

KfK 2790

Juli 1979

True Mass Flow Meter

**Entwicklung und Einsatz eines
Massenstrom-Meßgerätes für instationäre
Zweiphasenströmungen**

G. Class
Institut für Reaktorentwicklung
K. Hain, F. Schloß, K. H. Wagner
Hauptabteilung Ingenieurtechnik
Projekt Nukleare Sicherheit

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Institut für Reaktorentwicklung
Hauptabteilung Ingenieurtechnik
Projekt Nukleare Sicherheit

KfK 2790

TRUE MASS FLOW METER

Entwicklung und Einsatz eines Massenstrom-
Meßgerätes für instationäre Zweiphasenströmungen

G. Class, IRE

K. Hain, F. Schloß, K.H. Wagner, IT

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
ISSN 0303-4003

Zusammenfassung

Es wird ein druck- und temperaturfestes Meßgerät zur Messung eines transienten Zweiphasenmassenstromes Wasser/Dampf bei DWR-Betriebsbedingungen beschrieben. Das Meßgerät, True Mass Flow Meter genannt, ist in der Lage, den Massenstrom direkt und unabhängig vom Mediumszustand zu messen.

Die Betriebsdaten entsprechen mit 160 bar und 573 K den DWR-Bedingungen; der Meßbereich reicht bis 5 kg/s. Die erzielte Meßgenauigkeit ist besser als $\pm 3\%$.

Im vorliegenden Bericht wird auf die Auslegung und die Konstruktion des TMFM sowie auf dessen Betriebsverhalten beim Blowdown-Experiment COSIMA eingegangen.

TRUE MASS FLOWMETER

Development and Use of a Mass Flow Measuring Instrument
for Non-steady-state Two-phase Flows

Abstract

A pressure and temperature resistant measuring instrument is described for measurements of a transient water/vapor two-phase mass flow under PWR operating conditions. The measuring instrument, termed "TRUE MASS FLOW METER", is capable of measuring the mass flow in a direct way and independent of the state of the medium.

The operating data of 160 bar and 573 K correspond to the PWR conditions; the measuring range extends to 5 kg/s. The accuracy of measurement achieved is better than $\pm 3\%$.

This report deals with the concept and design of the TMFM and with its operating behavior during the blowdown test performed in COSIMA.

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	1-1
2. Konzept des TMFM	2-1
2.1 Funktionsweise des TMFM	2-4
2.2 Ergebnisse der Prinzipversuche	2-6
3. Konstruktive Beschreibung	3-1
3.1 Rotor und Stator	3-5
3.2 Abdichtung gegen Leckströme	3-10
3.3 Meßkopf mit DMS	3-11
3.4 Gleitringdichtung	3-14
4. Theoretische Überlegungen und Ergebnisse der Vorversuche	4-1
4.1.1 Strömungsführung	4-1
4.1.2 Druckverluste	4-1
4.1.3 Mechanisches Meßsystem	4-1
4.1.3.1 Berechnung der Statorauslegung	4-3
4.1.3.2 Meßsignal	4-5
4.1.3.3 Maximale Dehnung der DMS	4-6
4.1.3.4 Maximale mechanische Spannungen	4-6
4.1.3.5 Eigenfrequenz	4-6
4.1.3.6 Am Stator angreifendes Moment	4-7
4.1.3.7 Vergleich von Rechenwerten mit Messungen am Stator	4-8
4.1.3.8 Auslegung des Meßsystems für $\dot{m} = 5 \text{ kg/s}$	4-8
4.1.3.9 Vergleich mit den Anforderungen	4-9
4.1.4 Meßbrücke	4-10
4.1.4.1 Meßsignal in Abhängigkeit von der Dehnung \mathcal{E}	4-10
4.1.4.2 Einfluß der Leitungswiderstände	4-13
4.1.5 Dämpfung des Meßsignals	4-14
4.1.6 Leckmengenströme	4-18
4.1.6.1 Berechnungsgleichungen	4-19
4.1.6.2 Beispiel für eine Leckstromberechnung	4-21

	<u>Seite</u>
4.2 Ergebnisse der Testversuche	4-24
4.2.1 Vorversuche zum Temperaturgang	4-24
4.2.1.1 Temperatureinfluß an der Meßbrücke und am DMS	4-24
4.2.1.2 Temperatureinfluß am Stator	4-26
4.2.1.3 Gesamtfehler aus dem Temperaturgang	4-26
4.2.2 Vorversuche zur Druckabhängigkeit	4-27
4.2.3 Mechanische Hysterese	4-27
4.2.4 Pumpeffekt beim Nulldurchsatz	4-28
4.2.5 Mechanische Eichung	4-28
4.2.6 Eichversuche im Kaltwasser-Versuchsstand	4-31
4.2.7 Zweiphasen-Wasser/Dampf-Versuche	4-31
5. Einsatz des TMFM in der COSIMA-Anlage	5-1
6. Schlußbetrachtung	6-1
Anerkennung	6-2
7. Literaturverzeichnis	7-1

Abbildungsverzeichnis

<u>Abb.</u>	<u>Seite</u>	
2-1	Prinzipieller Aufbau des TMFM	2-5
2-2	Konstruktiver Aufbau des Prototyps	2-6
2-3	Gesamtansicht des Prototyps	2-7
2-4	Vergleich zwischen Meßwerten und Theorie	2-8
3-1	TMFM-Längsschnitt	3-2
3-2	TMFM-Querschnitt	3-3
3-3	Gesamtansicht TMFM, Typ I	3-4
3-4	Rotor und Rotorgleitringdichtung	3-6
3-5	Rotorzeichnung	3-7
3-6	Statorzeichnung	3-8
3-7	Statorring mit Federbeine und Dämpfungsgehäuse	3-9
3-8	Spaltabdichtung des Stators	3-10
3-10	Meßkopfzeichnung	3-12
3-11	Befestigung des DMS	3-13
3-12	Gesamtansicht des Meßkopfes	3-12
3-13	Vergleichswiderstände zu den DMS	3-14
3-14	Axiale Gleitringdichtung	3-16
3-15	Gleitringdichtung	3-15
3-16	Statorteile	3-17
3-17	Statorring montiert	3-17
3-18	Rotor mit Lagerteil	3-17
3-19	Dämpfungsring montiert	3-17
4-1	Schema der Statoraufhängung	4-3
4-2	Prinzipbild der DMS	4-10
4-3	Brückenschaltung für die DMS	4-11
4-4	Prinzip der Statordämpfung	4-15
4-5	Schwingungsversuch mit Hg-Dämpfungsring	4-16
4-6	Prinzip der Statorspaltabdichtung	4-18
4-7	Leckstrommessung	4-22
4-8	Mechanische Eichung	4-29
4-9	Kaltwassereichung	4-30
4-10	Druckverlust bei einphasiger Kaltwasserströmung	4-30

4-11 Eichmessungen des TMFM, f (\dot{m}_R)	4-32
4-12 Eichmessungen des TMFM, f (x)	4-34
4-13 Druckverlust, f (x, \dot{m})	4-34
4-14 Druckverlust, f (x, $\dot{m} = \text{const}$)	4-34
5-1 Teststreckenschema COSIMA	5-2
5-2 Massenstromverlauf Versuch Nr. 70	5-4
5-3 Teststreckeninhalt im Vergleich zur Dichtemessung	5-5

1. Einleitung

Anders als bei homogenen Strömungen wirft die Messung des Massenstromes instationärer inhomogener Strömungen, dazu gehören insbesondere Strömungen von Flüssigkeiten zusammen mit Gasen bzw. Dämpfen, bemerkenswerte Probleme auf. Die Ursache dafür ist in der Inhomogenität der Strömung zu suchen, die in Form der räumlichen und zeitlichen Verteilung der Phasen zusätzliche Freiheitsgrade besitzt. Eine genaue Messung des Massenstromes setzt daher die unmittelbare Erfassung lokaler Zustände in weit höherem Maß voraus als bei einphasiger Strömung.

Wenn diese gleichzeitige Erfassung lokaler Zustände auf mechanischem Wege erfolgt, wie es bei den meisten Meßmethoden der Fall ist, dann stellt die Messung prinzipiell einen erheblichen Eingriff in die Strömung dar. D.h., daß die Strömungsform verändert wird und ein merklicher Druckverlust entsteht. Die Messung des Zweiphasenmassenstromes stellt somit in der Regel eine größere Strömungsstörung dar, als es bei vergleichbarer Messung in einphasiger Strömung erforderlich ist.

In jedem Anwendungsfall wird man sich daher fragen müssen, ob eine größere Strömungsstörung zugunsten einer höheren Meßgenauigkeit in Kauf genommen werden kann. Insbesondere bei vielen thermohydraulischen Untersuchungen auf dem Gebiet der Leichtwasserreaktorsicherheit (Kühlmittelverluststörfälle u.a.) spielt die Erhöhung der Meßgenauigkeit bei den gewöhnlich transient ablaufenden Prozessen eine große Rolle. Der Grund liegt darin, daß ein Zweiphasengemisch (etwa Wasser und Wasserdampf) bei einem Druck und einer Temperatur ein gegebenes Volumen mit sehr unterschiedlichen Massen füllen kann. Erreicht man durch Messung von Massenströmen an einem zu untersuchenden System eine Aussage über die Massenfüllung, so liefert dies auch eine Aussage über den Energieinhalt des betrachteten Volumens. Daraus lassen sich schließlich Aussagen über die Energieflüsse im System ableiten oder stützen, die ihrerseits nur in ganz speziellen Fällen einer Messung zugänglich sind. Für die Verifi-

kation oder Qualifizierung von Rechenmodellen zur Beschreibung des thermohydraulischen Systemverhaltens stellt die Möglichkeit der Messung instationärer Zweiphasenmassenströme in diesen Fällen eine unabdingbare Forderung dar.

Aus diesem Grunde wurden seit Jahren (und werden noch) in verschiedenen Ländern, besonders in der BRD und in den USA, erhebliche Anstrengungen zur Entwicklung oder Weiterentwicklung von Meßverfahren für instationäre Zweiphasenmassenströmung gemacht.

Eines dieser Meßverfahren stellt das sog. "True Mass Flow Meter" (TMFM) dar, das etwa seit 1974 vom Kernforschungszentrum Karlsruhe im Rahmen der COSIMA-Versuchsanlage [17] entwickelt und eingesetzt wurde. Das TMFM stellt das einzige bekannte Meßprinzip dar, das den Massenstrom direkt und unabhängig vom Mediumzustand zu liefern vermag. Die Bezeichnung "true" rührt daher, daß das "ideale" Meßgerät den Massenstrom aus einer einzigen Meßgröße und mit Hilfe einer einzigen Apparatekonstanten (die auf mechanischem Wege bestimmbar ist) direkt liefert.

Die theoretisch zu erwartenden guten Eigenschaften des TMFM-Prinzips konnten bereits im praktischen Einsatz des Meßgerätes demonstriert werden; darüber wird im folgenden berichtet. Da in der BRD und in den USA ein großes Interesse daran besteht, verschiedene andere Meßverfahren für Zweiphasenmassenströmung instationär zu kalibrieren, wurde in jüngster Zeit im KfK die Weiterentwicklung des TMFM zu größeren Nennweiten und größerem Massendurchsatz in Angriff genommen.

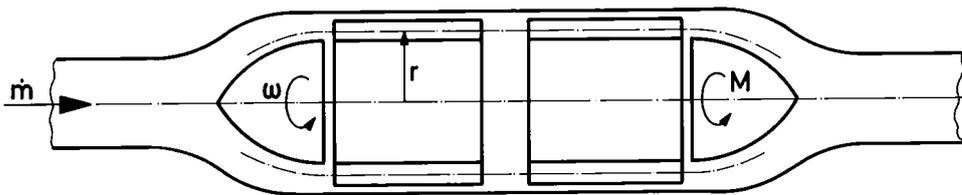
2. Konzept des TMFM und Vorarbeiten

Das eigentliche Meßprinzip des True Mass Flow Meter (TMFM) ist bereits seit dem Jahre 1953 bekannt [1,2] und wird in einer Reihe weiterer Veröffentlichungen beschrieben [3 bis 9]. Die hier benutzte Bezeichnung TMFM für das später näher beschriebene Zweiphasen-Massenstrommeßgerät ist in Anlehnung an die Veröffentlichungen von Li und Lee sowie Lapp [1, 2] gewählt.

Offenbar wurde das Verfahren bisher fast ausschließlich für einphasige, meist flüssige Medien eingesetzt, obwohl in der Literatur mehrfach darauf hingewiesen wird, daß es auch für Mehrphasenströmung geeignet ist; in [9] ist sogar ein Beispiel für die Massenstrommessung eines Feststoff-Gas-Gemisches gezeigt.

Allen Geräten gemeinsam ist das Meßprinzip, dem Strömungsmedium einen Drall mit vorgegebener tangentialer Geschwindigkeit aufzuprägen. Hierbei wird ein messbares Drehmoment M erzeugt, das dem Massenstrom direkt proportional ist.

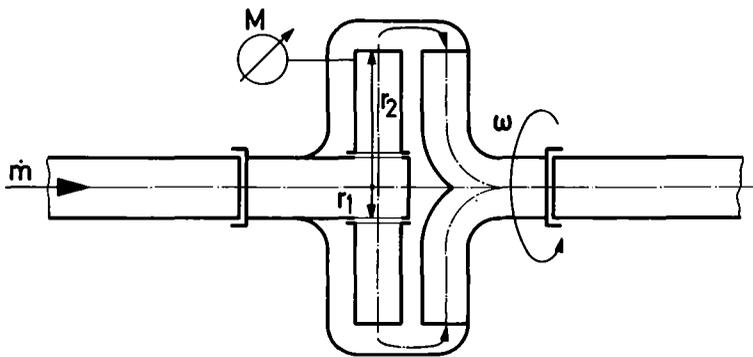
In den folgenden Prinzipskizzen seien einige der bereits bekannten Geräte und deren Funktionsweise angedeutet.



$$\dot{m} = \frac{M}{r^2 \cdot \omega}$$

Skizze_1

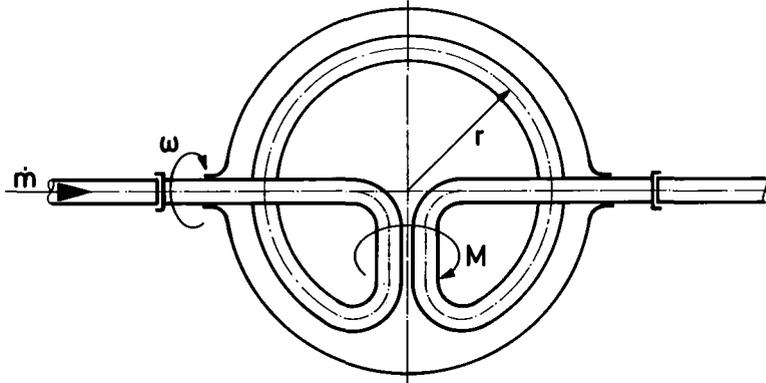
Die in den Skizzen 1 bis 3 gezeigten Geräte benötigen einen Antriebsmotor konstanter Drehzahl, während bei dem Gerät nach Skizze 4 die konstante Drehzahl durch Bremsung erzeugt wird. In den angegebenen Gleichungen bedeuten M das gemessene Torsionsmoment, \dot{m} den gesuchten Massenstrom, ω die Winkelgeschwindigkeit und r den in der Skizze angegebenen Radius.



$$\dot{m} = \frac{M}{(r_2^2 - r_1^2) \cdot \omega}$$

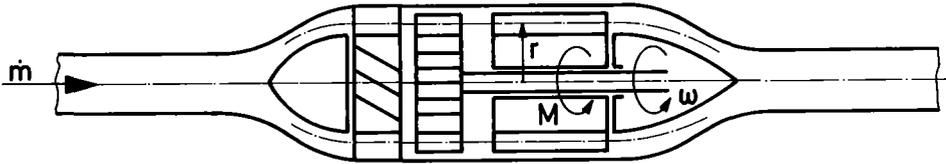
Skizze_2

In den Beispielen der Skizzen 2 und 3 erfolgt die Momentmessung gegen das mitlaufende Gehäuse, wogegen bei dem Prinzip der Skizze 4 die Winkelgeschwindigkeit ω durch Bremsung konstant gehalten wird.



$$\dot{m} = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot \omega}$$

Skizze_3



$$\dot{m} = \frac{M}{r^2 \cdot \omega}$$

Skizze_4

Für die Massenstrommessung bei Zweiphasenströmung sind die gezeigten Konstruktionen ungeeignet, weil in der Drallströmung in radialer Richtung erhebliche Druckgradienten entstehen, die vor allem durch eine radiale Phasenseparation zu unkontrollierten Veränderungen des wirksamen Radius r führen.

Die Weiterentwicklung des TMFM für die Massenstrommessung bei Zweiphasenströmung (etwa Dampf und Wasser) machte in Anlehnung an die in [9] gezeigte Ausführung (für die Messung von Feststoff-Gas-Gemischen) eine Konstruktion mit radialer Durchströmung notwendig. Dagegen wäre eine Ausführung ebenfalls mit radialer Durchströmung gemäß Skizze 2 ungeeignet, weil der in radialer Richtung ansteigende Druck in der Strömung zur teilweisen oder vollständigen Kondensation des Dampfanteiles im umlaufenden Gehäuse führen würde. Die daraus folgenden Effekte einer vorübergehenden Massenspeicherung stören eine Messung in transientser Strömung erheblich.

Im Vergleich zur einphasigen Strömung zeichnet sich bekanntlich die zweiphasige Strömung durch eine Vielzahl zusätzlicher Möglichkeiten zur Ausbildung von Strömungsinstabilitäten und ähnlichem aus, die sich als Störeffekte (z.B. als Hysterese des gemessenen Drehmoments M) bemerkbar machen können. Ein wesentlicher Teil der Entwicklungsarbeit am TMFM mußte daher auf die Beherrschung dieser Störeffekte verwendet werden.

2.1 Funktionsweise des TMFM

Der prinzipielle Aufbau des TMFM kann aus Abb. 2-1 ersehen werden. Die Durchströmung erfolgt in Pfeilrichtung. Der momentan das Laufrad verlassende Massenstrom \dot{m} hat den Drall $D = \varphi_{\text{lauf}} \cdot \dot{m} \cdot r^2 \cdot \omega$, der im Leitrad in das zu messende Moment $M = \varphi_{\text{leit}} \cdot D$ durch Abbremsung auf einen Austrittsdrall nahe Null umgewandelt wird. Aus dem gemessenen Moment M erhält man somit den instationär vorliegenden Massenstrom \dot{m} nach

$$\dot{m} = \frac{M}{\varphi_{\text{lauf}} \cdot \varphi_{\text{leit}} \cdot r^2 \cdot \omega} \quad (2-1)$$

Hierin bedeuten φ_{lauf} und φ_{leit} Wirkungsgrade < 1 der realen Beschau felung.

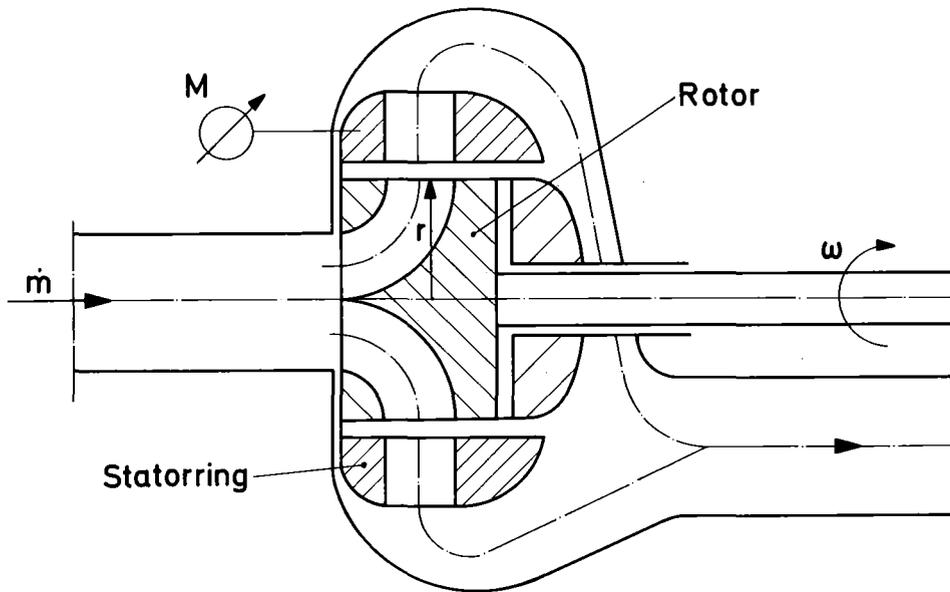


Abb. 2-1: Prinzipieller Aufbau des "True Mass Flow Meter" mit radialer Beaufschlagung

Nach unseren Versuchsergebnissen können die Schaufelwirkungsgrade für die Beschau felung in Anlehnung an eine in [10] angegebene Beziehung abgeschätzt werden zu

$$\rho \approx 1 - \frac{0,9}{z \left[1 - \left(\frac{r_1}{r_2} \right)^2 \right]} \quad (2-2)$$

Hierin ist z die Schaufelzahl des betrachteten Lauf- oder Leitrades und r_1/r_2 ist das Verhältnis von Innen- und Außendurchmesser der reinen Radialbeschau felung.

Um die realen Stör- und Einflußgrößen auf das elektrisch erfasste Meßsignal M richtig zu erfassen, sollte jedoch stets eine Eichung des TMFM durchgeführt werden, die im Prinzip mit einphasiger Strömung erfolgen kann. Vorausgesetzt ist dabei, daß

die erwähnten möglichen Störeffekte durch Strömungsinstabilitäten bei Zweiphasenströmung bereits durch konstruktive Maßnahmen weitgehend ausgeschaltet wurden.

Die zeitliche Auflösbarkeit des Massenstromes \dot{m} wird bei der Messung durch das Schwingungsverhalten des Meßsystems für M begrenzt. Die Eigenfrequenz dieses Meßsystems liegt beim Prototyp mit NW 20 bei etwa 150 Hz. Der Druckverlustbeiwert beträgt $\zeta = 6$.

2.2 Ergebnisse der Prinzipversuche

Die Versuche zur Untersuchung der Verwendbarkeit des TMFM-Prinzips zur Messung instationärer Zweiphasen-Massenströme haben zu einem konstruktiven Aufbau des Prototyps geführt, wie er als Schnittbild in der Abb. 2-2 und in der Gesamtansicht mit dem Foto Abb. 2-3 dargestellt ist.

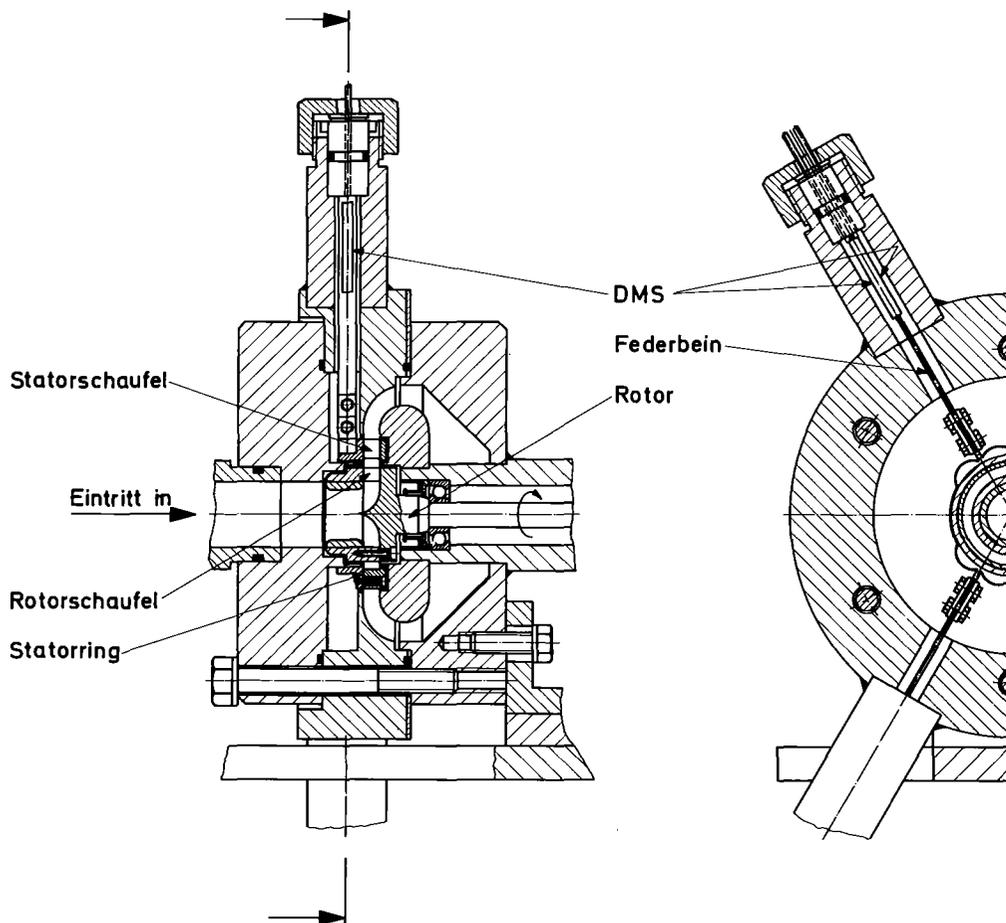


Abb. 2-2: Konstruktiver Aufbau des TMFM-Prototyps

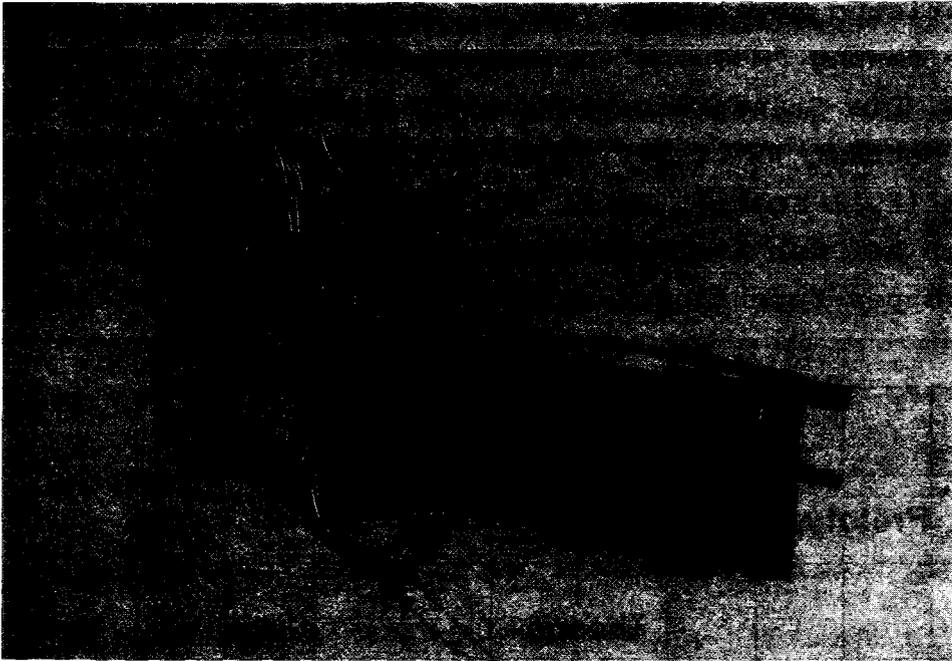


Abb. 2-3: Gesamtansicht des Prototyps

Es hat sich herausgestellt, daß die Strömungsführung im Laufrad entscheidend für das Auftreten von störenden Hystereseeffekten der Anzeige ist. Durch Variation einiger konstruktiver Parameter wurde eine Bauform gefunden, die derartige Effekte vermeidet.

In Abb. 2-4 ist das Ergebnis eines Eichversuches eines TMFM dargestellt. Die Ordinatenwerte sind in willkürlichen Einheiten angegeben. Die Eichversuche wurden bei Raumtemperatur mit Luft und Wasser stationär durchgeführt und die Teilmassenströme von Luft und Wasser wurden vor der Mischstelle, die ca. 0,5 m vor dem TMFM lag, getrennt einphasig gemessen. Die erreichbaren Teilmassenströme waren durch die in den Versorgungsnetzen für Preßluft und Wasser zur Verfügung stehenden Drücke begrenzt. Die in Abb. 2-4 eingetragenen Versuchspunkte repräsentieren das ganze Feld möglicher Mischungsverhältnisse einschließlich der Grenzzustände (reine Gas- bzw. reine Flüssigkeitsströmung).

Eine systematische Abweichung von der eingezeichneten Geraden mit der Bezeichnung "Messung" existiert nicht mehr in erkennbarem Ausmaß. Die Standardabweichung der Meßpunkte von der Eichgeraden beträgt 1,1 % des Meßwertes bei einem Durchsatz von 1,0 kg/s (full scale). Dabei ist noch zu bemerken, daß die Meßfehler bei der Ermittlung des zugeführten Massenstromes mit Schwebekörper-Durchflußmessern von ähnlicher Größe sind.

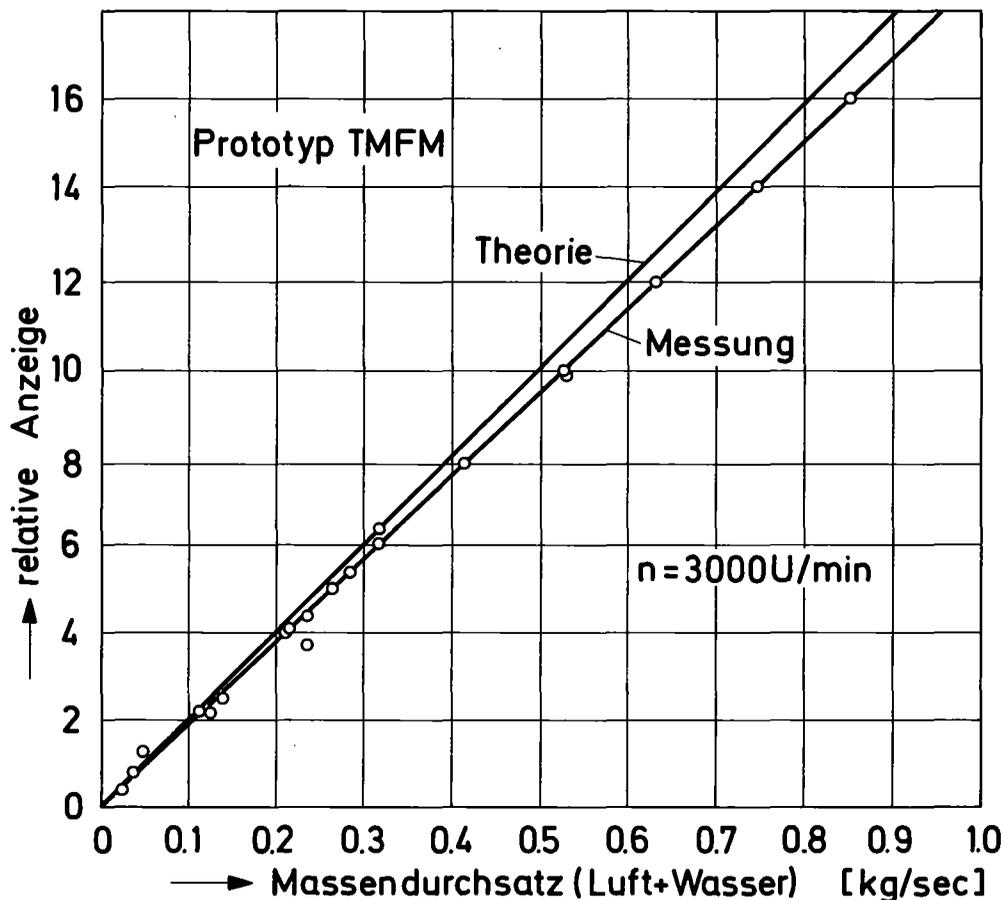


Abb. 2-4: Vergleich zwischen Meßwerten und Theorie für das "True Mass Flow Meter" bei Luft-Wasser-Zweiphasenströmung (die Meßpunkte repräsentieren Gasvolumenanteile α im Bereich von 0 bis 1).

Die in Abb. 2-4 mit der Bezeichnung "Theorie" gekennzeichnete Gerade wurde durch Belastung des Meßsystems mit Drehmomenten bekannter Größe und Umrechnung in einen der Theorie des TMFM ($\varphi_{\text{leit}} = \varphi_{\text{lauf}} = 1$) äquivalenten Massendurchsatz gewonnen. Der Unterschied zwischen Theorie und Messung ist weitgehend mit Hilfe der φ -Werte nach Gl. 2-2 erklärbar.

Die Prinzipversuche mit kalten Luft-Wasser-Strömungen haben die Brauchbarkeit des TMFM-Prinzips zur Messung von Zweiphasenmassenströmen gezeigt und zu den zur Realisierung des eigentlichen Meßprinzips (Vermeidung der oben erwähnten Störeffekte durch Strömungsinstabilitäten bei Zweiphasenströmung) notwendigen Konstruktionsprinzipien geführt.

Zur Messung unter Blowdownbedingungen ist ein TMFM erforderlich, dessen Meßsystem während der Blowdownzeit von etwa 20 s unabhängig ist von den veränderlichen Mediumsdrücken und -temperaturen, die analog zu den DWR-Betriebsbedingungen bis 160 bar und 620 K betragen.

Erschwert wird die Problemlösung allerdings auch noch durch die Randbedingung, daß unter Blowdownbedingungen (s.Kap. 5) kurzzeitig erhebliche Druckänderungen (Durchlauf von Druck- und Expansionswellenfronten) auftreten können. Um die daraus und aus den thermischen Dehnungen von Teilen des Meßsystems folgenden Fehlerrückwirkungen auf die Anzeige des TMFM klein zu halten, sind eine Anzahl von geometrischen Symmetrieforderungen für das Meßsystem konstruktiv zu erfüllen. So muß z.B. durch Vorversuche und Korrekturmaßnahmen gewährleistet werden, daß Temperaturänderungen des Leitrades entweder keine merklichen oder doch nur kleine und eindeutig erfaßbare Rückwirkungen auf das angezeigte Moment M haben.

Das in den folgenden Abschnitten beschriebene TMFM, Typ I, ist eine Meßgeräteausführung, die aufgrund der Ergebnisse der Prinzipversuche speziell zur Durchführung der in der COSIMA-Blowdownanlage [11] vorgesehenen Experimente zur Untersuchung des Brennstabverhaltens in der Blowdownphase eines KVS - ein Vorhaben im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit - entwickelt wurde.

3. Konstruktive Beschreibung der temperatur- und druckfesten Ausführung

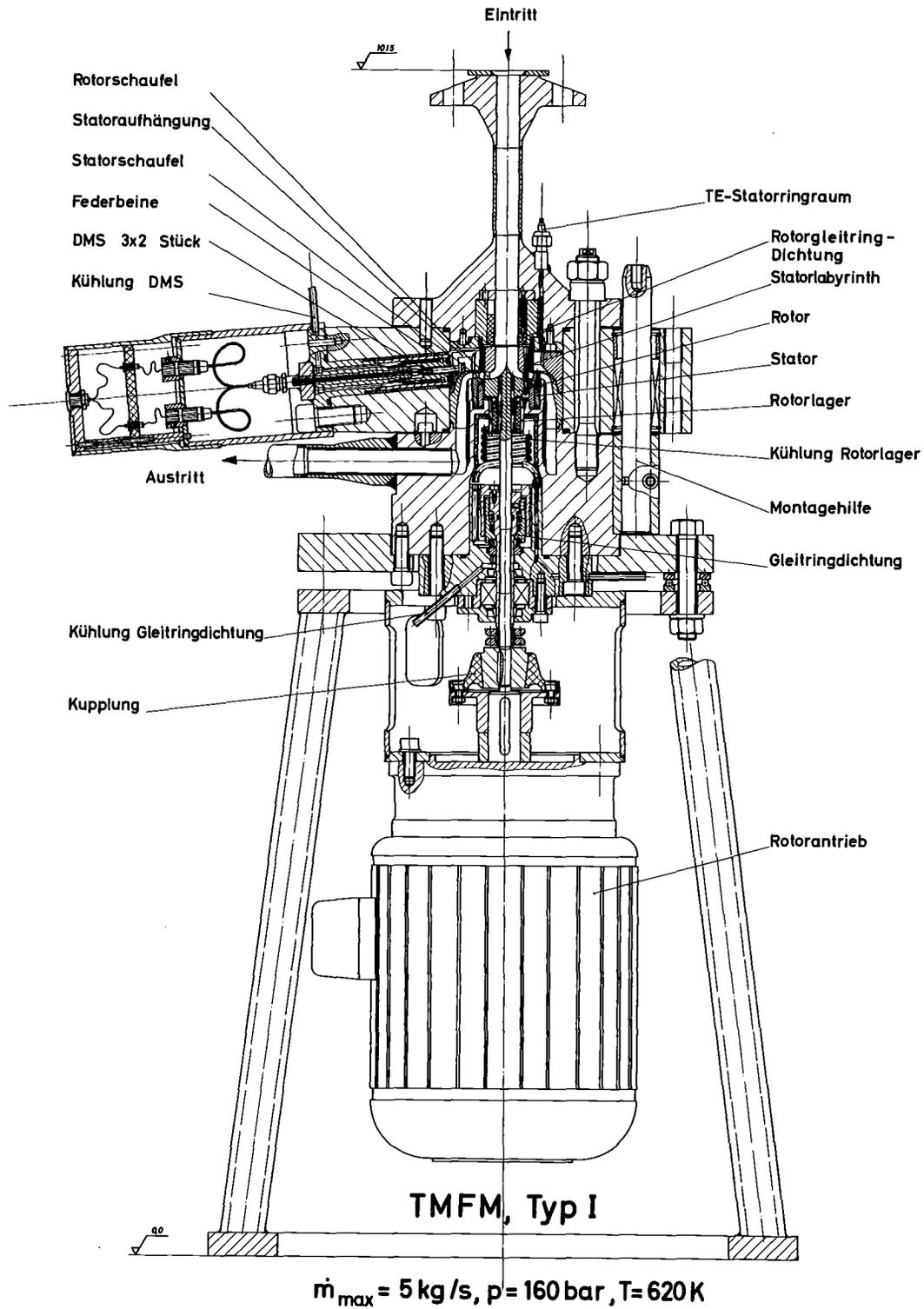
Wie schon erwähnt, wurde die Entwicklung eines zuverlässig arbeitenden, den transienten 2-Phasenmassenstrom möglichst genau erfassenden Meßgerätes aus dem Zwang notwendig, für die Voraus- und Nachrechnungen der Blowdown-Versuche an der COSIMA-Anlage eine Aussage über den tatsächlichen zeitlichen Massenstromverlauf aus dem Ober- und Unterplenium der Teststrecke treffen zu können.

Die grundlegenden Auslegungsbedingungen für das TMFM waren:

Massenstrom:	\dot{m}	=	0 bis 2,5 kg/s
Betriebsdruck:	P_B	=	160 bar
Auslegungsdruck:	P	=	180 bar
Betriebstemperatur:	t_B	=	573 K
Auslegungstemperatur:	t	=	620 K

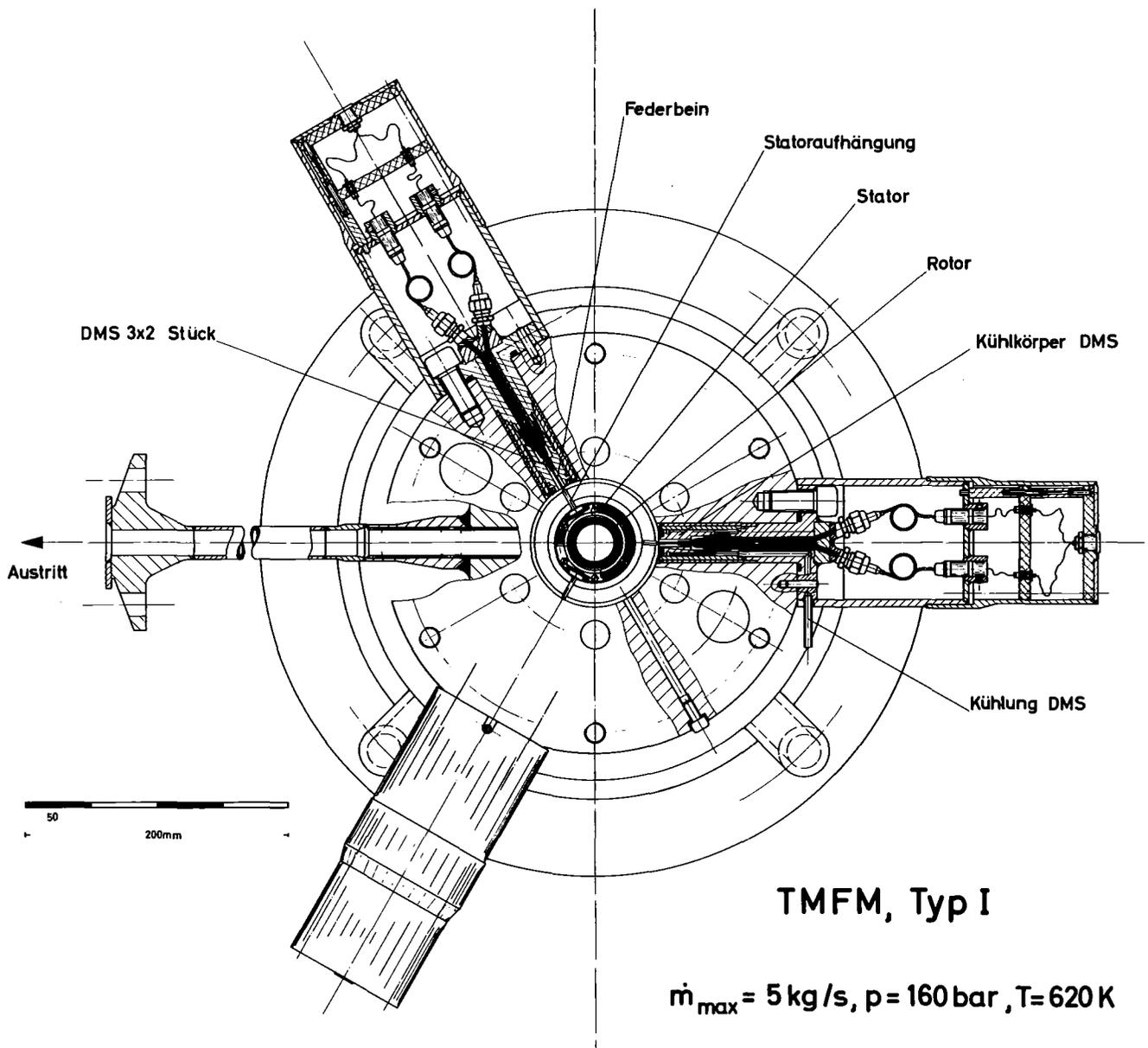
Die Motordrehzahl zum Antrieb des Rotors wurde auf 3000 1/min angesetzt und für die Motornennleistung 2 kW gewählt, um jeden Störeinfluß von der Drehzahl her auszuschließen, verursacht etwa durch die stoßartigen Belastungen beim Blowdown. Der Antriebsmotor ist ein Synchronmotor mit speziell entwickelter Anlaufschaltung.

Die endgültige Ausführung des TMFM, wie es sich in der COSIMA-Anlage im Einsatz befindet, ist mit einem Längsschnitt und einem Querschnitt in der Höhe der Rotor- und Statorebene in den Abbildungen 3-1 und 3-2 dargestellt. Die Abbildung 3-3 zeigt ein Foto des TMFM mit der Ansicht schräg von oben, aufgenommen am Einbauort in der COSIMA-Anlage.



IT-1978

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA
PNS 4236, True-mass-flow-meter, Typ I



KfK

IT-1978

**Blowdown-Versuchsanlage COSIMA
PNS 4236, True-mass-flow-meter, Typ I**

Abb. 3-2



Abb. 3-3 Gesamtansicht TMFM, Typ I

Die Hauptbaugruppen des TMFM sind der massive Gehäusering, in den die 3 Meßeinsätze unter einem Winkel von 15° zur Waagrechtens gleichmäßig am Umfang verteilt eingebaut sind.

Die Meßeinsätze tragen und justieren den Statorring über die Federbeine, an denen beidseitig DMS angeschweißt sind.

Zentriert wird der Gehäusering durch das Lagerteil, in dem der Rotor, das Rotorlager und die Gleitringdichtung angeordnet sind. Montagebolzen erleichtern den Zusammenbau und die Demontage der Baugruppen, Arbeitsvorgänge die der engen Spalte bei der Rotor- und Statorabdichtung wegen mit großer Sorgfalt vorgenommen werden müssen.

Die Rotorwelle ist über eine in Drehrichtung weitgehend starre, gegen Winkelabweichungen jedoch ausgleichende Kupplung mit dem Synchron-Flanschmotor verbunden.

Die Spaltabdichtung zwischen dem umlaufenden Rotor und dem feststehenden Eingangsflansch erfolgt durch eine nachgebende Rotorgleitringdichtung aus einer Kohle/Edelstahl-Materialkombination. Durch dieses Bauelement werden auch die Längenausdehnung und Einbauspiele der Rotoranordnung ausgeglichen.

Das TMFM, Typ I, ist über einen Trägerflansch in senkrechter Anordnung in ein 3-Beingestell montiert. Kugellager zwischen Trägerflansch und Gestell (siehe Abb. 3-1) ermöglichen eine leichte Verschiebbarkeit in der horizontalen Ebene, zum Ausgleich von Rohrleitungsdehnungen.

Die Gesamthöhe beträgt 1015 mm bei einem größten Durchmesser von 770 mm, das Gewicht ohne Isolierung und Begleitheizung ist 200 kg.

In den folgenden Abschnitten wird auf einige Hauptbaugruppen näher eingegangen.

3.1 Rotor und Stator

Der Rotorscheufelring, die Rotorgleitringdichtung und der komplett montierte Läufer sind auf der Abb. 3-4 zu sehen.

Die Rotorzeichnung Abb. 3-5 zeigt einen Längsschnitt der kompletten Rotorausführung.

Auf einem Kreisring von 39 mm \emptyset sind 56 Schaufeln von 5 mm Länge und 5,6 mm Höhe mit einem Spaltabstand von 1 mm angeordnet. Der Eintritt des Zweiphasengemisches erfolgt axial von oben, der Austritt radial, die Umlenkung geschieht durch einen Rotationskörper mit Kreisbogenprofil.

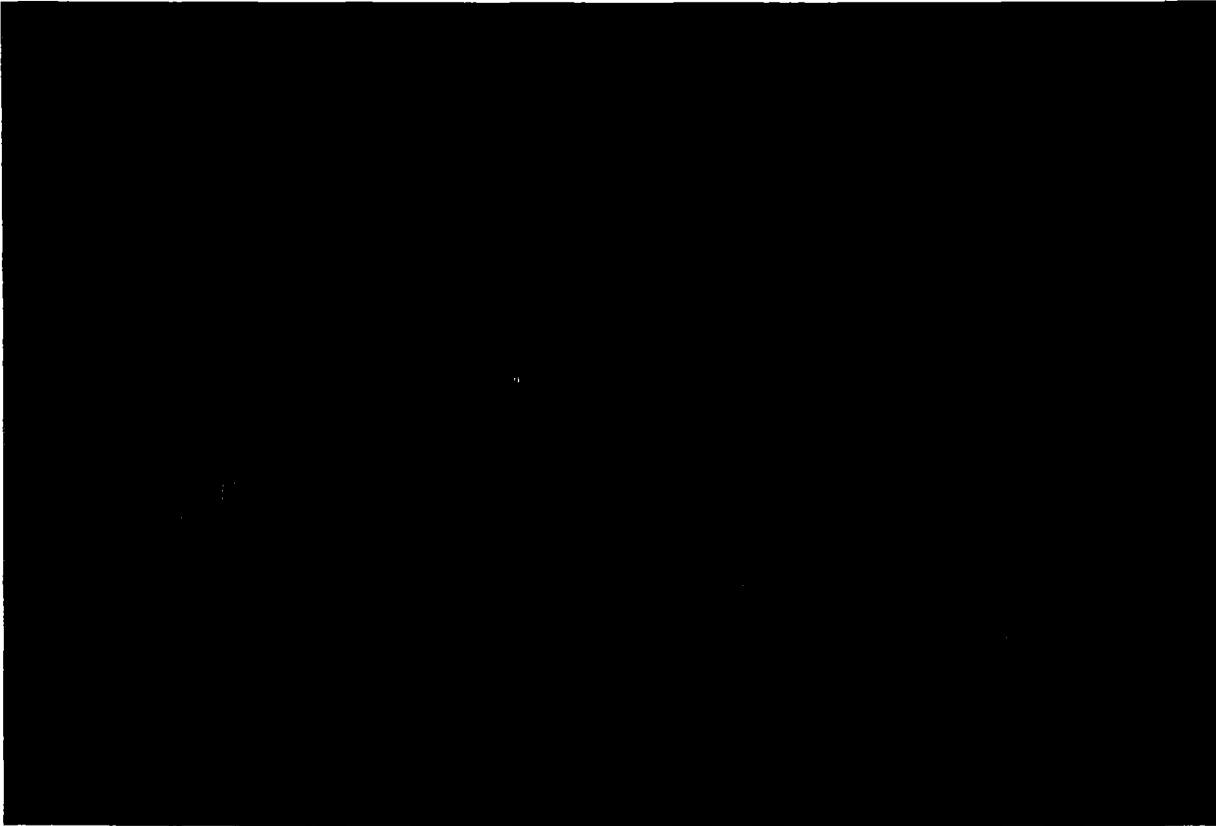


Abb. 3-4 Rotor und Rotorgleitring-Dichtung

An der dem Schaufelkranz gegenüberliegenden Stirnseite des Schaufelringes ist der Laufring der Rotorgleitringdichtung angedreht. Gleitringdichtung und Rotorlauffläche sind auf dem Foto (Abb. 3-4) im Vordergrund rechts, der Schaufelkranz links unten zu sehen.

Schaufelkranz und Rotorwelle werden durch 4 Paßschrauben gegeneinander befestigt und zentriert, um jede Einlaufstörung in die Schaufelkanäle durch Zentrierborde oder dgl. zu vermeiden.

Die Statorausführung und die Art der Statorankoppelung an die Federbeine der Meßeinsätze kann aus der Abb. 3-6 ersehen werden. Das Doppelfoto Abb. 3-7 zeigt den kompletten Statorring, links mit aufgesetztem Dämpfungsgehäuse.

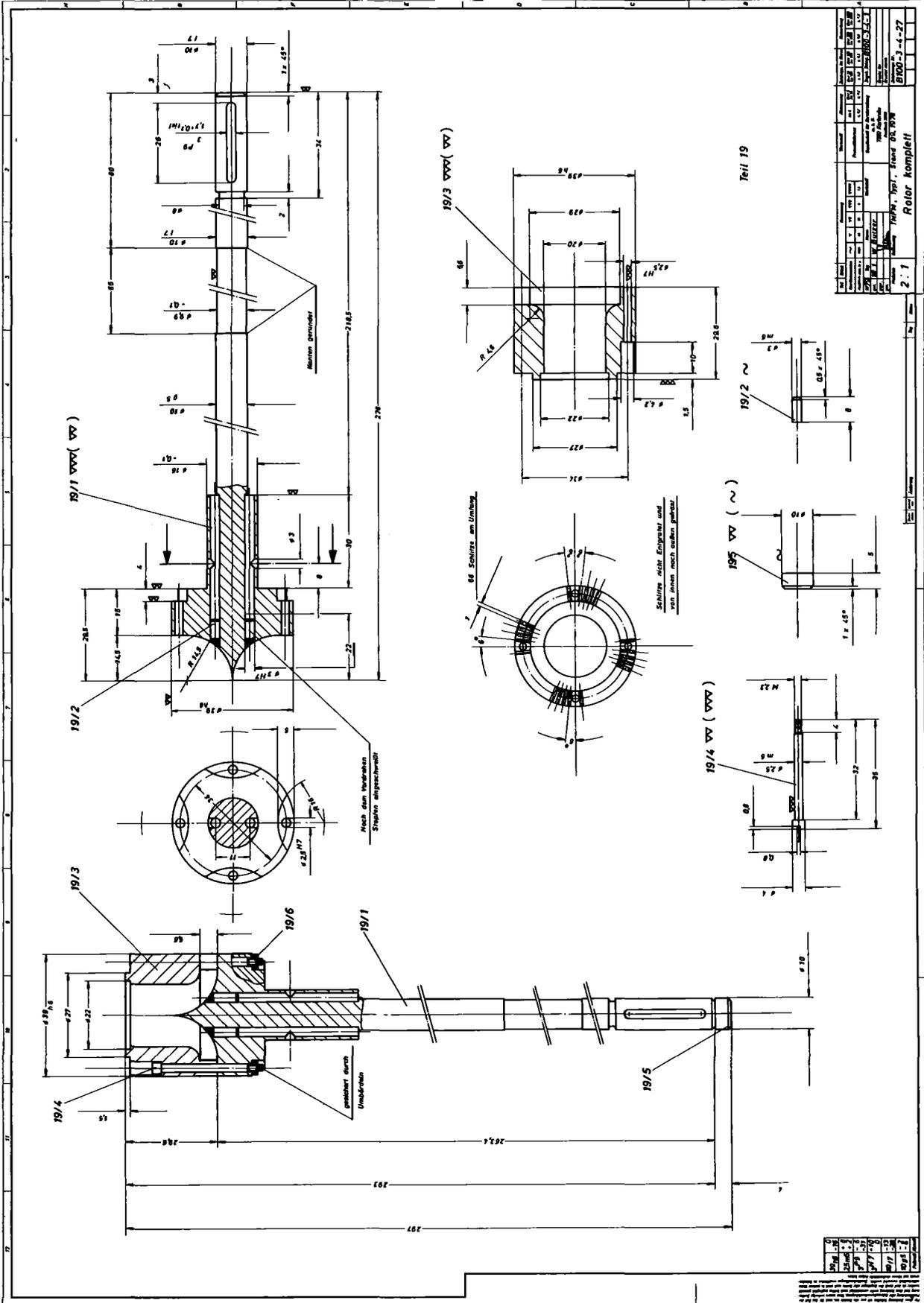
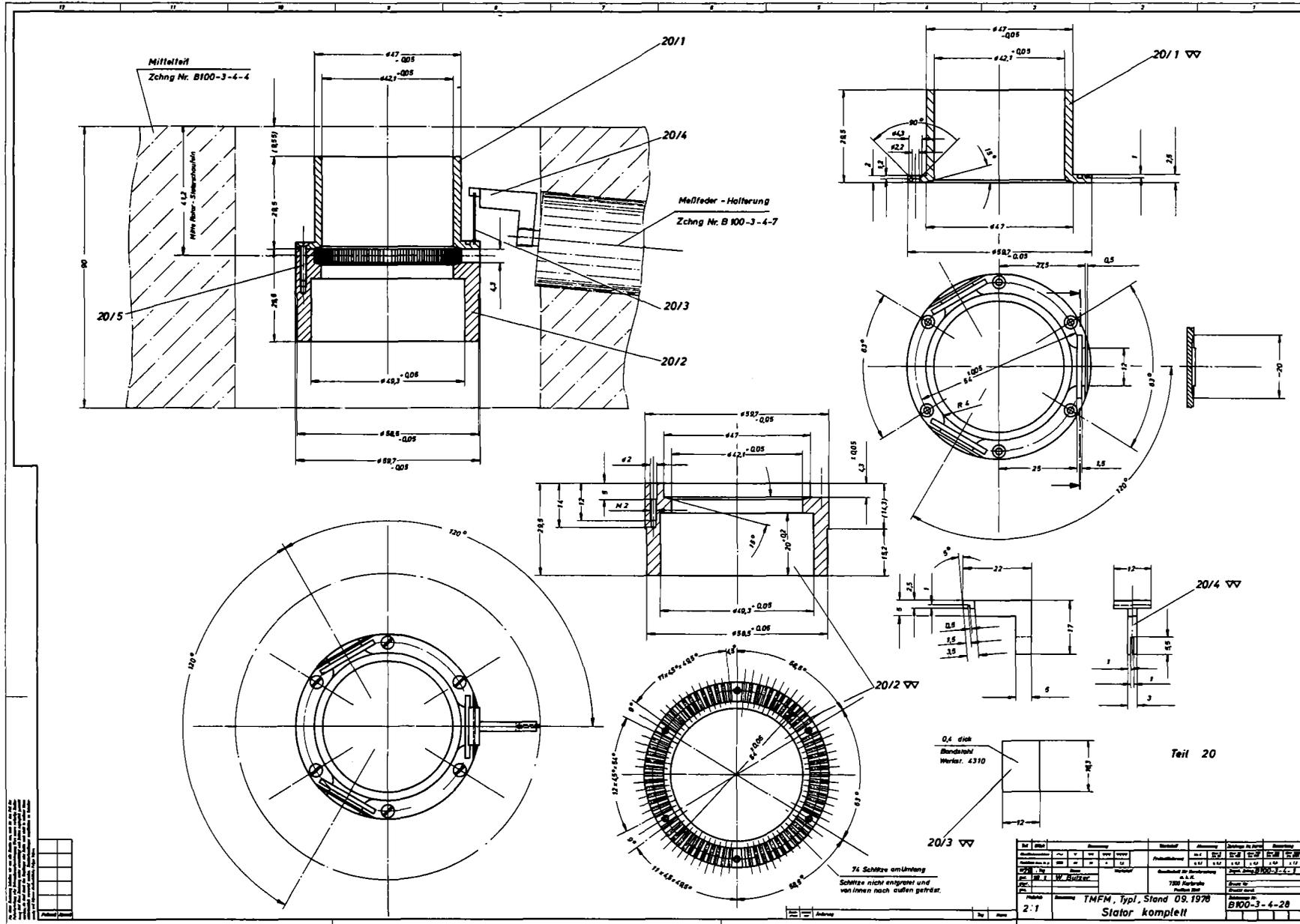


Abb. 3-5

ROTORZEICHNUNG



STATORZEICHNUNG

Abb. 3-6

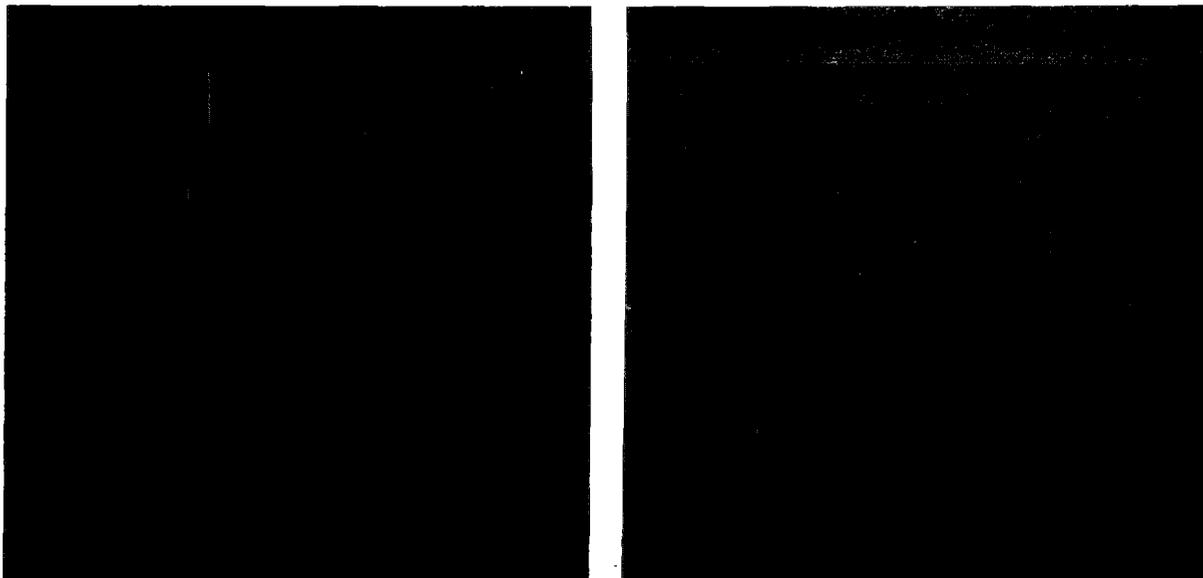


Abb. 3-7 Statorring mit Federbeinen und Dämpfungsgehäuse

Der Statorring (Teil 20/2) hat 74 Schaufeln von 6,35 mm Länge und 4,3 mm Höhe, der Schaufelaußenradius ist 29,85 mm und die Spaltweite wie beim Rotor 1 mm.

Das Schaufelhöhe/Radius-Verhältnis beträgt 0,144, eine Konstruktionsgröße, die wegen des Statorkippmomentes von Bedeutung ist.

Im linken oberen Teil der Abb. 3-6 ist die Ankoppelung des fertig montierten Statorringes (ohne Dämpfungsgehäuse) über die Blattfeder (Teil 20/3) und den formstabilen Winkelbügel (Teil 20/4) an das, aus dem Meßfedergehäuse stirnseitig herausragende Meßfederende gezeigt. Die Blattfeder gleicht radiale, thermisch bedingte Längenänderungen aus. Durch ihre geometrische Anordnung in bezug auf die Lage der DMS und einer an die Montage anschließenden Wärmebehandlung, konnten Rückwirkungen, insbesondere solche unsymmetrischer Art, auf die Meßfeder und damit auf das Meßergebnis vernachlässigbar klein gehalten werden.

Statorring, Blattfedern, Winkelbügel und Federbeine werden mit Hilfe einer speziellen Vorrichtung in ihrer Lage zum massiven Gehäusering ausgerichtet, gespannt und in einem Arbeitsgang hartgelötet. Dieser Arbeitsgang bedarf einer großen Sorgfalt und muß mit hoher Präzision ausgeführt werden, da davon u.a. das berührungslose, symmetrische Schwingen des Statorringes innerhalb der engen Spalte abhängt.

3.2 Abdichtung gegen Leckströme

Wie später im Abschnitt 4 noch gezeigt wird, ist es für die Genauigkeit der Messung im vorliegenden relativ niederen Meßbereich von ausschlaggebender Bedeutung, den Leckmengenstrom um den Rotor und besonders um den Stator klein zu halten. Während beim Rotor für diese Abdichtungsfunktion eine Gleitringdichtung (siehe Abb. 3-4) entwickelt wurde, mußte beim Stator wegen der Forderung der freischwingenden Aufhängung eine Spaltabdichtung mit dem Nachteil eines ungleich höheren Leckstromes gewählt werden.

In der Abb. 3-8 sind die Leckstromwege L_1 und L_2 um die Statorbeschaufelung herum angegeben.

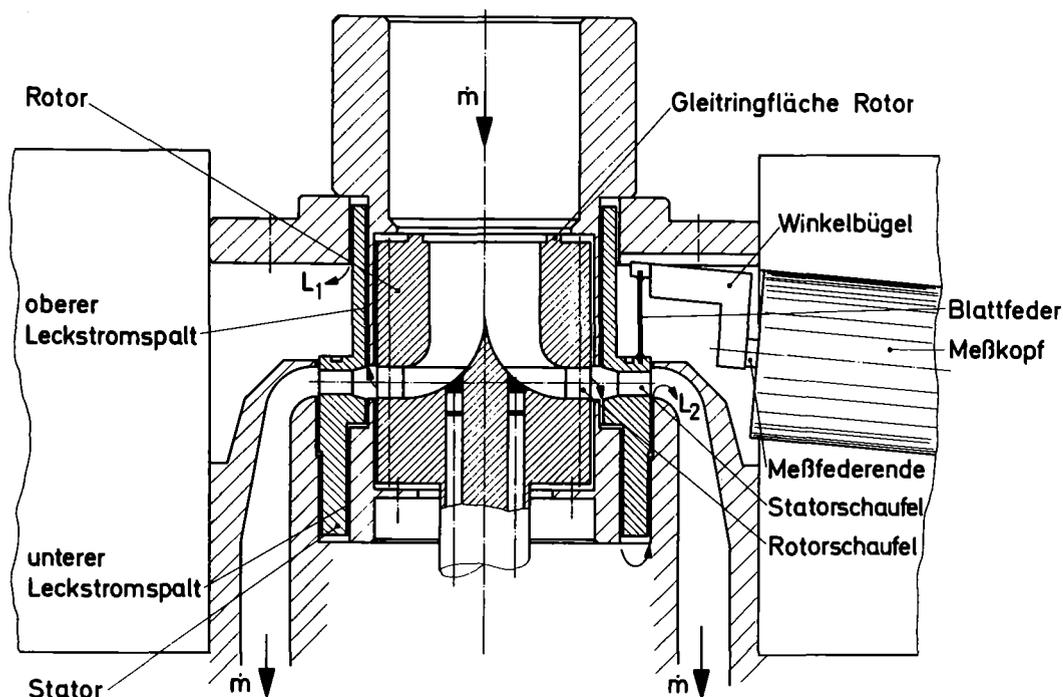


Abb. 3-8 Spaltabdichtung des Stators

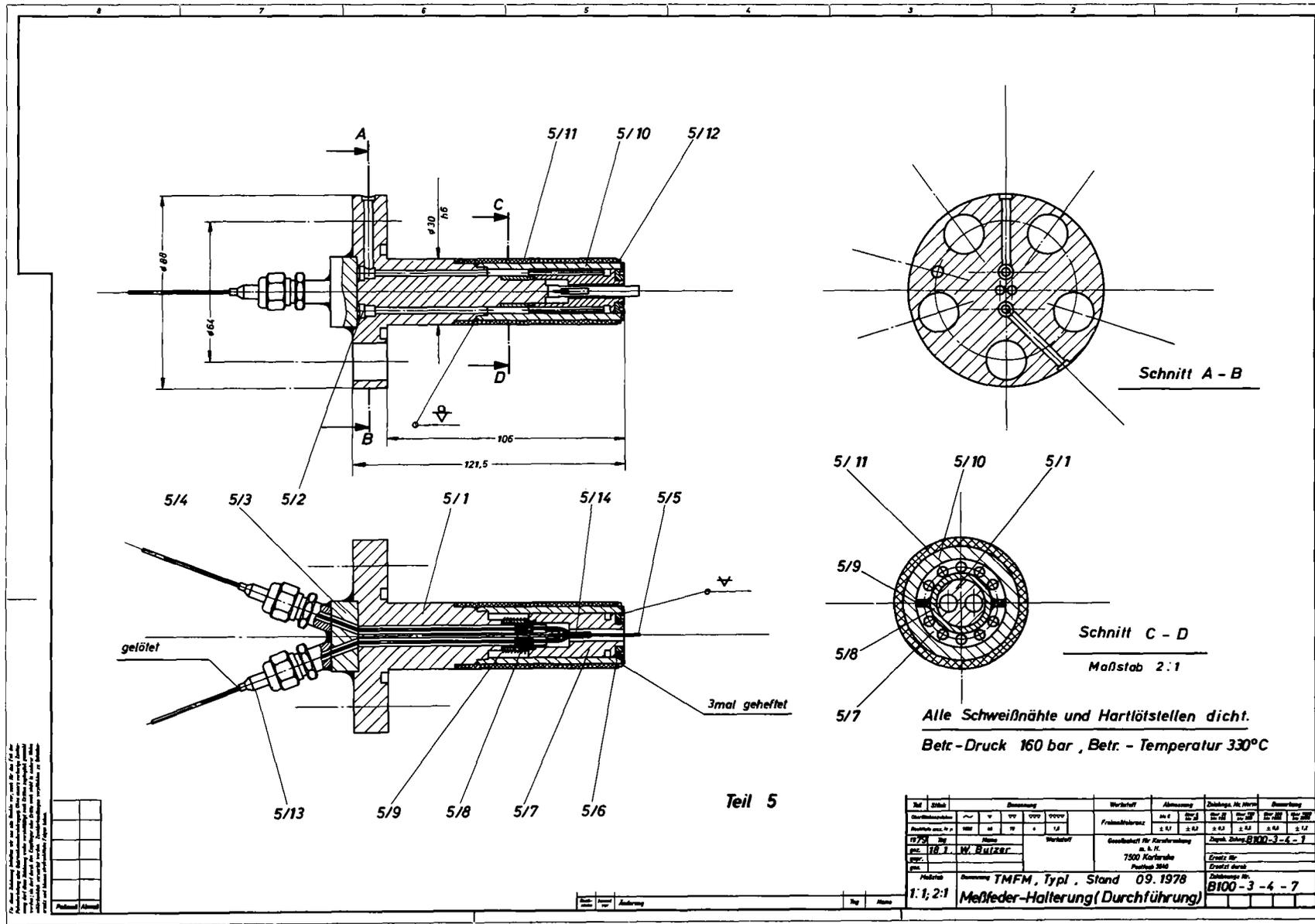
Der Leckstromweg L_1 am oberen Ende des Stators mündet in den Raum der Statoraufhängung, der mit dem Abströmringraum nach der Statorbeschaufelung verbunden ist; der Leckstromweg L_2 mündet zunächst in den Raum um das Rotorlager. Dieser Bereich ist ebenfalls über einen engen Spalt, dem äußeren Statorspalt, mit dem Sammelringraum nach den Statorschaufeln verbunden. Beide Wege sind in etwa gleich lang. Bei der ausgeführten Spaltweite von 15/100 mm und den in der Abb. 3-8 gezeigten komplizierten geometrischen Verhältnissen, kann unschwer auf die schon erwähnten hohen Anforderungen an die Fertigung und Montage geschlossen werden, insbesondere wenn man noch die stoßartige Belastung und die Temperaturbeanspruchung bei der Blowdown-Auslösung beachtet, deren Auswirkungen ebenfalls innerhalb dieser Spaltweite abgefangen werden müssen.

3.3 Meßkopf mit DMS

Das am Statorring angreifende Moment M_s (siehe Gleichung 2-1 und 4-28) wird in schon angegebener Weise an das Ende der Meßfeder, Teil 5/5 der Abb. 3-10, übertragen, an die am anderen Ende beidseitig ein voll gekapselter, druckfester Dehnungsmeßstreifen aufgeschweißt ist. Die Meßfeder selbst ist aus Werkstoff Nr. 1.4571 gefertigt, durch einen speziellen Walzvorgang kaltverformt und über eine Elektronenstrahl-Schweißnaht mit dem Basiskörper, Teil 5/1, verbunden.

Das Foto Abb. 3-11 zeigt in Großaufnahme den auf das Federbein aufgeschweißten DMS, Abmessungen 12 x 3,6 mm. Deutlich sind die Schweißpunkte und der Anschluß der Meßleitung zu erkennen.

Um die Meßfeder herum ist ein von Wasser durchströmter Kühlkörper, Teil 5/7, aus Kupfer angeordnet, dessen Aufgabe es ist, die Temperatur an den DMS möglichst gleich zu halten und mit Sicherheit den temperaturkompensierten Meßbereich nicht zu überschreiten. Weiterhin ist um den aktiven Teil des Meßeinsatzes zur Temperaturabschirmung eine Keramikhülse, Teil 5/11, geschoben.



MESSKOPFZEICHNUNG

Abb. 3-10

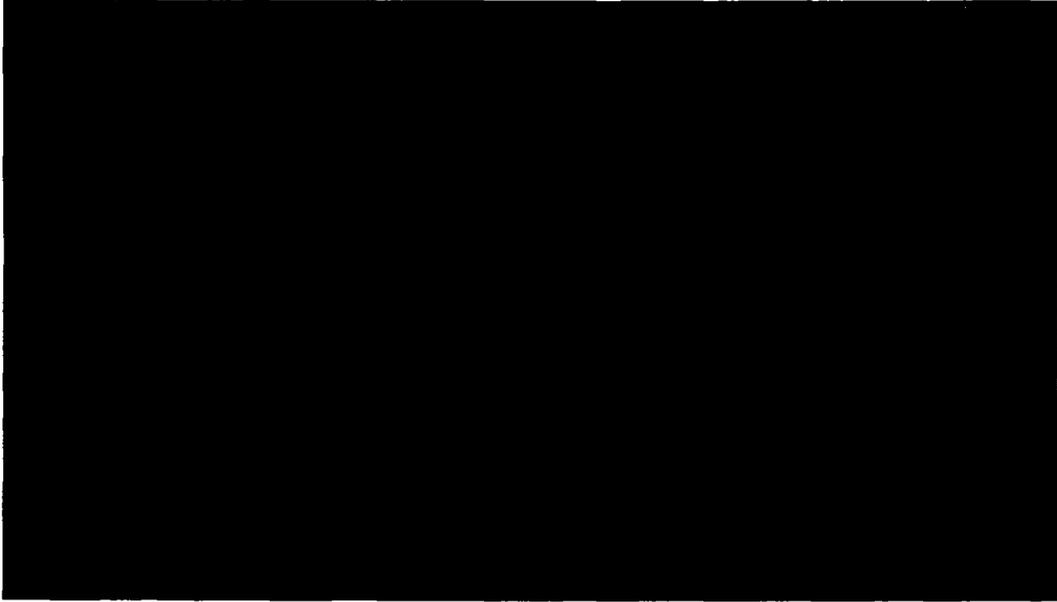


Abb. 3-11 Befestigung des DMS

Ohne weitere Erklärung sind im Zusammenspiel mit dem Foto Abb. 3-12 die druckfeste Herausführung der Meßleitungen und die Kühlwasseranschlüsse zu verstehen.

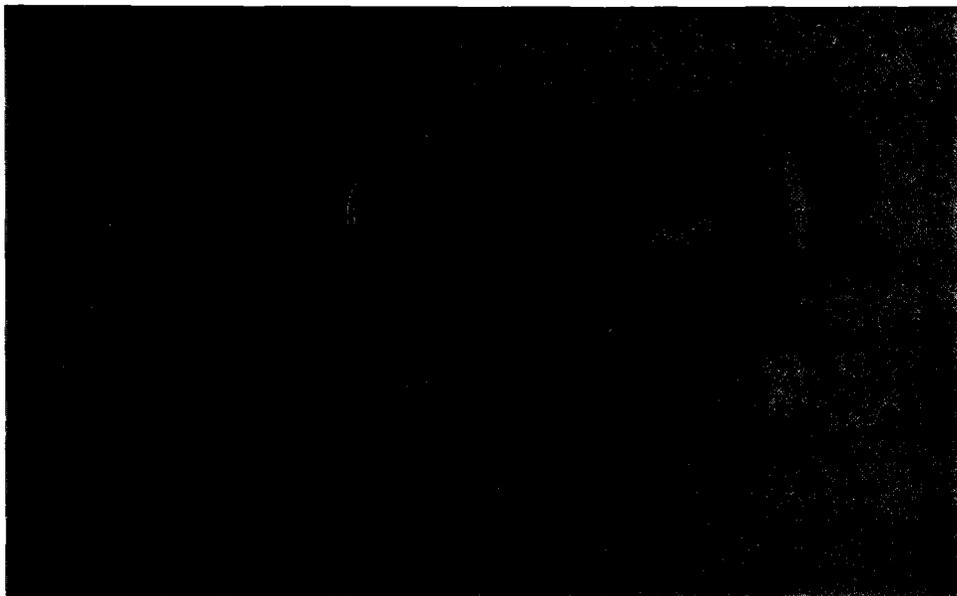


Abb. 3-12 Gesamtansicht des Meßkopfes

Auf der Abb. 3-13 ist der Meßkopf von der Anschlußseite für das Meßsignalkabel her fotografiert. Dabei sind neben den Anschlußsteckern für die Koaxialkabel die hochgenauen Vergleichswiderstände der Brückenschaltung zu erkennen, die wie noch im Abschnitt 4 gezeigt wird, möglichst nahe an den DMS innerhalb der Meßbrücke liegen sollen.



Abb. 3-13 Vergleichswiderstände zu den DMS

3.4 Gleitringdichtung

Für die Abdichtung der Rotorwellen-Durchführung wird eine axiale Gleitringdichtung der Hochbelastungsstufe III eingesetzt, deren Schnittbild in der Abb. 3-14 gezeigt ist.

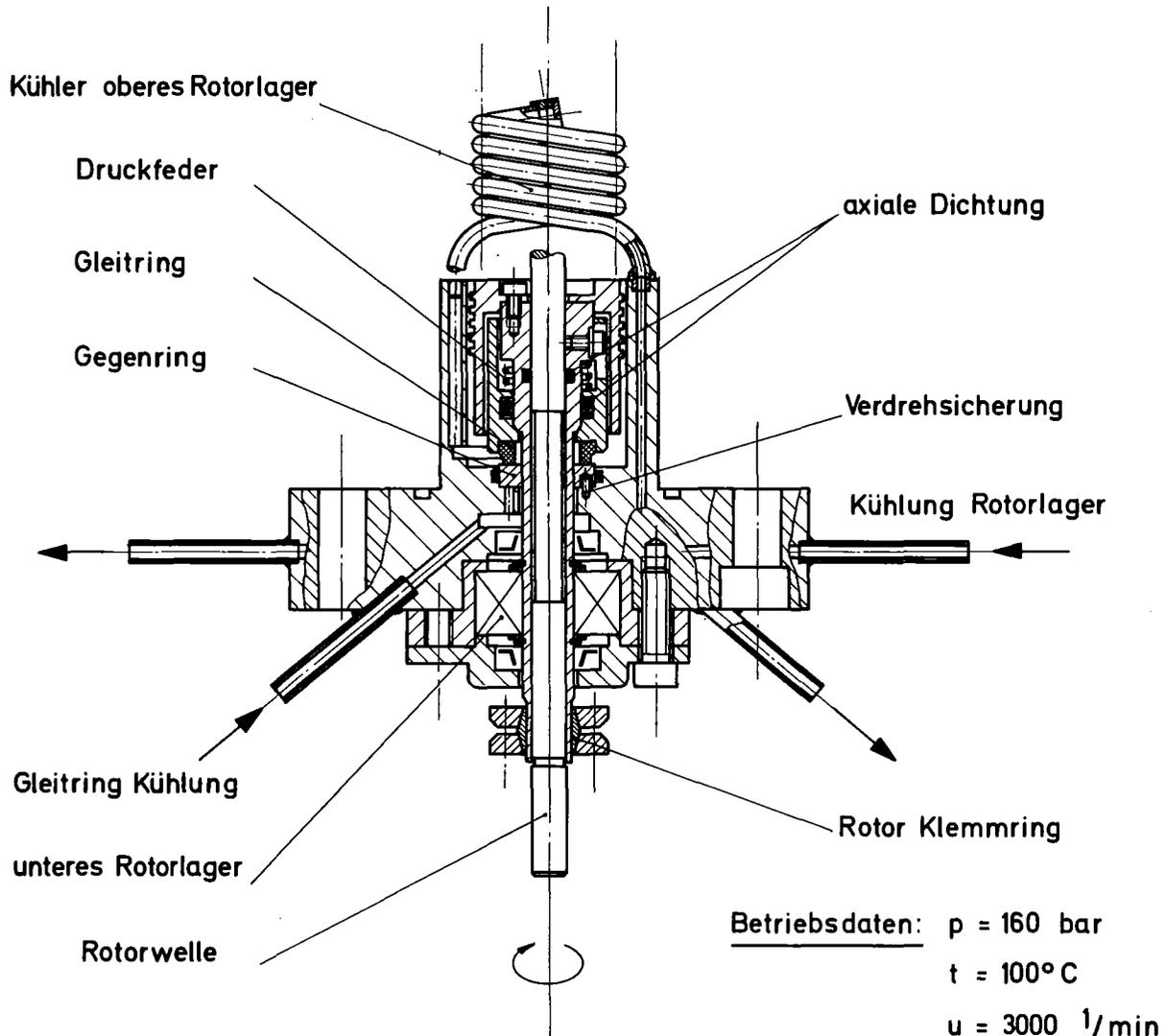
Die Rotorwelle wird in einer inneren Laufhülse über einen Klemmring höhenjustiert und festgeklemmt. Auf dieser inneren Laufhülse sitzt über eine Druckfeder angedrückt die Laufhülse mit dem Gleitring und die äußere Laufhülse mit einem Fördergewinde für den inneren Kühlkreis mit Druckwasser.

Der feststehende Gegenring sitzt statisch gedichtet und gegen Verdrehung gesichert im Trägerflansch der Gleitringdichtung. Die Innenseiten des Gleit- und des Gegenringes werden über einen separaten Kühlkreis mit Normalwasser gekühlt. Im Trägerflansch ist auch das untere Rotorlager, ein zweireihiges Rillenkugellager eingebaut.



Abb. 3-15 Gleitringdichtung

Auf dem Trägerflansch aufgesetzt ist die Kühlschlange zur Kühlung des oberen Rotorwellenlagers, das in den Innenraum der Kühlschlange hineinragt. Dieser Kühlbereich ist durch eine Keramikhülse vom Abströmraum des Gehäuseringes (siehe Abb. 3-1) thermisch isoliert. Die Gleitringdichtung läßt sich als komplette Einheit demontieren und damit z.B. bei Undichtheit relativ leicht auswechseln.



kfk
 IT - 1978

TMFM , Typ I , Axiale Gleitringdichtung

Abb. 3-14

In den folgenden Abb. 3-16 bis 3-19 sind zur Illustration des Gesamtbildes nach Abb. 3-1 einige Montagezwischenschritte gezeigt, wobei insbesondere die Abb. 3-17 den "freischwebenden" Statorring erkennen läßt.

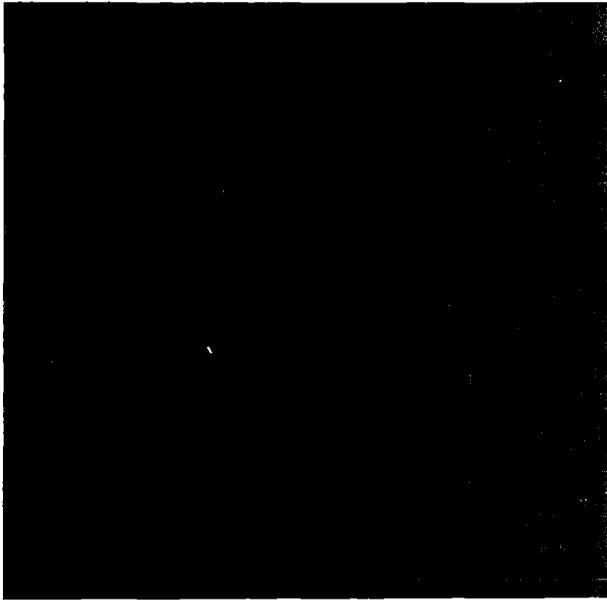


Abb. 3-16 Statorteile

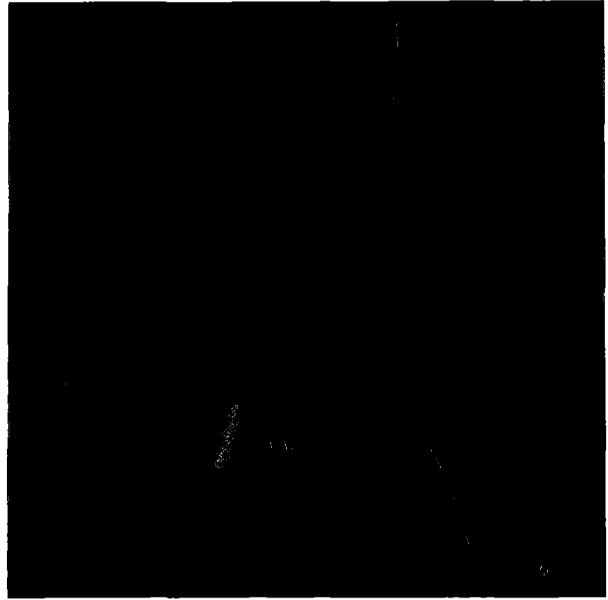


Abb. 3-17 Statorring montiert

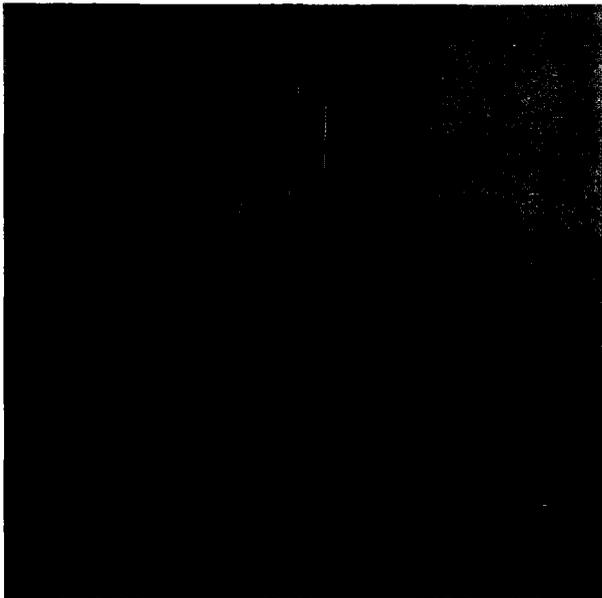


Abb. 3-18 Rotor mit
Lagerteil

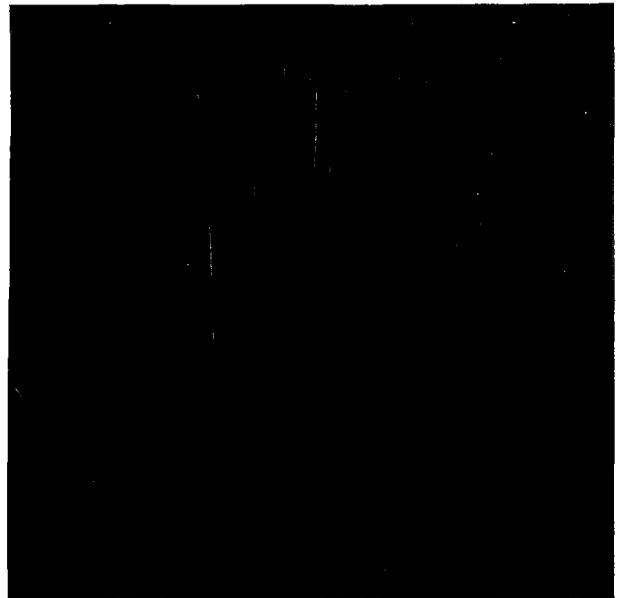


Abb. 3-19 Dämpfungsring montiert

4. Theoretische Überlegungen und Ergebnisse der Vorversuche

4.1 Theoretische Überlegungen

4.1.1 Strömungsführung

Die strömungstechnischen Überlegungen und Gestaltungsprinzipien sind in den Kapiteln 2 und 3 ausgeführt, die Versuche mit der Prototypausführung haben ihre Anwendbarkeit erwiesen. Trotz der Erweiterung des Meßbereichs wurden für die "heiße Version" im wesentlichen die konstruktiven Details der kalten Version übernommen. Überlegungen zu einer stärkeren Meßbereichsänderung z.B. um den Faktor 10, werden an anderer Stelle berichtet werden.

4.1.2 Druckverluste

Zu den im TMFM auftretenden Druckverlusten wurden bislang keine theoretischen Betrachtungen angestellt. Es ist zu erwarten, daß z.B. modifizierte Lockhart-Martinelli-Beziehungen zu relevanten Aussagen führen werden, zunächst jedoch müssen für die Beurteilung die Ergebnisse der Versuche herangezogen werden. Eine Änderung des Meßbereichs kann sich bezüglich der Erfassung des Druckverlustes auf die Tatsache stützen, daß bei sonst gleichen Verhältnissen die Strömungsgeschwindigkeit quadratisch in den Druckverlust eingeht.

4.1.3 Mechanisches Meßsystem für das Statormoment

Das am Stator angreifende Moment M muß in geeigneter Weise gemessen werden. Nach Diskussion verschiedener Alternativen haben wir uns für die Beibehaltung des in Abb. 2-2 (Kap. 2.2) gezeigten Meßprinzips der 3 waagrechten Meßarme entschieden, wobei die konstruktive Lösung eine Reihe von Änderungen gebracht hat. Das Meßsystem soll eine Anzahl von Forderungen erfüllen, die zum Teil gegenläufige Tendenz haben, so daß Kompromisse geschlossen werden müssen.

Diese Forderungen sind:

- a) Das elektrische Meßsignal muß auch bei einem Meßwert von 1 % des Meßbereiches so groß sein, daß es sich von dem zu erwartenden Störpegel deutlich abhebt. Nach Erfahrungswerten ergibt sich damit quantitativ die Forderung, daß das unverstärkte Meßsignal bei 1 % des Vollausschlages mindestens 0,01 mV betragen soll.
- b) Die Eigenfrequenz des Meßsystems soll ≥ 100 Hz sein. Da die Statormasse konstruktiv bestimmt ist, muß die Steife der Meßfedern entsprechend ausgelegt werden. Das wiederum kann mit der Forderung gemäß Pkt. a) kollidieren.
- c) Der Temperaturgang des Meßsystems soll möglichst klein sein. Daraus folgt zunächst, daß die DMS auf beiden Seiten der Blattfeder anzuordnen sind, um thermische Dehnungen zu eliminieren, daß die DMS in ihrer Temperaturcharakteristik und ihrem Widerstandswert möglichst gleich sein sollen (Auswahl von geeigneten Paaren) und schließlich, daß am Ort der Dehnmeßstreifen möglichst geringe Temperaturschwankungen auftreten sollen.

Weiter sind die am Stator zwangsweise auftretenden Temperaturdehnungen so auf das Meßsystem zu übertragen, daß möglichst geringe Meßfehler auftreten.

Dieser letzte Punkt ist schwierig zu realisieren und kann mit Punkt b) kollidieren, da qualitativ leicht einzusehen ist, daß ein "weicher" Übergang sicher zum kleinsten Meßfehler führt, die Eigenfrequenz damit jedoch kleiner wird.

- d) Die Meßfedern müssen so ausgelegt sein, daß bei voller Belastung höchstens die Hälfte der Streckgrenze erreicht wird, damit keine bleibenden Dehnungen auftreten, die zu Langzeitverschiebungen des Nullpunktes führen würden. Zur Anhebung der Streckgrenze ist das Federmaterial kalt zu verformen, anschließendes Schweißen und Löten müssen so ausgeführt werden, daß die Wirkung der Kaltverformung nicht verloren geht.

4.1.3.1 Berechnung der Statorauslenkung

In Abb. 4-1 wird eine der Meßfedern schematisch gezeigt. Das am Stator angreifende Moment ist M_S . Die vollständige Analyse des Meßsystems wird in [12] dargestellt. Hier seien der Übersicht wegen nur die Endergebnisse aufgeführt.

Es ergeben sich:

a) Federauslenkungswinkel β

$$\beta = B \cdot (D - l_F \cdot M_t^*) \quad (4-1)$$

$$B = \frac{M_a}{E_F \cdot J_F} \quad (4-2)$$

$$M_a = M_S/3 \quad (4-3)$$

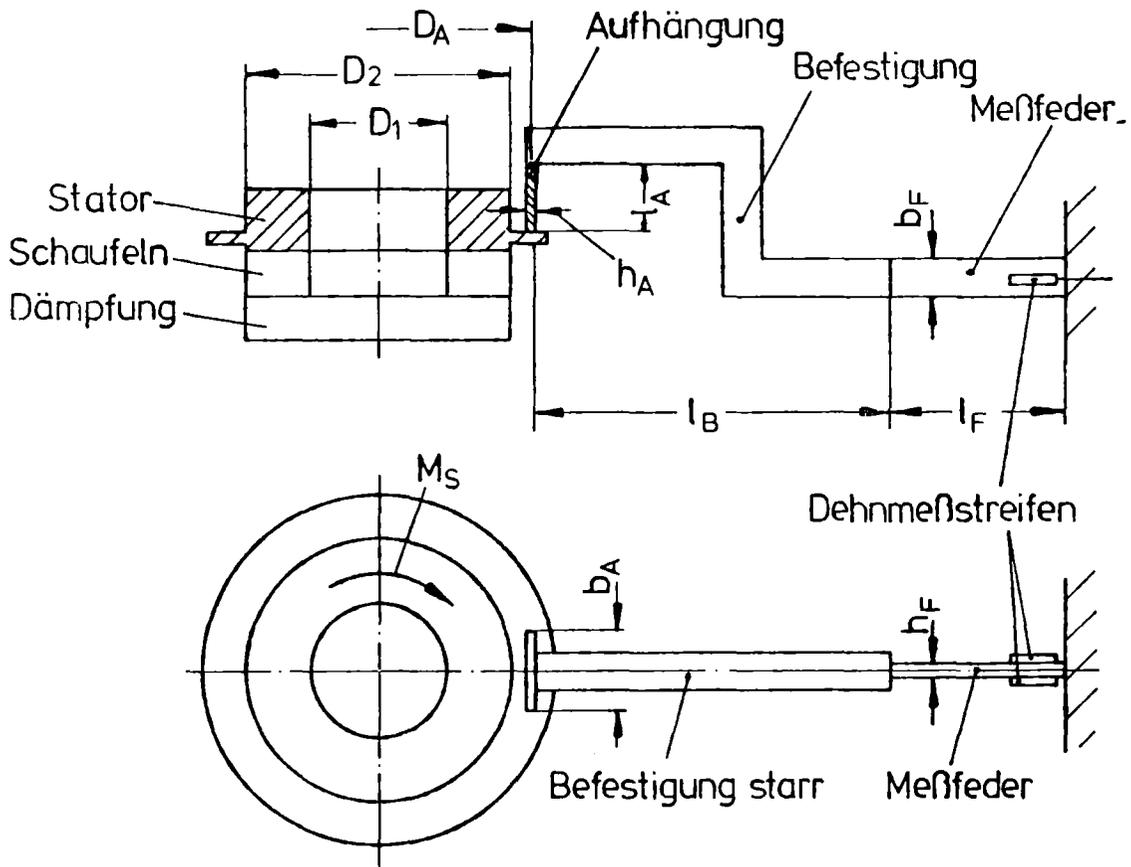


Abb. 4-1: Schema der Statoraufhängung

E_F = Elastizitätsmodul des Federwerkstoffes

(Nach vorliegenden Erfahrungen sollte dieser Wert, um ausreichend genaue Ergebnisse zu erzielen, an Probestücken des tatsächlich verwendeten Materials experimentell, z.B. im Biegeversuch ermittelt werden.)

$$J_F = \frac{b_F \cdot h_F^3}{12} \quad (4-4)$$

$$D = l_F - r_A \cdot \ln \frac{C_2}{C_2 - l_F}; \quad r_A = \frac{D_A}{2} \quad (4-5)$$

$$C_2 = r_A + l_B + l_F \quad (4-6)$$

M_t^* = Torsionsmoment an der Aufhängung (siehe unten)

b) Federweg f^* (genaue Definition siehe [12])

$$f^* = B \cdot \left(E - \frac{l_F^2}{2} \cdot M_t^* \right) \quad (4-7)$$

$$E = l_F^2/2 + r_A \cdot (C_2 - l_F) \cdot \ln \frac{C_2}{C_2 - l_F} - r_A \cdot l_F \quad (4-8)$$

f^* gemessen am Ende der Länge l_F , Abb. 4-1

c) Torsionsmoment M_t^*

$$M_t^* = \frac{E + A \cdot D}{\frac{E_F \cdot J_F}{G \cdot J_t} \cdot l_A \cdot r_A + \frac{l_F^2}{2} + A \cdot l_F} \quad (4-9)$$

$$A = l_B + r_A \quad (4-10)$$

G = Gleitmodul für die Aufhängung

$$J_t = \frac{1}{3} \cdot b_A \cdot h_A^3 \quad (4-11)$$

d) Torsionswinkel

$$\vartheta = \frac{M_a \cdot M_t^*}{G \cdot J_t} \cdot l_A \quad (4-12)$$

e) Vertikale Durchbiegung der Aufhängung C_A

$$C_A \approx l_F - (l_F^2 - f^{*2})^{\frac{1}{2}} + l_B \cdot (1 - \cos \beta) + r_A \cdot (1 - \cos \alpha) \quad (4-13)$$

4.1.3.2 Zu erwartendes Meßsignal

Die Ableitung findet sich ebenfalls in [12].

Es gilt für die mittlere Dehnung im Bereich der Dehnmeßstreifen

$$\bar{\varepsilon} = \frac{h_F}{2} \cdot B \cdot \left(1 - \frac{r_A}{x_2 - x_1} \cdot \ln \frac{C_2 - x_1}{C_2 - x_2} - M_t^* \right) \quad (4-14)$$

Darin sind:

x_2 = Ende des aktiven Bereiches des Dehnmeßstreifens vom Festpunkt,

x_1 = Anfang des Dehnmeßstreifens vom Festpunkt aus gemessen.

Wie noch später gezeigt wird, ergibt sich beim Einsatz einer Meßbrücke für das Meßsignal

$$\Delta U = \frac{1}{2} U_0 \cdot k \cdot \bar{\varepsilon} \quad (4-15)$$

also für drei Meßbrücken das Endsignal

$$\Delta U_{\text{ges}} = \frac{3}{2} \cdot U_0 \cdot k \cdot \bar{\varepsilon} \quad (4-16)$$

mit

U_0 = Speisespannung der Brücke

k = Multiplikationsfaktor der DMS

4.1.3.3 Maximale Dehnung der DMS

Um reproduzierbare Werte der DMS zu erhalten, dürfen diese analog zu den Meßfedern nur um einen maximal zulässigen Wert gedehnt werden. Vereinfachend wird hier angenommen, daß die maximale Dehnung der DMS identisch sei mit der maximalen Dehnung der Feder, also

$$\varepsilon_{\max.} = \frac{h_F}{2} \cdot B \cdot \left(\frac{C_1}{C_2} - M_t^* \right) \quad (4-17)$$

$$C_1 = l_B + l_F \quad (4-18)$$

4.1.3.4 Maximale mechanische Spannungen

Wie schon erwähnt, müssen die maximalen Spannungen der Bauteile deutlich im elastischen Bereich bleiben. Es ist deshalb notwendig, die maximalen Spannungen nachzurechnen. Es ergeben sich:

a) für die Meßfeder

$$\sigma_{\max} = E_F \cdot \varepsilon_{\max} \quad (4-19)$$

b) und für die Aufhängung

$$\tau_o = \frac{M_t}{J_t} \cdot h_A \quad (4-20)$$

$$\sigma_{A.1} = \frac{3 \cdot f_D \cdot E_A \cdot h_A}{l_A^2} \quad \text{mit } f_o = \text{horizontale Auslenkung durch Wärmedehnung} \quad (4-21)$$

$$\sigma_{A.2} = \frac{3 \cdot C_A \cdot E_A \cdot h_A}{l_A^2} \quad \text{mit } C_A = \text{horizontale Auslenkung durch Verdrehung} \quad (4-22)$$

4.1.3.5 Eigenfrequenz

Die Ableitung findet sich wieder in [12].

Es ergeben sich:

Die Eigenfrequenz des Meßsystems

$$f_E = \frac{\omega_E}{2\pi} \quad (4-23)$$

mit

$$\omega_E = \left(\frac{C}{\Theta} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4-24)$$

Die Steife des Systems ist

$$C = \frac{M_S}{\alpha} \quad (4-25)$$

mit der Auslenkung des Systems

$$\alpha = \frac{f^* + \beta \cdot l_B}{r_A} \quad (4-26)$$

Das Trägheitsmoment des Stators ergibt sich zu

$$\Theta \approx \int_{r_1}^{r_2} 2 \pi l \rho r^3 dr \quad (4-27)$$

4.1.3.6 Am Stator angreifendes Moment

Nach den Ausführungen des Kapitels 2 ist:

$$M_S = \dot{m} \cdot r_{\text{Rotor, außen}}^2 \cdot \omega \quad (4-28)$$

\dot{m} = Massenstrom

ω = Umlauffrequenz des Rotors

Weiter gilt für die aufzubringende Leistung

$$N = M_S \cdot \omega \quad (4-29)$$

4.1.3.7 Vergleich von Rechenwerten mit Messungen am Stator

Der im Gehäuse fertig montierte Stator wurde bei den statischen Messungen durch Gewichte wie bei der Bestimmung der mechanischen Eichung (siehe Abschn. 4.2.5) mit einem bekannten Moment belastet. Bei dieser Belastung wurden die Auslenkung f^* und die Ausgangsspannung ΔU gemessen.

Zur Bestimmung der Eigenfrequenz wurde von Hand eine Anregung (Auslenkung entsprechend $\dot{m} \approx 2,5 \text{ kg/s}$) aufgebracht und die Schwingung um die Null-Lage mit einem Visicorder aufgezeichnet. Ergebnisse:

	gerechnet	gemessen
Ausgangsspannung ΔU [mV]	958	1021
Auslenkung f^* [mm]	0,168	0,18
Eigenfrequenz f_E [Hz]	99	102,5

Die Übereinstimmung kann als recht gut bezeichnet werden.

4.1.3.8 Auslegung des Meßsystems für $\dot{m} = 5 \text{ kg/s}$

Mit dem in [12] genannten Programm ergeben sich folgende technische Daten:

Auslenkung f^* gemäß Gleichung (4-7)

$$f^* = 0,35 \text{ mm}$$

Verdrehwinkel α gemäß Gleichung (4-26)

$$\alpha = 1,45^\circ$$

Auslastung der Meßfeder gemäß Gleichung (4-19)

$$\sigma_{\max}/\sigma_{0,2} = 0,28$$

Auslastung der Aufhängung durch Torsion gemäß Gleichung (4-20)

$$\tau_0/\sigma_{0,2} = 0,33$$

Auslastung der Aufhängung durch Belastung gemäß Gleichung (4-22)

$$\sigma_{A2}/\sigma_{0,2} = 0,06$$

Ausgangsspannung $\Delta U_{5\text{kg/s}} \approx 2000 \text{ mV}$ gemäß Gleichung (4-16)

Auslastung der Dehnmeßstreifen gemäß Gleichung (4-17)

$$\varepsilon_{\max}/\varepsilon_{\text{zulässig}} = 0,07$$

Außerdem lassen sich in einfacher Weise für die Wirkung der Wärmedehnung am Stator bei kaltem Gehäuse berechnen:

Auslastung der Aufhängung durch Wärmedehnung

$$\sigma_{\text{WD}}/\sigma_{0,2} = 0,49 \text{ und}$$

Kraft in Richtung der Meßfeder, ausgehend von der Aufhängung

$$P_2 = 5,5 \text{ N}$$

4.1.3.9 Vergleich mit den Anforderungen nach Abschnitt 4.1.3

- a) Das Meßsignal bei 1 % Vollausschlag beträgt 0,1 mV und liegt damit deutlich über dem Störpegel.
- b) Die Eigenfrequenz von 100 Hz wird erreicht.
- c) Zum Temperaturgang siehe Abschnitt 4.2. Wie dort festgestellt wird, liegt er in tolerierbaren Grenzen. Die durch Wärmedehnung verursachte Belastung der Aufhängung scheint zulässig zu sein, da der Nullpunkt über mehrere Stunden

stationärer Versuchszeit zwischen $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ und einige Blowdowns wenig driftet. Die durch die Wärmedehnung verursachte Kraft auf das Meßsystem wird demnach ebenfalls als tolerierbar angesehen.

4.1.4 Meßbrücke

4.1.4.1 Meßsignal in Abhängigkeit von der Dehnung ϵ

Für die Bestückung der Meßbrücke werden die vollgekapselten (Metallkapselung) Miniaturdehnmeßstreifen AILTECH Typ MG 125-01-H-1-16,6 ppm/ $^{\circ}\text{C}$ mit Hydrottest bei $260\text{ }^{\circ}\text{C}$ und 175 bar gewählt (Firma Micro-Epsilon).

Den Aufbau zeigt die folgende Abbildung:

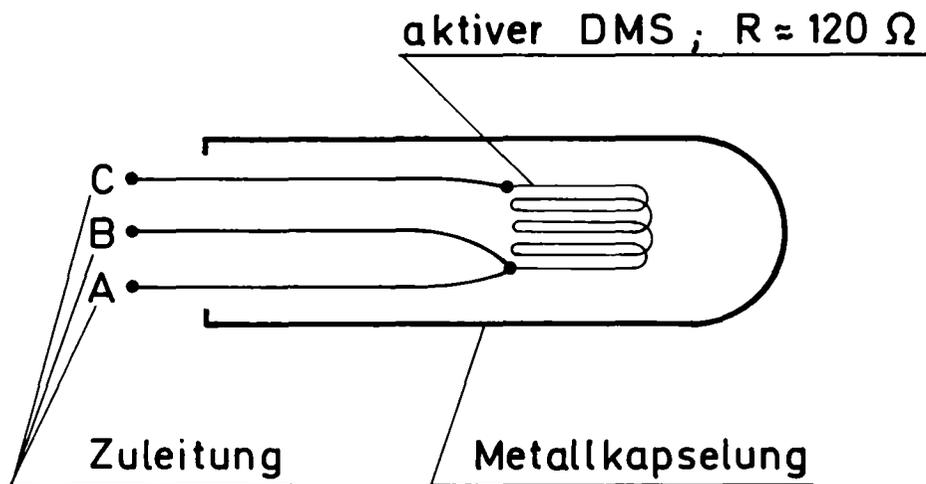


Abb. 4-2: Prinzipbild der DMS

Verstärkungsfaktor $k = 1,68$ (siehe Gleichung 4-34)

Maximaler Strom $I_{\text{max}} = 100$ bis 300 mA

Empfohlener Strom $I = 50\text{ mA}$

Maximal zulässige Dehnung $\epsilon_{\text{max}} = 6 \cdot 10^{-3}$

Für die Brückenschaltung wurde eine Dreileiterausführung gewählt.

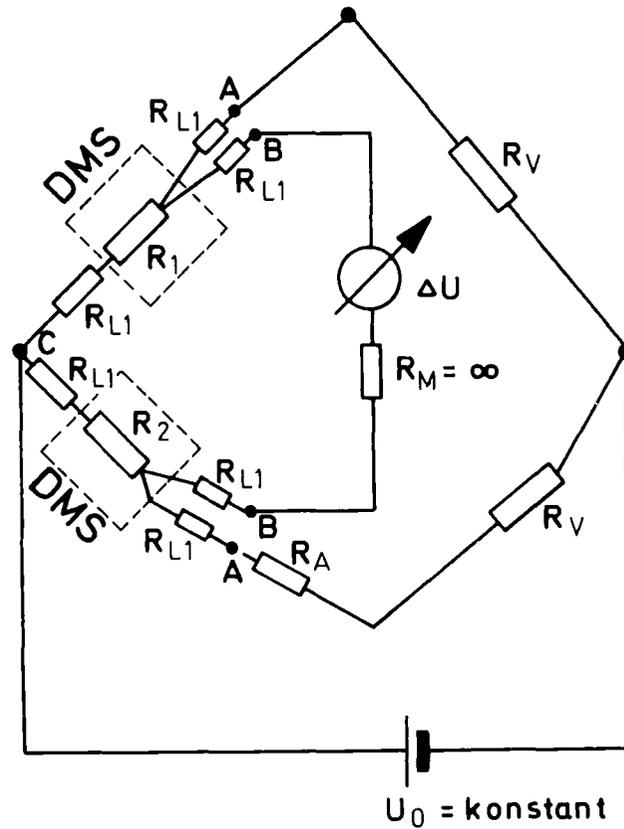


Abb. 4-3: Brückenschaltung für die DMS

Wie aus der Abb. 4-3 ersichtlich, wird angenommen, daß die relevanten Leitungswiderstände R_{L1} allein aus den gekapselten Zuleitungen zu den DMS resultieren, und daß diese Zuleitungswiderstände gleich sind.

Es bedeuten:

$R_1; R_2$: Widerstand der DMS

R_{L1} : Widerstand der Zuleitungen

R_A : Abgleichwiderstand

R_V : Vergleichswiderstände (hochgenau, kleiner Temperaturbeiwert)

In [12] werden die Ableitungen für den Vergleich einer Zweileiter- und einer Dreileiterschaltung mit ihren Temperatureinflüssen gegeben, die einen deutlichen Vorteil zugunsten der Dreileiterschaltung zeigen. Hier sei nur das Ergebnis für die Dreileiterschaltung angegeben. Es gilt:

$$\frac{\Delta U}{U_0} = \frac{(a - b) \cdot (x_1 + 1) + \mathcal{X} \cdot (x_1 + a)}{(2x_1 + a + 1) \cdot (2x_1 + b + \mathcal{X} + 1)} \quad (4-30)$$

Mit

$$x_1 = \frac{R_{L1}}{R_V}$$

$$a = \frac{R_1}{R_V} \quad (4-31)$$

$$b = \frac{R_2}{R_V}$$

$$\mathcal{X} = \frac{R_A}{R_V}$$

Die Abgleichbedingung $\frac{\Delta U}{U_0} = 0$ führt zu der Gleichung

$$\mathcal{X}^* = \frac{(b^* - a^*) \cdot (x_1^* + 1)}{x_1^* + a^*} \quad (4-32)$$

Die mit * versehenen Größen sind bei unausgelenktem Zustand und Raumtemperatur angenommen.

Für Auslegungsrechnungen genügt es, anzunehmen:

$$a^* = b^*$$

$$x_1^* = 0 \rightarrow x_1 = 0$$

$$\mathcal{X}^* = 0 \rightarrow \mathcal{X} = 0$$

Gleichung (4-30) geht dann über in

$$\frac{\Delta U}{U_0} = \frac{a - b}{(a + 1)(b + 1)} \quad (4-33)$$

Es gilt

$$a = a^* \cdot (1 + k \cdot \epsilon), \text{ da der DMS gedehnt wird} \quad (4-34)$$

$$b = b^* \cdot (1 - k \cdot \epsilon) = a^* \cdot (1 - k \cdot \epsilon), \text{ da der DMS gestaucht wird}$$

Damit wird Gleichung (4-33) zu

$$\frac{\Delta U}{U_0} = \frac{2 \cdot k \cdot \epsilon}{(1+k \cdot \epsilon + \frac{1}{a^*}) \cdot (a^* - a^* \cdot k \cdot \epsilon + 1)} \quad (4-35)$$

Üblicherweise wird realisiert

$$a^* \approx 1 \quad (4-36)$$

und da man die mit ϵ behafteten kleinen Beträge im Nenner vernachlässigen kann, folgt schließlich für die Halbbrücke

$$\boxed{\frac{\Delta U}{U_0} \approx \frac{k \cdot \epsilon}{2}} \quad (4-37)$$

4.1.4.2 Einfluß der Leitungswiderstände

Der quantitative Einfluß der Leitungswiderstände kann mit den in [12] angegebenen Gleichungen errechnet werden. Hier seien nur einige qualitative Gesichtspunkte zusammengestellt.

- Die Dreileiterschaltung bietet bezüglich des Einflusses der Leitungswiderstände große Vorteile bei der Temperaturkompensation.
- Die Leitungswiderstände sollen möglichst klein sein, also die Zuleitungen zu den DMS möglichst kurz. Die Meßbrücke sollte nahe am Meßort aufgebaut werden.
- Die Widerstandswerte der DMS in der Brücke sollen so ausgesucht werden, daß sie möglichst kleine Abweichungen voneinander haben.

- Die Vergleichswiderstände und der Abgleichwiderstand sollen einen kleinen Temperaturkoeffizienten haben.
- Die Temperaturschwankungen an der Brücke sollen möglichst klein gehalten werden.

Quantitative Angaben bei der realisierten Ausführung finden sich in Abschnitt 4.2.

4.1.5 Dämpfung des Meßsignals

Wie Versuche gezeigt haben, treten beim Stator bei ausreichend großen axialen Anregungen Kippschwingungen mit kleiner Amplitude im Bereich 400 Hz auf. Resonanzerscheinungen sind hier kaum zu befürchten, so daß es genügt, das auftretende kleine Signal hoher Frequenz elektrisch zu glätten. Zu diesem Zweck wurde in den Verstärker für das Gesamtsignal aller drei Brücken ein 2-poliges Besselfilter eingebaut, das die Ausgangsfrequenz auf 100 Hz begrenzt.

Sehr viel entscheidender sind die Torsionsschwingungen, die trotz der im wesentlichen stochastischen Anregung durch die Zweiphasenströmung auftreten. Eine stärkere elektrische Dämpfung würde nur integrale Werte des Meßsignals liefern, was zur Erfassung von transienten Meßverläufen gerade vermieden werden soll. Andererseits sind auch Resonanzen zu befürchten, die zu einer Überlastung des Meßsystems führen können. Es ist deshalb eine mechanische Dämpfung nötig. Zweckmäßigerweise wird eine Flüssigkeitsdämpfung eingesetzt, da bei dieser, im Gegensatz zur Festkörperreibung, kein Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung besteht. Eine Gasdämpfung wäre zu schwach. Im weitesten Sinne kann man eine Analogie des schwingenden Meßsystems zu den in Galvanometern verwendeten Spiegeln sehen, bei denen der Spiegel in einer Dämpfungsflüssigkeit schwingt. Versuche in dieser Richtung führten nicht zum Ziel. Schließlich wurde eine Dämpfung gemäß Abb. 4-4 konzipiert, bei der sich das Dämpfungsgehäuse mitbewegt.

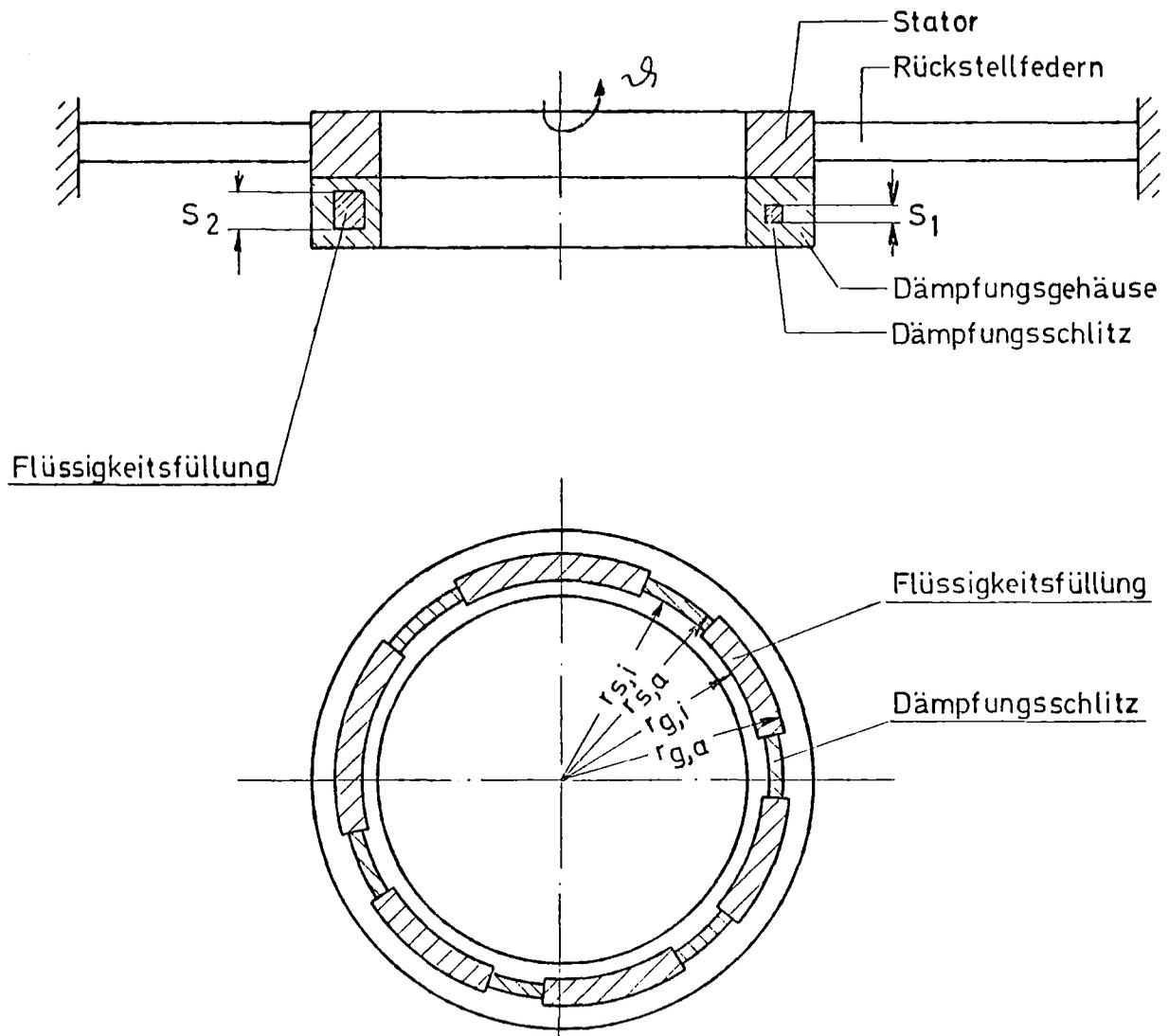


Abb. 4-4: Prinzip der Statordämpfung

Nach [13], Seite 314, wird für die geschwindigkeitsproportionale Dämpfung das optimale Ergebnis erzielt, bei einem Dämpfungsfaktor

$$\hat{\delta}_{\text{opt.}} \approx \frac{\omega_E}{\sqrt{2}} \quad (4-38)$$

Darin sind:

$\hat{\delta}$: Dämpfungsfaktor

ω_E : Eigenfrequenz

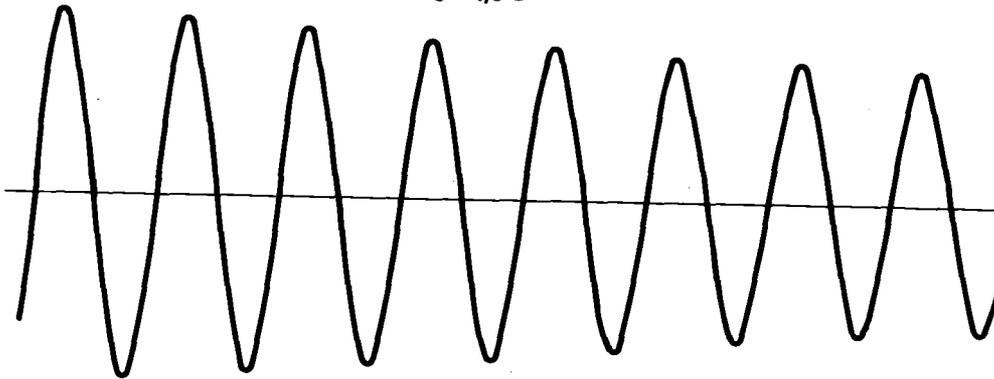
Die Theorie zur Dämpfung der Statoranordnung ist ebenfalls in [12] ausführlich dargestellt. Hier nur einige Ergebnisse und Besonderheiten.

In Anlehnung an Abb. 4-4 wurde eine erste Dämpfung mit einer Schlitzweite von $s = 0,15$ mm gebaut. Das Ergebnis der Schwingungsmessung ist in Abb. 4-5 dargestellt.

TMFMI/4 mit Dämpfung $s=0.15$ mm

$$f = 33.1 \text{ Hz}$$

$$\hat{\delta} = 1,6 \text{ s}^{-1}$$



SCHWINGUNGSVERSUCH MIT HG-DÄMPFUNGSRING, TMFM- COSIMA

KIK

IT-1978

Abb. 4-5

Der Dämpfungsfaktor ergibt sich daraus zu

$$\hat{\delta}_{\text{gemessen}} = 1,6 \text{ s}^{-1}$$

Mit dem bei der IBM-370 implimentierten Programm CSMP zur Lösung von Differentialgleichungen wurde die gewählte Geometrie nachgerechnet.

Die Rechnung ergab

$$\hat{\delta} = 2,1 \text{ s}^{-1}$$

Die Übereinstimmung beider Werte erscheint brauchbar. Wie aber inzwischen weitere Versuche mit anderer Geometrie gezeigt haben, treten dort noch erhebliche Differenzen zwischen Theorie und Experiment auf. Die Erklärung dieser Differenzen wird mit eine der künftigen Aufgaben bei der Weiterentwicklung des TMFM sein. Einige Ansätze sind in [12] dargestellt.

Da der Einfluß der einzelnen Parameter auf die Dämpfung nicht leicht zu übersehen ist, müssen durch Parameterstudien eine Reihe von Variationen durchgespielt werden. Eine analytische Lösung des laminaren Problems nach [14] zeigt, daß die Lösungsgleichungen mit so komplizierten Termen behaftet sind, daß eine Übersicht auch hier nur durch Rechnung zu gewinnen ist. Da das vorliegende Problem zudem überwiegend turbulent, also quatratisch im Geschwindigkeitsansatz ist, kann auf die numerische Lösung mit CSMP nicht verzichtet werden.

4.1.6 Leckmengenströme

Um den Rotor und den Stator fließen durch die Abdichtungsspalte Leckmengenströme, die von der Messung nicht erfaßt werden. Während der Leckstrom um den Rotor durch eine Gleitringdichtung vernachlässigbar gering gehalten werden kann, eine Rückwirkung durch Reibungseffekte auf die Rotordrehzahl und damit auf die Drallerzeugung ist aufgrund des hohen Leistungsüberschusses des Synchronmotors nicht zu befürchten, sind die Verhältnisse im Statorbereich weit problematischer. Da hier wieder, wie bei der Dampfturbine jede Festkörperreibung vermieden werden muß, bleibt nur die strömungstechnische "Abdichtung" übrig. Wie bei der Dampfturbine bietet sich auch hier eine Labyrinthdichtung an, wobei allerdings ein Anstreifen des beweglichen Labyrinthteils an dem feststehenden unter allen Umständen vermieden werden muß. Wegen der schwebenden Aufhängung des Statorringes mit den 3 Federbeinen ist eine mehrfache Spaltabdichtung kaum zu realisieren, so daß eine Abdichtung mit möglichst engen Doppelspalten ausgeführt wurde.

Die prinzipielle Situation zeigt Abb. 4-6.

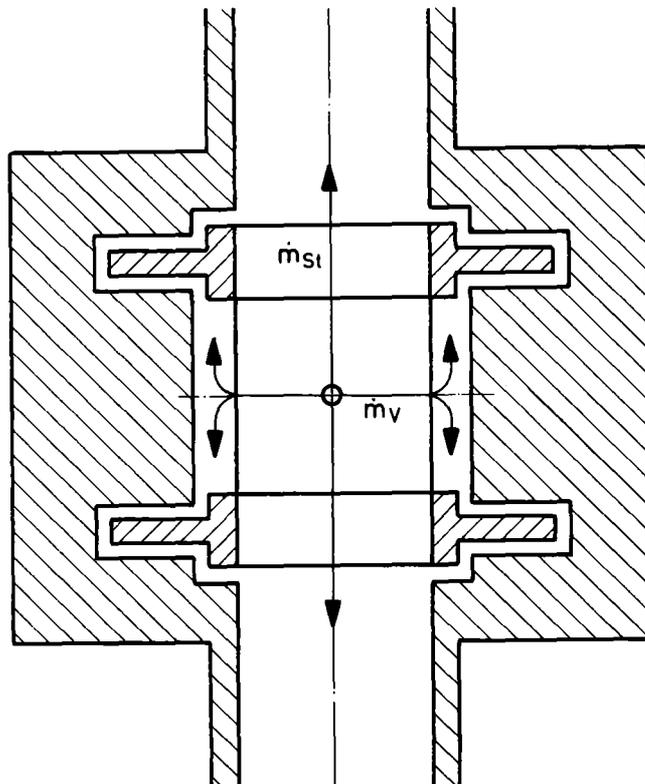


Abb. 4-6: Prinzip der Statorspaltabdichtung

Für die folgenden Rechnungen wird nur die einphasige Durchströmung betrachtet. Es wird angenommen, daß, wenn dafür die Leckmenge ausreichend klein gemacht wird, dies auch für den zweiphasigen Fall gelten wird.

4.1.6.1 Berechnungsgleichungen

a) Druckabfall am Stator über die Schaufelkanäle

$$\Delta P_{St} = \lambda_{St} \cdot \left(\frac{1}{d_H}\right)_{St} \cdot \frac{\dot{m}_{St}^2}{2 \rho F_{St}^2} \quad (4-39)$$

$$\lambda_{St} = f(Re) \quad (4-40)$$

$$Re_{St} = \frac{\dot{m}_{St} \cdot d_{H,St}}{F_{St} \cdot \eta} \quad (4-41)$$

$$d_{H,St} = \frac{4 F_{St}}{U_{St}} \quad (4-42)$$

also

$$Re = \frac{4 \dot{m}_{St}}{U_{St} \cdot \eta} \quad (4-43)$$

$$U = 2 \cdot N \cdot (h + s) \quad (4-44)$$

N = Anzahl der Schlitze

h = Schlitzhöhe

s = Schlitzweite

l = Schlitzlänge

$$F_{St} = N \cdot h \cdot s \quad (4-45)$$

λ , η , ρ , sind der einschlägigen Literatur zu entnehmen.

b) Druckabfall am Spalt

$$\Delta P_{Sp} = \lambda_{Sp} \cdot \left(\frac{1}{d_H}\right)_{Sp} \cdot \frac{\dot{m}_{Sp}^2}{2 \rho F_{Sp}^2} \quad (4-46)$$

$$\text{Re} = \frac{4 \dot{m}_{\text{Sp}}}{U_{\text{Sp}} \cdot \eta} \quad (4-47)$$

$$U_{\text{Sp}} = 2 \cdot 2 \pi \cdot r_m \quad (4-48)$$

r_m = mittlerer Spaltradius

l = Spaltlänge

$$d_{\text{H,Sp}} = \frac{4 F_{\text{Sp}}}{U_{\text{Sp}}} = 2 s_{\text{Sp}} \quad (4-49)$$

$$F_{\text{Sp}} \approx 2 \pi r_m \cdot s_{\text{Sp}} \quad (4-50)$$

s_{Sp} = Spaltweite

Gegebenenfalls müssen hintereinandergeschaltete Druckabfälle gerechnet werden.

c) Bestimmung des Leckmengenstromes

Man muß davon ausgehen, daß über den Stator die Beziehung gilt

$$\boxed{\Delta P_{\text{St}} = \Delta P_{\text{Sp}}} \quad (4-51)$$

und

$$\dot{m}_{\text{ges}} = \dot{m}_{\text{St}} + \dot{m}_{\text{Sp}} \quad (4-52)$$

Mit den Gleichungen (4-39), (4-46) und (4-52) lassen sich dann bei bekanntem \dot{m}_{ges} die Anteile \dot{m}_{St} und \dot{m}_{Sp} berechnen.

4.1.6.2 Beispiel für eine Leckstromberechnung

Zur Berechnung wird die Ausführung TMFM I/4 gemäß Abb. 3-8 herangezogen. Die Spaltweiten für den Leckstromweg L1 und L2 betragen 1,5 mm. Zur Prüfung dienen die aufgenommenen Meßwerte gemäß Abb. 4-7.

Es gilt Gleichung (4-46) mit

$$\Delta P_{Sp,oben} = \Delta P_{Sp, unten} = \Delta P^*$$

Für die erste Rechnung wird gesetzt:

$$\Delta P^* = 1 \text{ bar.}$$

Aus der Abb. 4-7 ergibt sich damit ein Leckstrom $\dot{m}_{gemessen} = 0,23 \text{ kg/s}$.

Für die erste iterative Rechnung wird angenommen

$$\dot{m}_{oben} = \dot{m}_{unten} = 0,12 \text{ kg/s}$$

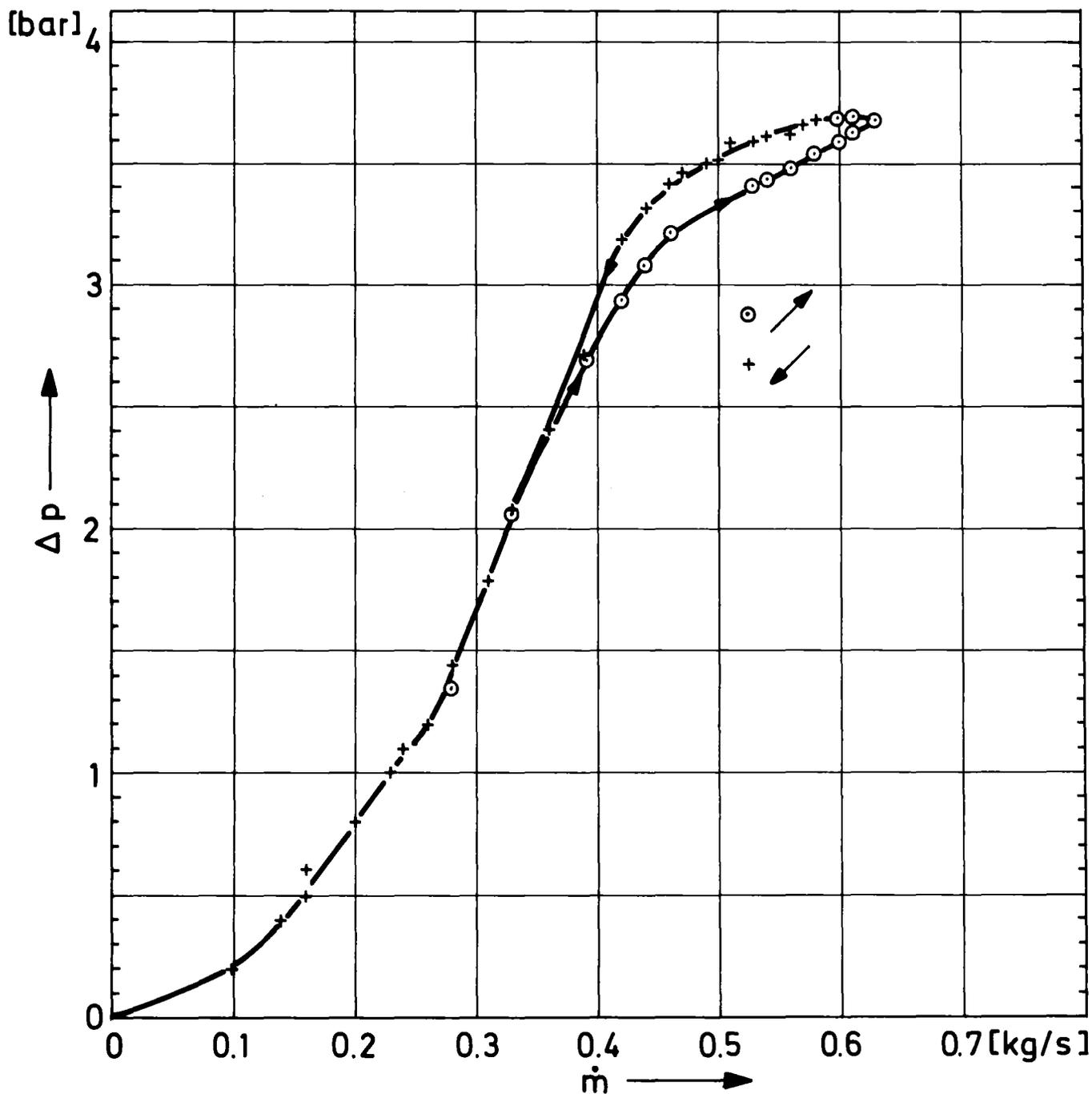
Weiter gilt

$$\begin{aligned} r_{m,oben,1} &= 21 \text{ mm} & l_{oben,1} &= 28 \text{ mm} \\ r_{m,oben,2} &= 24 \text{ mm} & l_{oben,2} &= 10 \text{ mm} \\ r_{m,unten,1} &= 25 \text{ mm} & l_{unten,1} &= 25 \text{ mm} \\ r_{m,unten,2} &= 30 \text{ mm} & l_{unten,2} &= 25 \text{ mm} \\ U_{Sp,oben,1} &= 264 \text{ mm} \longrightarrow \text{nach Gleichung (4-48).} \\ U_{Sp,oben,2} &= 302 \text{ mm} \\ U_{Sp,unten,1} &= 314 \text{ mm} \\ U_{Sp,unten,2} &= 377 \text{ mm} \end{aligned}$$

Damit ergeben sich mit

$$\eta = 1000 \cdot 10^{-6} \text{ kg/m/s}$$

gemäß Gleichung (4-47):



TMFM I, Nr. 4, mit Mittelteil Nr. 4 und neuen Meßköpfen.
Leckstrommessung mit verschlossenen Statorschaufeln
bei laufendem Motor.

KfK

IT-1978

$$Re_{,oben,1} = 1,82 \cdot 10^3$$

$$Re_{,oben,2} = 1,59 \cdot 10^3$$

$$Re_{,unten,1} = 1,53 \cdot 10^3$$

$$Re_{,unten,2} = 1,27 \cdot 10^3$$

Mit diesen Werten befinden wir uns im laminaren Gebiet, aber in einem Bereich (siehe [14]), in dem die λ -Werte sehr unsicher sind. Es wird dennoch für alle Geometrien angenommen.

$$\lambda = 0,04$$

Es sei darauf hingewiesen, daß bei der vorliegenden Konstruktion mit dem Ergebnis laminarer Strömung, zusätzliche Verwirbelungskammern keinen Effekt erzielen würden (siehe [14]).

Für alle Spalte gilt:

$$s_{Sp} = 0,15 \text{ mm}$$

also gemäß Gleichung (4-49)

$$d_{H,Sp} = 0,3 \text{ mm.}$$

Weiter ergeben sich nach Gleichung (4-50)

$$F_{Spalt,oben,1} = 19,8 \text{ mm}^2$$

$$F_{Spalt,oben,2} = 22,6 \text{ mm}^2$$

$$F_{Spalt,unten,1} = 23,6 \text{ mm}^2$$

$$F_{Spalt,unten,2} = 28,3 \text{ mm}^2$$

Mit Gleichung (4-46) werden dann

$$\Delta P_{Sp,oben} = \frac{\lambda_{Sp} \cdot \dot{m}_{Sp,oben}^2}{2 \rho} \cdot \left\{ \left(\frac{1}{d_H} \right)_{oben,1} / F_{Sp,oben,1}^2 + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{d_H} \right)_{oben,2} / F_{Sp,oben,2}^2 \right\}$$

und

$$\Delta P_{Sp,unten} = \frac{\lambda_{Sp} \cdot \dot{m}_{Sp,unten}^2}{2 \rho} \cdot \left\{ \left(\frac{1}{d_H} \right)_{unten,1} / F_{Sp,unten,1}^2 + \left(\frac{1}{d_H} \right)_{unten,2} / F_{Sp,unten,2}^2 \right\}$$

Damit ergeben sich

$$\dot{m}_{oben,theor.} \approx 0,128 \text{ kg/s}$$

$$\dot{m}_{unten,theor.} \approx 0,14 \text{ kg/s}$$

Die Annahme gleich großer Massenströme ist also nahezu erfüllt. Der theoretische Wert stimmt mit dem gemessenen Wert recht gut überein, die angegebenen Gleichungen sind also für Auslegungsrechnungen brauchbar.

4.2 Ergebnisse der Testversuche

4.2.1 Vorversuche zum Temperaturgang

4.2.1.1 Temperatureinfluß an der Meßbrücke und am DMS

Der Multiplikationsfaktor k der verwendeten Dehnmeßstreifen hat trotz Temperaturkompensation noch einen Temperaturgang von

$$\varphi_1 = 2,6 \cdot 10^{-2} \text{ ‰/}^\circ\text{C}$$

bezogen auf 20°C .

Gemäß Gleichung (4-37) geht diese Änderung voll in das Meßsignal ein. Da an den DMS mit einer Temperaturdrift von mindestens $\Delta t = \pm 10^\circ\text{C}$ zu rechnen ist, beträgt der Fehler des Meßsignals allein von diesem Wert herrührend

$$\frac{\Delta (\Delta U)}{\Delta U} \approx 0,3 \%$$

Bei einem Endwert von 2500 mV $\hat{=}$ 5 kg/s also ein Fehler von $\varphi_1^* = \pm 0,015$ kg/s.

Es ist deshalb größten Wert auf Temperaturkonstanz an den DMS zu legen.

Die dazu getroffenen Maßnahmen siehe Abschnitt 3.3.

Die scheinbare Dehnung der DMS im betrachteten Temperaturbereich von 20 °C bis 200 °C beträgt maximal

$$\psi_1 = 2,6 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}}{\text{m} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Dieser Fehler sollte eigentlich durch die Gegeneinanderschaltung der DMS in der Halbbrücke kompensiert sein. Der Restfehler wurde experimentell ermittelt. Dazu wurde die Temperatur der DMS einschließlich der im Meßgehäuse befindlichen Leitungs-, Vergleichs- und Abgleichwiderstände von Raumtemperatur auf ca. 10 °C gebracht.

Dabei ergab sich eine Temperaturdrift von

$$\varphi_2 = - 2,4 \cdot 10^{-3} \frac{\% \text{ v.E.}}{^\circ\text{C}}$$

bei einem Endwert von 2500 mV $\hat{=}$ 5 kg/s, also

$$\varphi_2 = - 1,2 \cdot 10^{-3} \text{ kg/s/}^\circ\text{C}.$$

Auch hier muß also wieder größten Wert auf Temperaturkonstanz gelegt werden. Die Temperaturänderung während des Meßvorganges wird auf ± 10 °C geschätzt, wodurch ein Fehler von

$$\varphi_2^* = \pm 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ kg/s}$$

auftritt.

4.2.1.2 Temperatureinfluß am Stator

Wie schon in Kap. 4.1.3.1 geschildert, sind hier die Verhältnisse etwas verwickelt. In einem Vorversuch wurde der eingebaute Stator auf ca. 200 °C aufgeheizt. Als Temperaturgang ergab sich

$$\varphi_3 = + 4,4 \cdot 10^{-3} \frac{\% \text{ v.E.}}{^{\circ}\text{C}}$$

bei einem Endwert von 2500 mV $\hat{=}$ 5 kg/s. Dieser Wert wurde mit zunehmender Gehäuseerwärmung immer kleiner, so daß eine sinnvolle Korrektur erst möglich ist, wenn der Zusammenhang

$$\varphi_3 = f (t_{\text{Stator}} - t_{\text{Gehäuse}})$$

bekannt ist. Versuche dazu stehen noch aus.

Immerhin kann der maximale Fehler bei einer Fluidtemperatur von 320 °C ca. 1,4 % v.E. betragen, also

$$\varphi_3^* = + 0,07 \text{ kg/s.}$$

Beim gegenwärtigen Stand der Entwicklung für das TMFM, Typ I, wird dieser Fehler hingenommen. Als Konstruktionsmerkmal muß darauf geachtet werden, daß die Steife der Stator-Aufhängung am Meßwertübertragungssystem nicht vergrößert werden darf, da dann dieser Fehler wachsen würde.

4.2.1.3 Gesamtfehler aus dem Temperaturgang

Aus den vorstehend analysierten Einzelfehlern, hervorgerufen durch den Temperaturgang im Betriebsbereich der TMFM in der COSIMA-Anlage, läßt sich ein Gesamt-Temperaturgang von

$$\varphi_T^* = (\pm 0,03 + 0,07) \text{ kg/s}$$

angeben, also maximal

$$\varphi_{T, \max}^* = + 0,1 \text{ kg/s} \hat{=} + 2 \text{ \% v.E.}$$

4.2.2 Vorversuche zur Druckabhängigkeit

Während der Druck allseits auf den Stator wirkt, dehnen sich Gehäuse und Meßeinsätze in geringem Maße. Dadurch wird eine druckabhängige Nullpunktsdrift hervorgerufen. Diese beträgt

$$\varphi_D \approx + 2 \cdot 10^{-2} \frac{\text{\% v.E.}}{\text{bar}}$$

Bei 160 bar Betriebsdruck beträgt mithin der Fehler des Meßsignals rechnerisch 3,2 % vom Endwert. Dieser Fehler sinkt aber beim Blowdown im Millisekundenbereich auf den Wert zugehörig zum Sättigungsdruck von 86 bar, also

$$\begin{aligned} \varphi_D^* \max &= 1,72 \text{ \% v.E.} \\ &= 0,086 \text{ kg/s} \end{aligned}$$

um sich dann entsprechend der Druckabfallkurve zu reduzieren.

Leider ist dieser Fehler wegen der Reibung an den Schraubverbindungen der Meßeinsätze nicht voll reproduzierbar. Es ist daher von Wichtigkeit, darauf zu achten, daß das Gehäuse und die Verbindungen zwischen Meßeinsätzen und Gehäuse sehr steif ausgeführt werden.

4.2.3 Mechanische Hysterese

Es ist wahrscheinlich, daß möglicherweise wegen der gewählten Art der Befestigung der Dehnmeßstreifen durch Punktschweißen mit geringfügiger "innerer Reibung" zu rechnen ist. Das führt zu einer geringen Nullpunktshysterese, die

$$\varphi_H^* \approx \pm 0,3 \text{ \% v.E.} \hat{=} \pm 0,015 \text{ kg/s}$$

beträgt. An dieser Erscheinung läßt sich durch einfache Mittel nichts ändern.

4.2.4 Pumpeffekt bei Nulldurchsatz

Das TMFM stellt strömungstechnisch eine, wenn auch besonders schlechte, Pumpe dar. Daher kommt der Effekt, daß auch bei Nulldurchsatz und mit Wasser gefülltem Gehäuse bei laufendem Rotor ein Signal abgegeben wird. Dies Signal rührt wahrscheinlich von innerer Zirkulation des Fluids her und ist dann ohne Bedeutung, wenn eine echte Strömung aufgeprägt wird.

Das Signal beträgt ca. 50 mV beim Meßbereich von 2500 mV, also 2 % v.E. Nähere Untersuchungen zu diesem Punkt wurden nicht durchgeführt, da der Effekt beim Blowdown nicht stört. Einerseits sind dort Beginn und Ende des Strömungsvorganges genau bekannt, andererseits wird am Ende des Blowdowns das Gehäuse durch Dampf freigeblasen, so daß das Signal dann auf Null zurückgeht. In der Abb. 5-2 ist dies im unteren Diagramm beim Vergleich der Meßwerte bei $t < 25$ s und $t > 45$ s zu erkennen.

4.2.5 Mechanische Eichung

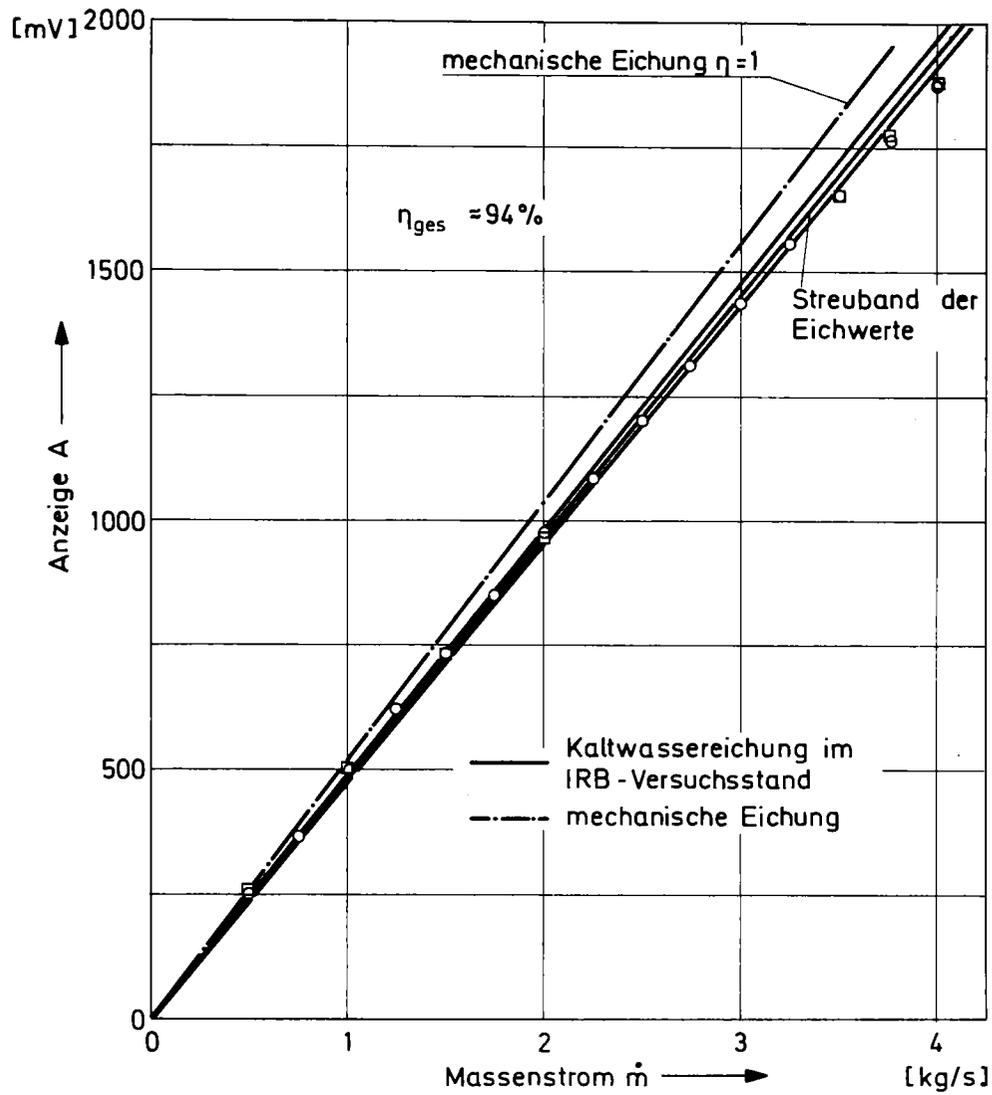
Um die Linearität des Meßsystems zu testen, und um das maximal mögliche Meßsignal (Wirkungsgrad der Beschau felung = 1, Leckverlust = 0) kennenzulernen, wurden durch Gewichtsbelastung verschiedene definierte Momente am Stator aufgebracht.

Die Meßanordnung ist aus der Abb. 4-8 zu ersehen. Man erkennt in der Mitte des senkrecht gestellten Gehäuseringes eine am Stator fest angebrachte Hülse, an deren Umfang über Stahldrähte und kleine Kugellager als Umlenkrollen die das Drehmoment erzeugende Gewichtsbelastung angreift. Rechts vom Gehäusering ist der Meßverstärker mit den Abgleichwiderständen zu sehen.



Abb. 4-8: Mechanische Eichung

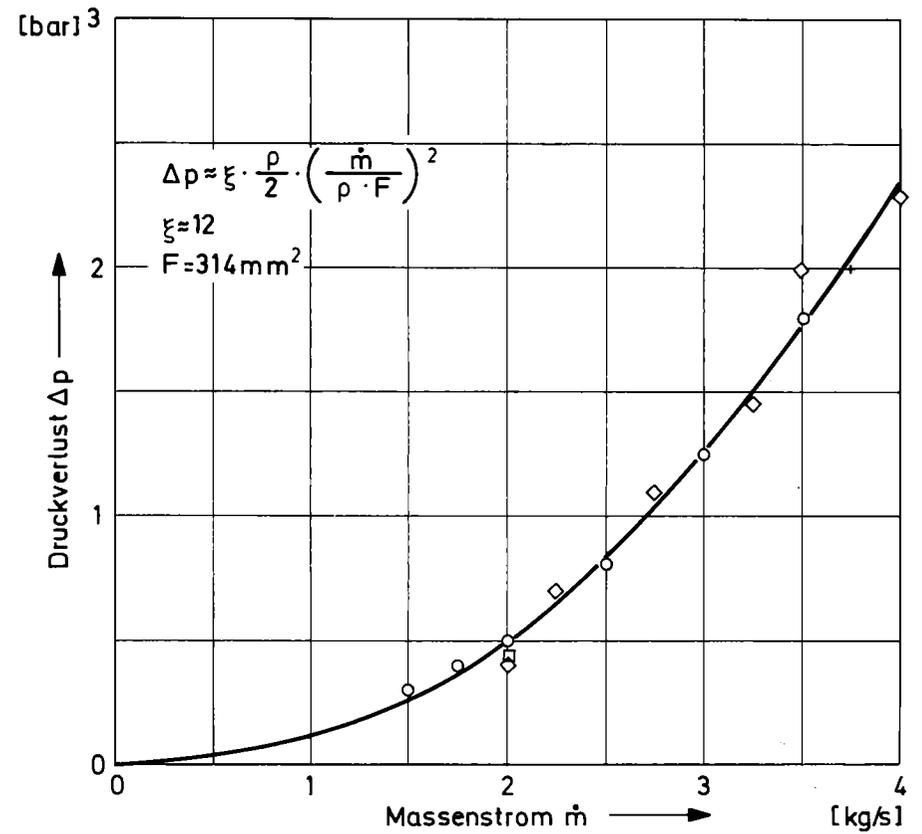
Mit Gleichung (4-28) läßt sich dieses Moment auf den theoretischen Massenstrom umrechnen. Das Ergebnis der mechanischen Eichung ist in Abb. 4-9 eingezeichnet. Auf die Einzeichnung von Meßpunkten wurde verzichtet, da sie eine kaum merkliche Streuung haben. Das Linearitätsverhalten bis zu 5 kg/s ist hervorragend. Dies Ergebnis bestätigt die Rechnungen von Abschnitt 4.1.3.8.



TESTVERSUCHE TMFM I/4 - PNS 4236 - COSIMA
KALTWASSEREICHUNG UND MECHANISCHE EICHUNG

KIK IT-1978

Abb. 4-9



TESTVERSUCHE TMFM I/4 - PNS 4236 - COSIMA
DRUCKVERLUST BEI EINPHASIGER KALTWASSERSTROMUNG

KIK IT-1978

Abb. 4-10

4.2.6 Eichversuche im Kaltwasser-Versuchsstand

Die Kaltwasserversuche wurden im IRB des KfK durchgeführt, die Ermittlung der Referenzwerte erfolgte mittels Blenden, der Fehler der Referenzmessung wird mit 1,5 % des jeweiligen Wertes angegeben. Im Gegensatz zu den Versuchen gemäß Abschnitt 4.2.7 wurde hier das TMFM I/4 verwendet, bei dem einige Änderungen zum Einbau einer Dämpfung vorgenommen wurden. Diese ließen nur eine Eichung bis $\dot{m} = 4 \text{ kg/s}$ zu. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-9 dargestellt.

Die Meßpunkte liegen bis $\dot{m} = 2,5 \text{ kg/s}$ im Toleranzbereich recht gut auf einer Geraden. Darüber hinaus weichen die Meßpunkte etwas vom linearen Verlauf ab. Da dieses Verhalten mit TMFM I/3 bei den Wasser-Dampf-Versuchen nicht beobachtet wurde, müssen die vorgenommenen Änderungen einer kritischen Prüfung unterzogen werden.

Der bei diesen Versuchen ermittelte Wirkungsgrad gegenüber dem bei der mechanischen Eichung gewonnenen Wert liegt bei $\eta \approx 94 \%$ und entspricht damit ungefähr den theoretischen Ergebnissen.

Der Druckverlust bei einphasiger Wasserströmung ist in Abb. 4-10 dargestellt.

4.2.7 Zweiphasen-Wasser/Dampf-Versuche

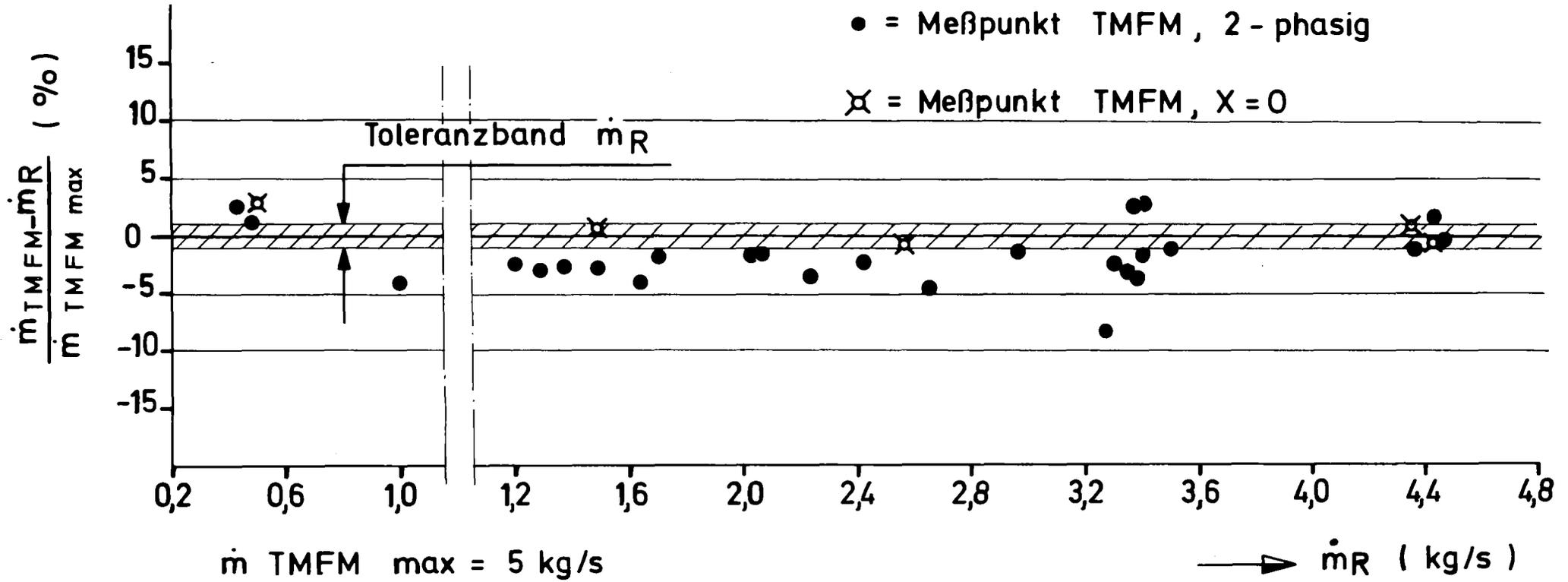
Die Versuche wurden ebenfalls am Zweiphasen-Versuchsstand des IRB des KfK durchgeführt [15].

Der Vordruck des Zweiphasengemisches am TMFM I/Nr. 3 wurde zwischen 25 und 100 bar variiert, die höchste Temperatur betrug ca. $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$, der Dampfgehalt x wurde von Null bis 0,5 eingestellt.

In der Abb. 4-11 ist die Abhängigkeit des relativen Fehlers, bezogen auf den Meßbereichsendwert von 5 kg/s vom Referenzmassenstrom dargestellt.

Testläufe im IRB - Zweiphasen - Wasser/Dampf - Kreislauf ,

Druckbereich $p = 25 + 100$ bar



4-32

EICHMESSUNGEN DES TMFM, TYP I IN ABHÄNGIGKEIT DES REFERENZMASSENDURCHSATZES \dot{m}_R



IT-1978

Abb. 4-11

Die Meßgenauigkeit des Referenzmassenstromes beträgt ca. 1,5 %. Im Mittel ergibt sich ein systematischer Fehler von ca. - 1 % v.E. Die Ursache für diesen Fehler kann z.B. darin liegen, daß die Eichgerade nicht ausreichend genau bestimmt war. Die mittlere quadratische Abweichung der Meßergebnisse ist

$$\sigma = \pm 2,2 \% \text{ v.E.}$$

Eine systematische Abhängigkeit des Fehlers vom Massenstrom ist nicht zu erkennen.

Die Abb. 4-12 zeigt die gleichen Meßwerte, aufgetragen über dem Dampfgehalt. Ein systematischer Fehler in Abhängigkeit vom Dampfgehalt ist ebenfalls nicht zu beobachten.

Bei all diesen Messungen ist zu bemerken, daß die Integration der Meßwerte nur über relativ kurze Zeiten (kleiner 1 Minute) erfolgen konnte und die mechanische Dämpfung des Meßsignals noch unzureichend war. Ein Verbesserungspotential ist hier deutlich vorhanden.

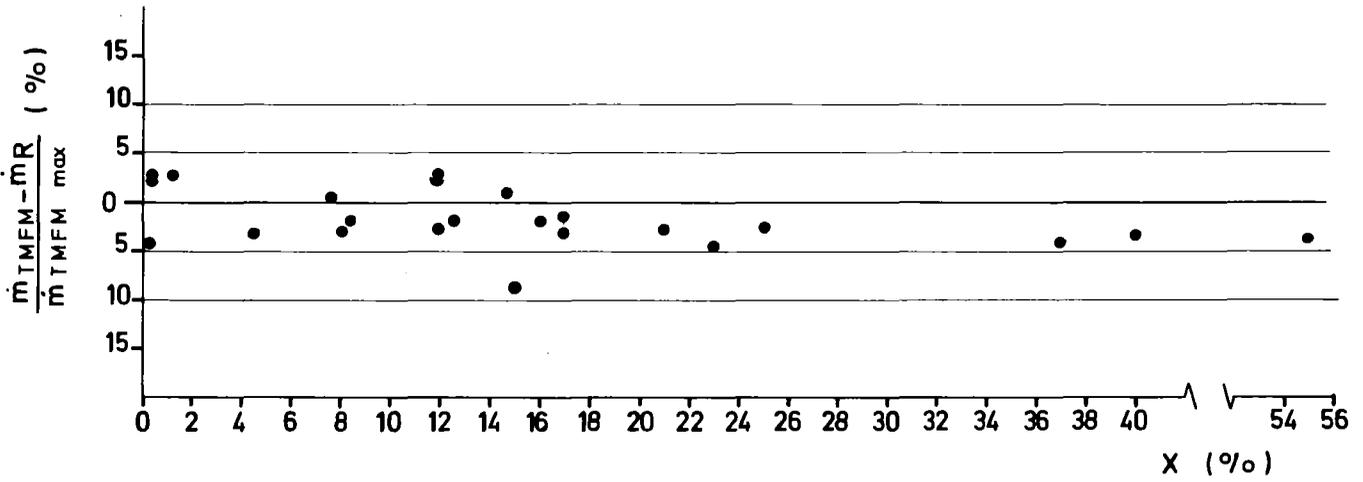
Die Abb. 4-13 zeigt die während den Messungen aufgetretenen Druckverluste. Da die Dampfgehalte in weiten Grenzen variieren, streuen die Meßwerte entsprechend stark.

In der Abb. 4-14 ist für einen annähernd konstanten Massenstrom \dot{m} der Druckverlust aufgetragen. Hier zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit, wengleich die eingezeichnete Parabel mit Vorsicht zu betrachten ist. Es ist vielmehr ein Maximum bei einem bestimmten Dampfgehalt zu erwarten. So beträgt z.B. der gemessene Druckverlust bei $\dot{m} = 1,6 \text{ kg/s}$ und $x = 51 \%$ nur $\Delta P = 11,5 \text{ bar}$.

Die Untersuchungen darüber sind noch nicht abgeschlossen.

Testläufe im IRB - Zweiphasen - Wasser/Dampf - Kreislauf ,

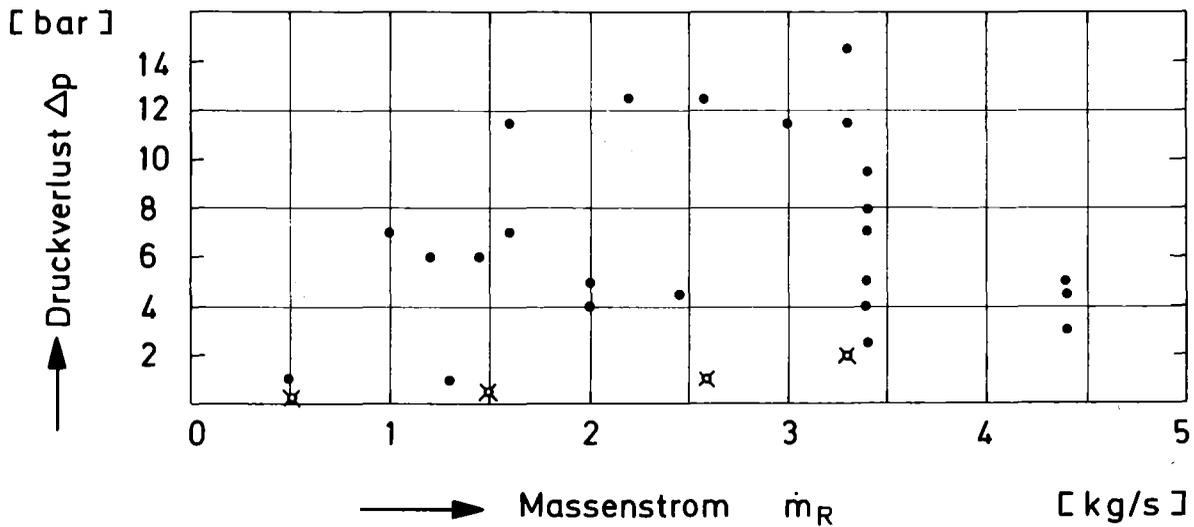
Druckbereich $p = 25 + 100 \text{ bar}$



IT-1978

EICHMESSUNGEN DES TMFM, TYP I IN ABHÄNGIGKEIT DES DAMPFGEHALTES X

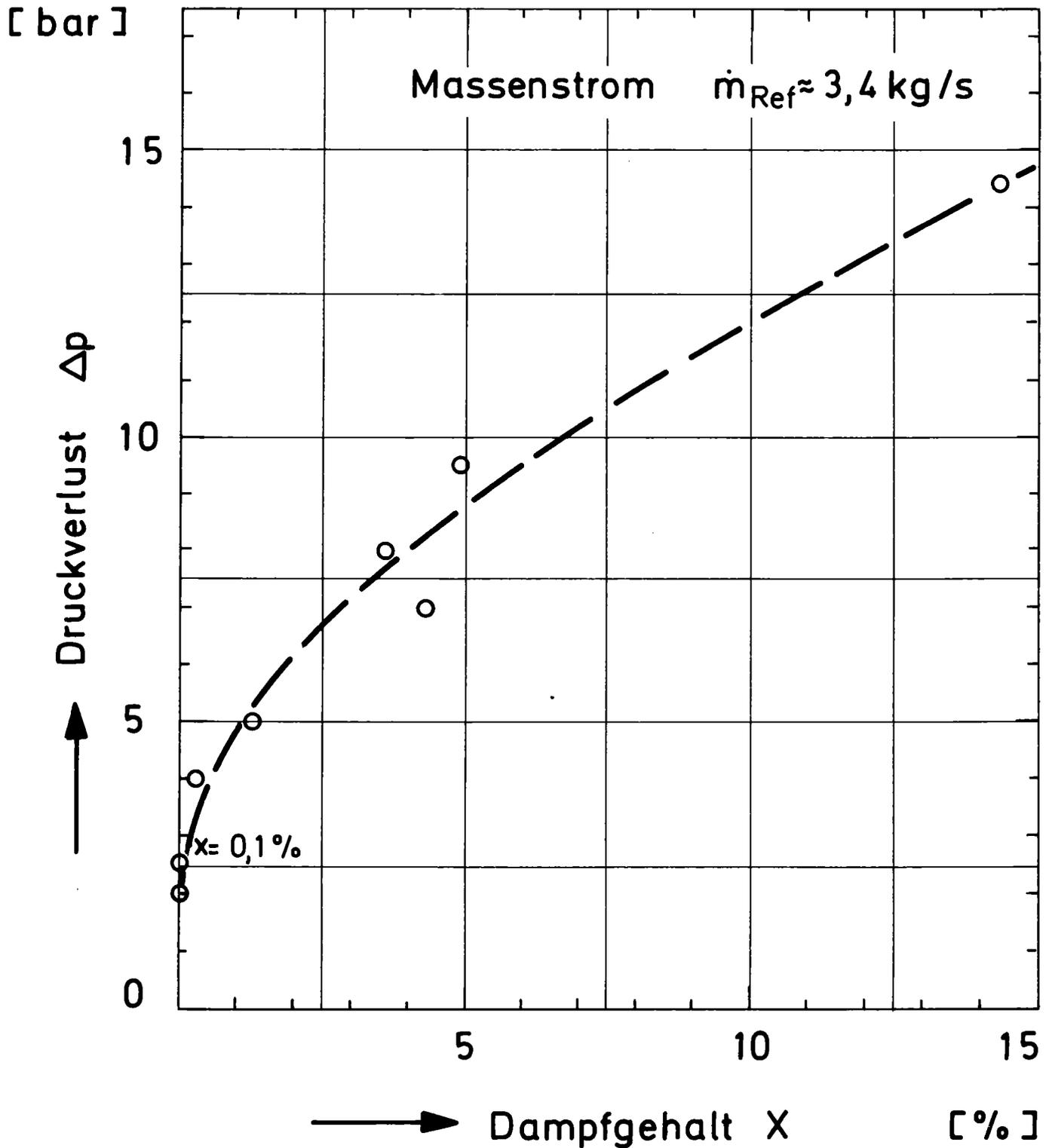
Abb. 4-12



IT-1978

TESTVERSUCHE TMFM 1/3 - PNS 4236 - COSIMA
DRUCKVERLUST BEI VERSCHIEDENEN DAMPFGEHALTEN X

Abb. 4-13



KfK IT-1978

TESTVERSUCHE TMFM I/3 - PNS 4236 - COSIMA

DRUCKVERLUST BEI KONSTANTEM MASSENSTROM (VORLÄUFIGE ERGEBNISSE)

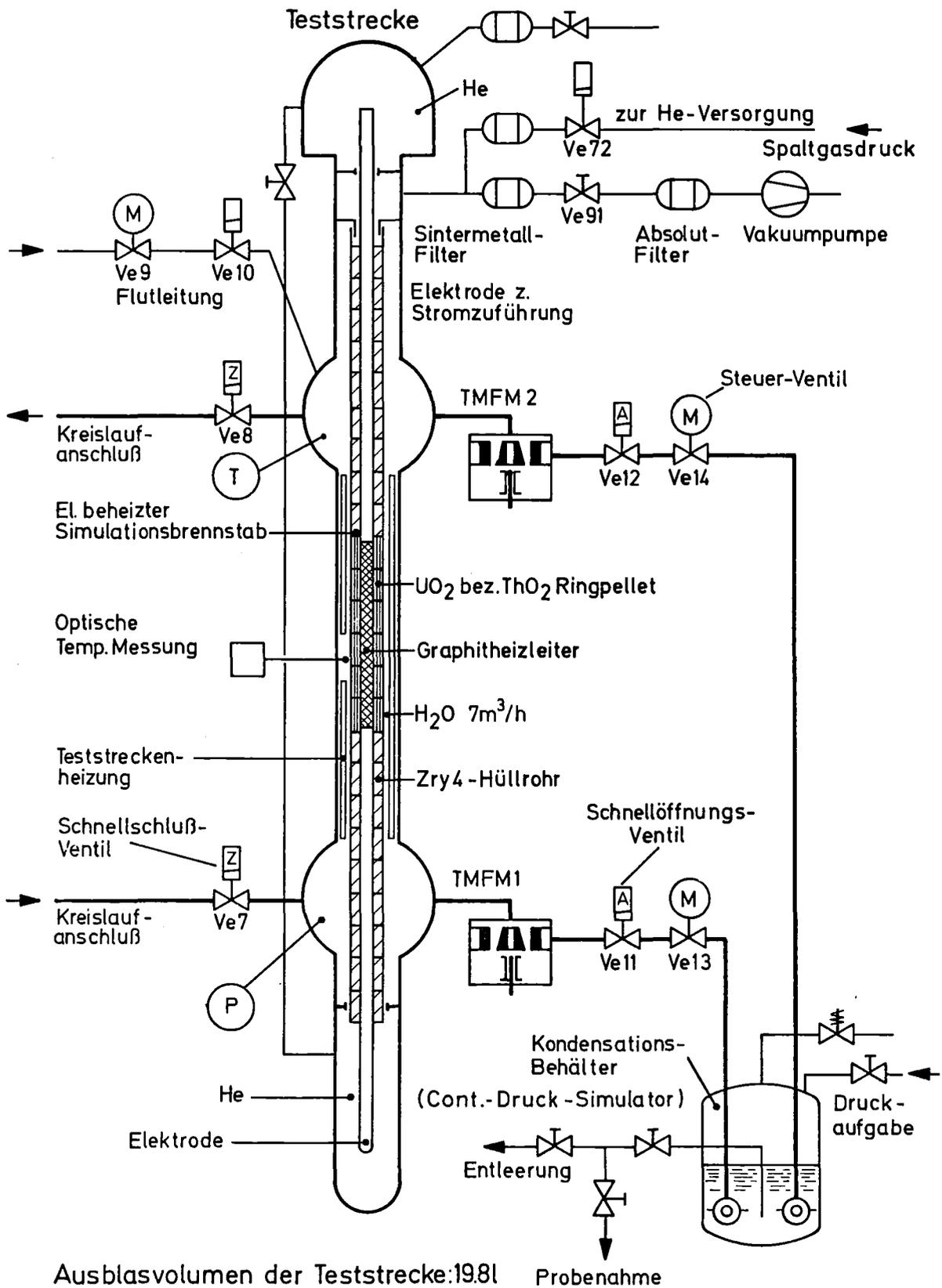
5. Einsatz des TMFM in der COSIMA-Anlage

Im Rahmen der Untersuchungen zum Brennstabverhalten von Druckwasserreaktoren bei einem Kühlmittelverluststörfall, die vom Projekt Nukleare Sicherheit des KfK durchgeführt werden, wurde eine Experimentiereinrichtung COSIMA erstellt, mit deren Hilfe die den Rechenprogrammen zugrunde liegenden Versagensmodelle und hier speziell in der Blowdown-Phase, experimentell überprüft werden können [11].

Der gesamte Kreislauf ist in ähnlicher Weise wie ein Druckwasserreaktor aufgebaut, besitzt also einen Druckhalter, eine Umwälzpumpe und als Reaktordruckgefäßanalogie eine Teststrecke [16]. Die stationären Betriebsbedingungen vor der Blowdownauslösung entsprechen mit 160 bar und 573 K ebenfalls denen eines DWR.

In der Abb. 5-1 ist ein Ausschnitt aus dem Kreislaufschema gezeigt und man kann in den beiden Ausströmleitungen aus den Teststreckenplenen, den eigentlichen Blowdownleitungen, den Einbauort der TMFM erkennen.

Die Blowdown-Auslösung wird durch das rasche Schließen der Ventile Ve 7 und Ve 8 begonnen, wodurch die Teststrecke vom Kreislauf getrennt wird. Mit einer geringen Verzögerung werden dann die beiden Schnellöffnungsventile Ve 11 und/oder Ve 12 in den beiden Blowdownleitungen geöffnet, so daß der in der Teststrecke unter Druck befindliche und weiterhin beheizte Wasserinhalt in den Kondensationsbehälter ausströmt. Diese Ausströmung erfolgt nun nicht willkürlich, sondern wird mittels den beiden in den Ausströmleitungen befindlichen Schnellsteuerventilen Ve 13 und Ve 14 in vorher bestimmter Weise gezielt beeinflußt. Da gleichzeitig die Leistungen der Teststreckenheizung und des Simulatorbrennstabes zurückgenommen werden, wird so eine sehr gute Nachbildung der Vorgänge beim Reaktorblowdown erreicht.



IT - 1978

Blowdown - Versuchsanlage COSIMA PNS 4236 - Teststreckenschema

Für die Interpretation der Experimente, insbesondere um die Strömungsumkehr im Bereich des Brennstabsimulators interpretierbar einstellen zu können, war es wie in [17] gezeigt wird, von großer Bedeutung, den zeitlichen Verlauf des Zweiphasen-Massenstromes in den Ausströmleitungen zu kennen.

In der Abb. 5-2 sind am Beispiel des Blowdown-Experimentes Nr. 70 in zwei Diagrammen der transiente Massenstromverlauf aus dem Unterplenum, gemessen mit dem TMFM 1, und das zugehörige Steuerprogramm für das Schnellöffnungsventil Ve 13 (Pos. 1) gezeigt.

Als Abzisse ist in beiden Diagrammen der Zeitmaßstab eingetragen, mit dem Zeitpunkt der Blowdownauslösung bei 25 s.

Die Stellungsanzeige Pos. 1 in %-Ventilhub beginnt mit einer Voreinstellung von 28,8 %, folgt dann während des Blowdowns dem vorgegebenen Verlauf und steuert beim Blowdownende (45 s) das Ventil von 62,6 % Öffnung auf die Stellung ZU.

Der Massenstromverlauf M1 (kg/s) in der Ausblaseleitung des Unterplenums spiegelt nun deutlich die Ventilbewegung wieder; am Anfang des Blowdowns aufgrund des hohen Druckgefälles bei relativ kleiner Ventilöffnung einen hohen Massenstrom, der sich zum Blowdownende hin wegen des geringeren Druckgefälles und insbesondere des hohen Dampfanteiles im Zweiphasengemisch trotz des größeren Abblasequerschnitts deutlich verringert, um schließlich auf Null abzusinken.

In der Abb. 5-3 ist der Masseninhalt M der Teststrecke im Vergleich mit dem Wert, gewonnen aus den Meßwerten der γ -Dichtemessung in den Teststreckenplenen eines Blowdown-Versuches dargestellt.

Der Fehler, der durch Integration der TMFM-Meßsignale gewonnenen Gesamtmasse beträgt 2,6 % von 12 kg gesamt. Hierin sind Unsicherheiten beim Auslitern der Restmengen enthalten.

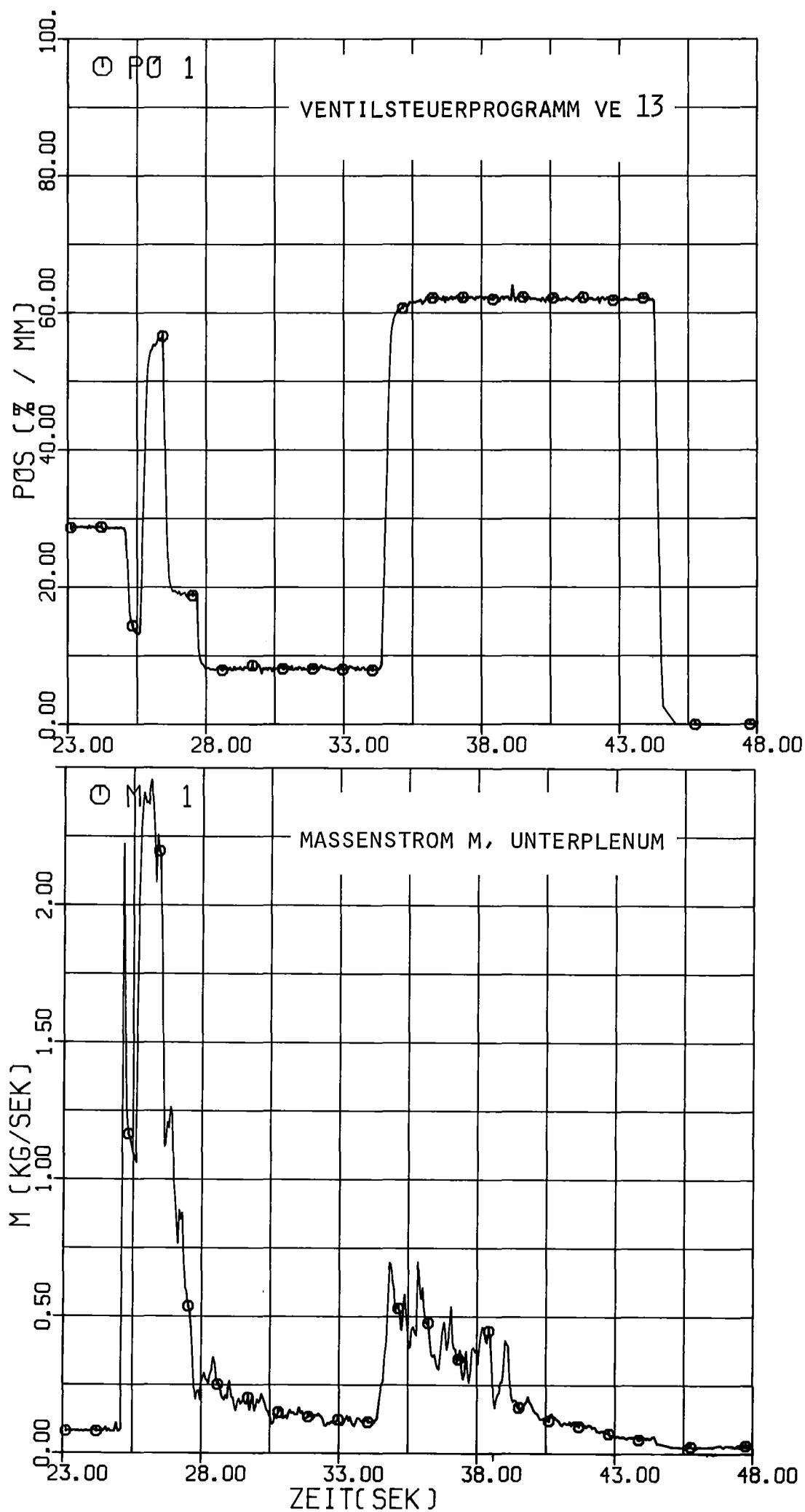


ABB. 5-2 MASSENSTROMVERLAUF M1 UND VENTILSTEUERPROGRAMM VE 13, COSIMA-VERSUCH NR. 70

Die erzielte Genauigkeit ist sehr befriedigend, wenn man bedenkt, daß die Meßfehler zweier TMFM eingehen.

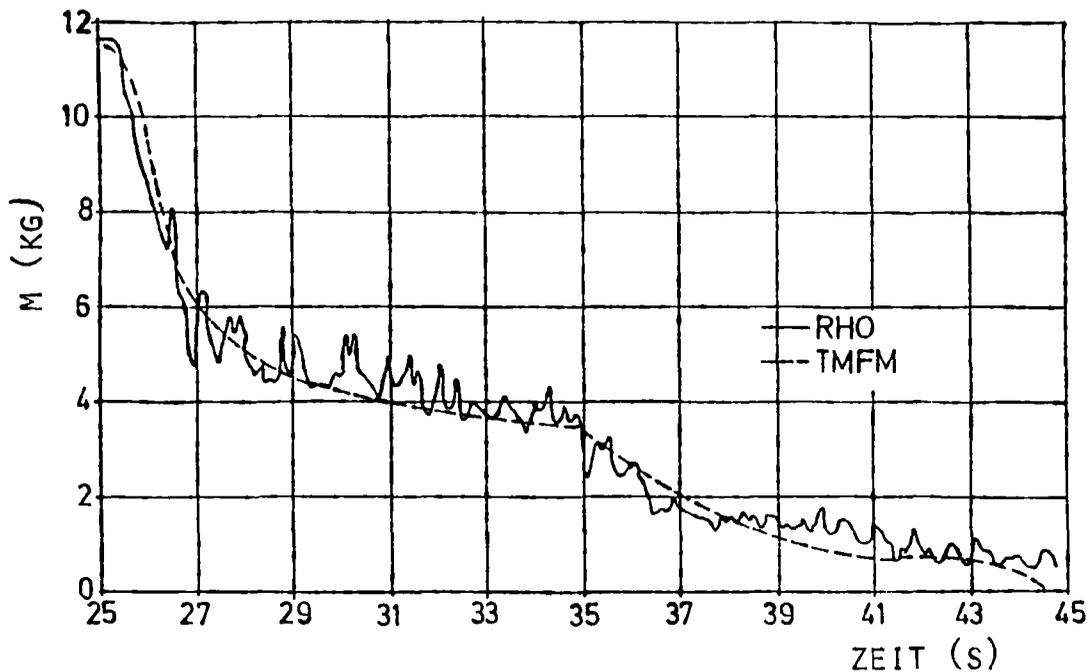


Abb. 5-3: Teststreckeninhalt M gewonnen aus $\dot{m}_1 + \dot{m}_2$ im Vergleich mit den Meßwerten der Dichtemessung

Inzwischen wurden mit der COSIMA-Anlage über 70 Blowdownexperimente gefahren, die eine fundierte Aussage über das Betriebsverhalten der TMFM zulassen.

Das Meßsystem zeigt ein äußerst stabiles Verhalten, eine Nachreichung mit stationärem Massenstromdurchsatz ist nicht erforderlich. Lediglich vor dem Hochfahren des COSIMA-Kreislaufes wird im kalten Zustand die Meßbrücke auf Null abgeglichen.

Die Auswirkungen der stoßartigen Temperaturbeanspruchung auf das Meßsignal kann durch die eingebaute Kühlung der Meßeinsätze, die große Masse des Gehäuseringes sowie einige konstruktive Vorkehrungen und nicht zuletzt wegen der kurzen

zeitlichen Beaufschlagung von 20 s in der Blowdownzeit gering gehalten werden. Einschränkend muß hier allerdings bemerkt werden, daß für einen stationären Meßeinsatz das vorliegende TMFM, Typ I, bestimmungsgemäß nicht geeignet ist. Seine Entwicklung und Konstruktion waren ausschließlich auf die Betriebsbedingungen an der COSIMA-Anlage ausgerichtet.

Die Gleitringdichtung hat sich als ein sehr zuverlässig arbeitendes Bauelement herausgestellt. Dichtheitsprobleme während des mehrstündigen Hochfahrens der Anlage oder Schwierigkeiten beim Einschalten der TMFM unter Betriebsdruck kurz vor Blowdownbeginn sind nicht aufgetreten.

6. Schlußbetrachtung

In Anlehnung an ein bestehendes Meßprinzip ist es gelungen, ein druck- und temperaturfestes Meßgerät für den transienten Zweiphasenmassenstrom Wasser/Dampf bei DWR-Blowdownexperimenten zu bauen. Der Massenstrom wird direkt gemessen, die Meßgenauigkeit ist besser $\pm 3\%$ und liegt damit an der Spitze aller bisher bekannten Zweiphasenmassenstrom-Meßverfahren.

Das TMFM kann überall dort eingesetzt werden, wo eine Veränderung des Zweiphasen-Strömungsbildes, z.B. Blasengröße oder Blasenform im Gemisch unbedenklich ist. Es eignet sich aufgrund seiner hohen Meßgenauigkeit besonders als Referenzmeßgerät bei der Entwicklung anderer Zweiphasenstrom-Meßgeräte und als Ergänzung zu Meßverfahren, die auf die Erfassung der jeweiligen differenziellen Strömungsform ausgerichtet sind.

Die Entwicklung des TMFM, Typ I, war einzig und allein auf die Betriebsbedingungen an der DW-Blowdownanlage COSIMA ausgerichtet. Eine Weiterentwicklung in Richtung auf ein Gerät mit einer Meßzeit größer 2 min bis hin zu einem Dauermeßeinsatz erscheint ohne größere technische Schwierigkeiten möglich. Konstruktionsentwürfe für eine solche Ausführung sind bereits vorhanden.

Anerkennung

Neben Herrn Dipl.-Ing. Cramer, IRE, der die grundlegenden Untersuchungen für die drucklose Prototypausführung (Abschnitt 2) durchführte, möchten wir Herrn Ing. (grad.) Naschwitz, IT, für die Konstruktionsarbeit und Herrn Dipl.-Ing. Döbele, IT, für die Lösung der elektronischen Probleme herzlich danken.

Ganz besonders hervorragende Arbeit wurde von den mechanischen Werkstätten der IT geleistet, wobei der stets gleichbleibend gute Einsatz bei den vielen Änderungen während der Entwicklungszeit anerkennend hervorzuheben ist.

Dem Institut für Reaktorbauelemente sind wir für die Bereitstellung des Testkreislaufes und die tatkräftige Unterstützung bei den Eichversuchen sehr zu Dank verpflichtet.

Literaturverzeichnis

- [1] Y.T. Li, S.Y. Lee:
A Fast Response True-Mass-Rate-Flowmeter.
Trans. ASME 75 (1953), S. 835-841
- [2] Y.T. Li, P.A. Lapp:
New Flowmeter Measures True Mass Rate
Petroleum Refiner, Vol 32, No. 8 (1953), S. 119 - 122
- [3] V.A. Orlando, F.B. Jennings:
The Momentum Principle Measures Mass Rate of Flow.
Trans. ASME (1954), S. 961-965
- [4] C.F. Taylor:
Mass Flowmeter for In-Flight Refueling.
Trans. ASME (1957), S. 1039-1042
- [5] L.T. Akeley, L.A. Batchelder, D.S. Cleveland:
Gyro-Integrating Flowmeter.
Trans. ASME (1958), S. 1849-1854
- [6] H.J. Bean:
(Auszug aus) Fluid Meters, ASME (1971), 6. Edition, S. 130-131
- [7] J.T. France:
The Measurement of Fuel Flow.
AGARD-AG-160, Vol. 3 (1972), S. 14-24
- [8] A.F. Orlicek, F.L. Reuther:
Zur Technik der Mengen- und Durchflußmessung von Flüssigkeiten.
R. Oldenbourg Verlag, München-Wien, 1971, S. 170-173
- [9] J. Hengstenberg, B. Sturm, O. Winkler:
Messen und Regeln in der chemischen Technik.
Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg, 1964, S. 354-357

- [10] C. Pfleiderer:
Strömungsmaschinen, 2. Auflage.
Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg, 1957
- [11] G. Class, K. Hain:
COSIMA - Gesteuerte Blowdown-Versuche zum LWR-
Brennstabverhalten.
KfK-Nachrichten, Jhg.10, Heft 2/1978, S. 39 - 48
- [12] siehe unten
- [13] I. Szabo:
Einführung in die Technische Mechanik
Berlin-Göttingen-Heidelberg, Springer (1956)
- [14] B. Eck:
Technische Strömungslehre
Berlin-Heidelberg-New York, Springer (1966)
- [15] H. John, R. Reimann:
Gemeinsamer Versuchsstand zum Testen und Kalibrieren
verschiedener Zweiphasen-Massenstrommeßverfahren
KfK-Bericht 3731 B, Februar 1979

Zur Beachtung:

Die folgenden Primärberichte enthalten unveröffentlichte Informationen von vorläufigem und betriebsinternem Charakter. Eine Zurverfügungstellung der Berichte ist nach entsprechender einzelvertraglicher Vereinbarung über die Nutzung des darin enthaltenen know how (know-how-Vertrag) möglich. Entsprechende Anfragen sind an die Abteilung Patente und Lizenzen des KfK zu richten.

- [12] K. Wagner:
Einige Auslegungsgleichungen für das Zweiphasen-
strom-Meßgerät TMFM (True Mass Flow Meter).
KfK-Primärbericht 06.01.03PO6A (1979)
- [16] K. Hain:
Blowdown-Versuchsanlage COSIMA, Anlagenbeschreibung
KfK-Primärbericht 06.01.07PO2A, Juni 1978
- [17] D. Fömpe:
Erste Ergebnisse DWR-typischer Einzelstabexperimente
im Versuchsstand COSIMA und deren thermohydraulische
Nachrechnung
KfK-Primärbericht 06.01.07PO1B, Dezember 1978