betrag und Phase der Frequenzgangfunktionen über der logarithmisch geteilten Erregungsfrequenz aufgetragen. Der Betrag der Frequenzgangfunktion für die Testkörpertemperatur ist dimensionslos, während sich für die Dehnungsmeßstellen die Dimension $\left[\frac{\text{Dehnung}}{^{\circ}\text{C}} \right]$ ergibt.

Die Frequenzgangfunktion der Testkörpertemperatur an der Meßstelle T10 (Abb. 26) hat einen verhältnismäßig einfachen Verlauf. Der Betrag nimmt in Richtung zunehmender Frequenz stetig ab, wobei er für Frequenzen $f < 0,0002$ Hz asymptotisch gegen 1, für Frequenzen $f > 0,2$ Hz asymptotisch gegen Null geht. Einen gegensinnigen Verlauf hat die Phase, die in Richtung zunehmender Frequenzen von Null an stetig ansteigt. Der oben beschriebene qualitative Verlauf von Betrag und Phase der Frequenzgangfunktion gilt auch für die übrigen Thermoelemente am Testkörper und er wird auch bei anderen Bauteilen auftreten. Den gleichen qualitativen Verlauf hat auch die Frequenzgangfunktion des Thermoelementes (angegeben z.B. in [3], S. A15).

Im Vergleich zur Frequenzgangfunktion der Wandtemperatur sind die für die Dehnung ermittelten Frequenzgangfunktionen sehr verschieden. Die Frequenzgangfunktionen der Dehnungen an den DMS-Meßstellen D2 und D3, die sich innen am Testkörper an der Stelle des Waddickensprungs befinden, sind in Abb. 27 und Abb. 28 dargestellt. Der Betrag der Frequenzgangfunktion hat in beiden Fällen bei der Frequenz $f = 0,003$ Hz ein ausgeprägtes Maximum; für D2 wird der Wert $3,75 \left[\frac{\mu D}{^{\circ}C} \right]$, für D3 der Wert $4,6 \left[\frac{\mu D}{^{\circ}C} \right]$ erreicht. Der Größenunterschied von etwa 20 % zwischen D2 und D3 ist damit zu erklären, daß bei der Applikation der Dehnmeßstreifen D3 näher an der Spannungsspitze plazierte wurde als D2. Die Dehnung folgt der Gastemperatur mit einer Phasenverschiebung von ca. 200 Grad bei der niedrigsten gemessenen Frequenz; dieser Wert steigt mit zunehmender Frequenz stetig an, so daß bei 0,5 Hz ~ 525 Grad erreicht werden.

Einen ähnlichen Verlauf hat auch die Frequenzgangfunktion der Dehnung der Meßstelle D10, wo sich das zweite Spannungsmaximum (Abb. 3b) befindet. Der Betrag der Frequenzgangfunktion hat wieder bei 0,003 Hz ein Maximum und dabei wird etwa der halbe Wert des ersten Spannungsmaximums erreicht (Meßstellen D2, D3). Dies ist in qualitativer Übereinstimmung mit den Aussagen der in Kap. 3.1.1 angeführten Vorausbetrachtungen zum Wärmespannungszustand des Testkörpers. In Abb. 30 ist die Frequenzgangfunktion der Dehnung der DMS-Meßstelle D8 aufgetragen. Für den Betrag $|H(f)|$ wurde auch hier ein Maximum bei der Frequenz $f \approx 0,003$ Hz festgestellt; bei der Frequenz $f \approx 0,05$ Hz tritt ein ausgeprägtes Minimum auf, und mit weiter zunehmender Frequenz steigt die Kurve für $|H(f)|$ wieder an.

Der Einfluß der in Kap. 3.3.5 angeführten "Skin"-Spannung auf den gesamten Wärmespannungszustand des Testkörpers wird durch die Frequenzgangfunktion der Meßstelle D5 illustriert (Abb. 31). Der Betrag dieser Frequenzgangfunktion besitzt ein ausgeprägtes 2. Maximum, welches der Skinspannung entspricht.

Die in Abb. 26 bis Abb. 31 aufgezeichneten Frequenzgangfunktionen sind mit dem in Kap. 3.3.3 beschriebenen Frequenzgangverfahren ermittelt worden. (Die Werte sind mit den Symbolen \circ und \bullet bezeichnet.) In den Diagrammen Abb. 26, Abb. 27 und Abb. 29 sind zusätzlich Punkte eingezeichnet (Symbol $*$), welche mit dem in Kap. 3.3.3 angeführten Spektralanalyse-Verfahren bestimmt wurden. Die erforderlichen Spektraldichtefunktionen, die zur Bestimmung der Frequenzgangfunktion der Meßstelle D10 benutzt wurden, sind als Beispiel in Abb. 32 dargestellt. Auf dem obersten Diagramm ist die Spektraldichtefunktion des Erregungssignals, nämlich der Heliumtemperatur (Meßstelle T20) über der Frequenz aufgetragen. Die Spektraldichtefunktion des Antwortsignals enthält das darunterliegende Diagramm. Der reale und der imaginäre Teil der Kreuzspektraldichtefunktion ist in den beiden unteren Diagrammen aufgetragen. Die Diagramme der Abb. 32 gelten für die mittlere Frequenz 0,1 Hz. Die auf diese Weise ermittelten Werte der Frequenzgangfunktion (Abb. 29) stimmen mit den übrigen Werten gut überein; die Abweichung beträgt für den Betrag $|H(f)|$ $\sim 4\%$, für die Phase $\varphi(f) \sim 1,5\%$. Eine ähnlich gute Übereinstimmung der beiden Verfahren wurde auch für die DMS-Meßstelle D3 (Abb. 27) und die Temperaturmeßstelle T10 (Abb. 26) festgestellt.

3.3.5.2 Gewichtsfunktionen

Die nach dem in Kap. 3.3.3 beschriebenen Vorgehen bestimmten Gewichtsfunktionen $g(t)$ sind als Beispiele für je eine Testkörpertemperatur (Meßstelle T10) und zwei Wärmedehnungen am Testkörper (Meßstellen D3 und D10) in Abb. 33 und Abb. 34 dargestellt.

Die Gewichtsfunktion $g(t)$ der Temperatur der Meßstelle T10 (Abb. 33) fällt mit zunehmender Zeit stetig ab. Wie bereits für die Frequenzgangfunktion, läßt sich auch für die Gewichtsfunktion wieder eine Ähnlichkeit im Verhalten einer Testkörpertemperatur und eines Thermoelementes feststellen. Mit der in [3] für das Thermoelement angegebenen analytischen Beziehung kann für die Gewichtsfunktion der Meßstelle T10 eine Zeitkonstante von ~ 83 sec abgeschätzt werden.

Die Gewichtsfunktionen der Wärmedehnungen (Abb. 34) sind im Gegensatz dazu viel steiler und sie schmiegen sich eng an die Koordinatenachsen an.

3.3.5.3 Zeitlicher Verlauf der Temperaturen und Wärmespannungen beim Thermoschock

Die bei einem Thermoschock registrierten Zeitverläufe der Temperaturen und Dehnungen sind in Abb. 35 dargestellt. Neben der Heliumtemperatur (Meßstelle T20) enthält dieses Diagramm eine Testkörpertemperatur (Meßstelle T10) und 5 Dehnungen (Meßstellen D2, D3, D5, D8 und D10). Aus dem Diagramm folgt, daß sich bei dem vorliegenden Aufheizschock für die Meßstellen D2, D3 und D10 positive Dehnungen und damit Zugspannungen, für die Meßstellen D5 und D8 negative Dehnungen und damit Druckspannungen ergeben. Dieses Verhalten ist in Übereinstimmung mit dem in Kap. 3.3.5 angeführten qualitativen Betrachtungen zum Vorzeichen der Dehnungen bzw. Wärmespannungen am Testkörper. Die maximalen Dehnungen an den Meßstellen D3, D2 und D10 stehen dabei etwa in gleichem Verhältnis wie die entsprechenden Maxima der Frequenzgangfunktionen in den Diagrammen Abb. 27, Abb. 28 und Abb. 29.

Die von der Zeit abhängige unterschiedliche Beteiligung der beiden Spannungstypen (Kap. 3.3.5) am Gesamtspannungszustand führt im Fall der Meßstellen D2 und D3 zu einer Vorzeichenänderung der Dehnung in der Anfangsphase des Thermoschocks. Zu Beginn des Thermoschocks kommen die negativen "Skin"-Spannungen zur Geltung; nach einigen Sekunden, wenn sich ein merklicher Temperaturunterschied zwischen den mittleren Temperaturen von dickwandigem und dünnwandigem Zylinderteil ausgebildet hat, überwiegt der andere Spannungstyp, und die Kurve läuft in den Zugbereich. In dem Fall, wo die beiden Spannungstypen gleiches Vorzeichen haben (z.B. Meßstelle D5), addieren sich die Spannungen derart, daß über eine längere Zeitdauer ein konstantes Spannungsniveau erhalten bleibt. Nach Erreichen einer konstanten Temperatur im Testkörper konvergieren alle Wärmespannungen gegen Null.

Mit den Ergebnissen des Thermoschockexperiments konnte eine Überprüfung der in dieser Arbeit vorgeschlagenen Analysenmethode durchgeführt werden. Das Ergebnis dieser Untersuchung wird in Abb. 36 für eine Testkörpertemperatur (Meßstelle T10) und in Abb. 37 für zwei Dehnungen (Meßstellen D3 und D10) vorgestellt. Der Zeitverlauf der Heliumtemperatur ist in dem Diagramm Abb. 36 aufgetragen. Dasselbe Diagramm enthält auch 2 Kurven, welche den Zeitverlauf der Temperaturen an der Meßstelle T10 beschreiben. Die obere Kurve (-.-) wurde mit dem Duhamelschen Integral (Gl. (30)) bestimmt, wobei für die Gewichtsfunktion $g(t)$ die Werte nach Abb. 33 eingesetzt wurden. Als Erregung $\theta(t)$ wurde der Verlauf der Heliumtemperatur zugrunde gelegt, wie er im selben Diagramm eingezeichnet ist. Die darunterliegende Kurve (—) bezeichnet den Temperaturverlauf an der Meßstelle T10, wie er direkt im Thermoschockexperiment registriert wurde. Aus dem Vergleich der beiden Kurven geht hervor, daß der errechnete und der gemessene Verlauf der Temperatur an der Meßstelle T10 in guter Übereinstimmung sind.

Den entsprechenden Vergleich zwischen gemessenem und theoretisch ermitteltem Verlauf der Dehnungen an den Meßstellen D3 und D10 enthält Abb. 36. Für die rechnerische Bestimmung des zeitlichen Verlaufs nach Gl. (30) wurde wieder die Heliumtemperatur eingesetzt. Die Gewichtsfunktionen $g(t)$ der Meßstellen D3 und D10 wurden die entsprechenden Werte nach Abb. 33 B zugrunde gelegt. Die relative Abweichung zwischen dem gemessenen und dem errechneten Verlauf beträgt zum Zeitpunkt der größten auftretenden Dehnung für die Meßstelle D3 11 %, für die Meßstelle D10 8,5 %.

3.4 Diskussion der Resultate

Mit den Resultaten von Kap. 3.3.5.3 wurde nachgewiesen, daß der Verlauf der Wärmespannungen an einem beschockten Bauteil mit technisch ausreichender Genauigkeit vorausberechenbar ist, vorausgesetzt, daß der Verlauf der Kühlmitteltemperaturänderung sowie die Frequenzgang- bzw. Gewichtsfunktionen des Bauteiles bekannt sind. Die Unterschiede, welche zwischen den mit der in der

vorgelegten Arbeit beschriebenen Methode bestimmten und den unmittelbar im Experiment gemessenen zeitlichen Verläufen der Wärmespannungen auftreten, betragen max. 11 %.

Bei der numerischen Berechnung des Integrales nach Gl. (51) wurde die in Wirklichkeit kontinuierliche Frequenzgangfunktion durch eine Folge von 100 Punkten dargestellt. Bei der Berechnung des Duhamelschen Integrals (Gl. 30) wurden 150 diskrete Punkte gewählt. Es ist zu erwarten, daß bei Wahl von mehr Unterteilungsschritten die Fehler sich weiter reduzieren lassen.

Ein weiterer Fehler, der bei allen Wärmespannungsexperimenten auftritt, wird durch die Temperaturabhängigkeit des K-Faktors und der scheinbaren Dehnung der eingesetzten Dehnmeßstreifen verursacht. Für die Erklärung der Wirkung der scheinbaren Dehnung bei Wärmespannungsexperimenten wird das Diagramm der scheinbaren Dehnung nach Abb. 12 herangezogen. Wenn z.B. die Wärmespannungsexperimente in den Temperaturbereich 60° bis 80°C gefahren werden, so ist der durch die scheinbare Dehnung verursachte Fehler $< 2 \mu\text{D}$. Bei Verdopplung des Temperaturbereiches (60°C bis 100°C) erreicht der auftretende Fehler bereits eine Größe von $\sim 8 \mu\text{D}$, d.h. das Vierfache des Fehlers beim erstgenannten Temperaturbereich. Daraus ergibt sich, daß es wünschenswert ist, die Versuche mit einem möglichst kleinen Temperaturbereich zu fahren. Diese Bedingung kann in Thermoschockexperimenten nicht immer eingehalten werden. Im Gegensatz dazu reichen bei den Experimenten zur Bestimmung der Frequenzgangfunktionen eines zu untersuchenden Bauteiles bereits kleine Temperaturänderungen aus. Dieser Gedanke läßt sich durch die Resultate der Untersuchungen der Linearität (Abb. 25) belegen. Wie aus dem angeführten Diagramm folgt, genügen für die Erreichung einer Dehnungsamplitude von $10 \mu\text{D}$ im Fall der verhältnismäßig unempfindlichen Meßstelle D8 eine Amplitude des Kühlmittels von $\sim 20^{\circ}\text{C}$, im Fall der Meßstelle D2 sogar eine solche von nur $\sim 6^{\circ}\text{C}$.

Da der Rauschpegel bei dieser Messung mit Sicherheit $< 1 \mu\text{D}$ gewährleistet werden kann, ist eine Signalgröße von $10 \mu\text{D}$ ausreichend zur Bestimmung der Spektraldichtefunktionen. Temperaturkompensierte Dehnmeßstreifen, die für die Durchführung von ent-

sprechend genauen Experimenten bei realen Temperaturen von Thermoschocks (z.B. 100 - 200 °C) erforderlich sind, gibt es bis heute noch nicht auf dem Markt. Für solche Dehnmeßstreifen sind neue Legierungen mit speziellen Eigenschaften zu entwickeln und es ist nicht zu erwarten, daß diese Aufgabe kurzfristig gelöst wird.

Die Ergebnisse, welche bei den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit gefunden wurden, gelten nur für den einen Testkörper. Es ist aber anzunehmen, daß bei weiteren systematischen Untersuchungen auch für die das Wärmespannungsverhalten erfassenden Frequenzgang- und Gewichtsfunktionen allgemein gültige Aussagen gemacht werden können, z.B. in der Art, wie das für das Temperaturverhalten in einer Wand einfach durchführbar ist (Kap. 3.3.5).

Bei einer Weiterführung der Untersuchungen z.B. zum Wärmespannungsverhalten des Zylinders mit Wanddickensprung würde man durch Wahl verschiedener Wanddickenverhältnisse und Einführung dimensionsloser Kennziffern für die Geometrie sicher zu allgemein anwendbaren Resultaten kommen, die sich z.B. bei der Auslegung von Wärmetauscherrohrplatten bewähren würden.

Zusätzliche Vorteile würden sich bei Versuchen an verkleinerten Bauteilen ergeben. Man könnte auf diese Weise auch größere Konstruktionen mit vertretbarem Aufwand untersuchen.

Ein Nachteil der Methode besteht darin, daß für ihre Anwendung ein Kühlkreislauf vorhanden sein muß, mit dem periodische oder randome Änderungen der Kühlmitteltemperatur gefahren werden können. Aus diesem Grund ist eine Anwendung der Methode nur dort angebracht, wo es sich um komplexere Konstruktionen handelt, welche theoretisch nicht mit genügender Sicherheit untersucht werden können. Die gleichen bzw. eventuell noch größere Schwierigkeiten als oben angedeutet, werden mit den klassischen experimentellen Thermoschockuntersuchungen verbunden sein, bei denen ein Kreislauf mit der Betriebscharakteristik einer schnellen Temperaturänderung

zusammen mit einer hohen Temperaturspanne gefordert wird. Bei Anwendung der Methode zur Untersuchung von Bauteilen des Natriumgekühlten Schnellen Leistungsreaktors würde es genügen, wenn an einer Stelle ein geeigneter Natrium-Kreislauf mit periodischer oder randomer Kühlmitteltemperaturänderung vorhanden wäre, der dann von allen in Betracht kommenden Interessenten benutzt werden könnte.

4. Schlußfolgerungen

In der vorgelegten Arbeit wurde eine kombiniert experimentell-theoretische Methode zur Thermoschock-Untersuchung von Reaktorbauanteilen vorgeschlagen. Das Verfahren enthält die folgenden Schritte:

1. Experimentelle Bestimmung der Frequenzgangfunktion der Spannungen für kritische Stellen des Bauteiles bei periodischen oder stochastischen Kühlmitteltemperaturänderungen.
2. Berechnung der Gewichtsfunktionen
3. Berechnung der zeitlichen Verläufe der Wärmespannung für einen vorgegebenen Verlauf der Kühlmitteltemperaturänderung. Im Fall, daß die Spektraldichte der Kühlmitteltemperaturänderung vorgegeben ist, werden die Spektraldichtefunktionen der Spannungen bestimmt.

Die ermittelten Wärmespannungsverläufe bzw. Spektraldichtefunktionen werden für die Bewertung der Betriebszuverlässigkeit der betreffenden Konstruktion benutzt.

Die Anwendung der Methode empfiehlt sich bei komplizierteren Bauteilen, bei denen eine theoretische Wärmespannungsanalyse keine zuverlässigen Ergebnisse garantiert. Der Vorteil der Methode besteht darin, daß sie für beliebige in der Praxis zu erwartende Kühlmitteltemperaturänderungen gültig ist. Damit entfallen die Schwierigkeiten, welche mit der experimentellen Simu-

lierung vorgegebener Kühlmitteltemperaturänderung verbunden sind. Eine weitere Vereinfachung der Experimente besteht darin, daß die Versuche bei beliebigem Temperaturniveau und mit kleiner Amplitude der Temperaturänderung gefahren werden könne, so daß man auf handelsübliche Dehnmeßstreifen zurückgreifen kann. Zuverlässige Aufnehmer, welche für den Einsatz bei realistischen Thermoschockbeanspruchungen geeignet wären, sind z.Z. auf dem Markt nicht erhältlich.

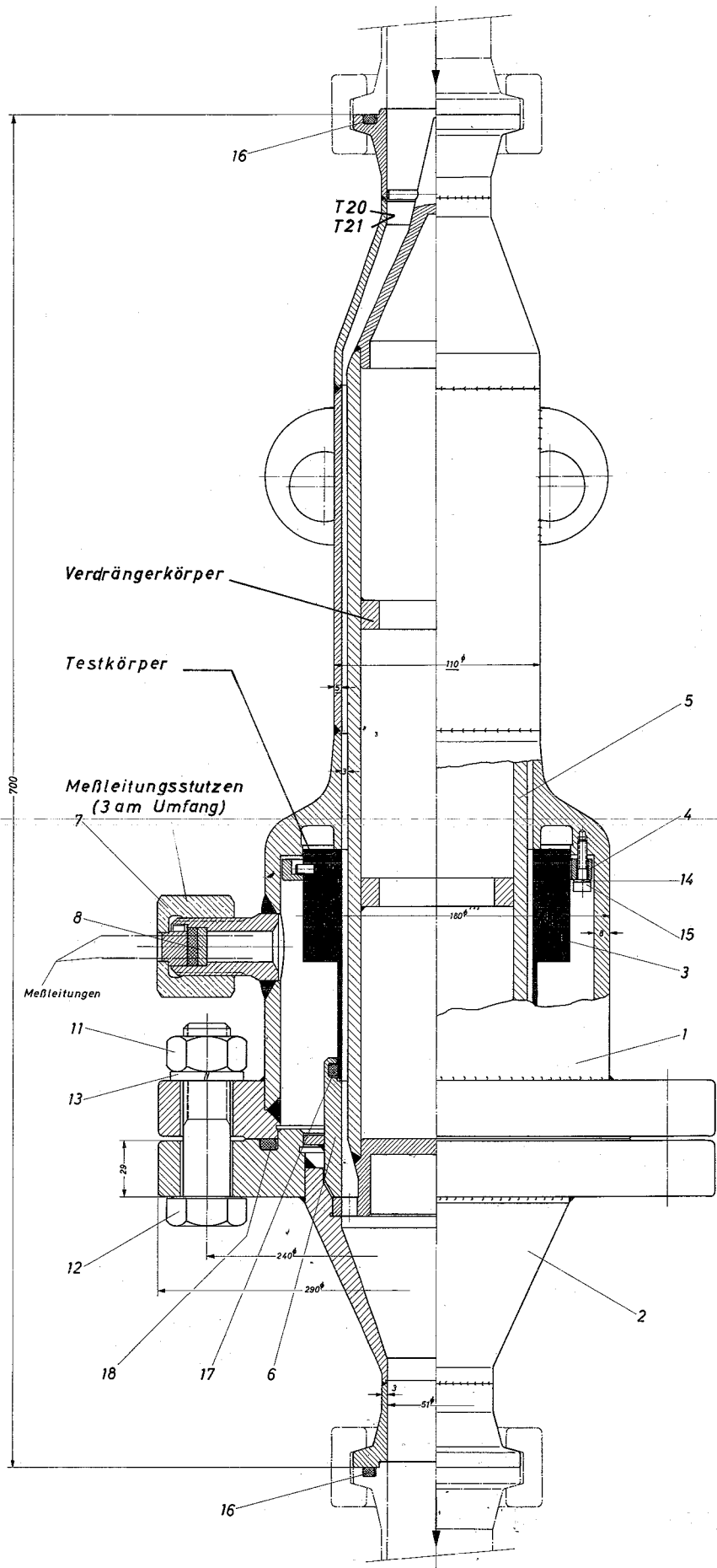
Eine erweiterte und systematische Anwendung der Methode wird es gestatten, die Thermoschockempfindlichkeit typischer Bauteile zu katalogisieren, so daß die Eignung dieser oder ähnlicher Bauteile für gegebene praktische Einsatzbedingungen festgestellt werden kann.

Literatur

- [1] Gast, K., Schlechtendahl, E.G.:
Schneller Natriumgekühlter Reaktor Na 2
KFK-Bericht Nr. 660, Okt. 1967
Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe
- [2] Yevick, J.G., Amorosi, A.:
Fast Reactor Technology: Plant Design
The M.I.T. Press, 1966
- [3] Lang, W.:
Ein Beitrag zur Experimentellen Thermoschockanalyse
Ext. Bericht 8/69-3, Mai 1969
Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe
- [4] Boley und Weiner:
Theory of Thermal Stresses
J. Wiley and Sons, 1960
- [5] Parkus, H.:
Instationäre Wärmespannungen
Springer, Wien, 1959
- [6] Zudans, Yen, Steigelmann:
Thermal Stress Techniques in the Nuclear Industry
American Elsevier Publ. Comp., 1965
- [7] Harvey, J.F.:
Pressure Vessel Design
Nuclear and Chemical Applications
Van Nostrand Company, INC., 1963
- [8] Timoschenko und Goodier:
Theory of Elasticity
Mc Graw Hill, 2. Aufl., 1951

- [9_] Jakob:
Heat Transfer, Vol. 1
J. Wiley and Sons
- [10_] Carslaw und Jaeger:
Conduction of Heat in Solids
Clarendon Press, 2. Aufl., 1959
- [11_] Lykov, A.V.:
Teorija teploprovodnosti
GTTI 1952
- [12_] Teunis, G.:
Messung von Oberflächentemperaturen mit
Berührungsthermometern
VDI-Bericht Nr. 112
VDI-Verlag Düsseldorf, 1966
-
- [13_] Faltin, H.:
Technische Wärmelehre
Halle (Saale), Wilhelm Knapp-Verlag, 1953
- [14_] Churchill:
Fourier Series and Boundary Value Problems
Mc Graw Hill, 1963
- [15_] Schwarz und Friedland:
Linear Systems
Mc Graw Hill, 1965
- [16_] Kaufmann, H.:
Dynamische Vorgänge in Linearen Systemen der
Nachrichten- und Regelungstechnik
R. Oldenbourg, München, 1959
- [17_] Robson:
An Introduction to Random Vibration
Elsevier, 1966

- [18] Bendat:
Principles and Applications of Random Noise Theory
John Wiley and Sons, 1958
- [19] Bendat and Piersol:
Measurement and Analysis of Random Data
J. Wiley and Sons, 1966
- [20] Schlitt, H.:
Systemtheorie für regellose Vorgänge
Springer-Verlag, 1960
- [21] Schlitt, H.:
Stochastische Vorgänge in linearen und nicht-
linearen Regelkreisen
Vieweg, 1968
- [22] Asme boiler and pressure vessel code,
Nuclear Vessels
Section III, 1963/65
- [23] Hütte I
28. Auflage, Berlin 1955



Betriebsdruck: 30 atü
 Probedruck: 40 atü
 Betriebstemperatur: max 250° C
 Inhalt: 6,4 l
 Medium: H₂ oder N₂
 Werkstoff: 4541
 Schweißart: Elektr. Lichtbogen
 Gütewert: III/alle Nähte gasdicht
 Berechnung: A-D Merkblätter

Druckliterinhalt
 30 × 6,4 = 192

Abb.1 Testeinsatz mit Testkörper

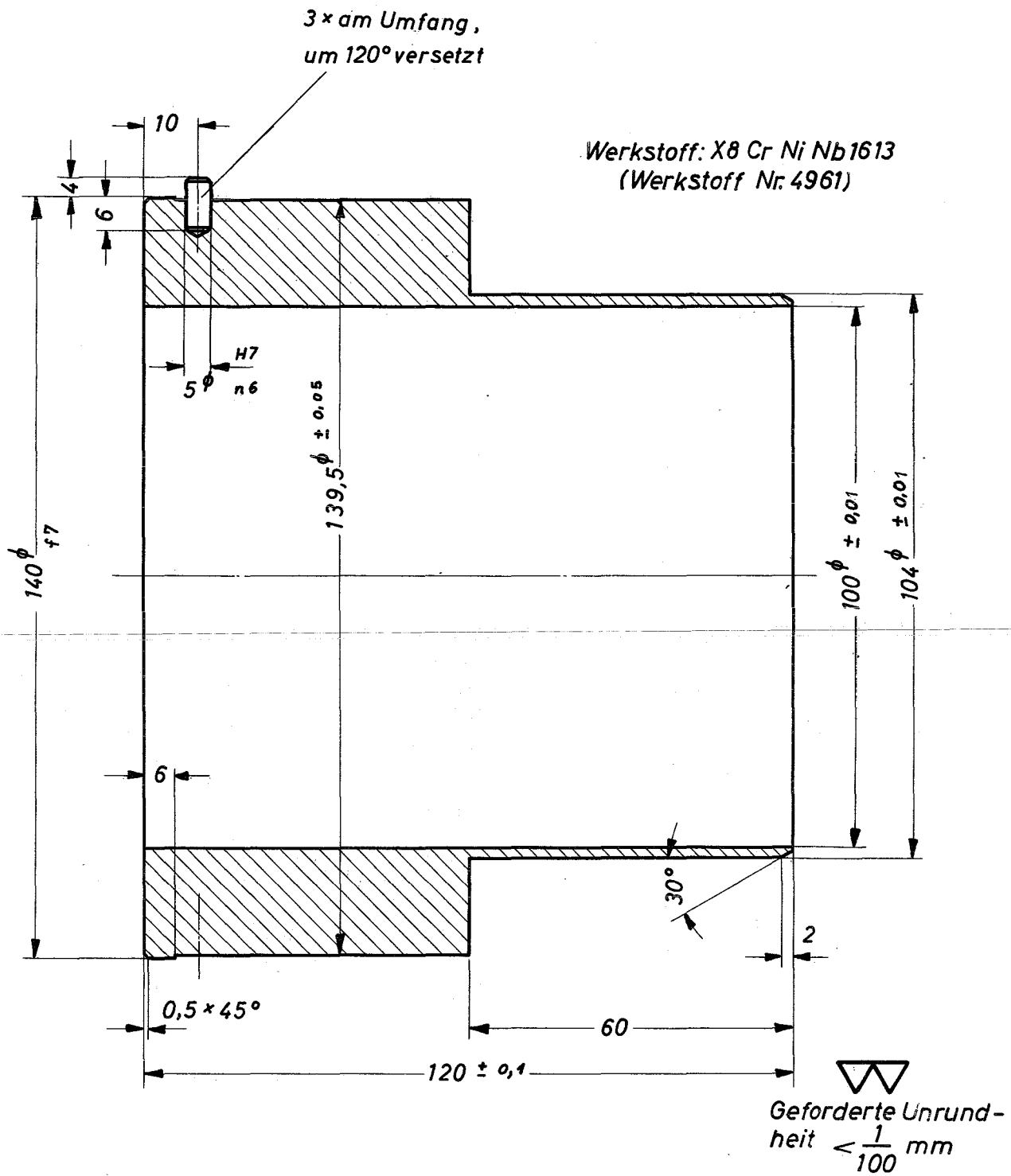
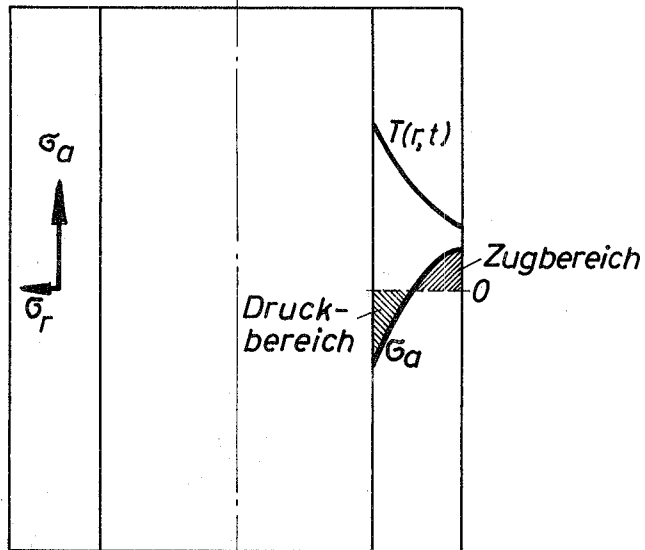


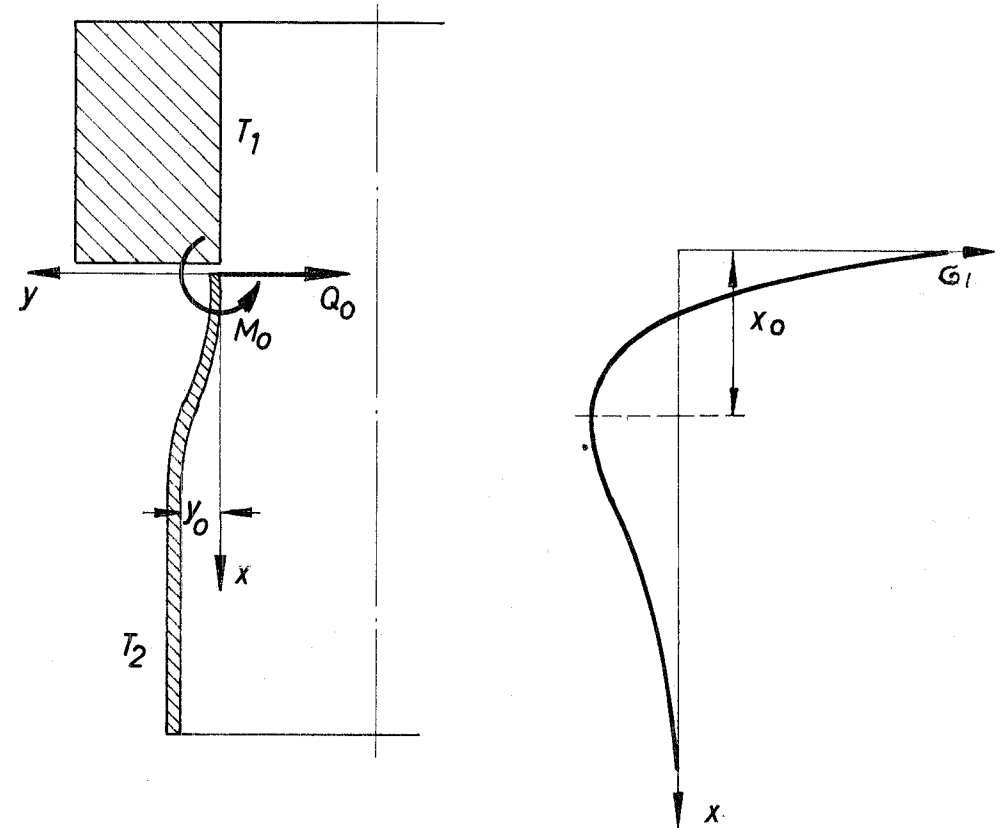
Abb.2 Testkörper

a) Radiales Temperaturprofil und Wärmespannungen



T Temperaturprofil
 σ_a Axialspannung
 σ_t Tangentialspannung
 σ_r Radialspannung

b) Axiale Temperaturunterschiede und Wärmespannungen



T_1 Temperatur d. dickw. Teiles
 T_2 " " dünnw. "
 y_0 Radialverbiebung zwischen dickw. u. dünnw. Teil nach Freimachen der beiden Teile
 M_0 Einspannmoment
 Q_0 Querkraft
 σ_l Spannung in Längsrichtung

Abb. 3 Wärmespannungen im Testkörper

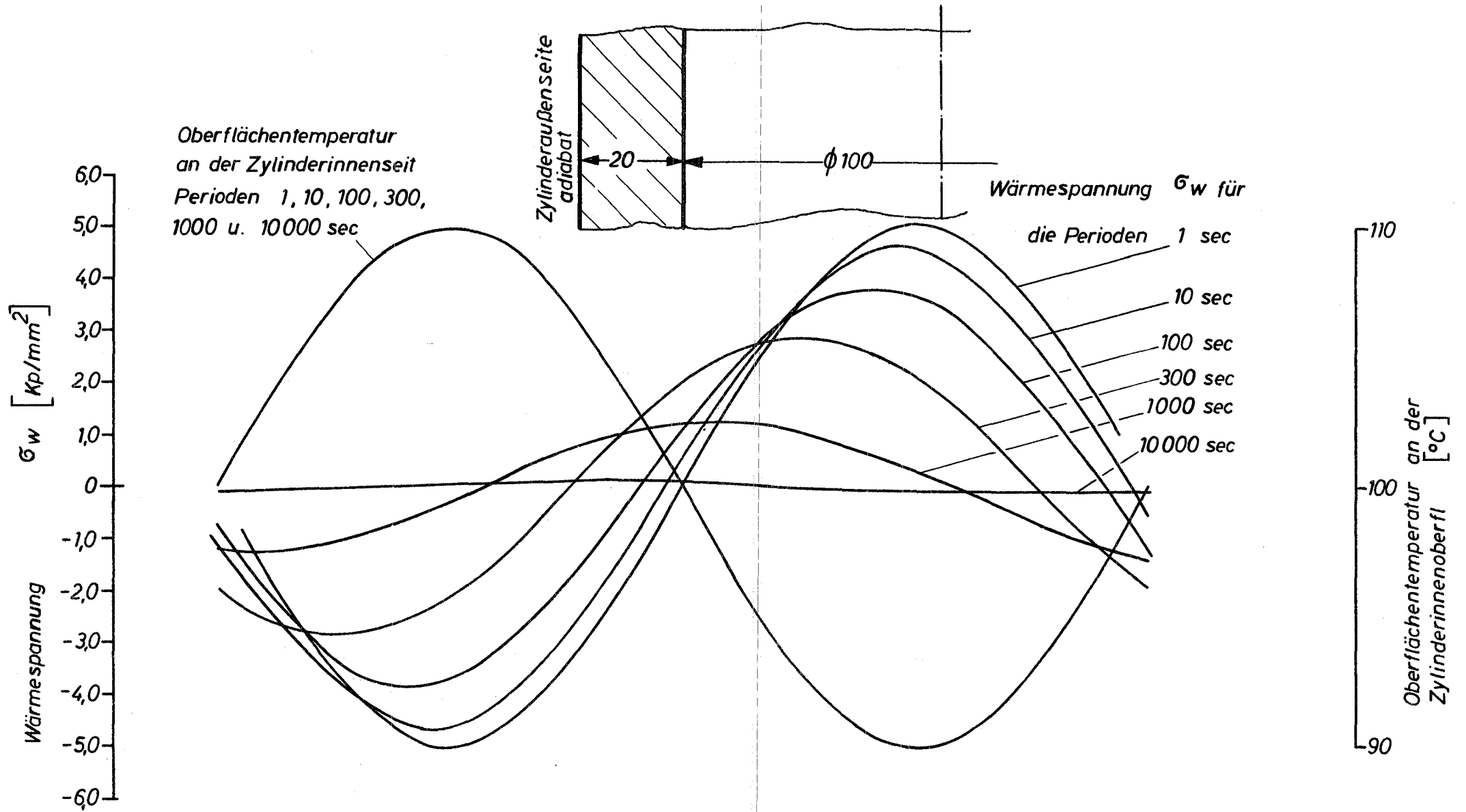


Abb. 4 Mit einem Digital-Rechenprogramm errechneter zeitlicher Verlauf der Wärmespannung an der Zylinderinnenseite bei verschiedenen langen Periodendauern der „erregenden“ Oberflächentemperatur.

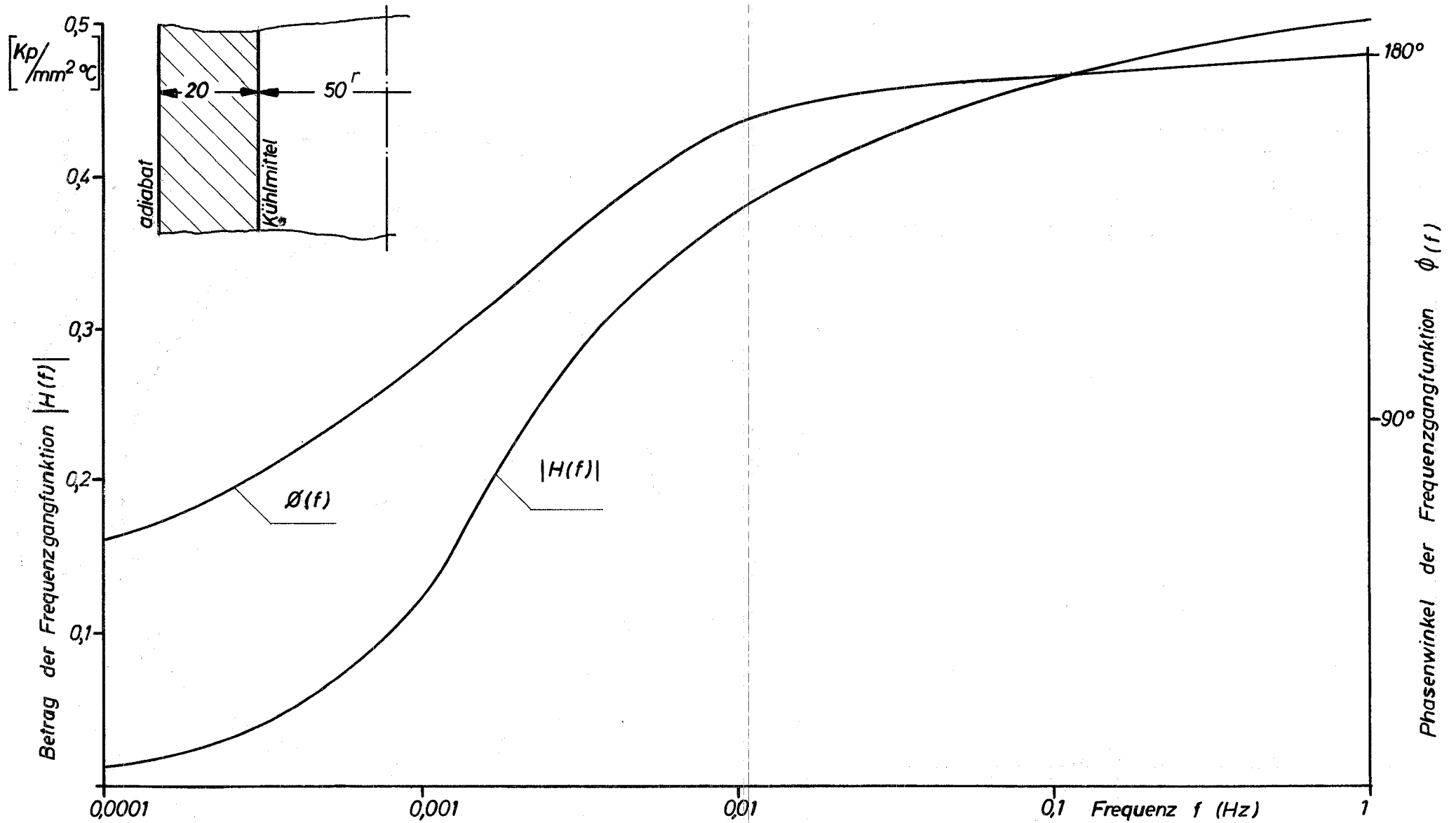
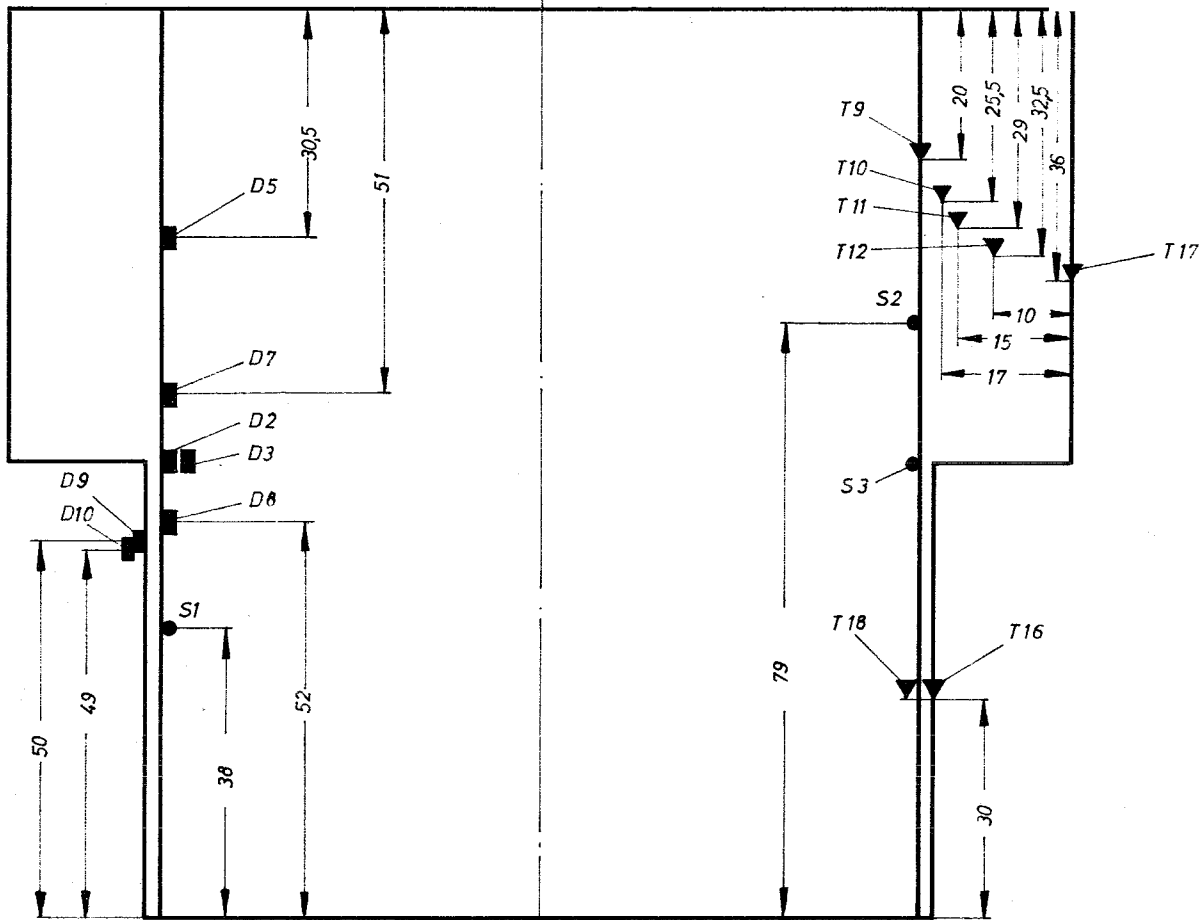


Abb.5 Mit Digitalrechenprogramm bestimmte Frequenzgangfunktion für Wärmespannung an der Zylinderinnenseite für einen unendlich großen Wärmeübergang vom Kühlmittel auf die innere Zylinderoberfläche.



- Dehnmessstreifen
- ▼ Thermolemente
- Temp.-Widerstandssensoren

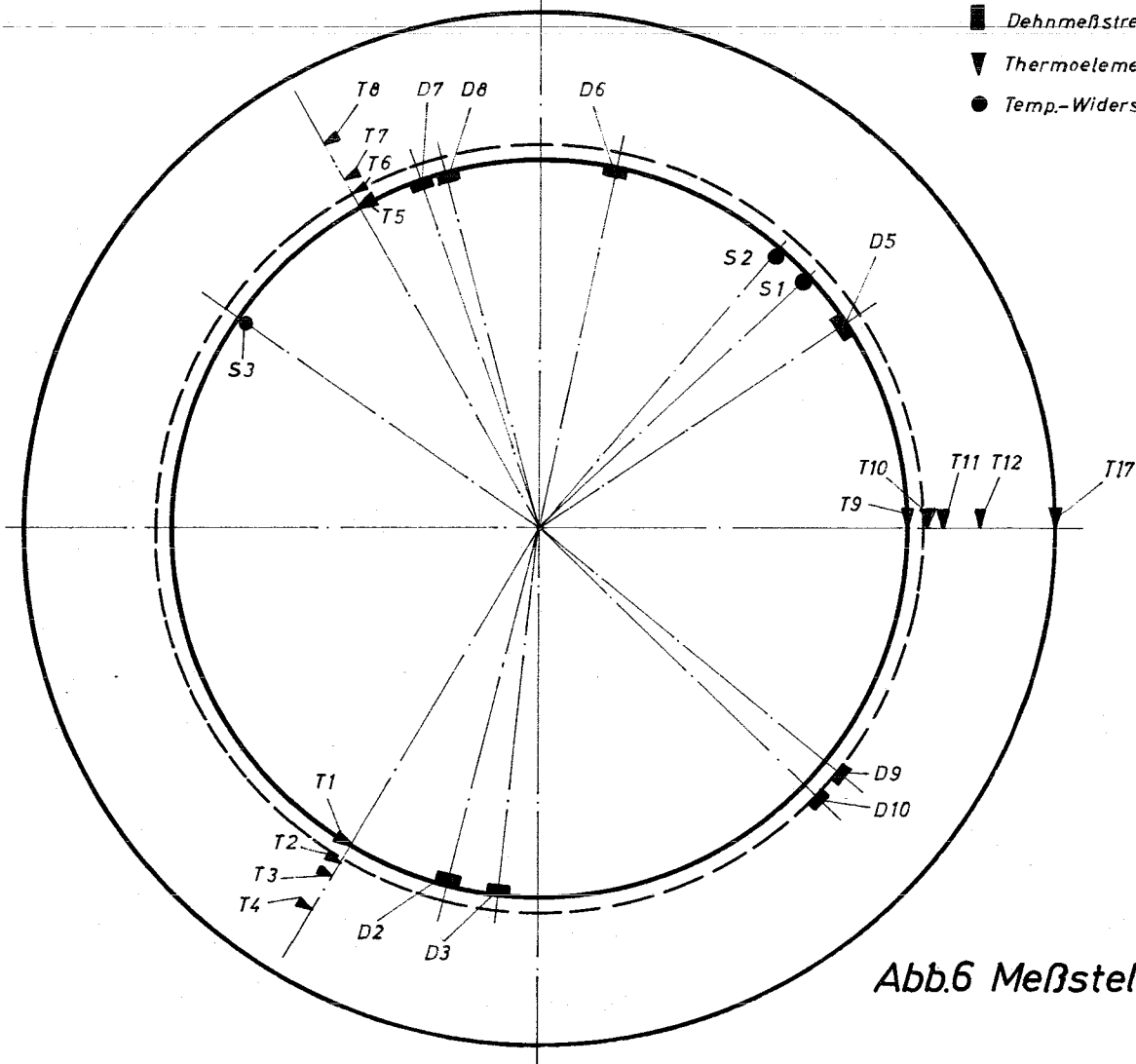


Abb.6 Meßstellenplan

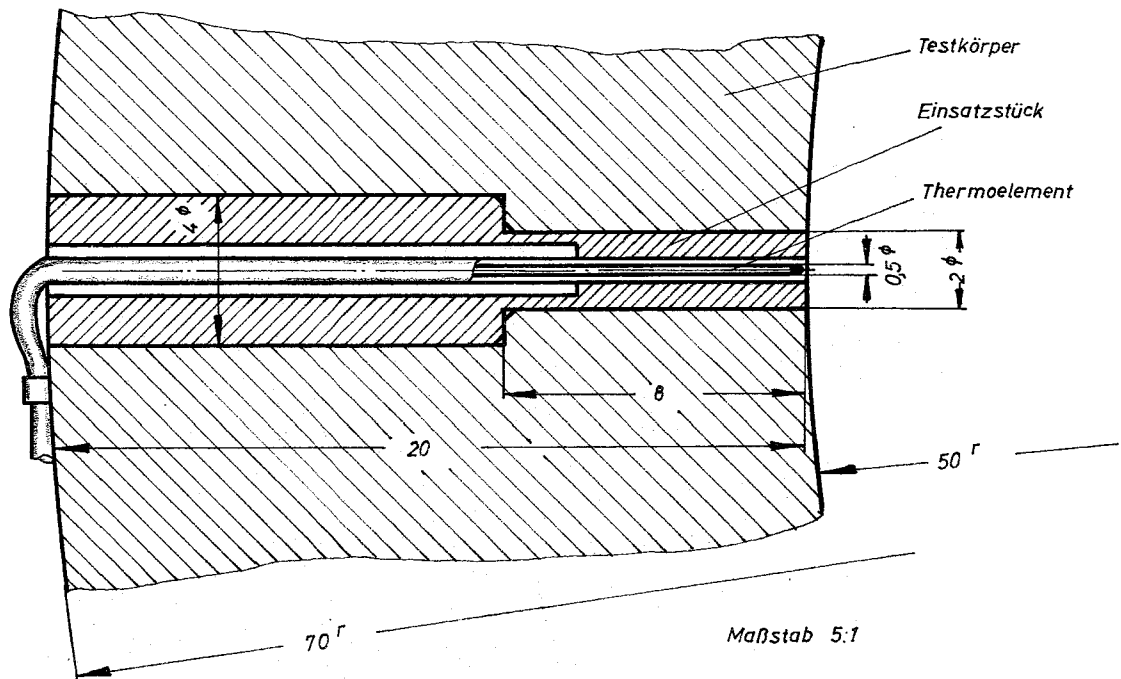


Abb. 7 Einsatzstück mit Thermoelement für Innenwandtemperatur Messung

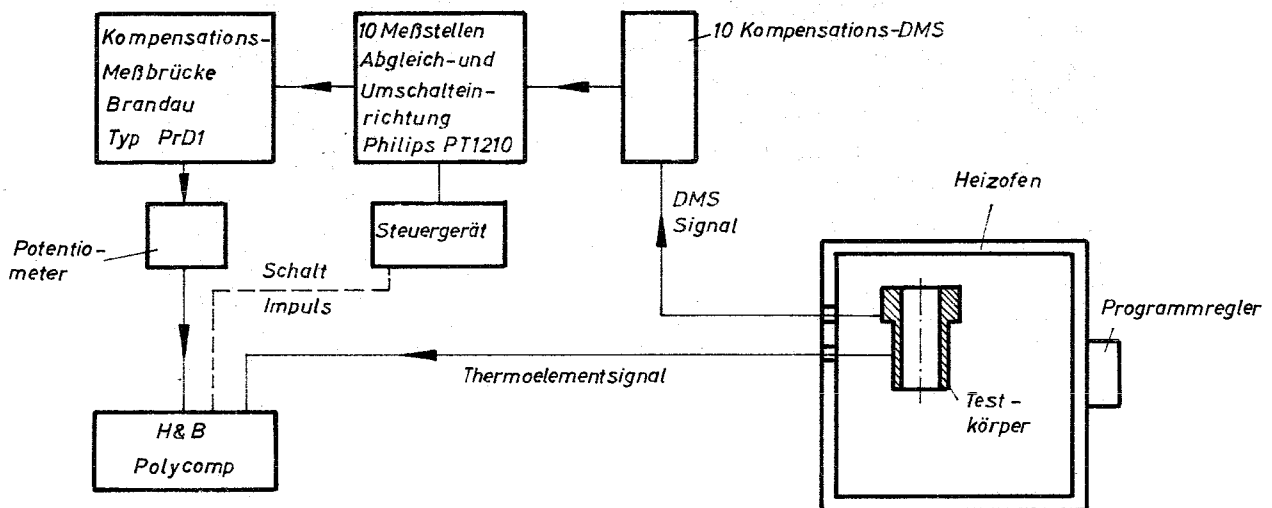


Abb. 8 Schaltbild für die Meßanlage zur Untersuchung der scheinbaren Dehnung der Dehnungsmeßstreifen und für die Kalibrierung der Temperaturwiderstandssensoren

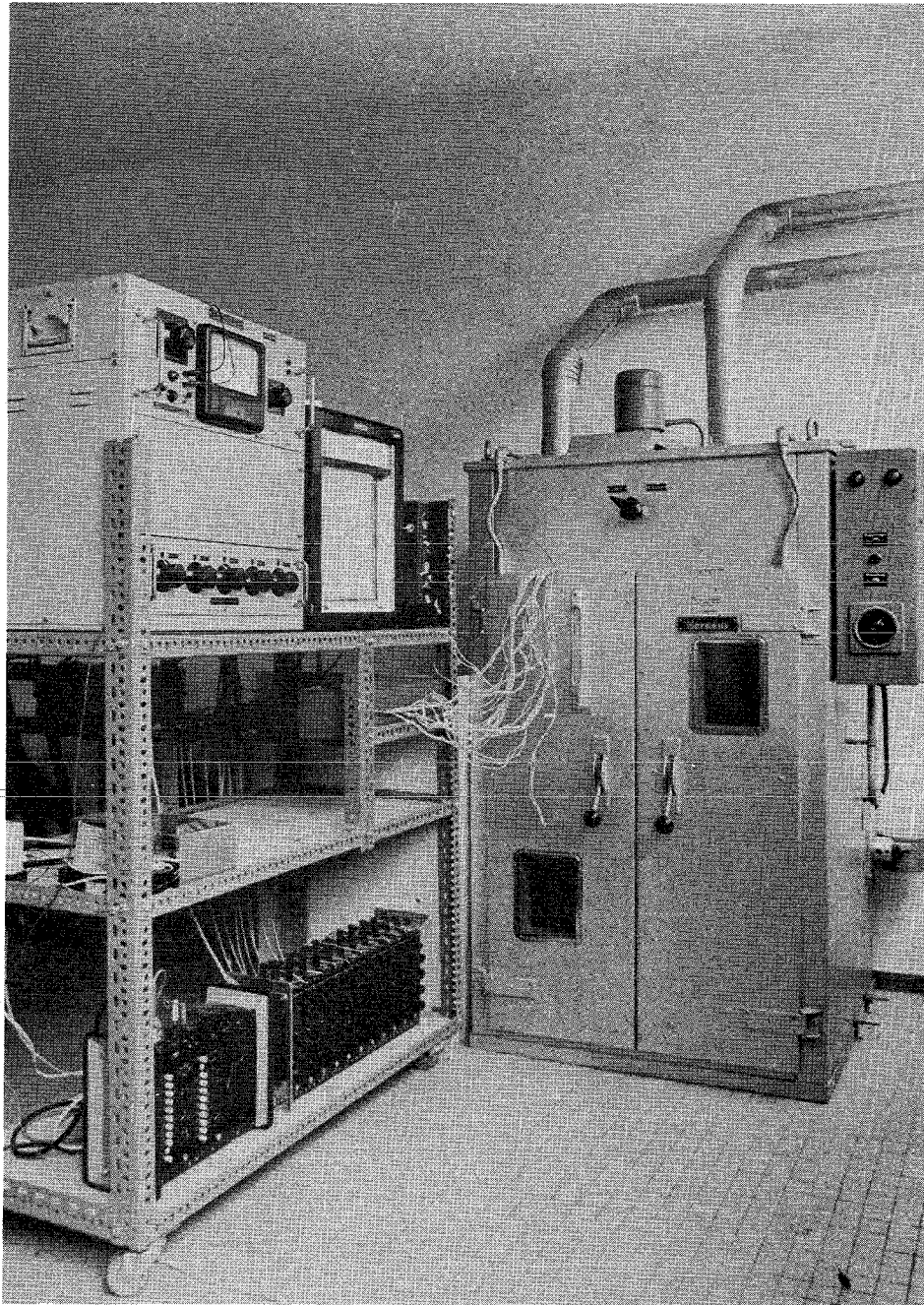


Abb.9 Meßanlage für die Untersuchung der scheinbaren Dehnung der Dehnmeßstreifen und für die Kalibrierung der Temperatur-Widerstandssensoren

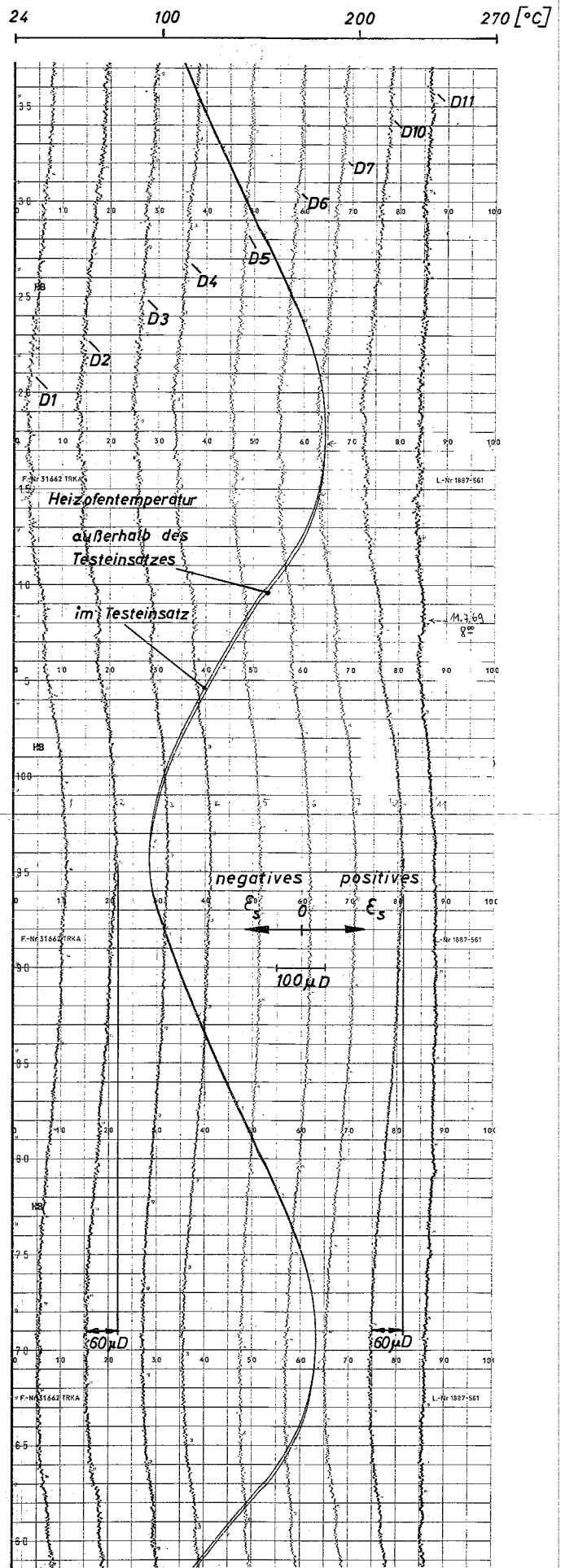
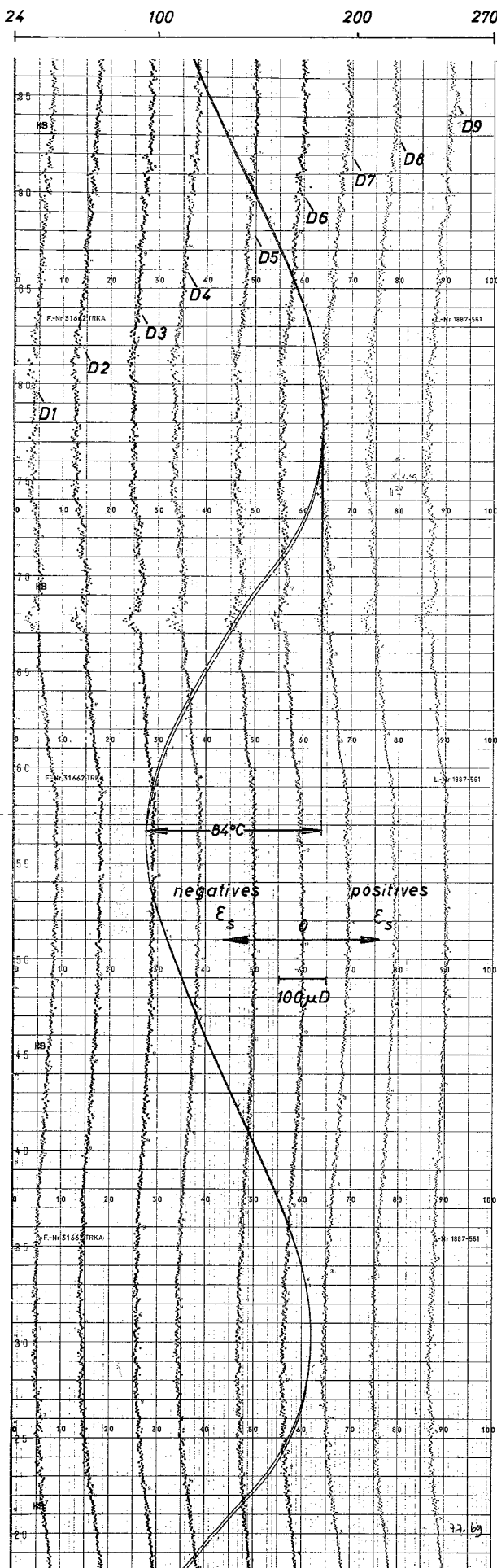


Abb. 10 Registrierstreifen der Versuche zur Bestimmung der scheinbaren Dehnung ϵ_s der Dehnmeßstreifen

Widerstand R [Ω]

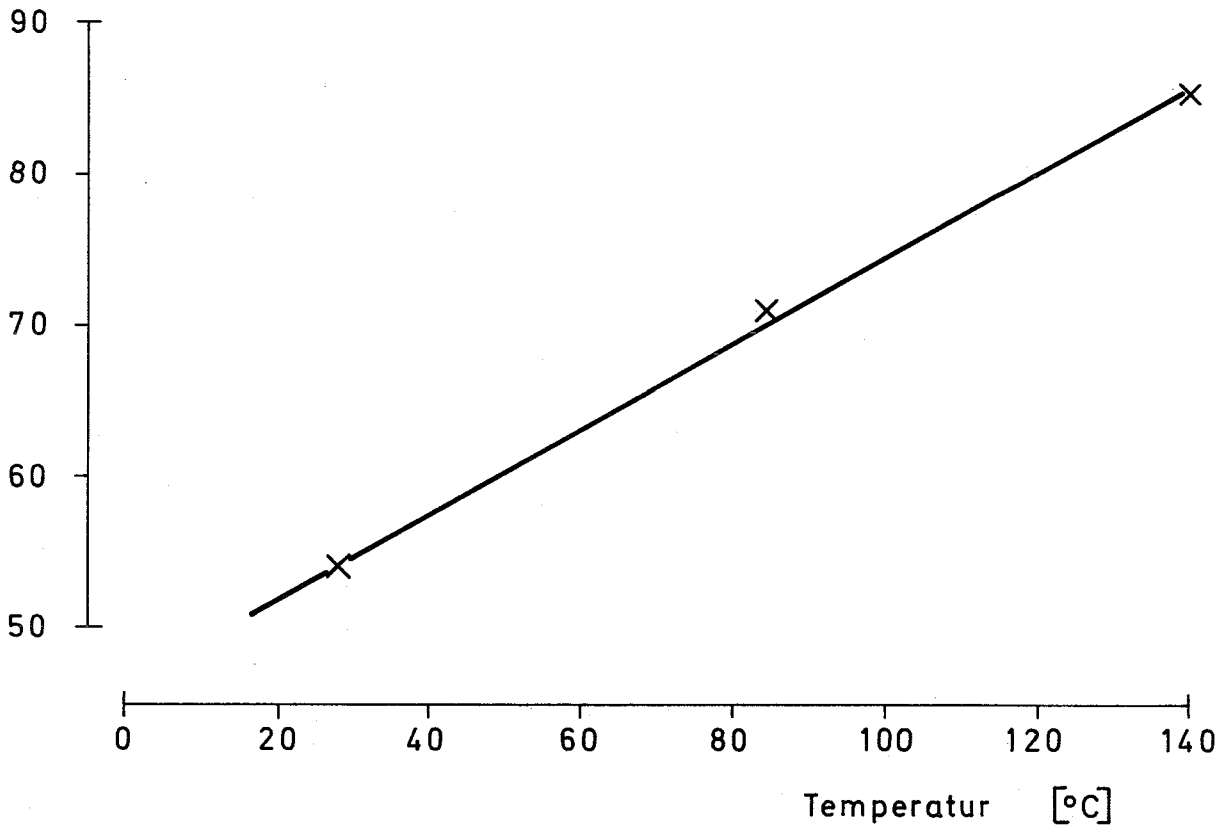


Abb. 11 Elektr. Widerstand der Temperatur - Widerstands - sensoren in Abhängigkeit von der Temperatur (Sensorentype STG - 50, Fa. Micro - Measurements)

Scheinbare Dehnung

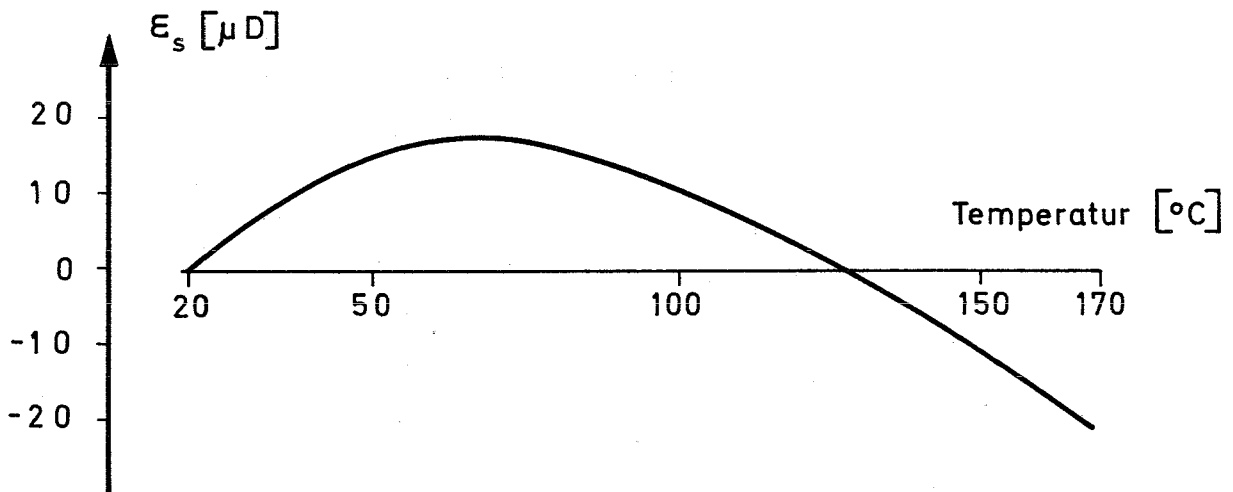


Abb. 12 Scheinbare Dehnung der Dehnmeßstreifen in Abhängigkeit von der Temperatur (DMS - Type SK 09 - 062 AP - 350, Fa. Micro - Measurements) Bauteilwerkstoff X 8 Cr Ni Nb 1613

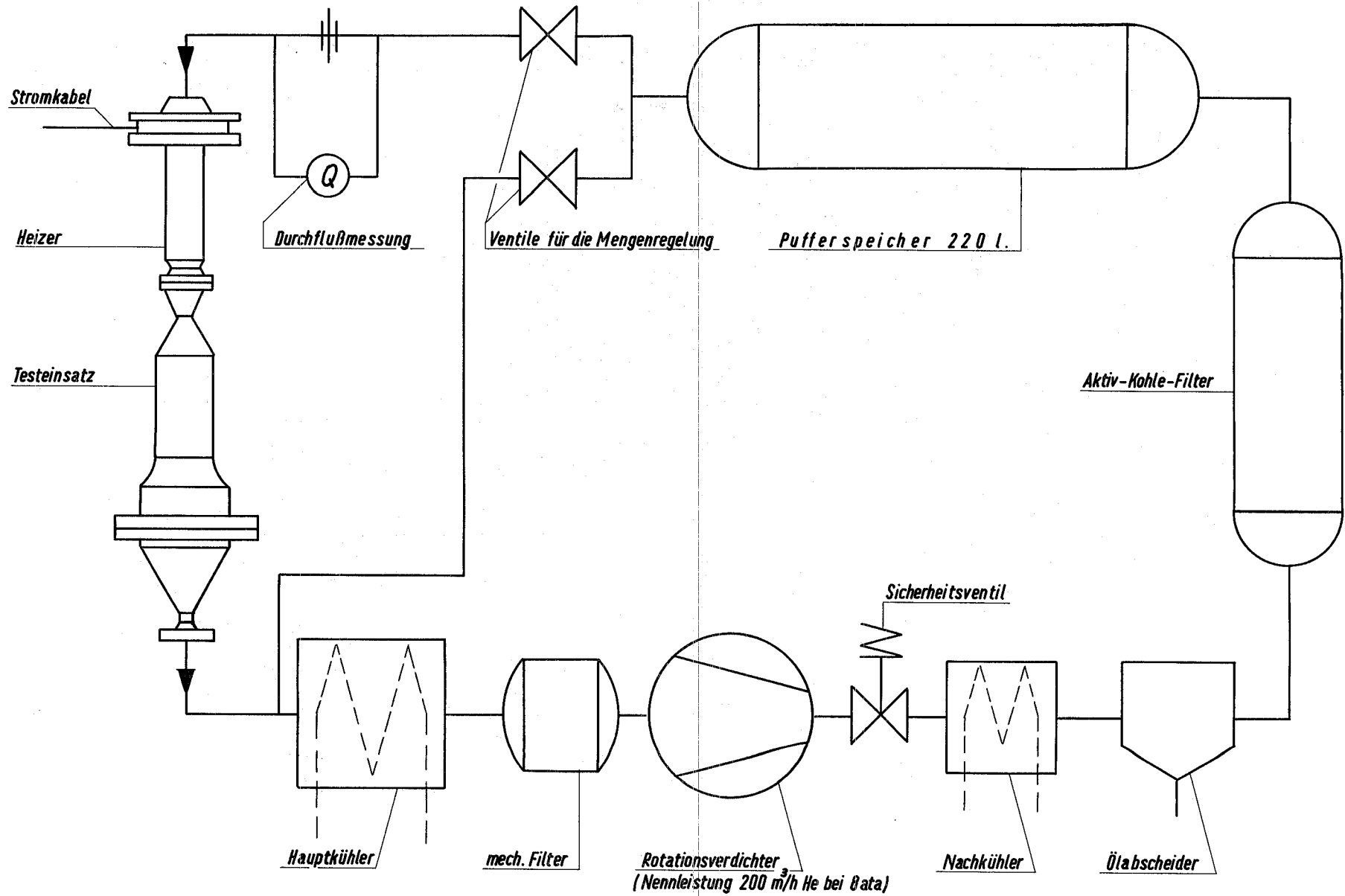


Abb. 13 Schematischer Aufbau des He - Kreislaufes

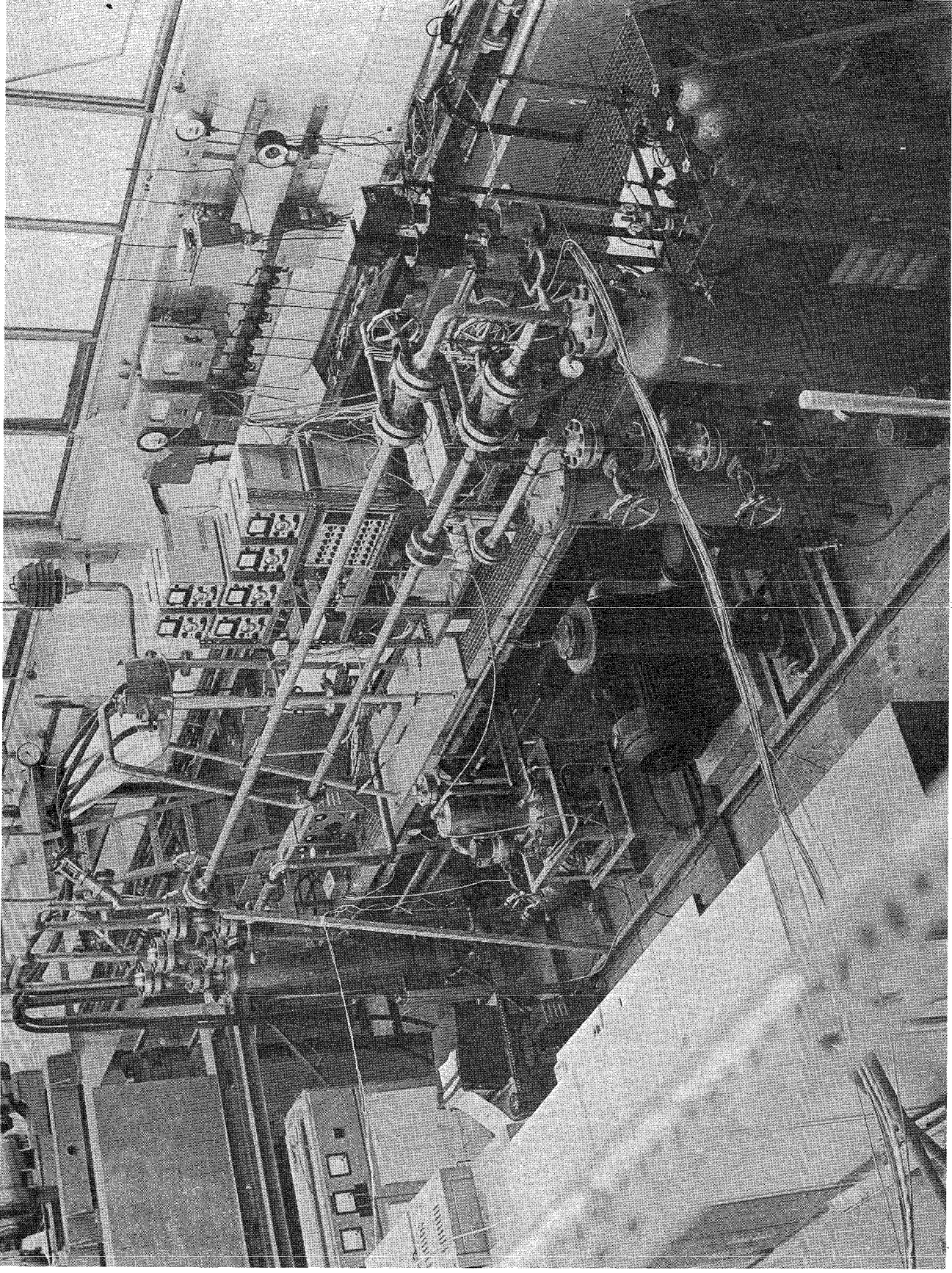
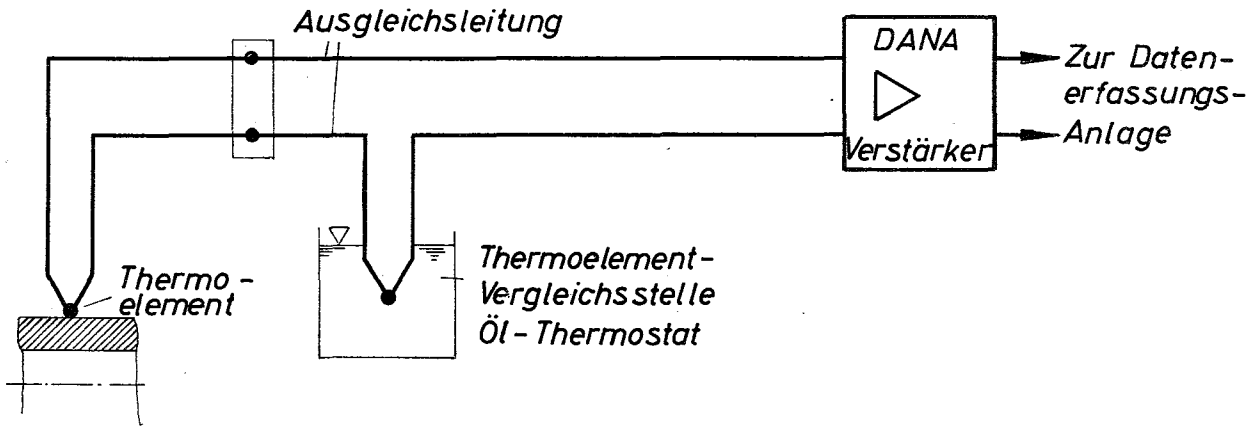
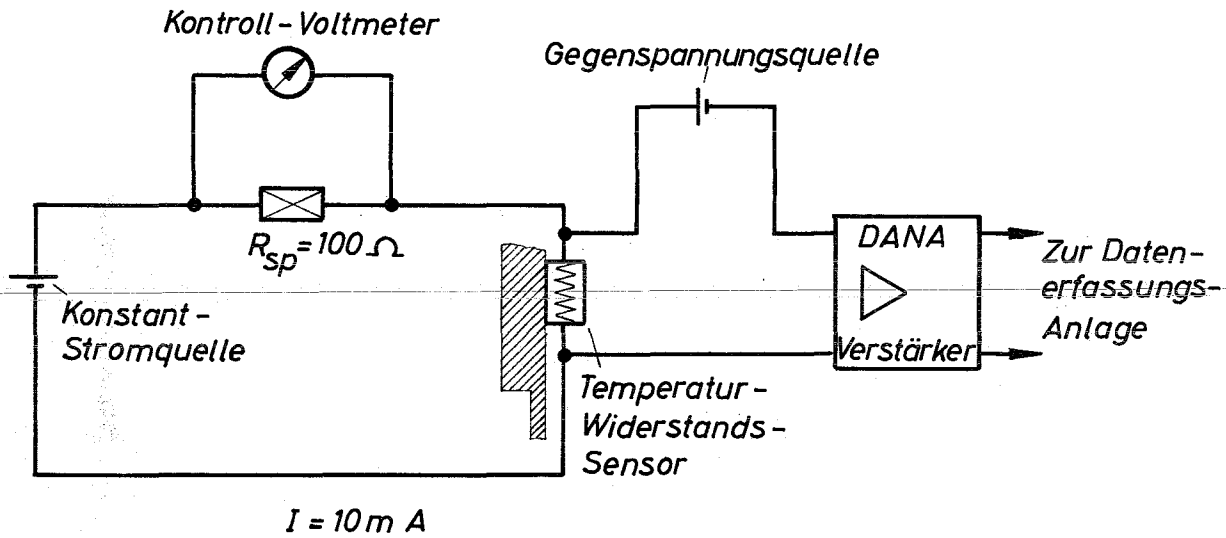


Abb. 14 Helium - Versuchskreislauf

a) Thermoelemente



b) Temperatur-Widerstandssensoren



c) Dehnmeßstreifen

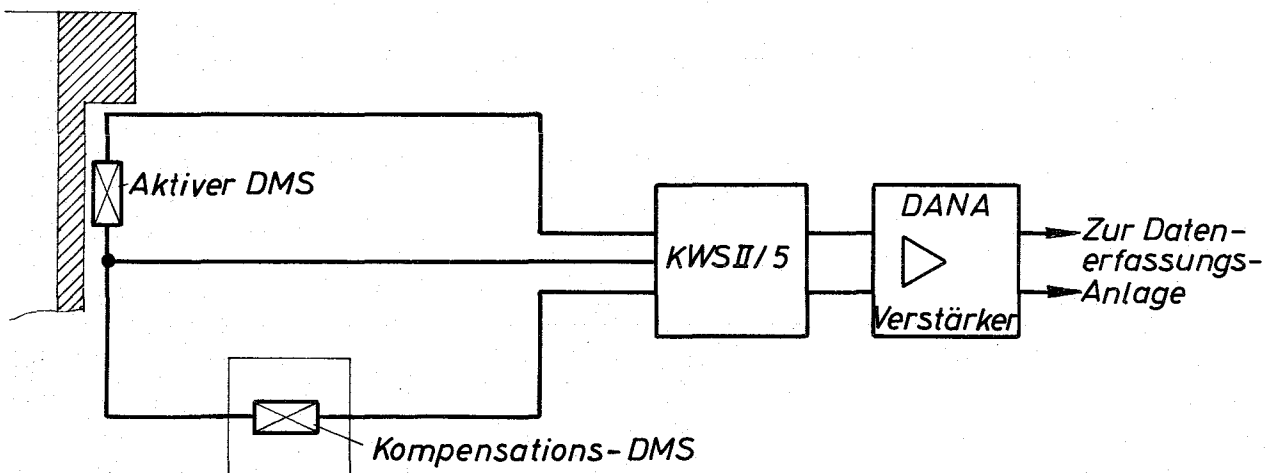


Abb.15 Schaltung der Meßaufnehmer

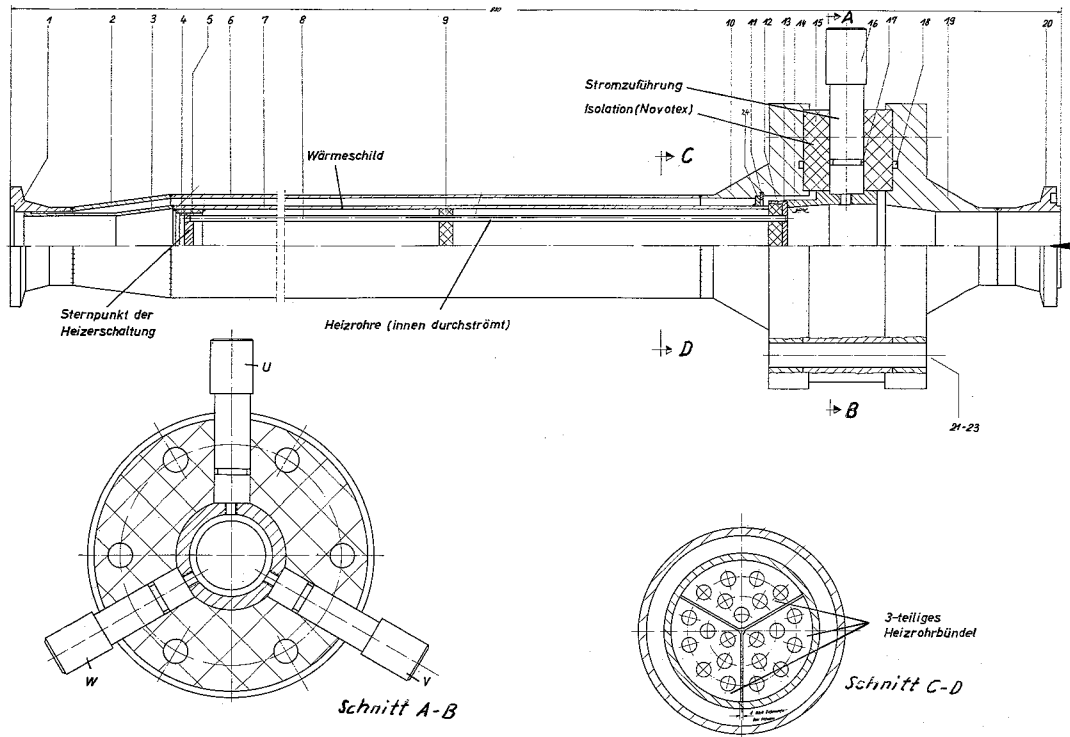


Abb.16 Heizer für He - Versuchskreislauf

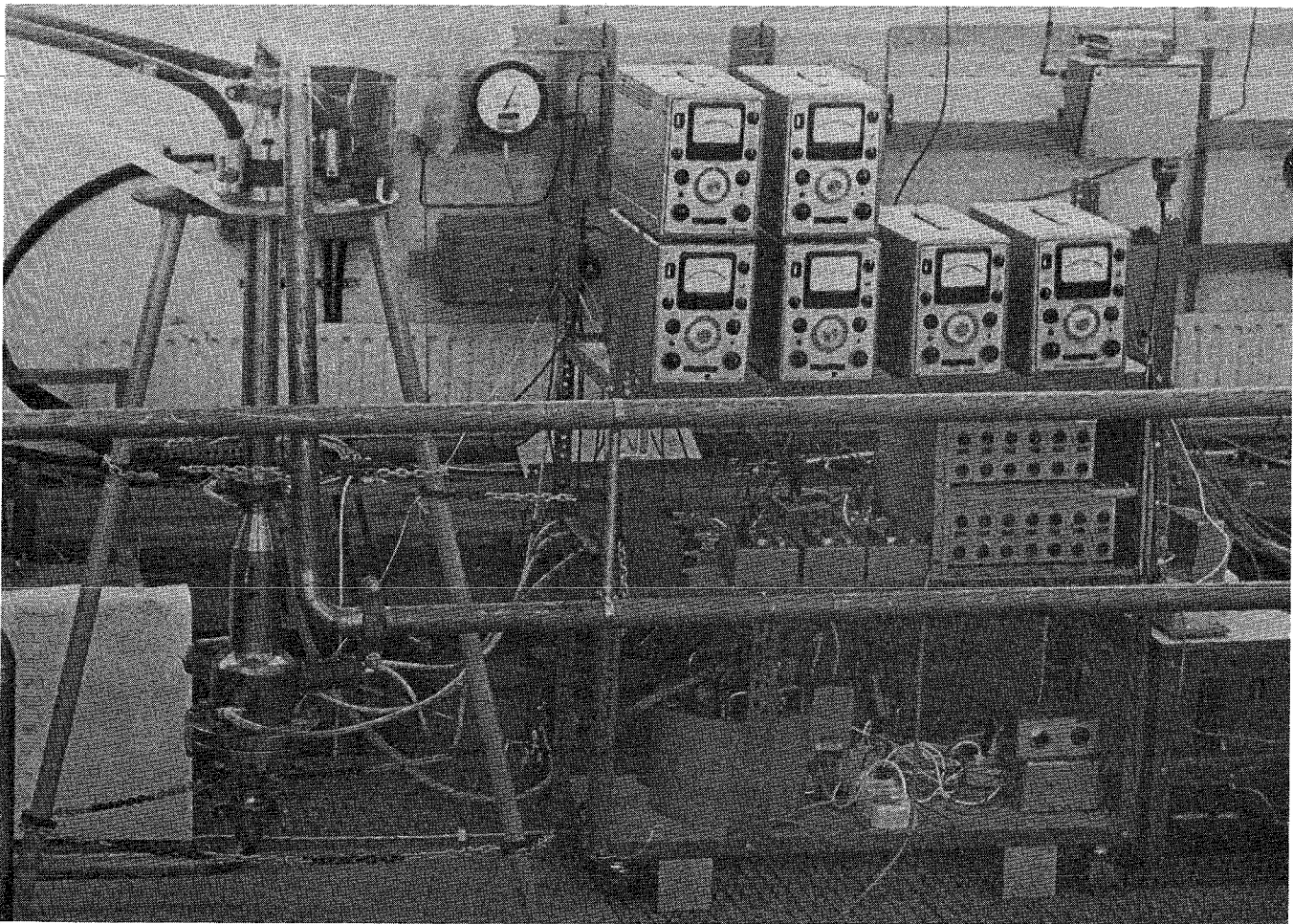


Abb.17 Teststrecke im He - Versuchskreislauf und Aufbau mit Messverstärkern

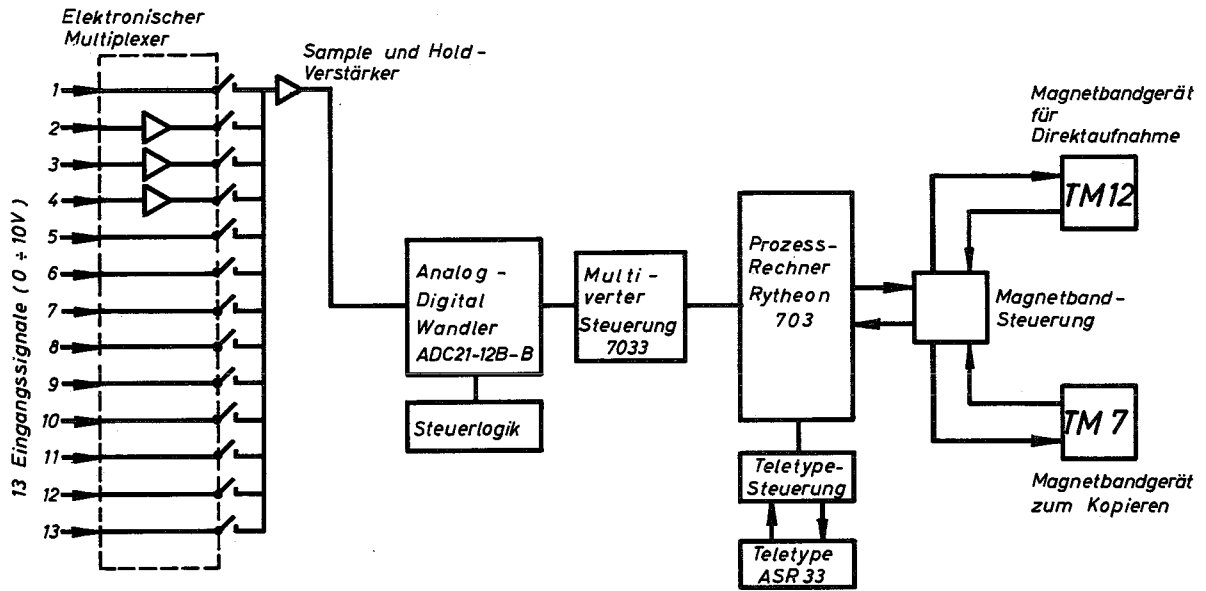


Abb. 18 Schemaskizze der Datenerfassungsanlage

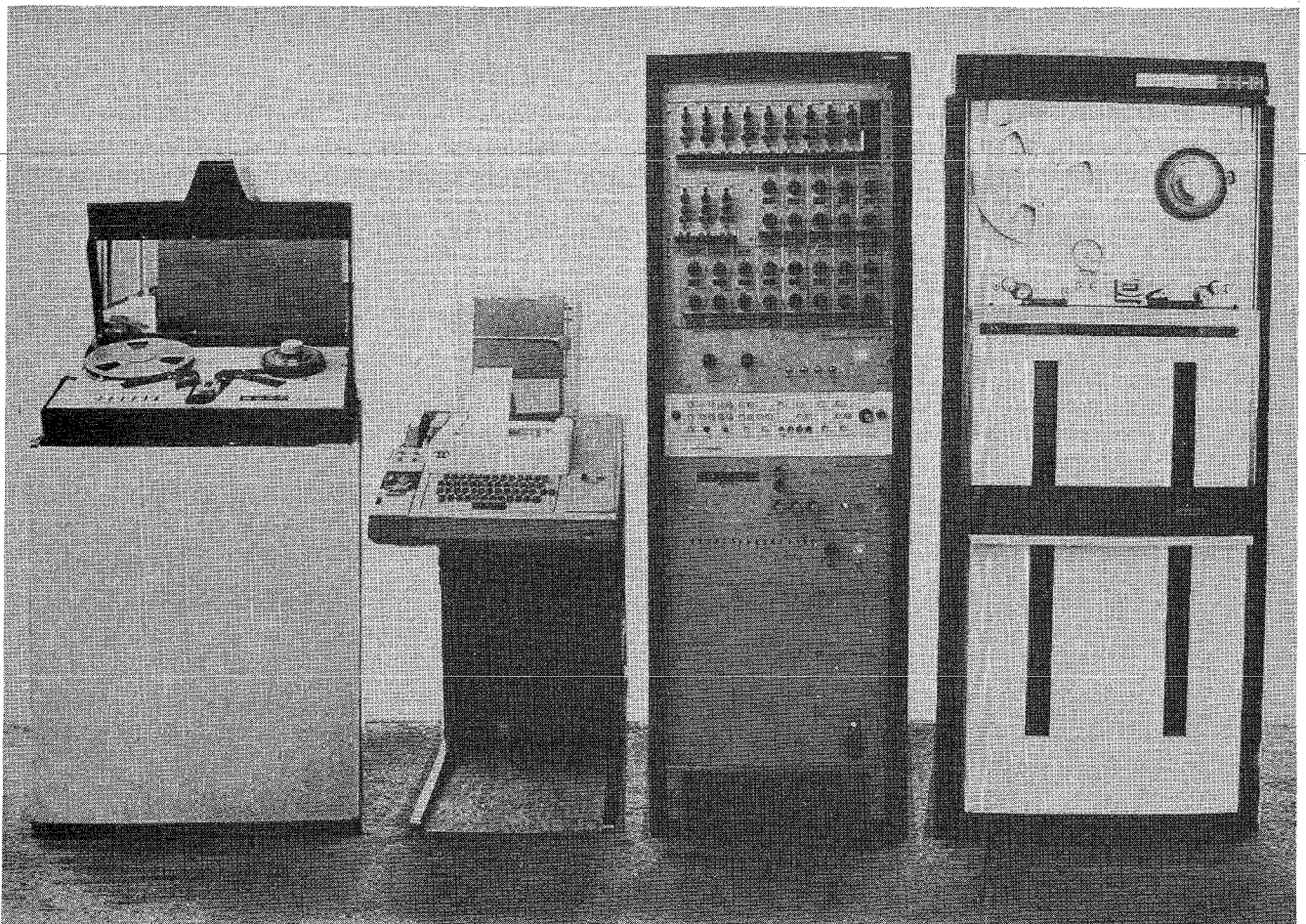


Abb. 19 Datenerfassungsanlage

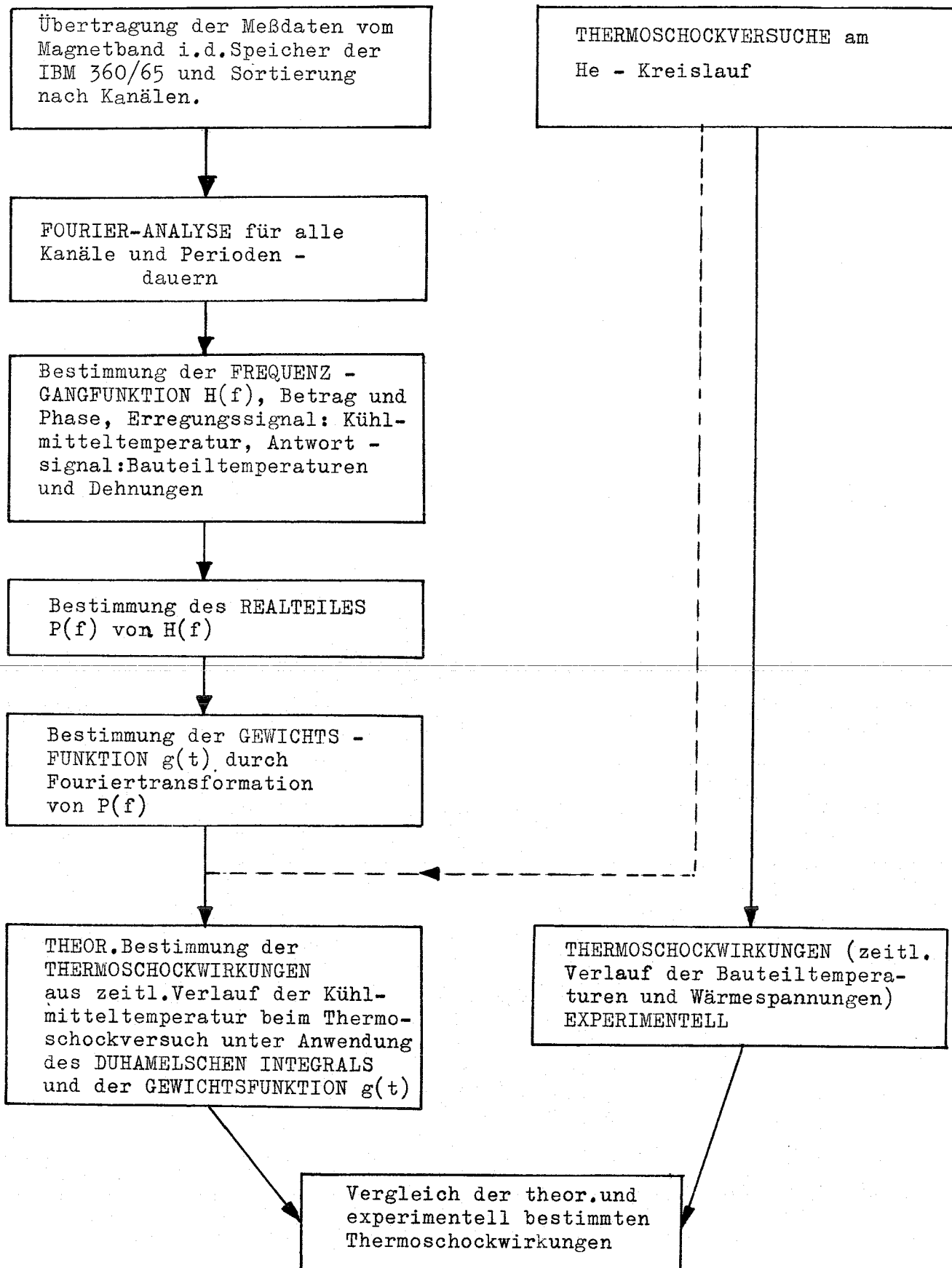


Abb.20: Fließschema für die Auswertung der Meßergebnisse

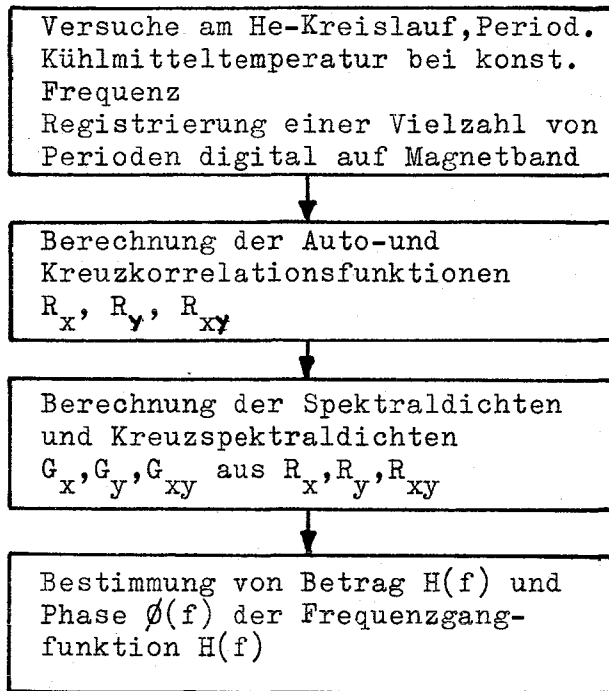


Abb.21: Bestimmung der Frequenzgangfunktion durch Spektralanalyse

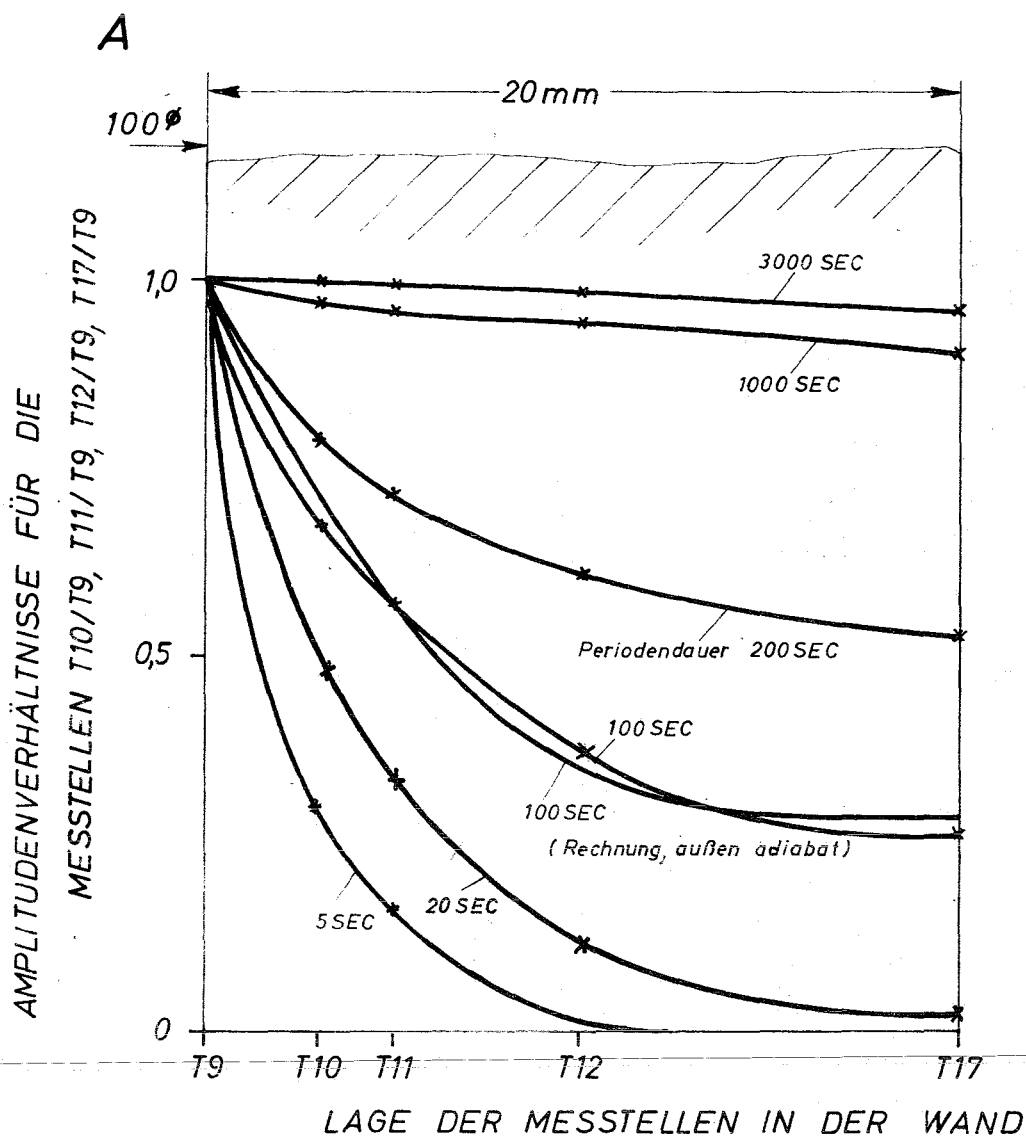
TABELLE 1: Bei den Versuchen gefahrene Meßstellenkombinationen

Bezeichnung der Meß- stellen- kombination	K A N A E L E												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
A	D2	D5	D8	D10	T20	T18	T9	T10	T11	T12	T17	T1	T16
B	D2	D5	D8	D10	T20	T18	T9	T10	T11	T12	T17	D3	T1
C	D3	D7	D9	D11	T20	T9	T1	T2	T3	T4	T6	D2	T17
D	D3	D7	D9	D11	T20	T15	T16	S1	S2	S3	T7	D2	T8

Anmerkung: Siehe auch Meßstellenplan Abb.4 und Versuchsprogramm Tab.2

Tabelle 2: Versuchsprogramm

Versuchs-Nr.	Periodendauer [sec]	Frequenz $f \cdot 10^{-4}$ [Hz]	Temp. Schwingbreite der Meßstelle T20 [°C]	Angeschlossene Meßstellen (Siehe Tab.1)	Versuchszweck
1	6000	1,67	14,6	B	U n t e r s u c h u n g
2	4000	2,5	15,3	B	
3	3000	3,3	14,5	B	
4	2000	5	14,7	B	
5	1500	6,67	14,2	B	
6	1000	10	14,1	B	
7	800	12,5	16,7	B	
8	600	16,7	17,6	B	
9	500	20	19	B	
10	400	25	21,5	B	
11	300	33,3	26,2	B	
12	250	40	27,9	B	
13	200	50	31	B	
14	175	57,1	35,3	B	
15	150	66,7	38,3	B	
16	125	80	39,7	B	
17	100	100	47,5	A	
18	80	125	52,3	A	
19	60	167	59,5	A	
20	50	200	63,5	A	F r e q u e n z m e ß u n g
21	40	250	72	A	
22	30	333	81	A	
23	25	400	93	A	
24	20	500	105	A	
25	17,5	571	104	A	
26	15	667	99	A	
27	12,5	800	92,5	A	
28	10	1000	83	A	
29	8	1250	73,5	A	
30	6	1667	59,5	B	
31	5	2000	51,6	A	
32	4	2500	45	B	
33	3	3333	33,8	B	
34	2	5000	22,2	B	
35	5	2000	50,6	B	L i n e a r i t ä t s - U n t e r s u c h u n g
36	5	2000	34,4	B	
37	5	2000	19,3	B	
38	30	333	93	B	
39	30	333	63,5	B	
40	30	333	32,8	B	
41	100	100	91,2	B	
42	100	100	64	B	
43	100	100	32,4	B	
44	500	20	39,4	B	
45	500	20	24,6	B	
46	500	20	14,9	B	
47	10	1000	83	B	
48	30	333	81	B	
49	100	100	79,5	C	K o n t r o l l m e s s g. m. a n d. M e ß s t.
50	100	100	79,5	D	
51	Schock	-	15	B	T h e r m o- s c h o c k s
52	Schock	-	15	B	



Siehe auch Meß-
stellenplan Abb.4

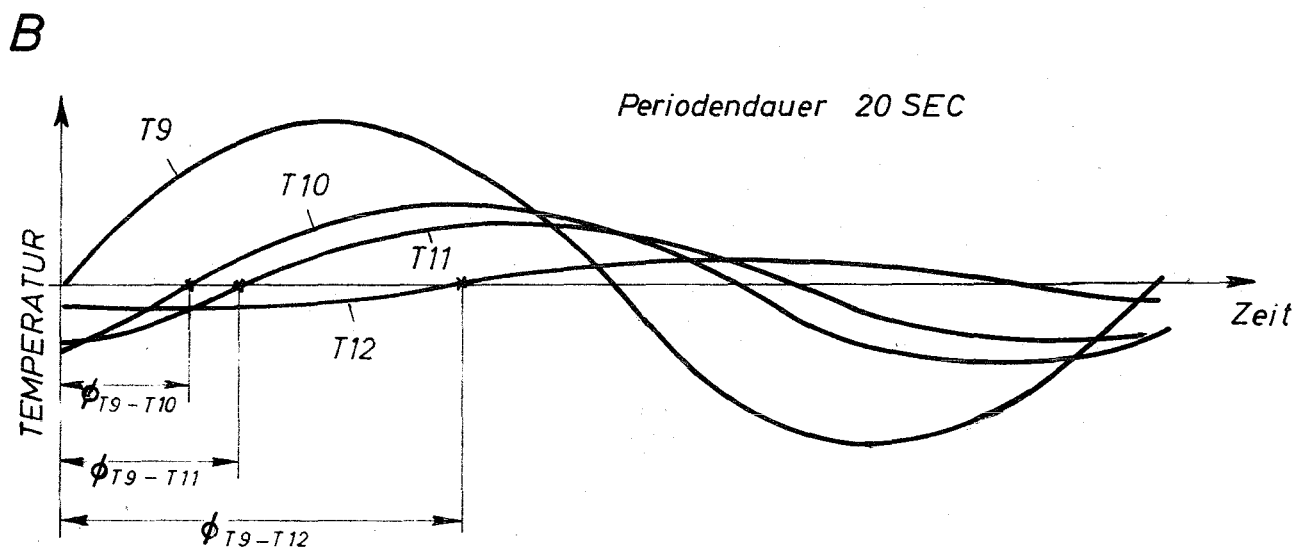


Abb. 22 A Gemessene Temperaturamplituden in verschiedener Wandtiefe (bezogen auf Innenwandtemperaturamplitude ΔT_9) in Abhängigkeit von der Periodendauer der Gastemperaturänderung.

B Gemessene Phasenverschiebung der Temperaturschwingungen in verschiedener Wandtiefe für Periode 20 sec.

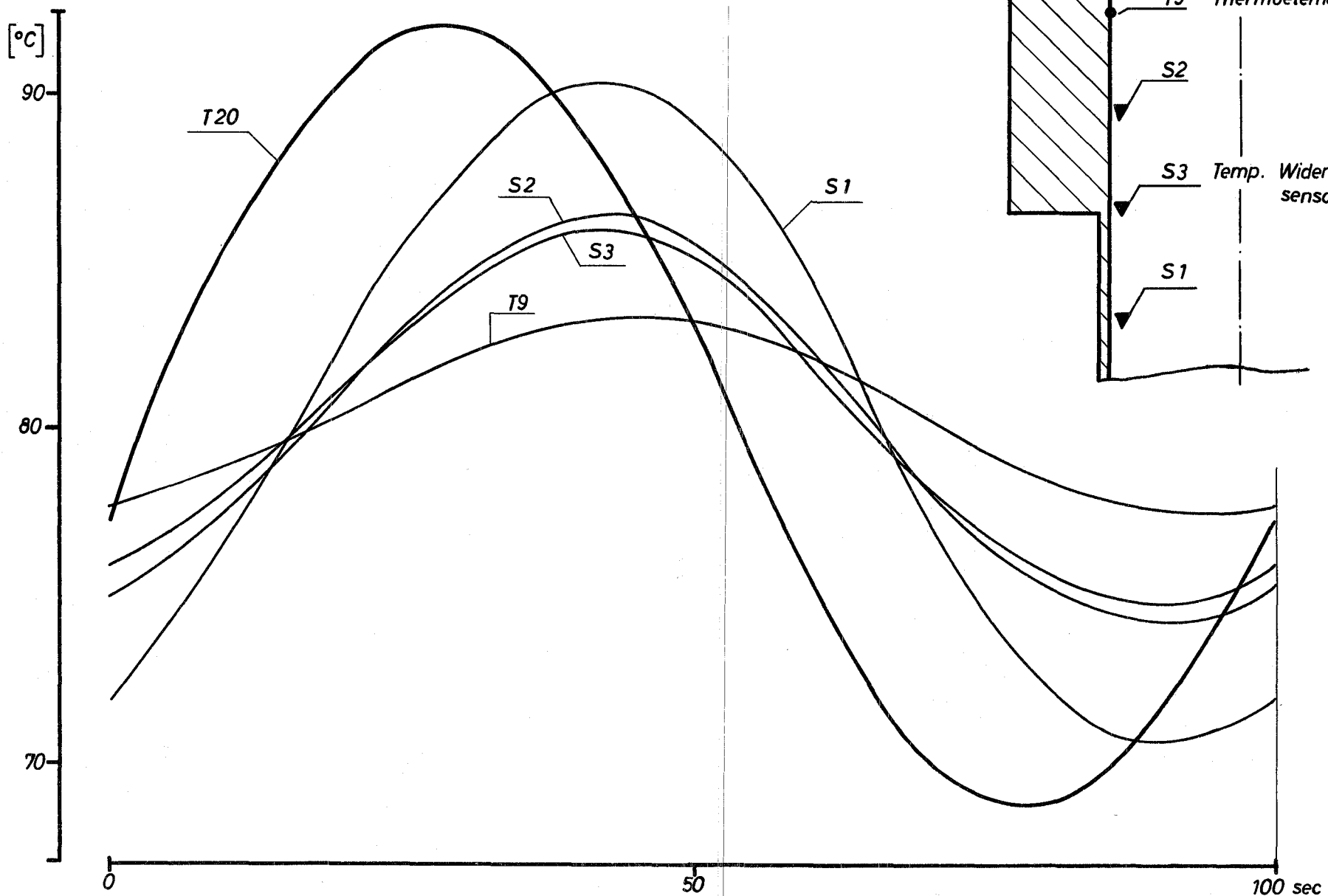


Abb. 23 Zeitl. Temperaturverlauf der Temperaturen an der Innenseite des Testkörpers bei Periodendauer 100sec.

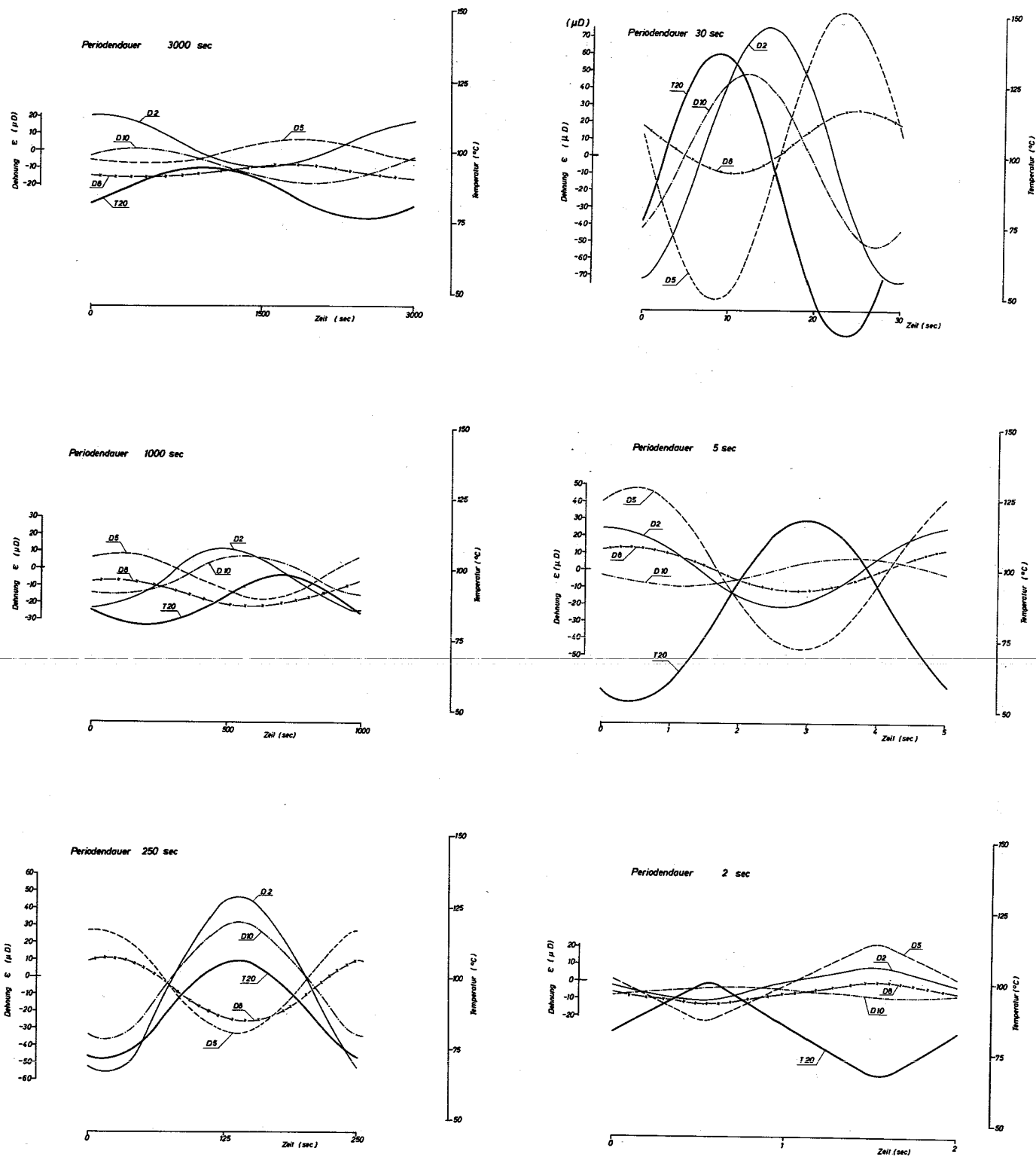


Abb. 24 Zeitl. Verlauf der gemessenen Dehnungen bei verschiedenen Periodendauern der Kühlmitteltemperaturänderung

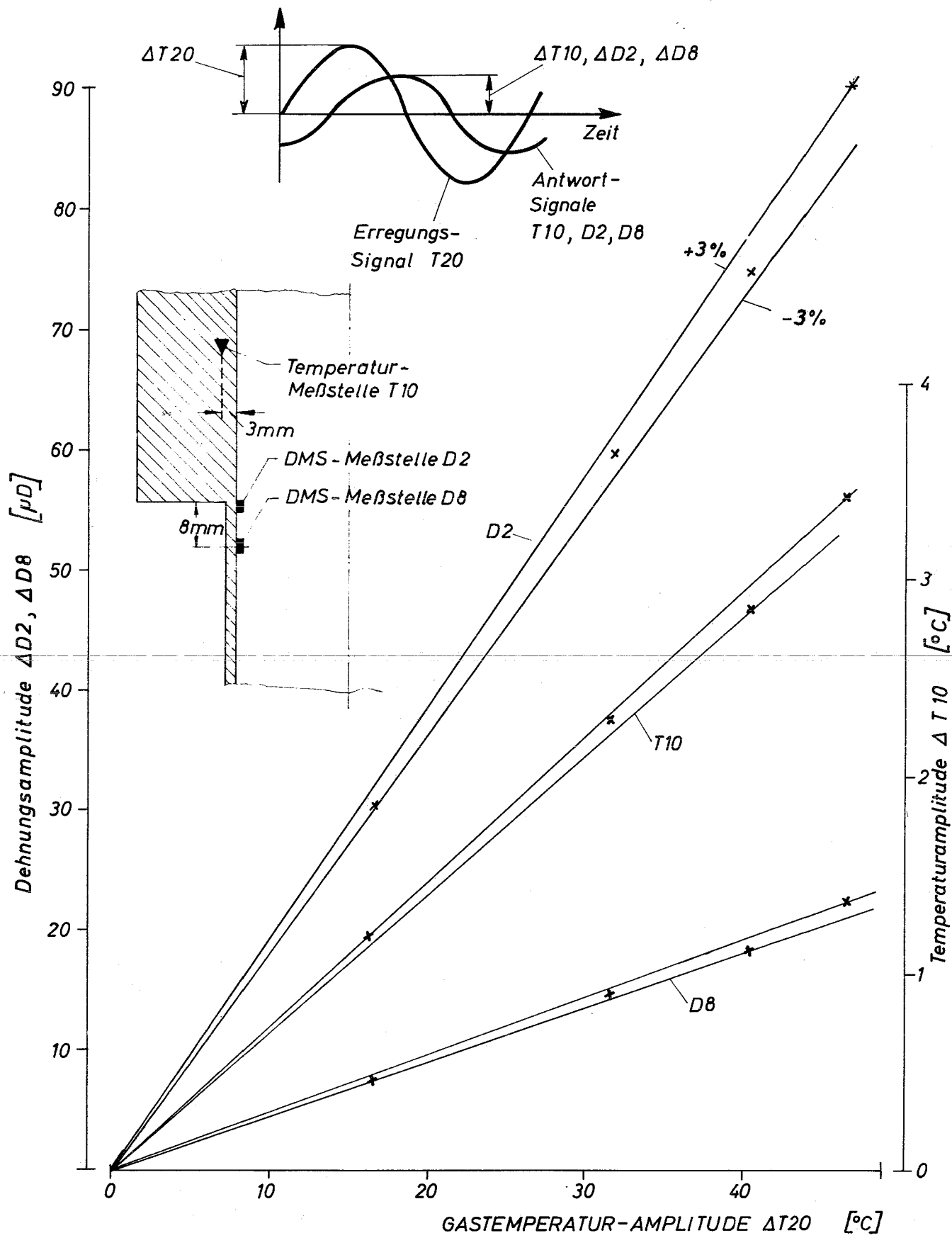
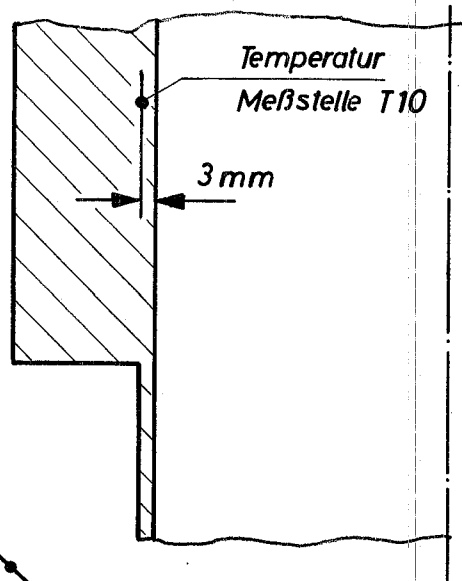


Abb. 25 Abhängigkeit der gemessenen Amplituden von Bauteiltemperatur und Wärmedehnung von der Gasamplitude (Untersuchung der Linearität), Periodendauer 30 sec.



T20 Kühlmitteltemperatur
am Eintritt in den Testeinsatz
(s. Abb. 1)

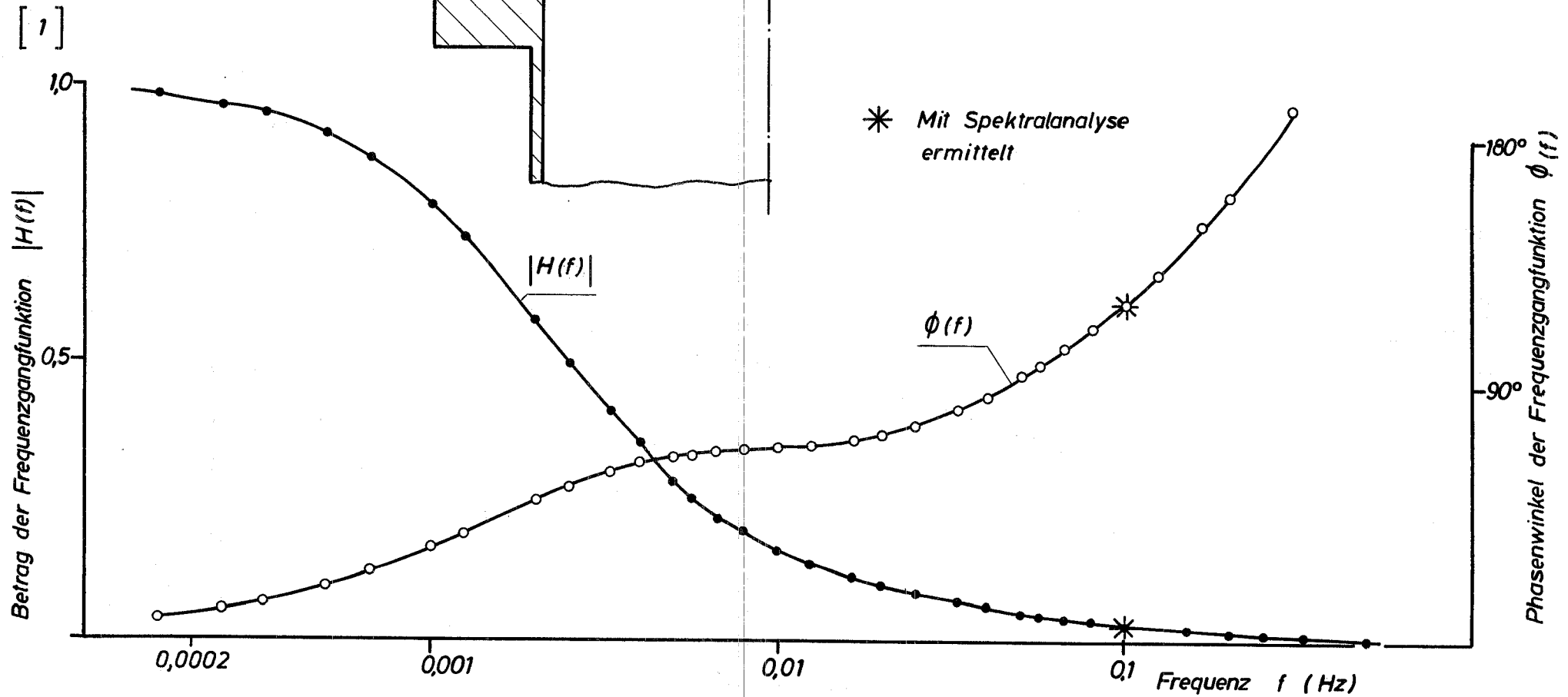
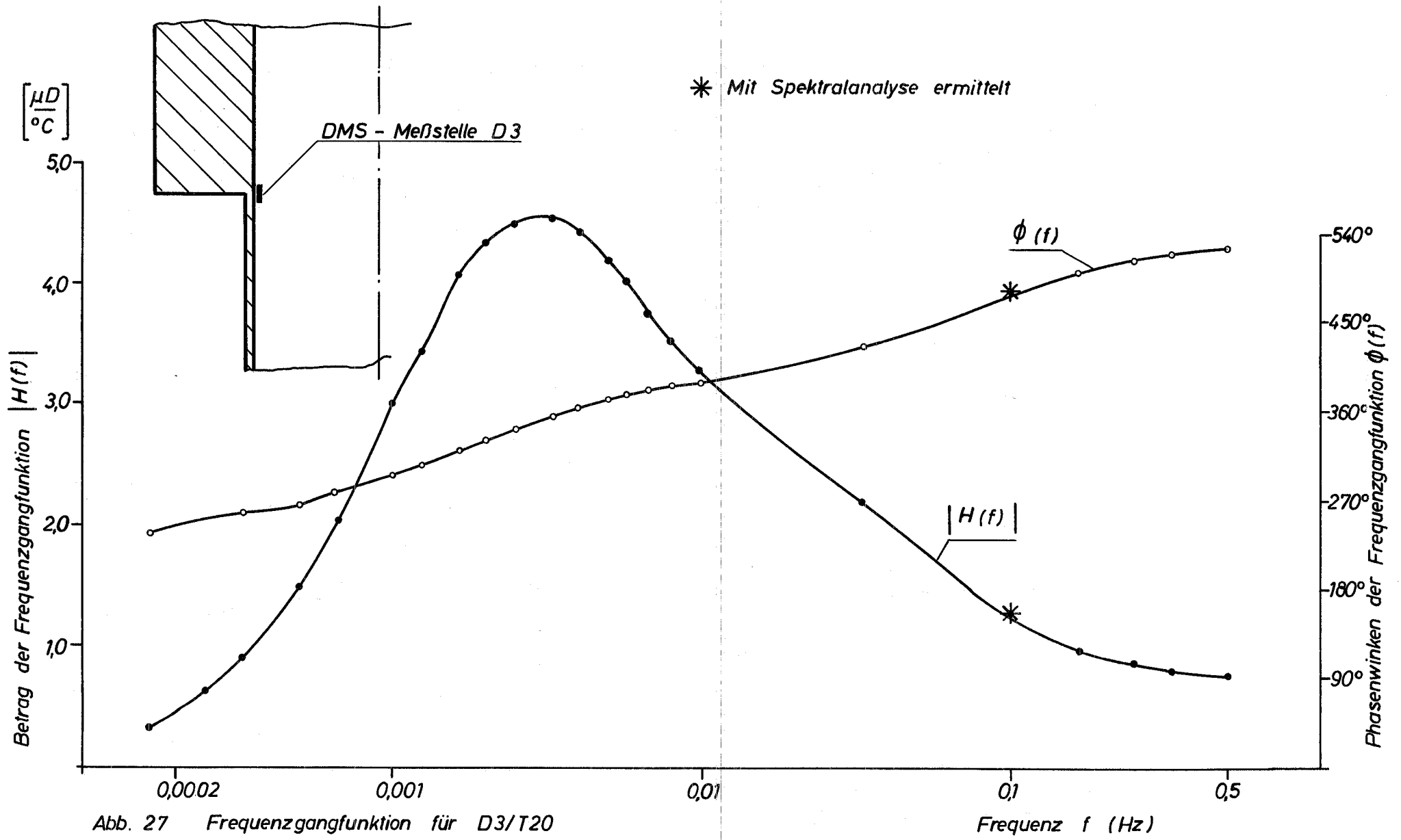


Abb. 26 Frequenzgangfunktion für T10/T20



T20 Kühlmitteltemperatur

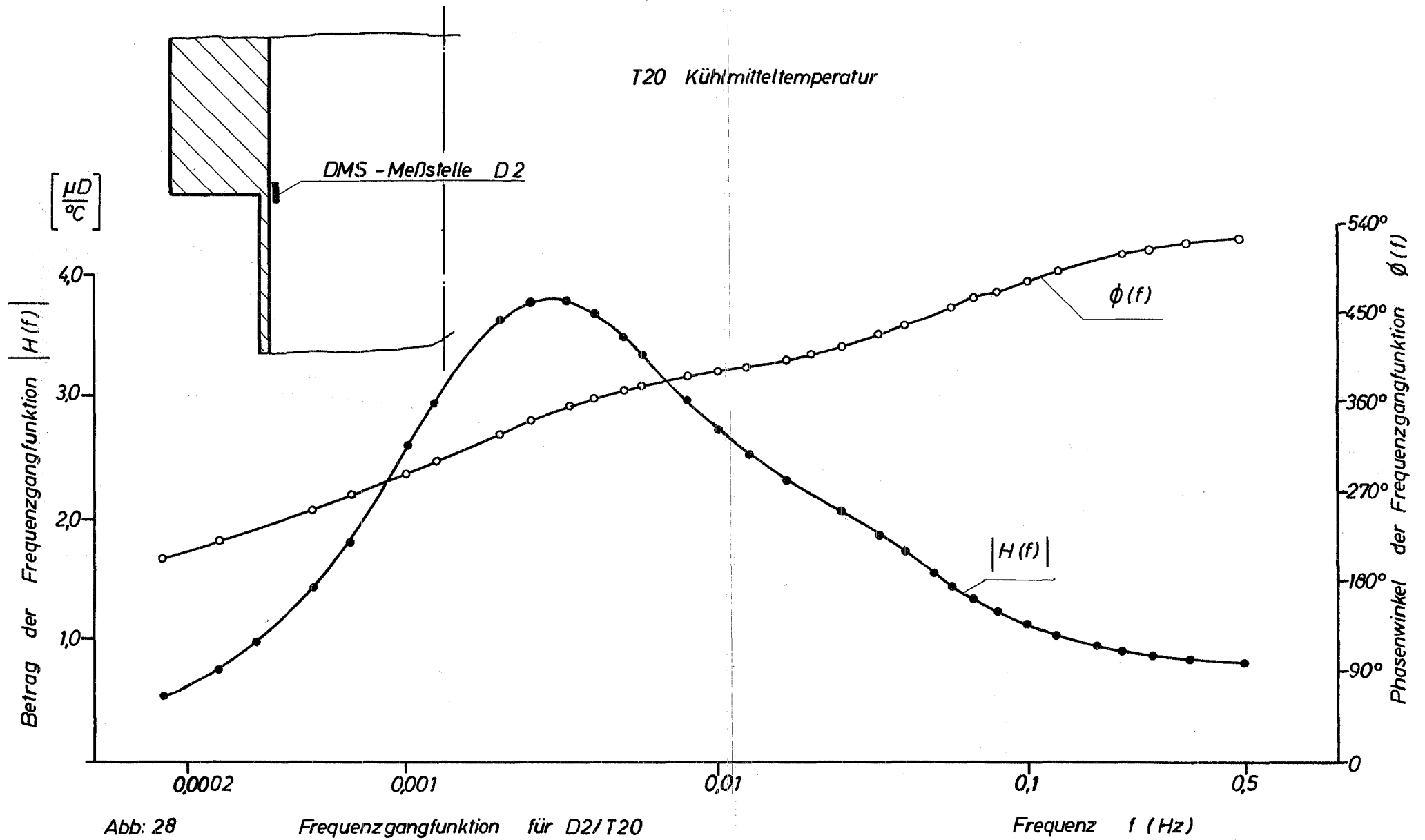


Abb: 28

Frequenzgangfunktion für D2/T20

Frequenz f (Hz)

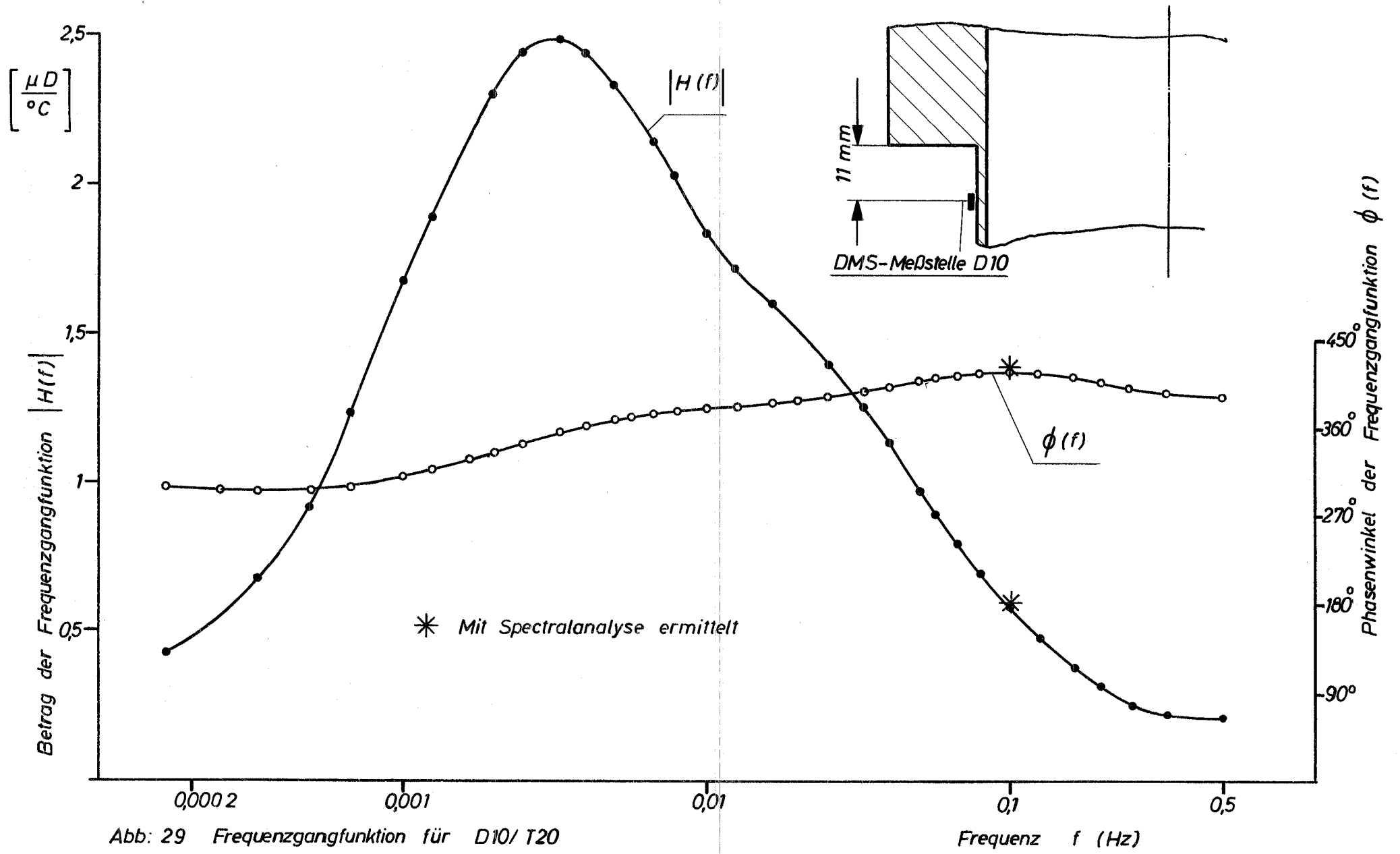


Abb: 29 Frequenzgangfunktion für D10/ T20

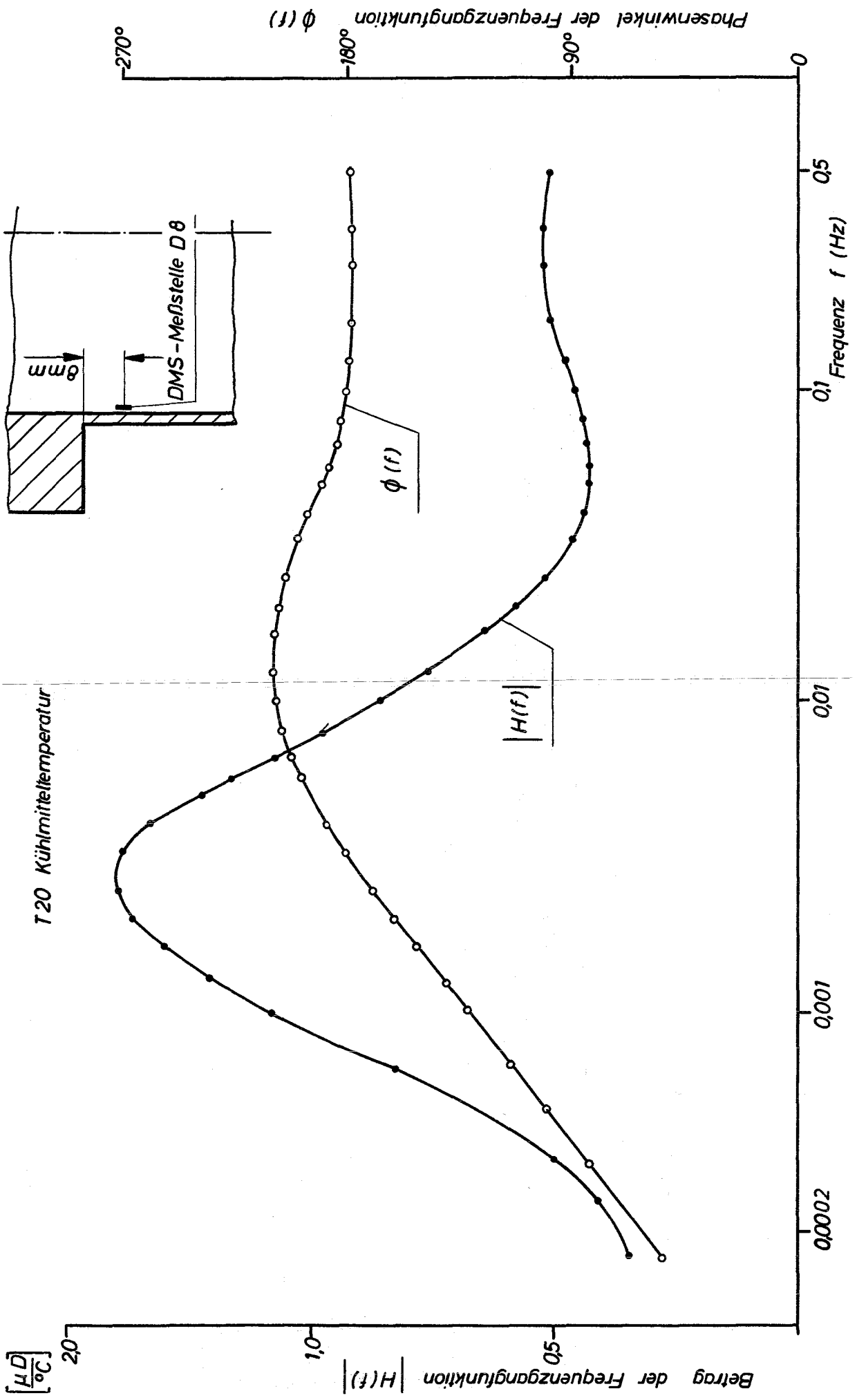


Abb. 30 Frequenzgangfunktion für D8/T20

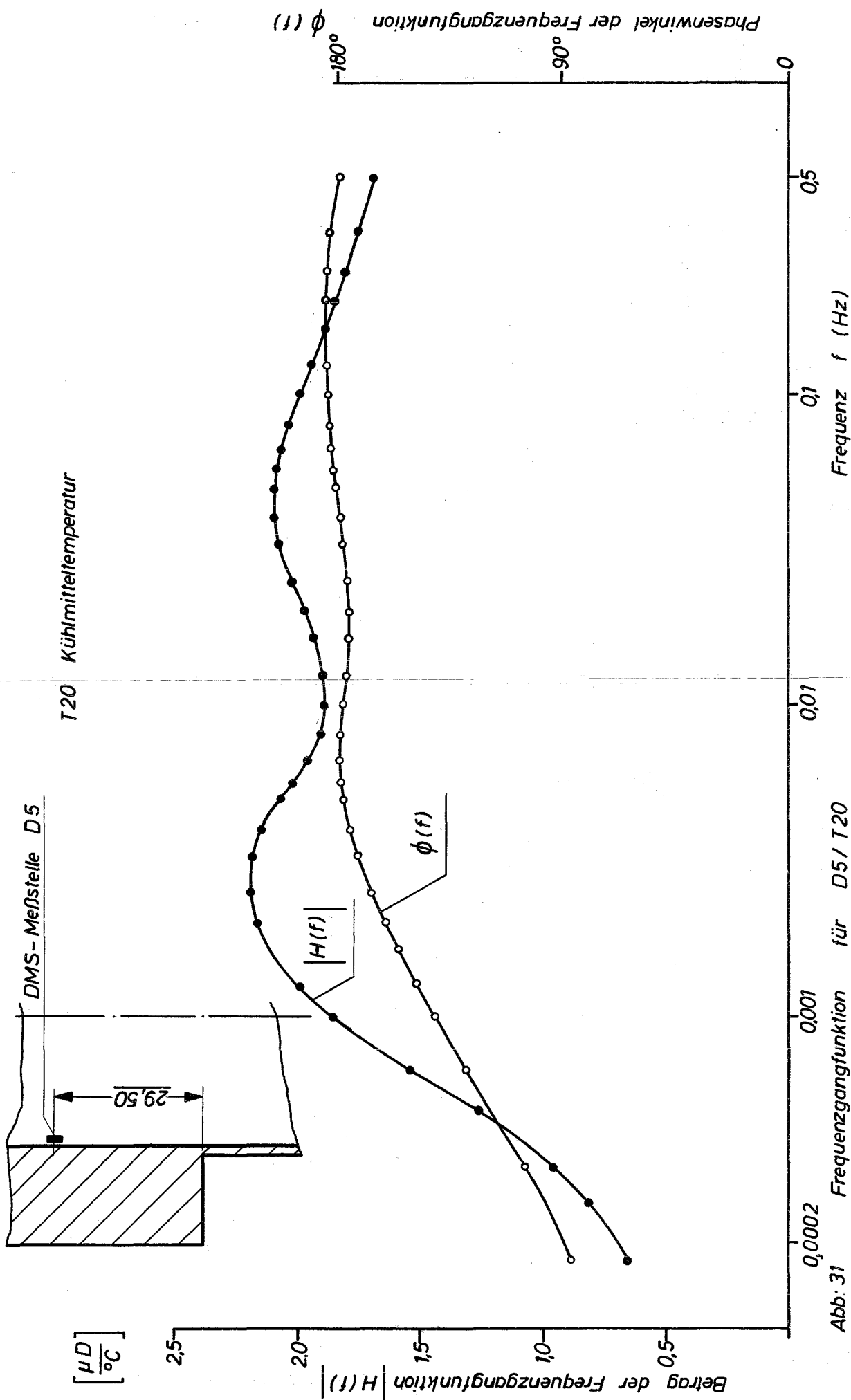


Abb. 31 Frequenzgangfunktion für D5 / T20

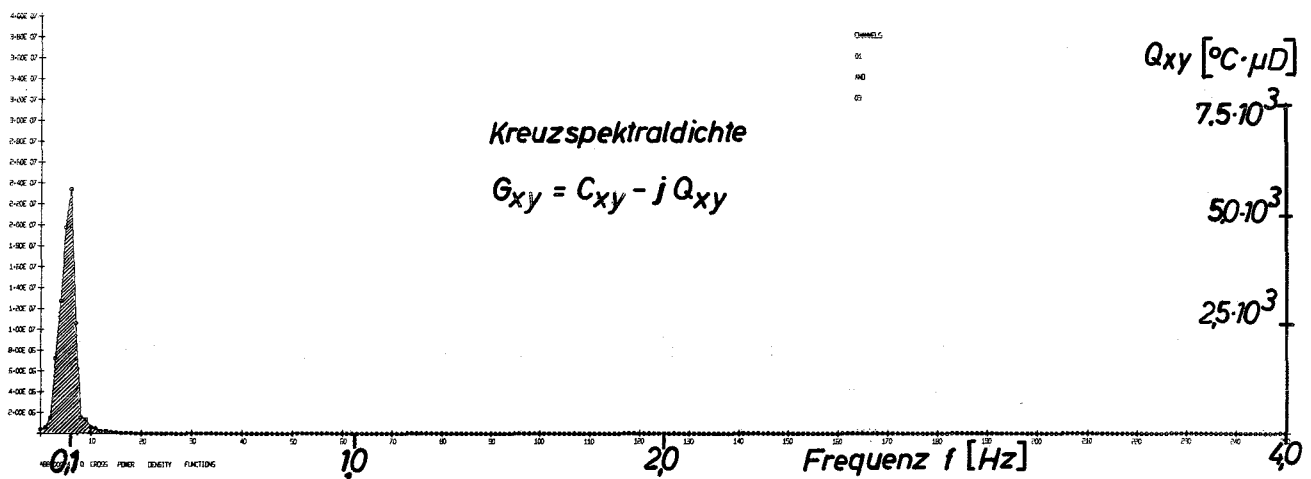
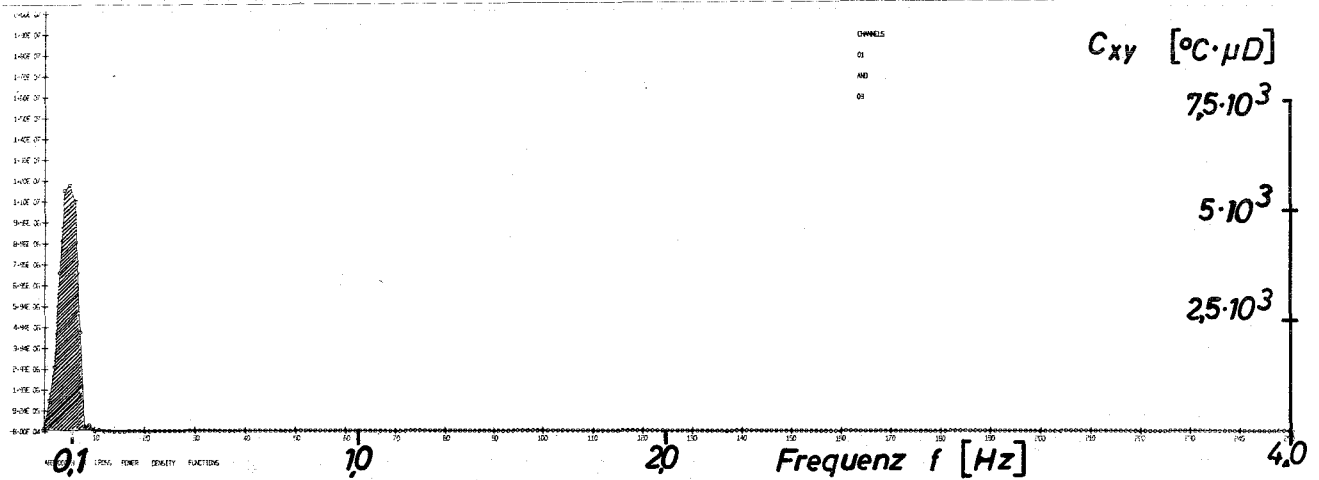
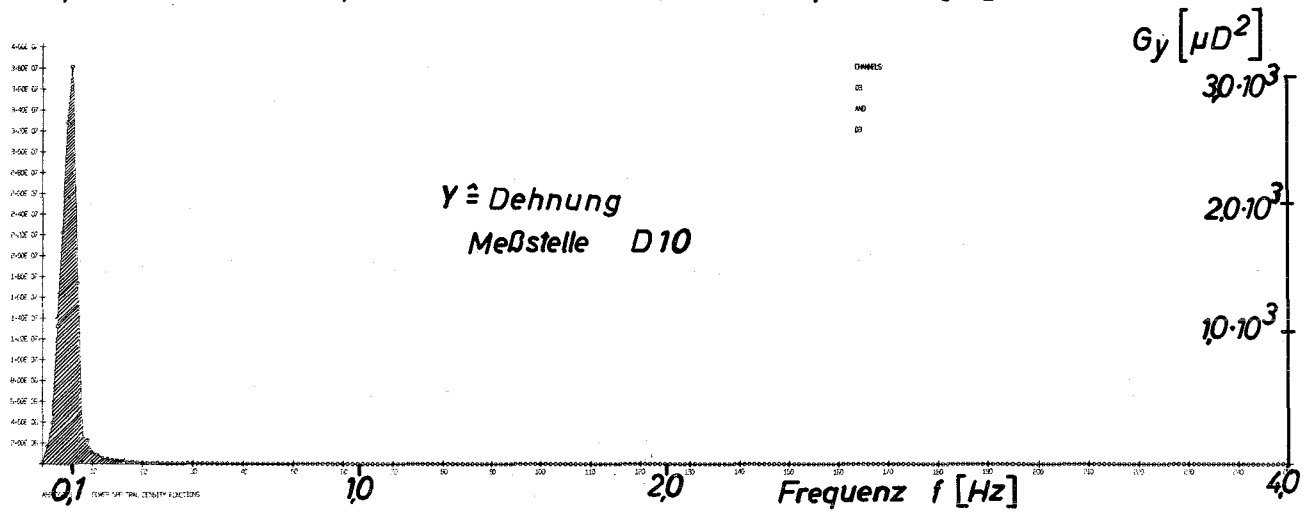
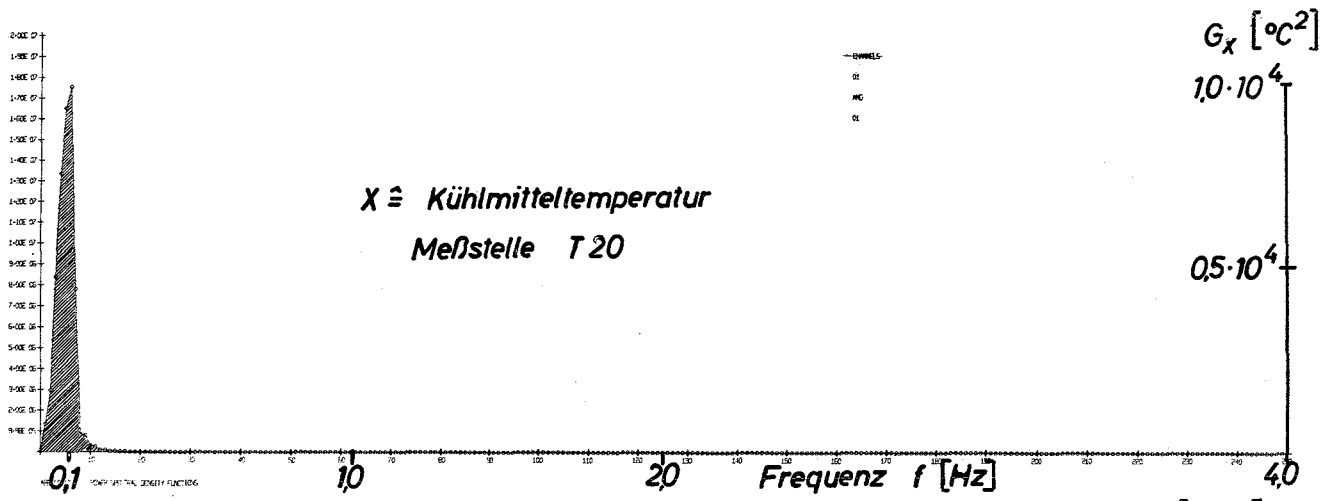


Abb. 32 Spektraldichtefunktionen und Kreuzspektraldichtefunktionen für die Kühlmitteltemperatur $T20$ u. die Dehnung $D10$; Periodendauer 10 sec

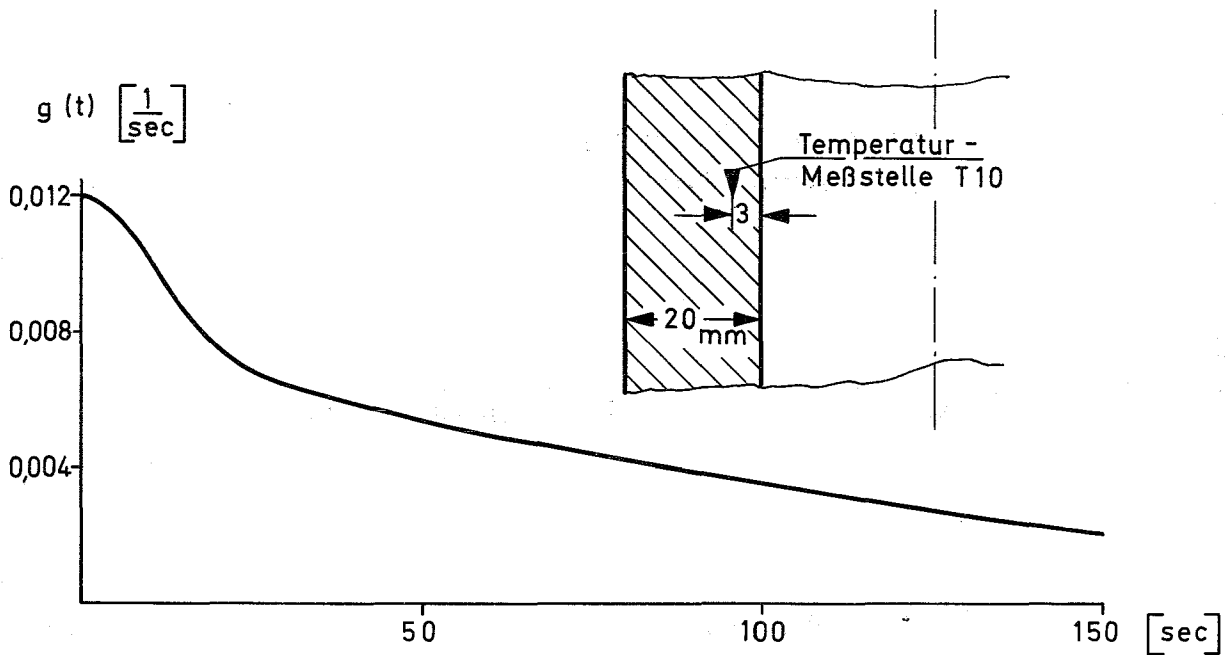


Abb. 33 Gewichtsfunction der Temperatur der Meßstelle T10

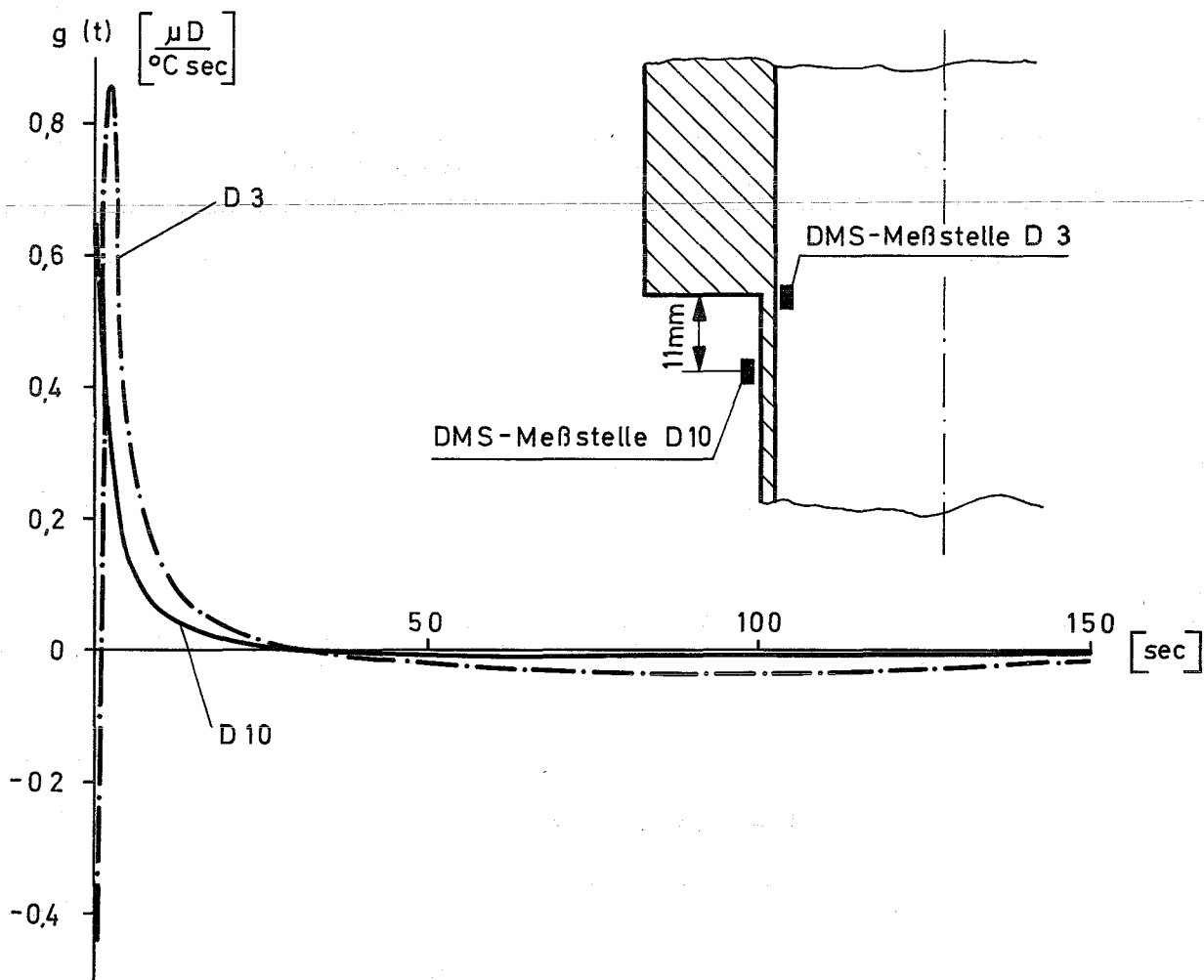


Abb. 34 Gewichtsfunctionen der Dehnungen an den Meßstellen D10 und D3

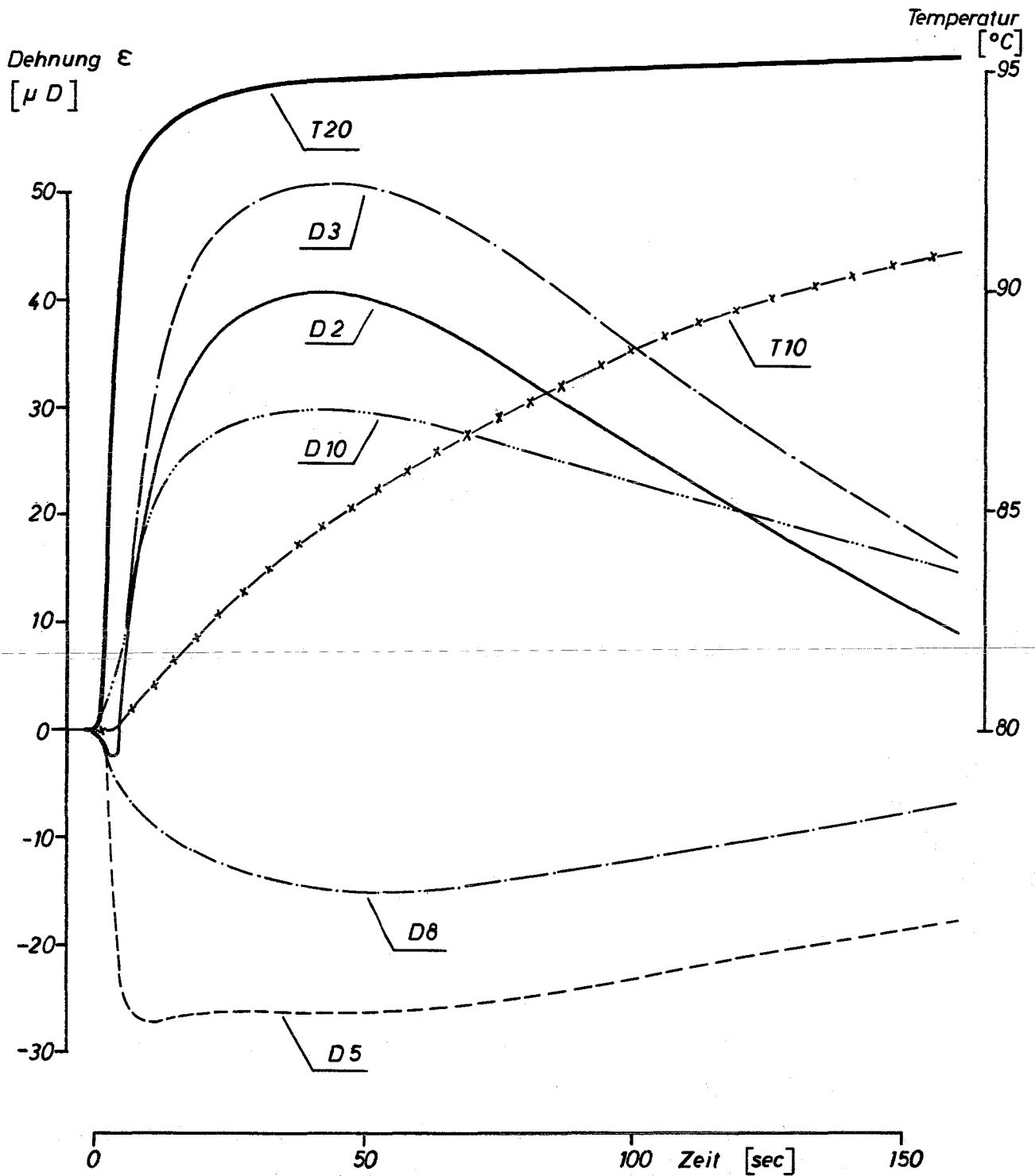


Abb: 35

Thermoschockversuch am He - Kreislauf, zeitliche Verläufe der Testkörpertemperatur der Meßstelle T10 und der Dehnungen der Meßstellen D2, D3, D5, D8 und D10.

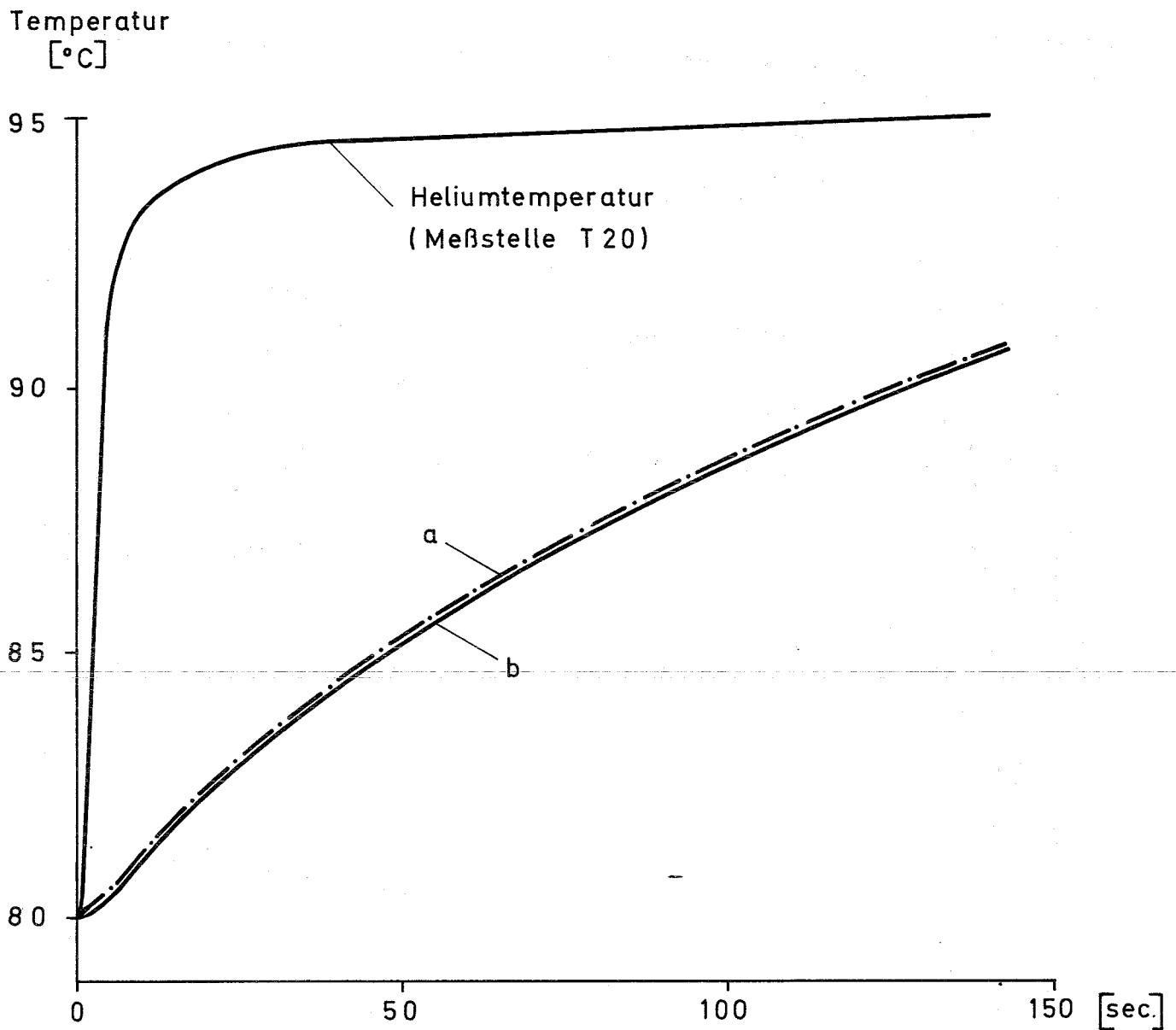


Abb. 36 Zeitl. Verlauf der Temperatur an der Meßstelle T10 beim Thermoschock
 Kurve a: mit Gewichtsfunktion $g(t)$ berechnet
 Kurve b: direkt im Thermoschockexperiment gemessen.

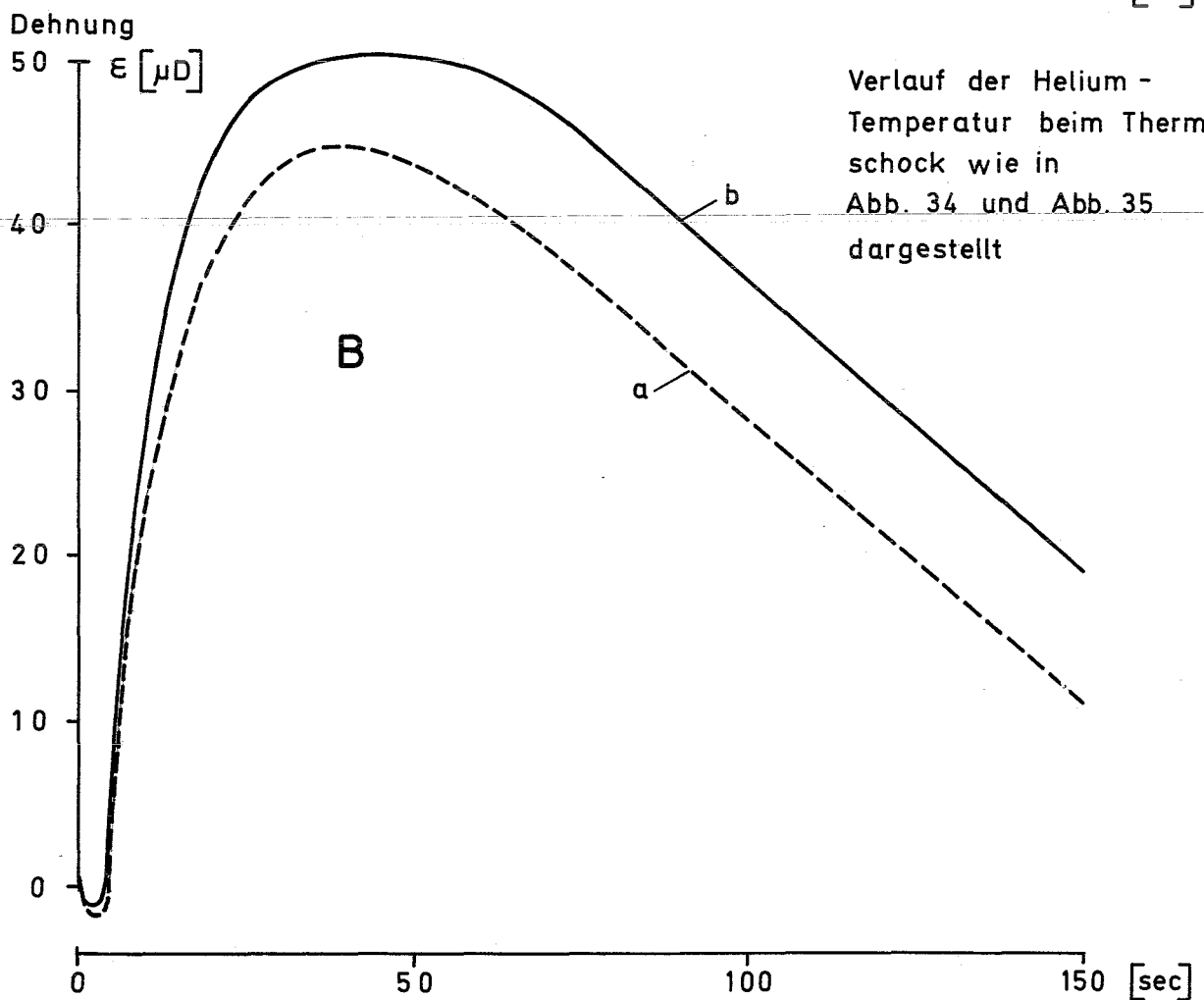
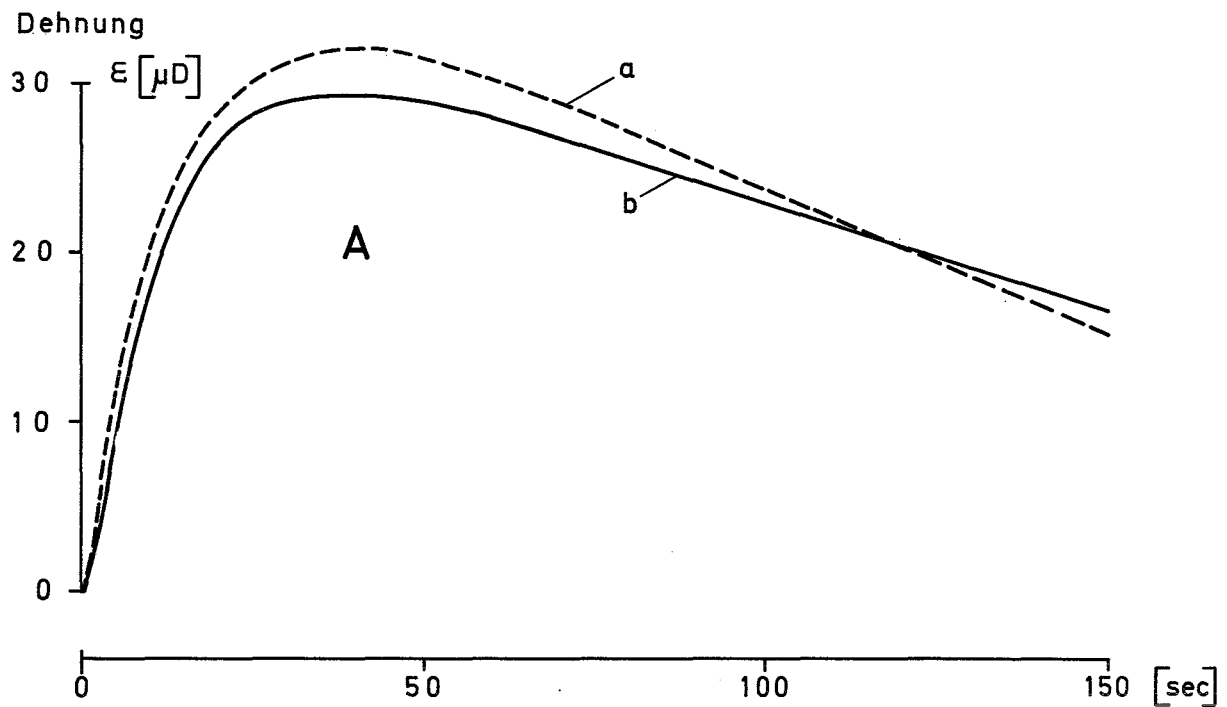


Abb. 37 Zeitl. Verlauf der Dehnungen an den Meßstellen D10 (Diagramm A) und D3 (Diagramm B)
 Kurve a: mit Gewichtsfunktion $g(t)$ berechnet
 Kurve b: direkt im Thermochockexperiment gemessen

