



KfK 3020  
August 1980

# **Die Teststrecke der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA**

**Ausführung, Instrumentierung und  
Anrißblastwechselzahl der  
Hochdruckheißwasserstrecke bei den  
vorliegenden extremen  
Temperaturänderungsgeschwindigkeiten**

**F. Brüderle, K. Hain  
Hauptabteilung Ingenieurtechnik  
Projekt Nukleare Sicherheit**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM, KARLSRUHE

HAUPTABTEILUNG INGENIEURTECHNIK

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 3020

## DIE TESTSTRECKE DER BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA

Ausführung, Instrumentierung und Anrißlastwechselzahl  
der Hochdruckheißwasserstrecke bei den vorliegenden  
extremen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten

F. Brüderle, K. Hain

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH., Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
ISSN 0303-4003

## Zusammenfassung

Die Teststrecke der Blowdown-Versuchsanlage COSIMA ist die geometrische Analogie zum Core eines Druckwasserreaktors für einen verkürzten Einzelbrennstabsimulator. Sie ist so ausgebildet und instrumentiert, daß im Zusammenspiel mit dem Gesamtkreislauf die bei einem Blowdown vorliegenden energetischen und hydraulischen Gegebenheiten out of pile nachgeahmt und meßtechnisch gut verfolgt werden können.

Von den Auslegungsproblemen ist hier die Anrißlastwechselzahl der Teststrecke als Hochdruckheißwasserbehälter bei den extremen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten von mehr als 300 K/min besonders betrachtet. Die in den Technischen Regeln für Dampfkessel (TRD) angegebenen Berechnungsmethoden auf Wechselbeanspruchung wurden dahingehend ergänzt, daß zur Ermittlung der Anrißlastwechselzahl nicht mehr die meßtechnisch schwer zu erfassende mittlere, sondern die leicht und exakt zu messende äußere Wandtemperatur gleichwertig verwendet werden kann.

## THE TEST SECTION OF THE COSIMA BLOWDOWN TEST FACILITY

Design, Instrumentation and Load Cycles up to Incipient Cracking of the High Pressure Hot Water Test Section at the Extreme Rates of Temperature Variation Prevailing

---

### Summary

The test section of the COSIMA blowdown test facility has been designed as a geometric analogy of the core of a pressurized water reactor for a shortened single fuel rod simulator. Its design and instrumentation together with the whole loop allow to simulate out of pile and trace by measurements the energy and hydraulic conditions arising in a blowdown.

Special attention is being given in this report to one particular design problem: the number of load cycles up to incipient cracking of the test section as a pressure vessel containing hot water at high pressures and subjected to extreme rates of temperature variation in excess of 300 K/min. The methods of calculating cyclic loads as specified in the German Technical Rules for Boilers (TRD) have been supplemented in such a way that the number of load cycles up to incipient cracking may now be determined not only by the mean wall temperature, which is difficult to measure, but equally also well by the outer wall temperature, which is easy to measure precisely.

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	1
2. Teststreckenbeschreibung	5
2.1 Auslegungsgesichtspunkte	5
2.2 Konstruktionsbeschreibung	6
2.2.1 Gesamtaufbau	6
2.2.2 Anordnung des Simulationsbrennstabes	11
2.2.3 Teststreckenheizung	16
2.2.4 Konstruktive Maßnahmen zur Minderung der Temperaturbeanspruchung	21
2.3 Meßeinrichtungen	24
2.3.1 Temperaturmessung	24
2.3.2 Druckmessung	31
2.3.3 Dichtemessung in den Plenen	34
3. Wechselbeanspruchung während des Blowdown durch hohe Temperaturänderungsgeschwindigkeit	38
3.1 TRD-Berechnungsvorschrift	39
3.1.1 Zulässige Lastwechselzahl für die am höchsten beanspruchten kugelförmigen Plenen gemäß TRD 301, Anlage 1	39
3.2 Berechnung des Temperaturprofils in der Behäl- terwand im quasistationären Zustand	43
3.2.1 Spannungsspitzen der Wärmeeigen- spannung aufgrund des Temperaturprofils in Abhängigkeit von $\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i$ ; Zulässige Lastwechselzahl	45
3.3 Beurteilung der Einzelergebnisse	52
4. Beurteilung der Wirkung der Schockbleche	55
Anlage 1	58
Anlage 2	60
Literaturverzeichnis	62

Verzeichnis der Abbildungen

- Abb. 1 Prinzip-Schema der Versuchsanordnung COSIMA
- 2 Teststreckenansicht
- 3 Teststreckenschema
- 4 Teststreckenoberteil mit Simulator
- 5 Teststreckenmitte mit Füllstück
- 6 Teststreckenunterteil
- 7 Aufbau des Teststreckenheizstabes
- 8 Einbau des Teststreckenheizstabes in den Zwischenflansch
- 9 Auskleidung der Kugelpfannen samt Anschlüssen mit Schockblechen
- 10 Auskleidung der Schnellschlußventile samt Anschlüssen mit Schockblechen
- 11 Meßstellenlage Teststreckenbereich Blatt 1
- 12 Meßstellenlage Teststreckenbereich Blatt 2
- 13 Optischer Meßwertempfänger zur Messung der Hüllrohrtemperatur
- 14 Temperatur- und Druckverlauf in den Pfannen, V-Nr. 75
- 15 Strukturtemperatur-Meßstelle T 12, Temperaturverlauf V 75
- 16 Druckempfänger am Ober-/Unterpflenum
- 17 Druckverlauf beim Blowdown V-Nr. 75 - Oberpflenum
- 18  $\gamma$ -Dichtemeßeinrichtung an den Teststreckenpfannen
- 19 Temperaturverlauf in der Behälterwand mit Schockblech, Meßeinsatz I
- 20 Außentemperatur der ungestörten Behälterwand, Gegenüberstellung mit Innentemperaturen



- Abb. 21 Element der Behälterwand
- 22 Spannungsverlauf bei linearem Temperaturverlauf
- 23 Spannungsverlauf bei parabolischem Temperaturverlauf
- 24 Formfaktor  $\bar{\sigma}$  für Kugel- und Zylinderschalen bei Wärmefluß nach innen
- 25 Zeitlicher qualitativer Verlauf der Spannungen
- 26 Temperaturverlauf in der Behälterwand mit Schockblech, Meßeinsatz II
- 27 Temperaturverlauf am Unterplenum - Schockblechtemperatur

## 1. EINLEITUNG

Bei den Leichtwasserreaktoren steht das im Primärkreislauf zur Nutzwärmeübertragung verwendete Wasser unter einem Überdruck, der bei den Druckwasserreaktoren etwa 160 bar beträgt. Bei einem Bruch der primärseitigen Rohrleitung wird dieses Druckwasser unter Dampfbildung in das Containment ausströmen, wobei der Druck im Containment auf etwa 5 bar ansteigt. Diese Phase des Kühlmittelverluststörfalles KVS wird als Blowdownphase bezeichnet.

Je nachdem, an welcher Stelle im Primärsystem das Leck angenommen wird, treten bereits in der Blowdownphase mehr oder weniger ungünstige Kühlungsbedingungen für die Brennstäbe auf, die für das Stabverhalten in der anschließenden Wiederauffüll- und Flutphase von Bedeutung sind.

Die modellmäßige Beschreibung der Vorgänge bei einem KVS ist auch heute noch mit Unsicherheiten behaftet und insbesondere bedürfen die Einzelrechenmodelle einer experimentellen Bestätigung.

Die Versuchsanlage COSIMA /1, 2/ hat als Zielsetzung zur Unterstützung und Kontrolle der Rechenprogrammentwicklung das gesamte Wechselspiel der sich beim Blowdown zeitabhängig einstellenden Kühlungsbedingungen und Differenzdrücke mitsamt der Verformung der Original-Brennstabhülle und den sich dabei verändernden Wärmeübergangsbedingungen am Hüllrohr und Brennstoff zum Ablauf zu bringen.

In der Abb. 1 ist das Prinzipschema der COSIMA-Anlage dargestellt, wobei aus nahe liegenden Gründen für den Kreislauf eine Anlehnung an den Grundaufbau eines DWR gewählt wurde.

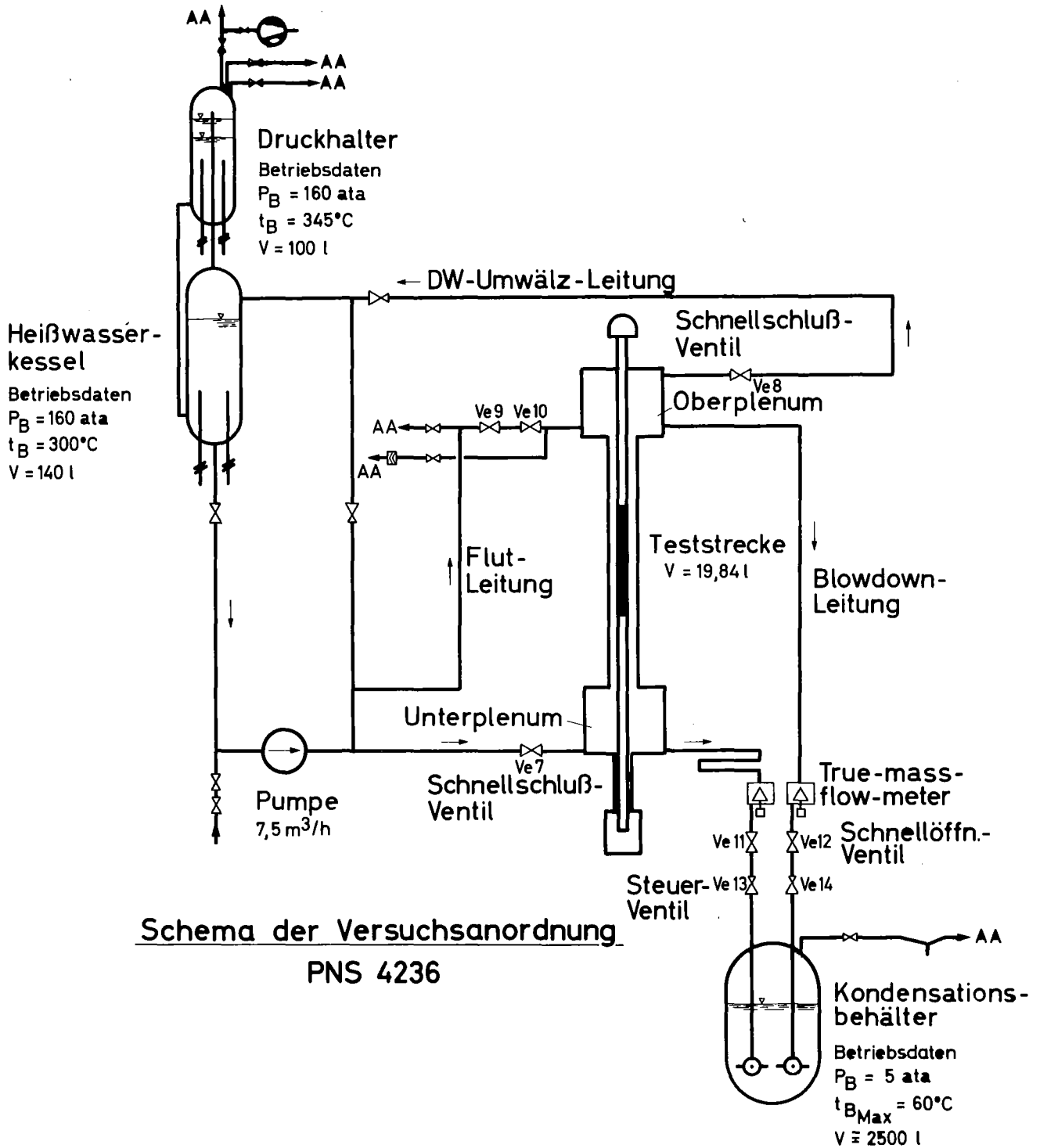
Die Umwälzpumpe fördert das Druckwasser (DW) aus dem Heißwasserkessel in das Unterplenium der Teststrecke, die eine Reaktoranalogue für den in ihrem Zentrum befindlichen Teststab darstellt. Aus dem Oberplenium strömt das DW im Kreislaufbetrieb wieder in den Heißwasserkessel zurück. In ihm wird durch eine elektrische Heizung die Temperatur des Umlaufwassers auf 578 K (305 °C) eingestellt, während durch stationäre Siedebedingungen im Druckhalter dem gesamten Kreislaufsystem der Betriebsdruck von 157 bar aufgeprägt wird.

Eine Bypaßleitung zur Teststrecke ermöglicht deren Umgehung bzw. eine Durchsatzverminderung in der Teststrecke bei gleichbleibendem Gesamtdurchsatz, während eine Abzweigleitung zum Oberplenium einen Flutvorgang der Teststrecke nach dem Blowdown gestattet.

Zwei separate Abströmleitungen (Blowdown-Leitungen) aus dem Ober- und dem Unterplenium zum Kondensationsbehälter ermöglichen Blowdown-Vorgänge einzeln und wechselseitig aus den Plenen. Damit ist es z.B. möglich, eine Strömungsumkehr oder Kühlmittelstagnation im heizungsaktiven Bereich der Teststrecke während eines Blowdown-Vorganges zu realisieren.

Der Kondensationsbehälter ist als geschlossener Behälter ausgeführt und kann durch eine N<sub>2</sub>-Druckaufgabe als Containmentdruck-Simulator eingesetzt werden.

In der Teststrecke werden zwei Stabtypen Blowdown-Versuchen unterzogen, einmal ein indirekt beheizter, innendruckbeaufschlagter Brennstabsimulator SIM /3/ mit Original-DWR-Hüllrohren und Abstandshaltern, ausgeschnitten aus den Original-Bündelabstandshaltern und zum anderen ein ebenfalls indirekt beheizter, jedoch mit Thermoelementen instrumentierter Simulator WUS ohne Innendruck zur Messung von Wärmeübergangszahlen.



Prinzip-Schema der Versuchsanordnung COSIMA  
PNS 4236

Unmittelbar vor der Blowdown-Auslösung, wobei Druck, Temperatur und anteilmäßiger Durchsatz in der Teststrecke den DWR-Bedingungen entsprechen, werden durch die Teststreckenheizung eine Enthalphieschichtung längs des Brennstabsimulators eingestellt und dann schlagartig die Ventile Ve 7 vor dem Unterplenum und Ve 8 nach dem Oberplenum geschlossen. Gleichzeitig werden die Schnellöffnungs-Ventile Ve 11 und Ve 12 in den Abströmleitungen geöffnet und der Ausblasevorgang läuft über die beiden vorgestellten Abströmventile Ve 13 und Ve 14, die zur Erreichung vorgegebener Referenzverläufe von z.B. Druck, Masseudurchsatz auch während des Blowdown-Ablaufes programmgesteuert werden, in den Kondensationsbehälter ab.

Nach dem Blowdown werden die Ventile 13 und 14 wieder geschlossen und es kann unmittelbar an den Blowdown-Versuch anschließend ein Flut- und/oder Nachkühlprogramm mit Druckwasser aus dem Hauptkreis gefahren werden.

Die Teststrecke mit Ober- und Unterplenum stellt die geometrische Analogie für einen Einzelbrennstab zu dem Core bzw. Druckgefäß eines DWR her und ist demgemäß als eine Hauptkomponente der COSIMA-Versuchsanlage anzusehen. Auslegungen, Konstruktion und bisheriges Betriebsverhalten der Teststrecke werden deshalb in den folgenden Kapiteln beschrieben.

## 2. TESTSTRECKENBESCHREIBUNG

### 2.1 Auslegungsgesichtspunkte

Um die bei einem Blowdownablauf sich einstellenden Prozesse meßtechnisch ausreichend gut verfolgen zu können, wurden für das COSIMA-Experiment eine out-of-pile-Anlage mit einem Brennstabsimulator gewählt, weil hierbei die durch die Strahlung usw. erschwerten Bedingungen vermieden werden.

An den elektrisch beheizten Brennstabsimulator SIM /3/ im Zentrum der Teststrecke werden ganz besondere Anforderungen bezüglich der Simulationsqualität zu einem DWR-Brennstab gestellt, die wiederum nur eine verkürzte Ausführung der aktiven Stablänge von etwa 1/8 der eines DWR-BS erlaubten. Eine nicht-beheizte Stablänge von 1,5 m wurde aus hydraulischen Gründen der aktiven Stablänge von 500 mm Länge vor- und nachgestellt.

Um eine Enthalpieschichtung längs des Simulationsstabes, ebenfalls in Analogie zu den Reaktorverhältnissen erzeugen zu können, wurden 8 Wandheizstäbe um den zentral liegenden Versuchstab angeordnet, die unmittelbar vor Blowdownauslösung eingeschaltet werden und ein von unten nach oben ansteigendes Temperaturprofil im Kühlstrom der Teststrecke erzeugen.

Für beide Plenumsvolumina wurde eine Größe gewählt, die verhältnismäßig denen in einem Reaktordruckgefäß bei einem Blowdownvorgang zu erwartenden Volumina sind, d.h. der äußere Zustromringraum zum Core und die untere Kugelkalotte zählen zum Unterplenum, während der Abströmraum über dem Core und der obere Deckelraum zum Oberplenum gerechnet werden.

Druck, Temperatur und die technischen Daten des Kühlmediums selbst entsprechen den Werten eines DWR. Für die Simulation des Spaltgasdruckes im BS wurde eine He-Druckaufgabeeinrichtung vorgesehen.

Eine Flutmöglichkeit der Teststrecke nach dem Blowdown oder z.B. im Anschluß an einen abgebrochenen Blowdownvorgang mit Druckwasser aus dem Heißwasserkessel, ist, wie schon erwähnt, ebenfalls zur Abdeckung eines möglichst breiten Versuchsspektrums vorgesehen.

Grundlage für die Ausrüstung und Festigkeitsberechnung der Teststrecke sind, nach Absprache mit der Genehmigungsbehörde, die Unfallverhütungsvorschriften für Druckbehälter VBG 17, deren formale Geltungszuständigkeit durch eine Zwangsabschaltung der Stromversorgung für die Wandheizstäbe beim Abtrennen der Teststrecke vom übrigen Kreislauf sichergestellt wurde. Darüber hinaus wurden für die Festigkeitsberechnung die Vorschriften der Regeln für die Errichtung von Dampfkesseln TRD herangezogen, sofern diese in der Einzelanwendung zutreffend waren.

In der Tabelle 1 sind einige Betriebs- und Ausführungsdaten der Teststrecke in der COSIMA-Anlage mit denen des DWR-Biblis A vergleichsweise gegenübergestellt.

## 2.2 Konstruktionsbeschreibung

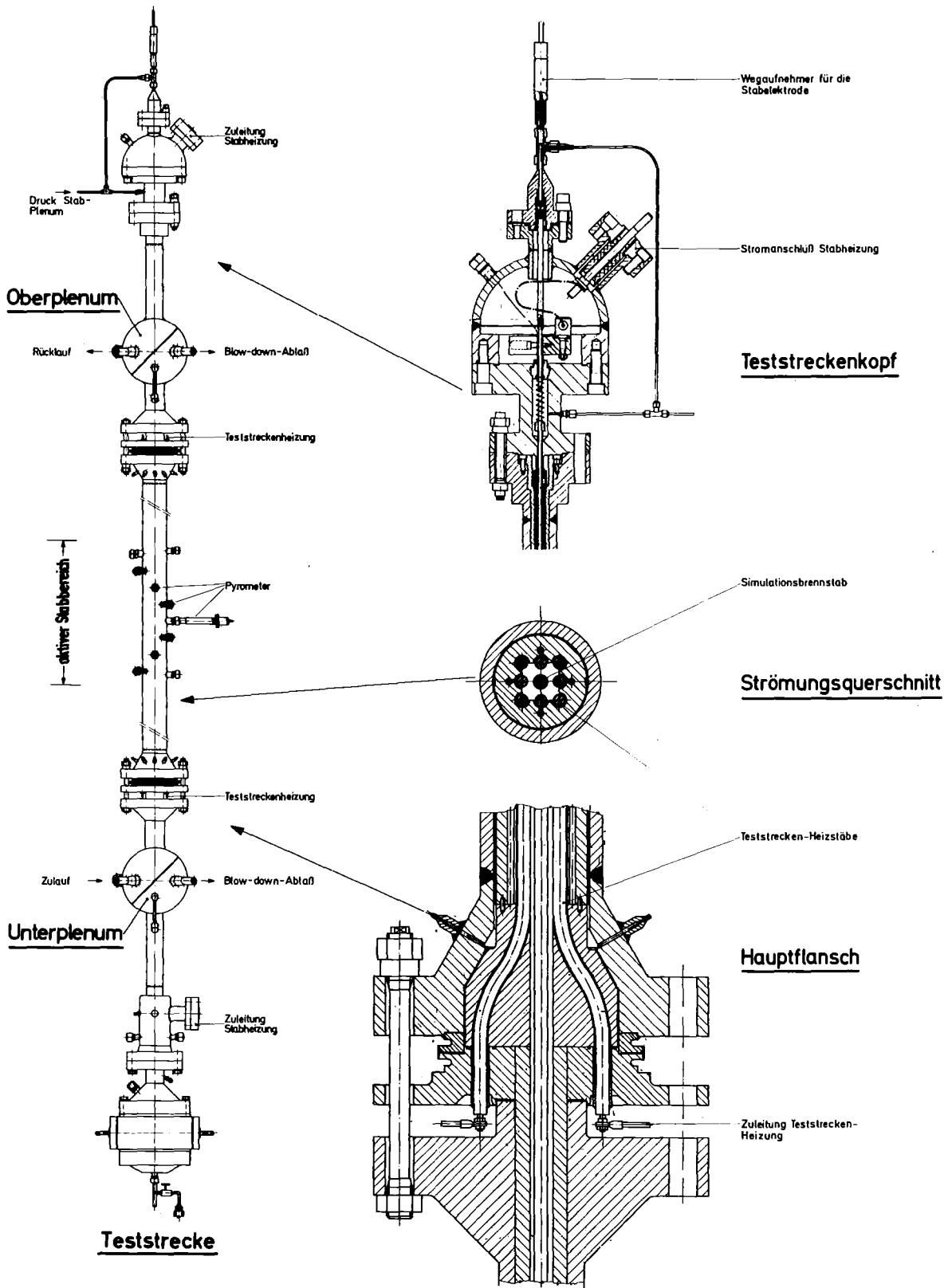
### 2.2.1. Gesamtaufbau

Der zum Reaktorcore analoge Teststreckenteil mit dem aktiven Stabbereich befindet sich zwischen dem kugelförmigen Plenum, siehe dazu Abb. 2, linke Bildhälfte. Nur dieser Bereich der Teststrecke einschließlich dem Unter- und Oberplenum nimmt am Druckwasser-Kreislaufbetrieb teil. Der über dem Oberplenum liegende Teststreckenkopf beinhaltet die Abdichtung zum Druckwasser, die Spaltgasanschlüsse, die obere Stromzuführung für den Teststab und den Wegaufnehmer zur Kontrolle der Elektrodenbewegung.

Betriebsdaten	DWR	COSIMA
Druck	158 bar	157 bar
Eintrittstemperatur	284,7 °C	305 °C
Austrittstemperatur	316,6 °C	320,5 °C
Aufheizspanne	31,9 °C	15,5, max. 17,3 °C
Durchsatz pro BS	1,97 m <sup>3</sup> /h	1,85 m <sup>3</sup> /h
Kühlmittelgeschwindigkeit	4,60 m/s	4,60 m/s
Stableistung BS bzw. SIM max.	563,2 W/cm	730 W/cm
aktive Stablänge	3900 mm	500 mm
Hüllrohr Ø	10,75 mm	10,75 mm
Werkstoff des Hüllrohres	Zircaloy 4	Zircaloy 4
Rastermaß	14,3 mm	14,2 mm
Stabanzahl	45 548	1
Umgebungsheizstäbe	-	8
Anzahl der Abstandshalter pro BS	9	3
Höhe der Abstandshalter	38 mm	38 mm
Abstand der Abstandshalter	540 mm	540 mm
Plenumsvolumina beim Blow-down pro BS:		
Oberplenum	1,57 l	1,62 l
Unterplenum	1,54 l	1,62 l
Kühlkanalquerschnitt für 4 BS	465 mm <sup>2</sup>	447 mm <sup>2</sup>

Tabelle 1: Vergleich der Betriebsdaten DWR-Biblis A gegenüber Blowdownanlage COSIMA - Teststreckenbereich





IT-1978

# Blowdown-Versuchsanlage COSIMA, PNS 4236 Teststreckenansicht

ABB. 2

Unterhalb des Unterplenums ist die Gleitdichtung für den Teststab, die untere Stromzuführung und die Durchführungen für die Spaltgasdruckmessung sowie für den Spannungsabgriff zur Leistungsbestimmung des Teststabes angeordnet.

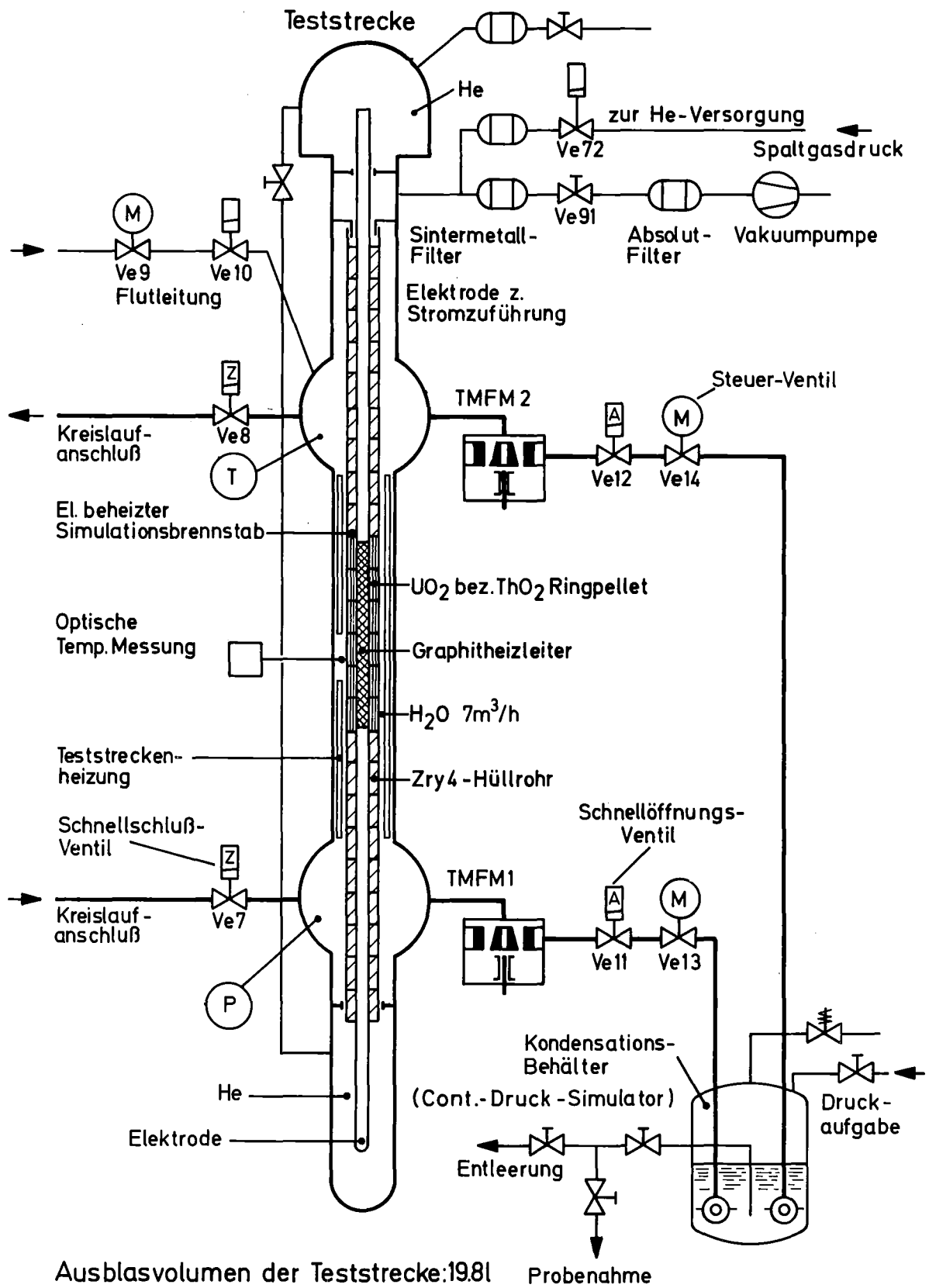
Die Kugelplenen haben einen äußeren Durchmesser von 265 mm bei einer Wandstärke von 16 mm, der mittlere Teststreckenteil zwischen den beiden Hauptflanschen für die Teststreckenheizung hat eine Länge von 1644 mm, die Rohrabmessungen sind 95 mm  $\emptyset$  x 10 mm. Die Kugelplenen sind innen mit Schutzblechen ausgekleidet.

Der Abstand der Kugelplenenmitten beträgt 2430 mm, die Gesamtlänge der Teststrecke 4128 mm. Als Werkstoff wurde Edelstahl 1.4541 verwendet.

Der zulässige Betriebsüberdruck beträgt 180 bar bei einem Prüfdruck von 234 bar, die Festigkeitsauslegung erfolgte für eine Betriebstemperatur von 350 °C.

Der Druckbehälter Teststrecke wird begrenzt durch die Kreislaufventile Ve 7 und Ve 8 (Abb. 3), das Flutventil Ve 10 und die beiden Abströmventile in den Blowdownleitungen Ve 13 und Ve 14. Druckmäßig abgesichert ist dieser Bereich mit einem Sicherheitsventil NW 15 mit einem Ansprechdruck von 180 bar.

Aus Sicherheitsgründen wurden die beiden Druckgaskuppeln über und unter den Plenen für den vollen Betriebsdruck ausgelegt, so daß auch bei einem denkbaren Versagen der Teststab-Dichtungen oder des Hüllrohres eine sichere Einschließung des Kreislaufdruckwassers gegeben ist.



Ausblasvolumen der Teststrecke: 198l Probenahme



IT - 1978

# Blowdown - Versuchsanlage COSIMA PNS 4236 - Teststreckenschema

### 2.2.2 Anordnung des Simulationsbrennstabes

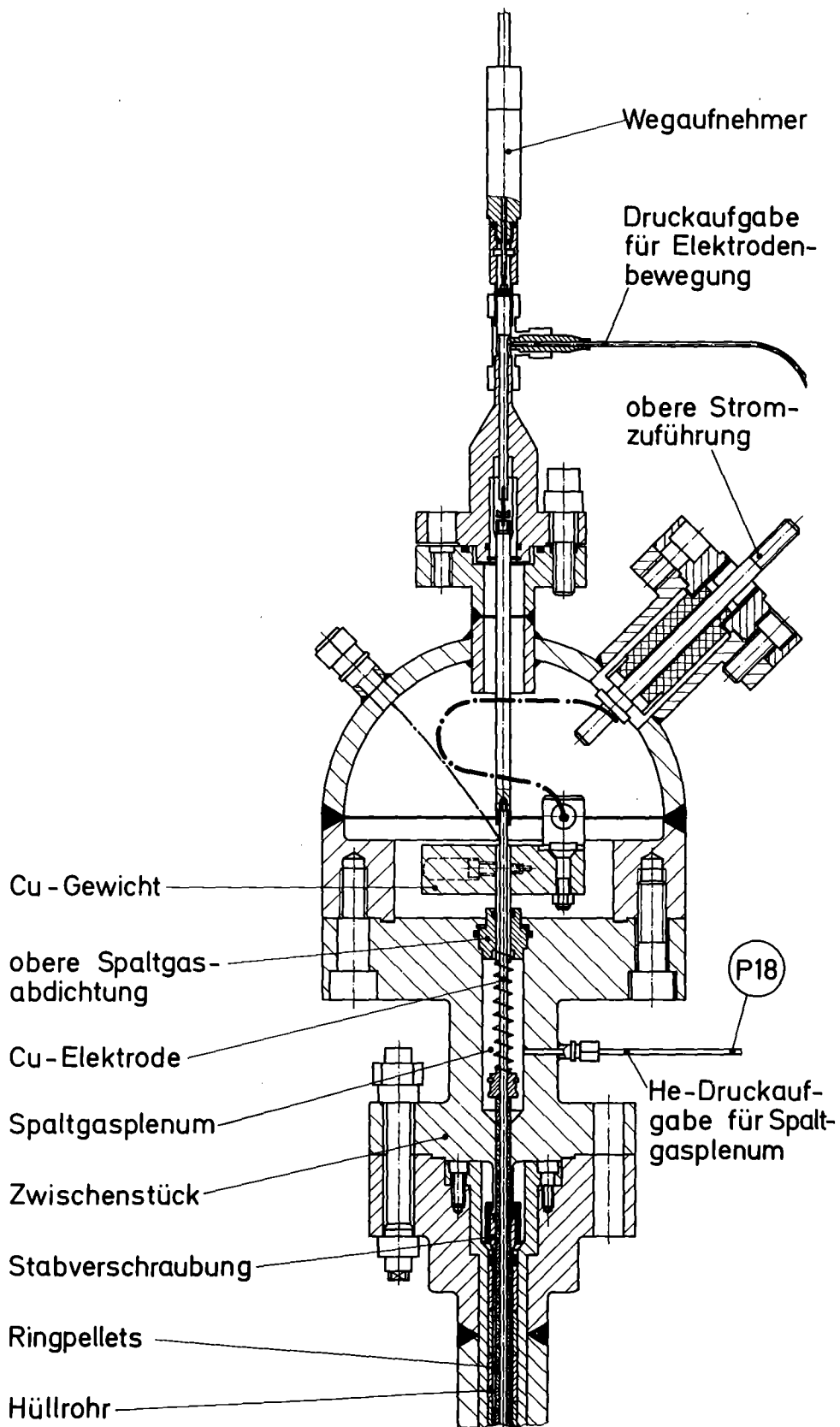
Die Brennstabsimulatoren werden von oben zentral in die Teststrecke eingebaut und reichen durch den Druckwasserbereich hindurch bis in den unteren Kuppelraum.

Im Zwischenstück des Teststreckenobersteiles (Abb. 4) befindet sich das obere Spaltgasplenum für den Stabinnendruck, dessen Volumen von 70 cm<sup>3</sup> durch Füllstücke ( in der Abb. nicht gezeichnet) auf 35 cm<sup>3</sup> verringert werden kann. Nach oben zum Kuppelraum hin, ist dieser Spaltgasraum durch eine elektrisch nichtleitende Spaltgasabdichtung abgeschlossen, durch die die Kupferelektrode hindurchragt. An das Ende der Elektrode ist ein Gewicht angebracht, mit dem unter Ausnützung der ausfallfrei vorhandenen Schwerkraft einmal die Stabelektrode mit einer Mindestkraft auf den Heizleiter angedrückt wird und zum anderen die obere Stromzuführung zum aktiven Heizbereich erfolgt.

Kurz vor Blowdownauslösung wird der Anpreßdruck Elektrode/Heizleiter durch eine positive Gas-Druckdifferenz von etwa 13 bar zwischen Kuppel und Spaltgasplenum erhöht. Diese Druckdifferenz wird überwacht und bei Überschreitung von + 15 bar, z.B. bei einem möglichen Hüllrohrbersten während des Blowdown, wird die Kuppel automatisch entlastet, um die mechanische Heizleiterbelastung zu begrenzen.

In Fortsetzung der Elektrode nach oben ist ein induktiv arbeitender Wegaufnehmer angeschlossen, über den während des Aufheizvorganges und bei der Zuschaltung der Simulatorheizung die relative Elektrodenbewegung verfolgt werden kann. Damit wird eine wichtige Aussage über den jeweiligen funktionellen Stabzustand und dessen Wiederverwendbarkeit gewonnen.

Am Zwischenstück des Teststreckenobersteiles wird der Brennstabsimulator über eine metallgedichtete Stabverschraubung aus Zircaloy gegenüber dem Druckwasserbereich abgedichtet. Die Stabausdehnung beim Erwärmen erfolgt von diesem Festpunkt aus nach unten.



KfK

IT-1978

BLOWDOWN VERSUCHSANLAGE COSIMA, PNS 4236  
TESTSTRECKEN-OBERTEIL MIT SIMULATOR

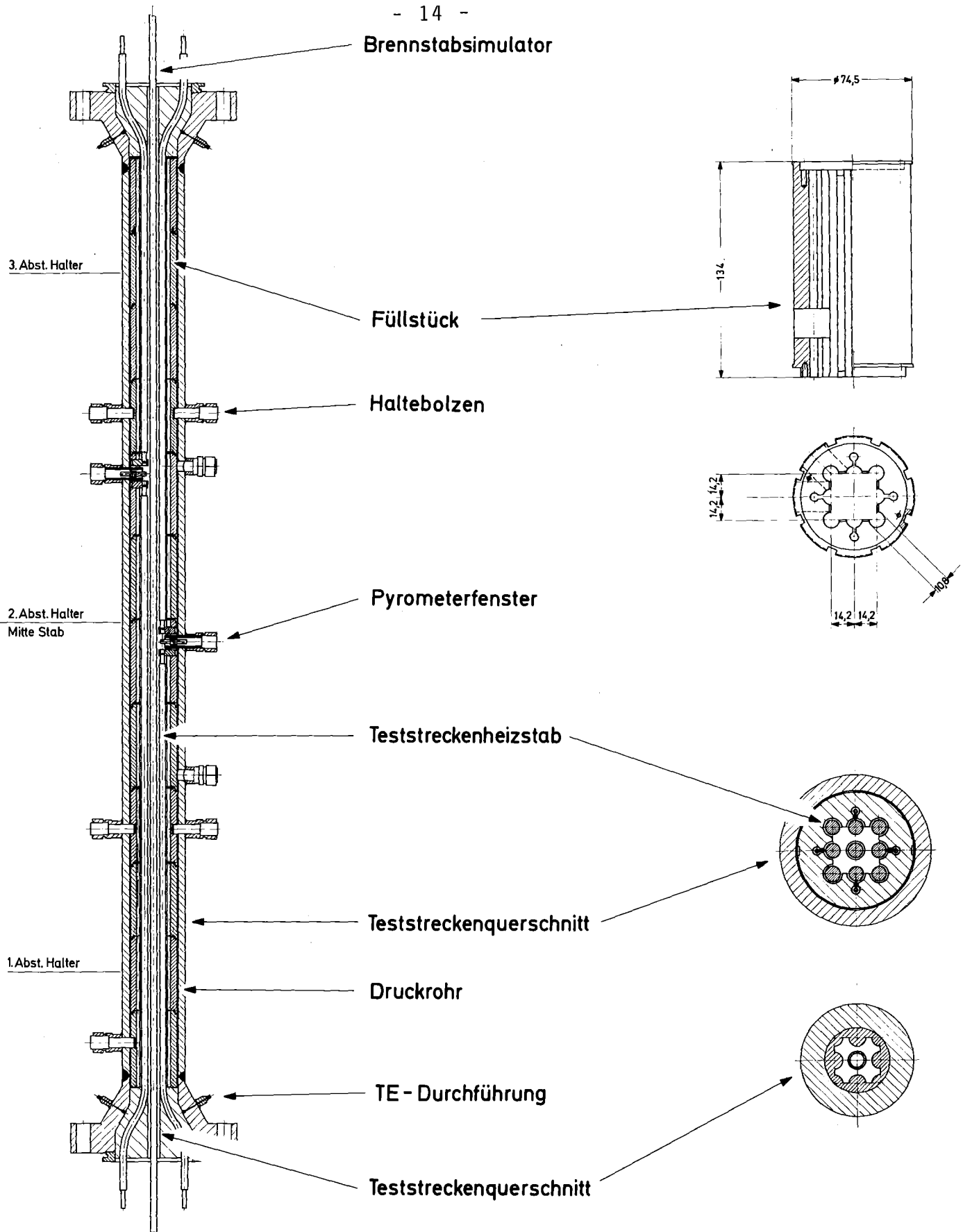
ABB. 4

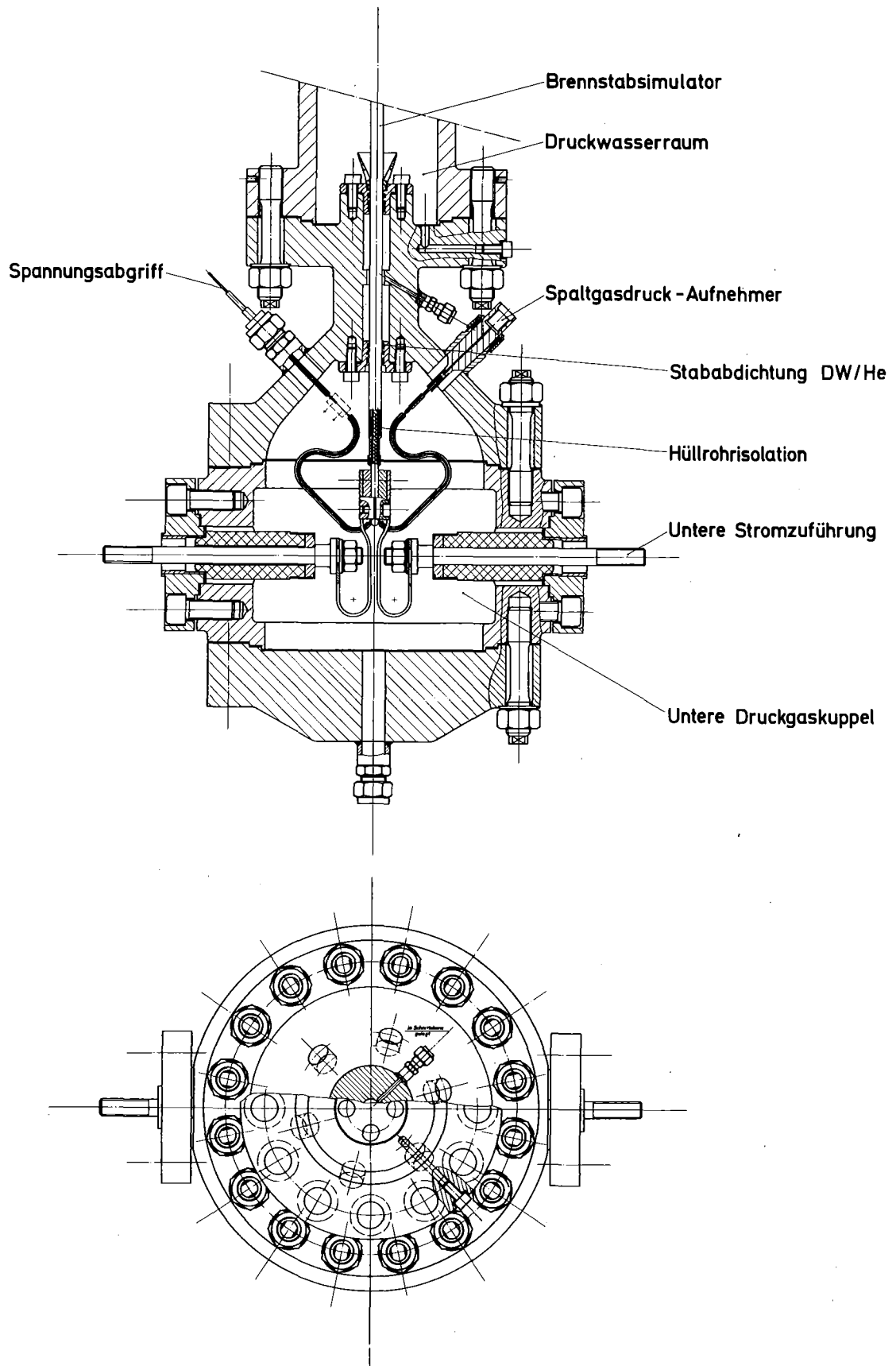
Der mittlere Teil der Teststrecke, das Teststreckendruckrohr mit dem aktiven Simulatorbereich ist in der Abb. 5 dargestellt. Im Längsschnitt sind 12 übereinandergeschichtete Füllstücke zu erkennen, die von den Pyrometerfenstern durchbrochen und durch Haltebolzen fixiert werden. Die Begrenzung dieser Füllstückssäule nach oben und unten erfolgt durch spezielle, fertigungstechnisch komplizierte Endstücke, die einmal den Strömungsquerschnitt für den Simulatorstab erhalten und zum anderen es ermöglichen, die abgekröpften Heizstäbe der Teststreckenheizung druckfest nach außen zu führen, um deren elektrische Zuleitungen anschließen zu können.

In den äußeren Nuten der Füllstücke, zwischen Füllstück und Druckrohrwand, werden die Thermoelementdrähte der Struktur- und Fluidtemperatur-Meßstellen (siehe auch Kapitel 2.3.1) nach oben bzw. unten zu den Durchführungen in den Hauptflanschen geführt und sind somit den direkten Blowdownbelastungen entzogen. Die Füllkörper bestehen ebenfalls aus Werkstoff 1.4541.

Im Teststreckenunterteil (Abb. 6) ist in einer mit Profildichtungen (Quad-Ringen) ausgestatteten Doppeldichtung eine leichtgängige Schiebemöglichkeit für den Zentralstab gegeben, dessen Festpunkt, wie schon erwähnt, an der Stabverschraubung im Oberteil liegt. Die Längenänderungen beim Anfahren der DWR-Bedingungen betragen etwa 8,5 mm, zusätzlich erfolgen weitere 2,5 bis 5,5 mm Ausdehnung in der Stabheizphase kurz vor Blowdownauslösung.

Im unteren Druckgasraum befinden sich neben dem Stromanschluß der Elektrode die ebenfalls gegenüber der Teststrecke elektrisch isolierten Durchführungen für den Spannungsabgriff am Graphitheizleiter zur Leistungsbestimmung und für die Kapillare zur Spaltgasdruckmessung am unteren Ende des aktiven Stabbereiches.





IT-1979

BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236  
TESTSTRECKEN - UNTERTEIL

ABB. 6



Der Kuppelraum im Oberteil der Teststrecke und der Druckgasraum im Unterteil sind über eine gesonderte Leitung miteinander verbunden und damit funktionsmäßig als eine Einheit zu betrachten.

### 2.2.3 Teststreckenheizung

Die 8 Teststreckenheizstäbe, die den Brennstab-Simulator über eine Länge von etwa 1340 mm im Rastermaß von 14,2 mm umgeben, sind einerseits Teil der Außenkontur des Strömungskanals und haben andererseits die Aufgabe, die Enthalphieschichtung längs des Brennstab-Simulators zwischen Unter- und Oberplenum kurz vor Blowdown-Beginn einzustellen.

Der Aufbau des Heizstabes wird in Abb. 7 gezeigt.

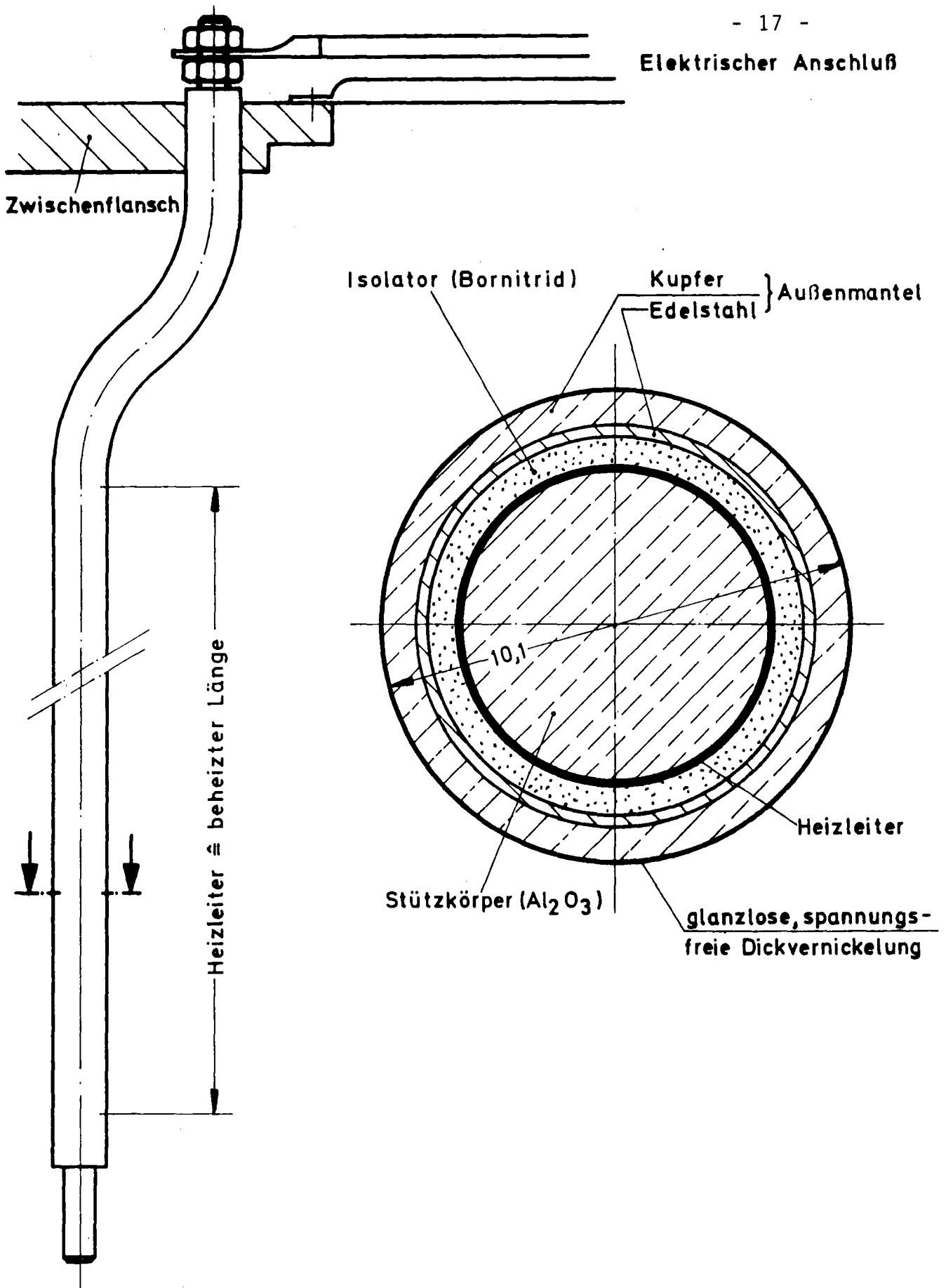
Funktionsmäßig besteht er im Prinzip aus zwei konzentrischen Metallrohren stark unterschiedlichen Querschnitts, die gegeneinander elektrisch isoliert sind. Die Spannung wird zwischen dem zentralen Stabanschluß und dem Einbauflansch angelegt. Die Wärme wird dabei zum ganz überwiegenden Teil im Heizleiter freigesetzt, während die Zu- und Ableitung, die geringe elektrische Widerstände haben, an der Wärmefreisetzung praktisch nicht teilnehmen.

Deshalb kann der gesamte Außenmantel auf Null- bzw. Erdpotential gelegt werden.

Im Querschnitt sind die Heizstäbe von innen nach außen wie folgt aufgebaut:

Um den zentralen Stützkörper aus Aluminiumoxydpulver liegt das Heizleiterrohr aus der speziellen Heizleiterlegierung Werkstoff 2.4869. Der darauf folgende elektrische Isolator besteht aus hochverdichtetem Bornitrid, um möglichst gute Wärmeübergangsverhältnisse zu erreichen, da die gesamte vom Heizleiter produzierte Wärme nach außen hin übertragen werden muß.

Elektrischer Anschluß



KfK IT-1980

BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236  
AUFBAU DES TESTSTRECKENHEIZSTABES

ABB. 7

Der zweischalige Außenmantel besteht zunächst aus einem dünnwandigen Rohr, das im wesentlichen Festigkeits- und Dichtfunktionen erfüllt sowie aus einem dickwandigen Kupfermantel, welcher zwei Aufgaben erfüllt. Erstens bewirkt er als guter elektrischer Leiter praktisch keinen Spannungsabfall über der Stablänge und zweitens dient er als guter Wärmeleiter für einen azimuthalen Temperatúrausgleich über der Staboberfläche, da wie aus Abb. 5 zu ersehen ist, der Stab seine Wärme im wesentlichen nur über einem Viertel des Umfangs bei den Eckstäben bzw. der Hälfte des Umfangs bei den Mittelstäben abgeben kann. Aus Korrosionsgründen ist der Kupfermantel spannungsfrei dickvernickelt.

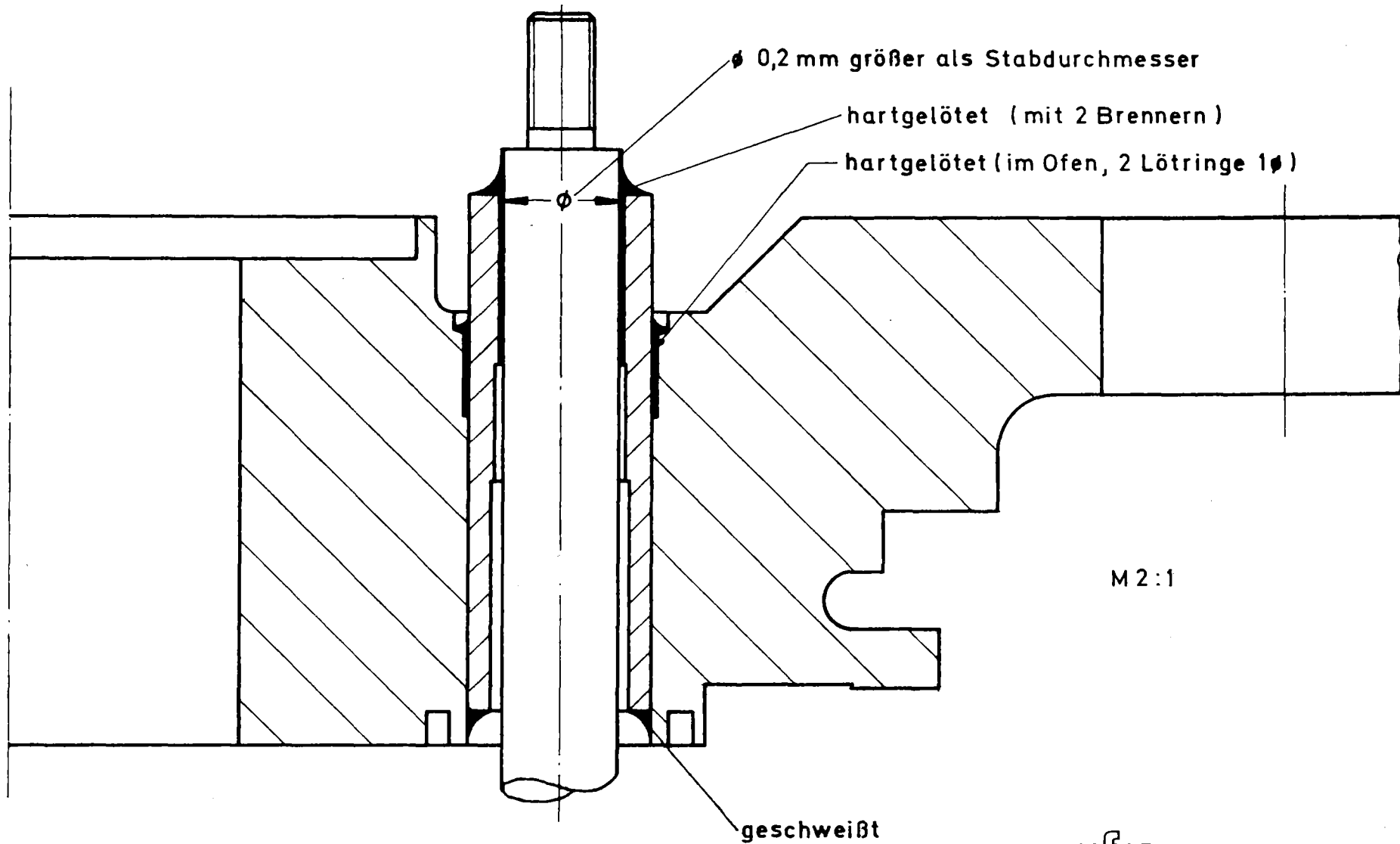
In der Länge geht auf der elektrischen Anschlußseite der Heizleiter in das obere, massive Kaltende über.

Am gegenüberliegenden Stabende ist der Heizleiter über eine metallische Zwischenhülse mit dem Außenmantel elektrisch verbunden. Der Gleitzapfen schließt das Stabinnere außerdem druckdicht ab.

Längs der beheizten Teststreckenlänge ist jedes der 8 Heizstabpaare an einer Stelle unterbrochen, um den im aktiven Bereich des Brennstab-Simulators schraubenförmig angeordneten Pyrometern die Messung der Oberflächentemperatur des Zentralstabes zu ermöglichen (Abb. 2 und 5).

An den elektrischen Anschlüssen sind die Heizstäbe im Bereich des Kaltendes nach außen abgekröpft, um auf größerem Radius mehr Raum für die elektrischen Anschlüsse zu gewinnen. Die Heizstäbe sind hier so in den Zwischenflansch eingelötet, daß sie zum Druckwasserraum sowohl dicht abschließen, als auch einen möglichst kleinen elektrischen Übergangswiderstand zur Teststreckenmasse bieten (Abb. 8).

Bedingt durch die Rasteranordnung können die Eckheizstäbe wegen der dreiviertel-Umschließung durch die Füllstücke ihre Lage nicht verändern.



BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236

EINBAU DES TESTSTRECKENHEIZSTABES IN DEN ZWISCHENFLANSCH

KfK IT 1980

ABB. 8

Die Mittelstäbe hingegen, die nur halbseitig umschlossen sind, müssen auf der Rückseite durch Kugelzapfen längs verschiebbar in ihrer Position gehalten werden, damit sie nicht zur Kanalmitte hin ausweichen. Die beim Heizen auftretenden Längenänderungen der Stäbe werden bei den Pyrometerfenstern aufgenommen. Hier schieben die Gleitzapfen der Mittelstäbe in Loslagern, während die Eckstäbe hingegen nicht gesondert geführt zu werden brauchen.

Die Teststreckenheizung wird bei normalem Versuchsbetrieb ca. 16 s vor Blowdown-Auslösung zugeschaltet. In der Zeitspanne bis Blowdown-Auslösung können sich dann etwa stationäre Betriebsbedingungen bezüglich der Enthalpieschichtung zwischen Unter- und Oberplenum einstellen. Die Ausschaltung erfolgt aus Sicherheitsgründen in jedem Fall durch elektrische Verriegelung mit dem Schließen des Ventils Ve 7 zum Blowdown-Zeitpunkt.

Um mechanische Zerstörung durch Überhitzung zu vermeiden, wird die Teststreckenheizung nur in Betrieb genommen, wenn einerseits genügend großer Durchsatz durch die Teststrecke eingestellt ist und andererseits der Systemdruck weit über dem Siededruck liegt, um keine ungünstigen Wärmeübergangsbedingungen an den Heizstäben durch Filmsieden zu erhalten.

Die installierte Gesamtleistung der Teststreckenheizung beträgt 200 kW entsprechend einer Oberflächenbelastung von  $56 \text{ W/cm}^2 \approx 180 \text{ W/cm}$ . Dies würde ohne Beitrag des Brennstabsimulators einer Temperaturerhöhung von ca.  $24 \text{ }^\circ\text{C}$  entsprechen.

Wegen der ungünstigen Kühlbedingungen der Eckstäbe wurde bisher jedoch nur eine maximale Temperaturerhöhung von  $17,3 \text{ }^\circ\text{C}$  gefahren, um Beschädigungen zu vermeiden.

#### 2.2.4 Konstruktive Maßnahmen zur Minderung der Temperaturbeanspruchung

Gemäß dem Versuchsablauf wird der Inhalt des Teststreckenabschnittes in wenigen Sekunden ausgeblasen. In dieser Zeit herrschen für den Wärmeübergang aufgrund der Turbulenzen besonders günstige Bedingungen. Bei der Planung wurde deshalb angenommen, daß die Temperaturen der inneren Oberflächen der Wassertemperatur in etwa folgen würden, was einen Temperatursturz während 20 s von ca. 200 °C bedeutet.

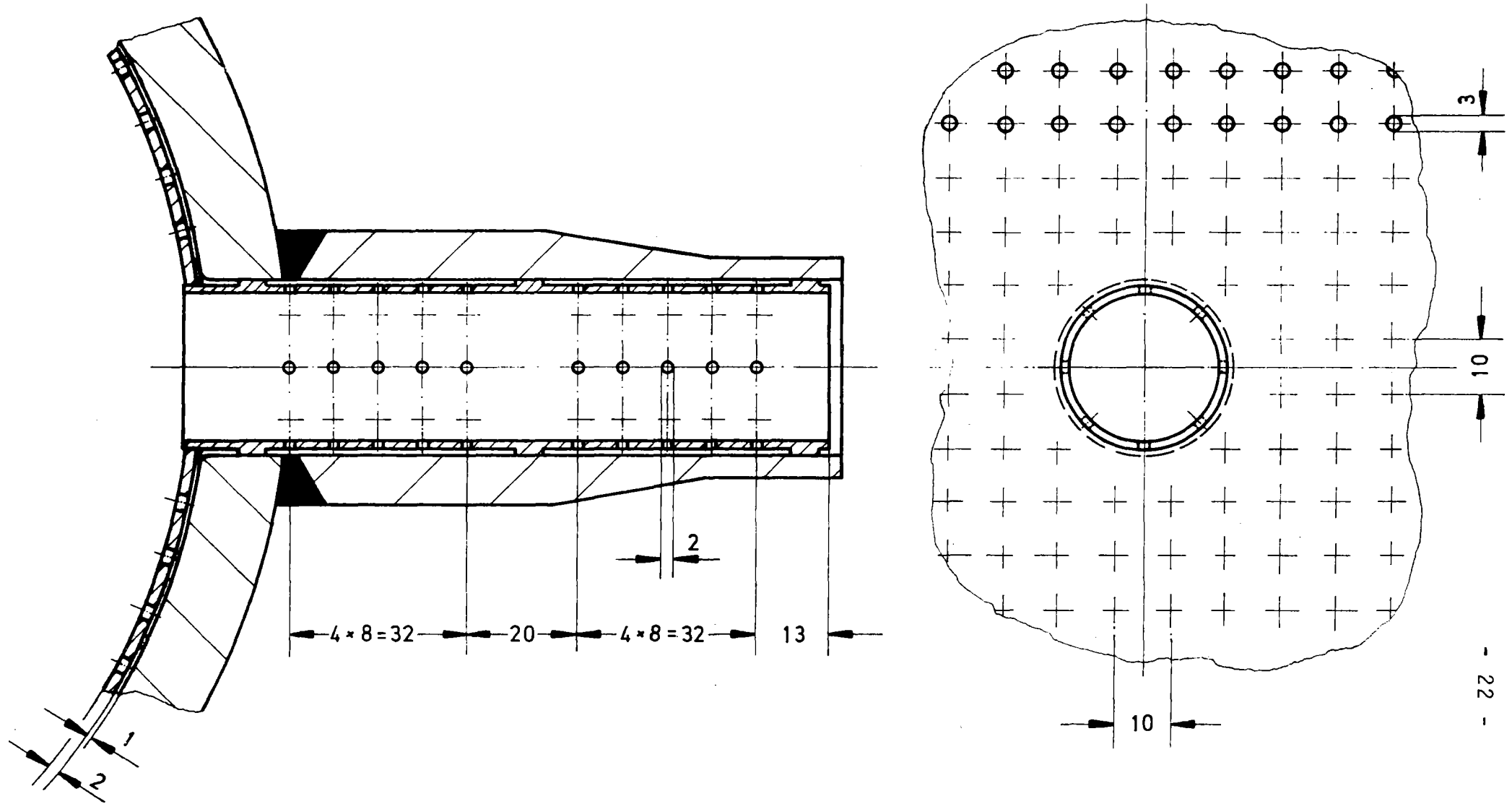
Um die hieraus folgenden Materialbeanspruchungen abzumildern, wurde vorgesehen, alle inneren Oberflächen dickwandiger Bauteile, also vorzugsweise die Kugelpfannen, mit Schockblechen auszukleiden. Bei dünnerwandigen Bauteilen wurde auf diese Maßnahme verzichtet.

Die Schockbleche bestehen im Prinzip aus gelochten Blechen, die von der drucktragenden Wandung einen Abstand von 1 bis 2 mm haben, der durch Abstandshalter sichergestellt ist (Abb. 9 und 10).

Im Bereich des Teststreckendruckrohres wird diese Aufgabe von den Füllstücken übernommen, die außen zum Teil zusätzlich von einem Drahtgewebe umgeben sind (Abb. 5).

Dieser konstruktiven Maßnahme liegt die Überlegung zugrunde, daß während des Blowdown im Spalt zwischen Schockblech und Wand ein isolierender Dampffilm entsteht.

Über die Wirksamkeit der Schockbleche wird in Kapitel 4 berichtet.



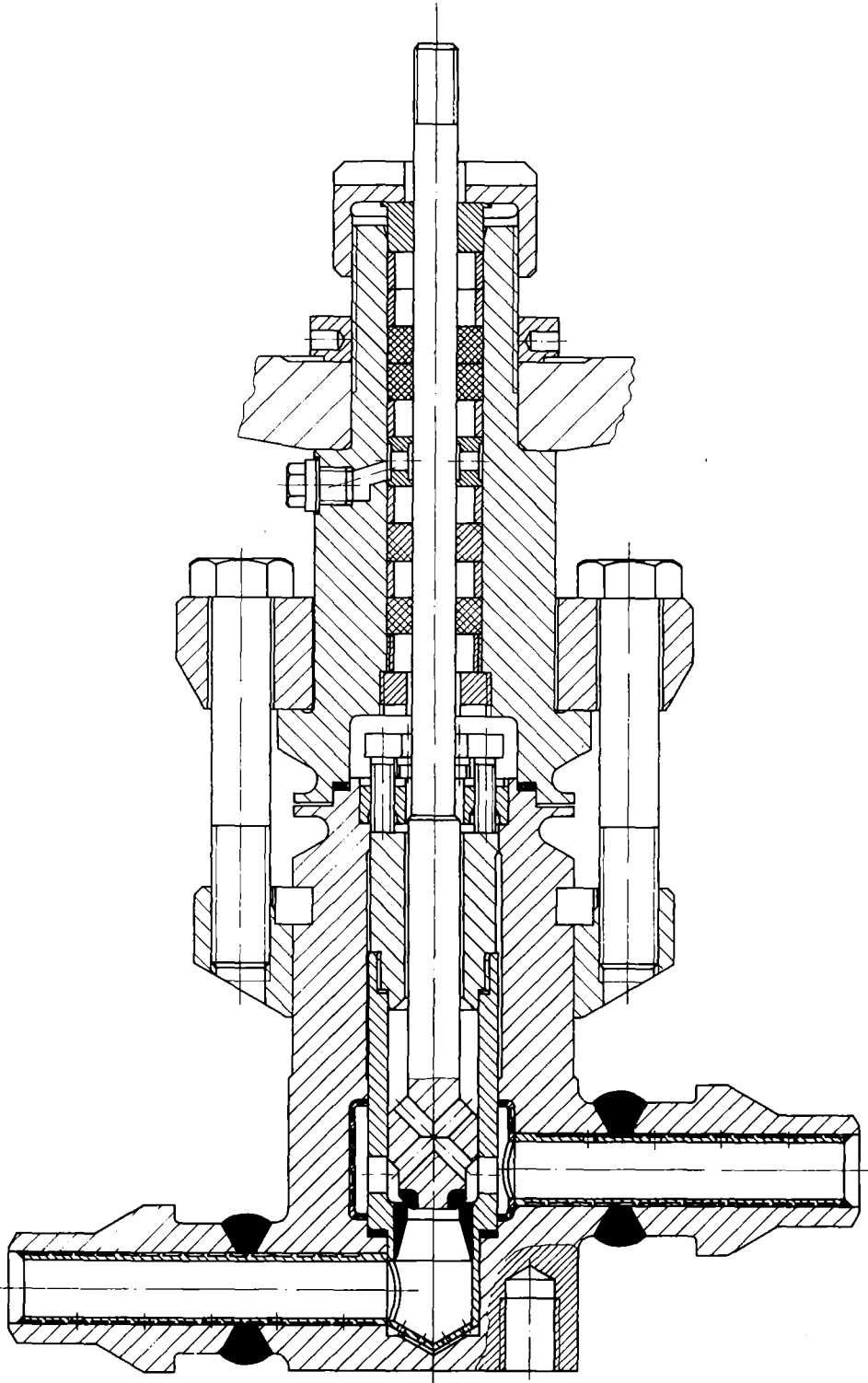
- 22 -

**KIK** IT-1980

BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236

AUSKLEIDUNG DER KUGELPLENEN SAMT ANSCHLÜSSEN MIT SCHOCKBLECHEN

ABB. 9



BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236  
AUSKLEIDUNG DER SCHNELLSCHLUSSVENTILE SAMT ANSCHLÜSSEN  
MIT SCHOCKBLECHEN

ABB. 10



## 2.3 Meßeinrichtungen

Der Bereich der Teststrecke mit den Blowdownleitungen ist besonders intensiv mit Meßstellen ausgestattet, deren Art und Lage aus den Abb. 11 und 12 zu ersehen sind.

Darin bedeuten:

POS:	Position z.B. Hub der Steuerventile (mm, %)
D:	Dichte ( $\text{g/cm}^3$ )
M:	Massenstrom ( $\text{kg/s}$ )
N:	Leistung (kW)
U:	Spannung (V)
FR:	Durchsatz ( $\text{m}^3/\text{h}$ )
P:	Druck (bar, $\text{N/m}^2$ )
T:	Temperatur (K)
IN:	Hüllrohroberflächentemperatur (K)

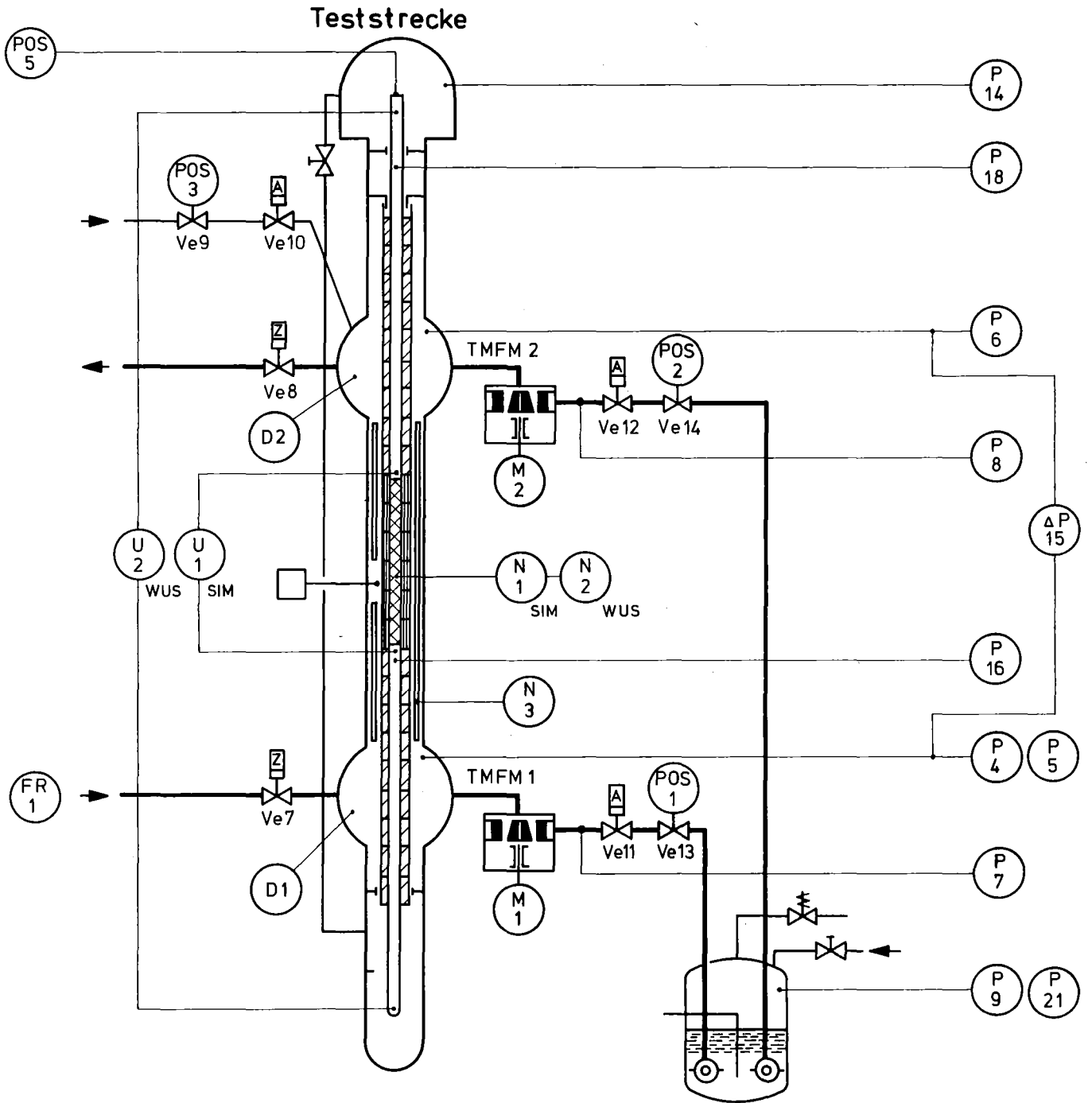
Alle Meßwerte werden in der Blowdownphase mit einer Abfragefrequenz von 100 Hz pro Meßstelle von einem Datenerfassungssystem abgefragt und auf Platte gespeichert, um unmittelbar nach Versuchsende in Realwerte aufgearbeitet zu einer ersten Bewertung des Versuchsablaufes am Bildschirm zur Verfügung zu stehen.

In den folgenden Kapiteln wird die technische Ausführung von einigen speziellen Meßstellen erläutert.

### 2.3.1 Temperaturmessung

Die Temperaturmeßstellen lassen sich in 3 Gruppen, in Stabtemperaturen, Fluidtemperaturen und in Strukturtemperaturen einteilen.

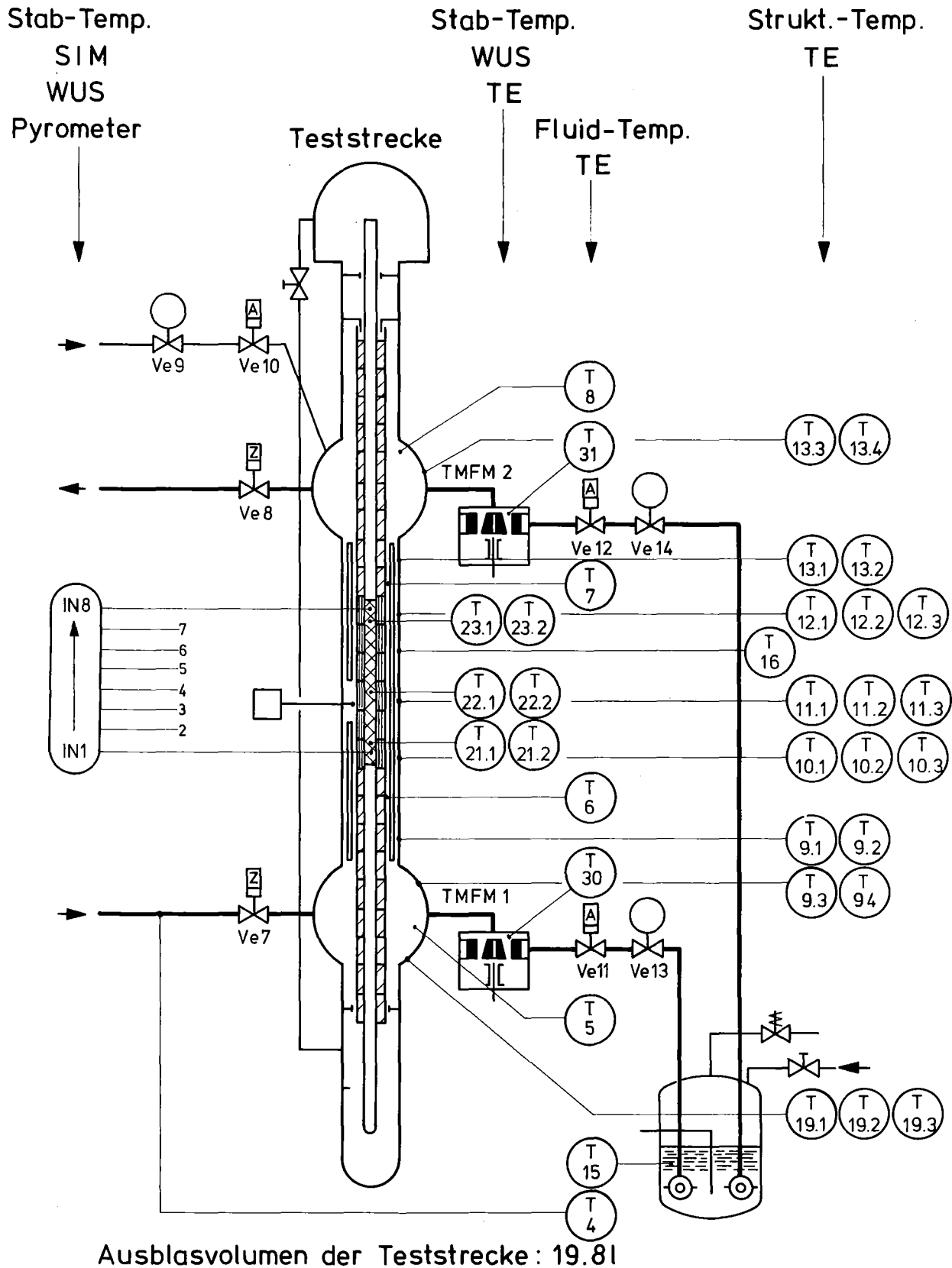
Die Stabtemperaturen wiederum werden beim Brennstabsimulator SIM mit eigens dafür entwickelten Teilstrahlungs-pyrometern gemessen /4/. Damit wird sichergestellt, daß jede Beeinträchti-



Ausblasvolumen der Teststrecke: 19.8l



Blatt 1 BLOWDOWN VERSUCHSANLAGE COSIMA  
PNS 4236-MESS-STELLENLAGE TESTSTRECKEN-BEREICH



Blatt 2 BLOWDOWN VERSUCHSANLAGE COSIMA  
PNS 4236-MESS-STELLENLAGE TESTSTRECKEN-BEREICH

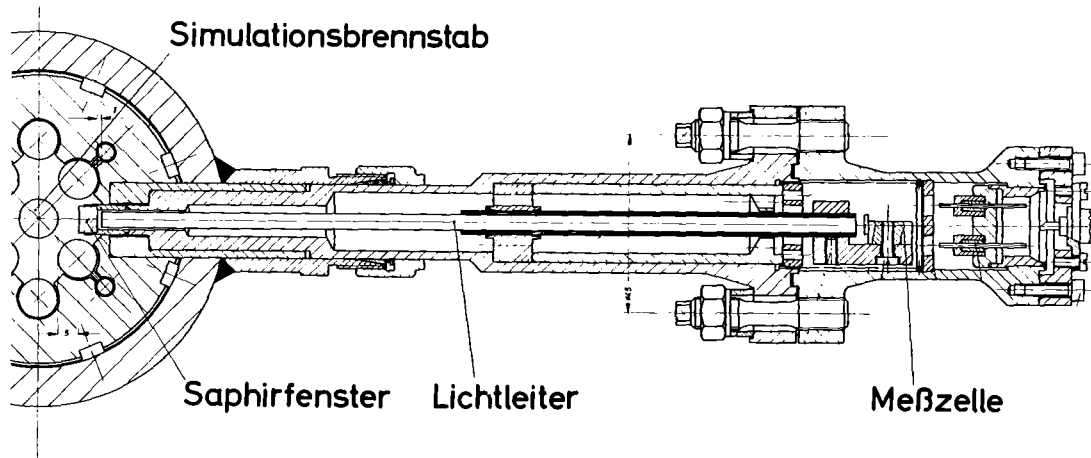
gung der thermo- und fluiddynamischen Verhältnisse am Hüllrohr beim Blowdown ausgeschlossen ist, ein Einfluß, der z.B. durch die übliche Meßweise der Oberflächentemperatur mit Thermoelementen, die in irgend einer Weise auf dem Hüllrohr befestigt und noch längs des Stabes geführt sind, mit großer Sicherheit gegeben ist.

In die Oberfläche eingearbeitete Thermoelemente mit nachträglicher Bearbeitung, so daß letztlich wieder eine glatte, ungestörte Hüllrohroberfläche gegeben ist, sind für Teilaspekte z.B. der Bestimmung von Wärmeübergangszahlen recht gut brauchbar, stören jedoch wieder partiell den Wärmefluß im Hüllrohr und verbieten sich ganz, wenn das mechanische Verhalten der Hülle während der Transiente untersucht werden soll.

Die acht Pyrometer im aktiven Bereich des Teststreckendruckrohres sind in einer Schraubenlinie angeordnet (Abb. 13) und schauen durch Bohrungen in den Füllstücken mit einem Abstand von 5 mm auf die Hüllrohroberfläche. Die Pyrometer können beim SIM- und WUS-Teststab (siehe Kapitel 1) eingesetzt werden.

Zusätzlich sind beim WUS-Teststab, dem nicht blähfähigen Stab zur Bestimmung von Wärmeübergangszahlen, 6 Thermoelemente (T 21, 22, 23.1/2) zur Messung der Oberflächentemperatur in Nuten eingelötet, die anschließend überschliffen wurden.

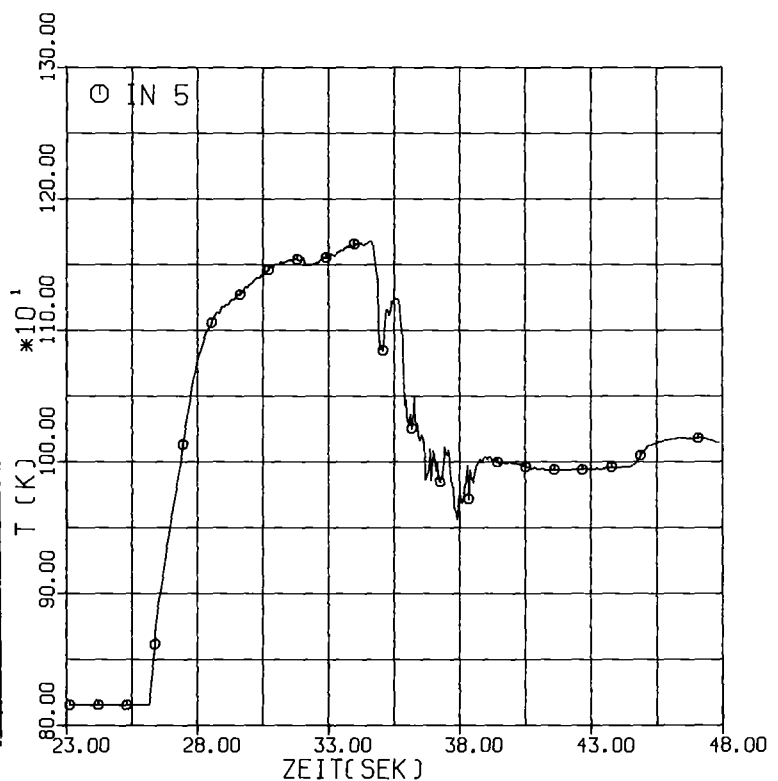
Mit dem Einsatz dieses Stabes bei gleichzeitiger Temperaturmessung mit den Pyrometern ist eine gute Vergleichsmöglichkeit, rein von der Oberflächentemperatur her, der beiden Temperaturmeßsysteme in der Transiente gegeben. Die Übereinstimmung unter Berücksichtigung des Temperaturverlaufes Meßstelle/Thermoelement-Oberfläche/Hüllrohr ist im Absolutwert und Temperaturverlauf außerordentlich zufriedenstellend. Die Ergebnisse werden in einem gesonderten Bericht dargelegt werden.



Schnitt durch die Teststrecke mit Pyrometer



Anordnung der Pyrometer an der Teststrecke



Hüllrohr - Temperaturverlauf während eines Blowdown - Versuches



IT - 1978

Optischer Meßwertaufnehmer zur Messung der Hüllrohrtemperatur, PNS 4236 - COSIMA

ABB. 13

Für die Ausführung der Fluid-Temperaturmeßstellen seien die Meßstelle T 5 und T 8 (Abb. 14) in den Kugelplenen herangezogen.

Der Meßeinsatz wird durch eine in die Plenendruckwand eingeschweißte Verschraubung und durch eine Bohrung des Schockbleches in den Druckwasserraum eingeschoben. Rückwirkungen von der bei der Transiente wärmeren Plenenwand und von überhitztem Dampf, der dabei möglicherweise aus den Spalten um den Meßeinsatz austreten könnte, auf die Meßstelle, sollen durch die in der Abbildung gezeigte Ausführungsform des Meßstellenkopfes verhindert werden.

Ein Vergleich der Meßwerte T 5 mit den Sättigungstemperaturen entsprechend P 4 zum gleichen Zeitpunkt innerhalb der Zeitspanne 28 bis 43 sec, bestätigen die Wirksamkeit der getroffenen Maßnahmen. Die Wandtemperaturen liegen im gleichen Zeitbereich (Abb. 20) wesentlich höher.

Der Einfluß der Dampfüberhitzung, hervorgerufen durch die höheren Strukturtemperaturen ist gegen Ende der Transiente bei gegen Null gehendem Massenstrom deutlich zu erkennen.

Die Strukturtemperaturen im Bereich des Teststreckendruckrohres werden durch Meßeinsätze, wie sie in der Abb. 15 gezeigt sind, gemessen.

Der im Querschnitt 10 x 3 mm große Meßeinsatz wird durch einen entsprechenden Durchbruch im Füllstück zwischen zwei benachbarten Teststreckenheizstäben bis zum Strömungsquerschnitt vorgeschoben und seitlich justiert. Der Meßeinsatz stellt somit ein aus dem Strukturmaterial herausgeschnittenes Wandelement dar, in dem in der Tiefe abgestuft und in 3 Höhenlagen gegeneinander versetzte Thermoelemente eingelötet sind.



Zur seitlichen Abschirmung gegen die Teststreckenheizstäbe sind mit einem Spaltabstand von 0,2 mm Abschirmbleche angeschweißt, die wiederum gegenüber dem Durchbruch einen Abstand von 0,3 mm besitzen. Damit werden direkte Auswirkungen von den Heizstäben auf die Temperaturmeßstellen verhindert.

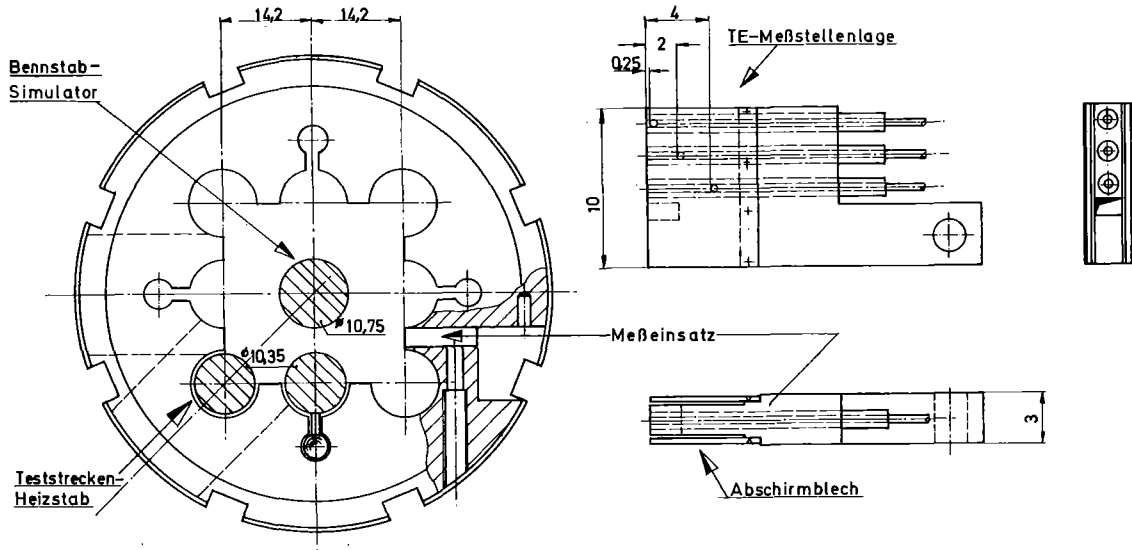
Im Diagramm der Abb. 15 sind die Temperaturverläufe der Meßstellen T 12.1/2/3 eines solchen Meßeinsatzes dargestellt. Der Temperaturverlauf T 7 zeigt die Fluidtemperatur im Strömungskanal in der Nähe von der Meßstelle T 12. Man erkennt zwischen 28 und 33 sec eine Dampfbildung mit Überhitzung als Folge einer gesteuerten Stagnationsphase im Bereich des Teststreckendruckrohres. Die Strukturtemperaturen folgen diesem Temperaturanstieg des Kühlmediums abgeschwächt und verzögert, um dann durch den wiedereinsetzenden Kühlmittelstrom auf dessen Sättigungstemperatur herabgeholt zu werden (siehe linkes Diagramm der Abb. 15). Auch hier ist die Überhitzungsphase am Ende des Blowdowns zu erkennen.

### 2.3.2 Druckmessung

Die Druckmessungen im Bereich der Teststrecke erfolgen mit Ausnahme der Druckdifferenzmessung zwischen Ober- und Unterplenum mit piezoresistiven Druckaufnehmern. Diese Aufnehmer eignen sich wegen ihrer kurzen Anstiegszeit des Ausgangssignals von  $< 10 \mu\text{s}$  bei einer sprunghaften Meßgrößenänderung von 10 auf 90 % des Endwertes und einer Eigenfrequenz von  $> 180 \text{ kHz}$  besonders für die Erfassung dynamischer Druckverläufe, wie sie bei Blowdown-Vorgängen zu erwarten sind. Die hohe zulässige Überlast von 100 % ist ebenfalls ein wesentlicher Auswahlgesichtspunkt.

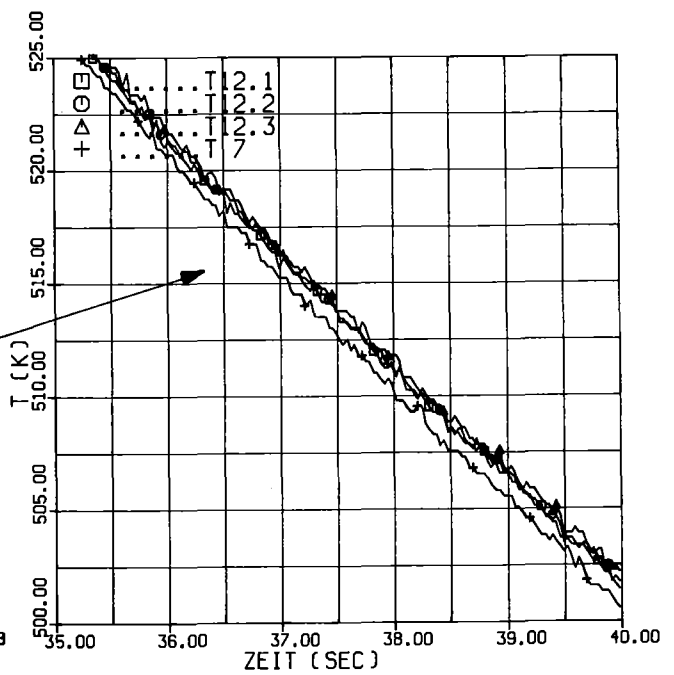
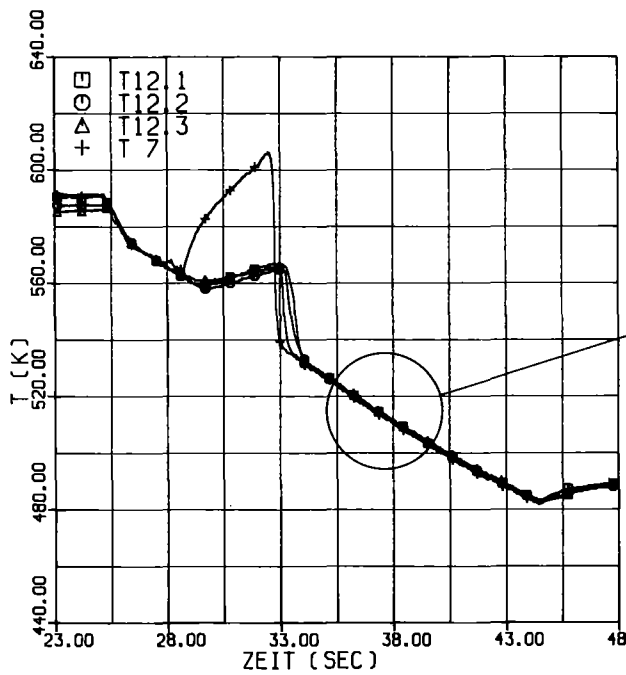
Als Aufnehmerelement (Abb. 16) wird eine Silizium-Meßzelle verwendet, auf deren Deckplatte elektrische Widerstände eindiffundiert sind. Auf der Unterseite dieser Platte befindet sich eine Ausdrehung, durch die eine je nach Meßbereich mehr oder weniger dicke Membran gebildet wird. Diese Ausdrehung





Teststreckenquerschnitt

Strukturwand – Meßeinsatz



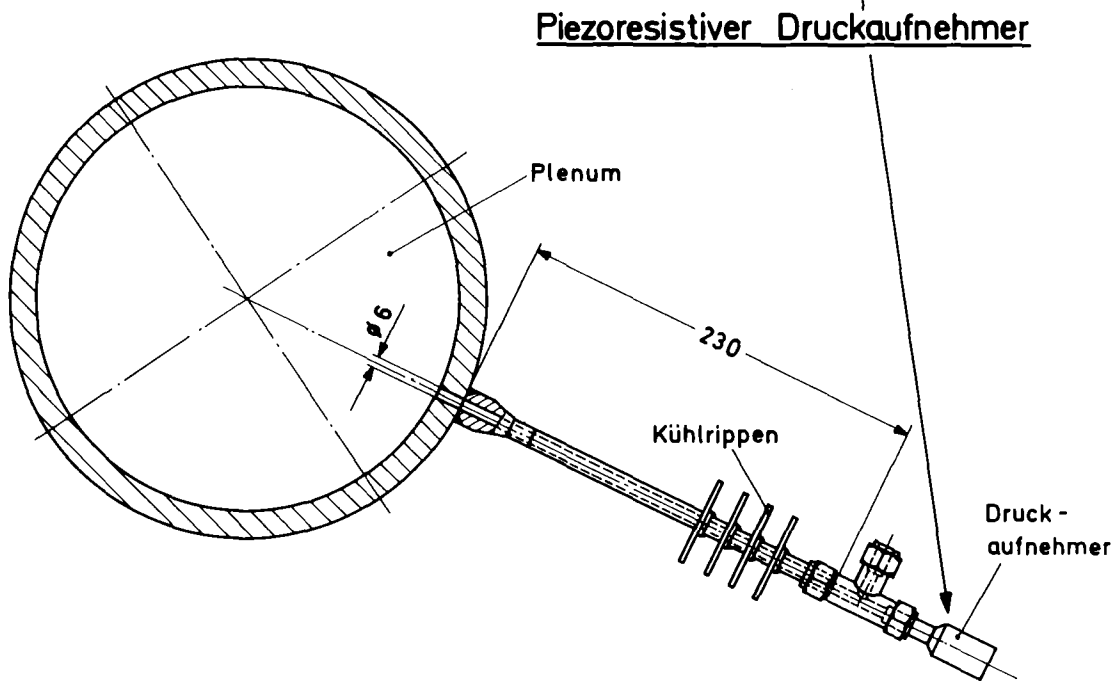
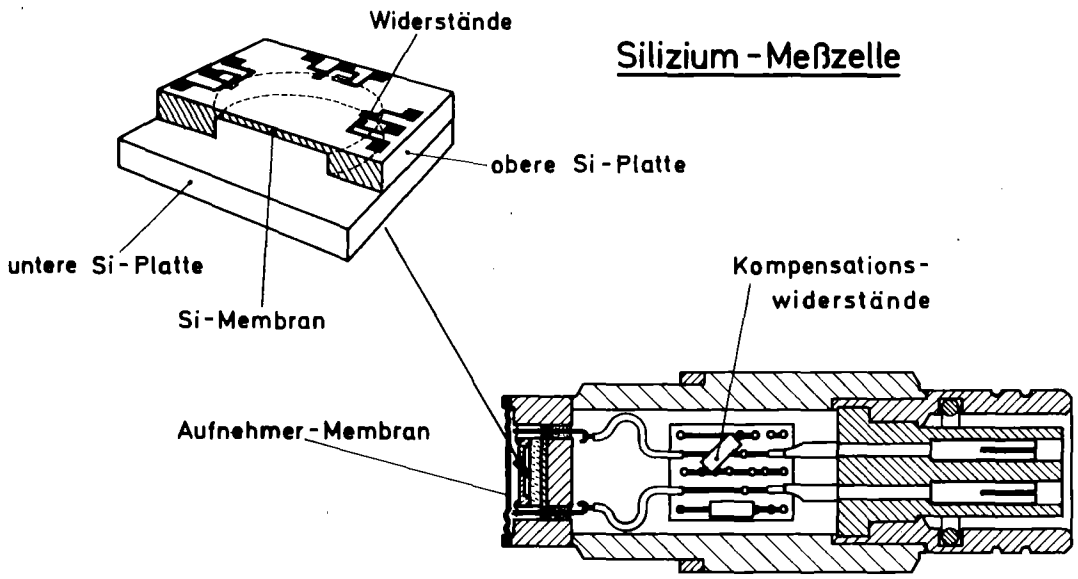
COSIMA V75



IT-1979

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA-PNS 4236

Strukturtemperatur-Meßstelle T12, Temperaturverlauf V 75



Blowdown-Versuchsanlage COSIMA- PNS 4236  
Druckaufnehmer am Ober-/Unterplenum

wird durch eine zweite, aufgelötete Siliziumplatte verschlossen und bildet so eine homogene Meßzelle mit eingeschlossenem Referenzdruck.

Der Raum zwischen Aufnehmer-Membran und Meßzelle ist zur Druckübertragung völlig mit Öl gefüllt.

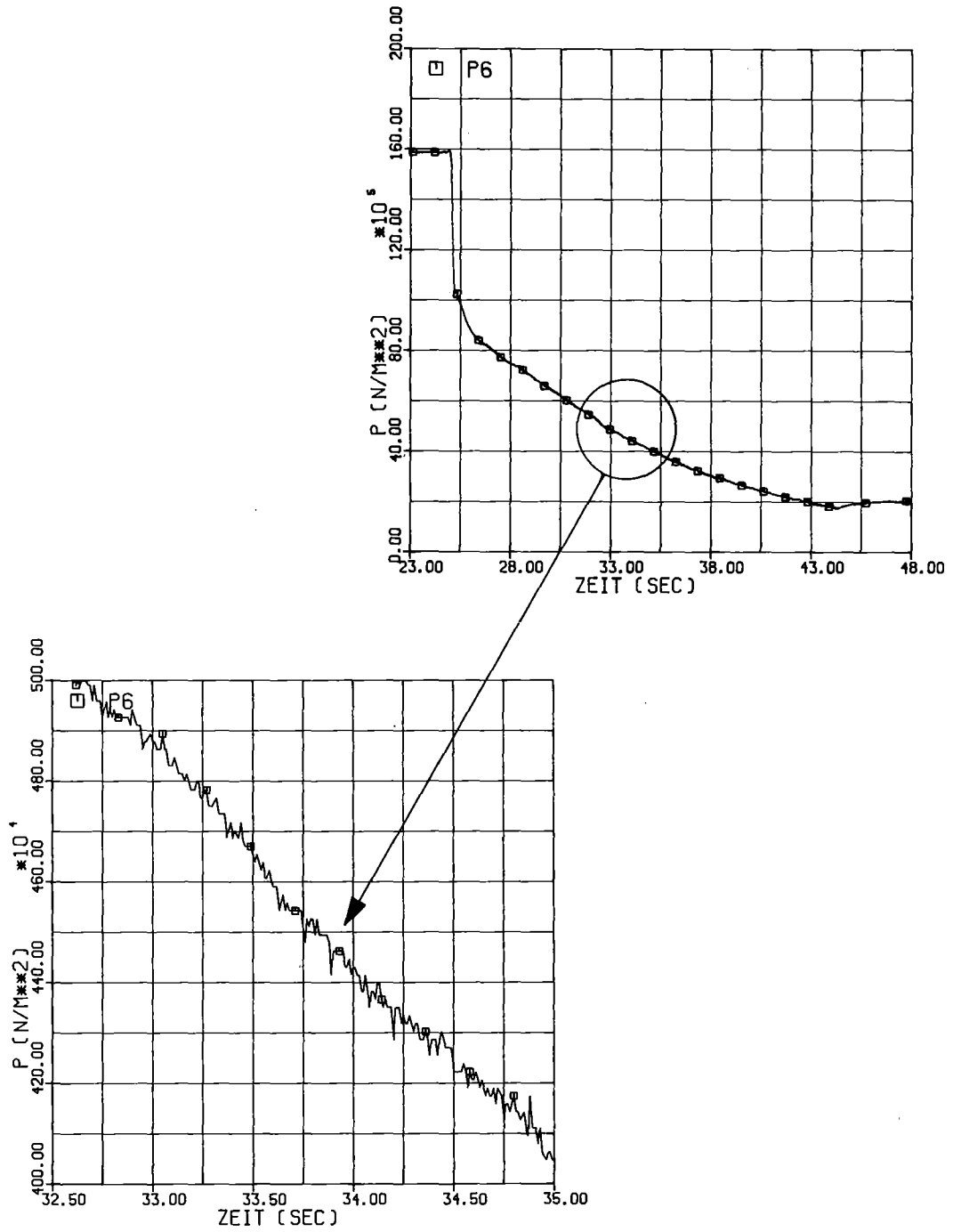
Die in die Siliziummembran eindiffundierten Widerstände sind piezoresistiv, d.h. sie ändern ihren spezifischen Widerstand unter mechanischer Beanspruchung. Hinzu kommt noch die Widerstandsänderung infolge der geometrischen Formänderung analog einem DMS, so daß ein Wirkungsfaktor von insgesamt bis über 100 erreicht wird. Der Wirkungsfaktor eines DMS beträgt zum Vergleich etwa 2.

Der begrenzte Betriebstemperaturbereich von - 20 bis + 80 °C des Meßaufnehmers machte bei der vorliegenden maximalen Betriebstemperatur des Druckwassers von 345 °C ein spezielles Anschlußrohr notwendig, wie es im unteren Teil der Abb. zu sehen ist.

In der Abb. 17 ist beim oberen Diagramm der Druckverlauf im Oberplenum über der gesamten Blowdownzeit von 25 bis 45 sec dargestellt. Ein Ausschnitt dieser Kurve ist im unteren Diagramm zu sehen und zwar im Sättigungsbereich des Druckwassers, um das Auflösungsvermögen des Druckaufnehmers zu zeigen.

### 2.3.3 Dichtemessung in den Plenen

Die Kenntnis des Füllungsgrades in den Plenen während des Blowdowns gilt zusammen mit den Temperaturen im Druckrohr, dem Absolutdruck, den Massenströmen  $\dot{m}$  und dem Differenzdruck zwischen den Plenen eine wichtige Aussage für die jeweilige Strömungsrichtung im Druckrohr. Deshalb wurde am Ober- und Unterplenum eine  $\gamma$ -Dichtemessung installiert, die unter 45° zur Senkrechten die Kugelplenen durchstrahlt. Der  $\gamma$ -Strahl ist so kollimiert, daß er an dem durch das Zentrum der Kugel gehenden Brennstabsimulator vorbeigeht.



COSIMA V75



IT-1979

Blowdown - Versuchsanlage COSIMA - PNS 4236  
Druckverlauf beim Blowdown V 75 - Oberplenum

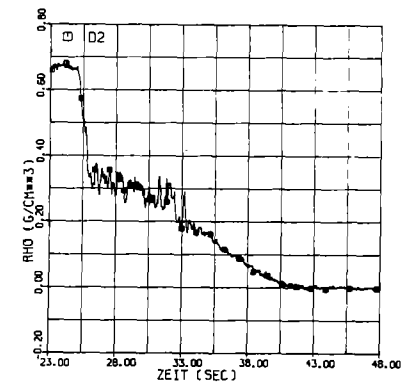
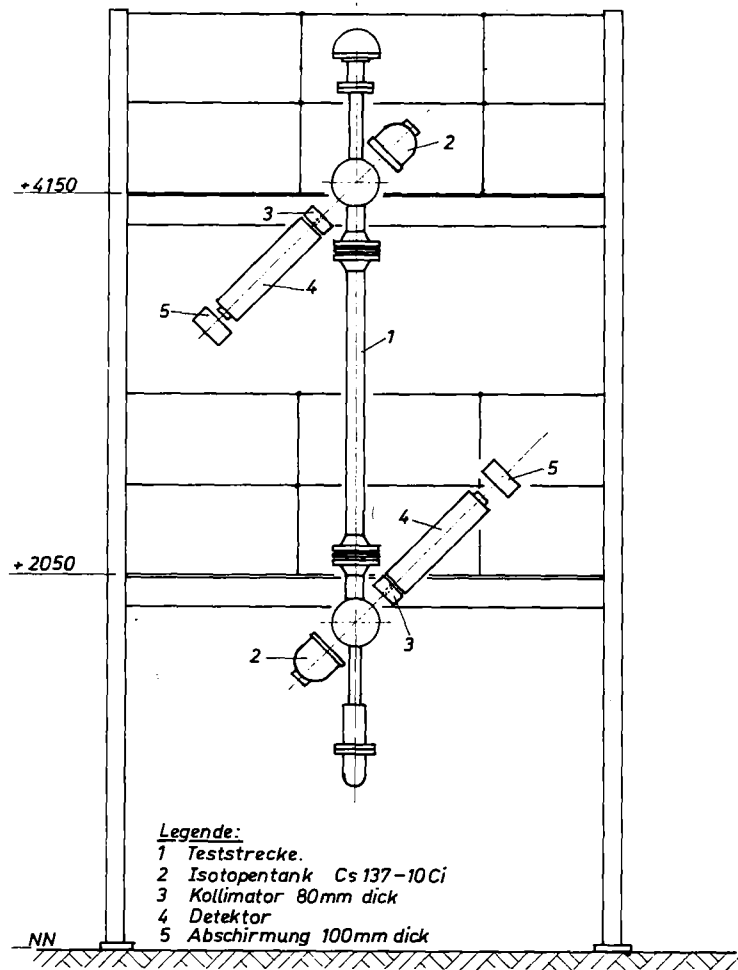
ABB. 17

Die Dichtemeßeinrichtung besteht aus einer Cs 137-Quelle mit einer Aktivität von 10 Ci, einem Szintillometer mit einem Plastiksintillator und Photomultiplier, Impulszähler und digitalem Ausgabegerät.

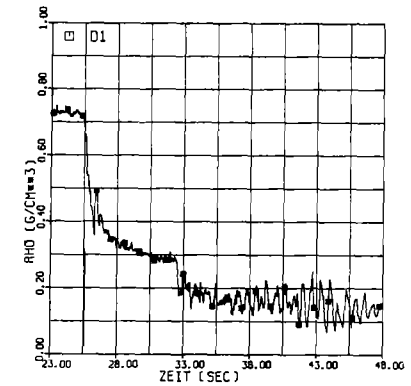
Die Strahlöffnung beträgt 40 mm, die Kollimatorbohrung 35 mm.

Die maximale Impulsrate ist  $1,6 \cdot 10^7$  1/sec bei einer Meßzeit der Auswertelektronik von 10 msec. Die Genauigkeit beträgt dabei 1,5 % der Impulsrate.

In der Abb. 18 ist die Anordnung der beiden  $\gamma$ -Dichtemesseinrichtungen an der Teststrecke dargestellt. In den beiden Diagrammen ist der Dichteverlauf D 1 im Unter- und D 2 im Oberplenum über der Blowdownzeit für den Versuch Nr. 75 aufgezeichnet. Man kann dabei deutlich ein Aufschäumen der Restwassermenge im Unterplenum gegen Ende des Blowdowns erkennen, während das Oberplenum zum selben Zeitpunkt nur noch mit Dampf gefüllt ist.



COSIMA V75 OBERPLENUM



COSIMA V75 UNTERPLENUM



IT-1979

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA-PNS 4236  
 $\gamma$ -Dichtemesseinrichtung an den Teststreckenplenen

### 3. Wechselbeanspruchung während des Blowdown durch hohe Temperatur-Änderungsgeschwindigkeit

---

Normalerweise werden Druckbehälter für überwiegend statische Beanspruchung ausgelegt. Dies gestattet mit Mittelspannungen zu arbeiten und auf eine genaue Ermittlung der Spannungsverteilung über die Wanddicke zu verzichten, sofern es sich nicht um dickwandige Behälterschalen handelt.

Bei der Bemessung der Teststrecke waren jedoch die besonderen Beanspruchungsverhältnisse beim Blowdown zu berücksichtigen. Diese verursachen eine Wechselbeanspruchung durch Kombination von abnehmendem Innendruck und wachsenden Temperaturgradienten über die Wand. Bei solchen Verhältnissen sind örtliche Spannungsspitzen maßgebend, wie sie z.B. an den Innenseiten der Lochränder von Ausschnitten auftreten. Die Ausbildung der Spannungsspitzen erfolgt einige Zeit nach Eintritt der höchsten Temperaturänderungsgeschwindigkeit. Dann ist der Zugspannung, die durch den Innendruck hervorgerufen wird, eine zweite Zugspannung überlagert, die durch die ungleichmäßige Temperaturverteilung in der Behälterwand entsteht. Diese zweite Zugspannung, die abhängig ist von der Abkühlgeschwindigkeit der Innenseite der Behälterwand, dem Werkstoff und der Behältergeometrie kann ein vielfaches der durch den Innendruck verursachten Zugspannung betragen.

Die genaue Ermittlung dieser zusätzlichen Zugspannung setzt jedoch neben den Werkstoffkennwerten die genaue Kenntnis der Temperaturverteilung in der Behälterwand voraus.

### 3.1 TRD-Berechnungsvorschrift

Für die Bestimmung der zulässigen Lastwechselzahl wurde in den Technischen Regeln für Dampfkessel (TRD) eine Berechnungsvorschrift herausgegeben. Danach ist die Berechnung der Wärmespannung nach zwei Methoden möglich.

Bei Methode 1 wird die Wärmespannung von der Differenz zwischen der momentanen mittleren Temperatur des Wandquerschnitts und der momentanen Temperatur der Innenfaser abhängig gemacht. Die Messung insbesondere der momentanen mittleren Wandtemperatur kann jedoch bei schnellen Temperaturänderungen mit beachtlichen Schwierigkeiten verbunden sein.

Bei Methode 2 wird auf die einfach zu messende Temperaturänderungsgeschwindigkeit des Kesselwassers bezogen.

#### 3.1.1 Zulässige Lastwechselzahl für die am höchsten beanspruchten kugelförmigen Plenen gemäß TRD 301, Anlage 1

Die konstruktive Ausbildung der Plenen ist ausschnittsweise in Abb. 9 und 14 dargestellt. Aus dem Diagramm ergibt sich auch die Temperaturänderungsgeschwindigkeit des Kesselwassers T 5 bzw. T 8 mit  $v \approx 327 \text{ K/min}$ .

Damit ergibt sich unter Ansatz der Werkstoffkennwerte für den verwendeten Werkstoff 1.4541 bei der maßgebenden Zyklustemperatur von  $\nu^* = 239 \text{ }^\circ\text{C}$ :

Mindestwarmstreckgrenze:  $\sigma_{0,2\nu} = 147 \text{ N/mm}^2 \text{ (DIN 17440)}$

Elastizitätsmodul:  $E = 183 \cdot 10^3 \text{ N/mm}^2 \text{ (DIN 1744)}$

differentieller Wärmeausdehnungskoeffizient:  $\beta_{L\nu} = 18,3 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$   
(VDI 3128, Blatt 1, Bild 4 (29))

Temperaturleitfähigkeit:  $a_{\nu} = 252 \text{ mm}^2/\text{min}$   
(VDI 3128, Blatt 1, Bild 9 (29))



(Mindest-) Zugfestigkeit (bei Raumtemperatur)  $\sigma_B = 500 \text{ N/mm}^2$   
(DIN 17440)

und gleichzeitiger besonderer Beachtung der Kugelgeometrie sowie der Druckbeaufschlagung während der Transiente bei Anwendung des Berechnungsformblattes (siehe Anlage 1) eine Anrißlastwechselzahl  $\hat{n} = 45$  bzw. eine

$$\text{zulässige Zykluszahl } n = \frac{45}{5} = 9$$

Aufgrund dieser, unter Anwendung der Temperaturänderungsgeschwindigkeit nach Methode 2 ermittelten geringen zulässigen Lastzyklenzahl wurden zur Messung des Temperaturverlaufes in der Behälterwand während des Blowdown - mit dem Ziel der Nachprüfung von  $\hat{n}$  nach der Methode 1 - noch mehrere zusätzliche Temperaturmeßstellen installiert.

T 19.1/I      T 19.2/I      T 19.3/I

Temperaturprofil in der Behälterwand Abb. 19

(T 34)      T 36      T 37

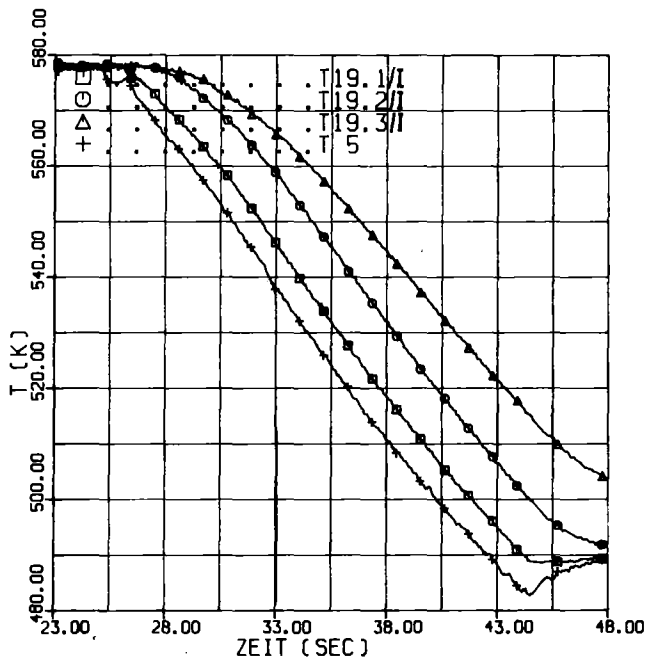
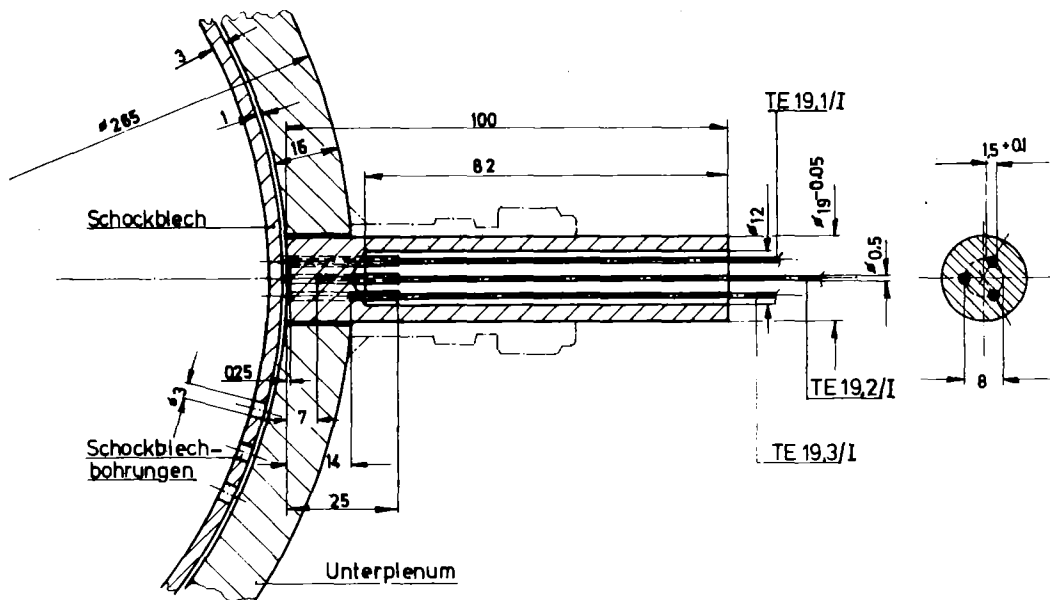
Außentemperatur der ungestörten Behälterwand Abb. 20.

Der Temperaturverlauf, Abb. 19, scheint zunächst zu bestätigen, daß sich ca. 5 s nach Beginn der Transiente ein quasistationäres Temperaturprofil in der Behälterwand eingestellt hat, wie es für vorstehende Berechnung der Anrißlastwechselzahl vorausgesetzt ist. Eine Kontrollrechnung nach Methode 1, die nach den Meßergebnissen, Abb. 19, möglich ist, ergibt jedoch unter Berücksichtigung der Temperaturdifferenz zwischen mittlerer Wandtemperatur der Behälterinnenwand eine

$$\text{zulässige Zykluszahl } n > 10^6$$

und damit eine gravierende Diskrepanz zum Ergebnis der Methode 2.

Messeinsatz Wandelement



- T 19,1 Oberflächentemperatur der Behälterwand, 0,25mm
- T19,2 Wandtemperatur in 7mm Abstand
- T19,3 Wandtemperatur in 14mm Abstand
- T 5 Druckwassertemperatur im Unterplenum

COSIMA V75

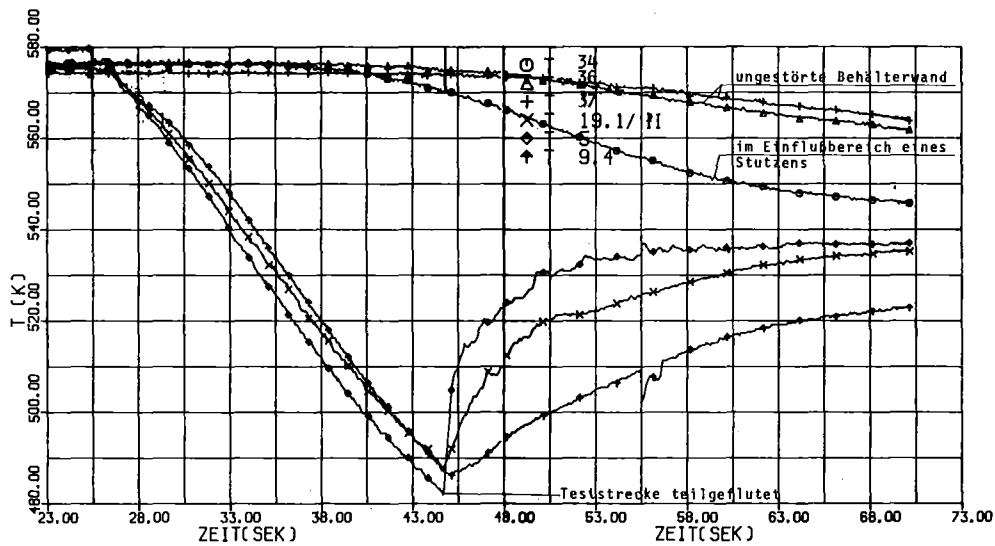
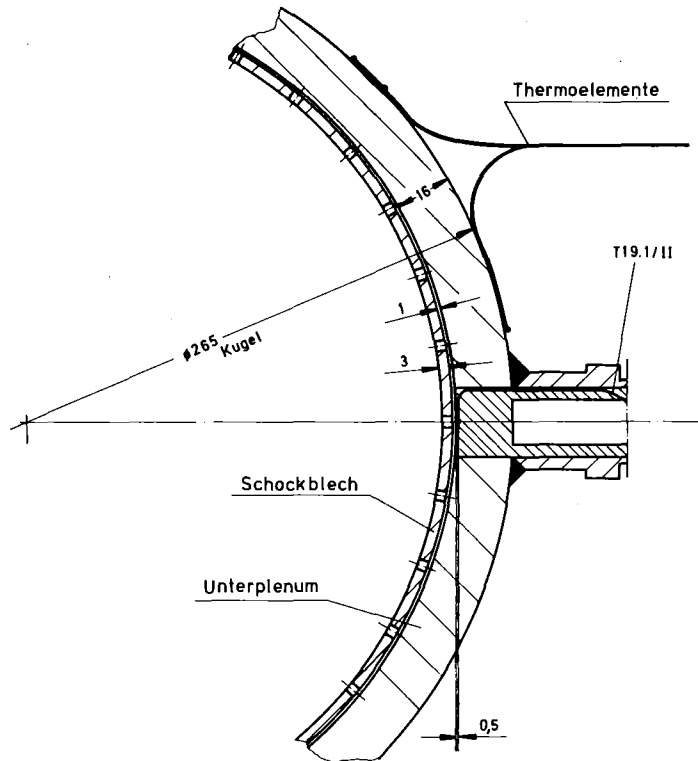
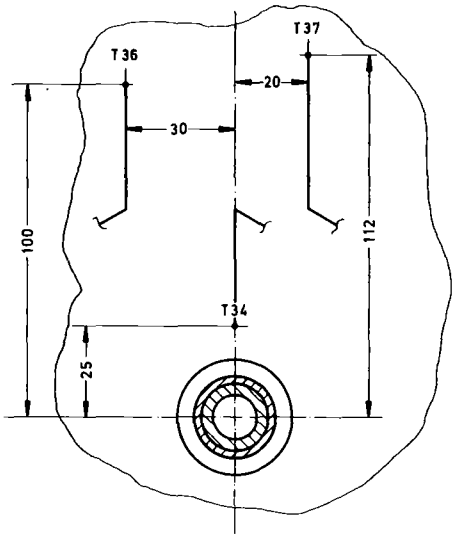


BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236

TEMPERATURVERLAUF IN DER BEHÄLTERWAND MIT SCHOCKBLECH

MESSEINSATZ I

ABB. 19



COSIMA V115

T 34	TEMPERATUR DER AUSSENWAND IM EINFLUSSBEREICH EINES STÜTZENS
T 36	TEMPERATUR DER UNGESTÖRTEN BEHÄLTERAUSSENWAND
T 37	TEMPERATUR DER UNGESTÖRTEN BEHÄLTERAUSSENWAND
T 19.1/II	TEMPERATUR 0,5 MM VON DER INNENFLÄCHE
T 5	TEMPERATUR DES DRUCKMASSERS IM UNTERPLENUM
T 9,4	TEMPERATUR DER INNENFLÄCHE AM MESSEINSATZ-WANDELEMENT MIT SCHOCKBLECH

**KfK** IT - 1980

BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236  
 AUSSENTEMPERATUR DER UNGESTÖRTEN BEHÄLTERWAND,  
 GEGENÜBERSTELLUNG MIT INNENTEMPERATUREN

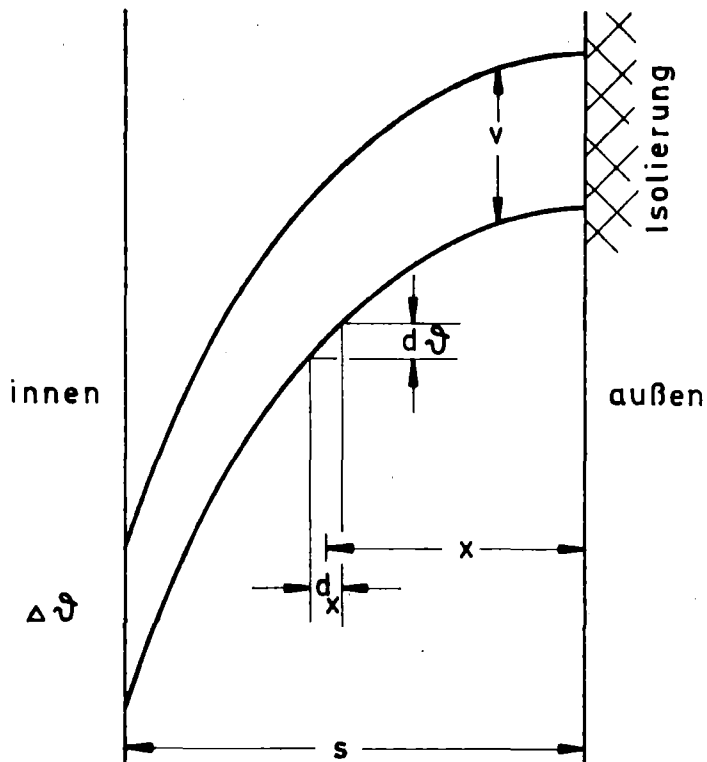
ABB. 20

Da einerseits die Messungen des Temperaturverlaufes der Behälterinnenwand T 19.1/I und T 9.4 mit zwei verschiedenen Meßein-sätzen gleich sind und sich auch nur wenig von der Temperatur des Kesselwassers T 5 unterscheiden, andererseits die Temperatur der ungestörten Außenwand mit mehreren Thermoelementen (T 34), T 36, T 37 gemessen ebenfalls übereinstimmen, werden diese Meßdaten als gesichert angesehen.

Daraus ergibt sich der Verdacht, daß die Temperaturen T 19.2/I und T 19.3/I nicht den tatsächlichen Gegebenheiten einer ungestörten Behälterwand entsprechen könnten und somit sowohl eine fehlerhafte Mitteltemperatur der Behälterwand  $\bar{\nu}_m$  anzeigen, als auch den noch nicht erfolgten Eintritt des quasistationären Zustandes vortäuschen. Aufgrund dieser Tatsache wird versucht, die für die Ermittlung der zulässigen Anrißlastwechselzahl erforderliche Maximalspannung unter den Randbedingungen des Blow-down mit nicht linearen Temperaturverläufen in der Behälterwand allein in Abhängigkeit von der Innen- und Außentemperatur der Behälterwand anzugeben. Die folgende Berechnungsweise ergänzt daher die in den TRD angegebenen Berechnungsmethoden.

### 3.2 Berechnung des Temperaturprofils in der Behälterwand im quasistationären Zustand

- Annahmen:
- ebene Wand
  - außen isoliert
  - der Wärmehalt der Wand wird im quasistationären Zustand nach innen abgeführt.



Da der Wärmeinhalt der gesamten Wand nach innen transportiert wird, muß das treibende Temperaturgefälle nach innen zu immer größer werden.

Nach Erreichen des quasi-stationären Zustandes fällt die Temperatur in jedem Wandelement  $dx$  mit der Geschwindigkeit  $v$ , d.h. das Temperaturprofil bleibt konstant.

Abb. 21 Element der Behälterwand

Die auf die Flächeneinheit bezogene, nach innen abzuführende Wärmemenge bei der Abkühlgeschwindigkeit  $v$  beträgt:

$$\dot{q} = v \cdot s \cdot \rho \cdot c_p$$

$v$  = Abkühlgeschwindigkeit

$s$  = Wanddicke

$\rho$  = Dichte

$c_p$  = spez. Wärmeinhalt

Für den Wärmedurchgang durch die ebene Wand gilt andererseits:

$$\dot{q} = \frac{\Delta \vartheta}{s} \cdot \lambda$$

$\Delta \vartheta$  = treibende Temperaturdifferenz

$\lambda$  = Wärmeleitfähigkeit

$$\text{oder } \Delta \vartheta = \frac{\dot{q} \cdot s}{\lambda}$$

Es gilt  $d\mathcal{V} = \dot{q}_x \frac{1}{\lambda} dx$

$\dot{q}_x$  = Wärmehinfluss von der Außenwand bis zur Ebene  $dx$

$$\dot{q}_x = v \cdot x \cdot \rho \cdot c_p$$

damit wird

$$d\mathcal{V} = v \cdot x \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot dx$$

$$\Delta \mathcal{V} = v \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \int_{x=0}^{x=s} x \cdot dx$$

$$\Delta \mathcal{V} = \frac{v \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \cdot \frac{x^2}{2}$$

mit der Temperaturleitfähigkeit  $a = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho}$

$$\text{wird } \Delta \mathcal{V} = \frac{v}{2a} \cdot x^2$$

und für  $x = s$

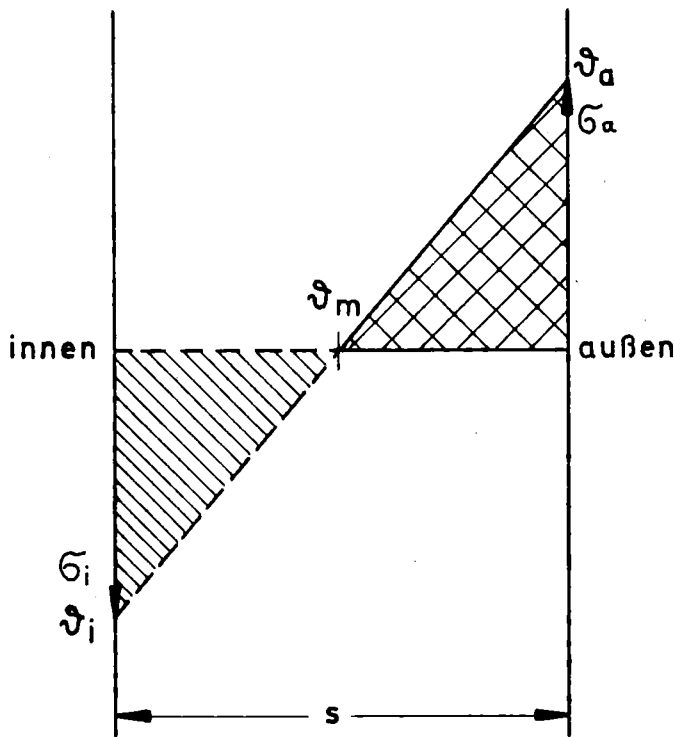
$$\boxed{\Delta \mathcal{V} = \mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i = \frac{v}{2a} \cdot s^2} \quad (1)$$

Das Temperaturprofil ist demnach parabolisch, wobei der Scheitel der Parabel in der Außenfläche der Behälterwand liegt.

### 3.2.1 Spannungsspitzen der Wärmeeigenspannung aufgrund des Temperaturprofils in Abhängigkeit von $\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i$

Zulässige Lastwechselzahl

Bei linearem Temperaturverlauf von der Außenseite zur Innenseite ergibt sich bei einer ebenen eingespannten Platte ein Spannungsverlauf gemäß Abb. 22, wobei die Maximalspannung jeweils an der Innen- und Außenfläche auftritt und folgenden Betrag hat: /5/



$$\begin{aligned} \sigma &= \pm \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot (\vartheta_m - \vartheta_i) \\ &= \pm \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot \left( \frac{\vartheta_a - \vartheta_i}{2} \right) \quad (2) \end{aligned}$$

$\nu$  = Querkontraktionszahl

Abb. 22 Spannungsverlauf bei linearem Temperaturverlauf

Dabei ist in diesem Eigenspannungszustand die Summe der Zugspannungen (schraffierte Fläche) gleich der Summe der Druckspannungen (kreuzschraffierte Fläche).

Analog gilt dies auch bei parabolischer Temperaturverteilung Abb. 23.

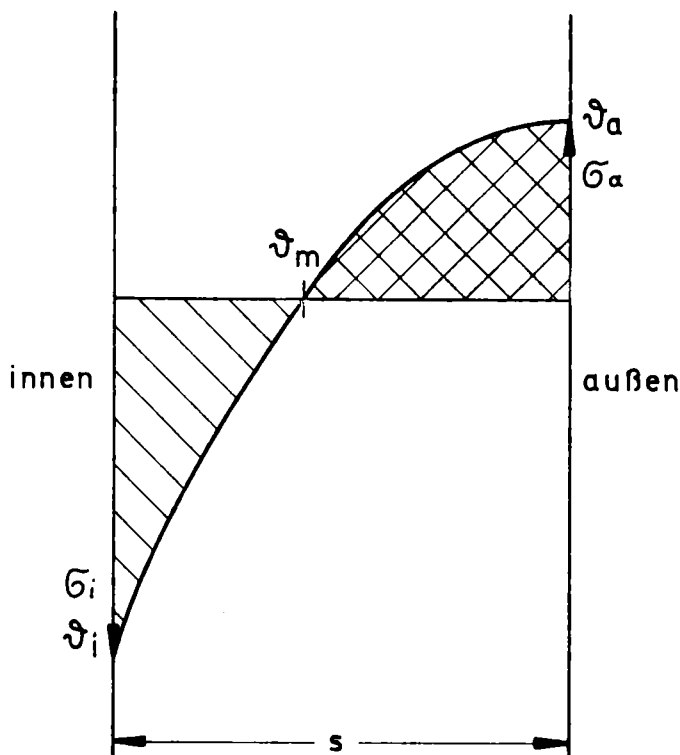


Abb. 23 Spannungsverlauf bei parabolischem Temperaturverlauf

Es läßt sich hier nun zeigen, daß die Zugspannungsfläche der Druckspannungsfläche dann gleich ist, wenn

$$\mathcal{V}_m - \mathcal{V}_i = \frac{2}{3} \cdot (\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i) \quad (3) \quad (\text{siehe Anlage 2})$$

Damit wird die maximale Druckspannung an der ungestörten Außenfläche der ebenen Platte

$$\sigma_a = - \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{1}{3} \cdot (\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i) \quad (4)$$

und die maximale Zugspannung an der ungestörten Innenfläche der ebenen Platte

$$\sigma_i = + \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{2}{3} \cdot (\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i) \quad (5)$$

Diese Spannung erhöht sich bei gekrümmten Schalen (z.B. Kugel) um einen Faktor  $\bar{\vartheta}$ , der abhängig ist vom Durchmesserverhältnis und die Abweichung des Temperaturprofils bei gekrümmten Schalen von der einfachen Parabel (ebene Platte) berücksichtigt. Der Faktor  $\bar{\vartheta}$  für die Kugel ist aus Abb. 24 ersichtlich. /6/

Eine weitere Spannungserhöhung tritt an gestörten Stellen der Schale auf, z.B. Lochrändern, die durch die Formzahl  $\alpha$  berücksichtigt wird.

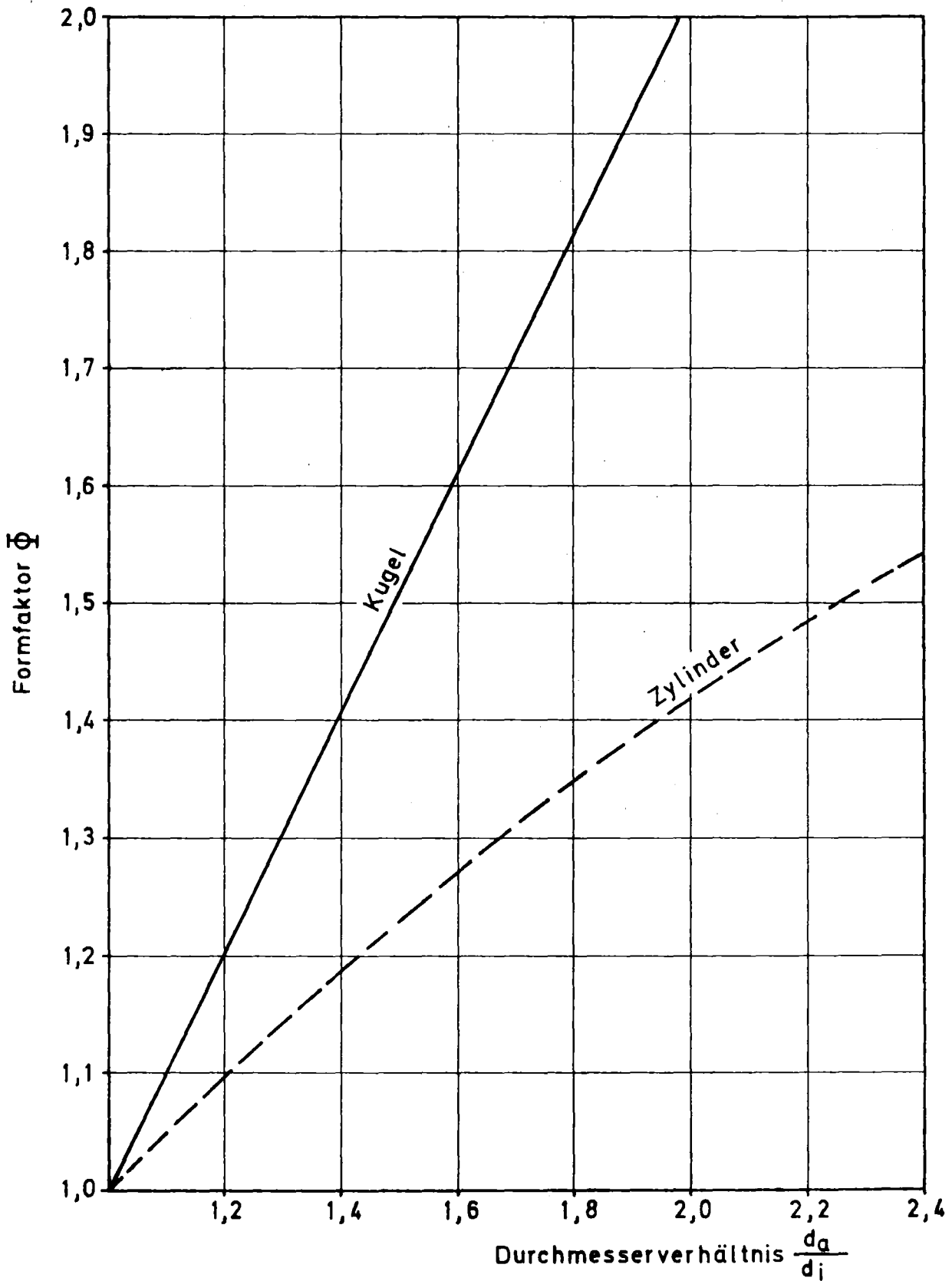
Damit wird die Spannungsspitze

$$\sigma = \alpha \cdot \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{2}{3} \cdot (\mathcal{V}_a - \mathcal{V}_i) \cdot \bar{\vartheta} \quad (6)$$

Sie kann für den quasistationären Zustand durch Einsetzen von Gleichung (1) in Gleichung (5) auch mittels der Temperaturänderungsgeschwindigkeit  $v$  angegeben werden mit

$$\sigma_i = \alpha \cdot \frac{\beta \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{v}{a} \cdot s^2 \cdot \bar{\vartheta} \quad (7)$$





BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236

FORMFAKTOR  $\Phi$  FÜR KUGEL- UND ZYLINDERSCHALEN BEI WÄRME-  
FLUSS NACH INNEN

ABB. 24

Unberücksichtigt bleibt, daß die Werkstoffkennwerte in Abhängigkeit von der Temperatur veränderlich sind. Hier werden sicherheitshalber jeweils die ungünstigsten Werte der infrage kommenden Temperaturspanne eingesetzt /7/.

### Lochrandspannung an der Innenfläche der Kugelplenen und Anrißlastwechselzahl

In Abb. 20 ist der Verlauf der Temperaturen an der Kugelinnenfläche (T 9.4 und T 19.1/II) sowie an der ungestörten Kugelaußenfläche (T 36 und T 37) ersichtlich. Danach beginnt die Temperatur der Kugelaußenfläche kurz vor Blowdownende leicht zu fallen, d.h. die Temperaturänderungsfront, die ab Blowdownbeginn von innen nach außen wandert, hat zum Blowdownende die Außenfläche bereits erreicht. Damit hat sich die parabolische Temperaturverteilung, die für die Anwendung der Gleichung (6) vorausgesetzt ist, eingestellt oder zumindest nahezu eingestellt.

Die maximale Wärmespannung am Lochinnenrand errechnet sich mit den Werten

$$\alpha = 2,0 \quad /8/$$

$$\nu = 0,3 \quad \text{für Stahl}$$

$$T_a = 574 \text{ K}$$

$$T_i = 488 \text{ K}$$

$$\bar{\vartheta}_K = 1,13 \quad \text{für Durchmesser Verhältnis } 1,13 \text{ nach Abb. 20 und Abb. 24 sowie } \beta \text{ und } E \text{ nach Kapitel 3.1.1 zu}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{i_L} &= 2,0 \cdot \frac{18,3 \cdot 10^{-6} \cdot 183 \cdot 10^3}{1 - 0,3} \cdot \frac{2}{3} \cdot (574 - 488) \cdot 1,13 \\ &= 620 \text{ [N/mm}^2\text{]} \end{aligned}$$

Der zeitliche Verlauf der Temperaturen der Behälteraußen- und -innenwand, des Behälterinnendruckes sowie der qualitative Verlauf der Spannungen sind in Abb. 25 nochmals zusammengestellt. Daraus ist ersichtlich, daß der Spannungsanteil aus dem Behälterinnendruck, der zum Blowdownende nahezu abgeklungen ist, mit

$$\begin{aligned}\sigma_p &= \alpha_m \cdot p \cdot \frac{dm}{4 \cdot s} \\ &= 18 \text{ [N/mm}^2\text{]} \quad \text{für } \alpha_{\text{mech}} = 2,5 \\ p &= 1,8 \text{ N/mm}^2 \\ dm &= 249 \text{ mm} \\ s &= 16 \text{ mm}\end{aligned}$$

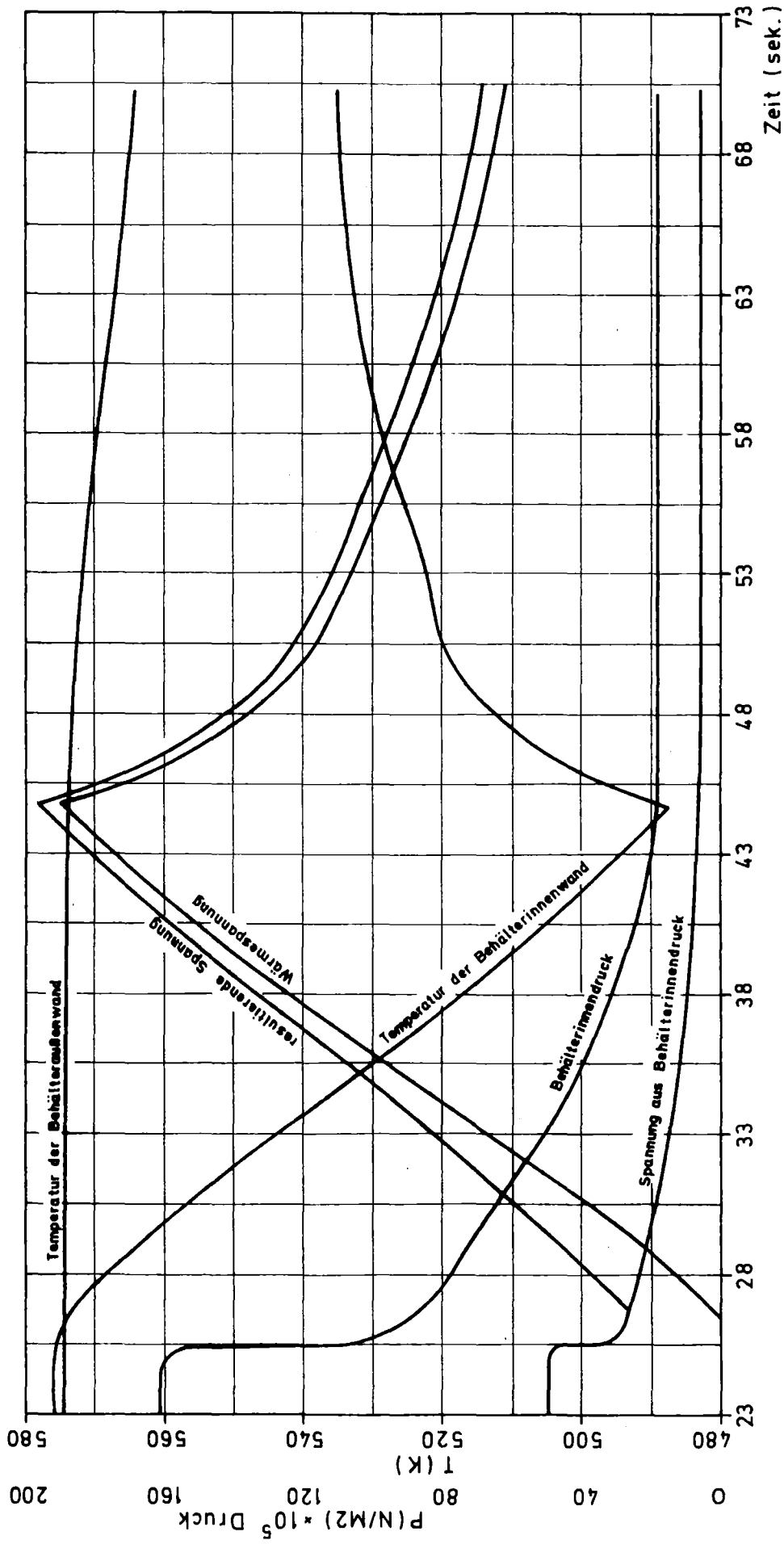
nur unwesentliche Bedeutung hat.

Mit der resultierenden Spannung  $\Delta\sigma_i = 620 + 18 = 638 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich nach TRD 301 Anlage 1 Berechnungsformblatt somit eine Anrißblastwechselzahl

$$\tilde{n} = 1500$$

bzw. eine zulässige Zykluszahl

$$n = \frac{1500}{5} = 300$$



COSIMA V115



MIT-1980

ABB. 25

### 3.3 Beurteilung der Einzelergebnisse

1. Anrißlastwechselzahl  $\hat{n} > 10^6$  nach Methode 1, ( $\mathcal{T}_m - \mathcal{T}_i$ )

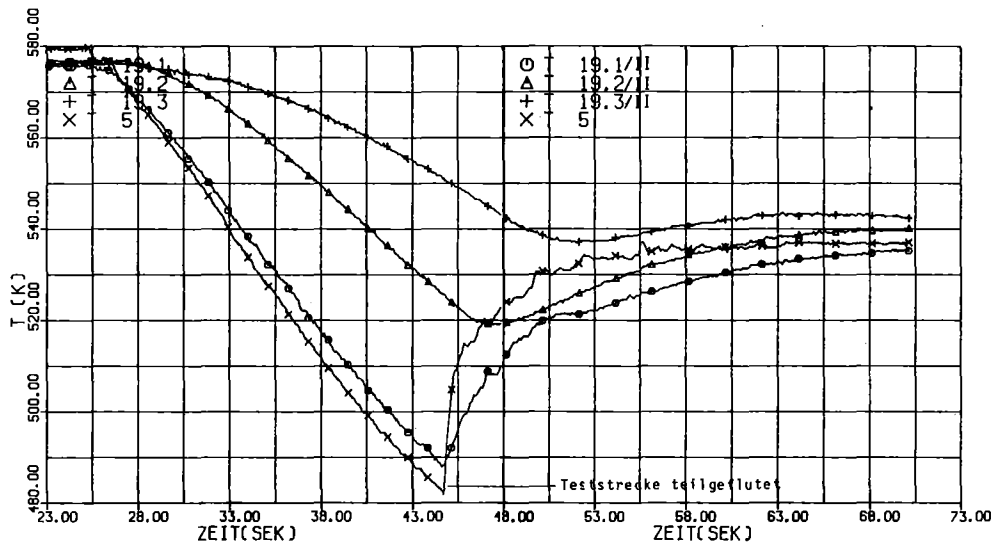
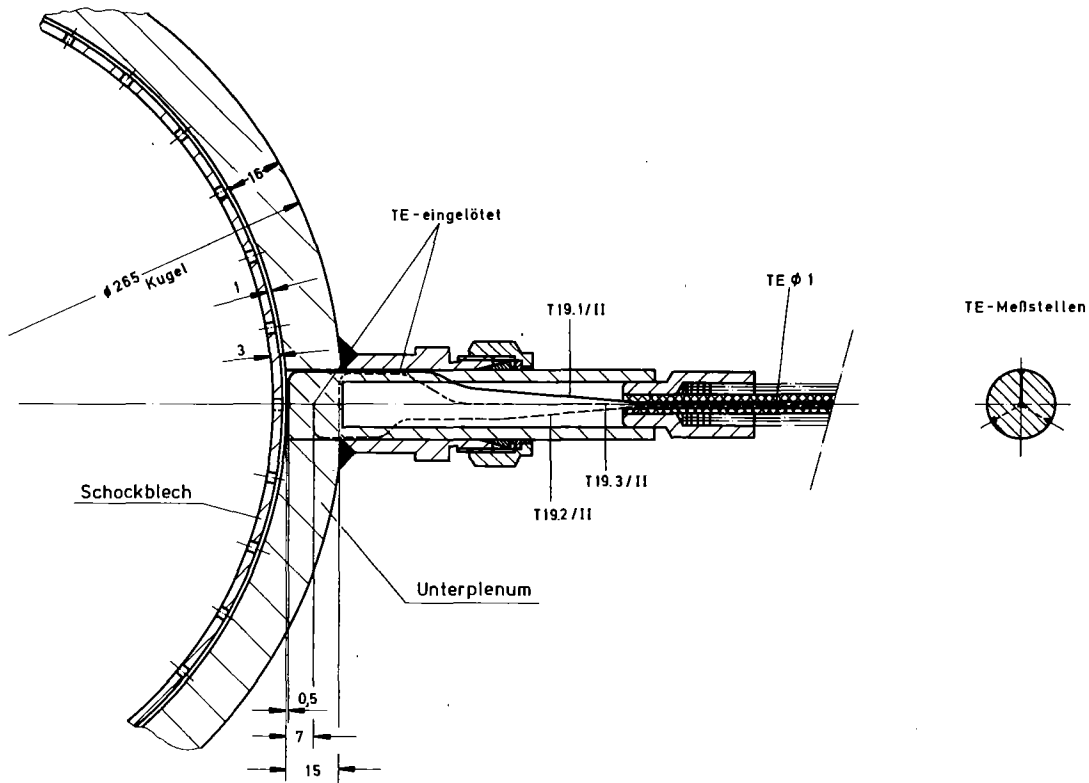
Die zulässige Lastwechselzahl von  $n > 10^6$  erscheint zu hoch. Die Ursache ist in meßtechnischen Schwierigkeiten bei der Ermittlung von  $\mathcal{T}_m$  zu suchen.

Insbesondere bei den vorliegenden großen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten ( $v = 327 \text{ K/min}$ ) treten Wärmeleitprobleme im Meßfühler auf, da die Zuleitung zum Meßpunkt in etwa Wandmitte durch Gebiete tieferer bzw. höherer Temperatur führt. Darüber hinaus liegt der Meßpunkt nicht genau in Wandmitte und muß berechnet werden. Hier bringen kleine Verschiebungen wegen der noch steilen Temperaturflanke in der Wandmitte bereits große Fehler (Abb. 23). Auch ein abgeänderter Meßfühler nach Abb. 26, bei dem die Spitzen der Thermoelemente abgelenkt sind und ca. 8 mm parallel zu den Wänden verlaufen, brachte zwar Verbesserungen, trotzdem muß auch hier die gemessene Temperatur  $\mathcal{T}_m$  angezweifelt werden.

Die Methode 1 ist aus diesen Gründen für kurze Transienten mit hoher Temperaturänderungsgeschwindigkeit nicht anwendbar.

2. Anrißlastwechselzahl  $\hat{n} = 45$  nach Methode 2, ( $v$ )

Die Verwendung der exakt und leicht zu messenden Temperaturänderungsgeschwindigkeit  $v$  des Betriebsmediums setzt ein quasistationäres Temperaturprofil in der Wand voraus. Ein solcher Zustand wurde durch den zuerst eingebauten Meßfühler vorgetäuscht, war aber nicht vorhanden.



COSIMA V115

T 19.1/II TEMPERATUR 0,5 MM VON DER INNENFLÄCHE  
 T 19.2/II TEMPERATUR 7 MM VON DER INNENFLÄCHE  
 T 19.3/II TEMPERATUR 15 MM VON DER INNENFLÄCHE  
 T 5 TEMPERATUR DES DRUCKWASSERS IM UNTERPLENUM



BLOWDOWN-VERSUCHSANLAGE COSIMA - PNS 4236

TEMPERATURVERLAUF IN DER BEHÄLTERWAND MIT SCHOCKBLECH  
 MESSEINSATZ II

ABB. 26

Die Methode 2 ist deshalb ebenfalls für den vorliegenden Betriebsfall nicht anwendbar und muß wegen fehlender Voraussetzung falsche Ergebnisse liefern.

3. Anrißlastwechselzahl  $\dot{n} = 1500$  nach Methode 3,  $(\vartheta_a - \vartheta_i)$

Die theoretische Beschreibung der Maximalspannung  $\sigma$  ist, wie gezeigt wurde, sowohl mit der Differenz zwischen "mittlerer" Wandtemperatur und Innenwandtemperatur  $(\vartheta_m - \vartheta_i)$ , als auch zwischen Außenwand- und Innenwandtemperatur  $(\vartheta_a - \vartheta_i)$  gleichwertig möglich.

Der Vorteil bei der Verwendung von  $\vartheta_a - \vartheta_i$  liegt in den meßtechnisch leicht und genau zu erfassenden Temperaturen  $\vartheta_i$  und  $\vartheta_a$ . Die Außentemperatur  $\vartheta_a$  kann z.B. mit einem Thermoelement verhältnismäßig genau gemessen werden, da die Zuleitung über eine ausreichend lange Strecke über die Wandaußenfläche verlegt werden kann und somit gleiche Temperatur wie die Meßstelle hat. Dies ist mit der guten Übereinstimmung mehrerer Meßstellen belegbar (Abb. 20). Außerdem kann die Kontaktstelle des Meßpunktes mit der Wandoberfläche besser ausgeführt werden und vor allem besser geprüft werden, da sie jederzeit direkt zugänglich ist.

Die Beschreibung der Maximalspannung unter Verwendung von  $\vartheta_a - \vartheta_i$  liefert für die vorliegenden Betriebsverhältnisse an der nach außen gut isolierten Kugelwand ein abgesichertes Ergebnis.

Nicht zuletzt bietet die Verwendung von  $\vartheta_a$  gegenüber  $\vartheta_m$  auch einen Vorteil in sicherheitstechnischer Hinsicht, da die drucktragende Wandung zur Messung von  $\vartheta_m$  nicht unterbrochen werden muß.

Es erscheint überlegenswert, ob die in der TRD genannte Berechnungsmethode 1  $(\vartheta_m - \vartheta_i)$  nicht zugunsten der hier verwendeten Berechnungsart mit  $(\vartheta_a - \vartheta_i)$  abgeändert werden sollte.

#### 4. Beurteilung der Wirkung der Schockbleche

Aus Abb. 27 ist die Wirkung der in die kugelförmigen Plenen eingebauten Schockbleche bei den Bedingungen des Blowdowns ersichtlich. T 5 zeigt den Temperaturverlauf des Wassers, T 9.3 die Temperatur des Schockblechs, T 9.4 die Innentemperatur der Behälterwand.

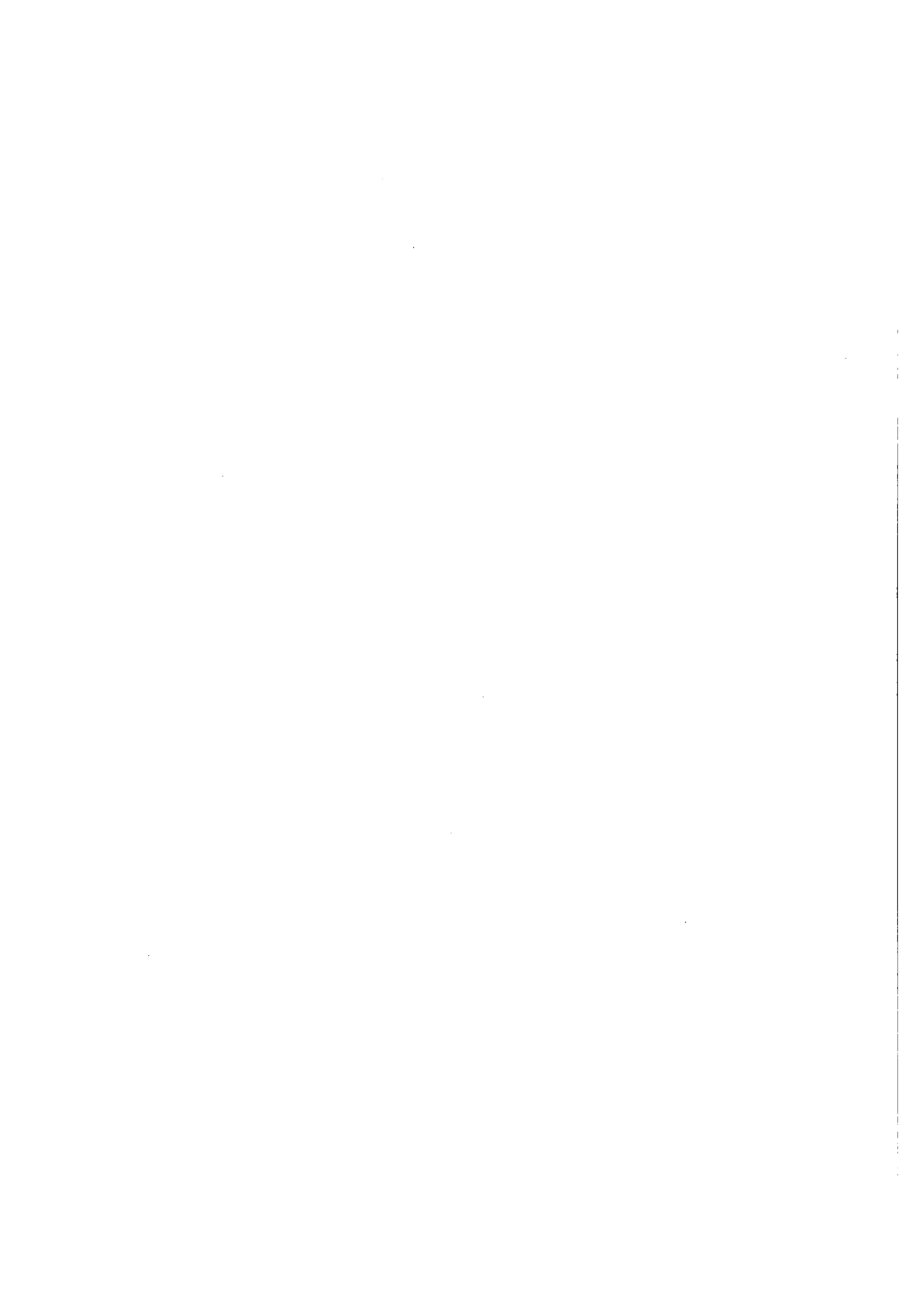
Die Temperatur T 9.3 des Schockbleches würde der Innentemperatur der Behälterwand entsprechen, wenn kein Schockblech vorhanden wäre.

Somit ist die Temperaturdifferenz zwischen T 9.4 und T 9.3 ein Maß für die Wirkung des Schockbleches.

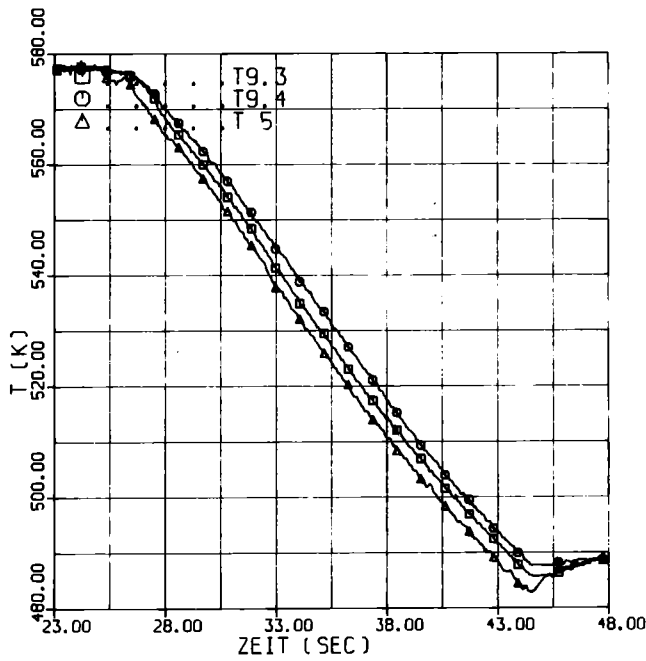
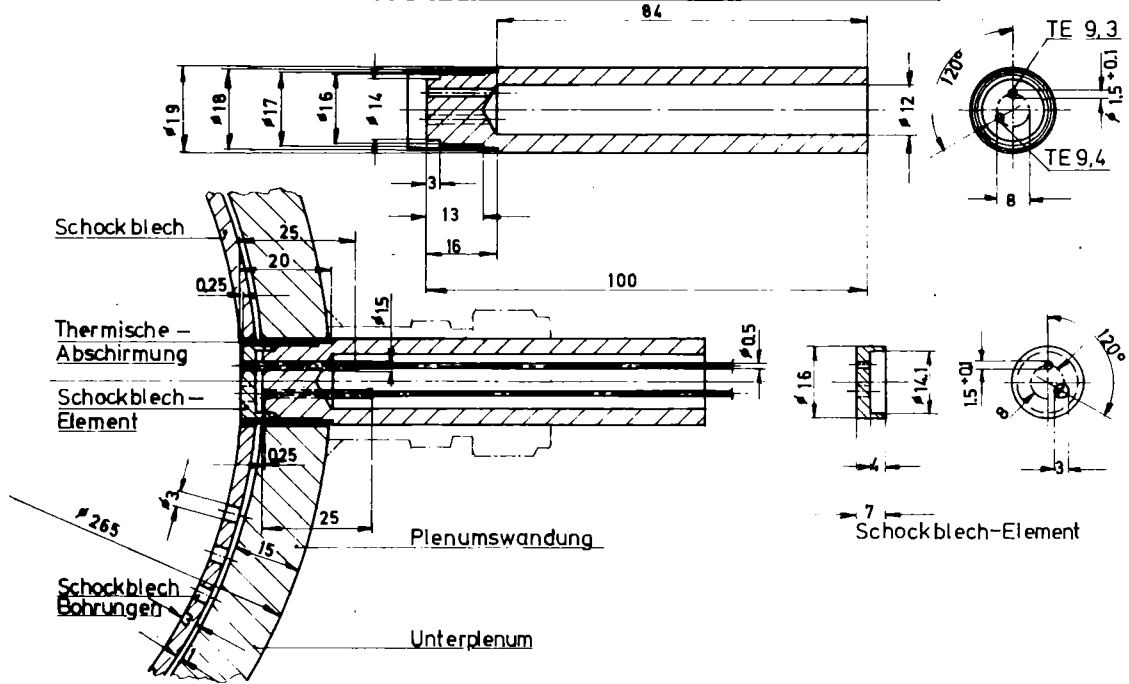
Diese Differenz beträgt bei den beschriebenen Bedingungen nur ca. 4 °C. Außerdem ist ersichtlich, daß die Änderungsgeschwindigkeit der Innentemperatur der Behälterwand trotz Schockblech gleich ist der Änderungsgeschwindigkeit der Wassertemperatur.

Als Ergebnis kann zusammenfassend gesagt werden, daß Schockbleche unter den genannten Bedingungen nahezu wirkungslos sind.





Meßeinsatz-Wandelement mit Schockblech



- T9,3 Schockblechtemperatur
- T9,4 Oberflächentemperatur der Behälterwand
- T5 Druckwassertemperatur im Unterplenum

COSIMA V75



IT-1979

Blowdown-Versuchsanlage COSIMA-PNS 4236  
 Temperaturverlauf am Unterplenum-Schockblechtemp.

TRD 301 Anlage 1

Formblatt zur Berechnung der zulässigen Lastwechselzahl bei vorgegebenen Temperaturdifferenzen\* bzw. Temperaturänderungsgeschwindigkeiten\*\*

a) Konstruktions- und Berechnungsdaten

1	Art und (Nenn-) Abmessungen des Behälters			
2	Werkstoff	nahtlos längsgeschweißt		
3	Berechnungswanddicke (ohne Wärmespannung: $s_b = s_v$ )	$s_b =$ (gemessen) $s_b = \times 1,15$ (nahtlos) $s_b = + 1$ (längsgeschweißt)	$s_b$	mm
4	innerer Durchmesser (bei äußerem $\varnothing$ )	$d_i = d_a - 2 \cdot s_b$	$d_i$	mm
5	größter Ausschnitt-durchmesser		$d_{Ai}$	mm
6	Unrundheit		$U$	%
7	Öffnungswinkel für Y-förmige Abzweige		$\psi_A$	°
8	Betriebsüberdruck		$p_4$	N/mm <sup>2</sup>
9	minimaler Zyklusdruck (für Kaltstart $p = 0$ )		$\hat{p}$	N/mm <sup>2</sup>
10	maximaler Zyklusdruck		$\hat{p}$	N/mm <sup>2</sup>
11	minimale Zyklus-temperatur		$\theta$	° C
12	maximale Zyklus-temperatur		$\theta$	° C
13	maßgebende Zyklus-temperatur	$\theta^* = 0,75 \theta + 0,25 \hat{\theta}$	$\theta^*$	° C
14	Anfahrsgeschwindigkeit (bei $\hat{p}$ ) (positiv!)		$v_{01}$	K/min
14 a	Temperaturdifferenz beim Anfahren (bei $\hat{p}$ ) (negativ)		$\Delta\theta_1$	K
15	Abfahrsgeschwindigkeit (bei $\hat{p}$ ) (negativ)		$v_{02}$	K/min
15 a	Temperaturdifferenz beim Abfahren (bei $\hat{p}$ ) (positiv)		$\Delta\theta_2$	K
16	Elastizitätsmodul (bei $\theta^*$ )		$E_\theta$	N/mm <sup>2</sup>
17	(Mindest-)Warmstreckgrenze (bei $\theta^*$ )		$\sigma_{0,2/\theta}$	N/mm <sup>2</sup>
18	differentieller Wärmeausdehnungskoeffizient (bei $\theta^*$ )		$\beta_{L,\theta}$	1/K
19	Temperaturleitfähigkeit (bei $\theta^*$ )		$a_\theta$	mm <sup>2</sup> /min
20	(Mindest-)Zugfestigkeit (bei Raumtemperatur)		$\sigma_B$	N/mm <sup>2</sup>
21	Faktor $f_3$	$f_3 = 1,0$ (wenn $\sigma_a \leq 360$ N/mm <sup>2</sup> ) $f_3 = 1,2$ ( $360 < \sigma_a \leq 600$ N/mm <sup>2</sup> ) $f_3 = 1,4$ (wenn $\sigma_a > 600$ N/mm <sup>2</sup> )	$f_3$	—
22	theoretische Formzahl für Membranspannungen	$\alpha_{m0} = 2,6$ geschmiedet/ durchgesteckt $\alpha_{m0} = 2,9$ aufgeschweißt ohne Spalt $\alpha_{m0} = 3,2$ ausgehalst	$\alpha_{m0}$	—
23	Faktor $f_4$	$f_4 = 1,0$ (bearbeitete Wurzel) $f_4 = \frac{1}{1 - 0,5 \left(\frac{d_{Ai}}{d_i}\right)^2}$ (unbearbeitet) $f_4 = 1,2$ Y-Abzweig (unbearbeitet)	$f_4$	—

b) Rechenchema

24	$d_m = 0,5 (d_a + d_i)$	$d_m$	mm
25	$u_0 = 1 + 2 \frac{s_b}{d_i}$	$u_0$	—

Dampfkessel, 14. Lieferung/Oktober 1978

\*) Methode 1

\*\*) Methode 2

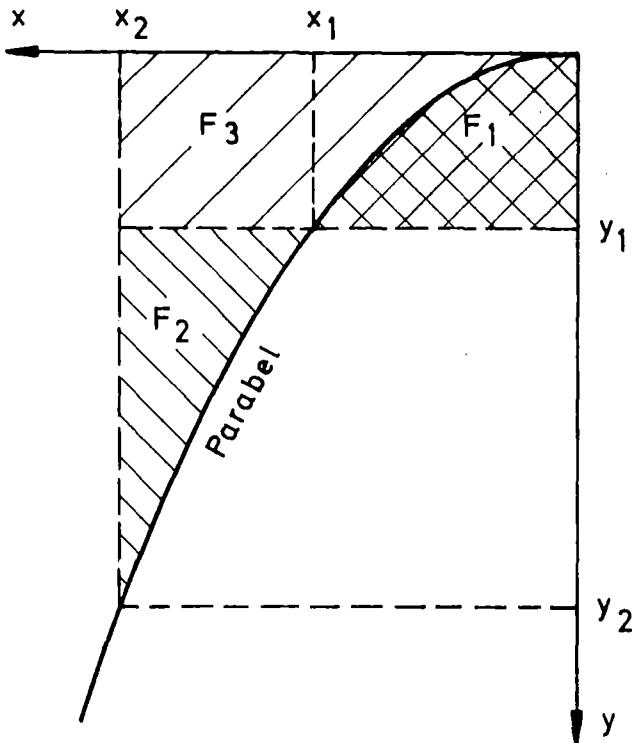
TRD 301 Anlage 1

26	$\mathbb{W} = \frac{0,35}{\beta_{L\theta} \cdot E_{\theta}}$	$\mathbb{W}$	$\frac{\text{mm}^3 \cdot \text{K}}{\text{N}}$
27	$\Phi_t = \frac{1}{8} \frac{(u^3_0 - 1)(3u^3_0 - 1) - 4u^4_0 \ln u_0}{(u^3_0 - 1)(u_0 - 1)^2}$	$\Phi_t$	— aus Diagrammen entnehmen oder maschinell rechnen!
28	$V = \frac{a_{\theta}}{\Phi_t \cdot r_b^2}$	$V$	1/min
29	$f_u(\rho_4) = 1,5 \cdot \frac{\left(\frac{d_m}{r_b}\right)}{1 + 0,455 \left(\frac{\rho_4}{E_{\theta}}\right) \cdot \left(\frac{d_m}{r_b}\right)^2} \cdot \frac{U}{100}$	$f_u(\rho_4)$	—
30	$\alpha_m(\rho_4) = \alpha_{m0} \cdot f_4 + 2 \cdot f_u(\rho_4)$ oder $\alpha_m = \left(2,5 + \frac{(90 - \varphi_{\lambda})^2}{10^3}\right) \cdot f_4$ $\alpha_m \geq 3,2$	$\alpha_m(\rho_4)$	—
31	$\sigma_{ip4} = \alpha_m(\rho_4) \cdot \rho_4 \cdot \frac{d_m}{2 \cdot r_b}$	$\sigma_{ip4}$	N/mm <sup>2</sup>
32	$f_u(\beta) = 1,5 \cdot \frac{\left(\frac{d_m}{r_b}\right)}{1 + 0,455 \left(\frac{\beta}{E_{\theta}}\right) \cdot \left(\frac{d_m}{r_b}\right)^2} \cdot \frac{U}{100}$	$f_u(\beta)$	—
33	$\alpha_m(\beta) = \alpha_{m0} \cdot f_4 + 2 \cdot f_u(\beta)$ oder $\alpha_m = \left(2,5 + \frac{(90 - \varphi_{\lambda})^2}{10^3}\right) \cdot f_4$ $\alpha_m \geq 3,2$	$\alpha_m(\beta)$	—
34	$\hat{\sigma}_{ip} = \alpha_m(\beta) \cdot \beta \cdot \frac{d_m}{2 \cdot r_b}$	$\hat{\sigma}_{ip}$	N/mm <sup>2</sup>
35	$f_u(\hat{\beta}) = 1,5 \cdot \frac{\left(\frac{d_m}{r_b}\right)}{1 + 0,455 \left(\frac{\hat{\beta}}{E_{\theta}}\right) \cdot \left(\frac{d_m}{r_b}\right)^2} \cdot \frac{U}{100}$	$f_u(\hat{\beta})$	—
36	$\alpha_m(\hat{\beta}) = \alpha_{m0} \cdot f_4 + 2 \cdot f_u(\hat{\beta})$ oder $\alpha_m = \left(2,5 + \frac{(90 - \varphi_{\lambda})^2}{10^3}\right) \cdot f_4$ $\alpha_m \geq 3,2$	$\alpha_m(\hat{\beta})$	—
37	$\hat{\sigma}_{ip} = \alpha_m(\hat{\beta}) \cdot \hat{\beta} \cdot \frac{d_m}{2 \cdot r_b}$	$\hat{\sigma}_{ip}$	N/mm <sup>2</sup>
38	$\sigma_{i01} = \frac{I_{\theta 01}}{\mathbb{W} \cdot l} = \frac{A \theta_1}{\mathbb{W}}$	$\sigma_{i01}$	N/mm <sup>2</sup>
39	$\sigma_{i02} = \frac{I_{\theta 02}}{\mathbb{W} \cdot l} = \frac{A \theta_2}{\mathbb{W}}$	$\sigma_{i02}$	N/mm <sup>2</sup>
40	$\hat{\sigma}_i = \hat{\sigma}_{ip} + \sigma_{i01}^*$	$\hat{\sigma}_i$	N/mm <sup>2</sup>
41	$\hat{\sigma}_i = \hat{\sigma}_{ip} + \sigma_{i02}^*$	$\hat{\sigma}_i$	N/mm <sup>2</sup>
42	$\Delta \sigma_i = \hat{\sigma}_i - \hat{\sigma}_i$	$\Delta \sigma_i$	N/mm <sup>2</sup>
43	$2\sigma_a = \Delta \sigma_i \cdot f_3 \cdot \frac{\Delta \sigma_i}{2 \cdot \hat{\sigma}_{0,2\theta}}$ wenn $\Delta \sigma_i \geq 2\hat{\sigma}_{0,2\theta}$ $2\sigma_a = \Delta \sigma_i \cdot f_3 \cdot \frac{(2\hat{\sigma}_B)^2}{(2\hat{\sigma}_B)^2 - (2\hat{\sigma}_{0,2\theta} - \Delta \sigma_i)^2}$ wenn $\Delta \sigma_i \leq 2\hat{\sigma}_{0,2\theta}$	$2\sigma_a$	N/mm <sup>2</sup>
44	Anriß-Lastwechsellzahl $\hat{n}$ für $2\sigma_a$ bei $\hat{\sigma}^*$	$\hat{n}$	—
nur Kaltstart: $n \leq \frac{\hat{n}}{5}$			
45	zulässige Anzahl der Zyklen Lastkollektiv: $n$ wählen; $n$	$n$	—
$\sum \left(\frac{n_i}{\hat{n}_i}\right) \leq 0,5$			
46	$S_1 = \sigma_{ip4} - 600$	$S_1$	N/mm <sup>2</sup>
47	$S_2 = \sigma_{ip4} + 200$	$S_2$	N/mm <sup>2</sup>
48	Bei wasserbenetzten Teilen müssen noch zusätzlich erfüllt sein: $S_1 \leq \hat{\sigma}_i$ $S_2 \leq \hat{\sigma}_i$		

\* Siehe hierzu die Bemerkungen unter Nummer 5.2.2. der Anlage 1.

Anlage 2

Nachweis der Wärmeeigenspannungsverteilung bei parabolischem Temperaturprofil (Scheitel der Parabel im Ursprung).



Im Eigenspannungszustand ist die Druckkraft gleich der Zugkraft, d.h. die Spannungsfläche  $F_1$  muß gleich sein der Spannungsfläche  $F_2$ .

Dies ist dann gegeben, wenn  $y_1$  folgenden Wert erreicht:

Ableitung:  $F_1 = F_2$

$$y_1 \cdot x_2 - \cancel{F_3} = (F_2 + F_3) - \cancel{F_3}$$

$$y_1 = \frac{F_2 + F_3}{x_2}$$

$$F_2 + F_3 = \int_0^{x_2} y \cdot dx$$

$$y = a \cdot x^2 \quad (\text{Gleichung der Parabel})$$

$$F_2 + F_3 = \int_0^{x_2} a \cdot x^2 \cdot dx$$

$$F_2 + F_3 = \frac{a}{2+1} \cdot x^{2+1} \Big|_{x_2}^0$$
$$= a \cdot \frac{x_2^3}{3}$$

$$y_1 = a \cdot \frac{x_2^3}{3} \cdot \frac{1}{x_2}$$
$$= \frac{a}{3} \cdot x_2^2$$

$$x_2^2 = \frac{y_2}{a}$$

$$y_1 = \frac{a}{3} \cdot \frac{y_2}{a}$$

$$\boxed{y_1 = \frac{y_2}{3}}$$

zugehörig ist folgender Wert  $x_1$

$$x_1^2 = \frac{y_1}{a}$$

$$x_1 = \sqrt{\frac{y_1}{a}}$$

$$y_1 = \frac{y_2}{3}$$

$$y_2 = a \cdot x_2^2$$

$$y_1 = \frac{a}{3} \cdot x_2^2$$

$$x_1 = \sqrt{\frac{1}{a} \cdot \frac{a}{3} \cdot x_2^2}$$

$$\boxed{x_1 = \frac{x_2}{\sqrt{3}}}$$

oder  $x_2 - x_1 = 0,4226 \cdot x_2$

Literaturverzeichnis:

- /1/ G. Class, K. Hain:  
Gesteuerte Blowdown-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten,  
KfK-Nachrichten, 10 Jhg., 2/78, S. 39 - 48
- /5/ Hütte I  
Theoretische Grundlagen, S. 865, 28. Auflage
- /6/ R. Pich:  
Wärmespannungen in druckführenden Bauteilen und deren  
meßtechnische Überwachung  
VGB Kraftwerkstechnik 59, Heft 6, Juni 1979, S. 514
- /7/ S. Schwaigerer:  
Festigkeitsberechnung im Dampfkessel, Behälter- und  
Rohrleitungsbau  
Dritte Auflage, Springer-Verlag 1978, S. 205
- /8/ H. Neuber:  
Kerbspannungslehre  
2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg  
1958, S. 56

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.

- /2/ K. Hain:  
Blowdown-Versuchsanlage COSIMA, Anlagenbeschreibung.  
Primärbericht 06.01.07 P 02A, Juni 1978

- /3/ T. Vollmer, K. Hain:  
Blähfähiger, elektrisch indirekt beheizter Simulations-  
brennstab SIM II - Blowdown-Versuchsanlage COSIMA  
Primärbericht 06.01.07 P 04A, März 1979
- /4/ T. Vollmer, K. Hain:  
Optische Temperaturmessung am Hüllrohr des Simulations-  
brennstabes SIM - Blowdown-Versuchsanlage COSIMA.  
Primärbericht 06.01.07 P 02B, Juli 1978