





# ***Heißgasisolierungen***

*Peter Bröckerhoff*

**Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 3911**  
ISSN 0944-2952  
Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-3911

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek  
52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland  
☎ 02461/61-5220 · Telefax: 02461/61-6103 · e-mail: [zb-publikation@fz-juelich.de](mailto:zb-publikation@fz-juelich.de)

# Heißgasisolierungen

Peter Bröckerhoff

## Kurzfassung

Druckbehälter und Leitungen gasgekühlter Kernreaktoren müssen wegen der hohen Betriebsdrücke und -temperaturen auf der Innenseite isoliert werden. Die Isolierungen haben die Aufgabe, die drucktragenden Wände vor zu hohen Temperaturen zu schützen. Außerdem sollen sie die Wärmeverluste der Anlagen möglichst gering halten. Wegen der Gasdaten sind sie auf der Innenseite der Wände anzubringen und nicht auf der Außenseite wie bei konventionellen Anlagen. Daher kann es vor allem infolge der hohen Drücke und lokaler axialer Druckgradienten innerhalb der Isolationssysteme zu Gasbewegungen kommen, die ihre Funktionsfähigkeit verringern. Folglich müssen diese Gasbewegungen – natürliche und erzwungene Konvektion – mittels geeigneter Strömungsbarrieren, die den Strömungswiderstand erhöhen, ausgeschlossen oder verringert werden. Im Fall plötzlicher Druckentlastung dürfen diese Barrieren das aus der Isolierung kommende Gas aber nicht am schnellen Abströmen hindern, da es sonst zu einer Zerstörung der Innenseite käme. Daher sind Druckentlastungsöffnungen vorzusehen. Ihre Durchmesser sind zu optimieren.

Im folgenden werden zunächst die Anforderungen an Heißgasisolierungen beschrieben und Systeme vorgestellt. Dann werden Versuchsstände, Versuche an Isolierungen und Ergebnisse – Wärmeverluste, Wärmeleitfähigkeiten, Temperaturen und Druckbelastungen – ausführlich beschrieben. Soweit in der Literatur verfügbar, werden auch Isolationssysteme für Druckbehälter und Leitungen englischer oder französischer Reaktoren vorgestellt.



# **Thermal Insulation**

Peter Bröckerhoff

## **Abstract**

The inner surfaces of pressure vessels and hot gas ducts of gas-cooled nuclear power stations need internal insulation because of the high operating pressures and temperatures. They have to protect the pressure bearing walls from high temperatures. In addition, the thermal fluxes of the power stations should be low. Because of the high pressure the insulating systems have to be installed on the inner surfaces of the walls and not on the outer surfaces as in case of conventional stations. Therefore gas movement may occur within the insulation due to the elevated pressures and local axial pressure gradients thus decreasing their effectiveness. Consequently gas movements, e. g. natural or forced convection, must be excluded or reduced in any case by means of flow barriers within the insulation. By these means the flow resistance inside the thermal barriers will be increased. In case of rapid depressurization, however, the flow barriers must not hinder the gas to escape easily from the interior. Otherwise the inner parts of the insulation could be damaged by over-pressures. Therefore breather holes are provided. Their diameters must be optimized with respect to the depressurization rates.

In the following at first the requirements for duct insulations and some designs will be described. After that test facilities and experimental results including thermal fluxes, effective thermal conductivities, temperatures and pressure loadings will be intensively discussed. As far as available in literature also thermal barriers for pressure vessels and ducts of reactors in Great Britain and France will be described.



## Inhaltsverzeichnis

Seite

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Problemstellung.....</b>	<b>1</b>
<b>3</b>	<b>Anforderungen .....</b>	<b>2</b>
<b>4</b>	<b>Typen der Reaktorisolierungen .....</b>	<b>4</b>
<b>5</b>	<b>Allgemeines zum Wärmetransport.....</b>	<b>5</b>
<b>6</b>	<b>Allgemeines zur Druckentlastung .....</b>	<b>13</b>
<b>7</b>	<b>Untersuchungen: Versuchsstände, Testobjekte und Ergebnisse .....</b>	<b>16</b>
7.1	<b><i>Wärmetechnik</i> .....</b>	<b>16</b>
7.1.1	Ausschnitte aus Isolierungen.....	16
7.1.2	Komplette Isolationssysteme.....	25
7.1.2.1	<i>Metallische Isolierungen</i> .....	25
7.1.2.1.1	Folienisolierungen.....	25
7.1.2.1.2	Drahtgewebeisolierungen .....	59
7.1.2.1.3	Sondergeometrien .....	66
7.1.2.2	<i>Faserisolierungen</i> .....	68
7.1.2.3	<i>Festkeramikisolierungen</i> .....	115
7.1.2.4	<i>Kombinationen</i> .....	120
7.2	<b><i>Druckentlastung</i> .....</b>	<b>121</b>
7.2.1	Ausschnitte aus Isolierungen.....	121
7.2.2	Komplette Isolationssysteme.....	124
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>135</b>
<b>9</b>	<b>Anmerkungen.....</b>	<b>137</b>
<b>10</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>139</b>
<b>11</b>	<b>Nomenklatur.....</b>	<b>149</b>



## 1 Einleitung

Dieser Beitrag faßt Arbeiten an Isolierungen für Heißgasleitungen und Behälter für heliumgekühlte Hochtemperaturreaktoren (HTR) zusammen. Die Arbeiten dazu wurden etwa in der Zeit zwischen den Jahren 1972 und 1987 im Rahmen verschiedener Projekte durchgeführt. Ziel dieser Projekte war die Entwicklung eines heliumgekühlten Hochtemperaturreaktors in der Bundesrepublik. Das Forschungszentrum Jülich (FZJ), früher Kernforschungsanlage Jülich (KFA), hatte sich als ein Partner an den Projekten HHT, PNP und NFE beteiligt.

Das HHT-Projekt (Hochtemperaturreaktor mit Heliumturbine) sah vor, das im Reaktor auf eine Temperatur von etwa 850 °C aufgeheizte Helium (He) bei einem Gasdruck von etwa 50 bar direkt auf eine Gasturbine zu leiten. Die weiteren Partner in diesem Projekt waren Brown Boverie & Cie AG (BBC), Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH (HRB), NUKEM GmbH und das Eidgenössische Institut für Reaktorforschung und Schweizer Firmen.

KFA und Rheinische Braunkohlenwerke AG (Rheinbraun) waren seit Ende der 60er Jahre auf dem Gebiet der Nuklearen Prozeßwärme (NPW) tätig. Im Rahmen des dazu gehörenden PNP-Projektes (Prototyp-Anlage Nukleare Prozeßwärme), an dem neben der KFA auch die Bergbau-Forschung GmbH, Rheinische Braunkohlewerke AG, HRB und die Gesellschaft für Hochtemperaturreaktor-Technik mbH (GHT), später INTERATOM, beteiligt waren, sollten Verfahren zur Umwandlung fester fossiler Brennstoffe mit Wärme aus Hochtemperaturreaktoren entwickelt werden, siehe Mausbeck und Baust [MAU84]. Der HTR schien besonders dafür prädestiniert zu sein, die für die Veredlungsprozesse notwendige Wärme bei den erforderlichen Temperaturen zwischen 800 °C und 950 °C zu liefern. Der Prozeßdruck war mit etwa 50 bar festgelegt. Das Projekt Nukleare Fernenergie (NFE) wurde im Jahr 1975 von den Partnerfirmen KFA und Rheinische Braunkohlewerke AG eingerichtet [HAR84]. Damit wurde ein neuartiges Wärmeversorgungssystem bezeichnet, in dem keine fossilen Rohstoffe verbraucht wurden. Die im HTR erzeugte Primärenergie sollte dabei von einem gasförmigen Wärmeträger als chemische Energie aufgenommen werden [NFE85].

Zur Erreichung der Ziele waren umfangreiche theoretische und experimentelle Arbeiten notwendig. Der Umgang mit dem Kühlmedium Helium machte Modifikationen bestehender Versuchsstände erforderlich. Darüber hinaus war die Errichtung neuer und auch großer Prüfstände notwendig, in denen die einzelnen Komponenten zum Teil unter Originalgröße und -bedingungen getestet werden konnten. Hierzu zählten z. B. Kugelhaufen, Wärmetauscher, Absperrarmaturen, Röhrenspaltöfen, Gebläse und Rohrleitungen als verbindende Elemente oder auch Behälter. Wegen der hohen Temperaturen und des Betriebsdrucks mußten die zuletzt genannten Teile, Leitungen und Gebläse, mit Isolierungen auf der Innenseite ausgekleidet werden. Dies galt zum Teil auch für andere oben genannte Komponenten, z. B. Wärmeaustauscher.

## 2 Problemstellung

Unter einer Isolierung im technischen Sinn versteht man den weitgehenden Schutz gegen unerwünschte Energieverluste in Form von Wärme, elektrischem Strom, Schall oder Strahlen. In diesem Zusammenhang spricht man von Wärmeschutz, Schallschutz oder Strahlenschutz. Im Rahmen dieser Darstellung gilt das Interesse

dem Wärmeschutz in gas- oder genauer heliumgekühlten Reaktoren. Der Grund für die damals notwendigen Arbeiten auf diesem Gebiet lag in dem hohen Gasdruck des Arbeitsmediums Helium. Dies ist der wesentliche Unterschied zu schon seit langer Zeit für Leitungen und Behälter, auch in Kraftwerken, benötigten Isolierungen. Diese werden im allgemeinen an der Außenseite der zu isolierenden Oberflächen angebracht. Die Hohlräume dieser Isolierungen sind normalerweise mit Luft bei Umgebungsdruck gefüllt. Wegen der Gasdrücke von bis zu etwa 70 bar sind die Isolationssysteme in gasgekühlten Reaktoren allerdings auf der Innenseite der zu isolierenden Wände montiert, d. h. sie stehen mit dem heißen Gas in direktem Kontakt. Ihre Hohlräume sind mit dem Arbeitsmedium gefüllt. Aufgrund der hohen Arbeitsdrücke kommt es in den Systemen zu Gasbewegungen, freie oder natürliche Konvektion genannt. Jede Gasbewegung führt allerdings zu einer Verminderung der Isolationswirkung und damit zu möglicherweise unzulässig hohen Wärmeflüssen und Temperaturen der druckbeanspruchten Wände. Die freie Konvektion wird von Dichteunterschieden verursacht. Daher sind Unterschiede im statischen Druck innerhalb der Isoliersysteme, etwa infolge von Strömungsdruckverlusten in Leitungen, bei Umlenkungen usw., möglichst zu vermeiden.

### 3 Anforderungen

Isolierungen sollen die Wärmeverluste nach Möglichkeit gering und die Wände „kalt“ halten. Die Druckgefäße, vor Aufnahme der zu beschreibenden Arbeiten meist Spannbetonbehälter für mit Kohlendioxid (CO<sub>2</sub>) gekühlte Reaktoren, durften im allgemeinen Temperaturen von 60 °C bis 80 °C nicht übersteigen. Höhere Werte hätten das Kristallwasser austreten lassen und damit zu einer Verminderung der Festigkeit geführt. Auch druckführende Gasleitungen sollten aus Festigkeitsgründen nicht mit höheren Temperaturen belastet werden. Im Fall von Doppel- oder Koaxialleitungen, bei denen das heiße Gas das zentrale Innenrohr durchströmt und das kalte Gas durch die das Innenrohr umgebende Ringleitung in den Reaktor zurückgeführt wird, können Wandtemperaturen von bis zu 400 °C zugelassen werden. Ein Überschreiten dieser genannten Werte mußte auf jeden Fall vermieden werden, da die Leitungen unter vollem Betriebsdruck standen. Die Frage der Wärmeverluste konnte dabei in den Hintergrund treten, wenn kleine Flächen zu isolieren waren und es vornehmlich auf die Einhaltung der Grenztemperaturen ankam.

Neben den thermischen Eigenschaften war vor allem die Frage der mechanischen Beständigkeit von Bedeutung. Die verwendeten Materialien sollten eine Dauerstandfestigkeit über einen Zeitraum von mindestens 30 Jahren, die in etwa vorgesehene Lebenszeit eines Reaktors, gewährleisten. In dieser Zeit aufgetretene Schäden wären nur unter sehr schweren Umständen oder auch gar nicht zu reparieren gewesen, da die Isolierungen meist an nur schwer zugänglichen Stellen vorgesehen waren. Ebenso wenig wäre ein Austausch kompletter Systeme möglich gewesen. Die Entwicklung und Erprobung neuer Materialien war und ist aber sehr zeitraubend und aufwendig, besonders bei erforderlichen Nachweisen über viele tausend Stunden und deren Extrapolierbarkeit auf die Lebensdauer der Komponenten.

Von großer Wichtigkeit ist auch die Frage des Reibverhaltens der eingesetzten Werkstoffe an Schiebe- und Verbindungsstellen. Die Verwendung von Helium als Kühlmittel führt zur Reduktion der Metalle und damit zu einer Veränderung der physikalischen Eigenschaften.

In dieses Kapitel gehört auch die Frage der plötzlichen Druckentlastung. Vom Standpunkt der Wärmedämmung sind Stoffe mit möglichst geringer Porosität erforderlich. Ein gewisses Maß an Porosität darf aber nicht unterschritten werden, da dann die Isolierfähigkeit nicht mehr gegeben wäre oder aber die Isolierung aufgrund des anstehenden Gasdrucks zerquetscht würde. Damit besteht die Forderung, daß der Strömungswiderstand innerhalb der Isolierung zur Verhinderung oder Minimierung von freier oder erzwungener Konvektion möglichst groß sein soll. Dem widerspricht jedoch die Forderung nach rascher Druckentlastung im Falle einer plötzlichen Druckabsenkung im Reaktor. Bei einem plötzlichen Ausströmen des Kühlgases, z. B. durch ein Leck, sinkt der Druck im Innenraum rascher ab als innerhalb der Isolierung, da ihr Strömungswiderstand größer als der des Innenraumes ist. Die dabei auftretenden Druckdifferenzen zwischen Isolierung und Innenraum können zu einer Beschädigung oder gar Zerstörung der Wärmedämmung führen. Die beiden Bedingungen widersprechen sich also. Zur Lösung dieses Widerspruchs sind konstruktive Maßnahmen vorzunehmen oder solche Werkstoffe einzusetzen, die beiden Forderungen in hinreichender Weise nachkommen. Die zuvor genannten Druckdifferenzen können z. B. bei einer Betätigung von Schnellschlußarmaturen oder bei raschen Leistungsänderungen auftreten. Bei einer Beschädigung der Isolierung dürfen nicht Teile eine Rohrleitung so versperren, daß die Notkühlung eines Reaktors gefährdet würde. Die verwendeten Materialien müssen außerdem beständig gegenüber den auftretenden Temperaturtransienten sein, die z. B. beim An- und Abfahren der Anlage zu erwarten sind. Außerdem dürfen die während des Dauerbetriebs auftretenden Gradienten innerhalb der Isolierungen, in denen die Temperaturen von etwa 850 °C auf etwa 50 °C abgebaut werden, nicht zu hohen Spannungen in den Materialien führen.

Zu einer Beschädigung der Isoliersysteme können auch durch Gebläseschall hervorgerufene aerodynamische Wechselbeanspruchungen beitragen, ferner periodische Druckschwankungen, die innerhalb von Strömungskanälen in Umlenkungen oder bei Querschnittsänderungen auftreten. Das bedeutet also, daß sich den temperaturbedingten Spannungen zusätzlich mechanische und bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten dynamische Spannungen überlagern. Eine weitere Forderung ist die Beständigkeit gegenüber Strahlung. Außerdem muß die Möglichkeit einer Dekontamination gegeben sein, wenn Schäden aufgetreten sind. Ein weiterer Gesichtspunkt ist die nukleare Reinheit der Materialien. Infolge von Druckbe- und -entlastungen, z. B. bei Leistungsänderungen, können lose Partikel aus der Isolierung gelöst werden und in den Kühlkreislauf gelangen. Dadurch darf es nicht zu einer Reaktivitätsminderung oder Aktivierung kommen.

Aus den vornehmlich in England und Frankreich zum Bau CO<sub>2</sub>-gekühlter Reaktoren durchgeführten Arbeiten weiß man, daß die Entwicklung geeigneter Isolierungen ein umfangreiches, zeitraubendes und kostspieliges Vorhaben darstellt. Die deutsche Industrie hat sich erst Ende der 60er Jahre mit diesem Problem befaßt. Damals gab HRB den französischen Firmen Bertin und Creusot Loire (CL) den Auftrag, die Isolierungen für den Behälter und die Heißgaskanäle des Thorium-Hochtemperatur-Reaktors (THTR) in Hamm Schmehausen zu entwickeln. Eigenständige und vor allem experimentelle Arbeiten wurden erst zu Beginn der 70er Jahre aufgenommen, nachdem das frühere Institut für Reaktorbauelemente (IRB) des Forschungszentrums mit Arbeiten zum Hochtemperaturreaktor begonnen hatte. Nach und nach wurden auch an anderen Stellen Arbeiten dazu durchgeführt. Vorhandene oder zu erstellende Versuchsstände wurden von Schumacher [SCH81] beschrieben.

#### 4 Typen der Reaktorisolierungen

Aus den verschiedenen Möglichkeiten der Einteilung ist die nach den verwendeten Werkstoffen die einfachste, siehe Tabelle 1. Hier sind nur die Oberbegriffe angegeben.

1	Metallische Isolierungen
a	<i>Folienisolierungen</i>
b	<i>Drahtgewebeisolierungen</i>
c	<i>Sonderkonstruktionen</i>
2	Faserisolierungen
a	<i>Gestopfte Isolierungen</i>
b	<i>Mattenisolierungen</i>
3	Festkeramikisolierungen
4	Kombinationen aus 1a und 2
5	Kombinationen aus 2 und 3

**Tabelle 1: Einteilung der Isolierungen (Materialien)**

Zu den metallischen Isolierungen zählen Folien- und Drahtgewebeisolierungen. Auch gab es andere Vorschläge, die aber nie verwirklicht wurden, so z. B. Konstruktionen aus rautenförmigen Zellen, die der Vollständigkeit halber erwähnt werden. Die Gruppe der Faserisolierungen stellt die bedeutendste dar. Isolierungen aus Festkeramiken waren vornehmlich für Bereiche, in denen hohe Temperaturen herrschten, vorgesehen. Im Gegensatz zu den Faserstoffen, bei denen ein großer zusammenhängender Gasraum besteht, gibt es hier sowohl offene als auch geschlossene Poren. Im allgemeinen ist der Feststoffanteil entschieden höher als der des in den Poren enthaltenen Gases. Festkeramiken sind z. B. Bimsstein, Kohlestein, ein bei der Graphitherstellung anfallendes Produkt, Graphit und Silizium. Die letzten beiden Gruppen der Tabelle stellen Kombinationen aus den unterschiedlichen Gruppen dar.

Eine weitere Einteilung kann nach der inneren Struktur des jeweils verwendeten Materials vorgenommen werden. Wie zuvor bereits erwähnt, sollen die Systeme aus wärmetechnischen Gründen einen hohen Strömungswiderstand besitzen; aus Gründen der Druckentlastung soll das Gas jedoch schnell ausströmen können. Als kennzeichnende Größe gilt hier die Fähigkeit des Gases, mit welcher Geschwindigkeit es strömen kann. Diese Fähigkeit wird Permeabilität oder Durchlässigkeit genannt. Wegen ihrer im allgemeinen homogenen Struktur kann man Faserisolierungen ohne metallische Einbauten zu der Gruppe zählen, die eine homogene oder isotrope Permeabilität aufweisen, d. h. die in alle Richtungen gleich ist, siehe Tabelle 2.

1	Isotrope Strukturen
2	Anisotrope Strukturen
a	<i>Große axiale Permeabilität</i>
b	<i>Große radiale Permeabilität</i>

**Tabelle 2: Einteilung der Isolierungen (Strukturen)**

Betrachtet man das Problem, wie meist üblich, zweidimensional, sind im ersten Fall axiale und radiale Permeabilitäten gleich. Zur zweiten Gruppe sind vor allem Folienisolierungen zu zählen. Diese weisen in radialer Richtung, also senkrecht zu den Folien und in Richtung des Temperaturgradienten, eine sehr kleine, in Richtung der

Folien dagegen eine sehr große Durchlässigkeit auf. Drahtgewebeisolierungen ohne jegliche Einbauten sind zur ersten Gruppe zu zählen. Bei Einbau aber auch nur einer Folie müssen sie ebenso wie auch die Mischisolierungen zur zweiten Gruppe gerechnet werden, d. h. die Permeabilität ist dann anisotrop.

## 5 Allgemeines zum Wärmetransport

Der durch eine Isolierung fließende Wärmestrom  $\dot{Q}_g$  setzt sich aus mehreren Anteilen zusammen. Dazu gehören die Wärmeströme durch das feste Strukturmaterial  $\dot{Q}_F$ , durch das die Poren der Isolierung ausfüllende Gas  $\dot{Q}_G$  und infolge Wärmestrahlung  $\dot{Q}_S$ . Dabei kann der Leitungsanteil durch das Gas aufgrund freier und erzwungener Konvektion erhöht werden. Diese Teile werden im folgenden mit  $\dot{Q}_{K1}$  und  $\dot{Q}_{K2}$  bezeichnet.

Auf den Feststoffanteil hat das sich in den Zwischenräumen der Isolierung befindliche Gas infolge Temperaturänderungen nur einen geringen oder keinen Einfluß. Größere Änderungen könnten bei chemischen Reaktionen zwischen Gas und Feststoff auftreten. Daher sollen die verwendeten Materialien auf die zum Einsatz kommenden Gase abgestimmt werden. Zur Reduzierung der Leitungsverluste wird man bemüht sein, Werkstoffe mit geringer Wärmeleitfähigkeit einzusetzen, oder, wenn nicht anders möglich, durch konstruktive Maßnahmen dafür zu sorgen, daß die Materialien nur einen geringen Anteil am gesamten Volumen ausmachen und die Wärme folglich schlecht geleitet wird. Dies läßt sich z. B. durch Punkt- oder Linienberührung verwirklichen, da dann nur kleine Flächen für die Wärmeübertragung zur Verfügung stehen, oder infolge Anordnung der Feststoffkomponenten dergestalt, daß deren Vorzugsrichtung senkrecht zum Temperaturgradienten verläuft.

Mit der Wahl des Reaktorkühlmittels ist auch die Höhe der Gasleitfähigkeit festgelegt. In den englischen und auch französischen gasgekühlten Reaktoren wurde Kohlendioxid verwendet. Im Gegensatz zu Helium, das bei den Hochtemperaturreaktoren zur Kühlung vorgesehen war, ist die Leitfähigkeit des Kohlendioxids, abhängig von der Temperatur, deutlich niedriger. Helium weist bei den vorgesehenen Betriebstemperaturen eine um den Faktor 5 bis 6 höhere Wärmeleitfähigkeit auf. Als Vorteil ist beim Helium als Edelgas jedoch die Druckunabhängigkeit anzusehen. Bei Verwendung von Luft oder Kohlendioxid sind die Isolationssysteme sehr viel anfälliger gegenüber Druckgradienten. Außerdem kommt es, wie später an Hand von Meßergebnissen belegt wird, bei hohen Drücken viel stärker zu erhöhten Wärmeverlusten infolge natürlicher Konvektion. Mittels geeigneter konstruktiver Maßnahmen, z. B. Vermeiden von Spalten und damit Verringerung der Permeabilität, lassen sich die Folgen, nämlich die Durchströmung der Isolierungen mit erhöhten Wärmeverlusten und Temperaturspitzen auf den drucktragenden Wänden, vermeiden oder zumindest verringern.

Wärmestrahlung ist erst bei höheren Temperaturen von Bedeutung. Helium als Edelgas strahlt selbst nicht, Kohlendioxid dagegen wohl. Dieser Anteil wird aber gering sein.

Der gesamte durch eine Isolierung transportierte Wärmestrom  $\dot{Q}_g$  läßt sich in grober Näherung als Summe der einzelnen oben besprochenen Anteile schreiben. Es ist also

$$\dot{Q}_g = \dot{Q}_F + \dot{Q}_G + \dot{Q}_{K1} + \dot{Q}_{K2} + \dot{Q}_S. \quad (1)$$

Faßt man die Konvektionsanteile zu  $\dot{Q}_K$  zusammen, erhält man

$$\dot{Q}_g = \dot{Q}_F + \dot{Q}_G + \dot{Q}_K + \dot{Q}_S. \quad (2)$$

Nach Fourier läßt sich nach den üblichen Vereinfachungen der Wärmestrom durch

$$\dot{Q}_g = \frac{\lambda_{\text{eff}}}{d} \cdot \Delta T \cdot A \quad (3)$$

ausdrücken. Hier sind  $\Delta T$  die Temperaturdifferenz in Richtung des Wärmestromes, z. B. zwischen zwei festen Wänden,  $A$  die Fläche, durch die die Wärme fließt, und  $d$  der Abstand zwischen den beiden Flächen. Mit  $\lambda_{\text{eff}}$  wird die effektive Wärmeleitfähigkeit bezeichnet. Sie enthält alle Anteile, also Leitung durch den Feststoff und das Gas sowie infolge Konvektion und Wärmestrahlung. Beziehung 3 gilt streng genommen nur für ebene Wände. Es läßt sich aber zeigen, daß bei den Abmessungen, wie sie für Leitungen und Behälter erforderlich sind, der Fehler sehr viel kleiner als 1 % ist, wenn man anstelle gekrümmter Wände mit ebenen Flächen rechnet. Nach Division beider Seiten durch die Fläche  $A$  erhält man den auf die Fläche bezogenen Wärmestrom, den Wärmeverlust

$$\dot{q}_g = \frac{\lambda_{\text{eff}}}{d} \cdot \Delta T. \quad (4)$$

In dieser Beziehung stellt  $\lambda_{\text{eff}}$  die effektive Wärmeleitfähigkeit dar. Aufgabe zahlreicher Untersuchungen ist es, sie theoretisch und experimentell zu bestimmen. Sie bietet die Möglichkeit, unterschiedliche Isolierungen miteinander zu vergleichen. Ein Vergleich der Wärmeverluste würde bei unterschiedlichen Dicken zu einer falschen Bewertung führen. Noch besser als ein Vergleich der effektiven Leitfähigkeiten ist ein Vergleich dimensionsloser Größen, wie z. B. der Nusselt-Zahl  $Nu$ . In der Literatur werden zwei Definitionen verwendet. Bei der ersten wird  $Nu$  bezeichnet als das Verhältnis der effektiven Wärmeleitfähigkeit zur Leitfähigkeit, wenn keinerlei Konvektion innerhalb der Isolation vorhanden ist, also

$$Nu = \frac{\lambda_{\text{eff}}}{\lambda'_{\text{eff}}}. \quad (5)$$

Wird  $Nu$  nach dieser Beziehung größer als 1, so ist  $Nu - 1$  der Anteil der freien Konvektion. Diese Definition wird u. a. benutzt von v. der Weyden [WEY71], Kinkead und Pitchfort [KIN69], Lakin [LAK71] sowie Furber und Davidson [FUR69]. Da es aber schwierig ist, jede Gasbewegung innerhalb einer Isolierung zu unterbinden, auch bei Atmosphärendruck, oder bei einer solchen Angabe zur Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{eff}}$  jeweils auch  $\lambda'_{\text{eff}}$  mit anzugeben ist, ziehen andere Verfasser eine andere Definition vor, die allerdings den Regeln der Ähnlichkeitstheorie nicht entspricht. Sie läßt sich aber leichter handhaben. Nach dieser Definition ist  $Nu$  das Verhältnis der effektiven Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{eff}}$  zur Wärmeleitfähigkeit des Gases  $\lambda_G$ , also

$$\text{Nu} = \frac{\lambda_{\text{eff}}}{\lambda_G}. \quad (6)$$

Vor allem in Saclay/Frankreich hat man sich bei den Entwicklungsarbeiten des mit Kohlendioxid gekühlten Reaktors dieser Beziehung bedient. Auch bei der Darstellung der eigenen Meßergebnisse wird diese Beziehung verwandt werden.

Bei der Berechnung der freien Konvektion in Spalten oder Zellen gilt die Rayleigh-Zahl Ra als die Größe, mit der die Vorgänge beschrieben werden können. Sie ist das Produkt aus der Grashof-Zahl Gr und der Prandtl-Zahl Pr, also

$$\text{Ra} = \text{Gr} \cdot \text{Pr} = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot x^3 \cdot \rho^2 \cdot c_p}{\eta \cdot \lambda}. \quad (7)$$

Im einzelnen bedeuten

g	Erdbeschleunigung,
$\rho$	Dichte,
$\beta$	Ausdehnungskoeffizient für ideale Gase,
$\Delta T$	Temperaturdifferenz,
x	Abstand,
$\eta$	dynamische Zähigkeit,
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit und
$c_p$	spezifische Wärmekapazität.

Dabei ist die Lage der Spalte oder Zellen, für die die Konvektion berechnet werden soll, ebenso wichtig wie die Richtung des Wärmestroms. Für horizontale, von unten beheizte Schichten, läßt sich eine kritische Ra-Zahl angeben, bis zu der Wärme nur infolge reiner Gasleitung transportiert wird. Das bedeutet also, daß Nu gleich 1 ist. Dieser Grenzwert liegt etwa im Bereich 1700 – 2000. Auch für vertikale Spalte scheint ein solcher Grenzwert zu existieren.

Die von Mull und Reiher [MUL30], Beckmann [BEC31] und Schmidt [SCH27] an vertikalen und horizontalen, zylindrischen und ebenen Spalten gewonnenen Ergebnisse lassen sich am besten durch eine Beziehung von Kraußold [KRA34] wiedergeben. Auch hier scheint die kritische Ra-Zahl etwa 1700 zu betragen. Die untersuchten Spaltweiten waren größer als 9 mm. Narinski und Sheinin [NAR69] stellten für vertikale Spalte unterhalb von 9 mm eine Erhöhung der Gasleitfähigkeit infolge Konvektion fest, d. h. die Nu-Zahl war größer als 1. Die Grenzschichtdicken waren nicht mehr klein gegenüber den Abmessungen der Spalte. Bei Festlegung einer unteren Ra-Zahl und mittlerer Betriebsdaten läßt sich aus der Beziehung 7 eine Spaltweite berechnen, wenn man einen wegen fehlender Angaben zunächst linearen Temperaturverlauf im Spalt annimmt. Zur Erfassung des für die freie Konvektion ungünstigsten Falles beginnt man bei Isolierungen zweckmäßigerweise auf der kalten Seite. Nach Festlegung der Gesamtdicke der Isolierung bestimmt man die einzelnen Anteile einer jeden Schicht iterativ.

Die natürliche Konvektion ist unter der Voraussetzung gleicher Drücke p, gleicher Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  und gleicher Spaltweiten x vor allem abhängig von den

Molmassen  $M$  der verwendeten Gase. Ein Vergleich zwischen Helium und Kohlendioxid ergibt

$$\frac{Ra_{He}}{Ra_{CO_2}} = \left( \frac{M_{He}}{M_{CO_2}} \right)^2 \cdot \left( \frac{\eta_{CO_2}}{\eta_{He}} \right)^2 \cdot \frac{Pr_{He}}{Pr_{CO_2}}. \quad (8)$$

Da sich die Molmassen  $M$  von Helium und Kohlendioxid wie 1:11 verhalten, erhält man für Helium sehr viel kleinere Ra-Zahlen. Bei gleicher maximaler Ra-Zahl und gleichen Zuständen für beide Gase, etwa  $\Delta T = 200$  K und  $p = 40$  bar, werden die Spaltweiten bei Verwendung von Helium etwa um den Faktor 4 größer als bei Kohlendioxid, wie Knirsch und Schmiedel [KNI67] schreiben. So wird der Einfluß der deutlich höheren Wärmeleitfähigkeit des Heliums weitgehend, aber nicht vollständig, kompensiert.

Eine andere Betrachtung der Ra-Zahl nach Gleichung 7 liefert ein für alle Untersuchungen wichtiges Ergebnis. Nimmt man die Stoffwerte mit Ausnahme der Dichte, wie man es auf jeden Fall für die Edelgase darf, druckunabhängig und schreibt man die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte nach der kinetischen Gastheorie

$\eta \sim T^{1/2}$ ,  $\lambda \sim T^{1/2}$ ,  $c_p = \text{konst}$  und  $\beta = \frac{1}{T}$ , so läßt sich die Ra-Zahl angeben durch

$$Ra \sim \Delta T \cdot x^3 \cdot \frac{p^2 \cdot M^2}{T^4}, \quad (9)$$

siehe z. B. Gröber, Erk und Grigull [GRÖ63]. Diese Beziehung zeigt, daß ein Isolierstoff, der bei Umgebungstemperatur keine Konvektion in den Hohlräumen aufweist, bei höheren Temperaturen erst recht konvektionssicher ist. Auch bei größeren Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  wird nämlich meist die Potenz  $T^4$  im Nenner überwiegen. Das bedeutet, daß die Konvektion mit dem Quadrat des Druckes größer und mit steigender Absoluttemperatur kleiner werden muß. Wenn also in Isoliersystemen die freie Konvektion den dominierenden Beitrag zur gesamten Wärmeübertragung liefert, sollte man bei Untersuchungen, deren Ziel die Bestimmung der Wärmeverluste oder Nu-Zahlen ist, auf Messungen bei hohen Temperaturen verzichten und besonders Versuche bei hohen Drücken durchführen. Den Einfluß der Wärmestrahlung kann man auf diese Weise allerdings nicht erfassen.

Wie im Verlauf dieser Arbeit noch gezeigt werden wird, spielen Fasermaterialien im Wärmeschutz eine große Rolle. Zur Berechnung des Wärmetransports in diesen Materialien gibt es eine Reihe von Beziehungen, die allerdings auf Vereinfachungen und bestimmten Annahmen beruhen, ohne die deren Herleitung gar nicht möglich wäre. Im einfachsten Fall kann man die effektive Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{eff}}$  entsprechend Gleichung 2 als Summe der einzelnen Wärmeleitfähigkeiten annehmen, also

$$\lambda_{\text{eff}} = \lambda_F + \lambda_G + \lambda_K + \lambda_S \quad (10)$$

schreiben. Die einzelnen Anteile sind bereits vorstehend erläutert. Diese Schreibweise findet man häufig, z. B. bei Th. E. Schmidt [SCH61] sowie Larkin und Churchill

[LAR59]. Manchmal, wie z. B. bei Koglin [KOG67], der den Wärmetransport in Schaumstoffen untersuchte, oder bei Hager und Steere [HAG67] werden die Anteile infolge Wärmeleitung zusammengezogen. Eine solche Trennung ist bei genauer Betrachtung nicht gestattet, da die einzelnen Leitfähigkeiten voneinander abhängen, d. h. die einzelnen Transportmechanismen beeinflussen sich gegenseitig. Je nach verwendetem Modell, mit dem die Faseranordnung beschrieben werden soll, ändert sich Beziehung 10 erheblich. Die einzelnen Anteile erscheinen dann nicht mehr als Summanden. Ein oft benutztes Modell ist das Platten- oder Lamellenmodell. Wahrscheinlich hat Nusselt [NUS13] als erster ein solches Modell angewandt. Ihm liegt die Annahme zugrunde, daß der betrachtete Körper aus festen Platten besteht, die in regelmäßigen Abständen voneinander angeordnet sind. Zwischen den Platten befindet sich Gas. Im Fall von Faserstoffen kann, je nach Verfasser, die Anordnung rein zufällig oder geordnet, d. h. in einer Richtung liegend, angenommen werden. Der Wärmestrom verläuft senkrecht zu diesen Platten. Als weitere Voraussetzung gilt ein konstanter Faserdurchmesser  $\delta$ . Jede von den Fasern gebildete Lamelle ist von gleicher Stärke wie der Faserdurchmesser. Ferner dürfen innerhalb der Isolierung keine losen Partikel vorhanden sein, da sie die Strahlungsdurchlässigkeit beeinflussen könnten. Nusselt nimmt an, daß Wärme nebeneinander infolge Feststoffleitung  $\lambda_F$  und Strahlung  $\lambda_S$  und in Reihe dazu infolge Gasleitung  $\lambda_G$  übertragen wird. Diese Annahme führt mit den Feststoff- und Isolationsdichten  $\rho_F$  bzw.  $\rho$  auf die Beziehung

$$\lambda_{\text{eff}} = \frac{1}{\left(1 - \frac{\rho}{\rho_F}\right) \cdot \left(\frac{1}{\lambda_G + \lambda_S}\right) + \frac{\rho}{\rho_F} \cdot \frac{1}{\lambda_F}}. \quad (11)$$

Eucken [EUC32] legt bei seinem Modell zur Berechnung der Leitfähigkeit keramischer feuerfester Stoffe eine bereits von Maxwell angegebene Beziehung zugrunde, die anfangs zur Bestimmung des elektrischen Widerstandes von Zweistoffgemischen hergeleitet worden war. Es wird angenommen, daß die das Gas enthaltenen Poren kugelförmig sind und gleichmäßig im Feststoff verteilt sind. Berücksichtigt man im Gegensatz zu Eucken noch den Strahlungsanteil, wie es Thipgen und Short [THI59] versucht haben, erhält man die Beziehung

$$\lambda_{\text{eff}} = \frac{\frac{\rho}{\rho_F} + \frac{3}{2 \cdot \lambda_F + \lambda_G + \lambda_S} \cdot \left(1 - \frac{\rho}{\rho_F}\right) \cdot (\lambda_G + \lambda_S)}{\frac{\rho}{\lambda_F \cdot \rho_F} + \frac{3}{2 \cdot \lambda_F + \lambda_G + \lambda_S} \cdot \left(1 - \frac{\rho}{\rho_F}\right)}. \quad (12)$$

Verschoor, Greebler und Manville [VER51] verwandten das Plattenmodell mit unregelmäßig verteilten Fasern in jeder Schicht. Ist jede Faser stets von Gas umgeben, wird die Wärmeübertragung so behandelt, als wäre der Volumenanteil der Faser in Reihe mit dem Volumenanteil des Gases. Da der Faseranteil klein und die Wärmeleitfähigkeit der Fasern  $\lambda_F$  im Vergleich zu der des Gases groß ist, kann die Leitfähigkeit entsprechend der Beziehung

$$\lambda_{\text{eff}} = \frac{\lambda_G + \lambda_S + \lambda_K}{1 - \frac{\rho}{\rho_F}} + \lambda'_F \quad (13)$$

berechnet werden. Hier wurde  $\lambda'_F$  zur Berücksichtigung der geringen Wärmeübertragung infolge unregelmäßiger Berührung der Fasern hinzugefügt, d. h. die Größe entspricht nicht der reinen Leitfähigkeit des Fasermaterials.

Thippen und Short [THI59] greifen auf ein Modell zurück, das einem gekreuzten Wärmetauscher gleicht. Die Fasern einer Ebene sind regelmäßig angeordnet. Sie verlaufen parallel zueinander und mit gleichem Abstand. In den benachbarten Lagen verlaufen sie um  $90^\circ$  versetzt. Eine ähnliche Anordnung legen Strong, Bundy und Bovenkerk [STR60] zugrunde.

Die oft anzutreffende Meinung, ein Strahlungsaustausch erfolge erst bei hohen Temperaturen, trifft zumindest nicht auf Faserisolierungen zu. Aus Veröffentlichungen geht hervor, daß bereits bei geringen Temperaturen, etwa Umgebungstemperatur, ein meßbarer Anteil auf Wärmestrahlung entfällt. Nach Poltz [POL62] ist es vor allem wichtig, bei Wärmeleitfähigkeitsmessungen die Strahlung immer mit zu berücksichtigen. Bei merklichem Strahlungsanteil ist die gemessene effektive Wärmeleitfähigkeit meist keine Stoffkonstante mehr, da sie im wesentlichen von der Schichtdicke des Probenkörpers abhängt. Weiter ist sie eine Funktion des Emissionsgrades der Begrenzungsflächen und der Probenform.

Sind  $\varepsilon_1$  und  $\varepsilon_2$  die Emissionszahlen der Platten, zwischen denen der Prüfling angeordnet ist, errechnet sich die durch Strahlung übertragene Wärme aus

$$\dot{q}_s = \frac{\sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1}. \quad (14)$$

Dabei wurde angenommen, daß die Probe eben ist, d. h. die Flächen der warmen und kalten Platten gleich sind. Ferner soll das Isolationsmaterial nicht absorbieren. Sind die Emissionsszahlen gleich, ergibt sich aus der vorstehenden Beziehung

$$\dot{q}_s = \frac{\sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{2}{\varepsilon} - 1}. \quad (15)$$

Im Fall kleiner Temperaturdifferenzen  $\Delta T = T_1 - T_2$  läßt sich der Ausdruck  $T_1^4 - T_2^4$  annähernd durch

$$T_1^4 - T_2^4 \cong 4 \cdot T^3 \cdot \Delta T$$

ersetzen. Dabei ist  $T$  die aus den beiden Temperaturen  $T_1$  und  $T_2$  gebildete Mitteltemperatur. Somit erhält man mit Hilfe der letzten Beziehung

$$\dot{q}_s = \frac{4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \Delta T}{\frac{2}{\varepsilon} - 1}. \quad (16)$$

Mit Gleichung 4 wird, wenn man die effektive Leitfähigkeit  $\lambda_{\text{eff}}$  durch die Strahlungseleitfähigkeit  $\lambda_S$  ersetzt,

$$\lambda_S = \frac{4 \cdot \sigma \cdot T^3}{\frac{2}{\varepsilon} - 1} \cdot d. \quad (17)$$

Im Fall schwarzer Begrenzungsflächen, also  $\varepsilon = 1$ , wird der Nenner eins. Sieht man zunächst von den Strahlungseigenschaften der Begrenzungsplatten ab und betrachtet nur die Strahlungseigenschaften der Fasern, die in Ebenen angeordnet sind, gelangt man auch hier zu recht komplizierten Berechnungsverfahren. Nusselt [NUS13] nimmt an, daß die Oberflächen der vom Feststoff gebildeten Lamellen schwarz strahlen. Wendet man dies auf das von Thipgen und Short [THI59] beschriebene Fasermodell an, läßt sich für die Leitfähigkeit infolge Strahlung schreiben

$$\lambda_S = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \delta \cdot \left( \frac{\rho_F}{\rho} - 1 \right). \quad (18)$$

Zu einer ähnlichen Betrachtung kommen Hager und Steere [HAG67]. Sie setzen voraus, daß das Fasermaterial undurchsichtig und schwarz und der Faserdurchmesser sehr viel größer als die vorherrschende Wellenlänge der Strahlungsenergie ist, so daß Brechungseffekte vernachlässigt werden können. Es wird also nur der Strahlungsaustausch zwischen den Fasern betrachtet. Mit diesen Annahmen wird

$$\lambda_S = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \delta \cdot \frac{\rho_F}{\rho}. \quad (19)$$

Eine umfassendere Betrachtung der vorstehend genannten Autoren, die einen konstanten Temperaturgradienten in Richtung des Wärmeflusses voraussetzt, befaßt sich mit der Wahrscheinlichkeit, mit der die Strahlung ungehindert eine Wegstrecke passieren kann. Es wird eine freie Weglänge für Zusammenstöße von Photonen und Fasern definiert. Die Berechnungen, auf die hier nicht eingegangen wird, liefern anstelle des Faktors 4 in den Beziehungen einen Wert von 4,5, also einen um 12,5 % höheren Zahlenwert.

Da die Fasern in Wirklichkeit weder schwarz sind noch ihr Durchmesser so groß angenommen werden kann, daß Brechungseffekte vernachlässigbar sind, müßten zur Berücksichtigung dieser Effekte Absorptions- und Emissionseigenschaften der betrachteten Fasern bekannt sein. Sind die Faserschichten lichtundurchlässig, kann man mit den Emissionszahlen der Materialien, aus denen die Fasern hergestellt werden, rechnen [HAG67]. Elektrische Lichtleiter weisen Emissionszahlen von etwa 0,92 auf. Daher ist anzunehmen, daß die Fasern weniger als in der Theorie angenommen absorbieren und emittieren. Die von einer Faser direkt ausgesandte und von einer anderen absorbierte Energie wird verringert. Im Gegensatz zu schwarzen Fasern reflektieren reale Fasern jedoch. Ein Teil der entgegen dem thermischen Fluß emittierten Strahlung wird vorwärts gestreut. Nach [HAG67] ist daher anzunehmen, daß Fasern mit hohen Emissionszahlen so zu behandeln sind, als seien sie schwarz.

Strong und Mitarbeiter [STR60] setzen Fasern mit einem Durchmesser voraus, der wesentlich kleiner ist als die Zwischenräume zwischen den Fasern. Sie nehmen an,

daß, wenn Strahlungsenergie auf eine Faser fällt, ein Teil  $\varepsilon'$  absorbiert und später als thermische Strahlung bei der Temperatur zurückgestrahlt wird, bei der sie vorher absorbiert worden war. Die Orientierung der Fasern in dem betrachteten Element wurde mit der Größe H erfaßt, die von der Art des untersuchten Materials abhängig ist. Der Temperaturgradient sei wieder konstant. Die Integration über den betrachteten Halbraum liefert die Beziehung

$$\lambda_s = \sigma \cdot T^3 \cdot \delta \cdot \frac{\rho_F}{\rho} \cdot \frac{H \cdot \pi}{\varepsilon'} . \quad (20)$$

Sind die Fasern in drei Richtungen orientiert, wird H mit 2,66 angegeben. Für den Fall, daß die Fasern in Ebenen senkrecht zum Wärmestrom verlaufen, ist H = 3,24.

Ist die freie Weglänge L bei Zusammenstößen zwischen Photonen und Fasern, die die Photonen anschließend absorbieren, bekannt, ergibt sich die Strahlungsleitfähigkeit zu

$$\lambda_s = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \frac{4}{3} \cdot L . \quad (21)$$

Van der Held [HEL53] berücksichtigt Absorption und Streuung. Jedes Volumenelement seines Modells sendet Strahlung aus, die von der Temperatur des Elements abhängt, und solche, die von anderen Elementen herrührt und im betrachteten Element zerstreut wird. Die von ihm hergeleitete Beziehung lautet

$$\lambda_s = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \frac{4}{3} \cdot \frac{n^2}{k} . \quad (22)$$

Hier bedeuten n das Brechungsverhältnis und k die Extinktionszahl. Für die Herleitung wurde angenommen, daß der Quotient  $n^2/k$  von der Wellenlänge unabhängig ist. Allerdings ist er eine Funktion der Temperatur. Eine ähnliche Beziehung wird von Poltz [POL62] angegeben. Bei der Herleitung wurde das Lamellenmodell zugrundegelegt, wobei die einzelnen Schichten als absorbierend angenommen wurden. Der einzige Unterschied zur letzten Beziehung besteht darin, daß das Brechungsverhältnis n fehlt.

Czerney und Genzel [CZE52] benutzen bei der Berechnung des Strahlungstransports in Gläsern die Beziehung

$$\lambda_s = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \frac{4}{3} \cdot \frac{n^2}{m^2} . \quad (23)$$

Mit der Größe m wird der Absorption Rechnung getragen. Die vorstehende Beziehung wird auch von Chekhovskoi und anderen [CHE71] bei der Berechnung der Leitfähigkeit infolge Strahlung in Graphit benutzt. Diese Gleichung entspricht in ihrem Aufbau dem der letzten beiden Beziehungen. Faserdurchmesser und Dichteverhältnis werden ebenfalls nicht benötigt.

Verschoor und andere [VER51] gelangen mit einer Reihenentwicklung und einigen Umrechnungen auf

$$\lambda_S = \pi \cdot \frac{1}{\varepsilon'^2} \cdot \sigma \cdot T^3 \cdot \frac{\delta}{\rho/\rho_F}. \quad (24)$$

Mit  $\varepsilon'$  wird der Bruchteil der auftreffenden Strahlungsenergie bezeichnet, der von einer Faser absorbiert wird.

Thipgen und Short [THI59] geben ohne Herleitung eine Beziehung an, die einen Geometriefaktor  $F_A$  für die Anordnung der Fasern und einen Faktor  $F_\varepsilon$  für Absorption und Emission beinhaltet. Als Bezugslänge dient die Isolierdicke  $d$ . Setzt man wieder kleine Temperaturdifferenzen voraus, läßt sich schreiben

$$\lambda_S = 4 \cdot \sigma \cdot F_A \cdot F_\varepsilon \cdot d \cdot T^3. \quad (25)$$

Eine ausführliche Beschreibung der vorstehenden Beziehungen zur Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeiten und Strahlungsleitfähigkeiten und ein Vergleich zwischen berechneten und der Literatur entnommenen Werten finden sich bei Bröckerhoff [BRÖ73].

## 6 Allgemeines zur Druckentlastung

Soweit bekannt, hat sich als erster E. Schmidt [SCH65] mit dem Problem der plötzlichen Druckentlastung beschäftigt. Er hatte die Aufgabe, die Kraft zu berechnen, die auf einen Behälter eines wassergekühlten Reaktors bei Auftreten eines Risses in der Wand und der folgenden plötzlichen Entleerung wirkt. Weitere Untersuchungen wurden von Aranovitch et al. [ARA71a] und [ARA71b] sowie [ARA72] in Ispra/Italien an einer Folienisolierung für einen heliumgekühlten Reaktor durchgeführt.

Im folgenden wird nach [SCH65] eine Beziehung zur Berechnung der Druckentlastungsgeschwindigkeit für ideale Gase hergeleitet. Die Gaskonstante sei  $R$ , das Verhältnis der spezifischen Wärmen bei konstantem Druck  $\kappa$  (Adiabatexponent). Die Schallgeschwindigkeit ist gegeben durch

$$a_s = \sqrt{\frac{2}{\kappa + 1}} \cdot \sqrt{\kappa \cdot R \cdot T_0}. \quad (26)$$

$T_0$  ist die Temperatur vor Beginn des Ausströmvorgangs. Das kritische Druckverhältnis, bis zu dem in einer Austrittsöffnung Schallgeschwindigkeit zu erwarten ist, läßt sich schreiben als

$$\frac{p_{sa}}{p_{0a}} = \left( \frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}. \quad (27)$$

Die Drücke sind Absolutdrücke, gekennzeichnet mit dem Index a.  $p_s$  ist der Druck im engsten Querschnitt,  $p_0$  der Anfangsdruck zur Zeit  $t = 0$ . Mit  $p_{Ua}$  wird der Umgebungsdruck, gegen den die Strömung erfolgt, bezeichnet. Bei  $p_{sa} > p_{Ua}$  herrscht im engsten Querschnitt Schallgeschwindigkeit. Dazu muß die Bedingung

$$p_{0a} > \left( \frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \cdot p_{Ua} \quad (28)$$

erfüllt sein. Nach Freiwerden der Austrittsöffnung fällt der Druck vom Anfangsdruck über den zeitlich veränderlichen Druck  $p_a(t)$  bis zum Druckausgleich ab. Die Berücksichtigung der Abnahme der Gasmasse in dem Druckgefäß führt schließlich auf das Druckverhältnis  $\pi(t)$

$$\pi(t) = \frac{p_a(t)}{p_{0a}} = \left( \frac{1}{1 + a \cdot t} \right)^{\frac{2\kappa}{\kappa - 1}} \quad (29)$$

mit

$$a = \frac{\kappa - 1}{\kappa} \cdot \left( \frac{2}{1 + \kappa} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} \cdot \left( \frac{2\kappa}{1 + \kappa} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \frac{A_B \cdot f_B}{V} \cdot (R \cdot T_0)^{\frac{1}{2}}. \quad (30)$$

$A_B$  ist der freie Strömungsquerschnitt der Öffnung,  $f_B$  ein Ausflußfaktor, der Strahlkontraktion usw. berücksichtigt, und  $V$  das Behältervolumen.

Der Differentialquotient  $dp(t)/dt$  der Beziehung 31 liefert für  $t = 0$  den Maximalwert. Er wird als Druckentlastungsgeschwindigkeit bezeichnet. Es ist

$$\left. \frac{dp_a(t)}{dt} \right|_{t=0} = -p_{0a} \cdot \frac{A_B \cdot f_B}{V} \cdot \left( \frac{2}{1 + \kappa} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} \cdot \left( \frac{2}{1 + \kappa} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot (R \cdot T_0)^{\frac{1}{2}}. \quad (31)$$

Wie die Gleichungen 30 und 31 zeigen, läßt sich eine Änderung der Druckentlastungsgeschwindigkeit oder des Drucktransienten nur über eine Änderung des Anfangsdrucks, der Ausströmfläche und des Ausströmfaktors erreichen, wenn die Versuche bei sonst gleichen Bedingungen, z. B. Gasart, Anfangstemperatur und Gasvolumen, durchgeführt werden. Der Ausflußfaktor ist dabei weitgehend abhängig von den zwei verbleibenden Parametern Ausströmfläche und Anfangsdruck.

Ein Vergleich zweier Druckentlastungswerte bei verschiedenen Gasen, z. B. Helium, Luft (L) und Stickstoff ( $N_2$ ), sonst aber gleichen geometrischen Daten und Anfangsbedingungen, liefert folgende Werte:

$$\frac{\left( \frac{dp}{dt} \right)_{\text{He}}}{\left( \frac{dp}{dt} \right)_{\text{L}}} = 3,38 \qquad \frac{\left( \frac{dp}{dt} \right)_{\text{He}}}{\left( \frac{dp}{dt} \right)_{\text{N}_2}} = 3,33$$

Hauptursache für die etwa um den Faktor 3,3 größeren Druckentlastungswerte bei Verwendung von Helium ist die etwa um den Faktor 7 größere Gaskonstante, 2078 J/(kgK) zu 287 J/(kgK). Die Adiabatenexponenten unterscheiden sich nur geringfügig. Ihr Einfluß auf das Ergebnis ist ohnehin klein.

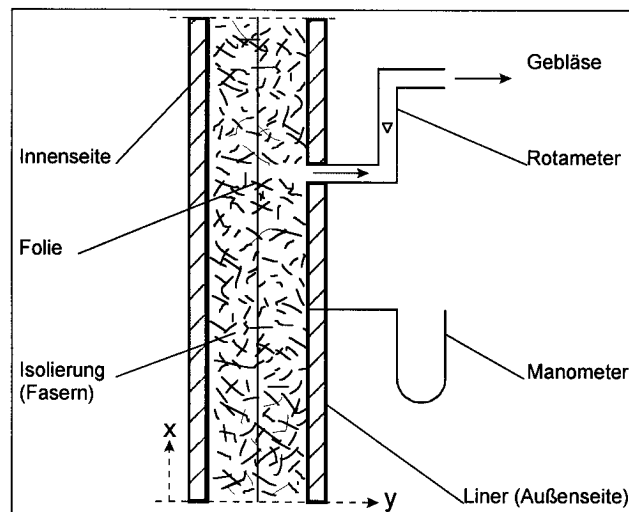
Für den Unterschallbereich läßt sich nach Schmidt nur für solche Gase ein  $\pi_U(t)$ -Verlauf angeben, für die der Ausdruck  $(4 - 2\kappa)/(\kappa - 1)$  eine ganze Zahl ist. In diesem Fall ist eine Integration der Differentialgleichung möglich, z. B. für die oben bereits genannten Gase Helium, Luft und Stickstoff. Es ergeben sich allerdings recht komplizierte Beziehungen, die nur mit größerem rechnerischen Aufwand zu lösen sind. Der Transient zu Beginn des Ausströmens, also für  $t = 0$ , ist für alle Gase gleich dem der Gleichung 31. Als Voraussetzung gilt, daß der Unterschallvorgang bei derselben Temperatur und damit auch bei derselben Schallgeschwindigkeit abläuft wie der Überschallvorgang.

In diesem Zusammenhang soll näher auf die bereits oben erwähnte Permeabilität eingegangen werden. Sie ist nach Darcy, der das nach ihm benannte Filtergesetz aufstellte, definiert als

$$B = v \cdot \frac{1}{dp/dy} \cdot \eta. \quad (32)$$

In dieser Beziehung sind  $v$  die in den Zwischenräumen eines Isolierstoffs auftretende Geschwindigkeit des Fluids,  $\eta$  die dynamische Zähigkeit und  $dp/dy$  der Druckgradient über die Dicke  $dy$  der Isolierung. Die Dimension dieser Größe ist die einer Fläche. Über die Messung des Druckabfalls läßt sich die Permeabilität bestimmen.

In Abbildung 1 ist eine Vorrichtung, wie sie in Frankreich und England bei Untersuchungen an Isolierungen benutzt wurde, dargestellt, siehe auch [WEY71]. Der zu isolierende Spalt ist im Bild mit Fasern gefüllt. Sie weisen im allgemeinen eine homogene Permeabilität auf. Für später folgende Erklärungen ist auch eine Folie



**Abbildung 1: Messung der Permeabilität**

eingezeichnet. Wenn man  $dp/dy$ , den Druckgradienten, z. B. mit einem Rotameter und den Absolutdruck mit einem Manometer mißt und die Temperatur zur Bestimmung der Zähigkeit  $\eta$  kennt, läßt sich  $B$  bestimmen. Nach Davidson [DAV67] werden für poröse Körper meist zwei Permeabilitäten definiert, eine quer zur Isolierung, die andere längs dazu. Diese Richtungen sind, wie im Bild angegeben, mit  $y$  und  $x$  be-

zeichnet. Wenn die Druckgradienten in einen von der Zähigkeit abhängigen und einen dynamischen Anteil aufgeteilt werden, läßt sich schreiben

$$\frac{dp}{dy} = \eta \cdot \frac{v_y}{B_y} + C_y \cdot \rho \cdot v_y^2. \quad (33)$$

$C_y$  ist ein Druckverlustbeiwert. Aus der Änderung dieser Permeabilität vor und nach Druckentlastung – bei einer Folienisolierung wählt man zweckmäßigerweise nur die Permeabilität quer zu den Folien – lassen sich Rückschlüsse auf das mechanische Verhalten der Isolierung und eventuelle Beschädigungen ziehen.

## **7 Untersuchungen: Versuchsstände, Testobjekte und Ergebnisse**

Im folgenden werden Untersuchungen und Ergebnisse zur Wärmetechnik und zum Druckentlastungsverhalten beschrieben. Darüber hinaus werden auch Arbeiten, die sich mit Materialfragen bei Faserstoffen und Keramiken im weiteren Sinn befassen, vorgestellt. Bei der Fülle der vorliegenden Literatur kann aber die Darstellung nicht vollständig und umfassend sein, d. h. es wird jeweils eine Auswahl der wichtig erscheinenden Beschreibungen bezüglich der Testobjekte, Versuchsstände, Meßverfahren und Ergebnisse getroffen werden. Detaillierte Beschreibungen sind jeweils den angegebenen Literaturstellen zu entnehmen.

### **7.1 Wärmetechnik**

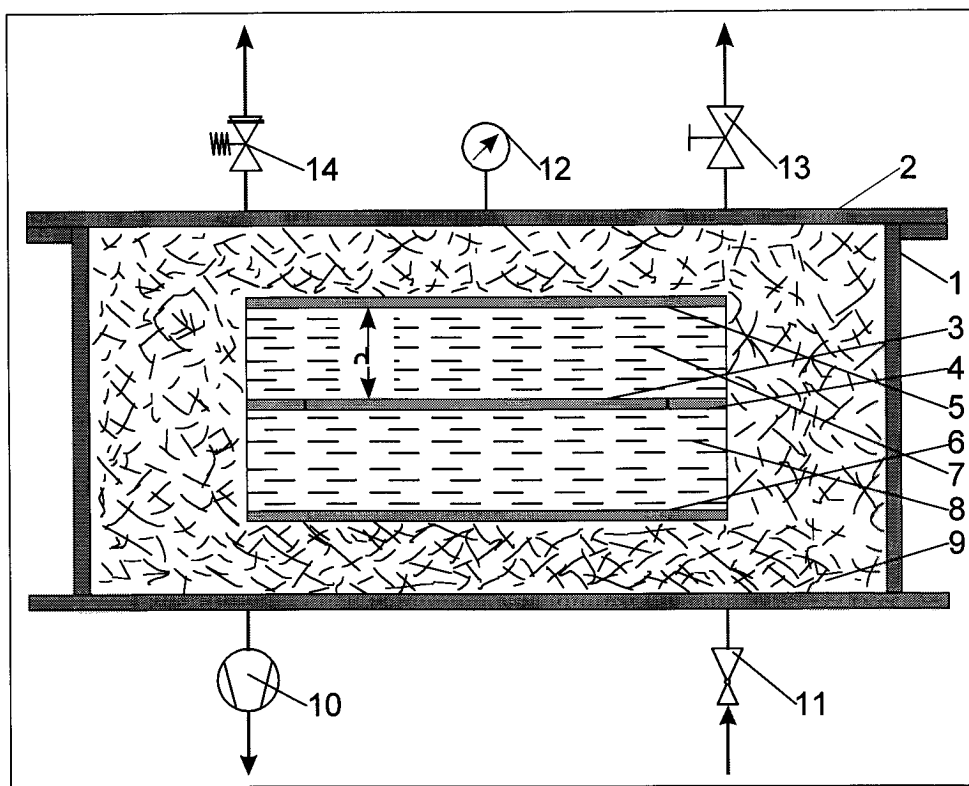
Die wärmetechnischen Untersuchungen befaßten sich einmal mit der Messung der Wärmeleitfähigkeit kleiner Proben und der Untersuchung großer, fast der Originalgröße entsprechender Komponenten. Bei den zuletzt genannten Arbeiten wurden u. a. Wärmeverluste, Wärmeleitfähigkeiten, Temperaturverteilungen usw. gemessen.

#### **7.1.1 Ausschnitte aus Isolierungen**

Vorstehend wurden die einzelnen Anteile, die zum Wärmetransport innerhalb von Isoliersystemen beitragen, erläutert und näher beschrieben. Die Kenntnis dieser einzelnen Anteile ist für die Auslegung kompletter Systeme notwendig bzw. hilfreich, da deren Test aus Kosten- und auch Zeitgründen nur in wenigen Fällen möglich war. Aussagen bezüglich der einzelnen Teile lassen sich am besten an Ausschnitten oder kleinen Proben gewinnen. Daher wurden zwei Anlagen erstellt, in denen schneller und kostengünstiger als in Großversuchsständen notwendig erscheinende Untersuchungen durchgeführt werden konnten.

Zur experimentellen Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit finden in der Praxis zwei verschiedene Verfahren Anwendung. Je nachdem, ob der Temperaturverlauf in der Probe während der Messungen konstant bleibt oder nicht, werden sie als stationäre oder instationäre Verfahren bezeichnet. Da die instationären Verfahren zur Bestimmung des Einflusses der Wärmestrahlung jedoch nicht geeignet waren bzw. sind, wurde auf das stationäre Verfahren zurückgegriffen. Das bekannteste ist das sogenannte Poensgenverfahren, das entsprechend der nach Poensgen [POE12] benannten Plattenapparatur durchgeführt wird. Aufbau und Bedienung sind entsprechend [DIN79] genormt. Die entsprechende amerikanische Norm ist in [AST78] näher beschrieben. Abweichend von diesem Verfahren gibt es noch die ebenfalls stationären Zylinder- und Kugelmeßverfahren. Sie basieren wie auch das Plattenverfahren auf einfachen Lösungen der Fourierschen Wärmeleitungsgleichung.

Die Versuchsanordnung ist schematisch in Abbildung 2 dargestellt. Die Meßanordnung war in einem Behälter – Innendurchmesser etwa 1000 mm, Höhe 600 mm –



(1: Behälter, 2: Deckel, 3: Hauptheizung, 4: Ring- oder Schutzheizung, 5: obere Gegenheizung, 6: untere Schutzheizung, 7: Probe 1, 8: Probe 2, 9: Isolierung, 10: Vakuumpumpe, 11: Ventil, 12: Druckmanometer, 13: Ablaßventil, 14: Sicherheitsventil)

### Abbildung 2: Versuchsstand zur Messung der Wärmeleitfähigkeiten an kleinen Proben

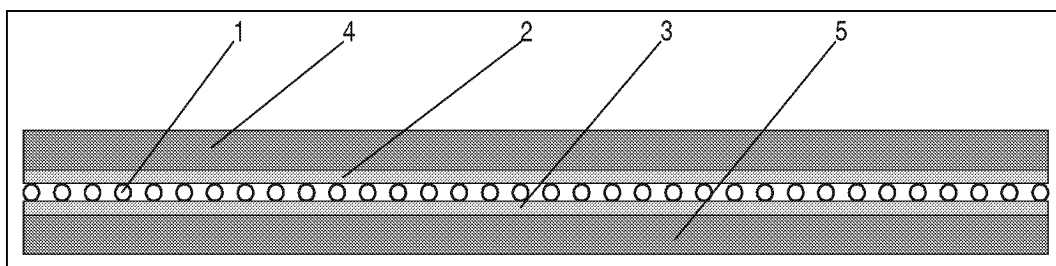
untergebracht, der von einem Deckel verschlossen wurde. Es standen zwei Kessel zur Verfügung. Der ältere war für einen Druck von 1 bar ausgelegt. Der zweite Behälter gestattete Untersuchungen bei Drücken bis zu 60 bar. Die Heizsysteme bestanden aus der Hauptheizung und der um sie angeordneten Schutzheizung, ferner aus der oberen Gegenheizung sowie der unteren Schutzheizung, siehe [BRÖ75a] und [TEB92]. Die zu untersuchenden Proben mit der Dicke  $d$  waren im allgemeinen zwischen der Hauptheizung und der oberen Gegenheizung angeordnet, da im wesentlichen der Einfluß der freien Konvektion untersucht werden sollte. In diesem Fall wurden die Temperaturen des unteren Heizsystems auf dieselben Werte wie die des Hauptsystems geregelt. Die zwischen Hauptheizung und unterer Schutzheizung angeordnete Probe diente nur der Isolierung bzw. dem Ausgleich der Temperaturen. Ihre Dicke lag nicht fest bzw. spielte für die Auswertung keine Rolle. Es wäre aber auch möglich gewesen, zwei Proben gleichzeitig zu untersuchen. In diesem Fall hätten beide Proben dieselbe Dicke aufweisen müssen. Die aus Vor- und Diffusionspumpe bestehende Vakuumpumpe ermöglichte innerhalb des Behälters ein Vakuum von wenigen Torr, das zur Untersuchung der Strahlungsleitfähigkeit ausreichend war. Über das Ventil war die Einspeisung der Testgase möglich, fast ausschließlich Helium. Der Gasdruck wurde mittels des Manometers eingestellt bzw.

überprüft. Das Handventil gestattete eine gezielte Gasabgabe in die Atmosphäre. Aus Sicherheitsgründen war ein Sicherheitsventil erforderlich.

Das für die Untersuchungen vorgesehene Einplattenverfahren benötigt nach DIN-Norm runde, siehe Büttner et al. [BÜT84], oder quadratische Platten. Entsprechend den Untersuchungen im Institut für Wärmeschutz wurden nach Zehender [ZEH64] quadratische Platten gewählt, da sich so besser eine konstante Heizflächenbelastung erreichen ließ. Dabei wurde bewußt eine Beeinflussung des Temperaturprofils in den Platten aufgrund der radialen Wärmeverluste an den Ecken in Kauf genommen.

Für das genannte Verfahren sind, wie zuvor bereits näher beschrieben, vier Heizsysteme erforderlich. Meist werden Kupferplatten mit ummantelten Heizleitern, die in eingefräste Nuten gelegt und mit einem gutleitenden Kitt verklebt werden, verwendet. Wegen der hohen Temperaturen – angestrebt wurden Werte von bis zu etwa 900 °C auf der heißen Seite – wurden Platten aus rostfreiem Stahl gewählt, auch wenn deren Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu der des Kupfers entschieden tiefer liegt. Aufgrund der hohen Temperaturbelastung war ein häufiges Durchbrennen der Heizleiter zu befürchten, so daß stets das gesamte Heizsystem hätte erneuert werden müssen. Um dem zu entgehen, wurde jedes Heizsystem aus zwei Platten aufgebaut, zwischen die der jeweilige Heizleiter gelegt wurde. Als Heizleiter dienten nichtummantelte Drähte mit einem Durchmesser von 2 mm, die mäanderförmig gewickelt wurden. Ihre erforderliche Länge konnte nach Feststellung des Leistungsbedarfs ermittelt werden.

In den nächsten vier Abbildungen sind die Heizsysteme näher erläutert. Abbildung 3 zeigt den Aufbau eines Systems nichtmaßstabsgerecht. Jede Heizung, ob Haupt-, Schutz- oder Gegenheizung, besteht aus Heizleitern, oberen und unteren elektrischen Isolierungen und metallischen Platten. Die Heizleiter und oberen Platten mußten jeweils in bezug auf ihre Größe den Erfordernissen angepaßt werden.

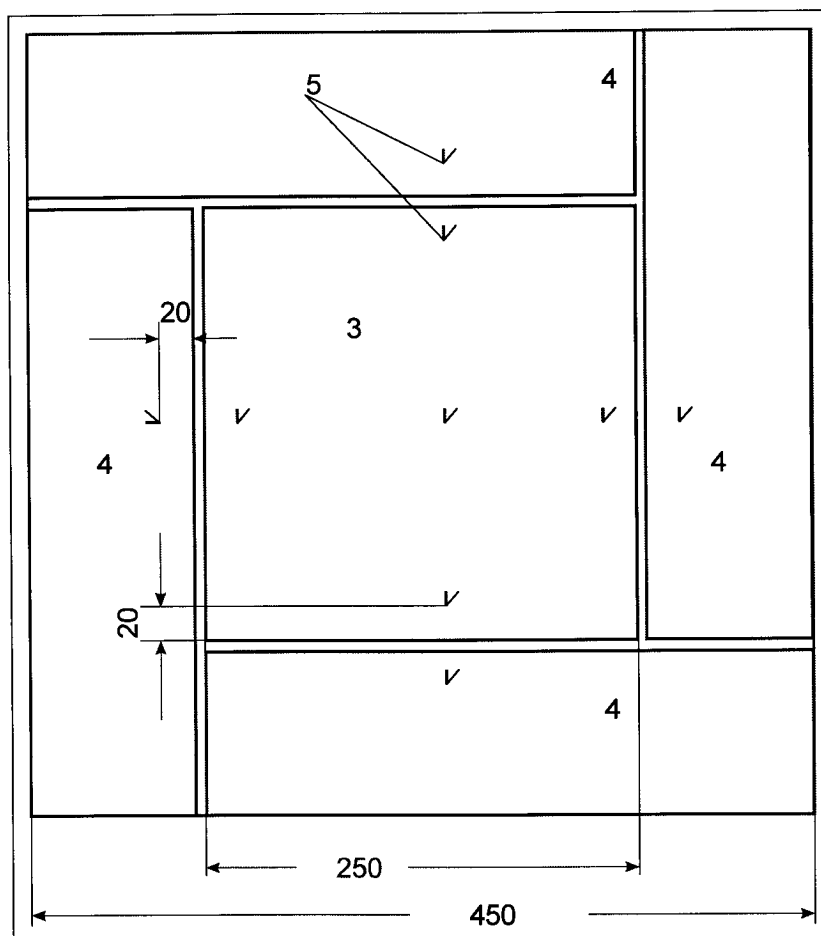


(1: Heizleiter, 2: obere elektrische Isolierung, 3: untere elektrische Isolierung, 4: obere Platte, 5: untere Platte)

### Abbildung 3: Aufbau einer Heizung

Einen Blick von oben auf die mittlere Hauptheizung mit den sie umgebenden Schutzheizungen und den Thermoelementen zeigt Abbildung 4. Die Zentralplatte war quadratisch. Die Kantenlänge betrug 250 mm. Wegen der Gesamtkantenlänge von 450 mm ergaben sich damit für die vier rechteckigen um die Zentralplatte angeordneten Schutzheizungen Kantenlängen von 100 mm x 250 mm. Die Dicke der aus Edelstahl gefertigten Platten betrug für die beiden mittleren Platten 3 mm. Zur Messung der Temperaturen dienten Ni-NiCr-Thermoelemente in der Mitte der Hauptplatte

sowie an ihren Kanten und an den Kanten der Schutzheizung. Ihre Positionen und ihre Abstände von den Kanten sind angegeben. Sie wurden in eingefrästen Nuten verlegt.



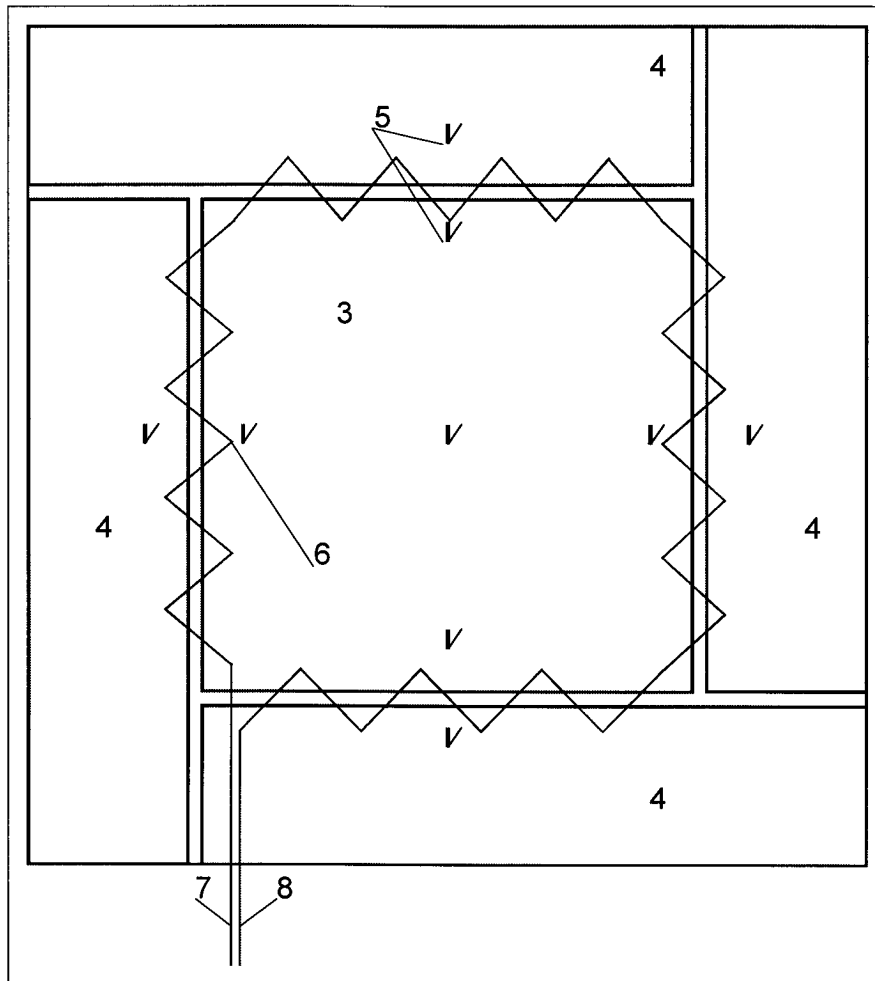
(3: Hauptheizung, 4: Schutzheizungen, 5: Thermoelemente)

#### Abbildung 4: Anordnung und Abmessungen der Haupt- und Schutzheizungen

Da die je vier Thermoelemente an den Kanten der Haupt- und Schutzheizungen zur Regelung der Heizleistung nicht ausreichten, wurde über den Spalt zwischen den beiden Heizungen eine Thermokette gelegt, siehe Abbildung 5. Sie bestand aus aneinandergelöteten Thermodrähten eines Thermoelements. An den Lötstellen entstand auf diese Weise je ein neues Thermoelement mit insgesamt 16 Thermopaaren. Die Zu- und Ableitungen der Thermokette wurden in einen Regler geführt, der die seitliche Schutzheizung steuerte. Somit ließ sich die notwendige Heizleistung der Schutzheizung automatisch einstellen. Darüber hinaus konnte die Heizleistung auch von Hand eingestellt werden. Die elektrische Isolierung der Thermokette gegenüber den Platten erfolgte mittels einer etwa 1 mm starken Kaowoolisolierung.

Die Heizleiter aller vier notwendigen Heizungen bestanden aus Kanthaldraht mit einem Durchmesser von 2 mm. Dieses Material ist eine Hochtemperaturlegierung mit Anteilen von 72 % Eisen, 22 % Chrom, 5,5 % Aluminium und 0,5 Kobalt. Seine Einsatztemperatur wird mit 1400 °C angegeben. Der spezifische Widerstand ist nur

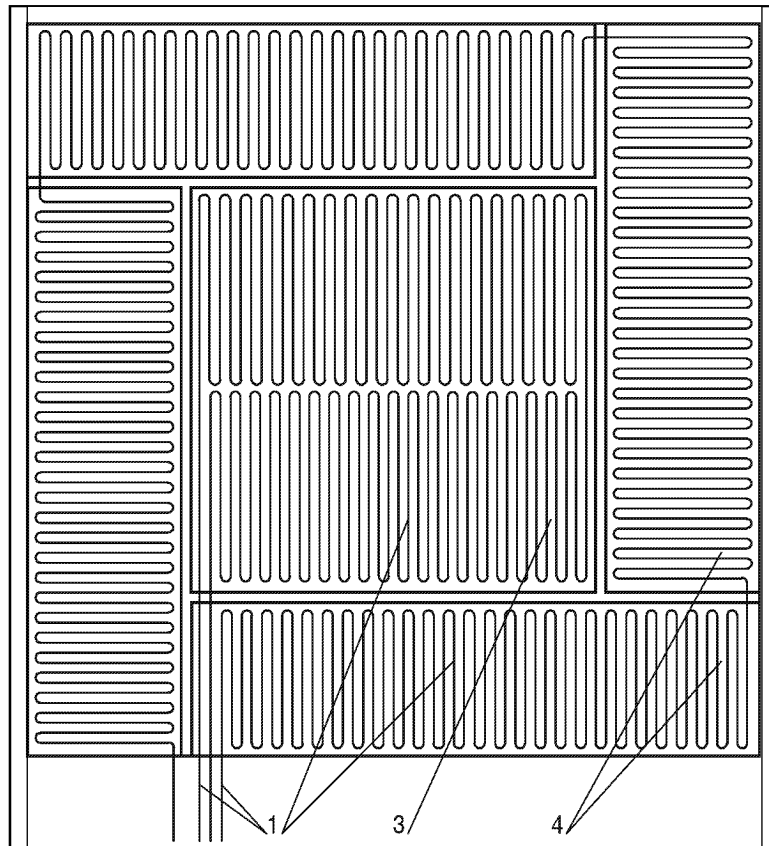
schwach temperaturabhängig. Daher erschien das Material für die vorgesehenen Versuche sehr geeignet.



(3: Hauptheizung, 4: Schutzheizung, 5: Thermoelemente, 6: Thermokette, 7: Zuleitung, 8: Ableitung)

### Abbildung 5: Lage der Thermokette

In Abbildung 6 sind die Heizleiter für Hauptheizung und seitliche Schutzheizung so dargestellt, wie sie für die Versuche benötigt bzw. gefertigt wurden. Die Drähte wurden mäanderförmig gewickelt. Mit der in der Abbildung dargestellten Aufteilung konnten alle Flächen überdeckt werden. Die benötigten Längen betragen für die Hauptheizung 7,5 m, für die seitliche Schutzheizung etwa 2,2 m. Für die beiden Schutzheizungen oben und unten, deren Kantenlängen 450 mm betragen, waren vier Reihen mit Wicklungen, wie sie z. B. für die seitliche Schutzheizung benötigt wurden, erforderlich. Die Länge dieser Heizleiter betrug je 24,75 m. Zur Aufnahme der auf sie lastenden Massen waren die beiden unteren Platten je 10 mm dick. Nach Einbau der Meßvorrichtung in den Behälter wurde zunächst der organische Binder der Stopfisolierung oder auch der der zu untersuchenden Probe, wenn sie nicht aus anderen Materialien bestand, unter Luftatmosphäre ausgetrieben. Dazu mußten die Heizsysteme für eine längere Zeit bei einer Temperatur von etwa 400 °C betrieben werden. Ohne Austreibung des Bindemittels hätte es sich z. B. in der Testisolierung abgelagert, so daß diese elektrisch leitend geworden wäre. Nach dem Verschließen mit dem Deckel konnte mit dem Versuchsbetrieb begonnen werden.



(1: Heizleiter (Zu- und Ableitungen), 3: Hauptheizung, 4: Schutzheizungen)

### Abbildung 6: Heizleiter für Haupt- und Schutzheizungen

Am Anfang einer jeden Meßreihe standen Versuche im Vakuum. Meistens schlossen sich Untersuchungen mit Luft an. Den Abschluß bildeten Messungen in Helium. Neben dem Druck stellte die mittlere Proben­temperatur, gebildet als Mittelwert aus den Temperaturen der Hauptheizung und oberen Gegenheizung, einen weiteren Parameter dar. Die elektrische Versorgung der drei Schutzheizungen erfolgte mit Wechselstrom. Sie wurden über Regler gesteuert. Ein stabilisiertes Netzgerät versorgte die Hauptheizung mit Gleichstrom. Die Temperaturen der Hauptheizung wurden in Stufen von meist 100 K angehoben. Ihre Heizleistung wurde dabei ebenso wie die der oberen Schutzheizung konstant gehalten. Seitliche und untere Schutzheizungen wurden so geregelt, daß keine Wärme aus der Hauptheizung oder der darüber angeordneten Probe nach außen gelangen konnte, d. h. die in der Hauptheizung erzeugte Wärme floß durch die Probe nach oben in die Gegenheizung. Die gesuchte effektive Wärmeleitfähigkeit wurde nach Gleichung 3 oder 4 bestimmt. Im Gegensatz zu später beschriebenen Experimenten an kompletten Isolierungen wurde die durch die Probe fließende Wärme nicht von einem Kühlmittel, z. B. Wasser, abgeführt, sondern infolge freier Konvektion an die Umgebung. Infolgedessen war bei Verwendung von Luft oder Helium bis zum Erreichen des Beharrungszustandes meist eine Zeit von etwa zwei Tagen erforderlich. Diese ließ sich aus den Abmessungen des Behälters und den Stoffdaten über die Fourier-Zahl ( $Fo$ ) bestimmen, siehe [GRÖ63]. Wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit betrug die Beharrungszeit bei den Vakuumversuchen bis zu zwei Wochen. Wegen dieser langen Wartezeiten wurden die Temperaturen digital erfaßt und stündlich ausgegeben. Wenn sie sich über einen Zeitraum von 8 h nicht mehr änderten, galt der Zustand als stationär.

Breiten Raum haben bei allen Untersuchungen Faserstoffe eingenommen. Tabelle 3 enthält einige Daten dieser Materialien nach Herstellerangaben.

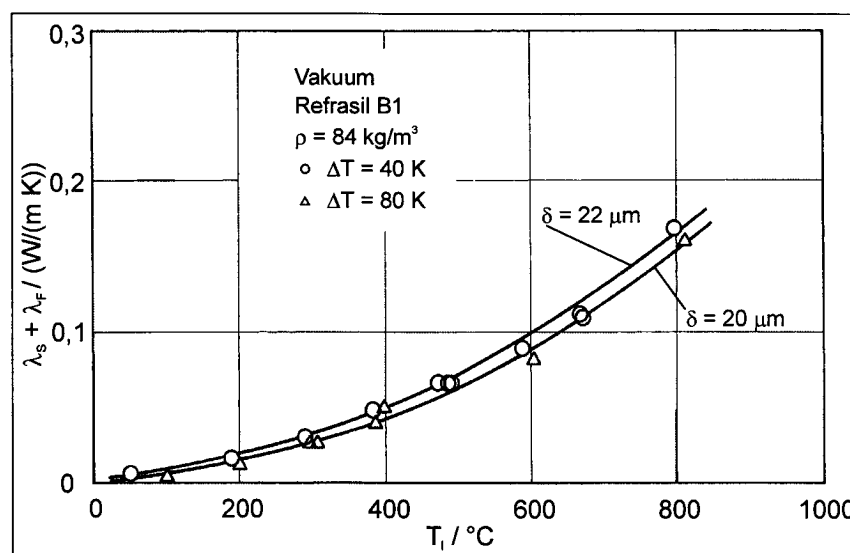
Produkt	Hauptbestandteile	Faserdurchmesser / $\mu\text{m}$
Refrasil B1	99 % $\text{SiO}_2$	5 - 10
Kerlane	46 % $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 48 % $\text{SiO}_2$	2,8
Kaowool	45 $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 52 % $\text{SiO}_2$	2,8
Quartz et Silice	fast reines $\text{SiO}_2$	?
Dynaflex	?	?
Fiberchrome	Chrom/Aluminiumsilikat	?

**Tabelle 3: Fasern verschiedener Hersteller**

Nähere Angaben zu den von Johns-Manville hergestellten Produkten Dynaflex und Fiberchrome fehlen. Man kann davon ausgehen, daß aber auch bei diesen Materialien als Hauptbestandteile  $\text{Al}_2\text{O}_3$  bzw.  $\text{SiO}_2$  verwandt wurden. Die Zusammensetzung von Kerlane und Kaowool ist fast identisch. Auch ihre Faserdurchmesser sind gleich. Refrasil besteht fast ausschließlich aus  $\text{SiO}_2$ . Die Dichte der Ausgangsmaterialien  $\rho_F$  fehlt in allen Angaben. Es ist aber davon auszugehen, daß sie jeweils etwa  $2200 \text{ kg/m}^3$  beträgt.

Begonnen wurde mit Untersuchungen im zuerst fertiggestellten Behälter mit einer Refrasil-Faserisolierung. Die in Mattenform von der britischen Firma Darchem gelieferte Isolierung wurde auf die Abmessungen der Heizplattenapparatur zugeschnitten und auf eine Isolationsdicke 50 mm gepreßt. Damit ergab sich eine Faserdichte  $\rho$  von  $84 \text{ kg/m}^3$ .

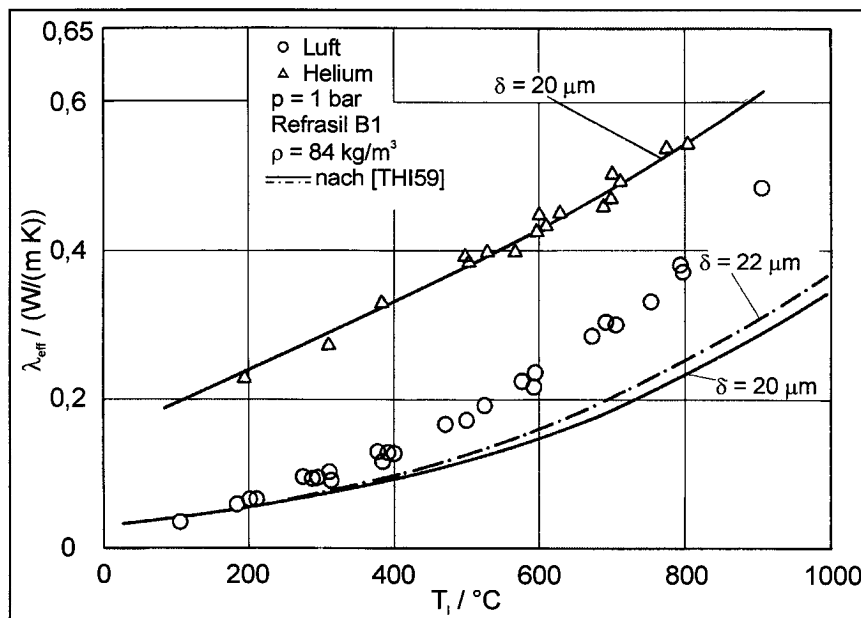
Abbildung 7 zeigt im Vakuum gemessene Wärmeleitfähigkeiten. Dargestellt ist die Summe aus Wärmestrahlungs- und Feststoffleitfähigkeit in Abhängigkeit von der mittleren Proben­temperatur. Die Meßpunkte gelten für zwei unterschiedliche Tempera-



**Abbildung 7: Strahlungs- und Feststoffleitfähigkeit von Refrasil in Abhängigkeit von der mittleren Proben­temperatur**

turdifferenzen. Nähere Hinweise finden sich bei [BRÖ75a]. Der Anteil der Feststoffleitung ist gering. Zum Vergleich sind nach Gleichung 19 errechnete Strahlungseffektivitäten eingezeichnet. Der vom Hersteller genannte Faserdurchmesser von  $10\ \mu\text{m}$  lieferte zu geringe Werte. Erst eine Verdopplung des Faserdurchmessers auf etwa  $22\ \mu\text{m}$  führte zu einer guten Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Wärmeleitfähigkeitswerten.

Abbildung 8 enthält die bei Umgebungsdruck in Luft und Helium gewonnenen Ergebnisse in Abhängigkeit von der mittleren Probestemperatur. Zum Vergleich sind nach

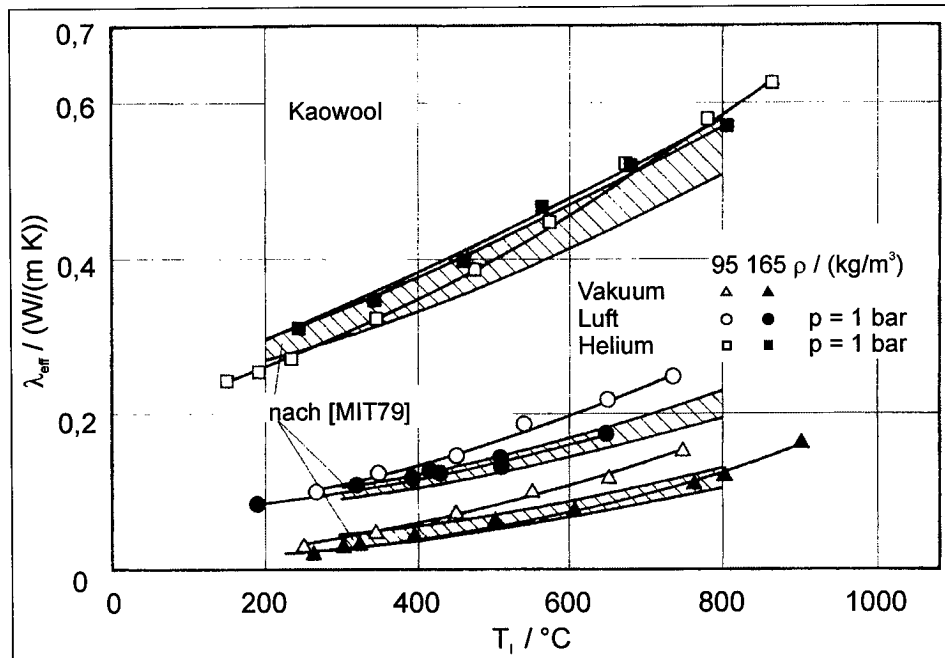


**Abbildung 8: Effektive Wärmeleitfähigkeiten von Kaowool in Abhängigkeit von der mittleren Probestemperatur**

[THI59] berechnete Leitfähigkeitswerte eingetragen. Die Anteile für Wärmestrahlung und Feststoffleitung wurden entsprechend den Messungen berücksichtigt. Die Gasleitfähigkeiten wurden nach Hammeke et al. [HAM66] und Harth und Hammeke [HAR70] berechnet. Freie Konvektion blieb bei den Berechnungen unberücksichtigt. Größere Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Wärmeleitfähigkeiten treten bei Verwendung von Luft auf. Ob sie unter Berücksichtigung der freien Konvektion hätten vermieden oder verringert werden können, konnte im Rahmen der Arbeiten nicht geklärt werden. Im Falle von Helium ist die Übereinstimmung zwischen den Werten gut. Hier spielt freie Konvektion aufgrund der entschieden kleineren Dichte auch eine nur untergeordnete Rolle.

In Abbildung 9 sind gemessene Wärmeleitfähigkeitswerte in Abhängigkeit von der Probestemperatur für Kaowool als Isolierstoff dargestellt. Die Werte gelten für Versuche im Vakuum sowie unter Luft und Helium. Untersucht wurden die beiden Faserdichten  $95\ \text{kg/m}^3$  und  $165\ \text{kg/m}^3$ . Höhere Dichten waren mit der gewählten Plattenapparatur nicht zu erzielen. Die bei kompletten Faserisierungen erzielten Dichten von bis zu  $400\ \text{kg/m}^3$  wären nur mittels zusätzlicher Pressen oder ähnlicher Vorrichtungen möglich gewesen. Wegen der geringen Temperaturdifferenzen von etwa  $50\ \text{K}$  konnten die Mitteltemperaturen auf Werte von fast  $900\ \text{K}$  gesteigert werden. Die Wärmeleitfähigkeiten steigen in allen Fällen mit der Probestemperatur, wie

auch schon in den Abbildungen zuvor und bei der Diskussion der Refrasilerggebnisse zu sehen war. Zum Vergleich sind vom Ministry of International Trade and Industry (MITI) and Engineering Research Association of Nuclear Steelmaking (ERANS) in Japan [MIT79] veröffentlichte Meßergebnisse an Kaowoolfasern eingetragen. In dieser Veröffentlichung sind die unter denselben Bedingungen gemessenen Ergebnisse



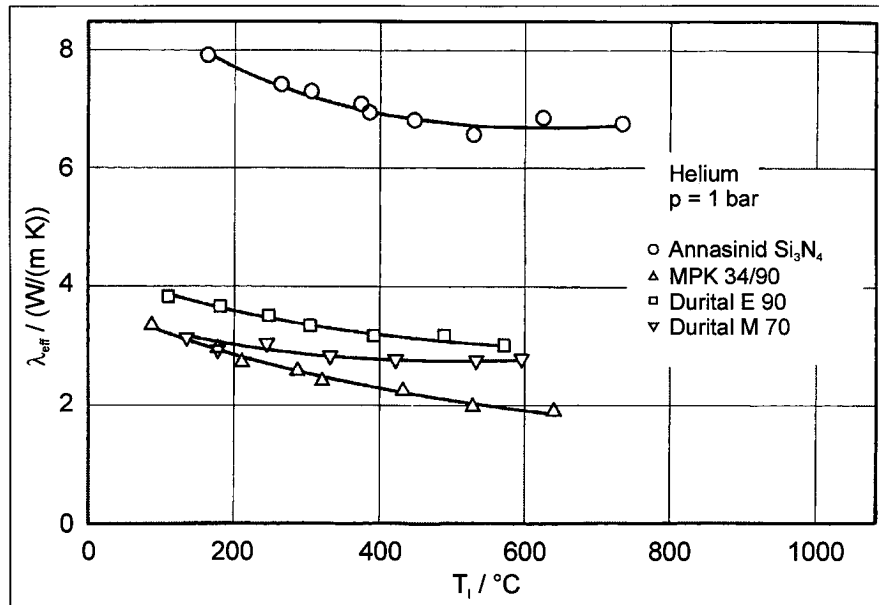
**Abbildung 9: Effektive Wärmeleitfähigkeiten von Kaowool in Abhängigkeit von der mittleren Proben­temperatur**

als Band dargestellt, mit dem die Streuung berücksichtigt wird. Allerdings war die Dichte mit  $192 \text{ kg/m}^3$  höher. Die Fasern waren in einem Rohr angeordnet, so daß höhere Dichten erzielt werden konnten. Die eigenen Ergebnisse decken sich gut mit den Literaturdaten. Unterschiede sind zum Teil auf die unterschiedlichen Faserdichten zurückzuführen. Zur Beeinflussung der thermischen Eigenschaften von Isolierungen wird auf Tye und Desjarlais [TYE83] verwiesen.

Im Anschluß an die Untersuchungen an Fasermaterialien wurden Festkeramiken als Proben eingesetzt. Im Gegensatz zu den zuvor besprochenen Faserstoffen waren Festkeramiken nicht in erster Linie als Isolierstoffe, sondern eher als Werkstoffe für die Gasführung auf der Heißgasseite vorgesehen. Aufgrund ihrer hohen Temperaturbeständigkeit schienen sie besser geeignet als metallische Werkstoffe. Zur Auslegung von Isolationssystemen mit keramischen Auskleidungen auf der Innenseite war auch die Kenntnis ihrer Wärmeleitfähigkeiten notwendig. Die Meßapparatur konnte dabei weitgehend unverändert bleiben. Platten, Heizsysteme und Schutzisolationen blieben bestehen. Die Proben bestanden je nach Lieferanten entweder nur aus einem Stück, d. h. sie überdeckten die gesamte Plattengröße von  $450 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ , oder sie bestanden aus insgesamt fünf Stücken (Hauptplatte und vier Schutzheizungen), siehe Bröckerhoff [BRÖ81a] oder [BRÖ83a].

Abbildung 10 enthält effektive Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit von der mittleren Proben­temperatur. Die dargestellten Ergebnisse gelten für Helium als Atmosphäre. Der Heliumdruck betrug 1 bar. Beim Vergleich mit den vorstehend diskutierten Er-

gebissen fallen erstens die deutlich höheren Wärmeleitfähigkeitswerte und zweitens der völlig andere Verlauf auf. Die Meßwerte fallen mit steigender Temperatur,



**Abbildung 10: Effektive Wärmeleitfähigkeiten verschiedener Keramiken in Abhängigkeit von der mittleren Proben­temperatur**

während sie im Fall der Faserstoffe aufgrund des hohen Gasanteils, der zu höherer Wärmestrahlung führt, zunehmen. Wegen der hohen Leitfähigkeiten konnten nur geringere Mitteltemperaturen erreicht werden.

Mit Wärmeleitfähigkeiten zwischen etwa 8 W/(mK) und 6,6 W/(mK) weist Siliziumnitrit ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) – Handelsname Annasinid – bei weitem die höchsten Werte auf. Aufgrund dieser Tatsache und der schwierigen Bearbeitung schied dieses Material schon früh als möglicher Kandidat aus. Auch die anderen angegebenen Werkstoffe schienen nicht geeignet, obwohl deren Wärmeleitfähigkeiten deutlich niedriger lagen. Die Platten waren meist nicht stabil genug. Einige Proben zerfielen während der Versuche aufgrund der Temperaturbelastung.

## 7.1.2 **Komplette Isolationssysteme**

Im folgenden werden zunächst die verschiedenen Isolationssysteme vorgestellt, und zwar weitgehend in der Reihenfolge der Tabelle 1. Ihre Einsatzgebiete, z. B. für Behälter oder Rohrleitungen, werden beschrieben. Parallel dazu erfolgt, soweit bekannt, die Beschreibung der verwendeten Versuchsstände.

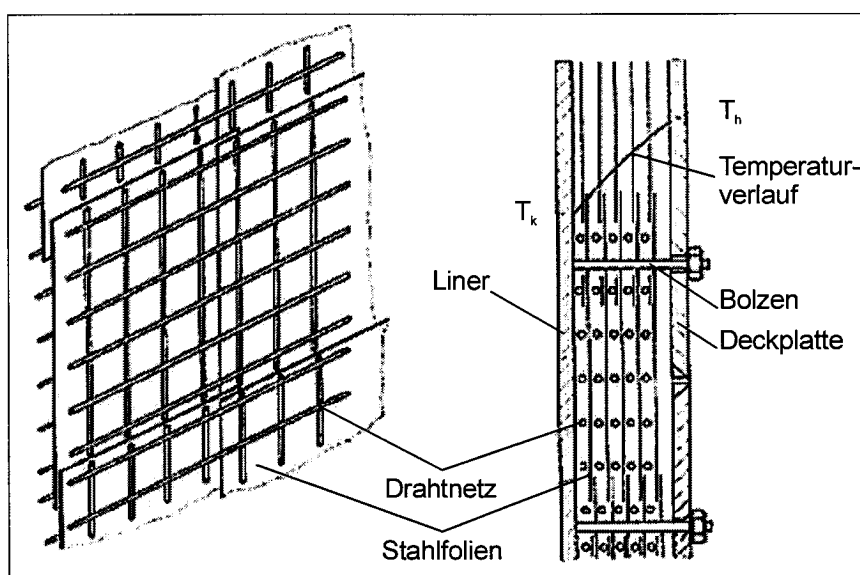
### 7.1.2.1 **Metallische Isolierungen**

#### 7.1.2.1.1 **Folienisolierungen**

Der relativ breite Raum, den die Folienisolierungen im folgenden einnehmen, scheint angesichts der Entwicklungsarbeiten, vor allem in Großbritannien, gerechtfertigt. Alle Spannbetonbehälter der sich bis etwa 1975 in Betrieb befindlichen mit Kohlendioxid gekühlten Reaktoren waren mit Isolierungen dieser Bauart ausgekleidet. Dazu kamen auch noch einige Stahldruckgefäße. Ebenso sind bzw. waren die Stahldruckgefäße der beiden Reaktoren Latina in Italien und Tokai mura in Japan mit Folienisolierungen ausgekleidet. An der zuletzt genannten Anlage traten Schäden

infolge aerodynamischer Wechselbeanspruchungen auf. Infolgedessen lösten sich Folienteile von der Decke und versperrten einen Dampferzeuger. Der Prototyp des Advanced Gas Cooled Reactor (AGR) in Windscale war ebenfalls mit metallischen Folienisierungen ausgekleidet, ebenso der Peach Bottom Reaktor in den Vereinigten Staaten, der erste dortige HTR. Der Hersteller dieser „Solami“ genannten Isolierung war die Solar Division of Harvester Corporation. Der AGR in Windscale war von der Firma Darchem Engineering in England isoliert worden. Ein anderer Hersteller solcher Systeme war die Sud Aviation in Frankreich.

Abbildung 11 zeigt vereinfacht eine Linerisolierung für einen Spannbetonbehälter. Die Hauptbestandteile sind der Liner, eine gasdichte Haut, die fest mit der Spannbe-

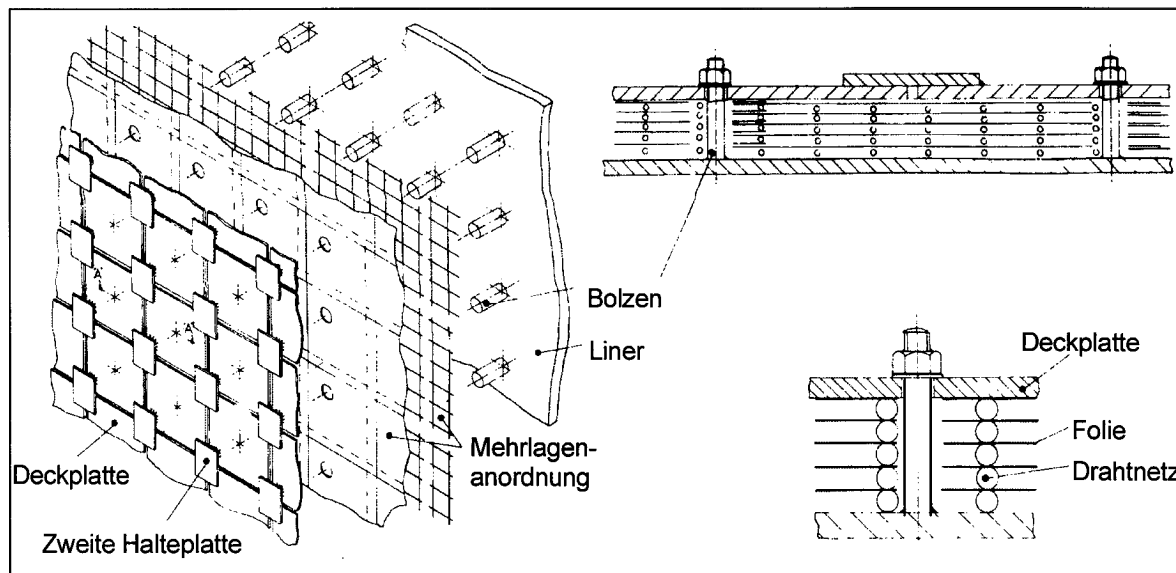


**Abbildung 11: Folienisolierung für Behälter**

tonwand verbunden ist, dünne Folien aus rostfreiem Stahl, Maschengitter als Abstandhalter und Abdeckplatten, auch cover plates genannt. Ältere Konstruktionen wiesen als Abstandhalter sinusförmig gewellte Bleche auf. Bei der Auskleidung der Behälterwände, vornehmlich die der in Großbritannien gebauten Magnoxreaktoren, wurden abwechselnd Folien und Abstandhalter aufeinandergewirkt und nach Anbringen der Deckplatten mit Schrauben verspannt. Die links in der Abbildung perspektivisch angedeuteten Folien hatten im allgemeinen eine Kantenlänge von 600 mm. Infolge der Überlappungen sollten Gasbewegungen von einem Gasraum in einen anderen unterdrückt werden. Die Maschengitter sollten an den Folien anliegen und auf diese Weise kleine Zellen bilden, in denen das Gas eingeschlossen war.

Die Isolierung für den Reaktor in Oldbury ist in Abbildung 12 nach Angaben von Furber, Hopkins und Stuart [FUR75] dargestellt. Folgekonstruktionen wiesen als Abstandhalter sogenannte dimpled foils auf, genoppte Bleche. Neben den zuvor gezeigten Deckplatten wurden zu deren Halterung weitere Platten eingesetzt. Im Gegensatz zu den Folien stießen die Deckplatten stumpf aufeinander. Für diese großen Platten wurde zunächst nur ein Zentralbolzen benötigt. Wegen auftretender Schwierigkeiten mußte die Konstruktion geändert werden. An den Ecken wurden kleinere Platten und ein zusätzlicher Bolzen hinzugefügt. Mit dieser Maßnahme war sichergestellt, daß bei Lösen einer Schraube, z. B. infolge Schwingungen, jede Platte noch von drei Bolzen gehalten wurde. Trotzdem reichte diese Lösung noch nicht.

Später ging man auf vier Bolzen pro Platte über. Der Reaktor in Hartlepool wies, wie bei einer Besichtigung zu sehen war und erläutert wurde, im Gebläsebereich Deck-



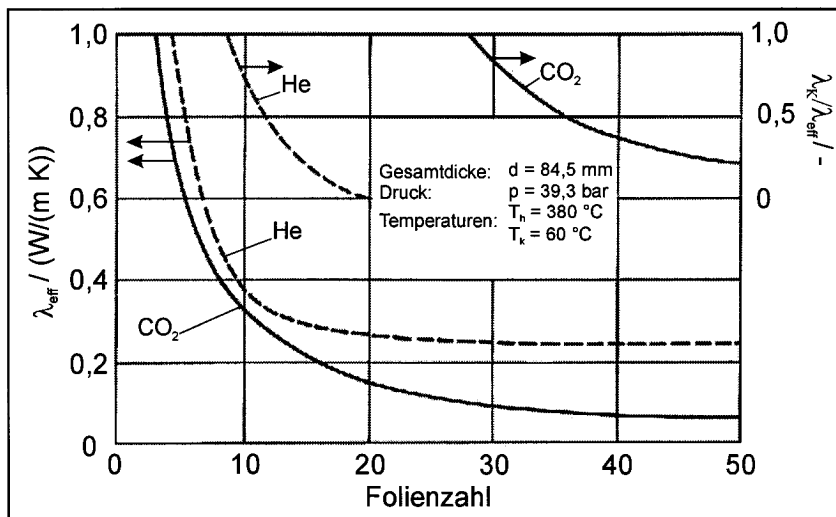
**Abbildung 12: Linerisolierung (Oldbury)**

platten mit Kantenlängen von nur noch 300 mm auf. Die um den Faktor vier kleineren Platten wurden von acht Bolzen gehalten. In diesem Bereich wurden solch starke Beanspruchungen erwartet, daß man zu dieser aufwendigen Lösung greifen mußte. Außerdem waren die Folien von einer akustischen Haut, die unmittelbar unter den Deckplatten angeordnet war, geschützt. Diese Konstruktion erscheint aufwendig, war nach Ansicht der Firma Darchem jedoch erforderlich. Die parallel zueinander angeordneten Folien unterdrückten in hohem Maß die Übertragung der Wärme infolge Strahlung. Außerdem war wegen des geringen Feststoffanteils und der großen Wärmewiderstände an den Berührungsstellen die metallische Leitung gering. Bei Garrard und Salmons [GAR75] findet sich eine Beschreibung der Qualitätskontrolle zur Auslegung und Konstruktion der Isolierung für die Reaktoren in Hartlepool und Heysham. Hinweise zur Isolierung der Anlage Wylfa finden sich bei Williams [WIL71].

Bei der Auslegung einer solchen Isolierung kann man über die Größen Dicke und Folienzahl im allgemeinen frei verfügen. In ersten Rechnungen von Kinkead und Pitchfort [KIN69] wurde versucht, die effektive Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{eff}}$  in Abhängigkeit von der Folienzahl zu ermitteln. Dabei durften die einzelnen Wärmeübertragungsmechanismen nicht einfach addiert werden. Bei der Berechnung des Anteils der freien Konvektion wurde eine Ra-Zahl von 2000 zugrundegelegt, siehe Gleichung 7, bei der Gasbewegung nicht mehr zu erwarten war.

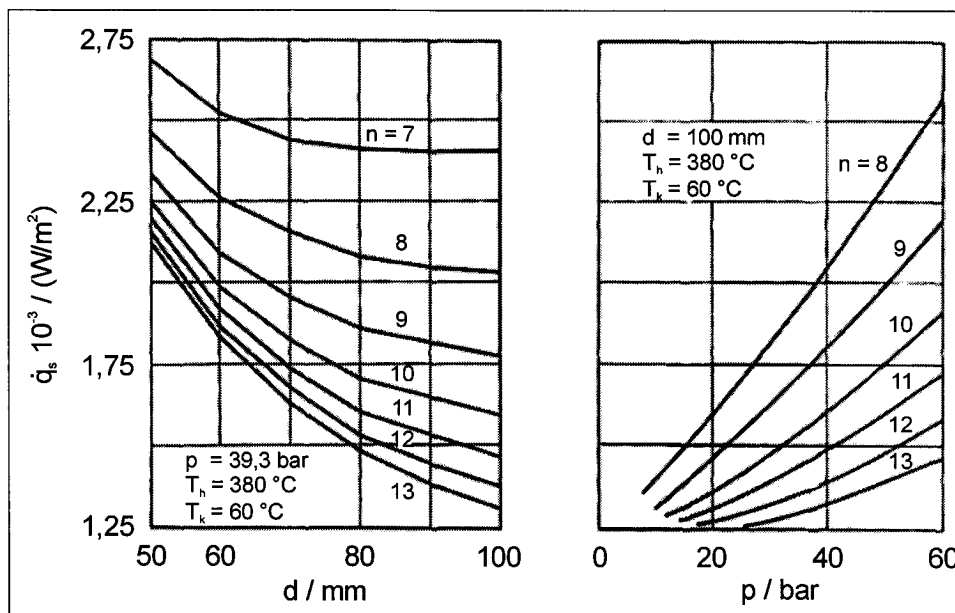
Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abbildung 13 dargestellt. Das Bild zeigt die gesamte Wärmeleitfähigkeit als Funktion der Folienzahl für Kohlendioxid und Helium. Die Dicke des Isolierpakets betrug 84,5 mm, die Temperaturen auf den heißen und kalten Seiten waren 380 °C bzw. 60 °C. Der mittlere Druck betrug 39,3 bar. Wie man erkennt, läßt sich bei großer Folienzahl nur noch eine geringe Verbesserung der Wärmedämmeigenschaften erreichen. Auf der rechten Ordinate ist das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeit infolge freier Konvektion zur effektiven dargestellt. Bei einer Folienzahl von 20 ist dieser Anteil für Helium fast Null, so daß sich die effektive Wärmeleitfähigkeit ab dieser Zahl nur noch aus Strahlung und metallischer Leitung

zusammensetzt. In Kohlendioxidatmosphäre ist dieser Anteil selbst im Fall hoher Folienzahlen noch beträchtlich. Bei diesen Rechnungen wurde die Wärmeleitfähigkeit durch die Abstandhalter vernachlässigt. Die so ermittelten Werte konnten allerdings experimentell nicht bestätigt werden.



**Abbildung 13: Effektive Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Folienzahl**

Abbildung 14 zeigt Ergebnisse einer Optimierungsrechnung. Links ist der von Kinkead und Pitchfort [KIN69] berechnete Wärmestrom einer Folienisolation in Abhängigkeit von der Gesamtdicke für Helium als Wärmeträger dargestellt. Als Parameter ist die Zahl der Folien eingezeichnet. Bei sieben Folien erübrigt sich eine Erhöhung der Isolierstärke bereits ab etwa 80 mm. Der Wärmestrom kann nicht wei-

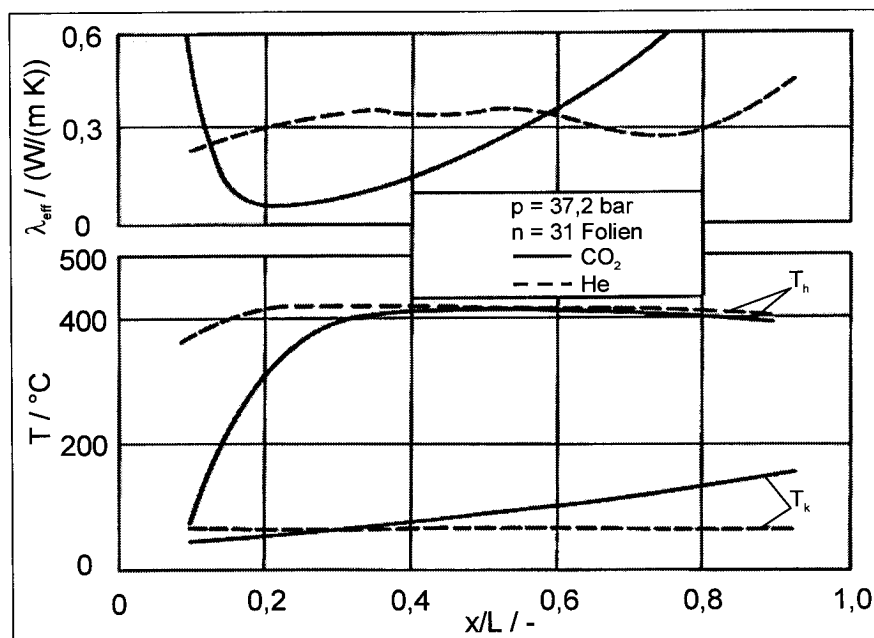


**Abbildung 14: Wärmestrom in Abhängigkeit von der Isolierungsdicke und vom Gasdruck**

ter verringert werden. Auf der rechten Seite des Bildes ist die Abhängigkeit des Wärmestroms vom Heliumdruck dargestellt, wieder mit der Folienzahl als Parameter.

Das Ansteigen der Wärmeverluste mit steigendem Druck ist eine Folge der freien Konvektion. Die Ra-Zahlen der Schichten auf der kalten Außenseite lagen zwischen 10000 und 80000.

Das Auftreten freier Konvektion bei großen Spaltweiten einer Isolierung läßt sich anhand von Meßergebnissen, siehe Cowap und Furber [COW67], belegen. Die Isolierungen waren eigens zu Testzwecken angefertigt worden. Sie entsprachen nicht den im Oldbury-Reaktor eingesetzten. Die Gesamtstärke des aus 31 Folien bestehenden Pakets betrug 52,4 mm, die Länge etwa 2 m, die Dicke einer Folie 0,1 mm, der Folienabstand 1,575 mm. Die Versuche wurden mit Kohlendioxid und Helium in einer vertikal angeordneten Teststrecke durchgeführt. In Abbildung 15 sind unten die auf der heißen und kalten Seite gemessenen Temperaturen für beide Gase

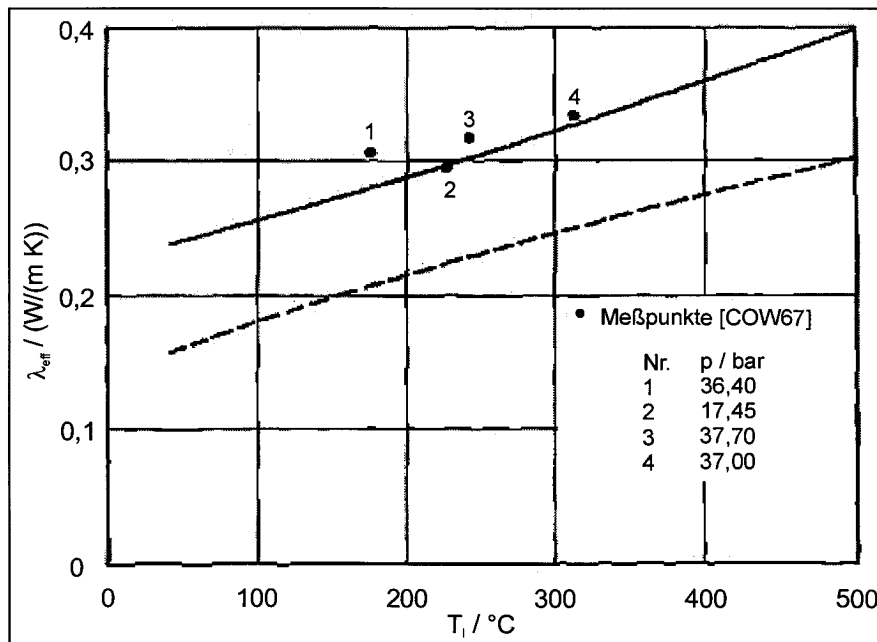


**Abbildung 15: Temperaturverlauf und Wärmeleitfähigkeiten einer Folienisolierung**

und für einen Druck von 37,2 bar in Abhängigkeit von der dimensionslosen Lauflänge  $x/L$  dargestellt. Die Temperaturen sind bei Verwendung von Helium annähernd konstant. In Kohlendioxidatmosphäre ist dagegen ein Anstieg der Linertemperatur von 45 °C auf 150 °C festzustellen. Auf der Abdeckplatte ist ein starker Gradient im Bereich  $0,1 \leq x/L \leq 0,4$  zu beobachten. Inwieweit hier Einflüsse der Flansche und des Deckels eine Rolle spielten und miterfaßt wurden, konnte nicht festgestellt werden. Für Kohlendioxid waren die Spaltweiten zu groß. Im oberen Teil des Bildes sind die effektiven Wärmeleitfähigkeiten über der Lauflänge dargestellt. Deutlich ist hier eine Verschlechterung der Wärmedämmung im Bereich der Enden, also am Fuß und Kopf, für Kohlendioxid zu beobachten.

Abbildung 16 zeigt einen Vergleich zwischen gerechneten und gemessenen Wärmeleitfähigkeitswerten in Abhängigkeit von der Temperatur. Der Hersteller der Isolierung, die Firma Darchem, hatte anhand der zunächst unter Kohlendioxidatmosphäre durchgeführten Versuche die Wärmeleitfähigkeit dieser Isolierung für Helium berechnet. Die durchgezogene Linie zeigt diese berechnete Leitfähigkeit für einen Druck von etwa 40 bar. Die von Cowap und Furber [COW67] gemessenen Werte sind zum

Vergleich eingezeichnet. Darchem benutzte allerdings ein anderes Verfahren zur Berechnung der freien Konvektion. Grundlage der hier besprochenen Arbeiten waren zunächst Messungen der Permeabilität der kompletten Isolierung. Die Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Werten ist als gut zu bezeichnen. Die nur geringe Druckabhängigkeit läßt auf einen nur kleinen Konvektionseinfluß schließen. Zum Vergleich ist die Leitfähigkeit des Heliums eingezeichnet, dessen Anteil an



**Abbildung 16: Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur**

der effektiven Wärmeleitfähigkeit etwa 80 % beträgt. Die restlichen 20 % verteilen sich fast gleichmäßig auf Strahlung, freie Konvektion und Leitung durch die Strukturmaterialien.

Weitere Untersuchungen an Folienisolierungen wurden für den Druckbehälter des THTR in Hamm Uentrop im Auftrag der früheren Firma BBK, später HRB, von der Firma Bertin in Frankreich durchgeführt. Die Experimente erfolgten unter Reaktorbedingungen. Die Temperatur auf der heißen Seite der Isolierung betrug 200 °C, der Druck war 40 bar. Der Versuchsstand ist in Abbildung 17 dargestellt. Er bestand aus einem zylindrischen Teil mit zwei halbkugelförmigen Endstücken. Ein Gebläse wälzte das von einem Heizsystem erwärmte Helium um. Die Strömungsrichtung ist eingezeichnet. Es wurden gleichzeitig zwei Isolierungen der Firma Darchem an der vertikal angeordneten hexagonalen Teststrecke und am oberen Ende des Einsatzes getestet. Im oberen Bereich sollte ein Durchbruch eines Standrohres durch die Decke simuliert werden. Der Einsatz ermöglichte den gleichzeitigen Test beider Isolierungen, die an je drei Wänden des hexagonalen Einsatzes montiert waren. Die Hauptabmessungen sind angegeben. Weitere Angaben sind dem Bild ebenfalls zu entnehmen. Für beide Isolierungen betrug die Foliendicke 0,1 mm. Der Drahtdurchmesser der Maschengitter war 1,22 mm. Isolierung 2 wies mit 100 mm eine um den Faktor 2 höhere Maschenweite in Längsrichtung auf. In Querrichtung betrug sie 50 mm. Der Hauptunterschied lag in der Zahl der Folien, nämlich 40 gegenüber 16, und in der Gesamtdicke, 70 mm gegenüber 84 mm, siehe Bobleter, Chiron, Grossin und Naudin [BOB70].

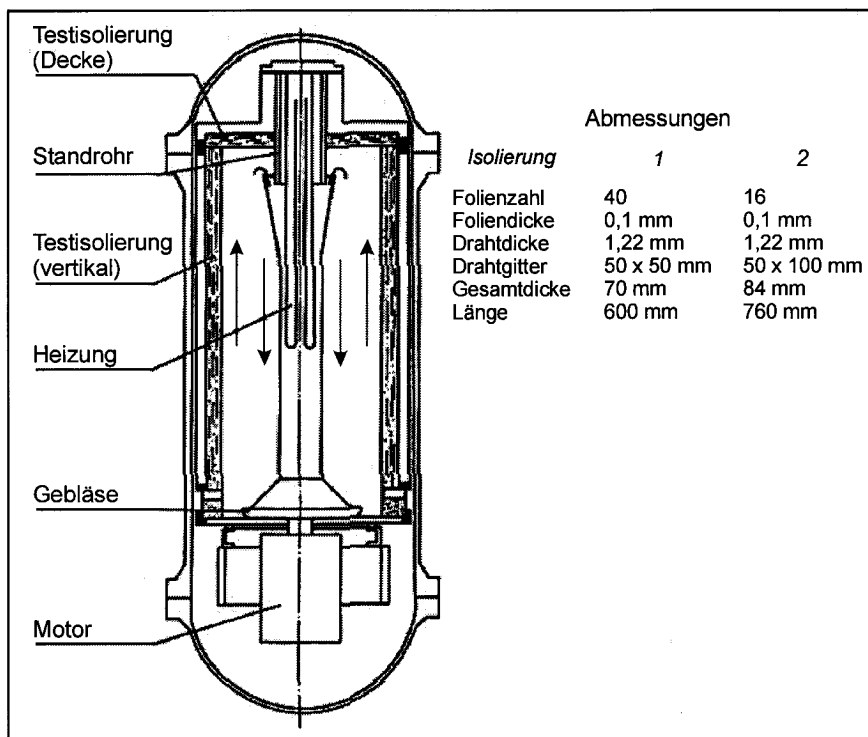


Abbildung 17: Versuchsstand (Bertin)

In Abbildung 18 sind nach von der Weyden [WEY71] mittlere Wärmeverluste beider Isolierungen bei vertikaler Anordnung der Testobjekte in Abhängigkeit von der Deckplattentemperatur dargestellt. Isolierung 2 mit der kleineren Folienzahl, nämlich 16, bewirkt um fast 15 % geringere Wärmeverluste als Isolierung 1 mit 40 Folien. Dies läßt sich mit der geringeren Zahl der Abstandhalter und der größeren Dicke erklären. Wie dem Bild ebenso zu entnehmen ist, ist die effektive Wärmeleitfähigkeit beider Systeme dagegen annähernd gleich. Die Geschwindigkeit betrug jeweils 3,3 m/s. Steigender Druck führte aufgrund natürlicher Konvektion zu höheren Wärmeverlusten.

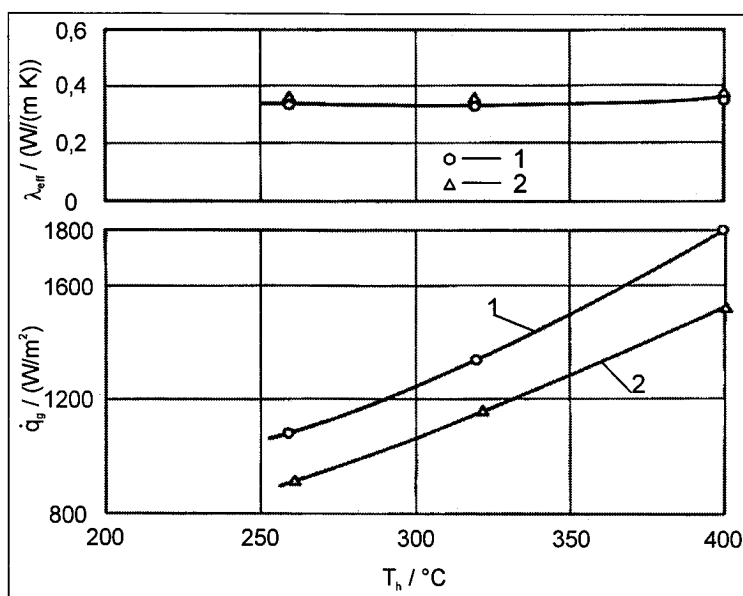
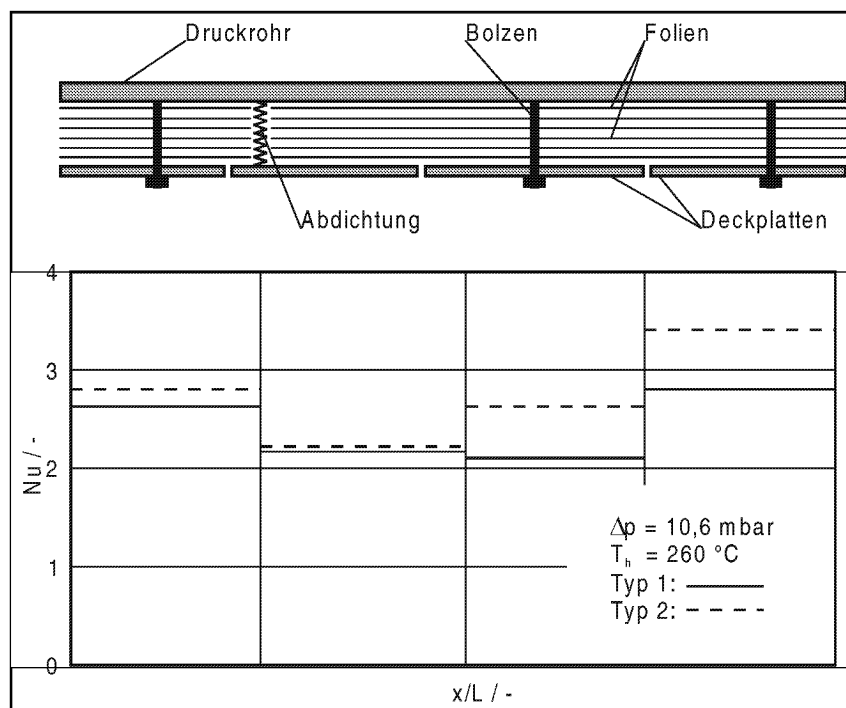


Abbildung 18: Wärmeströme und effektive Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit von der Temperatur

Der Einfluß der Gasgeschwindigkeit auf die Wärmeleitfähigkeit der beiden offenen Isoliersysteme wurde ebenso untersucht, siehe Abbildung 19. Zu diesem Zweck wurden zwei Versuchsreihen gefahren. Bei einem Druck von 1 bar wurde die Druckdifferenz, die sich aufgrund der Strömungsverluste in Strömungsrichtung einstellte, in den Grenzen  $0,029 \text{ mbar} \leq \Delta p \leq 0,59 \text{ mbar}$ , beim Druck von 40 bar in den Grenzen  $2,94 \text{ mbar} \leq \Delta p \leq 10,58 \text{ mbar}$  variiert. In den einzelnen Zonen der Isolierung schwankten die Nu-Zahlen beim unteren Druck von 1 bar nur zwischen 1,1 und 1,6, d. h. der Einfluß war gering. Das Bild zeigt Nu-Zahlen über die Lauflänge  $x/L$  der Isolierung für den oberen Druck, die höchste Druckdifferenz und eine Temperatur von  $260 \text{ °C}$ . Oben ist die Isolierung schematisch mit den Hauptbauteilen Folien, Deckplatten, Bolzen und Dichtelement dargestellt. In den einzelnen Abschnitten



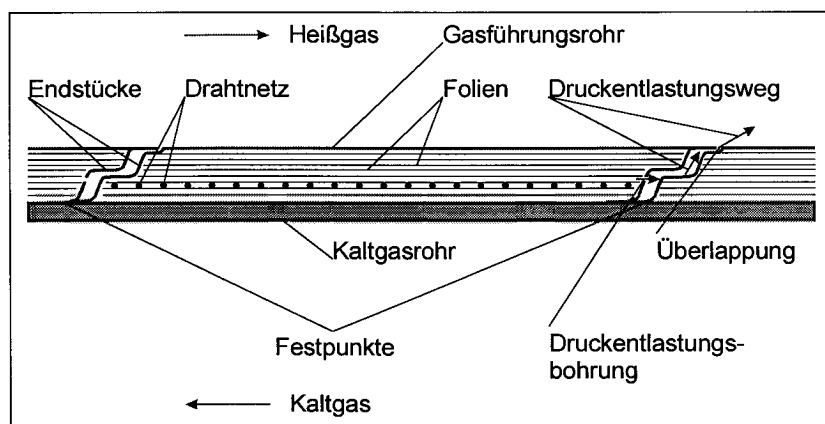
**Abbildung 19: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der Lauflänge**

variieren die Nu-Zahlen beträchtlich. Sie fallen von Werten knapp unter 3 auf Werte von 2,2. Dann steigen sie wieder an und erreichen mit 3,5 das Maximum. Das Minimum ist auf die axiale Absperrung zurückzuführen, die keine axiale Durchströmung zuläßt. In allen Sektoren erwies sich Isolierung 2 aufgrund ihrer kleineren Folienzahl und Dicke als die mit den höheren Wärmeverlusten. Eine Steigerung der Temperatur über  $320 \text{ °C}$  auf  $400 \text{ °C}$  bewirkte bei gleichbleibendem Gasdruck, hier nicht dargestellt, eine deutliche Abnahme der Nu-Zahlen. Dies läßt sich mit der Ra-Zahl erklären, deren Wert mit steigendem Druck zu- und mit größer werdender Temperatur abnimmt.

Theoretische Berechnungen der Wärmeleitfähigkeit einer solch komplexen Isolierung erwiesen sich als schwierig oder fast unmöglich. Davidson [DAV67] hat einen solchen Versuch unternommen, indem er die Grundgleichungen, die die Strömung und den Wärmetransport in anisotropen Körpern beschreiben, zu Grunde gelegt und diese Gleichungen mit der Beziehung zur Beschreibung der Temperaturverteilung gekoppelt hat. Lösungen waren dabei nur bei gewissen Vereinfachungen möglich.

Da nur Rechenergebnisse angegeben wurden und kein Vergleich mit Meßergebnissen möglich ist, soll nicht näher darauf eingegangen werden.

Als ein weiterer Typ einer Folienisolierung ist die sogenannte Bobbinisolierung zu nennen. Während die zuvor beschriebene Linerisolierung – Typ offene Bauweise – vor Ort montiert werden konnte und für kleine axiale Druckgradienten ausgelegt war, wurde die Bobbinstruktur komplett im Werk gefertigt und in ein zu isolierendes Rohr geschoben. Sie eignete sich also vornehmlich für gerade Rohrleitungen. Ihr Einsatzbereich ist damit also begrenzt. Probleme wie z. B. die Ovalität der Druckrohre waren besonders zu berücksichtigen. Furber und Sheppard [FUR82] haben eine solche Isolierung für den Reaktor Dungeness B beschrieben. Abbildung 20 zeigt diese Isolierung, die aus Folien und Maschendraht als Abstandhalter bestand. Spätere Konstruktionen wiesen auch genoppte oder gewellte Folien als Abstandhalter auf. Im Gegensatz zu später noch zu besprechenden Systemen, die auf der Heißgasseite offen sind, ist die Bobbinisolierung bis auf die Spalte an den Stoßstellen geschlossen. Das sich zwischen den Elementen befindende Gas kann bei plötzlicher



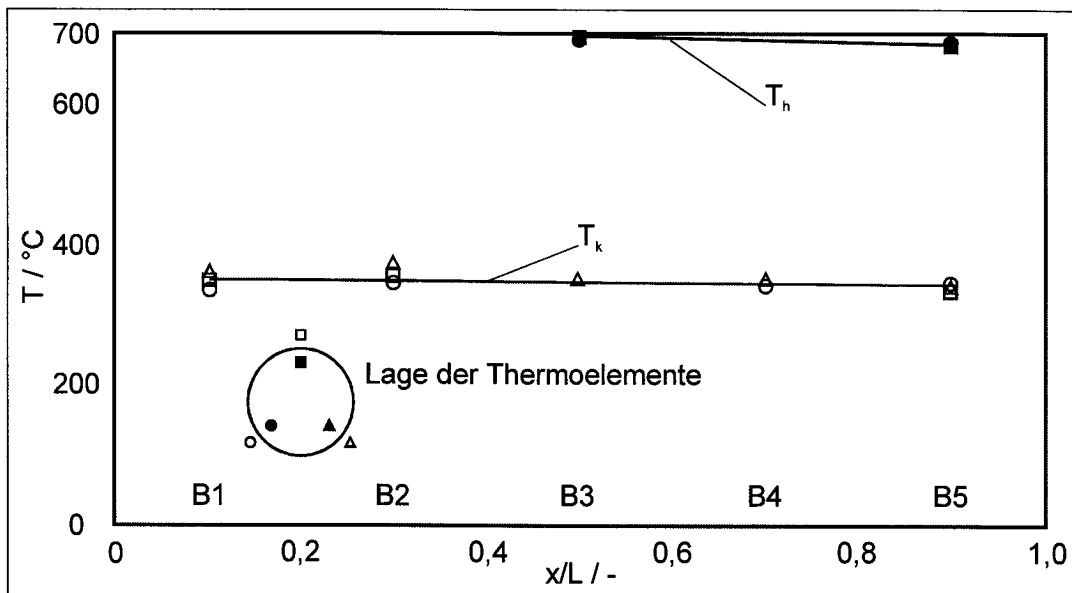
**Abbildung 20: Folienisolierung (Bobbinbauweise)**

Druckentlastung durch die dafür vorgesehene Druckentlastungsbohrung in dem stromabwärts gelegenen z-förmigen Endstück abströmen und von dort durch den Spalt zwischen benachbarten Endstücken an der Überlappungsstelle in den heißen Außenraum entweichen. Dies stellt eine ältere Variante dar, die nach Druckentlastungsexperimenten in Ispra modifiziert worden war. In neueren Konstruktionen fehlte der Gasspalt. An seine Stelle traten Druckentlastungsbohrungen oder auch „breather holes“ in der Überlappungslippe. Die Isolierung wies an einem Ende einen Fixpunkt auf, so daß das andere Ende frei beweglich war.

Soweit bekannt, wurden wärmetechnische Untersuchungen in Deutschland an den Bobbinisolierungen nur an zwei Stellen durchgeführt. Eine solche Isolierung war in die koaxiale Teststrecke des Heliumversuchskreislaufs – kurz HVK – montiert. Dieser Kreislauf – Heliumdruck 20 bar, Heißgastemperatur 800 °C, maximaler Massenstrom 1 kg/s – war von der Firma Gutehoffnungshütte (GHH) in Oberhausen auf dem Gelände des Forschungszentrums für Vortests aufgebaut worden, [GHH70]. In ihm sollten später Experimente für Geesthacht II durchgeführt werden. Der Rückzug der Firma GHH aus dem Reaktorgeschäft stoppte die vorbereitenden Arbeiten. Der Prüfstand wurde an das Instituto de Energia Atômica (IEA) in São Paulo/Brasilien verkauft. Dort wurde er mit Unterstützung des IRB wieder aufgebaut. Die von den Brasilianern vorgesehenen Versuche an der Bobbinisolierung sollten im Juni des

Jahres 1975 aufgenommen werden. Allerdings wies die Isolierung nur sieben Thermoelemente, und zwar auf der heißen und kalten Seite, auf, so daß an die Ergebnisse keine großen Erwartungen gestellt werden konnten. Die Versuche wären auch nur dann sinnvoll gewesen, wenn die Kaltgasmenge um den Faktor 10 hätte gedrosselt werden können. In diesem Fall wäre eine Berechnung der Wärmeverluste durch die Isolierung aufgrund der Aufheizung auf der Kaltgasseite sinnvoll gewesen. Mit Unterstützung des IRB wurde eine neue Isolierung bestellt, geliefert und montiert. Über die Versuche hierzu wird an anderer Stelle berichtet.

Langzeitversuche an einer Bobbinisolierung wurden seit Mitte des Jahres 1973 im Dragon-Reaktor in Winfrith durchgeführt. Die Arbeiten waren Teil eines Zusammenarbeitsvertrags zwischen dem Dragon-Projekt und der KFA. Die von der Firma Darchem gefertigte Isolierung war ebenfalls nicht so instrumentiert worden, daß verlässliche Aussagen über das thermische Verhalten möglich gewesen wären. Sie bestand aus insgesamt fünf Bobbins von je 600 mm Länge. Neben Fragen der Wärmeverluste spielten auch die Materialien, aus denen die einzelnen Teile der Isolierung gefertigt worden waren, sowie die Blechdicken für Außen- und Innenseite, Endstücke, Folien usw. eine besondere Rolle. Weiter wurden auch unterschiedliche Abstandhalter eingesetzt. Alle diese Änderungen sollen hier nicht aufgezählt werden. Die Bobbinisolierung war in eines der sechs Rohre montiert, in dem heißes Helium vom Reaktorplenum zum Wärmetauscher gefördert wurde. Dieses Gas durchfloß die vertikale Anordnung von unten nach oben. Das vom Gebläse kommende kalte Gas nahm die durch die Isolierung fließende Wärme auf. Außen- und Innendurchmesser des 4,3 m langen Tragrohres betragen 235 mm bzw. 222 mm.



**Abbildung 21: Temperaturen einer Bobbinisolierung (Dragon)**

Abbildung 21 zeigt nach Angaben von Mc. Iver, Sage, Simon und Harper [IVE74] für eine Materialpaarung auf den Außenseiten gemessene Temperaturen über die Länge der Isolierung. Die Messungen wurden im Jahr 1975 durchgeführt. Auf der Abszisse sind die fünf Bobbins mit B bezeichnet. Die Temperaturen wurden jeweils in deren Mitte gemessen. In der Skizze erkennt man die Lage der Thermoelemente, die unter einem Winkel von 120° angebracht waren. Auf der Heißgasseite gab es nur wenige Meßstellen. Folglich ist die Streuung der Meßwerte im Gegensatz zu denen

auf der Kaltgasseite auch deutlich geringer. Obwohl die Temperaturen in einem Axialschnitt gemessen wurden, gab es maximale Abweichungen von 30 K. Wahrscheinlich kam es hier zu Strähnenbildung infolge schlechter Durchmischung der Strömung. Die Temperaturunterschiede sind mit Sicherheit nicht auf schlechtere Isolierfähigkeit in den entsprechenden Bereichen zurückzuführen.

Weitere Untersuchungen an einer von Darchem gefertigten Bobbinisolation wurden im früheren Institut für Technische Physik (ITP), dem späteren Institut für Grenzflächenforschung und Vakuumtechnik (IGV), durchgeführt. Auch diese Isolation bestand aus fünf Schüssen oder Bobbins von je 600 mm Länge. Ihre Dicke betrug 150 mm. Der Innendurchmesser des Druckrohres war mit 884 mm deutlich größer als die Durchmesser der zuvor beschriebenen Rohre. Als Abstandhalter waren in diesem Fall genoppte Folien eingesetzt worden. Die insgesamt 23 Folien hatten eine Dicke von 0,7 mm. Alle verwendeten Teile waren aus Incoloy 800 gefertigt. Im Gegensatz zu den bereits beschriebenen Systemen wiesen die Bobbins am stromabwärts gelegenen Ende Druckentlastungsbohrungen im Gasführungsrohr auf. Somit war im Störfall ein rascheres Abströmen des Heliums aus der Isolation in den Innenraum möglich. Die Instrumentierung mit Thermoelementen erfolgte während des Zusammenbaus beim Hersteller. Für den Einbau der Schüsse in das Druckrohr wurde nur eine Woche Zeit benötigt. Dabei wurden sie jeweils auf einen auf der Wand des Rohres angebrachten Ring geschweißt.

Experimente an dieser Isolation wurden von Henßen et al. [HEN76] im Druckentlastungskanal und in der ARGAS-Versuchsanlage (ARGONGAS) durchgeführt. Dabei waren Druckrohr und Isolation entweder horizontal oder vertikal angeordnet. Der ARGAS-Kanal war ein geschlossener Kanal, der vormals für magnetohydrodynamische Arbeiten (MHD) eingesetzt worden war. Auf ihn wird später ausführlicher eingegangen. Im Druckentlastungsversuchsstand wurde die Isolation u. a. unter quasi statischen Bedingungen und bei vertikaler Anordnung auf ihre thermischen Eigenschaften untersucht. Druck und Temperatur betragen 40 bar bzw. 950 °C. Es waren auch Versuche unter Vakuum möglich. Die elektrische Heizung war, abgesehen von einer unteren Gleitführung, frei hängend in das Testrohr eingesetzt.

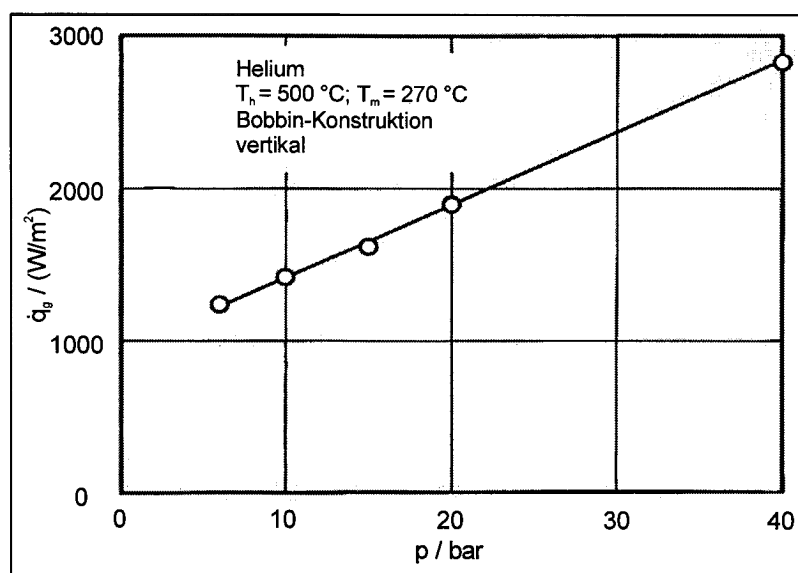
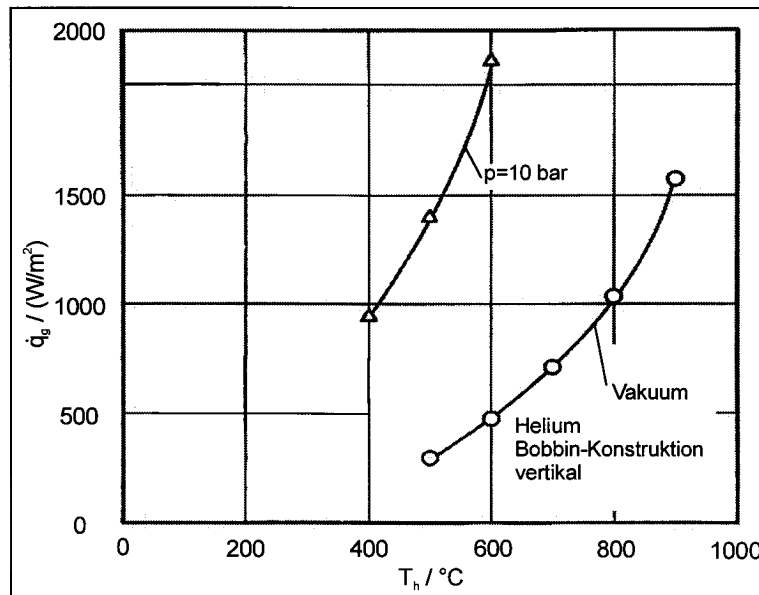


Abbildung 22: Wärmeverluste in Abhängigkeit vom Druck

Die in Abbildung 22 in Abhängigkeit vom Gasdruck dargestellten Wärmeverluste stellen Mittelwerte über die drei unteren Schüsse der Isolierung – die Versuche waren im Druckentlastungskanal durchgeführt worden – dar. Dort waren die Temperaturen über die Höhe konstant, während über die anderen Schüsse ein Temperaturabfall bis zu 100 K beobachtet wurde. Da dieser Effekt unter Vakuum nicht auftrat, wurde freie Konvektion als Ursache für dieses Verhalten angesehen. Die Werte gelten für eine Heißgastemperatur von 500 °C; die mittlere Temperatur in der Isolierung betrug 270 °C. Der Anstieg der Wärmeverluste mit dem Druck ist linear. Der Wert beim höchsten Druck, also 40 bar, wurde extrapoliert, da Schwierigkeiten bestanden, den Druck einzustellen.

Abbildung 23 gibt über den Umfang des Druckrohres gemessene Wärmeverluste für Versuche unter Vakuumbedingungen und bei einem Heliumdruck von 10 bar in Abhängigkeit von der Temperatur auf der heißen Seite wieder. Die im Vakuum bestimmten Werte sind sehr hoch. Nach voriger Definition ergäbe sich ab einer

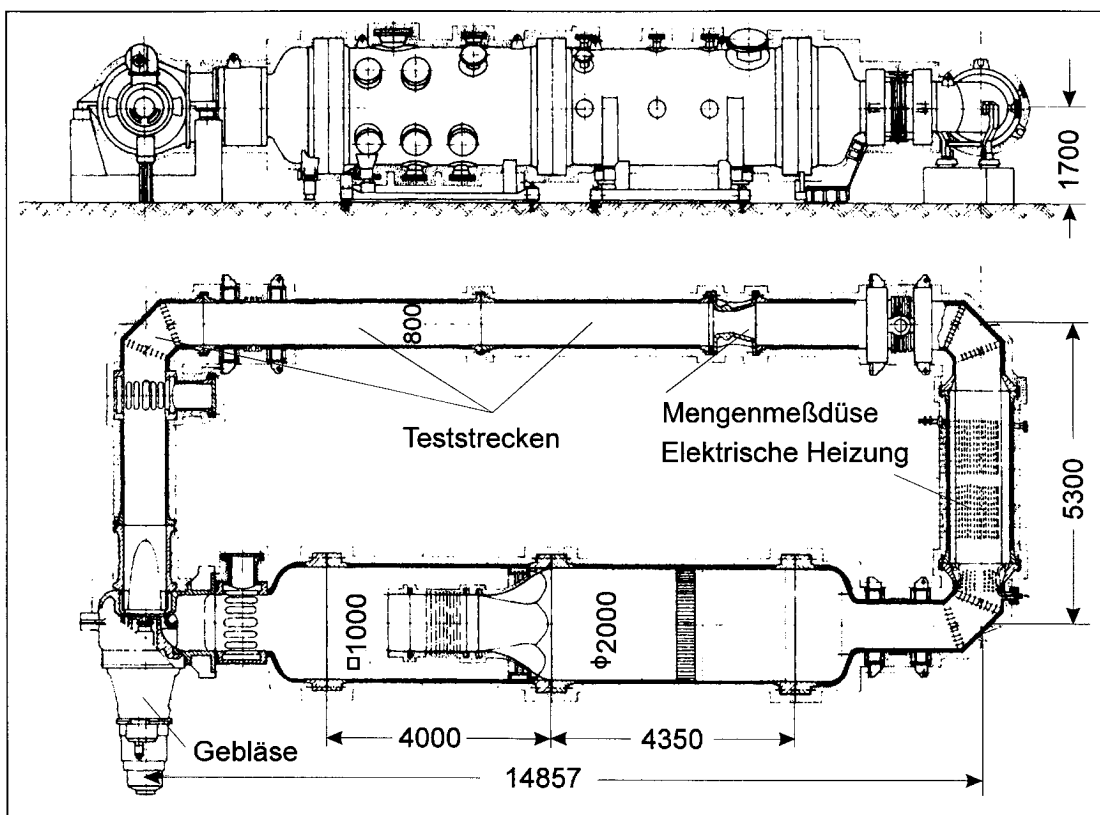


**Abbildung 23: Wärmeverluste in Abhängigkeit von der Temperatur**

Temperatur von etwa 800 °C eine Nu-Zahl von größer als 1. Trotz hoher Folienzahl scheint ein deutlicher Wärmetransport infolge Strahlung stattzufinden, wie der Anstieg der Verluste anzeigt. Noch steiler ist der Anstieg der Wärmeverluste bei dem Gasdruck von 10 bar. Dieser ist auf freie Konvektion zurückzuführen. Der Wärmetransport zur Wand hätte in dem 8 mm großen Spalt, der zwischen Rohrwand und Isolierung lag und der wegen des für die Anschweißung notwendigen Rings notwendig war, erfolgen können.

Diese Messungen und die Untersuchungen im ARGAS-Kanal ließen darauf schließen, daß die Isolierung hinsichtlich des thermischen Verhaltens für HTR-Anlagen nicht geeignet war. Dies war allerdings nicht auf mechanische Veränderungen oder gar Zerstörungen, wie bei der Zerlegung der einzelnen Schüsse festgestellt, zurückzuführen. Daher wurde das Konzept, das ohnehin nur begrenzte Einsatzmöglichkeiten bot, nicht weiter verfolgt.

Umfangreiche Messungen an kompletten Isolationssystemen wurden etwa ab dem Jahr 1973 im Hochdruckgaskanal (HD-Kanal) des Instituts für Reaktorbauelemente (IRB) durchgeführt. Dieser für Wärmetauscheruntersuchungen erstellte und für Luft, Kohlendioxid und Stickstoff ausgelegte Versuchsstand wurde Anfang der 70er Jahre, als die Arbeiten zur HTR-Entwicklung aufgenommen werden mußten, auf den Betrieb mit Helium als Wärmeträger umgerüstet. Die Anlage ist in Abbildung 24 dargestellt. Die elektrischen Leistungen der Heizung und des Gebläses betragen 2000 kW bzw.



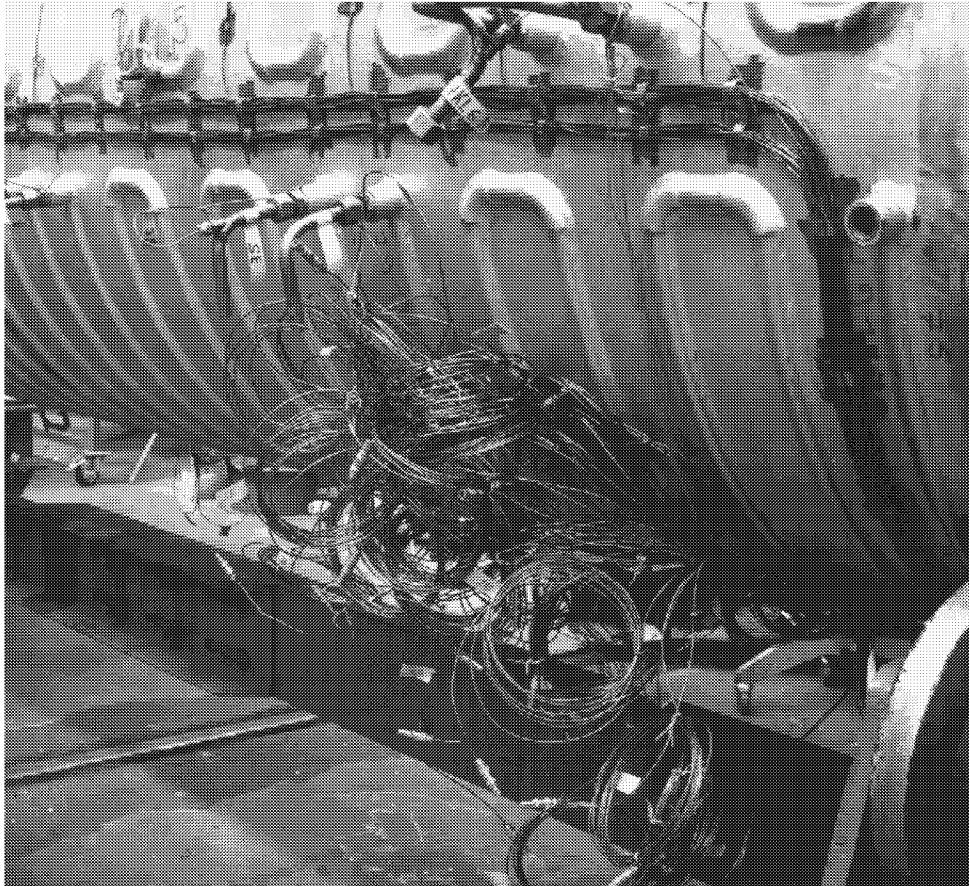
**Abbildung 24: Hochdruckgaskanal (HD-Kanal)**

300 kW. Der maximale Volumenstrom lag bei etwa  $7 \text{ m}^3/\text{s}$ . Druck und Temperatur betragen 40 bar bzw.  $400 \text{ }^\circ\text{C}$ . Bis zur Aufnahme der Messungen an Isolierungen war nur die große Teststrecke – Durchmesser 2000 mm – benutzt worden. Dort wurden u. a. Wärmetauscherabschnitte, Einzelrohre oder auch Kugeln vor allem hinsichtlich Wärmeübergang und Druckverlust untersucht. Rohre und Wärmeaustauscher wurden auch mechanischen Belastungen infolge Schwingungsbeanspruchung ausgesetzt. Nähere Einzelheiten sind Grosse und Scholz [GRO65] zu entnehmen. Die später aufgenommenen Untersuchungen an Isolierungen ließen die kleinere Leitung von 800 mm Durchmesser als geeignet erscheinen. Für erste Messungen wurde die vor der Mengenmeßdüse gelegene Leitung ausgewählt. Später kam noch der in Strömungsrichtung hinter dem Gebläse liegende Bereich, also auch der Krümmer, hinzu.

Der Innendurchmesser des 4800 mm langen Druckrohres zur Aufnahme der Testobjekte betrug 927 mm. Der gegenüber der Originalleitung größere Durchmesser war wegen der einzubauenden Isolierung notwendig. Die Rohrwanddicke von 19 mm hielt bei Ausfall der Außenkühlung der Maximaltemperatur von  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  stand. Zur Abfuhr und Erfassung der Verlustwärme wurden auf die äußere Rohrwand Halbrohre

aufgeschweißt, die von Kühlwasser durchströmt wurden. Der Innendurchmesser dieser Rohre betrug 12 mm, die Wandstärke 2 mm.

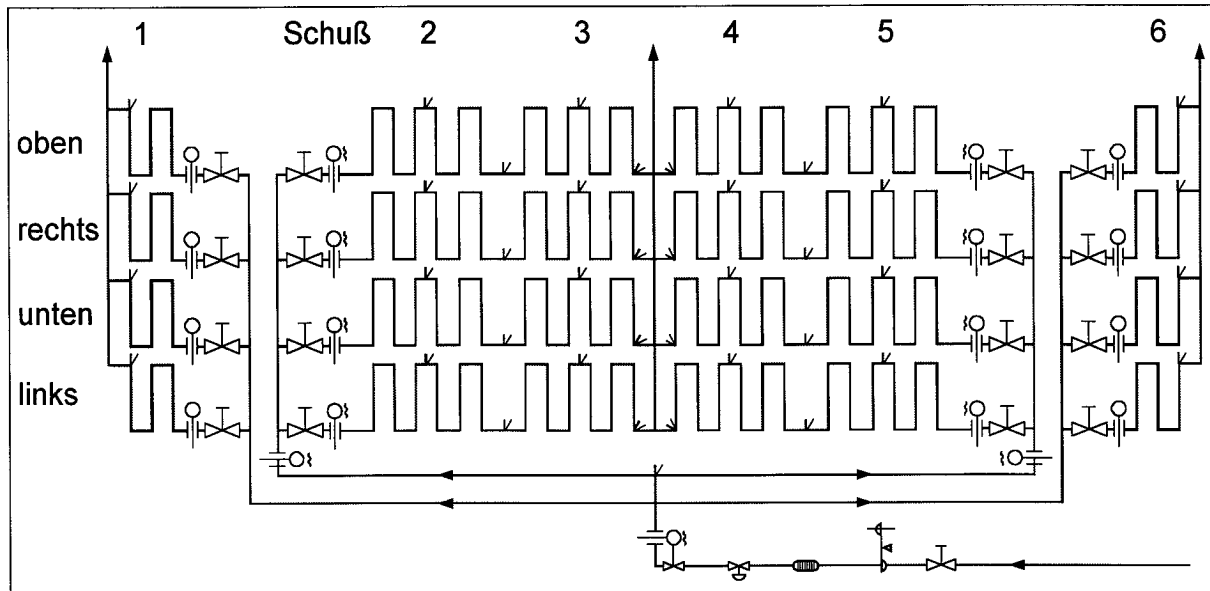
Abbildung 25 zeigt die Außenseite des Druckrohres und die aufgeschweißten Kühlrohre. Lieferant war die Firma ARG in Ratingen, später Reisholz. Außerdem sind Thermoelementleitungen zu erkennen, die gebündelt auf der Außenwand verlegt waren und mittels Steckern – ebenfalls zu sehen – mit den Nullstellen verbunden wurden. Zusammen mit den innen angebrachten Thermoelementen wurden für jede Isolierung, also für jeden Versuch, etwa 150 Thermoelemente benötigt.



**Abbildung 25: Druckrohr mit Kühlrohren**

Zur Festlegung der Teilung der Kühlrohre war zuvor das Temperaturprofil der drucktragenden Wand in Abhängigkeit von der Isolierdicke und den Wärmeübergangsbedingungen auf der heißen und kalten Seite berechnet worden. Es stellte sich als günstig heraus, die Teilung auf 100 mm zu begrenzen. Die den Rechnungen zugrunde liegenden Werte lieferten eine maximale Übertemperatur von 10 K zwischen zwei Kühlwasserrohren. Eine außen angebrachte Schaumstoffisolierung von 15 mm Dicke sollte die Wärmeverluste an die Umgebung möglichst gering halten. Die zunächst spiralförmig vorgesehene Außenkühlung wurde rasch geändert, da unterschiedliche Wärmeverluste in den einzelnen Sektoren des horizontal angeordneten Druckrohres erwartet wurden. Zur Erfassung dieser Verluste wurde das Kühlsystem entsprechend Abbildung 25 und Abbildung 26 über den Umfang in vier Sektoren aufgeteilt. Um zu große Druckverluste infolge der zahlreichen Umlenkungen zu vermeiden, war auch eine Unterteilung in Achsrichtung vorgenommen worden. So standen also, wie dargestellt, für die Erfassung der Wärmeverluste in der Mitte des Rohres acht Systeme

und an den Enden quasi als Schutzkühlung je vier zur Verfügung. Die eingezeichneten Pfeile geben die Strömungsrichtung des Wassers an. Diese Anordnung – Druckrohr, Aufteilung der Kühlsysteme und Instrumentierung – wurde für alle im HD-Kanal getesteten Isolierungen benutzt. An den Meßzonen – die Nummern der einzelnen Meßabschnitte der zuerst untersuchten Folienisolierung sind im oberen



**Abbildung 26: Kühlwasserschema**

Bereich des Bildes angegeben – trat das Kühlwasser in der Mitte der Meßstrecke aus. Die Wassermengen dieser acht Hauptsysteme wurden dabei auf gleiche Austrittstemperaturen eingeregelt. Auf diese Weise sollten Wärmeleitungseinflüsse der Rohrwand vermieden werden, d. h. sowohl in Umfangs- als auch Längsrichtung sollte ein Wärmetransport aus einem System in ein anderes unterbunden oder klein gehalten werden. Die Endabschnitte eins und sechs jeder Isolierung lagen, wie ebenso zu erkennen, unter den kürzeren Schutzkühlsystemen. Weitere Erläuterungen finden sich bei Bröckerhoff und Scholz [BRÖ74a].

Große Schwierigkeiten bereitete zunächst die genaue Erfassung der Wassermengen, die, wie rechnerische Abschätzungen zeigten, gering sein mußten. Die wichtigste Voraussetzung für diese Bestimmung war ein konstanter Wasservordruck. Da das Kühlwasser dem Leitungsnetz der Anlage entnommen werden sollte und der Druck dieses Wassers, wie Messungen gezeigt hatten, tageszeitlich bedingt zwischen 6 bar und 8 bar schwankte, wurden ein Druckminderer und ein elektronisch gesteuertes Regelventil vorgeschaltet. Die Bestimmung der Wassermengen erfolgte für jeden Teilzweig des Kühlsystems mittels einer Kombination aus einer Durchflußdüse und einem Differenzdrucktransmitter, die speziell von der Herstellerfirma für die Messung kleiner Wassermengen entwickelt worden waren. Da Vor- und Nachlaufstrecken fehlten, mußte diese Meßvorrichtung jeweils geeicht werden. Wegen der Gefahr der Verstopfung der kleinen Düsenbohrungen infolge Schmutz- oder Kalkablagerungen wurden vor das Meßsystem noch ein Mikrofilter und eine Phosphatschleuse geschaltet. Zur Kontrolle erfolgte zusätzlich noch die Messung der Summenströme der vier linken und vier rechten Meßzweige, ebenfalls mittels Düsen und Transmittern. Da eine genaue Bestimmung der Wassermengen in den äußeren

Hilfskühlsystemen nicht erforderlich war, wurde die Erfassung hier mit Hilfe von Rotametern vorgenommen.

Wie dem Fließbild weiter zu entnehmen ist, wurde die Kühlwassertemperatur vor der Verzweigung in die einzelnen Kühlsysteme gemessen. Zur Steigerung der Meßgenauigkeit wurden die Temperaturen zur Ermittlung der Aufheizung in jedem Strang in Differenz zu dieser Eintrittstemperatur erfaßt. In jedem dieser zweimal vier Sektoren war die Bestimmung der Aufheizung sowohl über die volle Länge als auch über kürzere Abschnitte möglich. So waren Aussagen über die Wärmeverluste in den entsprechenden Teilbereichen der darunter angeordneten Isolierungen möglich. Die Versuche wurden meistens zunächst mit Luft, dann mit Helium bei Temperaturen von 100 °C, 200 °C, 300 °C und 400 °C durchgeführt. In der Regel betrug die Drücke 2,5 bar, 5 bar, 10 bar, 20 bar und 40 bar. Dabei galten die Luftversuche einerseits als Vorversuche, andererseits sollten daraus Schlüsse auf die Verhältnisse bei höheren Gasdichten und damit Ra-Zahlen gezogen werden. Abweichungen von den angegebenen Temperaturen und Drücken wurden zugelassen, da eine genaue Einhaltung dieser Werte nicht immer möglich war. Neben den Temperaturen innerhalb der zu untersuchenden Isolierungen wurden auch die Gasdrücke der eingesetzten Gase gemessen. Da die Mengenmeßdüse fehlte, erfolgte die Mengenmessung mittels eines zuvor geeichten Prandtl-Rohres.

Trotz der zahlreichen Meßstellen konnten lediglich die Verhältnisse in einem Abschnitt der Isolierungen genauer ermittelt werden. Für die anderen Abschnitte konnten aber die Wärmeströme  $\dot{Q}$  und daraus die der einzelnen Sektoren aus den jeweiligen Wasserdurchflüssen und den Aufheizungen ermittelt werden. Für jeden Sektor einer Isolierung gilt

$$\dot{Q} = \dot{m}_W \cdot \Delta T_W \cdot c_{pW} \quad (34)$$

Im einzelnen sind  $\dot{m}_W$  die Kühlwassermengen,  $\Delta T_W$  die Aufheizung und  $c_{pW}$  die spezifische Wärmekapazität. Die Bestimmung der jeweiligen Wassermengen erfolgte mittels Polynomkoeffizienten, die nach Eichung der verwendeten Düsen und Düsenbrücken bestimmt werden konnten. Da während der Eichung sieben Stützpunkte pro Transmitter als ausreichend angesehen wurden, wurden aus den sechs Polynomkoeffizienten pro Teilzweig Polynome 5. Grades der Form

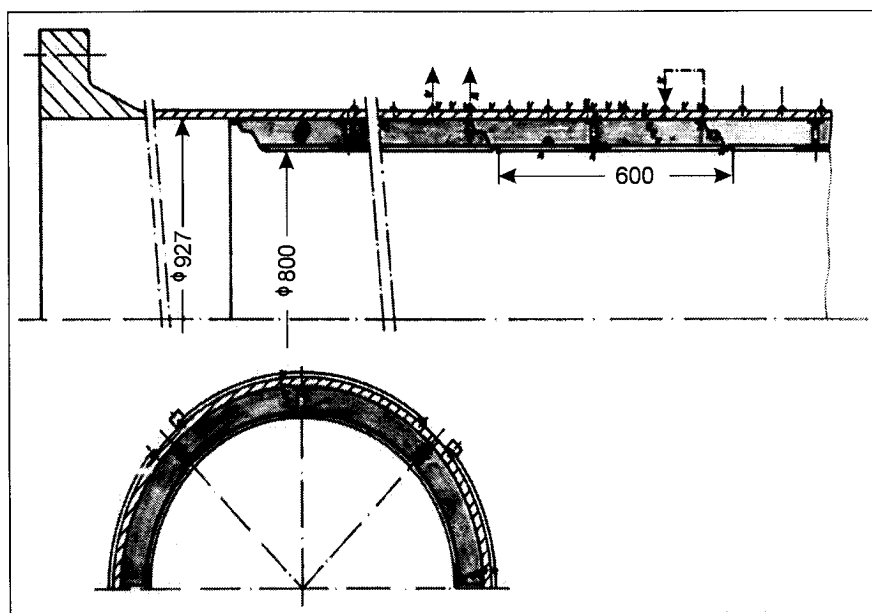
$$\dot{m}_W = a_i \cdot x^i \quad (35)$$

gebildet. Hier sind  $a_i$  die Polynomkoeffizienten für  $i = 0 - 5$ ,  $x$  ist die an der Düsenbrücke gemessene Druckdifferenz in mV, vermindert um den Nullpunktwert. Die spezifischen Wärmekapazitäten wurden als konstant angenommen, da die Aufheizungen in jedem Teilzweig nur gering und annähernd gleich waren. Mit Hilfe der Gleichung 3 konnte die jeweilige effektive Wärmeleitfähigkeit pro Schuß und Sektor berechnet werden, also

$$\lambda_{\text{eff}} = \frac{\dot{Q} \cdot 2 \cdot \ln \frac{D_1}{D_2}}{\pi \cdot L \cdot \Delta T_I} \quad (36)$$

$D_1$  und  $D_2$  sind begrenzende Durchmesser, also der Innendurchmesser des Druckrohres und der Außendurchmesser der Gasführung. Mit  $L$  wird die Länge eines Abschnitts oder Schusses bezeichnet.  $\Delta T_1$  ist die über die Dicke der Isolierung gemessene Temperaturdifferenz. Als mittlere Wandtemperatur auf der heißen Innenseite wurde ein Mittelwert aus den dort angebrachten Thermoelementen gewählt. Die mittleren Temperaturen auf der kalten Außenseite wurden für die oberen und unteren Quadranten aus einem Mittelwert der Kühlwassertemperaturen und den Wandtemperaturen zwischen den Kühlrohren gebildet. Für die seitlichen Quadranten wurde als Wert auf der kalten Seite ein arithmetischer Mittelwert aus den Temperaturen oben und unten eingesetzt. Der Temperaturabfall in den Druckrohren war so gering – er betrug in den meisten Fällen weniger als 1 K –, daß er unberücksichtigt bleiben konnte. Der gemessene Gasdruck wurde als konstant in der gesamten Isolierung angenommen. Als mittlere Temperatur diente ein Mittelwert aus den Temperaturen der heißen und kalten Seiten. Die Stoffwerte wurden ebenfalls den Arbeiten [HAM66] und [HAR70] entnommen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit angegebene Nu-Zahlen wurden nach der Beziehung 6 bestimmt.

Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Bobbinkonstruktionen gehörte die in Abbildung 27 dargestellte Isolierung zur Gruppe der offenen Systeme. Sie war im HD-Kanal untersucht worden. Für diesen Typ konnte die Herstellerfirma Darchem allerdings nicht die für HHT-Anwendungen, also die Anlagen mit Gasturbine, hohen axialen Druckentlastungsgeschwindigkeiten von 15 bar/s garantieren. Da die zuvor

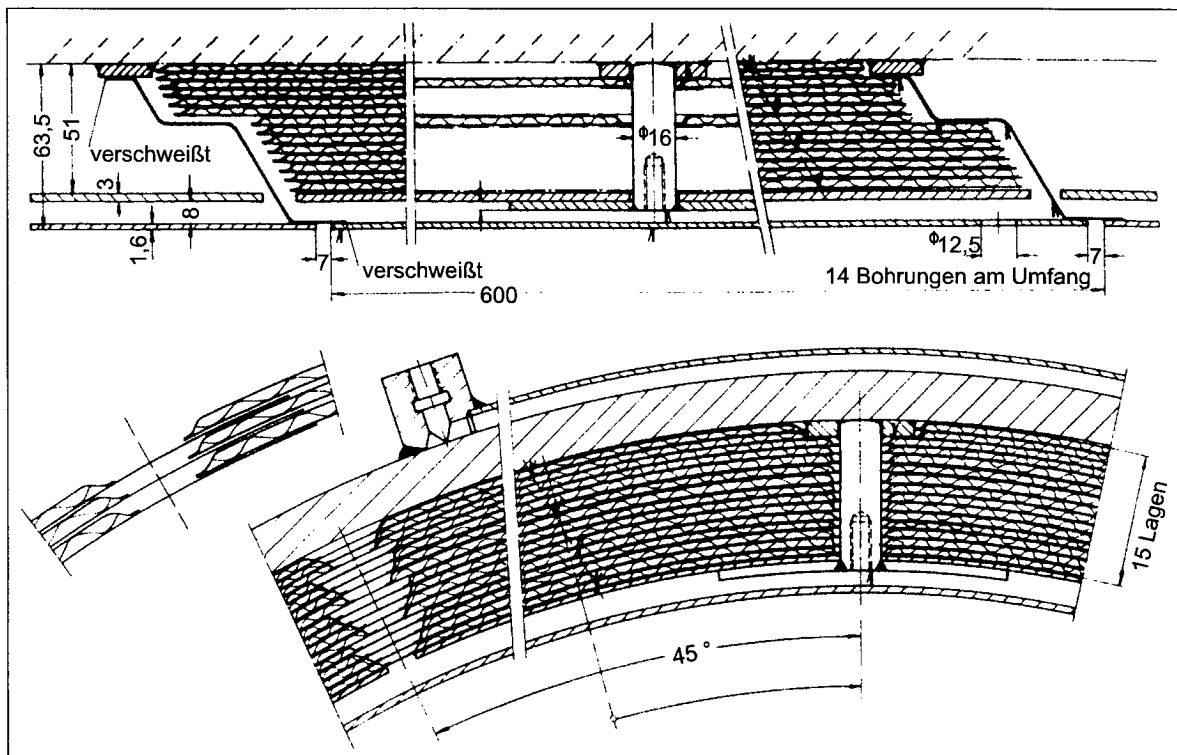


**Abbildung 27: Folienisolierung mit Druckrohr**

beschriebenen Bobbinkonstruktionen nicht eingesetzt werden konnten, mußte eine neue Lösung gefunden werden. Die schließlich verwirklichte Konstruktion stellte eine Mischung aus schon vorgestellten Systemen dar. Von der Linerisolierung wurden z. B. die Bolzen, von der Bobbinkonstruktion die z-förmigen Endstücke übernommen. Die Montage dieser Isolierung in das Druckrohr erfolgte vor Ort. Sie dauerte etwa fünf Tage. Dabei ist anzumerken, daß allein für das Anbringen der Thermoelemente fast ein ganzer Tag in Anspruch genommen wurde. Die Gesamtlänge der Isolierung betrug 3600 mm; ihr lichter Durchmesser war 800 mm, d. h. die Isolierdicke betrug 63,50 mm.

Die Isolierung bestand aus sechs Schüssen. Der zweite bis fünfte Schuß standen dabei für Meßzwecke zur Verfügung; der erste und sechste Schuß dienten zum Abbau der Rohrwandtemperaturen, die in der nichtisolierten Druckrohrwand herrschten, auf die Werte der isolierten Wand. Die angedeuteten Folienelemente wurden über Bolzen und Deckplatten an der drucktragenden Wand befestigt. Je vier Bolzen pro Schuß wurden bei der Montage am Umfang an Scheiben von 25 mm Außendurchmesser und 6 mm Dicke angeschweißt.

Die z-förmigen Übergangsstücke waren außen mit Ringen und innen mit dem sogenannten Gasführungsrohr gasdicht verbunden, wie in Abbildung 28 dargestellt ist. Sie sollten eine erzwungene Gasströmung aufgrund axialer Druckgradienten mit der Folge erhöhter Wärmeverluste in den Folienelementen verhindern. Am nicht verschweißten Ende überlappte das Gasführungsrohr mit dem nächsten Z-Stück, so daß dort axiale Wärmedehnungen durch Verschieben aufgenommen werden konnten.



**Abbildung 28: Folienisolierung (Elementbauweise)**

Die Isolierung bestand aus verschiedenen Elementen, daher auch der Name Elementbauweise. Die einzelnen Elemente wurden von den bereits besprochenen Bolzen gehalten. Sie bestanden aus zwei 0,1 mm dicken glatten Folien mit den Abmessungen von etwa 600 mm x 600 mm. Sie wurden von einer ebenso dicken dritten, aber genoppten Folie auseinandergehalten. Die beiden äußeren Deckfolien waren an drei Seiten des Umfangs verschweißt. An der vierten, stromabwärts gelegenen Seite waren sie zum Zweck eines schnellen Druckausgleichs offen. Infolge der viermaligen Unterteilung über den Umfang – dort erfolgte eine Überlappung durch Fortführung der unteren Deckfolien zwischen die benachbarten Elementschichten – konnte eine Konvektionsbewegung über den Umfang vermieden werden. Wie man den letzten beiden Abbildungen weiter entnehmen kann, lagen die einzelnen Schüsse unter den auf der Druckrohraußenwand angebrachten Kühlsystemen. Diese

Systeme waren so ausgelegt, daß die Wärmeverluste aller vier Quadranten bei horizontaler Anordnung des Rohres getrennt erfaßt werden konnten. Zwischen den Deckplatten von 3 mm Dicke und dem Gasführungsrohr, laut Zeichnung 1,6 mm dick, befand sich ein umlaufender Ringspalt. Seine Dicke betrug im kalten Zustand 8 mm. Bei einer Temperatur von 400 °C verringerte er sich auf etwa 5,3 mm. Wie später noch gezeigt werden wird, erwies sich dieser Ringspalt als sehr nachteilig.

Weitere Ringspalte befanden sich an den Z-Stücken, deren axiale Erstreckung links mit 6,5 mm und rechts mit 8,5 mm angegeben war. Der rechte Spalt war, wie bereits erwähnt, wegen der zu dieser Seite hin offenen Elemente für Druckausgleichsvorgänge erforderlich. Wärmedehnungen bewirkten eine Verringerung der genannten Spaltweiten.

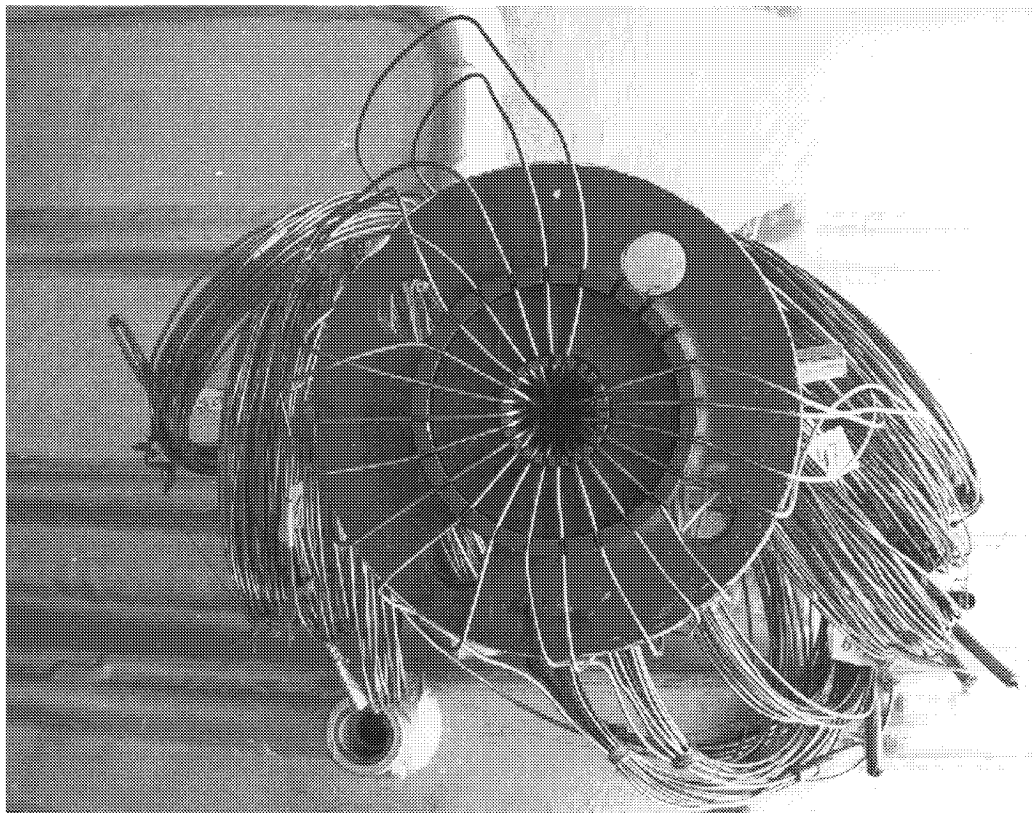
Hingewiesen werden muß noch auf die vierzehn Bohrungen von 12,5 mm, die sich am frei verschieblichen Ende des Gasführungsrohres befanden, siehe ebenfalls Abbildung 28. Sie hatten die Aufgabe, bei plötzlicher Druckentlastung den Aufbau eines größeren Überdrucks in den Elementschichten und damit ein Ausbeulen der Folien oder des Gasführungsrohres zu verhindern. Sie glichen also den Bohrungen der Bobbinkonstruktion.

Auf einer Dicke von 51 mm waren insgesamt 15 Folienelemente angeordnet, d. h. es waren 45 Bleche vorhanden. Diese Elemente wiesen eine Sollstärke von 3 mm auf, so daß sich rein rechnerisch ein Spiel von 6 mm ergab. In Wirklichkeit konnten die Elemente wegen der Fertigungstoleranzen nicht ohne Spalt übereinander geschichtet werden, so daß das Folienpaket mit Hilfe der Deckplatten über die Bolzen gegen die Behälterwand gepreßt wurde. Zur Erfassung der Temperaturen innerhalb der Isolierung wurde besonders Schuß 4 mit Thermoelementen bestückt, wie Abbildung 27 und Abbildung 28 zeigen.

Ogleich die Versuchsergebnisse für Helium erheblich besser waren als für Luft und eine Extrapolation zu höheren Temperaturen in Übereinstimmung mit der Theorie weitere Verbesserungen erwarten ließ, wurden die Ergebnisse insgesamt als unbefriedigend bezeichnet. Da die Hauptursache für das anschließend diskutierte Verhalten in umlaufenden Spalten erkannt wurde, wurde mit dem Hersteller ein Änderungsvorschlag erarbeitet. Da die Änderungen schnell erfolgen sollten, wurden sie nur an vier Schüssen durchgeführt. Zu diesem Zweck mußten die ersten fünf Schüsse ausgebaut werden. Der Gasspalt zwischen Deckplatten und Gasführungsrohr wurde durch zwei Maßnahmen verringert. Zum einen wurde die Stärke der Deckplatten von 3 mm auf 6 mm vergrößert, zum anderen wurde in den verbleibenden Spalt ein zusammendrückbares Folienelement von 4 mm Dicke gelegt. Damit verblieb ein Gasspalt von rechnerisch 1 mm, der infolge Wärmedehnung bei einer Temperatur von 400 °C überbrückt wurde.

Zur Verkleinerung der Spalte an den Z-Stücken wurden die vorhandenen Folienelemente an beiden Enden mittels übergeschobener Kappen, bestehend aus zwei an einem Rand verschweißten Folien, verlängert. Ein völliges Schließen der Spalte, besonders am stromabwärts gelegenen Ende, war wegen der im Anwendungsfall zu erwartenden hohen Druckänderungsgeschwindigkeiten nicht zulässig, obwohl dies technisch durchaus möglich gewesen wäre. Aus Montagegründen konnte am hinteren Ende nicht das Optimum erreicht werden. Die aufgesetzten Kappen waren zum Zwecke des Druckausgleichs mit Bohrungen versehen.

Abbildung 29 zeigt eine für alle Versuche benutzte druckdichte Durchführung für die innerhalb des Druckrohres verlegten Thermolemente. Auch andere Leitungen mit ähnlich großen Durchmessern – die Durchmesser der Thermolemente betragen 1,5 mm – konnten auf diese Weise benutzt werden. Das Bild zeigt einige Leitungen, die in gefrästen Schlitzten zweier vorstehender Ringe verlegt waren. Die Abdichtung erfolgte mittels zweier Vitonscheiben – eine Scheibe ist zwischen den beiden Ringen zu sehen –, die von einem außen noch anzubringenden Deckel gegeneinandergepreßt wurden. Der Deckel wurde mittels Schrauben mit dem ebenfalls zu erkennenden Flansch verschraubt. Diese Einheit hat sich an vielen Prüfständen und in vielen



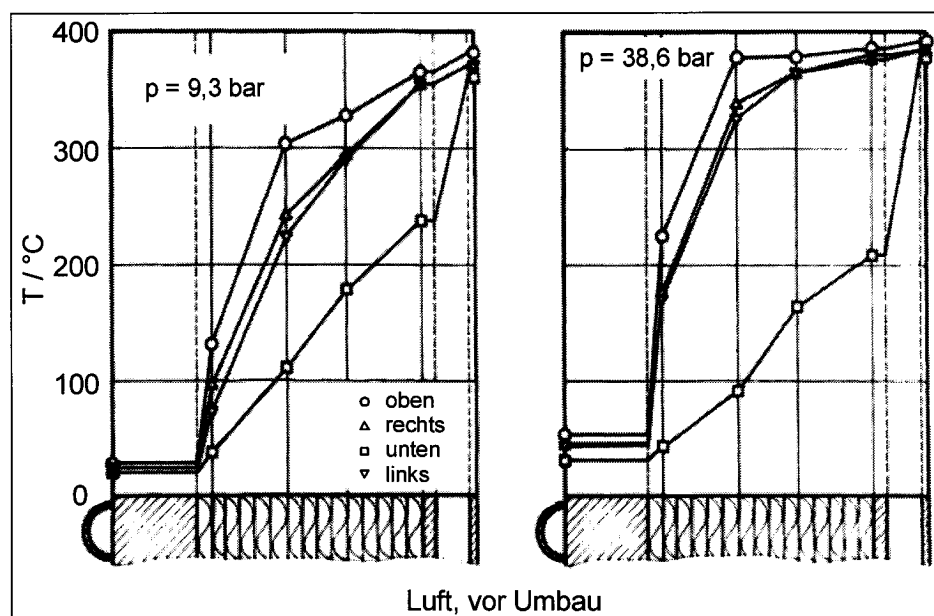
**Abbildung 29. Thermolementdurchführung**

Versuchen bei Drücken bis 80 bar und hohen Temperaturen bewährt. In einigen Fällen waren die Durchführungen mit einer Wasserkühlung versehen. Damit sollten besonders die Vitondichtungen vor zu hohen Temperaturen geschützt werden. Im HD-Kanal waren diese Maßnahmen allerdings nicht erforderlich, wohl später bei den Versuchen in der HHV-Anlage.

Im folgenden werden Ergebnisse aus beiden Versuchsreihen – vor und nach Umbau oder Änderung – für Luft und Helium miteinander verglichen. Wenn nicht ausdrücklich erwähnt, gelten die Ergebnisse für die höchste Heißgasgeschwindigkeit von etwa 13 m/s.

Abbildung 30 zeigt den Verlauf der Temperaturen durch die Isolierung für die Luftversuche vor Änderung der Konstruktion. Das linke Bild gibt die Ergebnisse für einen Druck von 9,3 bar, das rechte die für den höchsten Druck von 38,6 bar wieder. Die

Symbole unterscheiden zwischen den Sektoren oben, rechts, unten und links. Diese

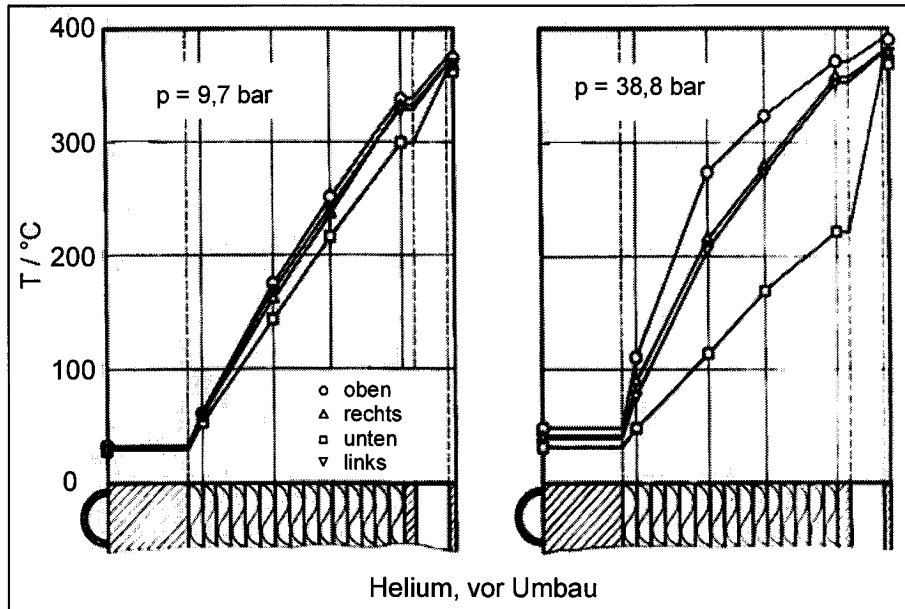


**Abbildung 30: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

gelten im folgenden für alle Untersuchungen an den im Zentrum getesteten Isolierungen. Unter den Bildern ist jeweils maßstäblich der Isolationsaufbau dargestellt.

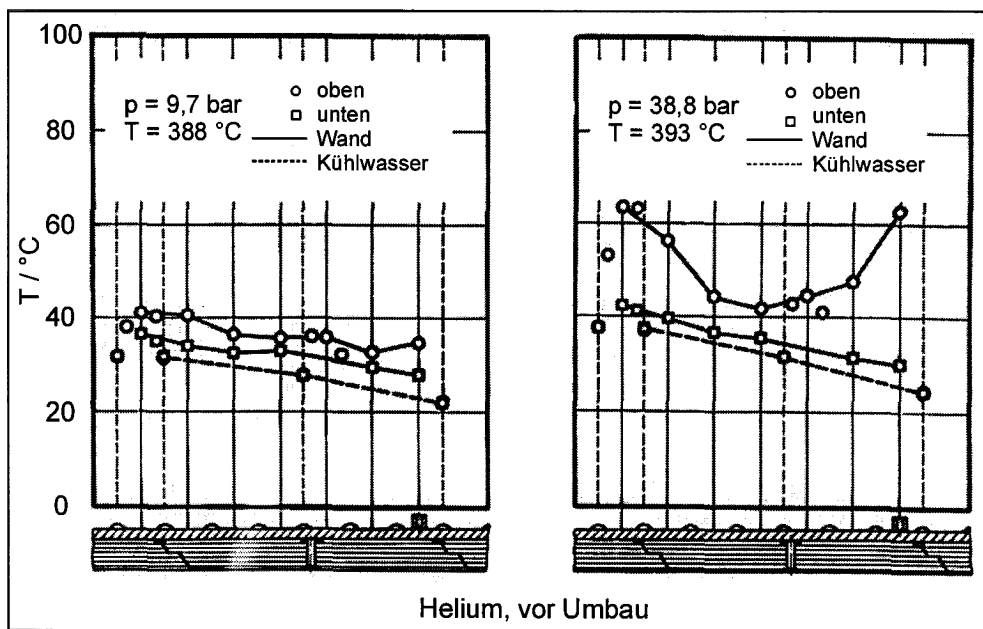
In Metallschichten wie Außenwand, Deckplatte und Gasführungsrohr wurde der Temperaturverlauf konstant angenommen. Man erkennt, insbesondere beim höchsten Druck, daß der Temperaturabbau in dem umlaufenden Spalt und den sich anschließenden neun Elementlagen oben und an den Seiten sehr gering war. Im Spalt unten dagegen fiel die Temperatur steil ab. Sie verlief annähernd linear durch die Isolationsschicht. Das führte innerhalb der Isolation zu großen Differenzen zwischen oben und unten. Bereits an den Deckplatten betrug die Temperaturdifferenz 170 K. Da diese Unterschiede mit dem Druck deutlich abnahmen, siehe das linke Bild, und Wärmestrahlung als Ursache ausgeschlossen werden konnte, wurde freie Konvektion als Grund dafür angesehen. Aus dem sehr geringen Temperaturabbau in den ersten Schichten oben und an den Seiten mußte man folgern, daß ein erheblicher Teil der Wärme gar nicht durch die Folienelemente geflossen war, sondern konvektiv an anderen Stellen, z. B. durch die Spalte in der Nähe der Z-Stücke, direkt an die gekühlte Wand. Dieser Konvektionsstrom war so groß, daß die Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit des oberen Sektors – hier und auch später nicht dargestellt – auf einen Wert von etwa  $160 \text{ W/(mK)}$  führte. Damit entsprach sie der Wärmeleitfähigkeit eines guten metallischen Leiters.

In Abbildung 31 sind die Verhältnisse für Helium dargestellt. Abbildung 30 und dieses Bild bestätigen eindrucksvoll den Einfluß der Dichte. Allerdings gab es Übereinstimmung nicht, wie erwartet, bei einem Druckverhältnis von 7,3, bei dem gleiche Dichten vorliegen, sondern bei etwa 4. So entsprechen also z. B. die Daten der Abbildung 31 bei einem Druck von etwa 39 bar fast dem von Luft bei einem Druck von 10 bar, siehe Abbildung 30. Die Temperaturdifferenzen über den Spalt zwischen Deckplatten und Gasführungsrohr konnten gegenüber den Versuchen mit Luft deutlich reduziert werden, vor allem beim kleineren Druck. Aber auch beim oberen Druck von fast 40 bar sind deutliche Verbesserungen festzustellen.



**Abbildung 31: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

Die Richtigkeit der Vermutung, daß die Verlustwärme nicht durch die Elemente, sondern direkt an die Wand geflossen ist, beweist Abbildung 32. Hier sind für dieselben Gasdaten wie in Abbildung 31 sowie die höchste Gastemperatur Wasser- und Wandtemperaturen dargestellt. Als Abszisse sind vereinfacht das rechte Ende von Schuß 3, der gesamte Schuß 4 und das linke Ende von Schuß 5 gezeichnet. Die

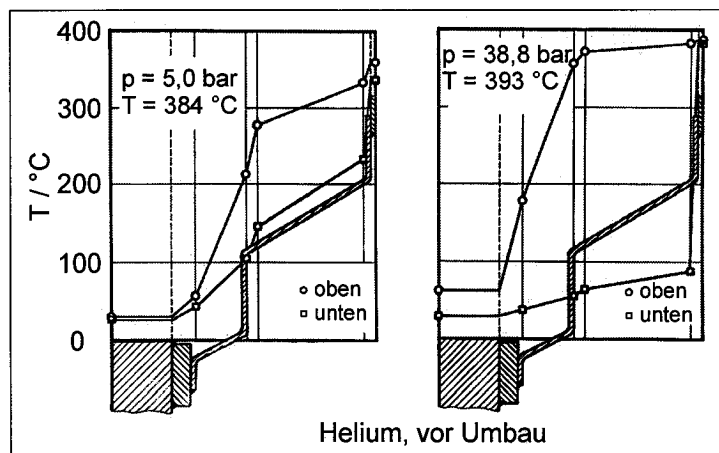


**Abbildung 32: Wand- und Wassertemperaturen**

Kühlrohre und die Lage der Thermolemente sind angedeutet, außerdem die Elemente, Endstücke und Bolzen. Bei geringem Druck wird der Effekt noch nicht deutlich, aber im rechten Bild erkennt man ein starkes Ansteigen der Wandtemperaturen in der Nähe der Z-Stücke für den oberen Quadranten. Im unteren Sektor ist die Steigung der Wand- und Wassertemperaturen annähernd gleich. Die maximale Wandtemperatur nimmt im oberen Sektor in der Nähe der Z-Stücke beim höchsten

Druck bis auf 63 °C zu. Sie fällt dann in der Mitte auf einen Wert von 42 °C. Damit liegt sie aber immer noch um 7 K über der im unteren Quadranten. Der Abstand zur Wassertemperatur ist oben dreimal so groß wie unten. Da dieser Abstand ein Maß für die örtlichen Wärmeströme darstellt, sind in den einzelnen Sektoren stark unterschiedliche Wärmeverluste bzw. Nu-Zahlen zu erwarten.

Noch größer war der Einfluß der Spalte auf die Temperaturverteilung in den Bolzen und am hinteren Z-Stück des Schusses 4, siehe Abbildung 33. Dargestellt sind die



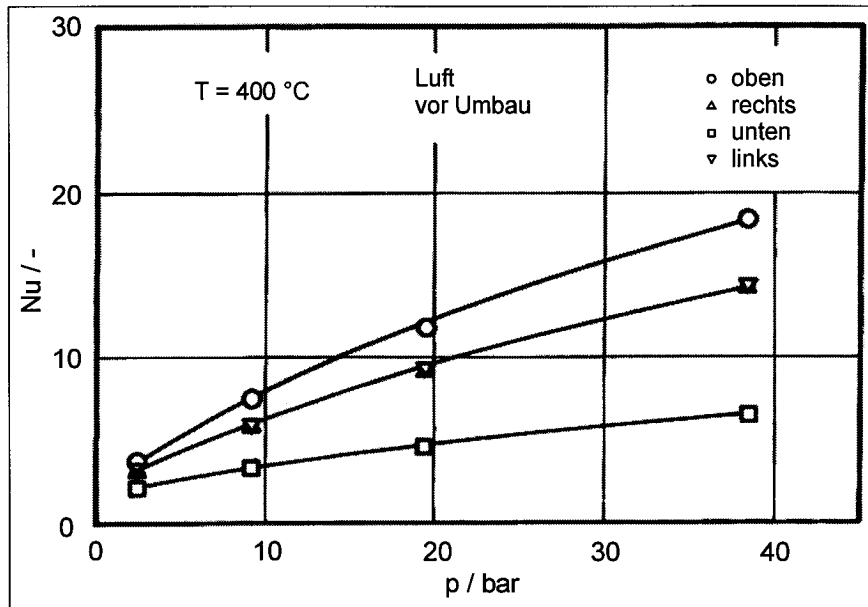
**Abbildung 33: Temperaturen am hinteren Endstück**

Temperaturen entlang dieses Z-Stückes für zwei Drücke. Die Temperaturdifferenzen an den Deckplatten betragen beim unteren Druck etwa 100 K, beim oberen Druck dagegen schon 300 K. Im oberen Teil läßt sich fast bis zur Hälfte der gestreckten Länge des Z-Stückes keine Abnahme der Temperaturen feststellen. Erst auf den letzten 30 mm, in radialer Richtung gesehen, fällt die Temperatur von 360 °C auf 60 °C. Im unteren Bereich dagegen ist der Abfall auf den ersten Millimetern sehr steil und ab der Deckplatte dann sehr gering. Diese großen Temperaturunterschiede führten wahrscheinlich zu großen Spannungen. Da die Temperaturdifferenzen an den Endstücken noch höher waren als im Bereich der Ebene, in der die radiale Verteilung gemessen wurde, mußte die Konvektionsströmung in den Spalten entschieden größer gewesen sein.

In den folgenden Abbildungen sind Nu-Zahlen für die zuvor beschriebene Folienisolation dargestellt. Aus Platzgründen können nur einige ausgewählte Daten besprochen werden.

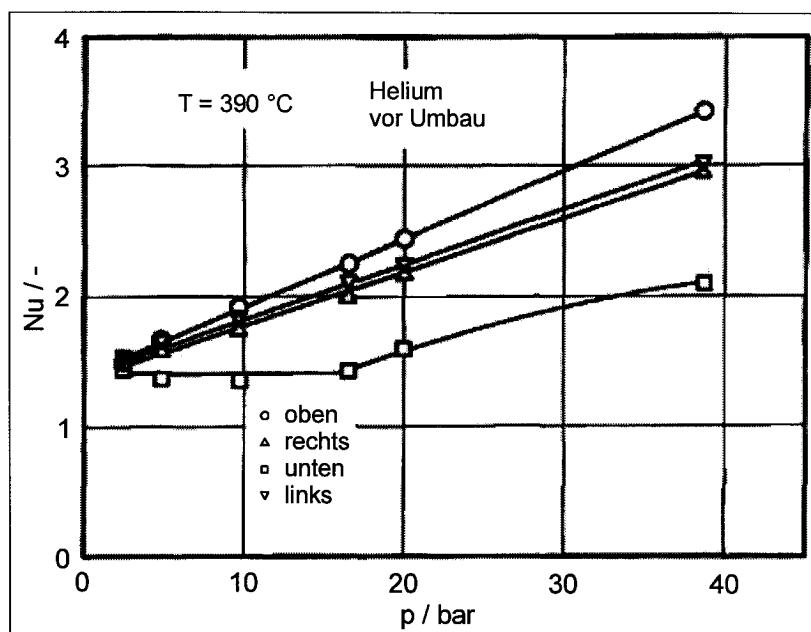
Auch an diesen Ergebnissen erkennt man deutlich den Einfluß des Gasdrucks, vor allem bei Luft als Kühlmittel, siehe Abbildung 34. Hier sind die Nu-Zahlen der vier Sektoren für Luft und die höchste Gastemperatur von 400 °C in Abhängigkeit vom Druck dargestellt. Im Gegensatz zur vorher festgelegten Definition wurden bei diesem Bild als Isolationsschicht nur die 15 Elementlagen gewählt. Der Gasspalt zwischen Gasführungsrohr und Deckplatten blieb unberücksichtigt. In den Sektoren mit instabiler Gasschichtung, d. h. kaltes Gas liegt über heißem, ist der Wärmetransport viel höher als in den anderen Quadranten, z. B. im unten liegenden. Dort ist die Schichtung im wesentlichen stabil. Ein Druckeinfluß sollte hier gar nicht erwartet werden. Dennoch ist auch dort ein Ansteigen der Nu-Zahlen mit dem Druck festzustellen. Im oberen Sektor ist die effektive Wärmeleitfähigkeit bei einem Druck von

39 bar fast 18,5 mal größer als die ruhender Luft bei derselben mittleren Temperatur. Unten ist sie lediglich 6,5 mal so groß.



**Abbildung 34: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

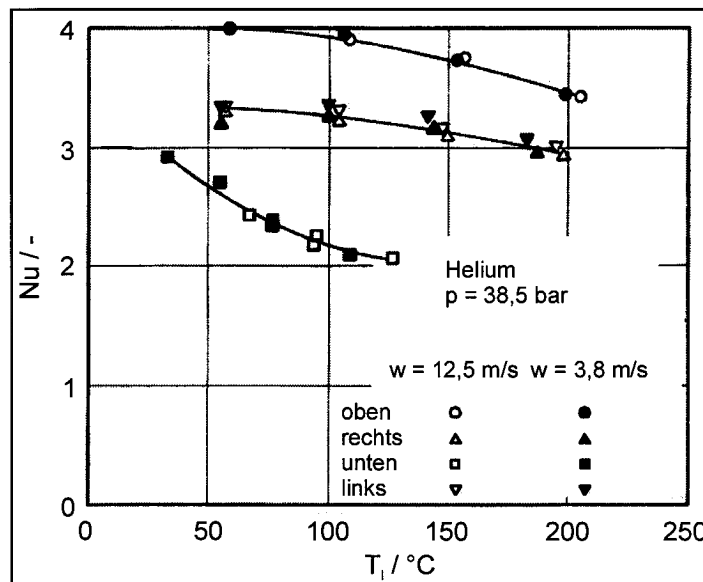
Für Helium sind die Verhältnisse bei annähernd gleicher Temperatur in Abbildung 35 dargestellt. Hier wurden beim höchsten Gasdruck im oberen Sektor lediglich Nu-Zahlen von 3,4 und unten von 2,1 gemessen. Das ist nicht nur auf die wesentlich



**Abbildung 35: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

kleinere Dichte, sondern auch auf die erheblich höhere Leitfähigkeit des Heliums zurückzuführen. Bei Drücken unter 15 bar scheint im unteren Quadranten die freie Konvektion keinen Beitrag zu leisten. Es ist zu vermuten, daß erst oberhalb dieses Druckes unten eine kritische Ra-Zahl erreicht wird.

Die Erhöhung der Gasgeschwindigkeit um den Faktor vier ergab, wie erwartet, keine Beeinflussung der Nu-Zahlen, wie aus Abbildung 36 hervorgeht. Die Werte gelten für den höchsten Heliumdruck. Unterschieden wird zwischen zwei Geschwindigkeiten.

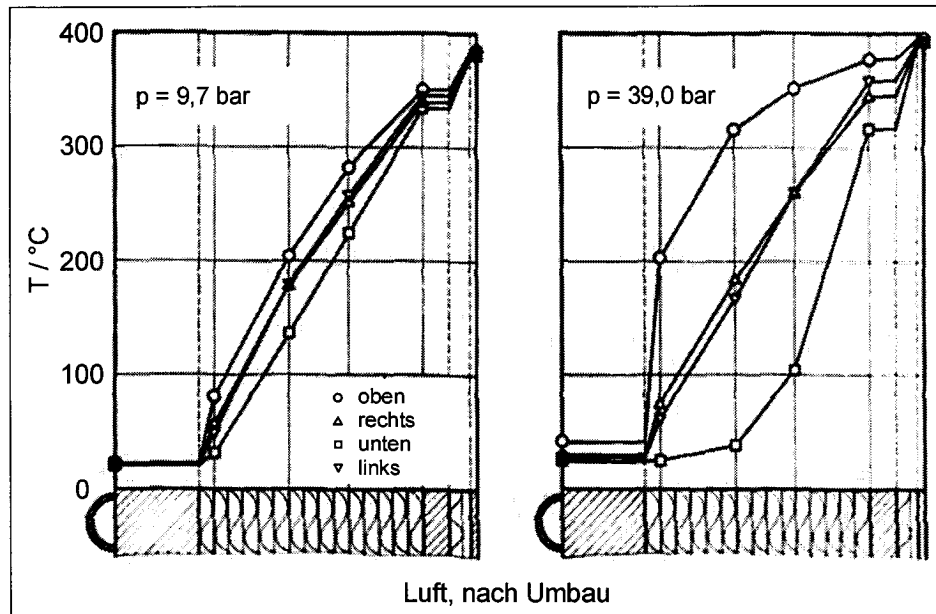


**Abbildung 36: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur der Isolierung**

Man erkennt, daß für die einzelnen Sektoren unterschiedliche Temperaturabhängigkeiten bestanden, wobei diese für die Seitenwände gleich waren. Die beiden Geschwindigkeiten bei gleichem Gaszustand ergaben zwar unterschiedliche Nu-Zahlen. Da sich die mittleren Temperaturen jedoch ebenfalls änderten, konnten die Ergebnisse für beide Geschwindigkeiten durch eine Kurve wiedergegeben werden. Die Tatsache, daß insbesondere die Meßpunkte für den unteren Sektor nach links verschoben sind, erklärt sich aus der dort herrschenden niedrigeren Mitteltemperatur im Vergleich zu den anderen Quadranten.

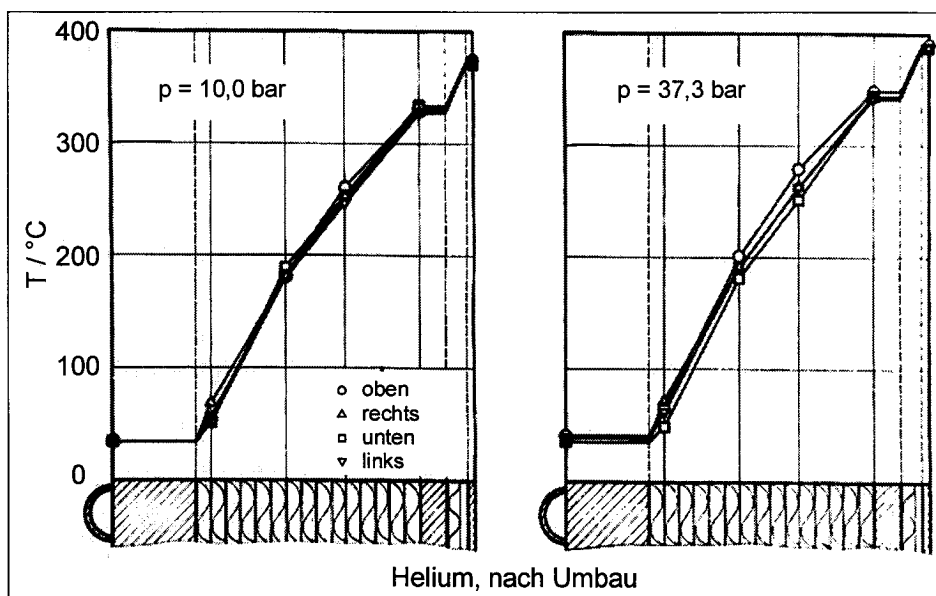
Ogleich die Ergebnisse für Helium erheblich besser waren als für Luft und eine Extrapolation zu höheren Temperaturen in Übereinstimmung mit der Theorie eine weitere Verbesserung erwarten ließ, mußten die bisher diskutierten Ergebnisse als unbefriedigend bezeichnet werden. Als Ursache wurden, wie bei der Beschreibung der Isolierung bereits gesagt, umlaufende Spalte erkannt. Mit dem Hersteller wurden Änderungen diskutiert und beschlossen. Die Spalte in der Nähe der Z-Stücke und zwischen Gasführungsrohr und Deckplatten wurden beseitigt bzw. verkleinert, wie schon beschrieben wurde. Allerdings konnten die Spalte aus technischen Gründen nicht völlig beseitigt werden, d. h. es blieben freie Räume, in denen Gasströmungen auch weiterhin möglich waren. Diese waren auch in diesem Fall bei den Luftversuchen deutlicher ausgeprägt als bei Helium.

Die vorgenommenen Änderungen führten zu einer ganz erheblichen Verbesserung. In Abbildung 37 sind Temperaturverläufe durch die Isolierung für Luft bei einer Temperatur von 390 °C und die beiden Drücke von 9,7 bar bzw. 39 bar dargestellt. Die Temperaturen an den Deckplatten waren nun fast gleich. Allerdings war der Temperaturabbau oben und unten so unterschiedlich, daß es innerhalb der Isolierung doch immer noch zu großen Unterschieden gekommen sein mußte. Diese betragen maximal etwa 270 K.



**Abbildung 37: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

Während bei den Versuchen der ersten Serie die Temperaturverläufe bei einem Druck von 10 bar und Luft denen bei einem Druck von 39 bar und Helium entsprechen, zeigt Abbildung 38, daß die Verhältnisse bei Helium nun deutlich günstiger waren. Nennenswerte Unterschiede zwischen oben und unten traten nicht mehr auf, so daß keine wesentlichen Verbesserungen mehr möglich schienen.



**Abbildung 38: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

Aus den Verläufen der Wassertemperaturen, siehe Abbildung 39, sind für die Versuchsreihen vor und nach Änderung der Isolierung keine wesentlichen Verbesserungen zu beobachten. Die Wandtemperaturen dagegen weisen ein deutlich anderes Verhalten auf. Lediglich im Bereich des rechten Z-Stückes erkennt man noch größere Abweichungen, die maximal 18 K betragen. Dies ist auf Konvektion in diesem Bereich zurückzuführen. Bei kleineren Drücken, z. B. 10 bar, sind die Temperaturen im oberen und unteren Sektor annähernd gleich. Die Maximaltemperatur der Wand beim

höchsten Druck lag nach der Änderung mit 18 K deutlich unter der der ersten Versuchsreihe. Außerdem sind die Abstände zu den Wassertemperaturen wesentlich

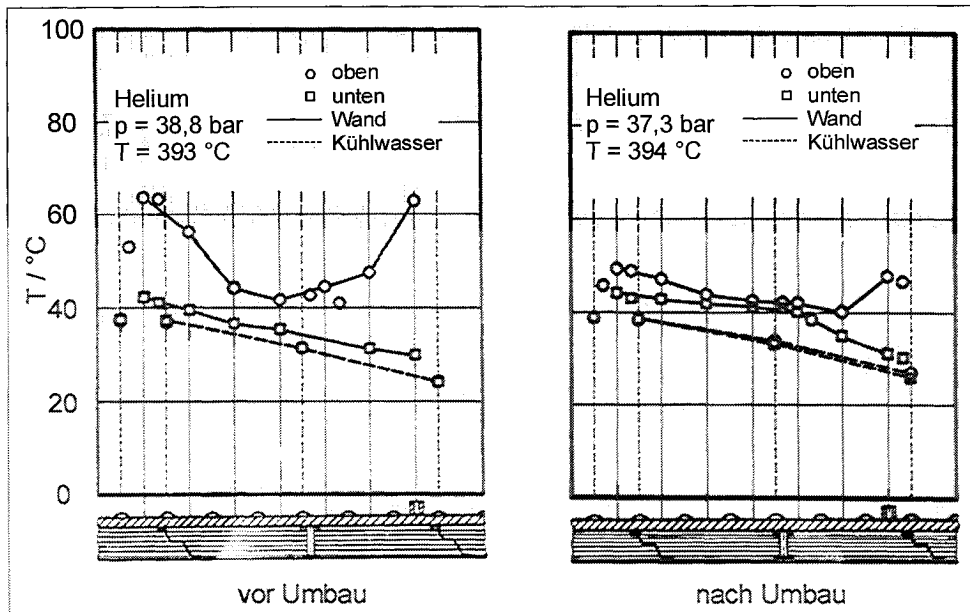


Abbildung 39: Wand- und Wassertemperaturen

geringer geworden, d. h. damit konnten auch kleinere Wärmeverluste oder Nu-Zahlen erwartet werden.

Vor Darstellung von Ergebnissen, die teilweise im Zusammenhang mit Versuchen bei vertikaler Anordnung der Versuchsstrecke besprochen werden, wird nur kurz auf diese Versuchsanordnung hingewiesen. Die Versuchsstrecke samt Isolierung wurde

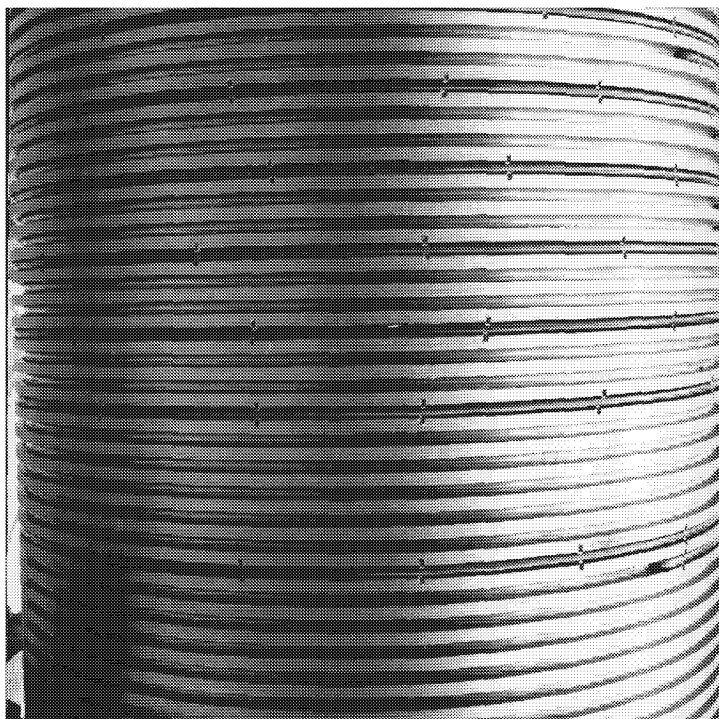


Abbildung 40: Zylinder mit Heizwendeln

aus dem Leitungssystem des HD-Kanals ausgeflanscht und vertikal gestellt. In das Rohr wurde eine elektrische Heizung, siehe Abbildung 40, montiert. Sie bestand aus einem Zylinder, in den Nuten zur Aufnahme der aufgewickelten Heizstäbe gefräst worden waren, und sechs regelbaren Systemen mit je zwei Heizstäben von je 2 kW Leistung, so daß die gesamte elektrische Leistung 24 kW betrug. Spätere Versuchsanordnungen benötigten höhere Heizleistungen. Die Anordnung der Heizwendeln über die Höhe wurde den Erfordernissen derart angepaßt, daß im unteren Bereich die Dichte der Stäbe größer war als im oberen Bereich, da heißes Gas infolge natürlicher Konvektion dorthin aus dem unteren Bereich gefördert wurde. Die Silberdrähte zum Anschluß an die Heizleiter wurden in gleicher Weise aus dem Druckbehälter geführt wie die Thermoelementleitungen. Das Rohr wurde an beiden Seiten mit je einem Deckel verschlossen, deren Innenseiten isoliert werden mußten. Aufgrund der höheren Temperaturen im oberen Teil benötigte der dortige Deckel eine entschieden dickere Isolierung als unten. Bei der Versuchsdurchführung wurde besonderer Wert auf konstante Temperaturen am Gasführungsrohr gelegt. Das Kühlwasser trat unten in die vier Kühlsysteme ein und oben wieder aus, d. h. es gab keine Aufteilung in axialer Richtung wie bei den Versuchen im HD-Kanal. Diese Versuche hatten das Ziel, den Einfluß der Orientierung der Isolierung auf deren Verhalten zu untersuchen. Sie wurden bei quasi ruhendem Gas durchgeführt. Zur Kontrolle wurden wieder Versuche in Luft durchgeführt, allerdings nur bei den Temperaturstufen von 300 °C und 400 °C. Aufgrund der zur Verfügung stehenden Heizleistung konnten unter Helium auf der Heißgasseite Temperaturen von 570 °C erreicht werden.

Wie nicht anders zu erwarten, waren bei dieser Versuchsanordnung der Teststrecke keine großen Unterschiede in den Temperaturverteilungen der einzelnen Quadranten mehr festzustellen. Die noch beobachteten Differenzen ließen sich mit Unterschieden in der Herstellung, bei der Montage oder beim Anbringen der Thermoelemente erklären. Daher wird im folgenden auf die Darstellung der Temperaturen in der Isolierung, entlang der gekühlten Außenwand oder an den Endstücken verzichtet.

Abbildung 41 gibt die Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Gasdruck für die Versuche in horizontaler Anordnung und unter Luft als Kühlmittel wieder. Die gestrichelten Kurven

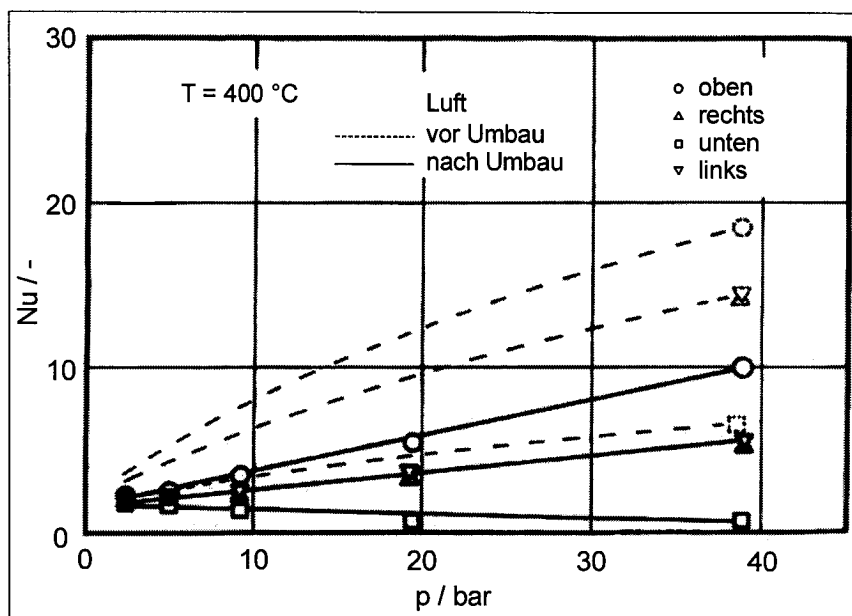
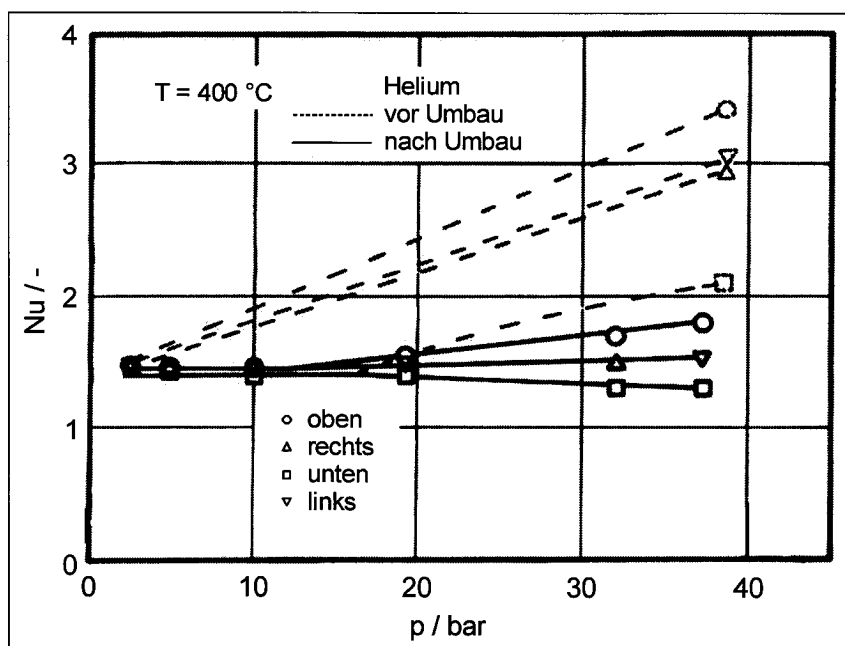


Abbildung 41: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck

gelten für die Verhältnisse im ursprünglichen Zustand der Isolierung, die durchgezogenen Kurven für die geänderte Konstruktion. Eine Extrapolation aller Kurven bis zu einem Druck von 1 bar würde für alle Sektoren in etwa dieselben Werte ergeben. Bei ungeänderter Isolierung steigen die Nu-Zahlen mit dem Druck, vor allem oben und an den beiden Seiten, deutlich an. Sogar für den unteren Quadranten ist fast eine Verdopplung der Werte festzustellen. Die Verringerung der Spalte bewirkte einmal eine drastische Reduzierung der Nu-Zahlen, dann aber auch eine schwächere Druckabhängigkeit. Beim höchsten Druck ist im Mittel eine Verringerung auf fast ein Drittel der ursprünglich gemessenen Werte zu beobachten. Für den unteren Sektor ist sogar eine Abnahme mit dem Druck festzustellen, d. h. es fließt Wärme aus diesem Bereich nach oben.

Die in Abbildung 42 für Helium dargestellten Nu-Zahlen zeigen wegen der geringeren Dichte ein entschieden günstigeres Verhalten als unter Luft. Selbst im Fall der ungeänderten Konstruktion sind die höchsten Werte mit etwa 3 deutlich geringer. Im unteren Sektor besteht bis zu einem Druck von 20 bar fast keine Druckabhängigkeit. Die

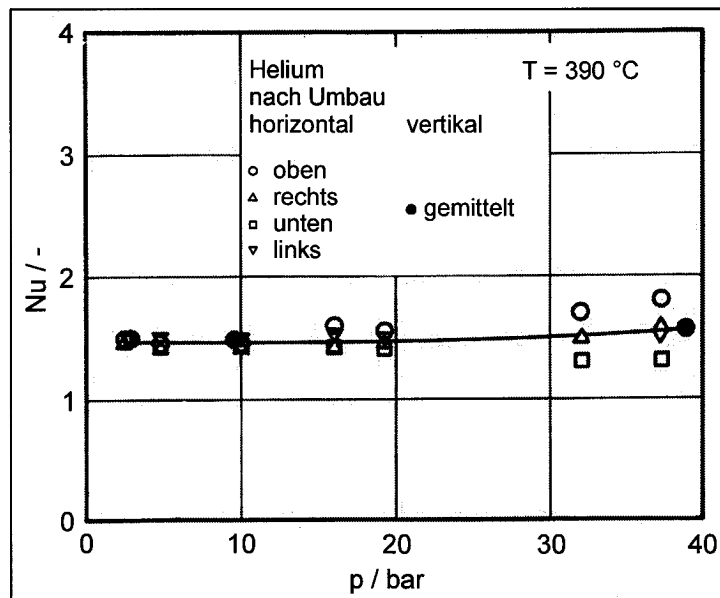


**Abbildung 42: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

Änderung bewirkte eine Vergleichmäßigung der Nu-Zahlen bei Drücken bis 20 bar. Erst dann spreizen sich die Werte in den einzelnen vier Sektoren. Der Mittelwert betrug etwa 1,5, d. h. also, daß die Wärmeverluste der Isolierung 50 % höher waren als die Gasleitfähigkeit. Dies schien das erreichbare Optimum zu sein. Unter Berücksichtigung der metallischen Strukturen und der noch immer nicht völlig geschlossenen Spalte war das erzielte Ergebnis zufriedenstellend.

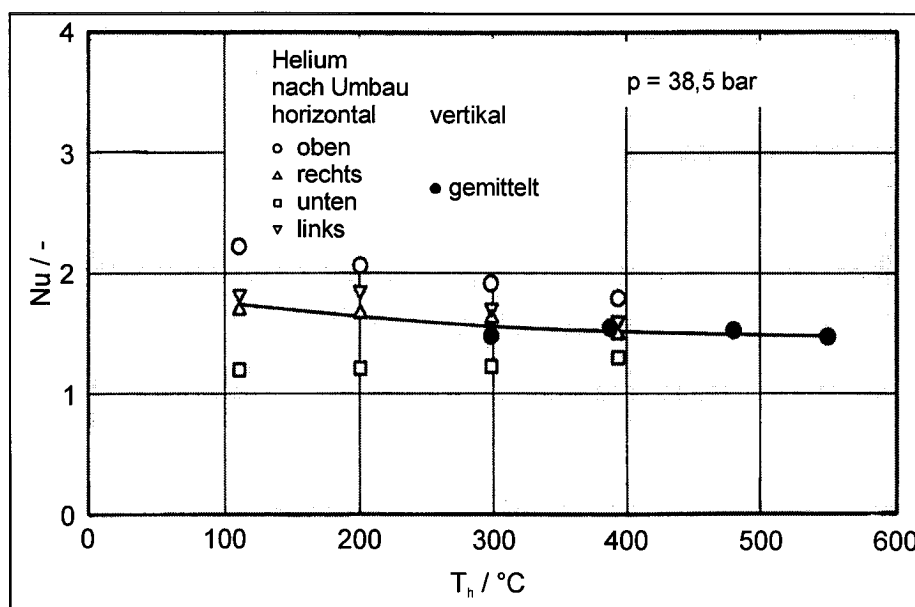
In Abbildung 43 sind die Nu-Zahlen für die Versuche nach Änderung der Isolierung bei horizontaler und vertikaler Anordnung der Teststrecke in Abhängigkeit vom Druck dargestellt. Für die Versuche in quasi ruhender Atmosphäre wurde für die vier Quadranten ein Mittelwert errechnet und dargestellt, da die Unterschiede in den Verlusten bzw. Nu-Zahlen gering waren. Diese Mittelwerte sind als schwarze Punkte dargestellt. Der Druckeinfluß ist nur noch gering, was auf einen kleinen Beitrag der freien Konvektion schließen läßt. Das Bild demonstriert noch einmal eindrucksvoll für die

Versuche im HD-Kanal die Zunahme der Unterschiede zwischen den vier Sektoren mit dem Gasdruck.



**Abbildung 43: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

Abbildung 44 gibt die Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der Heißgastemperatur wieder. Dargestellt sind die Ergebnisse aus den Versuchen nach Umbau der Isolierung und für beide Versuchsanordnungen. Auch in diesem Bild erkennt man eine gute Übereinstimmung der gemittelten Werte. Außerdem ist, entsprechend der Theorie, eine

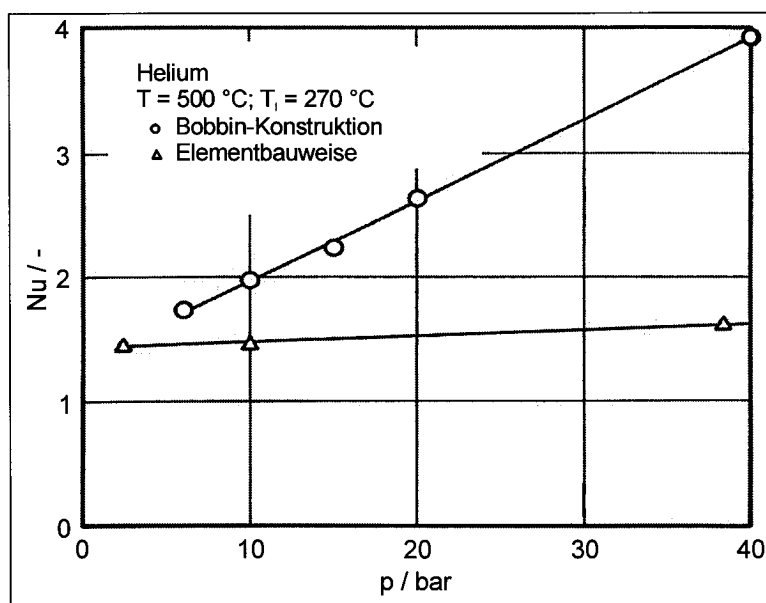


**Abbildung 44: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der Heißgastemperatur**

Abnahme der Nu-Zahlen mit steigender Gastemperatur festzustellen. Als Grenzwert könnte sich für Temperaturen um 800 °C eine Nusselt-Zahl von etwa 1,4 ergeben. Tiefere Werte dürften nicht erreichbar sein. Auch hier liefert eine Extrapolation der Nu-Zahlen auf einen Gasdruck von 1 bar bei einem Temperaturniveau für beide

Testreihen fast gleich große Werte. Theoretische Berechnungen der Wärmeleitfähigkeiten bzw. Nu-Zahlen wurden für diese Isolierung nicht durchgeführt. Sie schienen wegen der Spalte an den Endstücken, deren Abmessungen nicht festlagen und die sich während des Versuchs aufgrund thermischer Dehnungen auch ändern konnten, problematisch und wenig erfolgversprechend.

Zum Vergleich sind in Abbildung 45 Nu-Zahlen für zwei Folienisulierungen in Abhängigkeit vom Druck dargestellt. Die obere Meßreihe gilt für die Bobbinkonstruktion, die



**Abbildung 45: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

untere für die vorstehend beschriebene Konstruktion mit Folienelementen. Die mittlere Gastemperatur betrug in beiden Fällen etwa 500 °C. Beide Teststrecken waren vertikal angeordnet. Da über die Temperaturen auf der kalten Seite seitens der Verfasser [HEN76] keine Angaben gemacht wurden, wurde bei der Bobbinisolierung mit einer konstanten Temperaturdifferenz von 465 °C gerechnet. Im gesamten Druckbereich liegen die Nu-Zahlen der im HD-Kanal getesteten Elementisolierung unter denen der geschlossenen Konstruktion. Allein dieses Bild zeigt die Überlegenheit der von Darchem gefertigten neuen Isolierung in Elementbauweise.

Nach Angaben dieser Firma bestehen bei beiden Konstruktionen Beschränkungen bezüglich ihrer äußeren Durchmesser. Diese sind bei der Bobbinisolierung auch noch abhängig von der Isolationsstärke. Bobbins können für Rohre mit Innendurchmessern zwischen 250 mm und 720 mm mit Isolierdicken von 50 mm gefertigt werden. Liegen die Rohrdurchmesser zwischen 450 mm und 1100 mm, kann die Isolierstärke auf 150 mm erhöht werden. Im Fall der Elementisolierung liegen die begrenzenden Durchmesser für beide Isolierdicken bei 600 mm bzw. 1500 mm. Der untere Durchmesser wird von der Möglichkeit der Montage, der obere von der Möglichkeit der Fertigung der Z-Stücke und des Spaltes zwischen Gasführungsrohr und Deckplatten festgelegt. Im Fall der Bobbinkonstruktion liegt die Grenze des Rohrdurchmessers wegen des Bobbingewichts und der damit verbundenen Schwierigkeit der Handhabung bei 1100 mm. Kleinere Isolierdicken wären bis zu einem Durchmesser von 1300 mm herstellbar. Aber in diesem Fall sind die Anforderungen an die Toleranzen bei der Fertigung der Endstücke und beim Einbau sehr groß.

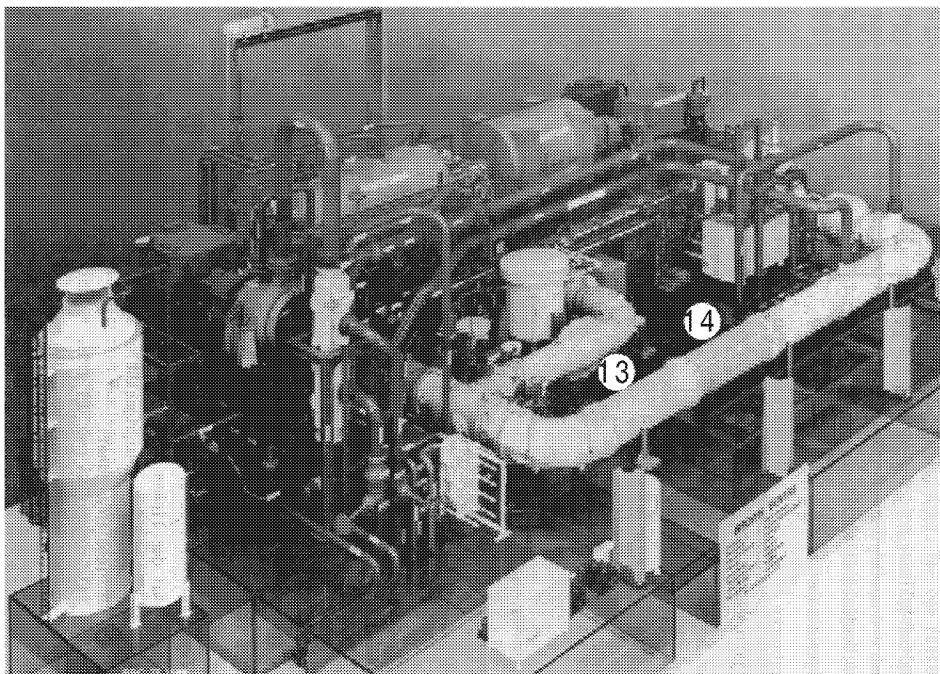
Die zuvor dargestellte Folienisolierung auf Basis von Einzelementen wurde weiterentwickelt und in einer auf dem Gelände der KFA errichteten großen Versuchsanlage neben anderen Komponenten untersucht. Die Hochtemperatur-Helium-Versuchsanlage (HHV) war Bestandteil des Programms Hochtemperaturreaktor mit Heliumturbine großer Leistung (HHT), siehe [KRÄ73] und [NOA77]. Ziel des Projektes war das Aufzeigen des technischen und wirtschaftlichen Potentials sowie der Realisierbarkeit solcher Anlagen. Die Planungsarbeiten wurden von der Firma BBC in Mannheim übernommen. Mit dem Bau auf dem Gelände wurde im April 1973 begonnen. Die Inbetriebnahme erfolgte im Frühjahr des Jahres 1977.

Mit dieser Anlage sollten die folgenden Versuchsbedingungen erfüllt werden können:

- Massenstrom des Heliums etwa 200 kg/s
- Gastemperatur 850 °C, steigerbar auf 1000 °C
- Gasdruck 50 bar
- Reinheit des Heliums entsprechend den Reaktorbedingungen
- Teststrecken für verschiedene Anordnungen und Betriebsbedingungen

Auf weitere Angaben bezüglich der Anlage kann hier verzichtet werden. Es wird auf die genannten Literaturstellen verwiesen.

Als besonders kritische Komponente wurde die Heißgasleitung samt Isolierungen angesehen. Mit einer Länge von etwa 75 m bot das Leitungssystem der HHV-Anlage Platz zum Einbau mehrerer Testobjekte. Zur Untersuchung zweier Isolierungen dienten die in Abbildung 46 mit 13 und 14 gekennzeichneten Positionen. Position 13



**Abbildung 46: HHV-Anlage (Modell)**

war mit einer später noch zu beschreibenden Faserisolierung, Position 14 mit einer Folienisolierung (Elementbauweise) ausgekleidet.



daß die Bolzen und Endstücke, die hier als doppeltes Z ausgebildet waren, auf dieselben Ringe geschweißt wurden. In der früheren Konstruktion waren die Bolzen auf Scheiben gesetzt worden. Wegen der größeren Isolationsstärke – 200 mm gegenüber 63,5 mm – war die axiale Erstreckung der Endstücke größer, so daß die Ringe ausreichten. Allerdings mußte ihre Breite von 22 mm auf 75 mm erhöht werden. Die Montage der Isolierung in das Druckrohr erfolgte im IRB der KFA. Dafür wurde eine Zeit von 30 Tagen, einschließlich der Inneninstrumentierung, benötigt.

Gasführungsrohre, Endstücke, Deckplatten, weitere auf der Heißgasseite benötigte Teile, Strömungsbarrieren, Bolzen und die ersten acht Elementlagen waren aus Inconel 625, alle anderen Teile aus AISI 347 gefertigt. Die Dicke der Inconel-Folien betrug 0,25 mm, die der AISI-Folien 0,15 mm.

Abbildung 47 gibt auch die Lage der in den beiden Schüssen montierten Thermo-elemente wieder. Darüber hinaus wies dieser Meßschuß auch drei Schallmeßsonden auf. Zur Bestimmung der Positionen dieser Meßstellen waren vom Institut für Gas- und Dampfturbinen der RWTH Aachen umfangreiche theoretische Vorarbeiten durchgeführt worden. Ziel dieser Arbeiten war die Bestimmung der von der Turbomaschine abgestrahlten Schalleistung. Bei den vorgegeben Rohrabmessungen und den zu erwartenden Frequenzen war in der Leitung mit dem Aufbau eines komplizierten räumlichen und zeitlichen Schallfeldes zu rechnen. Der Schall wurde von der Wand der Gasführungsrohre durch Röhrchen mit einem Innendurchmesser von 3 mm durch die Isolierung und die Druckwand nach außen geleitet. Am Ende dieser Röhrchen waren Kondensatormikrophone angebracht, die bei Temperaturen von bis zu 50 °C betrieben werden konnten. Zusätzlich war dieser Rohrschuß, also die Position 14, mit 19 Dehnmeßstreifen versehen. Mit ihnen sollte festgestellt werden, ob die Gasführungsrohre durch turbulentes Strömungsgeräusch und Turbinenschall zu Schwingungen angeregt wurden. Die Lage dieser Meßstreifen wurde nach Berechnungen und experimentellen Vorarbeiten des Instituts für Leichtbau der RWTH Aachen festgelegt. Der Einbau dieser Streifen erfolgte durch die Firma BBC. Die Meßleitungsdurchführungen entsprachen, abgesehen von der Zusatzkühlung, die bei den HHV-Versuchen aufgrund der hohen Gastemperatur erforderlich schien, denen der Experimente im HD-Kanal.

Die Außenwände der Druckrohre waren mit einer Farbumschlagfarbe (violett) gestrichen. Ab einer Wandtemperatur von etwa 150 °C schlug diese Farbe in blau um. So konnten Fehlstellen in den Isolierungen erkannt werden.

Leider standen nach erfolgreicher Inbetriebnahme der Anlage nur 60 Versuchsstunden zur Verfügung. Diese Zeit konnte jedoch nicht einmal zum Test der beiden Positionen 13 und 14 genutzt werden, da die Betriebsmannschaft laut Anweisung den Betriebszustand der Anlage etwa jede halbe Stunde zu ändern hatte und somit die erforderliche Beharrungszeit von acht oder zehn Stunden nicht erreicht wurde. Die während dieser kurzen Intervalle erfaßten Temperaturen hatten nur wenig Aussagekraft bezüglich des Verhaltens der zu testenden Komponenten. Im Bereich der Endstücke wurden auf der Außenwand einige blaue Stellen festgestellt, d. h. die Isolierung entsprach nicht den Anforderungen. Auch aus den Temperaturprofilen in der Folienisolierung konnte der Schluß gezogen werden, daß es im Bereich der Z-Stücke zu erheblichen Konvektionsbewegungen gekommen war. Die Endstücke waren, wie schon bei der Montage zu beobachten gewesen war, zu labil. Sie neigten aufgrund von Temperaturgradienten zu Verwerfungen.

Einige Ergebnisse dieser Messungen finden sich bei Bröckerhoff [BRÖ82a] und [BRÖ84a]. In den genannten Veröffentlichungen werden Meßergebnisse aus unterschiedlichen Meßreihen und Prüfständen, auch der HHV-Anlage, miteinander verglichen. Die beschriebenen Untersuchungen in der HHV-Anlage lieferten Nu-Zahlen für die Sektoren oben und unten von 4,67 bzw. 1,43. Mit einem mittleren Wert von 2,96 wurde der zuvor diskutierte optimale Grenzwert bei weitem überschritten. Zum Vergleich sind in den genannten Arbeiten auch Ergebnisse von Henßen et al. [HEN76] für Messungen an der Bobbinisolation bei einem Druck von 7 bar genannt. Trotz des geringen Drucks lagen die Nu-Zahlen weit oberhalb der im IRB getesteten Isolierung.

Überraschend fiel die Entscheidung, die HHV-Anlage stillzulegen. Versuche, die Experimente an dieser Anlage wiederaufzunehmen und die Versuchsprogramme der Beteiligten und Interessierten abzarbeiten, scheiterten. Das Arbeitsprogramm wurde also zu einer Zeit beendet, als die Vorarbeiten abgeschlossen waren und die Einzelkomponenten hätten getestet werden können. Die Folienisolation hätte, so die vorläufigen Ergebnisse, für HHT-Anwendungen allerdings geändert werden müssen. Dies hätte dann aber zu einem längeren Stillstand der gesamten Anlage geführt, da an die Stelle der Position 14 ein anderes, mit einer Innenisolation versehenes Druckrohr hätte eingeflanscht werden müssen.

#### 7.1.2.1.2 Drahtgewebeisolierungen

Wie in Tabelle 1 aufgeführt, gehören zu den metallischen Isolierungen auch die Drahtgewebeisolierungen, siehe Abbildung 48, bekannt unter dem Handelsnamen METALISOL. Sie war bzw. ist ein französisches Produkt, hergestellt von der Firma Creusot Loire (CL), wie von Hosegood und Jones [HOS74] beschrieben.

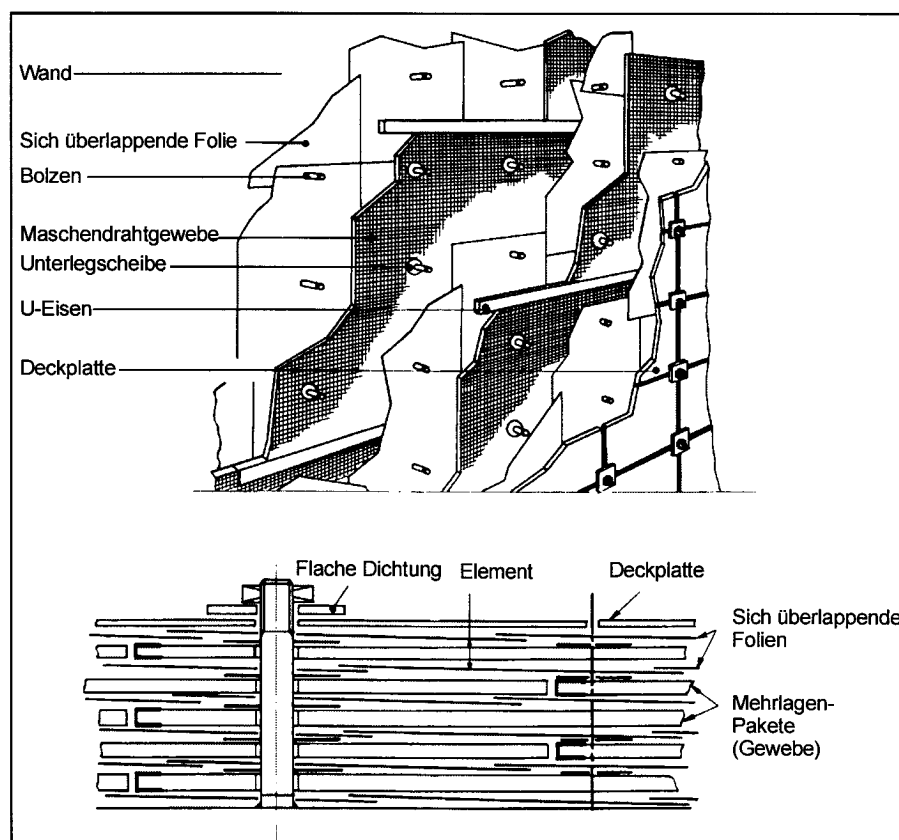


Abbildung 48: METALISOL-Isolierung

Schon sehr früh, nämlich im Jahr 1961, war mit den Entwicklungsarbeiten begonnen worden. Das Energieversorgungsunternehmen EDF wählte eine solche Isolierung als Linerisolierung für den mit  $\text{CO}_2$  gekühlten Reaktor Bugey I. Bei einer Höhe von 40 m und einem Durchmesser von 17 m betrug allein die zylindrische zu isolierende Fläche  $2000 \text{ m}^2$ .

Die Isolierung bestand aus einer Vielzahl feiner Drahtgewebe. Mehrere solcher Gewebe wurden zu einem Paket aufeinandergeschichtet. Diese so gebildeten Pakete wurden von dünnen metallischen Folien abgedeckt. Die Kantenlängen der Folien und der Abdeckplatten betrugen 500 mm. In Abbildung 48 erkennt man oben die zu isolierende Behälterwand und die Bolzen, auf die die Pakete mit den Deckfolien geschoben wurden. Diese Folien überlappten an den Kanten. Auf diese Weise trugen sie zu einer vergrößerten Dichtheit bei. Mehrere Pakete wurden seitlich von u-förmigen Eisen zusammengehalten. Dichtelemente, sogenannte washer, dienten an den Bolzenköpfen als Abdichtung, da zwischen Folien bzw. Drahtgewebe und Bolzen Spalte vorhanden sein mußten. Den Abschluß zur Heißgasseite bildeten wie zuvor bei den Folienisolierungen die Deckplatten. Die Befestigung der Platten untereinander geschah an den Ecken.

Ziel zahlreicher Untersuchungen, vornehmlich in Frankreich, war es, eine effektive Isolierung zu entwickeln. Man änderte z. B. den Aufbau der Isolierung, indem man Maschenzahl pro Flächeneinheit, Drahtdicke und die Anzahl der Lagen variierte. Außerdem wurden die Experimente mit quasi ruhendem und zwangsbewegtem Gas in verschiedenen Atmosphären durchgeführt. Da in den französischen Reaktoren Kohlendioxid als Kühlmittel vorgesehen war, wird im folgenden nur kurz auf die Arbeiten eingegangen.

In Kleinprüfständen wurden Experimente mit ruhendem Gas bei Temperaturen bis  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  und Drücken bis 100 bar durchgeführt. Größere Versuchsstände, wie etwa Bidon 50 oder Megabidon, wurden bei der EDF betrieben. Höhe und Durchmesser der Druckbehälter lagen etwa zwischen 2,3 m und 7 m bzw. 1,9 m und 2,9 m. Maximaler Druck und höchste Temperatur betrugen 50 bar und  $400 \text{ }^\circ\text{C}$ . Zwei Großprüfstände, Chela und Carmen II, standen auf dem Gelände des CEA zur Verfügung. In der Chela-Anlage konnten Temperaturen und Drücke von bis zu  $850 \text{ }^\circ\text{C}$  und 80 bar erreicht werden, siehe [NAU72] und [GHT72]. Die Länge der Versuchsstrecke betrug 3,5 m. Carmen II [CHA74] mit einer Höhe von 15 m und einem Durchmesser von 1,25 m ermöglichte Gasdaten von  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  und 50 bar. In beiden Anlagen war das Gas zwangsbewegt, d. h. mittels einzustellender Druckgradienten auf der Heißgasseite konnte man deren Einfluß auf das Isolationsverhalten testen.

Erste Untersuchungen konzentrierten sich vornehmlich auf die Entwicklung einer Isolierung für den Reaktor Bugey I. Die Isolationsdicken lagen zwischen 5,5 mm und 55 mm, die Anzahl der Gewebe zwischen 14 und 125. Bei einem Druck von etwa 50 bar ergaben sich Nu-Zahlen zwischen 2,7 bei einer mittleren Temperatur von  $60 \text{ }^\circ\text{C}$  und 3,8 bei einer Mitteltemperatur von  $300 \text{ }^\circ\text{C}$ . Der Anstieg mit der Temperatur war schwach und wohl auf die starke Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des  $\text{CO}_2$  zurückzuführen. Außerdem ließ die Zunahme der Nu-Zahlen mit der Temperatur darauf schließen, daß andere Transportvorgänge als freie Konvektion für dieses Verhalten maßgebend sein mußten. Bei vorherrschender Konvektion hätten die Werte abnehmen müssen. Die Ursachen könnten in der Zunahme der Wärmestrahlung oder der metallischen Leitung liegen. Angegebene Wärmeverluste waren gerin-

ger als  $4000 \text{ W/m}^2$ . Vorteile dieser von CL gefertigten Isolierung lagen nach Delort et al. [DEL69] vor allem in der Festigkeit gegenüber Stoß und sonstigen Belastungen, der Schwingungsfestigkeit und der einfachen Montage.

Da die Heißgaskanäle des THTR in Schmehausen mit einer solchen, in Frankreich hergestellten Isolierung, ausgekleidet werden sollten – die Entscheidung dazu war bereits Ende der 60er Jahre gefallen – wurden Experimente mit Helium als Kühlgas erforderlich.

Tabelle 4 enthält einige Daten für die Anwendungen Bugey I und THTR zum Vergleich. Wie schon erwähnt, stellt die Maschenzahl pro Flächen- bzw. Längeneinheit

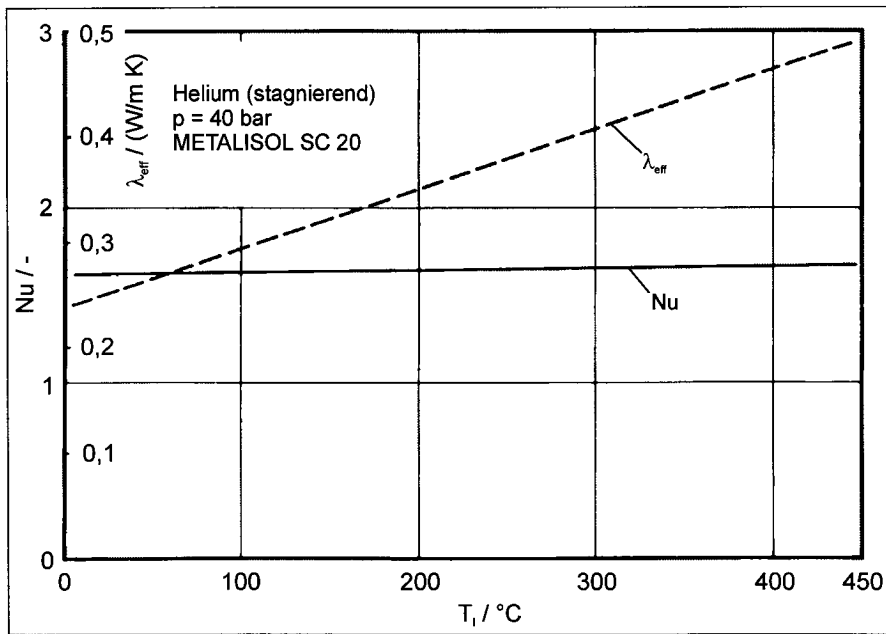
-	Bugey / Liner	THTR Heißgasleitung
Bezeichnung	SC 50	SC 20
Zahl der Drähte pro 27,7 mm	50	0,2
Drahtdurchmesser / mm	0,2	0,2
Dicke der Folien / mm	0,2	0,2
Dicke einer Zelle / mm	5	3; 4; 5; 10
Anzahl der Lagen pro Zelle	13	10; 16; 32
Material	AISI 304 L	$T \leq 500^\circ\text{C}$ : AISI 304 L $550^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C}$ AISI 347 $T \leq 800^\circ\text{C}$ Incoloy 800
Zahl der Bolzen pro $\text{m}^2$	4	4 - 16

**Tabelle 4: METALISOL-Isolierungen**

einen wesentlichen Parameter dar. Die Maschenzahl, bezogen auf eine Kantenlänge von 27,7 mm, ist in der ersten Zeile angegeben. So bedeutet also SC 50, daß 50 Maschen oder Drähte auf einer Länge von 27,7 mm vorhanden waren. Bei gleicher Drahtdicke von 0,2 mm enthielten also die für den Bugey-Reaktor vorgesehenen Netze entschieden mehr Metall als die Isolierung SC 20 für die Heißgaskanäle des THTR. Drahtdurchmesser und Foliendicken waren gleich. Die Zellendicken allerdings unterschieden sich ebenso wie die Zahl der Lagen pro Zelle. Dies war auf die unterschiedlichen Temperaturbelastungen zurückzuführen. Im unteren Temperaturbereich wurde in beiden Fällen als Material AISI 304 L verwendet. Bei Temperaturen um  $800^\circ\text{C}$  war man allerdings auf Incoloy 800 angewiesen. In den Heißgaskanälen des THTR mußte die Zahl der Bolzen aufgrund höherer Geschwindigkeiten auf  $16/\text{m}^2$  erhöht werden.

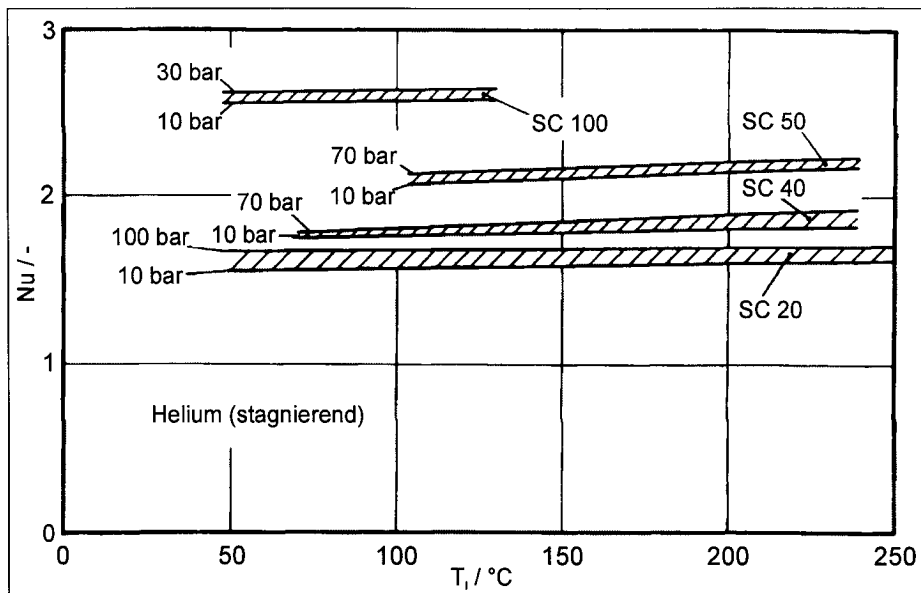
Abbildung 49 zeigt experimentell ermittelte Werte für die Isolierung SC 20. Das Versuchsgas Helium war dabei in Ruhe. Der Gasdruck betrug 40 bar. Auch hier ist im Gegensatz zu der zuvor vorgestellten Folienisolierung wie unter  $\text{CO}_2$ -Atmosphäre ein schwacher Anstieg der Nu-Zahlen mit zunehmender Temperatur festzustellen, nämlich von etwa 1,6 bei einer Temperatur von  $0^\circ\text{C}$  bis 1,67 bei  $450^\circ\text{C}$ . Die Folienisolie-

ung war allerdings lediglich bei Mitteltemperaturen bis maximal 220 °C untersucht worden. Ebenfalls dargestellt ist die effektive Wärmeleitfähigkeit. Sie verlief im gesamten Temperaturbereich linear.



**Abbildung 49: Effektive Wärmeleitfähigkeiten und Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur**

In Abbildung 50 sind nach Angaben der Firma Creusot Loire Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der in den Isolierungen herrschenden mittleren Temperatur für Helium als

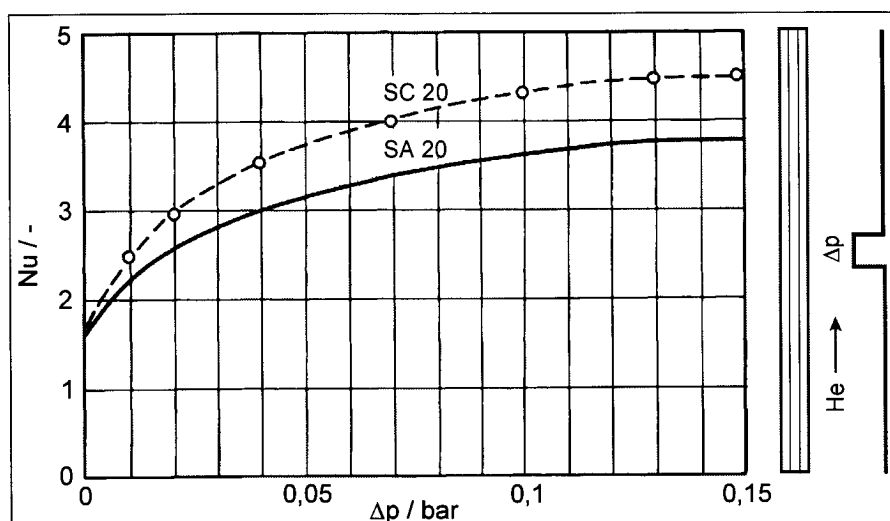


**Abbildung 50: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur**

Kühlmedium angegeben. Hinweise auf diese Untersuchungen waren nicht mehr zu finden. Es ist aber sicher, daß das Gas nicht zwangsbewegt war. Die Versuche wurden an verschiedenen Drahtgeweben durchgeführt. Das Bild enthält sowohl die Be-

zeichnungen dieser Gewebe als auch die eingestellten Gasdrücke. Für jedes Drahtgewebe läßt sich jeweils ein Band angeben, in dem die Nu-Zahlen lagen. Der Einfluß des Gasdrucks ist gering. Die hohen Nu-Zahlen des SC 100-Gewebes lassen sich mit dem hohen Feststoffanteil erklären. Mit kleiner werdender Maschenzahl nehmen auch die Nu-Zahlen ab. Vom Gesichtspunkt der Wärmetechnik stellte das Netz SC 20 wohl das Optimum dar. Ein Unterschreiten der Maschenzahl bei diesem Gewebe dürfte aber nicht mehr zu weiteren Verbesserungen führen, da dann das Gasvolumen ansteigen und damit der Anteil der freien Konvektion wieder wachsen würden. Der Einfluß der Gastemperatur ist vernachlässigbar.

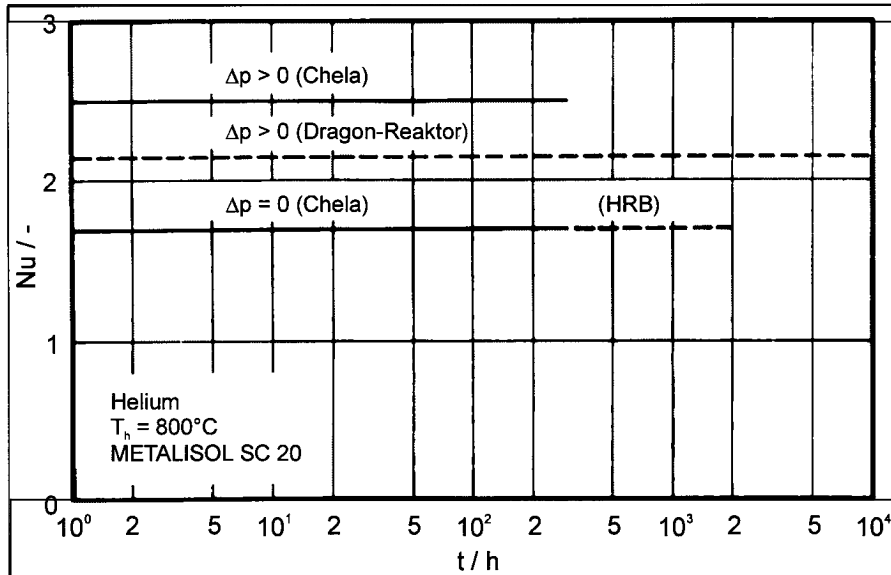
In Zusammenarbeit zwischen der EDF und CL wurden Versuche durchgeführt, in denen das Verhalten der METALISOL-Isolierung unter dem Einfluß äußerer Druckgradienten mit Helium als Versuchsgas untersucht werden sollte. Als Versuchsanlage diente das Chela-Loop in Saclay. Abbildung 51 zeigt einige Ergebnisse dieser



**Abbildung 51: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der axialen Druckdifferenz**

Untersuchung an den Geweben SC 20 und SA 20, siehe [GHT72] und [HOS74]. Die Drähte des zuletzt genannten Gewebes waren ebenfalls 0,2 mm dick. Im Unterschied zu SC 20 waren im Abstand von 27,7 mm, also der Kantenlänge einer Einheitsfläche, flache Drähte mit den Abmessungen 1,4 mm x 1,8 mm in das Netz eingewoben. Neben dem Bild sind schematisch die Isolierung und der Strömungskanal dargestellt. Die Druckdifferenz wurde mittels Strömungsbarriere erzeugt. In ruhendem Gas, also bei  $\Delta p = 0$ , wiesen beide Gewebe denselben Wert von 1,7 auf. Die maximalen Werte wurden bei einer Druckdifferenz von 0,15 bar erreicht. Eine weitere Zunahme mit steigender Druckdifferenz schien nicht mehr möglich. Erstaunlich ist der hohe Nu-Wert von etwa 4,45 für SC 20 gegenüber 3,84 für SA 20. In der Isolierung SA 20 scheint der Strömungswiderstand aufgrund der zusätzlich eingewobenen Drähte, die für eine bessere Abdichtung gesorgt haben, höher gewesen zu sein. Insgesamt ist aber der starke Anstieg der Nu-Zahlen um den Faktor 2,2 – 2,8 wenig zufriedenstellend. In Strömungsrichtung wären weitere oder bessere Abdichtungen erforderlich, wie sie z. B. von der Firma Darchem für die Linerisolierungen oder bei der Elementbauweise mittels der Z-Stücke vorgenommen worden waren. Axiale Druckgradienten von bis zu 0,002 bar sollten nach Angaben des CEA keinen meßbaren Einfluß auf die Isolierwirkung haben.

Die zeitliche Abhängigkeit von Nu-Zahlen ist in Abbildung 1 für Langzeitexperimente dargestellt. Versuchsgas war in allen Fällen Helium. Die höchsten Nu-Zahlen von etwa 2,5 ergaben sich bei Experimenten im Chela-Loop unter dem Einfluß axialer Druckgradienten. Die für Dauerversuche über einen Zeitraum von zwei Jahren im



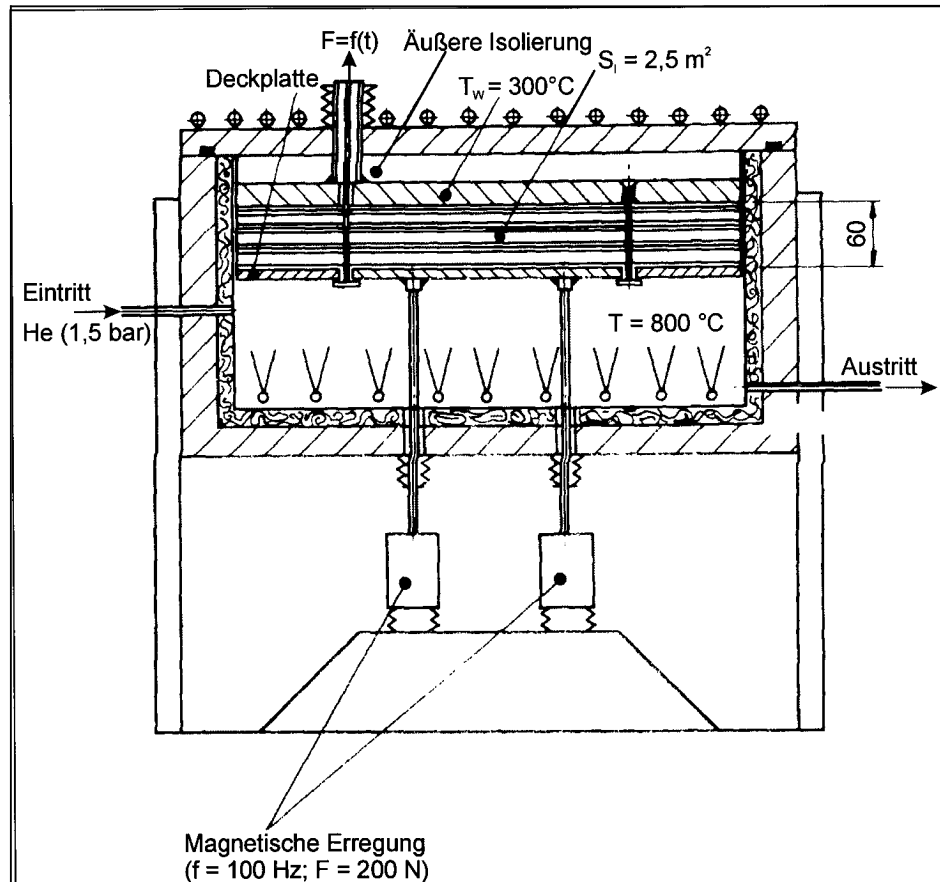
**Abbildung 52: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der Zeit**

Dragon-Reaktor erwarteten Werte wurden mit etwa 2,15 abgeschätzt. Sie sind gestrichelt eingezeichnet. Dieser Versuch entsprach dem, der an der Darchem-Isolierung durchgeführt und bereits im letzten Abschnitt angesprochen worden war. Die Temperaturverläufe deuteten darauf hin, daß die METALISOL-Isolierung geringfügig höhere Wärmeverluste aufwies. Versuche in der Chela-Anlage mit ruhendem Gas und über einen Zeitraum von 3000 h lieferten Nu-Zahlen von 1,7. Über eine Dauer von 72 h lief der Versuch ohne Unterbrechung bei einer Temperatur von  $800^\circ\text{C}$ . Dann wurde die Isolierung 30 thermischen Zyklen von  $+2,6^\circ\text{C}/\text{min}$  und  $-5^\circ\text{C}/\text{min}$  unterworfen. Obwohl sich die Isolierung und das Befestigungssystem mit der Zeit lockerten, war der Einfluß auf das Isolationsverhalten kaum oder nicht meßbar. Nu-Zahlen von etwa 1,7 wurden auch für den von der Firma HRB durchgeführten 2000 h-Versuch erwartet, ebenfalls gestrichelt dargestellt. Ziel dieses Experiments war vornehmlich die Erprobung einer Isolierung unter der Belastung thermischer Zyklen.

Die von HRB benutzte Versuchsanlage ist in Abbildung 53 nach [HOS74] dargestellt. Einige Angaben sind enthalten. Neben den bei der Besprechung von Abbildung 52 beschriebenen Untersuchungen sollte auch das Reibverschweißen zwischen Deckplatten und Isolierung untersucht werden. Streng genommen müßte die Beschreibung an anderer Stelle erfolgen, doch wegen der bei HRB auch durchgeführten wärmetechnischen Untersuchungen soll hier knapp auf den Versuchsstand und die weiteren Experimente eingegangen werden.

Die Deckplatten wurden mit einer Frequenz von 100 Hz und einer Kraft von 200 N belastet. Der Temperaturbereich von  $600^\circ\text{C}$  bis  $800^\circ\text{C}$  wurde pro Tag fünfmal durchfahren. Dabei wurde der Wärmestrom ständig gemessen. Die Dicke der Isolierung betrug 62 mm. Als Materialien dienten in den kalten Zonen AISI 304 L, in den

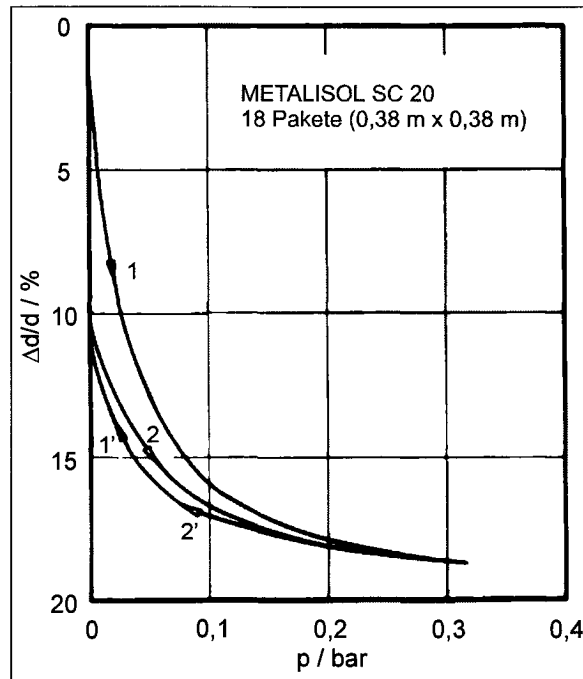
heißen Zonen AISI 347 und für die Deckplatten Incoloy 800. Diese Isolierung entspricht in ihrem Aufbau der, die für die Heißgaskanäle des THTR vorgesehen war. Keine Probleme ergaben sich für die nur gering belasteten Gewebe, deren Reibbeiwerte 0,8 betragen. An den Befestigungselementen allerdings wurden entsprechende Werte von etwa 3 gemessen. Sie zeigten deutliche Verschleißspuren. Die besten



**Abbildung 53: Versuchsstand für Dauerversuche (HRB)**

Ergebnisse wurden für die Kombination Hastelloy C für die Dichtelemente (washer) und Incoloy 800 für die Abdeckplatten gefunden. Bei der THTR-Isolierung waren Berührungsflächen, z. B. an den Deckplatten oder innerhalb der Isolierung, zur Verringerung der Reibung bei thermischen Dehnungen und zur Vermeidung von Verschweißen mit  $\text{Cr}_2\text{C}_3$  und  $\text{Ni/Ag}$  beschichtet, siehe [BRÖ84b].

Abbildung 54 zeigt Ergebnisse aus Messungen bezüglich der Elastizität einer Isolierung unter Belastung. Das Testobjekt bestand aus 20 Geweben und 18 Paketen. Dieses wurde mit Lasten von bis zu 0,35 bar zusammengepreßt. Die Kantenlängen des Prüflings betragen 380 mm. Nach der ersten Belastung verlor das Objekt 18 % seiner Originaldicke. Nach der Entlastung ging diese auf 11 % zurück. Dieser Wert wurde auch nach der zweiten Belastung wieder erreicht. Die Pfeile geben die Richtung der Last an. Im interessanten Bereich von etwa 0,05 bar bis 0,2 bar war mit Dickenänderungen von bis zu 17,6 % zu rechnen, die nicht mehr zu vernachlässigen waren. Wegen dieses Verlustes wurde daher das Auftreten von Spalten erwartet, in denen eine Durchströmung aufgrund freier und erzwungener Konvektion mit der Folge einer Isolationsminderung möglich war.



**Abbildung 54: Kompressibilität in Abhängigkeit von der Last**

Für einen großen HTR mit einer Leistung von 1160 MW wurden drei Klassen von Isolierungen, wie Tabelle 5 zu entnehmen ist, vorgeschlagen. Die erwarteten maximalen Temperaturen in den unterschiedlichen Bereichen der Reaktoranlage und die dafür vorgeschlagenen Isolierungen sind angegeben. Bei Gewebe SC 15/5 schwankten die Drahtdurchmesser zwischen 0,2 mm und 0,5 mm. Auf das Material Masrock wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit eingegangen werden.

Klasse	Temperaturen / °C	METALISOL
A	≤ 400	SC 20
B	≤ 820	SC 15/5
Heißgaskanäle	lokal: 920	SC 20
C	≤ 820	SC 15/5
	heiße Strahlen	oder
	1200	Masrock

**Tabelle 5: Drahtgewebeisolierungen für einen großen HTR**

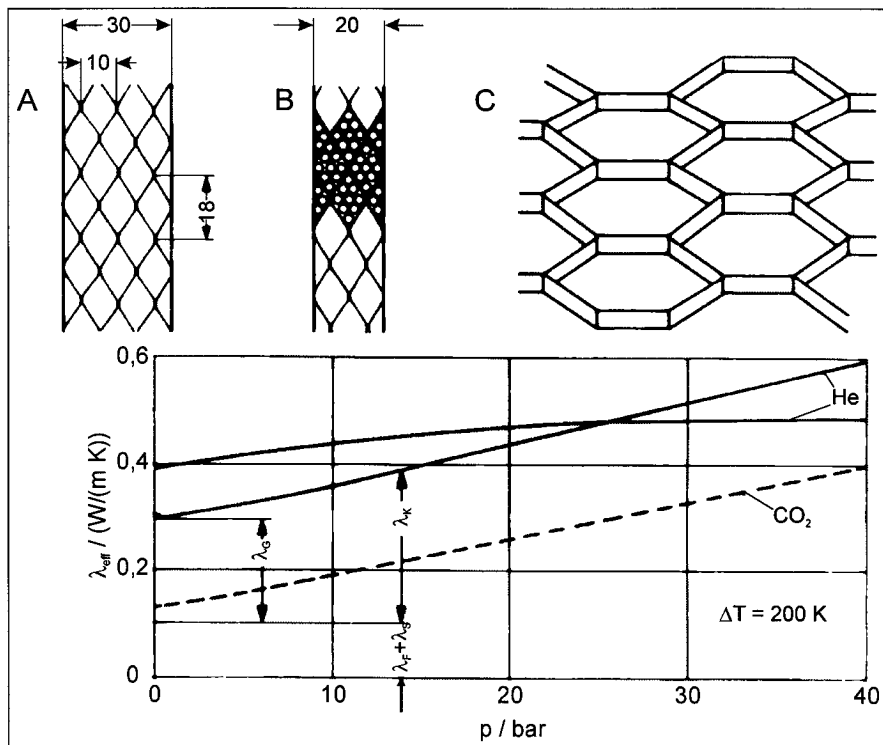
#### 7.1.2.1.3. Sondergeometrien

Weitere früher vorgeschlagene metallische Strukturen finden sich bei Knirsch und Schmiedel [KNI67] sowie Narinski und Sheinin [NAR69], siehe Abbildung 55. Rechts im Bild, mit C bezeichnet, ist eine andere Form von Abstandhaltern für eine Folienisolierung dargestellt. Blechstreifen wurden so geformt, daß die entstandenen Zellen das Aussehen von Bienenwaben hatten. Die einzelnen Schichten wurden dann von dünnen Folien abgedeckt.

Bei den Isolierungen auf der linken Seite der Abbildung 55 handelte es sich um eine Aufeinanderschichtung sinusförmig gewellter Folien aus rostfreiem Stahl, die längs der Berührungslinien miteinander verschweißt waren. So entstanden Zellen mit rauhenförmigem Querschnitt, die an einem Ende verschlossen waren. Das andere offene

Ende wurde für Druckausgleichsvorgänge benötigt. Die Isolierungen wurden so installiert, daß die Längsachse der Zellen parallel zur Rohr- bzw. Behälterachse verlief.

Meßergebnisse sind nur für die links dargestellten Systeme bekannt. Die Firma Alstom untersuchte im Auftrag der Firma BBK, einer Tochter von BBC, zwei Ausführungsformen. Typ A in der Normalausführung mit Zellen von 10 mm Dicke und 18 mm Länge wies eine Gesamtstärke von 30 mm auf. Typ B war 20 mm dick. Entsprechende Einsätze, ebenfalls aus Folien geformt, ermöglichten die Unterteilung der Grundstruktur einer Elementarzelle in kleinere Zellen. Im Bild sind unten effektive

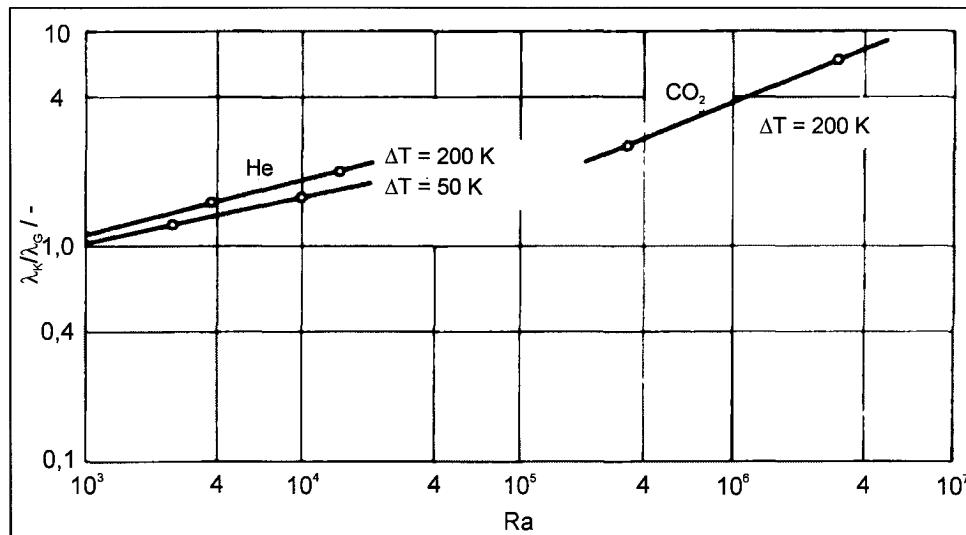


**Abbildung 55: Zellenisierungen und effektive Wärmeleitfähigkeiten**

Wärmeleitfähigkeiten der beiden Isolierungen in Abhängigkeit vom Gasdruck dargestellt. Die maximale Temperaturdifferenz über die Isolierung betrug 200 K. Zum Vergleich sind die in Kohlendioxidatmosphäre gewonnenen Ergebnisse für Typ A eingetragen. Die Druckabhängigkeit unter Helium ist größer, als es die zuvor in CO<sub>2</sub> gemessenen Ergebnisse erwarten ließen. Zerlegt man die Gesamtwärmeleitfähigkeit in die einzelnen Anteile, so läßt sich die Summe aus Feststoffleitung und Wärmestrahlung, im Bild mit  $\lambda_F$  und  $\lambda_S$  bezeichnet, zu 0,1 W/(mK) abschätzen. Die Differenz stellt den Beitrag des Gases an der gesamten Wärmeleitfähigkeit dar. Bei kleinen Drücken – freie Konvektion  $\lambda_K$  ist also nicht vorhanden – entspricht dieser Anteil dem der Gasleitfähigkeit  $\lambda_G$ .

In Abbildung 56 ist der Quotient der Wärmeleitfähigkeiten aus freier Konvektion und Gasleitfähigkeit für beide Versuchsgase dargestellt. Die Ra-Zahl wurde mit der mittleren Temperaturdifferenz über eine Zelle und der Zellendicke von 10 mm gebildet. Die Stoffwerte wurden auf mittleren Druck und mittlere Temperatur bezogen. Eine für beide Gase gültige Beziehung ließ sich aus den Meßergebnissen nicht ableiten. Es fehlten Zwischenwerte, etwa im Bereich um  $Ra = 10^5$ . Vom Gesichtspunkt freier Konvektion ist die Zellendicke bei Verwendung von CO<sub>2</sub> zu groß. Kleinere Zellen

würden allerdings wieder zu einem erhöhten Materialmehraufwand führen. Aus Kostengründen fand diese Isolierung in keinem Reaktor Verwendung.



**Abbildung 56: Dimensionslose Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Ra-Zahl**

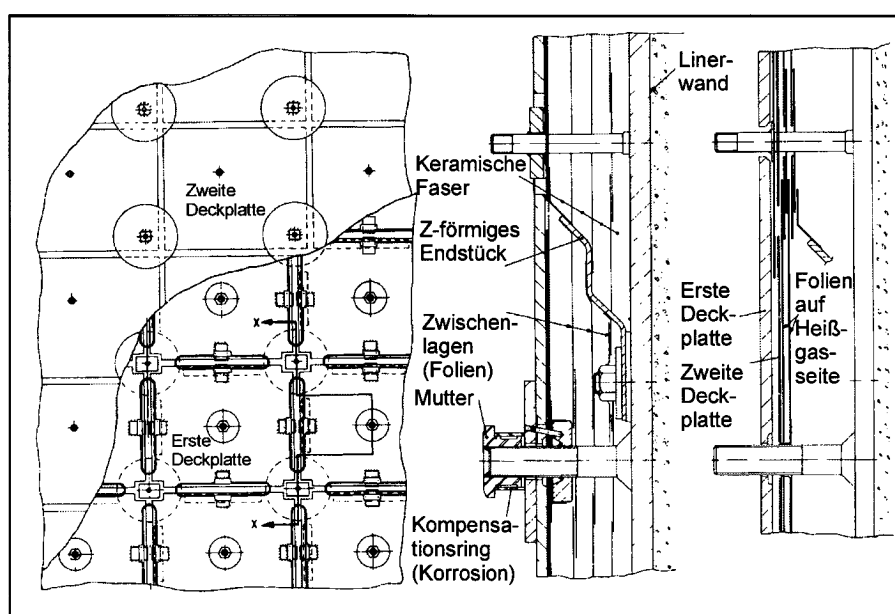
### 7.1.2.2 Faserisolierungen

Unter Faserisolierungen werden im folgenden Systeme verstanden, die als Isolationsmaterialien Faserstoffe verwenden, die die Hohlräume zwischen den heißen oder warmen Gasführungen und den kälteren Druckwänden ausfüllen und die aufgrund ihrer kleinen Durchmesser zu einer Verminderung der Gasbewegungen beitragen. Die Ausgangsstoffe sind meistens Silizium- oder Aluminiumoxid, deren Feststoffleitfähigkeiten niedrig sind und die damit nur zu einem geringen Teil an der gesamten Wärmeleitfähigkeit beitragen.

Diese Isolierungen waren vornehmlich als Wärmeschutz großer Behälter in Großbritannien entwickelt worden. Mit ihnen, so hoffte man, sollten die Probleme beseitigt werden, die bei den für die Magnox-Reaktoren – Austrittstemperaturen zwischen 340 °C und 410 °C – benutzten metallischen Systemen offenbar geworden waren. Diese Probleme bestanden darin, daß trotz der guten Isolationseigenschaften Zusatzmaßnahmen zur Abdichtung innerer Ströme oder Leckagen, z. B. in der Nähe der nicht völlig ebenen Liner oder bei Durchbrüchen, erforderlich wurden. Verwendet wurden dabei in den späteren mit CO<sub>2</sub> gekühlten AGRs, deren Austrittstemperaturen etwa 650 °C betragen, ausschließlich Faserplatten, wie von Hosegood und Jones [HOS74] und Furber et al. [FUR75] beschrieben. Auch der Druckbehälter des von General Atomic (GA) erbauten Fort St. Vrain Reaktors in den USA war mit Faserplatten ausgekleidet worden. Zunächst war vorgesehen, eine ähnliche Folienisolierung wie im Peach Bottom/USA zu verwenden. Da sich dort aber während der siebenjährigen Betriebszeit Unregelmäßigkeiten gezeigt hatten, die auf Veränderungen der Folien schließen ließen, wurde eine neue Isolierung entwickelt. Der Hauptgrund für die zuvor genannten Probleme lag aber wohl in Spalten, die bei metallischen Systemen aus Gründen der Montage oder des Dehnungsausgleichs vorhanden sein mußten, wie im vorangehenden Abschnitt ausführlich dargelegt. Als Alternative bot sich daher eine Faserisolierung an, zumal da die Firma Nuclear Power Group (NPG), die den Auftrag zum Bau des Oldbury-Reaktors hatte, eben wegen der Isolierung in Verzug geraten war. Beide Firmen suchten nach einer neuen Isolierung,

die nicht so empfindlich auf axiale Druckgradienten reagierte. Einige der zunächst ausgewählten Faserprodukte fielen nach ersten Prüfungen aus, da sie Bor und korrosive Salze enthielten. Kaowool erfüllte die Anforderungen in hohem Maße. Es enthält nach Angaben von Jones [JON69] weniger als 100 ppm Bor, 10 ppm Chlor, 50 ppm Fluor und 20 ppm Schwefel. Ihre Schmelztemperatur beträgt 1650 °C.

Abbildung 57 zeigt nach Colquhoun, Davidson und Bolton [COL75] die Isolierung des Druckbehälters für Hinkley Point B. Eine ähnliche Isolierung wurde auch für den Behälter in Hunterston – ebenfalls zur Nuclear Power Group gehörend – verwendet. Die Fasermatten wurden mittels Deckplatten und Bolzen gegen den Liner gepreßt. Man erkennt einen Zentralbolzen und zusätzliche Halterungen, mit denen ein Verschieben der Deckplatten verhindert werden sollte. Mittels metallischer Zwischenlagen und z-förmiger Elemente wurde freie oder erzwungene Konvektion in der Isolierung unterbunden oder gemindert. Auf der Heißgasseite sollte eine Doppellage rostfreier Folien

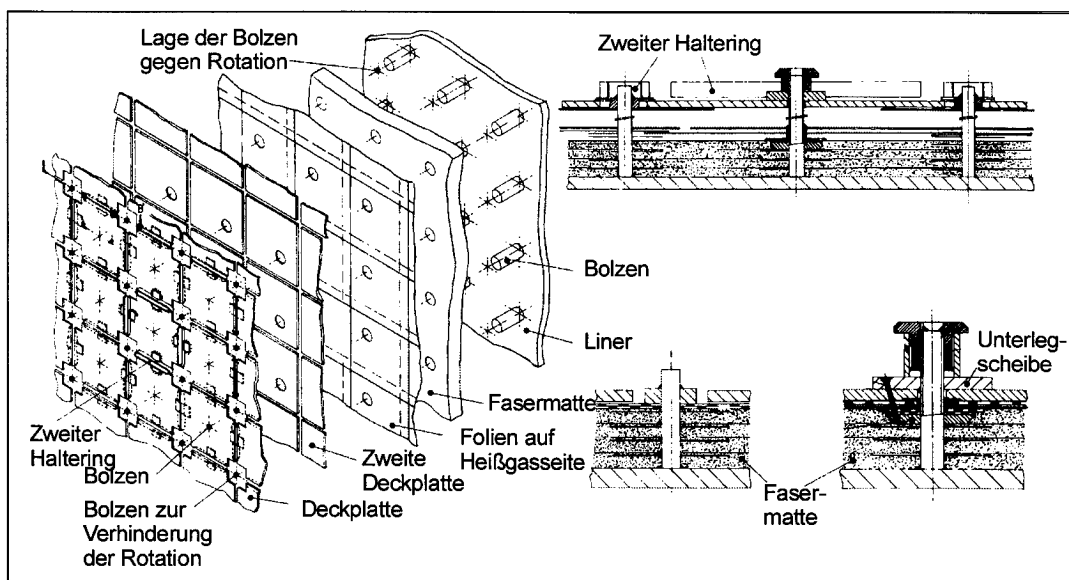


**Abbildung 57: Linerisolierung (Hinkley Point B)**

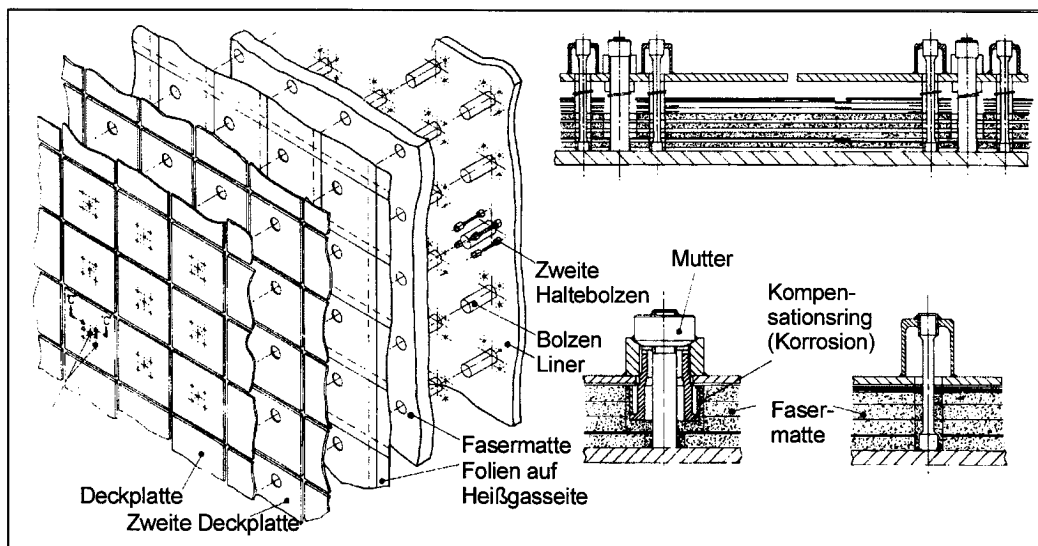
die Fasern vor dem heißen Gas schützen und gleichzeitig den Austritt faseriger Partikel in den Heißgasstrom verhindern. Diese metallischen Folien wurden von einem System erster und zweiter Deckplatten gehalten. Die Matten aus Kaowoolfasern wurden in den meisten Bereichen des Behälters um etwa 20 % komprimiert. Auf diese Weise sollte eine Verbindung zwischen den Fasern und irgendwelchen Hohlräumen, in denen Gasbewegungen möglich waren, verhindert werden. Eine zu hohe Verdichtung der Matten mußte man vermeiden, um deren Fasern nicht zu zerstören und den inneren Druck und folglich Kräfte auf Bolzen und Deckplatten nicht zu groß werden zu lassen. Für die meisten Bereiche wurde ein Mattendruck von 0,1 bar als ausreichend angesehen. Im Deckenbereich wurde allerdings wegen der hohen Gasgeschwindigkeiten ein Druck von 0,4 bar zugelassen.

Weitere Hinweise auf Isolationsdicken, Plattengrößen, Materialien usw. sind der genannten Veröffentlichung zu entnehmen. Dort finden sich auch Angaben über die einzelnen zu isolierenden Zonen, über Versuche und Auslegung sowie über Errichtung und Genehmigungen.

In Abbildung 58 ist nach Furber, Hopkins und Stuart [FUR75] eine Explosionszeichnung für die Linerisolierung des Hinkley Point B Reaktors dargestellt. Abbildung 59 zeigt aus derselben Veröffentlichung eine Mehrbolzenkonstruktion für einen Liner bzw. hochbelastete Bereiche des Reaktors. Man erkennt aus beiden Abbildungen, wie groß der Aufwand hinsichtlich der Konstruktion und der Montage für beide Lösungen ist. Die Autoren weisen besonders auf die Elastizität – resiliency – hin, die vor allem für die lange Lebensdauer der Anlagen von Bedeutung ist. Ein Versuchsstand zur Messung dieser Eigenschaft wird beschrieben. Mit einem Modell wurde versucht, von dem Kurzzeit- auf das Langzeitverhalten zu extrapolieren. In anderen Prüfständen wurde die Elastizität von Fasern unter dem Einfluß von Wasser, Schwingungen und Strahlenbelastung untersucht. Andere Fragen befaßten sich mit Umweltproblemen, Staub aus den Matten und der chemischen Beständigkeit. Weitere zusammenfassende Angaben über Linerisolierungen finden sich bei Furber und Sheppard [FUR82]. Untersuchungen hatten gezeigt, daß Kaowoolfasern nur geringe Mengen



**Abbildung 58: Linerisolierung (Hinkley Point B)**



**Abbildung 59: Linerisolierung (Mehrbolzenisolierung, Hinkley Point B)**

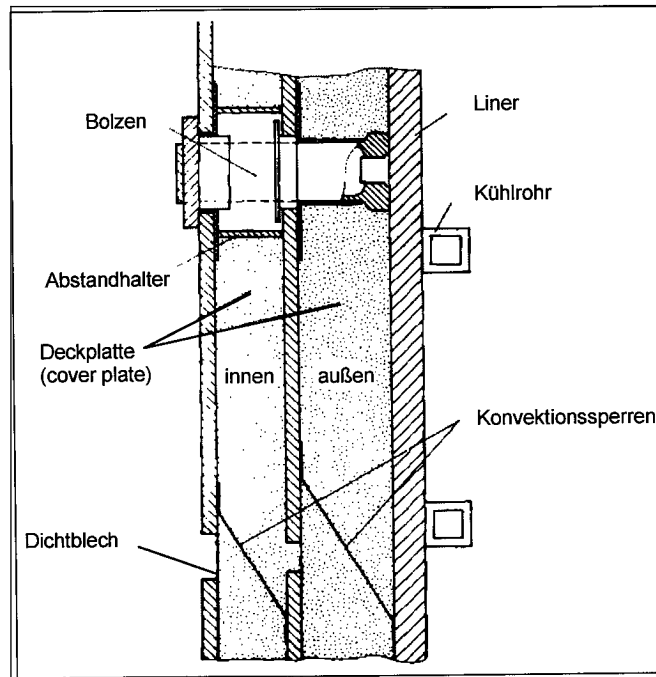
flüchtiger und auslaugbarer Verunreinigungen enthielten und chemisch beständig gegenüber dem Kühlmittel und Strukturmaterialien waren. Da eine Demonstration der Beständigkeit über die gesamte Lebensdauer von 30 Jahren nicht möglich war, wurden die Fasern höheren Belastungen als unter Betrieb ausgesetzt. Aus den Ergebnissen wurden dann Modelle entwickelt, mit denen Voraussagen über die Betriebszeit möglich waren. Die Autoren gehen auch auf Schwierigkeiten während der Montage der Linerisolierung für Hinkley Point B ein. Aufgrund von Schweißproblemen mußten Bolzen aus zwei Materialien durch Bolzen aus Incoloy 800 ersetzt werden, die direkt auf den Liner geschweißt werden konnten. Entglasung der Fasern war bei Temperaturen oberhalb von 650 °C nach Ende oder während der Betriebszeit zu befürchten. Dies wurde aus Experimenten bei Temperaturen bis 950 °C abgeleitet. Entglasung ist auf einen Phasenwechsel der Fasern infolge Umkristallisation bei höheren Temperaturen zurückzuführen. Nach [FUR82] können die Fasern direkt oder indirekt aufgrund akustisch induzierter Schwingungen zerstört werden. Die Auslegung erfolgte daher in der Weise, daß sogenannte „acoustic skins“ eingesetzt wurden, mit denen die Fasern vor der direkten Schallbelastung geschützt werden sollten. Für einzelne Bereiche der Reaktoren waren spezielle Ausführungen erforderlich, in denen z. B. nicht immer oder unter schwierigen Bedingungen die erforderlichen Faserdichten, die ein Maß für die Wärmeverluste oder Wärmeleitfähigkeiten darstellen, erreicht werden konnten.

Der Fort St. Vrain Reaktor war der erste in den USA mit einem Spannbetondruckbehälter ausgerüstete Reaktor. Dieser machte umfangreiche Entwicklungsarbeiten für seine Innenisolierung erforderlich, siehe [HOS74] und Jones [JON75]. Der Gasdruck betrug etwa 48 bar, der Heliummassenstrom 430 kg/s. Ein- und Austrittstemperaturen waren mit 400 °C bzw. 777 °C festgelegt. Bei Vollast konnten am Austritt Heißgasstrahlen von bis zu 1085 °C auftreten. Für den Auslegungsstörfall war der Verlust des Kühlmittels zugrundegelegt worden. Infolgedessen mußte die Isolierung im Bodenbereich für Temperaturen von bis zu 1650 °C ausgelegt werden, da sie thermischer Strahlung von den benachbarten Graphitstrukturen ausgesetzt war.

Die Betontemperatur sollte im Normalbetrieb einen Wert von 59 °C nicht überschreiten. Quadratische Kühlrohre – Kantenlänge 25 mm, Wanddicke 3,2 mm – auf der Rückwand des Liners führten die Verlustwärme ab. Das Kühlsystem war für eine mittlere Temperatur von 40 °C ausgelegt worden. Ein- und Austrittstemperatur betragen 35 °C bzw. 46 °C. Mittels Thermoelementen war die Bestimmung der Wärmeverluste und Fehlererkennung in der Isolierung möglich. Die Teilung der Kühlrohre lag zwischen 66 mm und 190 mm, abhängig von der Höhe der erwarteten Wärmeverluste. Diese sollten Werte zwischen 2900 W/m<sup>2</sup> und 12600 W/m<sup>2</sup> nicht überschreiten. Mit einer Sicherheitsmarge von 2, mit der Ungenauigkeiten und eine Verschlechterung der Isolationseigenschaften während der Lebensdauer berücksichtigt werden sollten, wurde die effektive Wärmeleitfähigkeit zu 0,43 W/(mK) festgelegt.

Die gesamte Isolierung für den Fort St. Vrain war ebenso wie die METALISOL-Isolierung in drei Klassen eingeteilt. Klasse A war für den Temperaturbereich bis 427 °C, also für den Liner des Behälters im Coreintrittsbereich, vorgesehen. Am Coreaustritt war wegen der höheren Temperatur von 777 °C die höherwertige Isolierung – Klasse B – installiert. Im Bereich unterhalb des Cores, also am Reaktorboden, war aufgrund der Temperaturstrahlen die aufwendigste Isolierung, nämlich Klasse C, erforderlich. Die Flächen der zu isolierenden Teile betragen laut Jones und Hedgcock [JON75] 1486 m<sup>2</sup>, 140 m<sup>2</sup> und 55 m<sup>2</sup>.

Abbildung 60 zeigt schematisch die Isolierung für den Niedertemperaturbereich der Klasse A. Die wichtigsten Bestandteile sind angegeben. Die Fasern lagen in Mat-tenform vor. Das Material war Kaowool. In den zuvor zitierten Arbeiten finden sich



**Abbildung 60: Isolierung für den Niedertemperaturbereich (Klasse A)**

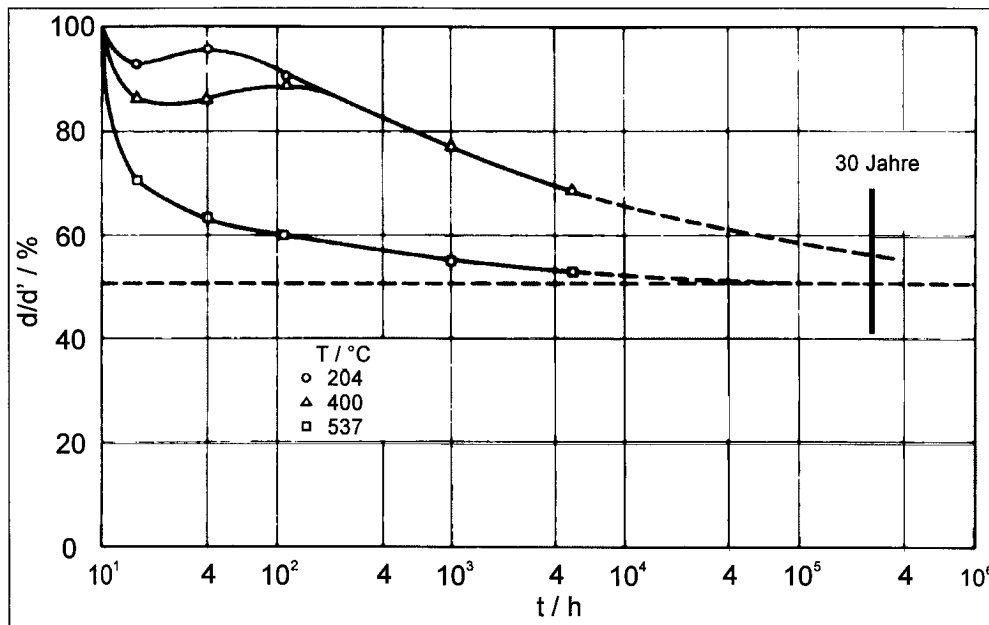
nähere Hinweise auf Ausgangsmaterial, Herstellung und Eigenschaften. Die Dichte bei Anlieferung betrug  $128 \text{ kg/m}^3$ . Die Matten wurden von Deckplatten über Bolzen gegen den Liner gepreßt, bis eine Faserdichte von  $192 \text{ kg/m}^3$  erreicht war. Das bedeutete also eine Verminderung der Ausgangsdicke um 33 %. Der dafür benötigte Druck von 0,2 bar bewirkte, daß die Fasern sich dem Liner anpaßten und Spalte vermieden wurden. An den vertikalen Wänden wurden die Matten von Halblechen, die unter einem Winkel von  $45^\circ$  angebracht waren, gehalten, so daß Abrutschen nach unten vermieden werden konnte. Gleichzeitig stellten sie aber auch noch eine zusätzliche Absperrung quasi als Konvektionsbremse in Achsrichtung dar. Den Abschluß zum Gasraum bildeten die Deckplatten. An den Stoßstellen sollten 0,8 mm dicke Dichtfolien den Austritt von Fasern in den Gasraum verhindern. Aufwendig war die Konstruktion des Bolzens. Wärmetechnische Untersuchungen an dieser Isolierung hatten niedrige Wärmeleitfähigkeiten erbracht, die denen in ruhendem Helium nahe kamen und die auf eine nur geringe Beeinflussung infolge Feststoffleitung schließen ließen. Unter dem Einfluß axialer Druckgradienten von bis zu 0,09 bar/m war am Reaktoreintritt keine Erhöhung und am Austritt sogar eine Verringerung der Wärmeverluste festzustellen.

Die Fasermatten wurden u. a. hinsichtlich

- des chemischen Verhaltens,
- der Anpressung und des damit verbundenen Faserbruchs,
- der Permeabilität in Abhängigkeit von der Anpressung,
- der Elastizität in Abhängigkeit von der Temperatur,
- des Verhaltens bei Eintauchen in Wasser,

- der Trocknungsraten und
- der akustischen und mechanischen Schwingungen untersucht.

Die Ergebnisse waren bis auf eine Ausnahme im allgemeinen zufriedenstellend. Bei Tests der Elastizität als Funktion der Temperatur verlor das Material bereits nach kurzer Zeit sein Vermögen, nach Belastung in den ursprünglichen Zustand zurückzukehren. Dieses Verhalten ist nach [JON69] in Abbildung 61 dargestellt. In einer Heliumatmosphäre wurde ein Faserpaket zusammengepreßt und über einen festgelegten Zeitpunkt bei verschiedenen Temperaturen geheizt und dann wieder entlastet.



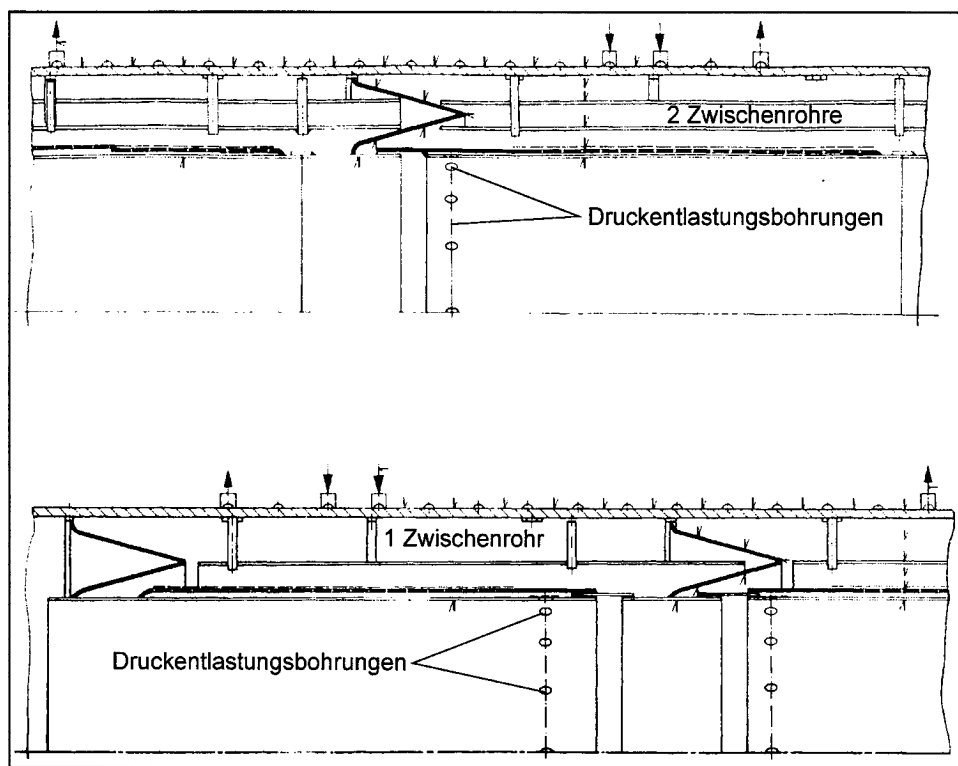
**Abbildung 61: Elastizität von Kaowool in Abhängigkeit von der Zeit**

Das Verhältnis der erneut gemessenen Dicke zur Originaldicke ist in Abhängigkeit von der Zeit für drei Temperaturen dargestellt. Bei einer Extrapolation der Meßergebnisse auf eine Zeit von 30 Jahren, die Lebensdauer eines Reaktors, mußte bei einer Temperatur von 537 °C mit einer Schrumpfung der Isolierdicke um 50 % gerechnet werden. Wie weiter mitgeteilt wurde, betrug der Dickenverlust bei einer Temperatur von 426 °C nur 10 %, wenn die Fasern auf 70 % der Anfangsdicke zusammengepreßt worden waren. Dieses Verhalten machte für die Klasse B-Isolierung die Auswahl und Erprobung weiterer Werkstoffe, die ihre Elastizität auch noch bei Temperaturen bis 800 °C beibehielten, erforderlich. General Atomic fand bei der französischen Firma Quartz et Silice ein Produkt, das nach thermischer Behandlung der Fasern den Anforderungen entsprach. Die Fasern bestanden aus fast reinem Siliziumdioxid. Im Aussehen und in den Eigenschaften sollte es aber Kaowool entsprechen. Wegen seiner guten Elastizität wurde es für die höherbelastete Isolierung Klasse B ausgewählt. Für die metallischen Teile auf der Heißgasseite wurde Hastelloy X, für kältere Zonen Inconel 600 eingesetzt. Im Aufbau entspricht diese Isolierung der in Abbildung 60 dargestellten. Sie wurde im Gegensatz zur Linerisolierung im Werk vorgefertigt und auf der Baustelle in die Kanäle eingebaut. Messungen der Wärmeleitfähigkeit hatten zu höheren Werten als erwartet geführt, obwohl die Untersuchungen ohne axiale Druckgradienten durchgeführt worden waren. Zwischen Liner und Isolierung vorhandene Spalte waren die Ursache, die aber behoben werden konnten.

Da zur Isolierung der Spannbeltzer zahlreiche Untersuchungen durchgeführt worden waren, viele Meßergebnisse vorlagen und auf praktische Erfahrungen zurückgegriffen werden konnte, wurde in der damaligen KFA in Abstimmung mit den Projektpartnern beschlossen, nach den metallischen Systemen Faserisolierungen für Rohrleitungen zu testen. Eine solche Isolierung war für die HHV-Anlage als Teststück vorgesehen. Außerdem sollte bis auf den Rohrschuß mit der Folienisolierung das gesamte Leitungssystem mit einer Faserisolierung ausgekleidet werden. Daher erschien ein Vortest in einer kleineren Versuchsanlage notwendig.

Begonnen wurde mit den Arbeiten im IRB. Für die Messungen stand der vorstehend bereits beschriebene HD-Kanal zur Verfügung, siehe Bröckerhoff und Scholz [BRÖ75b]. Als Druckrohr diente das ebenfalls schon besprochene Rohr, das für die Untersuchung der Folienisolierung beschafft worden war. Da ein ähnlich schlechtes Verhalten wie bei der Folienisolierung zu befürchten war, wurden zwei Konstruktionen vorgesehen. Durchführung der Versuche und Auswertung der Meßergebnisse entsprachen in weiten Teilen den Arbeiten an der Folienisolierung. Auch das Druckrohr samt Kühlsystem und die Position des Rohres im Leitungssystem des HD-Kanals entsprachen denen der zuvor besprochenen Isolierungen.

Die Testisolierung wurde von der Firma Brown Boveri-Sulzer Turbomaschinen (BST) AG/Zürich geliefert, siehe Abbildung 62. Der Innendurchmesser der Isolierung betrug 630 mm. Somit ergab sich als Isolationsdicke ein Betrag von 148,5 mm. Damit



**Abbildung 62: Faserisolierung (gestopft)**

entspricht sie der Dicke der HHV-Isolierung. In das Druckrohr wurden, wie zuvor erwähnt, zwei Versionen eingebaut. Unten im Bild erkennt man die Version mit einem Zwischenrohr. Die Konstruktion oben wies zwei Zwischenrohre auf. Die metallischen Gasführungsrohre waren an v-förmige Endstücke geschweißt, die dieselbe Aufgabe

hatten wie die Z-Stücke bei der Folienisolierung. Sie sollten die Auswirkung axialer Druckgradienten auf das Isolationsverhalten verhindern. Am nicht verschweißten Ende überlappten die Gasführungsrohre mit kurzen Rohrstücken, die mit dem benachbarten V-Stück verbunden waren. Auf diese Weise konnten axiale Dehnungen infolge Verschiebens aufgenommen werden. Die Endstücke waren außen mit 22 mm breiten Ringen, die mit dem Druckrohr verschweißte waren, gasdicht verbunden. Die strichpunktiert gezeichneten Lochbleche hatten die Aufgabe, den eigentlichen Isolationsraum mit der Faserstopfung vom heißen Gasraum zu trennen und im Fall rascher Druckabsenkungen den Austritt des Gases aus dem Isolationsraum zu ermöglichen. Zu diesem Zweck waren die Gasführungsrohre mit 16 Bohrungen, deren Durchmesser 20 mm betragen, versehen. Damit bei Druckänderungen keine losen Faserpartikel in den Gasraum gelangen konnten, waren die Lochbleche mit einem feinen Drahtgeflecht abgedeckt. Die Lochbleche waren, wie zu erkennen, mit den Gasführungsrohren verbunden. Für die metallischen Teile wurde als Werkstoff X10CrNiNb eingesetzt.

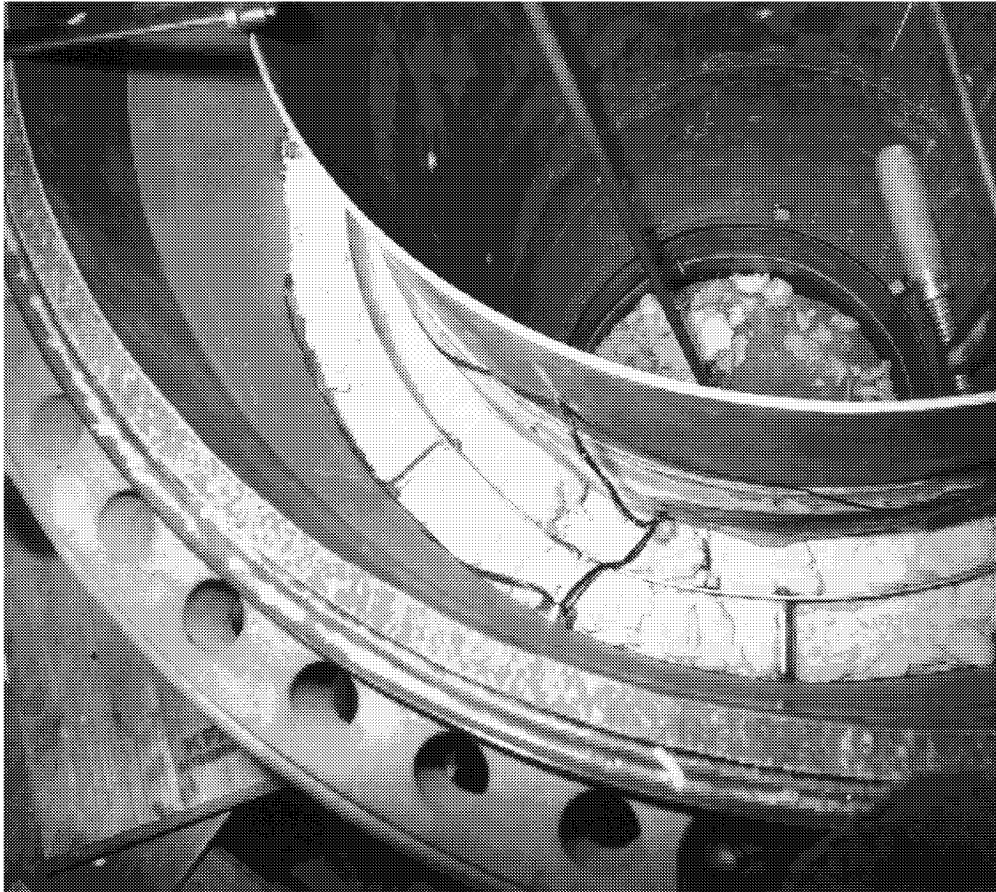
Die Isolierung bestand aus drei Schüssen von je 1200 mm Länge. Da der vom Hersteller zwischen Gasführungsrohren und Lochblechen vorgesehene Spalt von 12 mm nach den an der Folienisolierung gemachten Erfahrungen als zu groß angesehen wurde, wurden nur eineinhalb Schußlängen mit dieser Spaltweite gefertigt, siehe Bild unten. Die verbleibenden Schüsse wiesen einen Spalt von nur 4 mm auf. Des Weiteren wurden hier zwei Zwischenrohre vorgesehen. Sie sollten eine befürchtete Konvektion verringern bzw. unterbinden. Die verbleibenden zwei bzw. drei Spalte wurden mit nachgebrannter Kaowool gestopft. Beim Brennen sollten die für den Spinprozess benötigten Schmiermittel ausgetrieben werden. Da das Stopfen von Hand erfolgte, konnten lokale Unregelmäßigkeiten in der Packungsdichte nicht ausgeschlossen werden. Insgesamt wurden mittlere Dichten von  $400 \text{ kg/m}^3$ , Bild unten, bzw.  $280 \text{ kg/m}^3$ , Bild oben, erreicht. Die Unterschiede ließen sich einmal mit den größeren Spaltweiten bei der Isolierung mit nur einem Zwischenrohr erklären. Ein weiterer Grund lag in den besseren Montagemöglichkeiten. Beim Einbringen der Isolierung stand das Druckrohr vertikal. Die Montage erfolgte in folgender Weise:

- Einschweißen des unteren V-Stückes
- Befestigen der Zwischenrohre bzw. des Zwischenrohres
- Stopfen der Spalte bzw. des Spaltes
- Montage der Gasführungsrohre mit Lochblechen
- Stopfen des Spaltes
- Einschweißen des nächsten V-Stückes

Die Arbeiten im Rohr konnten von nur einem Mann durchgeführt werden. Beim Stopfen des letzten Schusses konnte von einer Bühne aus, die außen um das Druckrohr aufgebaut worden war, geholfen werden, so daß zeitweise zwei Männer arbeiten konnten. Somit war auch die höhere Packungsdichte zu erklären. Eine kritische Stelle beim Einbringen des Fasermaterials stellten die Hohlräume in der Nähe der V-Stücke dar. Aussagen über die dort erreichten Dichten waren nicht möglich.

Wie bei der Folienisolierung sollten auch die Temperaturen innerhalb der Isolierung gemessen werden. In Abbildung 62 sind die beiden Meßebenen für die Thermolemente zu erkennen. Die Positionierung der Thermolemente an metallischen Teilen, also Gasführungsrohren, Lochblechen, Zwischenrohren und Druckrohr, bereitete keinerlei Schwierigkeiten. Das Anbringen der Thermolemente innerhalb der Fasern

erfolgte ohne Halterungen. Ihre genaue radiale Fixierung war von besonderer Bedeutung. Es mußte gewährleistet sein, daß die Meßstellen beim weiteren Stopfen nicht verschoben werden konnten. Einen Montagezustand gibt Abbildung 63 wieder. Man erkennt außen das Druckrohr und innen das Gasführungsrohr. Die beiden

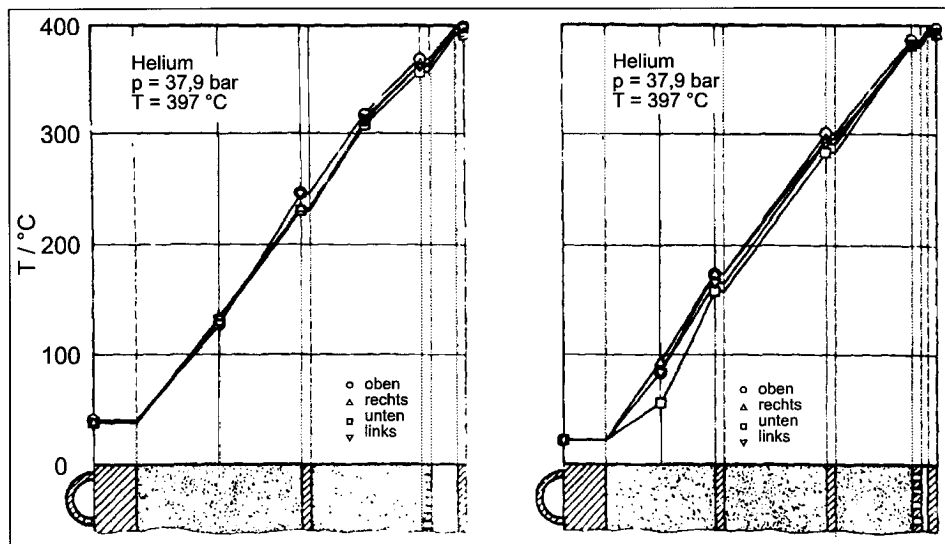


**Abbildung 63: Montagezustand (Faserisolierung)**

Spalte sind bereits bis zur Höhe des Zwischenrohres gestopft. Einige Thermoelementleitungen sind zu erkennen. In jedem der beiden Schnitte, siehe Abbildung 62, waren in den vier Sektoren oben, rechts, unten und links je fünf Thermoelemente angebracht. Weitere Meßstellen befanden sich an zwei V-Stücken und auf der gekühlten Außenwand.

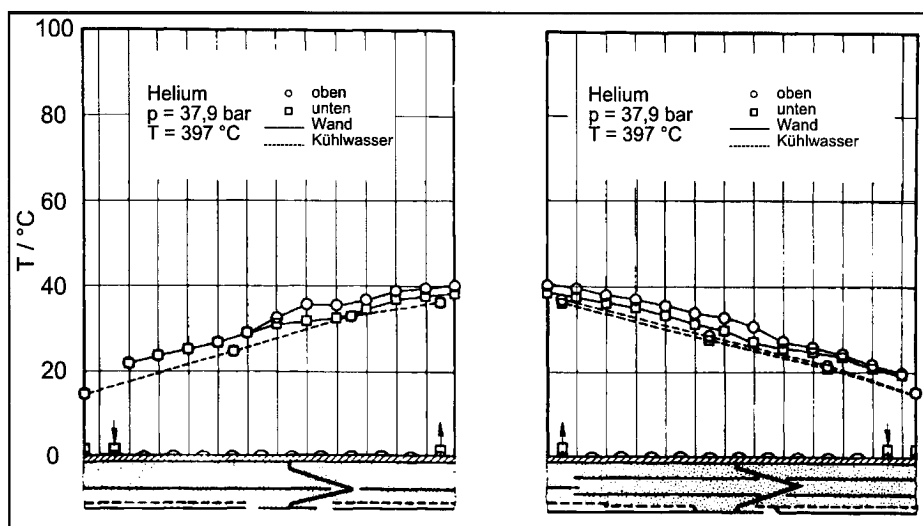
Das Meßprogramm entsprach weitgehend dem der Folienisolierung. Mit den insgesamt 180 Signalen der Druck-, Temperatur- und Mengenmeßgeräte war die Datenerfassungsanlage ausgelastet. Im Vergleich zu den Untersuchungen an der Folienisolierung waren wesentlich längere Wartezeiten bis zum Erreichen des Beharrungszustandes notwendig. Solange sich in einem Zeitraum von etwa 30 Minuten die Wassertemperaturen noch änderten, lagen, so wurde angenommen, noch keine stationären Verhältnisse vor. Die Meßwerte wurden erst dann aufgenommen, wenn diese Änderungen innerhalb einer Stunde Null oder fast Null waren. Bei Änderung des Temperaturniveaus waren Einstellzeiten von bis zu acht Stunden erforderlich. Diese Zeiten deckten sich mit einer Abschätzung der Versuchszeit über die Fo-Zahl. Für eine Druckänderung bei konstantem Temperaturniveau waren die Wartezeiten kürzer. Die Versuchsauswertung erfolgte wie bei der Folienisolierung.

Aus der Fülle der Meßergebnisse werden nur einige ausgewählt. In Abbildung 64 sind die Temperaturen innerhalb der Isolierung für Helium, den höchsten Gasdruck



**Abbildung 64: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

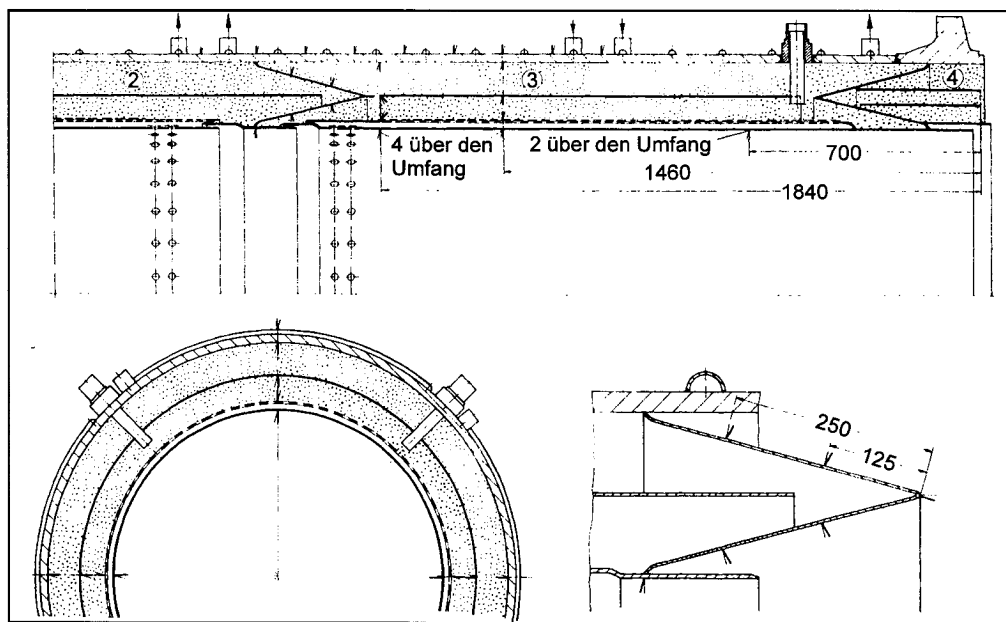
und die höchste Gastemperatur für beide Versionen dargestellt. Unten sind maßstäblich als Abszisse die Isolationen mit Druckrohr, Zwischenrohren und Lochblechen angedeutet. Das Fasermaterial ist durch die Punkte symbolisiert. Die Packungsdichten betragen  $400 \text{ kg/m}^3$  (links) bzw.  $280 \text{ kg/m}^3$  (rechts). In den Metallschichten der Isolierung wurden die Temperaturen als konstant angenommen. Die vertikalen Geraden deuten die Lage der Thermoelemente im Fasermaterial an. Insgesamt ist die Verteilung der Temperaturen in den Isolationen als gut zu bezeichnen, wenn man sie mit der der Folienisolierung vergleicht. Die nach oben gekrümmten Temperaturen deuten allerdings neben der reinen Wärmeleitung auf weitere Effekte, z. B. Strahlung und Konvektion, hin. Da bei Verwendung von Luft als Versuchsgas die Temperaturen ebenfalls deutlich homogener als bei der Folienisolierung waren, kann ein wesentlicher Konvektionseinfluß ausgeschlossen werden. Dies war bereits bei Betrachtung der Ergebnisse bei kleinen Drücken klar geworden, siehe Beziehung 9.



**Abbildung 65: Wand- und Wassertemperaturen**

Abbildung 65 zeigt die Temperaturen entlang der gekühlten Rohrwand und im Kühlwasser. Die Gasdaten entsprechen denen des letzten Bildes. Unten sind wie zuvor symbolisch die beiden Testisolierungen dargestellt. In jedem Meßabschnitt war je ein Endstück angeordnet. Die Kühlwassertemperaturen verlaufen annähernd linear. Aufgrund der geringeren Stopfdichte weist der Sektor mit zwei Zwischenrohren geringe Temperaturdifferenzen zwischen oben und unten auf, die aber unbedeutend sind. Die Wandtemperaturen unterscheiden sich deutlicher, vor allem im Bereich der V-Stücke, auf deren Stopfung zuvor hingewiesen worden war. Ihr Abstand von den Wassertemperaturen ist allerdings gering. Daher wurden auch nur niedrige Wärmeverluste oder Wärmeleitfähigkeiten erwartet. Im Anschluß an die Messungen im HD-Kanal wurden auch Untersuchungen in vertikaler Anordnung der Teststrecke durchgeführt. Dabei wurde die zuvor genutzte elektrische Heizung verwendet. Aufgrund der geringeren Wärmeverluste konnten Temperaturen bis etwa 770 °C auf der Heißgasseite erreicht werden.

Untersuchungen an einer ähnlichen Konstruktion wurden von Bruners, Lang und Noack [BRU75] in der ARGAS-Anlage bei Temperaturen bis 1000 °C und Drücken bis 10 bar durchgeführt. Diese Messungen dienten wie auch die im HD-Kanal der Auswahl einer geeigneten Konstruktion für die HHV-Anlage. Nach [BRÖ76] zeigt Abbildung 66 die Faserisolierung des Schusses 13 dieser Anlage. Der Innendurchmesser des Druckrohres betrug 1400 mm, die Länge des Schusses war 4400 mm.

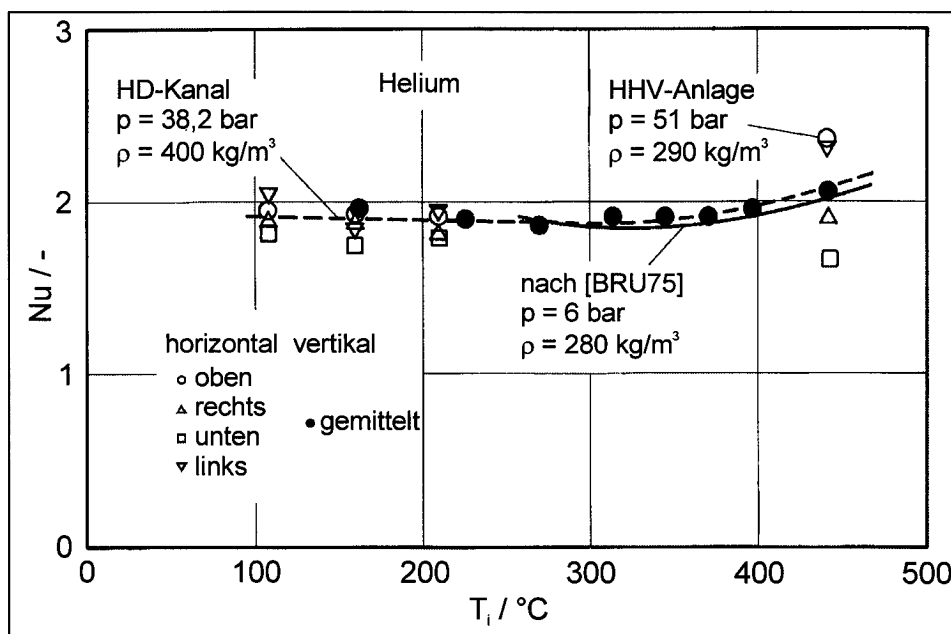


**Abbildung 66: Faserisolierung**

Wie zu erkennen, war als Lösung die Konstruktion mit einem Zwischenrohr ausgewählt worden. Druckrohr und Isolierung wogen 5700 kg bzw. 4000 kg. Alle metallischen Teile der Isolierung bestanden aus Inconel 625. Der Spalt zwischen Gasführungsrohr und Lochzylinder betrug 15 mm. Als Stopfmateriale wurde ebenfalls Kaowool benutzt. Ein Teil der Isolierung war bereits im Herstellerwerk bei der Schweizer Firma BST eingebaut worden. Die Packungsdichte dieses Teils betrug 337 kg/m<sup>3</sup>. Der andere Teil, der mit Thermoelementen ausgerüstet werden sollte, wurde wie zuvor im IRB der KFA eingebaut. Dieser Meßabschnitt ist im Bild dargestellt. Seine Stopfdichte betrug 290 kg/m<sup>3</sup>. Im Gegensatz zu der im HD-Kanal getesteten Isolierung waren bei der HHV-Faserisolierung keine Thermoelemente im Fasermaterial

angebracht, sondern nur an metallischen Teilen. Die Lage aller Temperaturmeßstellen ist dem Bild zu entnehmen. Darüber hinaus war dieser Meßschuß noch mit 13 Schallmeßsonden versehen.

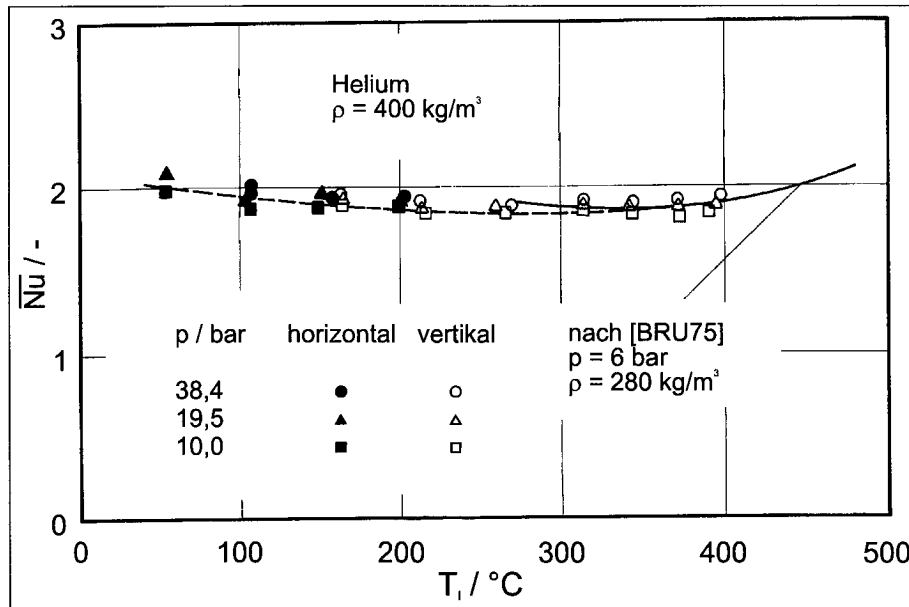
In Abbildung 67 sind Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur in der Isolierung für verschiedene Isolierungen und Versuche dargestellt. Das Bild zeigt Ergebnisse aus Messungen im HD-Kanal, in der ARGAS-Anlage und in der HHV-



**Abbildung 67: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur in der Isolierung**

Anlage. Im Gegensatz zu den untersuchten Folienisolierungen wies die im HD-Kanal getestete Faserisolierung, deren Dichte  $400 \text{ kg/m}^3$  betrug, nur Nu-Zahlen von 1,95 für den oberen und 1,8 für den unteren Sektor auf, d. h. freie Konvektion war nur gering. Die gemittelte Nu-Zahl betrug lediglich 1,9. Die bei vertikaler Anordnung der Teststrecke gemessenen Werte stimmen gut mit den anderen Meßpunkten überein. Bei einer mittleren Temperatur innerhalb der Isolierung von  $320 \text{ °C}$  scheinen die Nu-Zahlen ein Minimum von 1,85 zu durchlaufen. Dann steigen sie kontinuierlich an. Im Gebiet niedriger Temperaturen war der Einfluß freier Konvektion größer als der der Wärmestrahlung. Bei höheren Temperaturen werden die Fasern nämlich für Wärmestrahlung durchlässiger. Die gestrichelt eingezeichnete Kurve gibt die Meßwerte insgesamt gut wieder. Die Ergebnisse sind auch in guter Übereinstimmung mit Ergebnissen von Bruners und Mitarbeitern [BRU75], obwohl die Faserdichte nur  $280 \text{ kg/m}^3$  betrug. Außerdem betrug der Druck nur 6 bar. Wegen des geringen Einflusses des Gasdrucks stimmte auch der Mittelwert aus den HHV-Messungen mit 2,07 gut mit allen anderen Werten überein. Die Unterschiede der Nu-Zahlen zwischen den oberen und unteren Quadranten war allerdings größer als erwartet. Diese Differenzen könnten auf inhomogene Stopfdichten, vor allem in der Nähe der Endstücke, zurückzuführen sein. Aus diesem Grund wurden für weitere Konstruktionen der Projektpartner Fasermatten vorgesehen, mit denen aufgrund der verwendeten Deckplatten homogenere Packungsdichten erreichbar schienen. Die Beschreibung dieser Systeme erfolgt später.

Als Zusammenfassung sind in Abbildung 68 gemittelte Nu-Zahlen als Funktion der mittleren Temperaturen in den Isolierungen dargestellt. Wie auch in der Abbildung



**Abbildung 68: Nu-Zahlen in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur in der Isolierung**

zuvor gelten die dargestellten Werte für den Rohrschuß mit nur einem Zwischenrohr, also mit der hohen Stopfdichte, und Helium. Allerdings enthält Abbildung 68 Ergebnisse für drei Druckstufen. Die Teststrecke war dabei horizontal bzw. vertikal angeordnet. Ebenfalls sind die Ergebnisse von [BRU75] eingetragen. Wie bereits bei Diskussion der Abbildung 67 zu sehen gewesen war, waren die Differenzen zwischen den Sektoren oben und unten gering, so daß die in Abbildung 68 gewählte Darstellungsweise richtig erscheint und für eine Auslegung ähnlicher Systeme geeignet ist. Mit einem angenommenen Mittelwert von etwa 2 wäre der Fehler nur gering. Weitere Einzelheiten dazu und auch zu den Untersuchungen an den Folienisolierungen finden sich bei Bröckerhoff und Scholz [BRÖ77a] oder Bröckerhoff [BRÖ78a].

Tebroke und Achenbach [TEB92] ermittelten rechnerisch Temperatur- und Strömungsfelder innenisolierter Heißgasleitungen. Sie verwandten die Boussinesq-Approximation und das Darcysche-Gesetz. Dabei wurden zunächst die Stoffwerte mit Ausnahme der Dichte im Auftriebsterm konstant angenommen. Im Anschluß an diese Rechnungen wurden nach und nach variable Stoffwerte eingeführt. Mit den diskretisierten Beziehungen wurden dann die Temperatur- und Strömungsfelder für verschiedene Kennzahlprodukte bis zu einem Wert von  $Ra \cdot Da = 2000$  berechnet. Die Darcy-Zahl  $Da$  ist das Verhältnis aus der Permeabilität  $B$  und dem Quadrat einer kennzeichnenden Länge, z. B. dem Rohrdurchmesser. Dabei wurden die in einer typischen Heißgasleitung geltenden Innentemperaturen von  $950 \text{ }^\circ\text{C}$  zugrundegelegt. Der Druck betrug  $40 \text{ bar}$ . Als Außentemperaturen wurden  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bzw.  $300 \text{ }^\circ\text{C}$  gewählt. Dazu kamen auch Rechnungen, die den im HD-Kanal aufgetretenen Daten entsprachen. Meist wurde Helium als Kühlgas angenommen. Alternativ wurden auch Rechnungen mit Luft durchgeführt. Beim realistischen Anwendungsfall ergab sich allerdings ein solch geringes Kennzahlprodukt von  $Ra \cdot Da = 2,65$ , daß die Änderung des Konvektionsstromes im Ergebnis nicht zum Tragen kam. Eine Variation der Parameter Durchmesser, Stopfdichte, Faserdurchmesser und Gasdruck zeigte jedoch,

daß die Konvektionssicherheit nicht in allen Fällen gegeben war. Mit steigendem Durchmesser Verhältnis, Druck und Faserdurchmesser und sinkender Packungsdichte nimmt die Neigung einer Faserisolierung zur Konvektion zu. Werden alle diese Parameter in ungünstiger Richtung verändert, ergibt sich ein um den Faktor 37 höheres Kennzahlprodukt mit der Folge einer Erhöhung der Nu-Zahl auf 1,57. Achenbach [ACH88] und [ACH91] nutze ebenfalls die Boussinesq-Approximation zur Berechnung des Wärmetransportes aufgrund von freier Konvektion in Faserisolierungen. Seine Ergebnisse deckten sich zum Teil sehr gut mit im HD-Kanal gemessenen Werten.

In der HVK-Anlage des IEA in São Paulo/Brasilien wurde ebenfalls eine Faserisolierung untersucht. Der Kanal war für einen Massenstrom von 2 kg/s und für einen Druck von 20 bar ausgelegt. Die Drehzahl des Gebläses betrug 12000 U/min. Druckrohr und metallische Teile waren von der Firma ARG-Mineralölbau GmbH gefertigt worden. Die Montage der Isolierung in das Rohr und die Instrumentierung mit Thermoelementen erfolgten im IRB der KFA. Die Länge des senkrecht angeordneten Rohres betrug 3080 mm. Außen- und Innendurchmesser waren 457 mm bzw. 425 mm. Der lichte Durchmesser des Strömungskanals betrug 220 mm, so daß die Dicke der Isolierung mit 112,5 mm festgelegt war. Als Fasermaterial wurde ebenfalls Kaowool verwendet. Wegen der geringen Durchmesser kam nur die Version mit einem Zwischenrohr in Frage. Die Stopfdichte betrug etwa  $250 \text{ kg/m}^3$ . Das außen aufgeschweißte Kühlsystem war in Längsrichtung vierfach unterteilt (je zwei Meß- und Schutzzonen). In Umfangsrichtung konnte keine Unterteilung vorgenommen werden. Sie schien auch wegen der senkrechten Anordnung nicht sinnvoll. Die Kühlschlangen waren mit einer Teilung von 100 mm spiralförmig um das Rohr gelegt und verschweißt worden. Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Druckrohren waren keine Halb-, sondern Vollrohre mit einem Außendurchmesser von 14 mm und einer Wandstärke von 2 mm eingesetzt worden. Das Kühlsystem war für einen Druck von 10 bar und eine Temperatur von  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  ausgelegt.

Während zweier vierwöchiger Aufenthalte am Institut mußten am Versuchsstand umfangreiche Änderungen vorgenommen, die Testisolierung in das Leitungssystem des Kanals eingesetzt und verschweißt sowie die Meßkabel angeschlossen werden. Nur der Institutsleiter war in der Lage, den Prüfstand mit dem magnetgelagerten Gebläse in Betrieb zu nehmen und zu fahren. Die Versuche wurden entsprechend dem von deutscher Seite festgelegten Fahrprogramm durchgeführt. Trotz eines Rechners zur Datenerfassung mußten die Versuche von Hand ausgewertet werden.

Bei höchster Heißgastemperatur von etwa  $840 \text{ }^\circ\text{C}$  betrug die maximalen Wandtemperaturen nur  $60 \text{ }^\circ\text{C}$ . Wie zu erwarten gewesen, verliefen sie parallel zu den Kühlwassertemperaturen annähernd linear. Die in der Isolierung gemessenen Temperaturen waren in allen Sektoren fast gleich. Die Abhängigkeit vom Gasdruck war sehr gering. Genauere Analysen waren nicht sofort möglich. Sie wurden allerdings von den Brasilianern auch nicht später durchgeführt, so daß über die Höhe der Wärmeverluste und Nu-Zahlen nur ungefähre Aussagen möglich waren. Bei einer Heißgastemperatur von  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  lagen die Wärmeverluste bei etwa  $2000 \text{ W/m}^2$ , die Nu-Zahlen geringfügig unter 2.

Den Wärmetransport in Faserstoffen infolge freier, erzwungener und gemischter Konvektion hat Konuk [KON78a], damals Mitarbeiter des IEA, beschrieben, indem er die Energiegleichung

$$\frac{\partial}{\partial r} (r \rho c_p v_r T) + \frac{\partial}{\partial \Theta} (\rho c_p v_\Theta T) - \frac{\partial}{\partial r} \left( r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \Theta} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial \Theta} \right) = 0 \quad (37)$$

und die Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial \Psi}{\partial \Theta} \frac{\partial}{\partial r} (c_p T) - \frac{\partial \Psi}{\partial r} \frac{\partial}{\partial \Theta} (c_p T) - \frac{\partial}{\partial r} \left( r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \Theta} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial \Theta} \right) = 0 \quad (38)$$

unter angenommenen Randbedingungen für horizontale und vertikale Anordnungen von Zylindern oder Rechteckgeometrien und für stationäre Bedingungen löste. Es bedeuten  $r$  den Radius eines Zylinders,  $v$  die Geschwindigkeit in den porösen Materialien,  $T$  die örtliche Temperatur,  $\Theta$  die zylindrische Winkelkoordinate und  $\Psi$  die Stromfunktion. Die anderen Größen wurden bereits zuvor verwendet und erläutert. Die Gleichungen wurden numerisch gelöst. Für senkrechte ebene Wände wurde gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und gerechneten Ergebnissen erreicht. Da dem Autor zu der Zeit der Erstellung des Programms noch keine experimentellen Untersuchungen an Zylindern zur Verfügung standen, konnte die Brauchbarkeit der rechnerischen Vorhersage noch nicht nachwiesen werden. Dieser Nachweis sollte mit den Versuchsergebnissen im HVK erfolgen. In einer weiteren theoretischen Untersuchung, siehe Konuk und Rodriguez [KON78b], wurden Konzepte für Heißgasleitungen mit Isolierungen nachgerechnet.

Ähnliche Rechnungen wurden von Kondo und Kollegen [KON84] des Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) durchgeführt. Diese Arbeiten standen in engem Zusammenhang mit der Erprobung von Komponenten, auch von Heißgasisolierungen, in der großen Versuchsanlage HENDEL (Helium Engineering Demonstration Loop). Auf diese Anlage und Untersuchungen darin wird im folgenden eingegangen. Das Programm war zur Analyse des Verhaltens der Strömung innerhalb einer Isolierung mit Zwischenrohren für Hochtemperaturreaktoren entwickelt worden. Es wurde eine gestopfte Faserisolierung mit einem Zwischenrohr, also zwei isolierten Räumen, zugrundegelegt. Die Stopfung wurde als zweidimensional und homogen angenommen. Angewendet wurde das Gesetz von Darcy. Es sollten vor allem Einflüsse einer Bypass-Strömung durch die Druckentlastungsbohrungen auf das Isolationsverhalten untersucht werden. Die Isolierung wurde als horizontal angeordnet angenommen. In der genannten Veröffentlichung werden die Strömungsfelder, basierend auf den numerischen Rechnungen, im Zusammenhang mit den Wärmeübergangseigenschaften für typische Rayleigh-Zahlen dargestellt und diskutiert.

U. a. Hishida et al. [HIS84] sowie Yasuno et al. [YAS82] haben die HENDEL-Anlage und die darin durchgeführten Untersuchungen beschrieben. Die Anlage bestand aus drei Teilen, dem sogenannten Mother Loop, dem Adapter Loop (M and A Loops) und den Teststrecken. Die beiden ersten Abschnitte versorgten die Teststrecken mit dem Kühlmittel Helium. In der ersten Phase des Projektes wurden die M and A Loops gebaut. Mit den Auslegungsarbeiten war im Jahr 1978 begonnen worden; März 1982 stand die Anlage für Untersuchungen zur Verfügung. Sie diente dem Ziel,

- Brennelementanordnungen und Kontrollstäbe,
- Tragstrukturen des Cores oder des Reaktorbodens,
- Reaktorkomponenten und –struktur sowie

- Hochtemperaturkomponenten des Wärmeabfuhrsystems (primäres und sekundäres Kühlsystem)

zu untersuchen.

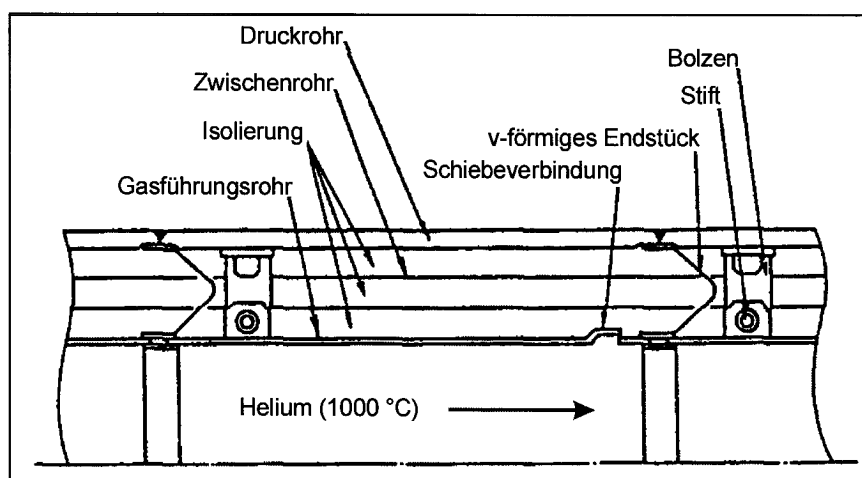
Fließschema und wichtige, die Anlage betreffende Daten, sind den genannten Veröffentlichungen zu entnehmen. Auf die Darstellung weiterer Details wird verzichtet. Im folgenden werden nur die Arbeiten an den Isolierungen beschrieben.

Untersucht wurden zwei Heißgasleitungen. Leitung A war mit einem Hauptheizer und einem Hauptkühler verbunden, Leitung B verband zwei andere Hauptheizungen. Tabelle 6 enthält einige Angaben zu den beiden Teststücken.

Bezeichnung	Leitung A	Leitung B
Maximale Gastemperaturen / °C	1000	700
Gasdrücke / bar	40	40
Rohrwandtemperaturen / °C	350	350
<i>Abmessungen</i>		
Druckrohrdurchmesser (außen) / mm	660,4	558,8
Druckrohrwanddicken / mm	22	18
Gasführungsrohrdurchmesser (außen) / mm	355,6	355,6
Gasführungsrohrwanddicken / mm	6	6
Längen der Leitungen / m	14	23,6
<i>Materialien</i>		
Druckrohre	SB 42	SB 42
Gasführungsrohre	Hastelloy X	Incoloy 800 H
V-förmige Endstücke	Hastelloy X	Incoloy 800 H SUS 304 SUS 316
Bolzen	Hastelloy X	Incoloy 800 H
Isolationsmaterialien	Incoloy 800 H Kaowool	Kaowool

**Tabelle 6: Daten der Heißgasleitungen in der HENDEL-Anlage**

In Abbildung 69 ist die Isolierung für die Leitung A schematisch dargestellt. Wegen

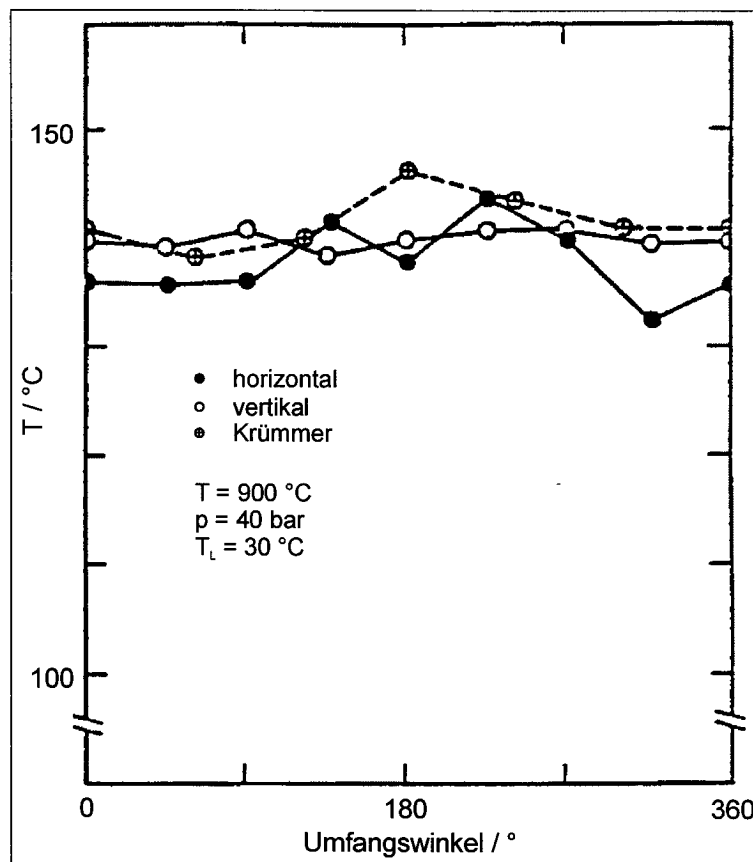


**Abbildung 69: Faserisolierung (schematisch)**

der Innentemperatur von 1000 °C wurde Hastelloy X als Werkstoff für das Gasführungsrohr ausgewählt. Im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Faserisolierungen bestand der eigentliche Isolationsraum aus drei Schichten. Die Trennung übernahmen zwei Folien aus rostfreiem Stahl. Kaowool mit einer Stopfdichte von 200 kg/m<sup>3</sup> wurde als Isolationsmaterial für die beiden inneren Lagen verwendet. In der äußersten Zwischenschicht betrug die Faserdichte 250 kg/m<sup>3</sup>. Die v-förmigen Endstücke waren in Abständen von 0,7 m bis 1,4 m mit Druck- und Gasführungsrohren verschweißt. Das Konzept für die Leitung B entsprach dem der Leitung A. Ein Unterschied zu den bisher vorgestellten Teststücken bestand in der fehlenden Wasserkühlung auf der Außenwand. Die Verlustwärme wurde mittels freier Konvektion an die Umgebung abgegeben.

Die Versuche wurden durchgeführt bei Temperaturen zwischen 400 °C und 950 °C, Drücken zwischen 10 bar und 40 bar sowie Heliummassenströmen zwischen 0,5 kg/s und 3,5 kg/s. Gemessen wurden die Temperaturen entlang der Druckrohrwände und innerhalb der Isolierungen mittels Thermoelementen und die Wärmeverluste auf den Außenseiten mittels Wärmeflußmessern. Die Strömungsverhältnisse um die Außenwände der Leitungen konnten mit verdampftem Trockeneis sichtbar gemacht werden.

In Abbildung 70 sind in Umfangsrichtung gemessene Druckrohrtemperaturen dargestellt. Das Bild gibt die Verteilungen der Temperaturen für die beiden Positionen hori-



**Abbildung 70: Temperaturen der Druckrohre**

zontal und vertikal sowie für einen Krümmer wieder. Die Temperaturen betragen maximal 145 °C. Sie zeigten in der Nähe der Endstücke und Bolzen ihre Maxima. Insgesamt unterschieden sie sich nur um bis zu 15 K. Trotz maximaler Differenzen von

etwa 30 K wurde das Isolationsverhalten der Testisolierungen als gut bezeichnet. Die in radialer Richtung innerhalb der Isolierungen gemessenen Temperaturen stimmten recht gut mit Rechnungen überein, die mit temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten des Isolationsmaterials durchgeführt worden waren.

Die [HIS84] entnommenen Wärmeverluste betragen weniger als oder etwa  $200 \text{ W/m}^2$ . Diese Werte sind, im Vergleich mit zuvor diskutierten Ergebnissen, als zu niedrig anzusehen. Wahrscheinlich sind diese geringen Werte auf das Meßverfahren mittels Wärmeflußmessern zurückzuführen. Die daraus ermittelten effektiven Wärmeleitfähigkeiten sind in der genannten Veröffentlichung dargestellt. Sie wurden mit den Ergebnissen zahlreicher anderer Autoren verglichen. Dabei traten Unterschiede von bis zu 50 % auf. Diese wurden mit der Zusammensetzung der Stopfmaterials, mit den Stopfmethoden und den Konstruktionen erklärt. Hishida und Koautoren [HIS84] geben für horizontale und vertikale Anordnung der Testisolierungen je eine Beziehung zur Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur in den Isolierungen an. Diese lauten

$$\lambda_{\text{eff}} \text{ /(W /(mK))} = 0,01963 + 4,702 \cdot T \text{ /(K)} \cdot 10^{-4} \quad (39)$$

für die horizontale und

$$\lambda_{\text{eff}} \text{ /(W /(mK))} = 0,02014 + 6,039 \cdot T \text{ /(K)} \cdot 10^{-4} \quad (40)$$

für die vertikale Position. Die um etwa 25 % bis 30 % höheren Wärmeleitfähigkeiten bei vertikaler Lage erklären die Autoren mit freier Konvektion innerhalb der Faserschichten.

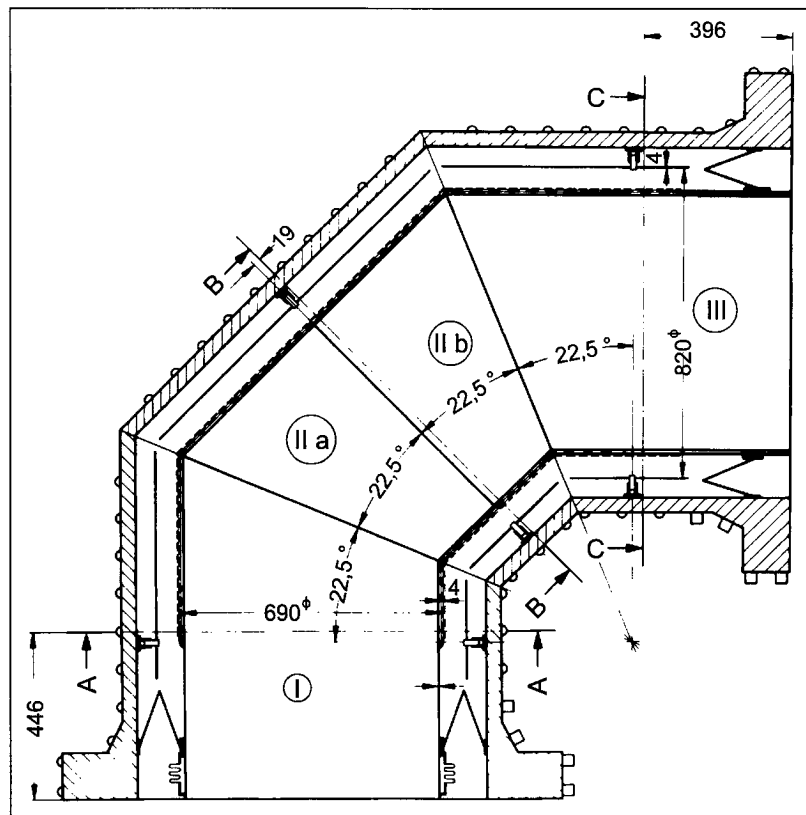
Wie bei Besuchen japanischer Firmen, die aufgrund der task-manager-Tätigkeit im Rahmen der deutsch-japanischen Zusammenarbeit im Laufe der zahlreichen Reisen erfolgten, zu sehen war, wurden Versuche an Faserisolierungen auch an anderen Stellen in Japan durchgeführt. Die Versuchsstände und damit auch die Abmessungen der Versuchsstücke waren allerdings entschieden kleiner als die HENDEL-Anlage. Daher kann auf die Darstellung dieser Messungen verzichtet werden. In der HENDEL-Anlage der JAERI konnten alle für HTR-Anwendungen erforderlichen Versuche unter realistischen Bedingungen durchgeführt werden.

Vom Gesichtspunkt der Wärmetechnik war oder ist die Faserisolierung für einen Einsatz in gasgekühlten Reaktoren geeignet. Darauf deutete auch die Tatsache hin, daß Barnert et al. [BAR85] für den geplanten, aber nicht realisierten AVR-Umbau als Isolierungen für die Heiß- und Kaltgasleitungen Faserisolierungen vorgeschlagen hatten. Sie sollten als Verbindungen zwischen Heißgasdurchführung am AVR und Röhrenspaltöfen bzw. zwischen Gebläse und Kaltgasrückführung dienen. Heiß- und Kaltgastemperaturen waren mit  $950 \text{ }^\circ\text{C}$  bzw.  $200 \text{ }^\circ\text{C}$ , der Heliummassenstrom mit  $6,5 \text{ kg/s}$  festgelegt. Die drucktragenden nahtlosen Rohre aus 20MnMoNi55 waren – versehen mit einer Wasserkühlung – für eine Betriebstemperatur von  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  ausgelegt. Als Isolationsmaterial sollte Saffil verwendet werden. Die metallischen Teile der Isolierung sollten aus Inconel 617 gefertigt werden.

Die bisher diskutierten Untersuchungen beschränkten sich nur auf gerade Rohrleitungen. Messungen an Umlenkungen, z. B. Krümmern, lagen damals nicht vor. Daher wurde ein Heißgaskrümmern mit einer gestopften Faserisolierung für Untersu-

chungen im HD-Kanal bestellt. Diese Testkomponente wurde hinter dem Gebläse des Kanals, siehe Abbildung 24, in das Kanalsystem eingeflanscht. Spannungsrechnungen für den Kanal ließen an keiner Stelle zu hohe Beanspruchungen erwarten, obwohl infolge des Wegfalls eines Kompensators und wegen der erforderlichen äußeren Wasserkühlung ein völlig anderes Bewegungsverhalten erwartet werden konnte. Der Druckmantel samt Vorlaufstrecke wurde von der Firma MAN gefertigt. Die Anfrage bezüglich der Isolierung bei der BBC/Schweiz hatte zu dem Ergebnis geführt, daß wegen des geringen Krümmungshalbmessers nur eine gestopfte Isolierung in Frage kommen konnte. Zur Vermeidung axialer Wärmeleitung in den Wänden wurde ein Teil der Vorlaufstrecke ebenfalls isoliert. Als Nachlaufstrecke diente eine später noch zu beschreibende Fasermattenisolierung, siehe Bröckerhoff [BRÖ82b].

Krümmen und Isolierung sind in Abbildung 71 dargestellt. Mit einem Innendurchmesser von 930 mm wurden die drucktragenden Teile bestehenden Testrohren angepaßt. Weitere Maße sind dem Bild zu entnehmen. Die Isolierung entsprach der bereits besprochenen Faserisolierung mit Gasführungsrohr, dahinterliegendem perforiertem Rohr samt Drahtnetzen zur Zurückhaltung feiner Faserpartikel, Zwischenrohr

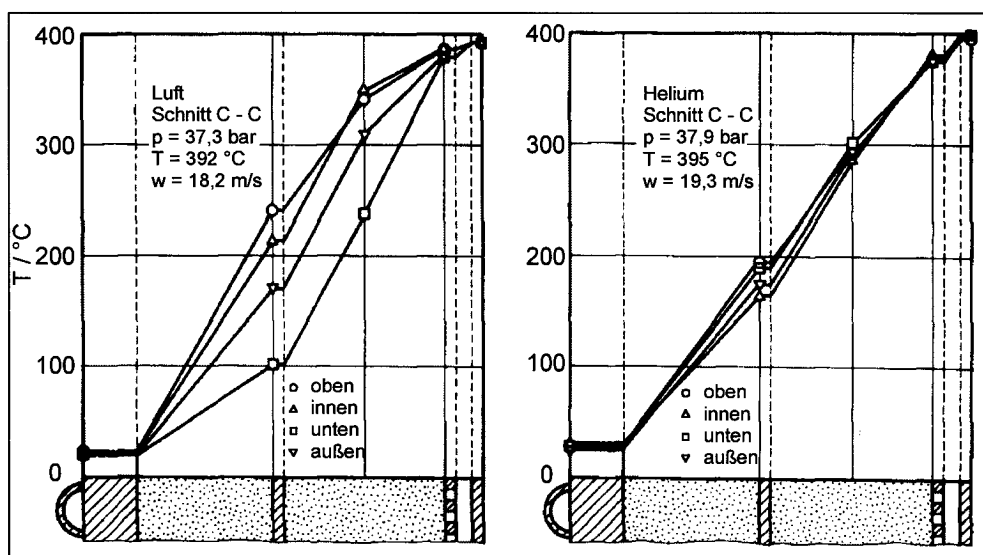


**Abbildung 71: Faserisolierung (Segmentierter Krümmer)**

und Fasern. Nach Einbau der metallischen Teile für Segment I wurden die entstandenen Ringspalte mit Kaowool gestopft. Dann folgte die Montage der Teilsegmente IIa und IIb. Die zu diesem Segment gehörenden Gasführungsrohre waren in der Mitte miteinander verschweißt. Für die einzelnen Segmente I, II und III wurden Stopfdichten von  $230 \text{ kg/m}^3$ ,  $214 \text{ kg/m}^3$  und  $208 \text{ kg/m}^3$  erzielt. Somit ergab sich eine mittlere Dichte von  $218 \text{ kg/m}^3$ . Wegen der Geometrie und der Schwierigkeiten beim Stopfen, die erheblich größer als bei geraden Rohren waren, waren Unregelmäßigkeiten und Abweichungen nicht auszuschließen. Thermolemente waren in den Schnitten A-A,

B-B und C-C in den vier Sektoren oben und unten sowie außen und innen in radialer Richtung montiert. Die Kühlsysteme waren in Umfangsrichtung vierfach und in Längsrichtung zweifach unterteilt. Das Kühlgas trat unten in den Krümmer ein. Der Druckausgleich erfolgte am hinteren Flansch an der Schiebestelle zwischen Krümmer und Nachlaufstrecke, d. h. die Gasführungsrohre wiesen keine Druckentlastungsbohrungen auf.

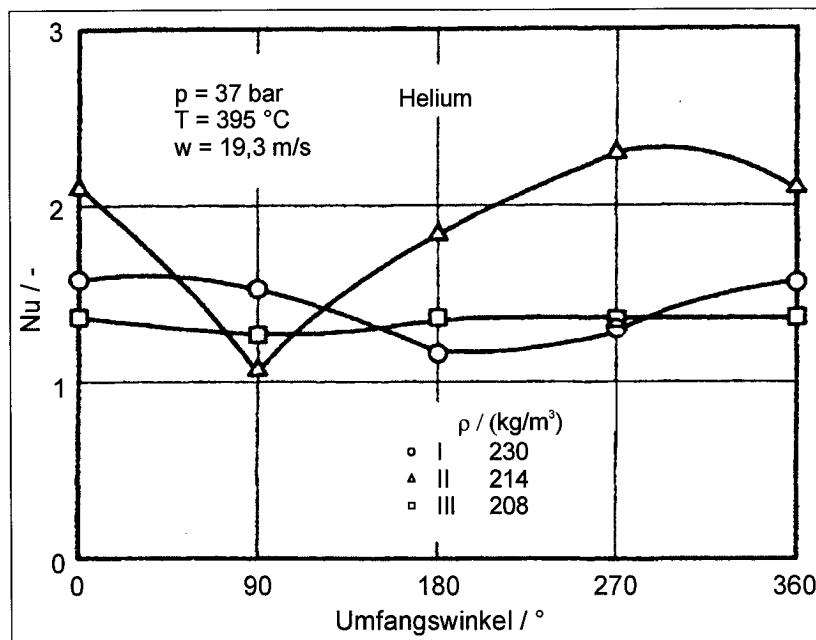
Einige Ergebnisse finden sich in [BRÖ82a] und [BRÖ82b]. Abbildung 72 enthält im Schnitt C-C gemessene Temperaturen in der Isolierung für Versuche mit Luft (links) und Helium (rechts) bei höchsten Drücken, Temperaturen und Geschwindigkeiten.



**Abbildung 72: Temperaturen innerhalb der Isolierung**

Die Temperaturen in den anderen Schnitten entsprachen in etwa den hier dargestellten. Erwartungsgemäß traten beim Krümmer auch Temperaturdifferenzen zwischen Innen- und Außenkonturen, wie zu erkennen, auf. Dies wurde nicht nur mit der geringeren Dichte, sondern vor allem mit der Geometrie erklärt. Am Zwischenrohr wurde bei Luftkühlung ein Unterschied zwischen den Quadranten oben und unten von 140 K gemessen. Weit geringer waren die Differenzen bei den Heliumversuchen.

In Abbildung 73 sind mittlere Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Umfangswinkel für die drei Segmente dargestellt. Gegenüber den Ergebnissen für mit gestopften Fasern isolierte Rohre gelten die Nu-Zahlen nur für die mit Kaowool gefüllten Räume. Gasführungsrohr und Spalt blieben unberücksichtigt. Trotz der für alle Segmente fast identischen Faserdichten unterschieden sich die Nu-Zahlen beträchtlich. Vor allem der mittlere Abschnitt zeigte höhere Werte als die anderen Segmente und die größten Unterschiede über den Umfang. Im oberen Sektor (Umfangswinkel  $0^{\circ}$ ) betrug die Nu-Zahl 2,1, innen dagegen nur 1,1 ( $90^{\circ}$ ). Das Maximum wurde für den äußeren Quadranten ( $270^{\circ}$ ) gemessen. Mit 1,84 entsprach der mittlere Wert annähernd dem der Abbildung 67 und Abbildung 68. Im Mittel niedrigere und gleichmäßigere Nu-Zahlen wiesen die beiden Segmente I und II auf. Obwohl die benachbarten Vor- bzw. Nachlaufstrecken isoliert und die Flansche zur Vermeidung axialer Wärmeverluste gekühlt waren, konnte eine Beeinflussung durch diese Teile nicht ausgeschlossen werden. Temperaturspitzen auf der gekühlten Außenwand wurden nicht beobachtet.

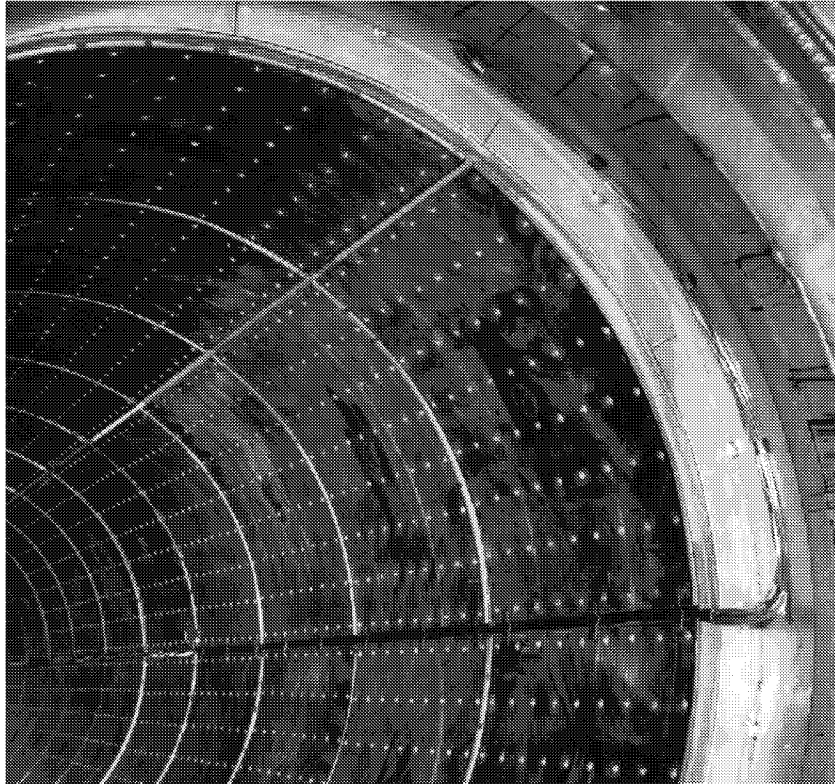


**Abbildung 73: Nu-Zahlen in Abhängigkeit vom Umfangswinkel**

Bei den zuvor beschriebenen Versuchen waren die Gasführungsrohre der Isolierung geschlossen. In drei weiteren Versuchsreihen wurden dann zur Simulation von Schäden nach und nach Bohrungen von 10 mm Durchmesser in verschiedenen Sektoren und Ebenen angebracht. Die Druckdifferenzen zwischen den gegenüberliegenden Konturen wurden mittels etwa 2 mm dicker Rohrsonden, die ähnlich wie Prandtl-Rohre mit seitlichen Anbohrungen versehen waren, gemessen. Die Anordnung dieser Sondenrohre erfolgte nach Untersuchungen von Achenbach [ACH73]. Er hatte festgestellt, daß der statische Wanddruck in den Sektoren oben und unten, bezogen auf den zuvor vorgestellten Krümmer, entlang der Krümmerwand nahezu konstant war. Daher schlug er vor, Entlastungsöffnungen, wenn erforderlich, auch dort anzubringen. Ferner ergaben seine Ergebnisse die Notwendigkeit, eine längsgeteilte Isolierung zu verwenden und diese in die Ein- und Auslaufstrecken hineinzuziehen. Die größten Druckdifferenzen wurden nach [ACH73] zwischen Außen- und Innenkonturen gemessen. Lagen die Druckentlastungsbohrungen des Gasführungsrohres oben und unten, zeigten sich, wie zu erwarten gewesen, keinerlei Abweichungen des Isolationsvermögens des Krümmers. Bei Wirksamwerden der maximalen Druckdifferenzen zwischen Außen- und Innenkonturen wurde der Isolationsraum, wie die Temperaturprofile zeigten, durchströmt. Allerdings waren die Auswirkungen auf die Wärmeverluste oder Wärmeleitfähigkeiten weniger gravierend als erwartet. Daher war bzw. ist diese Isolierung vom Gesichtspunkt des thermischen Verhaltens für HTR-Anwendungen geeignet.

Nach den Untersuchungen an Metallfolienisolierungen und gestopften Faserisolierungen wurden von den Projektpartnern auch Konstruktionen aus Festkeramiken und Fasermatten in Betracht gezogen. Die Fasermatten sollten, da die Heißgasseite aus Deckplatten oder Rohren bestand, die nicht völlig geschlossen sein durften, erzwungene Konvektion unterbinden oder möglichst gering halten. Außerdem bestand die Hoffnung, mit komprimierten Matten eine gleichmäßigere Faserdichte zu erzielen. Zudem wurde bei der Montage weniger Faserbruch erwartet. Daher waren Versuche an einer Fasermattenisolierung notwendig. Zunächst sollten Messungen bei offener, dann bei geschlossener Heißgasseite durchgeführt werden, um vor allem den Einfluß

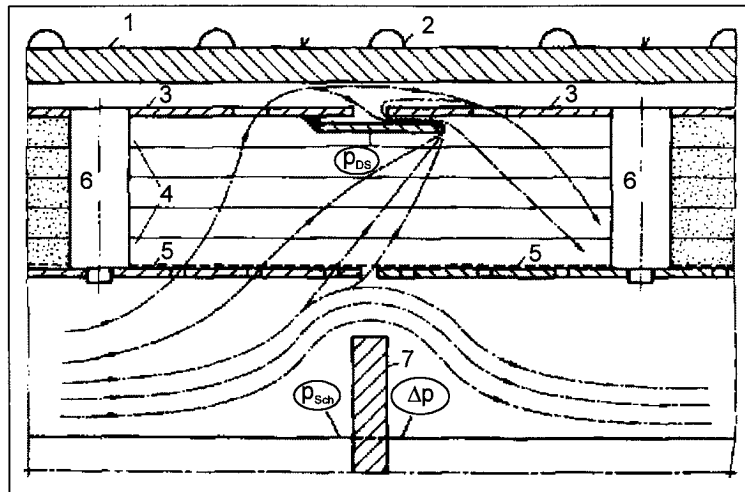




**Abbildung 75: Deckplatten der Fasermattenisolierung**

Erste Messungen wurden ohne das innere Gasführungsrohr, also mit offener Heißgasseite, durchgeführt. Daran schlossen sich Untersuchungen mit geschlossener Gasführung an. Dabei lagen die Geschwindigkeiten der Kühlgase Luft und Helium zwischen 13 m/s und 16,6 m/s. Den Abschluß bildeten Meßreihen mit Strömungsverdrängern zur Erzielung hoher axialer und lokaler Druckgradienten. Dabei sollte der Einfluß dieser Gradienten auf das Isolationsverhalten bei offener Heißgasseite untersucht werden, wie von Bröckerhoff beschrieben [BRÖ81b].

Abbildung 76 zeigt einen nicht maßstabgerechten Ausschnitt der Versuchsanordnung. Die Hauptelemente dieser Anordnung sind in der Legende erläutert. Zur Erzielung hoher axialer Druckgradienten wurde ein Strömungsverdränger mit einem Außendurchmesser von 510 mm montiert. Nach Abschluß dieser Versuche mit Verdränger, im folgenden mit V bezeichnet, wurde ein Verdränger mit einer 20 mm dicken geraden Scheibe eingebaut. So sollten Druckverhältnisse, wie sie im Krümmer herrschen, simuliert werden. Der Durchmesser der Scheibe betrug 530 mm, der des Verdrängers 273 mm und der Innendurchmesser der Isolation 702 mm. Bei zwei verschiedenen Positionen der Scheibe sollte festgestellt werden, ob infolge der Störung heißes Gas durch die Schiebestelle und die Entlastungsbohrungen am Tragrohr in den äußeren Spalt gefördert wurde. Dieser mögliche Wärmetransport ist in dem Bild schematisch dargestellt. Die Pfeile deuten die Strömungsrichtung des Gases von der heißen zur kalten Seite an. Danach hätte es durch die Bohrungen und den Spalt benachbarter Deckplatten und die Schiebestelle sowie die Bohrungen im Tragrohr fließen können. In der ersten Meßreihe war die Scheibe 315 mm stromabwärts von der Schiebestelle in einer mit 1 bezeichneten Position montiert. Das Bild gibt die Position 2 der Scheibe auf der Höhe der Schiebestelle wieder. Die von der Scheibe hervorgerufenen Druckdifferenzen  $\Delta p$  wurden mittels zweier Anbohrungen vor und hinter der



(1: Druckrohr, 2: Wasserkühlung, 3: Tragrohr, 4: Fasermatten, 5: Deckplatten, 6: Bolzen, 7: Scheibe)

### Abbildung 76: Versuchsanordnung und Stromlinien

Scheibe bestimmt. Mit zwei auf der Höhe der Scheibe in die Fasermatten gesteckten Sonden, in Differenz zur Anbohrung vor der Scheibe geschaltet, wurden die Druckverhältnisse am Tragrohr bestimmt.

Abbildung 77 zeigt im oberen und unteren Sektor gemessene Wandtemperaturen für drei Versuchsreihen bei jeweils höchstem Druck und höchster Temperatur für

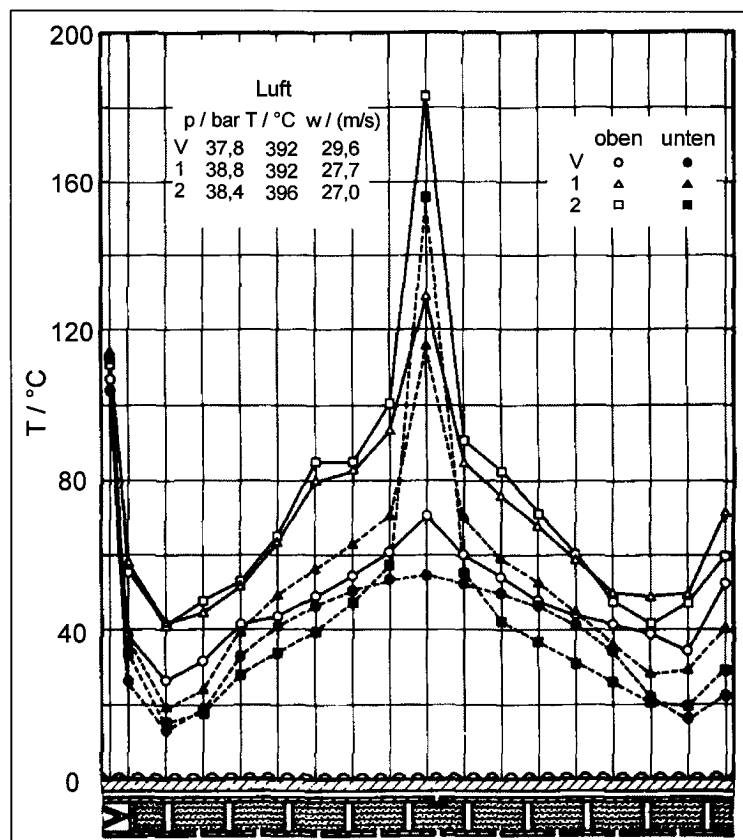
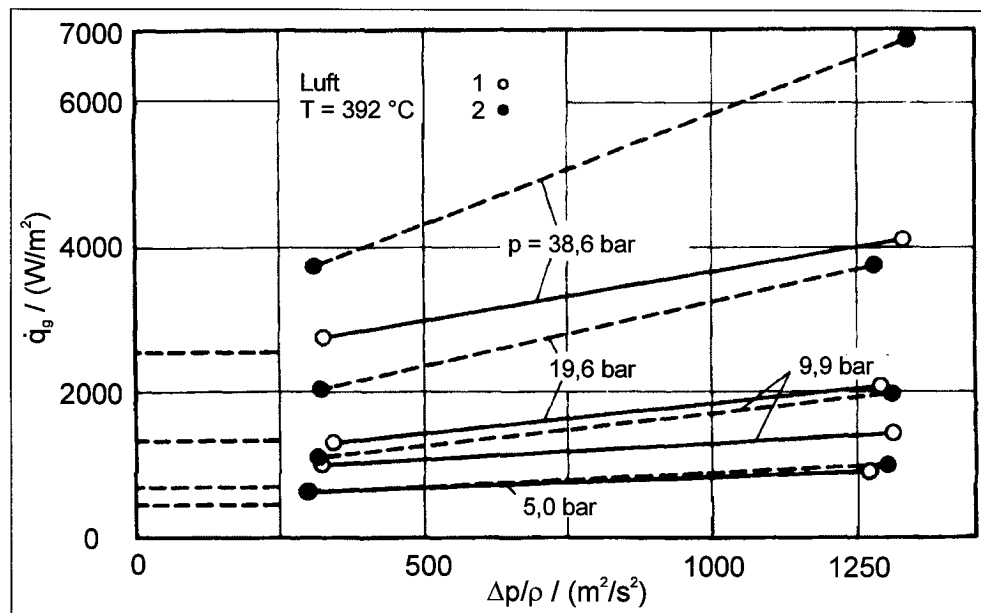


Abbildung 77: Wandtemperaturen

Versuche mit Luft. Die im HD-Kanal bei Drücken bis etwa 40 bar und Temperaturen bis 400 °C durchgeführten Versuche erforderten lange Beharrungszeiten. Daher wurden, abgesehen von den Versuchen beim höchsten Druck, meist nur zwei Drehzahlen gefahren. Im Bild ist schematisch der Versuchsaufbau angedeutet. Das Gasführungsrohr fehlte in allen Fällen. Drücke, Temperaturen und Geschwindigkeiten sind angegeben. Die Geschwindigkeiten bei den Versuchen mit Scheibe, 1 und 2 benannt, gelten für den Spalt zwischen Scheibe und Deckplatten. Sie entsprachen Druckdifferenzen, hervorgerufen durch die Scheibe, von 26198 N/m<sup>2</sup> bzw. 25856 N/m<sup>2</sup>. Für alle drei Meßreihen ergaben sich im nicht isolierten Bereich hohe Ausgangstemperaturen von 105 °C bis 115 °C. In Strömungsrichtung des Kühlwassers betrachtet fielen sie dann stark ab. Von besonderem Interesse waren bei der weiteren Betrachtung vor allem die maximalen Temperaturen im Bereich des Kühlwasseraustritts. Die geringsten Werte wurden hier bei den Versuchen mit Verdränger gemessen. Sie betragen 70 °C im oberen, 55 °C im unteren Sektor. Die an den Stellen 1 und 2 montierte Scheibe bewirkte eine Erhöhung der entsprechenden Werte auf 128 °C und 115 °C bzw. 183 °C und 156 °C. Erwartungsgemäß lieferte der zweite Versuch die höheren Werte, da die Scheibe in unmittelbarer Nähe der im Bild angedeuteten Schiebestelle montiert war. Das heiße Gas wurde durch diese Schiebestelle und die Bohrungen der vorderen Ebene nach außen gedrückt. Infolge freier Konvektion im Spalt zwischen Druck- und Tragrohr traten im oberen Sektor höhere Temperaturen auf.

In Abbildung 78 sind die über den Umfang gemessenen Wärmeverluste für Luft und zwei Drehzahlen in Abhängigkeit vom Quotienten  $\Delta p/\rho$ , der aus der gemessenen



**Abbildung 78: Wärmeverluste in Abhängigkeit von der relativen Druckdifferenz**

Druckdifferenz über die Scheibe und der Gasdichte gebildet wurde, dargestellt. Die Gastemperatur stellte einen Mittelwert dar. Zum Vergleich sind links gestrichelt die mit dem Verdränger ohne Scheibe gemittelten Werte für vier Druckstufen eingetragen. In allen Fällen ist eine Zunahme der Verluste mit steigendem  $\Delta p/\rho$  festzustellen. Außerdem bewirkte die Scheibe in unmittelbarer Nähe der Schiebestelle auch höhere Verluste, z. B. einen Anstieg von 4100 W/m<sup>2</sup> auf 6900 W/m<sup>2</sup> beim höchsten Druck.

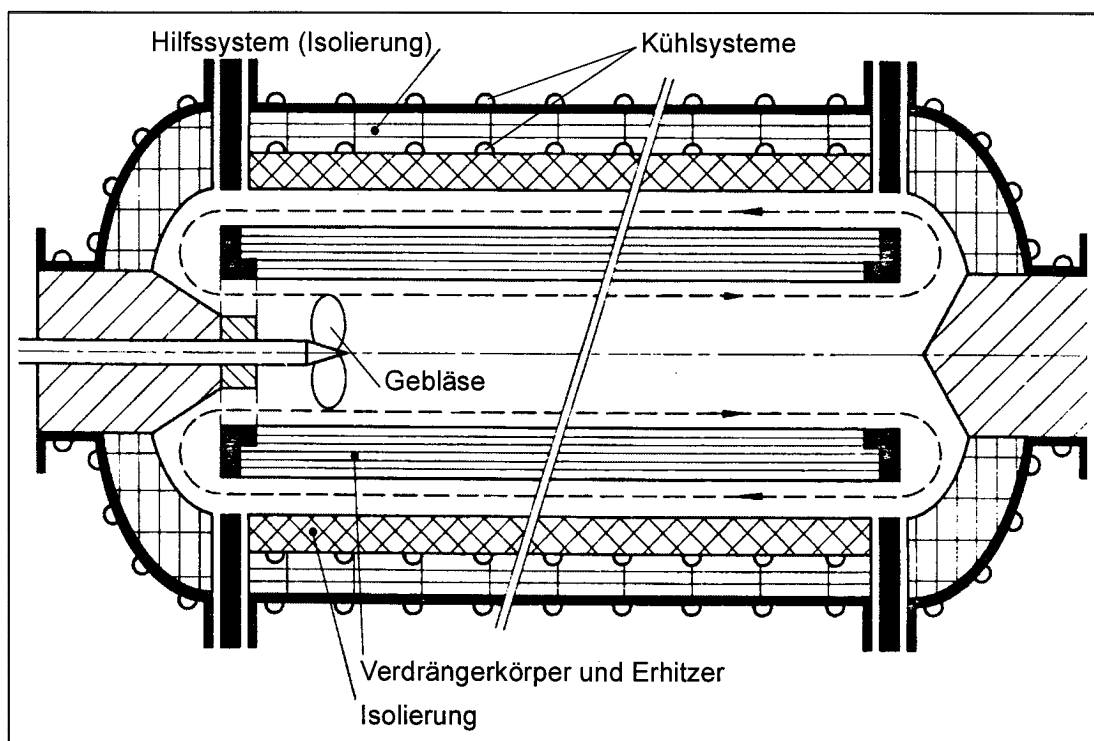
Erst bei Abszissenwerten von etwa  $250 \text{ m}^2/\text{s}^2$  oder darunter fallen die Werte, werden sie linear extrapoliert, unter die Ergebnisse mit Verdränger. Da die Heliumverluste sowohl von der Höhe als auch der Verteilung her etwa denen der Abbildung 78 entsprachen, wird auf deren Darstellung verzichtet.

Bis etwa zum Jahr 1981 stand für den Test größerer Komponenten lediglich der HD-Kanal zur Verfügung, nachdem die Anlagen HHV und ARGAS stillgelegt worden waren. EVA-II war für die Untersuchung von Isolationssystemen nicht geeignet. Da aber zur Durchführung der Arbeiten im Rahmen des PNP-Projektes Versuchsstände zum Testen unter Originalbedingungen notwendig waren, vor allem bei hohen Temperaturen, hatten sich die Firmen HRB und INTERATOM zum Bau neuer Prüfstände entschlossen. Mit Unterstützung von Bund und Land wurden bei HRB die Anlage zum Dauertest von Isolierungen (ADI) und bei INTERATOM der Komponenten-Versuchskreislauf (KVK) errichtet.

Dem Namen entsprechend war die ADI-Anlage für Langzeituntersuchungen mit den Hauptdaten

- Volumenstrom des Heliums  $3,8 \text{ m}^3/\text{s}$ ,
- Gastemperatur  $950 \text{ }^\circ\text{C}$ ,
- Gasdruck 60 bar,
- Versuchsdauer bis zu 10000 h und
- Drucktransienten  $70 \text{ bar/s}$

gebaut worden, siehe Bröckerhoff et al. [BRÖ84b]. Die Länge des Versuchsstandes, siehe Abbildung 79, betrug etwa 10 m. Der innere Durchmesser des Druckbehälters war 2 m. Während zur Kühlung des Druckrohres eine Wasserkühlung (außen) vorgesehen war, wurde das Tragrohr zur Erzielung höherer Temperaturen mit Öl gekühlt



**Abbildung 79: ADI-Versuchsanlage**

(innen). Ein wesentlicher Vorteil dieser Versuchsanlage bestand in der Nutzung eines heißgehenden Gebläses, wie von Henßen [HEN84a] und Mauersberger [MAU84a] beschrieben. Damit ließ sich im Hinblick auf die Dauerversuche eine deutliche Energieeinsparung erzielen. Weiterhin ermöglichte der im Druckbehälter integrierte Helium-Wasser-Wärmetauscher eine schnellere Abkühlung der Teststrecken bei Temperaturzyklen. Diese Lösung war außerdem zur Kühlung der Gasmengen, die für die kontinuierliche Gasreinigung erforderlich waren, von Vorteil. Der Versuchsbehälter war für einen Gasdruck von 80 bar ausgelegt worden. Die Leistung des Erhitzers betrug 200 kW.

Der Planung der KVK-Anlage waren nach Mausbeck und Baust [MAU84] die Grundanforderungen

- Abschluß der Untersuchungen an Komponenten vor Baubeginn eines PNP-Reaktors,
- überschaubarer Extrapolationsabstand zur Originalkomponente,
- Bau der Anlage mit großer Flexibilität im Hinblick auf die zu testenden Komponenten und
- Untersuchung weiterer Komponenten nach dem Baukastenprinzip entsprechend den Projekterfordernissen

vorangestellt worden.

Die Anlage war ursprünglich für Integraltests an PNP-Komponenten vorgesehen. Im Zuge der weiteren Detaillierung der Versuchsaufgaben an Komponenten wie

- Helium-Helium-Wärmetauschern,
- Heißgasführungen und -isolierungen,
- Heißgasarmaturen,
- Dampferzeugern,
- Prozeßdampfüberhitzern und
- Wärmetauschern für das Nachwärmeabfuhrsystem

ergab sich nach Schumacher [SCH81] eine Lücke für die Entwicklungsstufe Bauteil- und Teilkomponentenuntersuchungen. Daher erfolgte auf Wunsch der Öffentlichen Hand eine Überprüfung, ob eine Nutzung des ursprünglich konzipierten Teststandes für Integraltests auch für Untersuchungen von Bauteilen und Teilkomponenten möglich sei. Diese Prüfung führte schließlich zu einer Modifikation der Anlage, die zu einem stufenweisen Aufbau führte. In der ersten Ausbaustufe KVK 1 sollten Bauteil- und Teilkomponententests durchgeführt werden. Das wesentliche Merkmal dieser Stufe bestand im Betrieb als Ein- oder Zweikreisanlage mit völliger Massenentkopplung. Für den Betrieb als Zweikreisanlage war allerdings ein zusätzlicher Helium-Helium-Wärmetauscher mit einer Leistung von 10 MW erforderlich. Die zweite Stufe KVK 2 diente der Durchführung von Integraltests an Wärmetauschern, Heißgasleitungen und Heißgasarmaturen. In beiden Baustufen konnten dieselben Kreislaufkomponenten benutzt werden. Bei Betrieb von KVK 2 konnte KVK 1 als Einkreisanlage parallel betrieben werden. So war es möglich, weitere Tests an Bauteilen und Teilkomponenten durchzuführen. Beide Baustufen waren so ausgelegt, daß eine Integration weiterer Testobjekte wie Dampferzeuger, Prozeßdampfüberhitzer und Gebläse ohne großen finanziellen Aufwand möglich war. Die Hauptdaten beider Baustufen sind Tabelle 7 zu entnehmen.

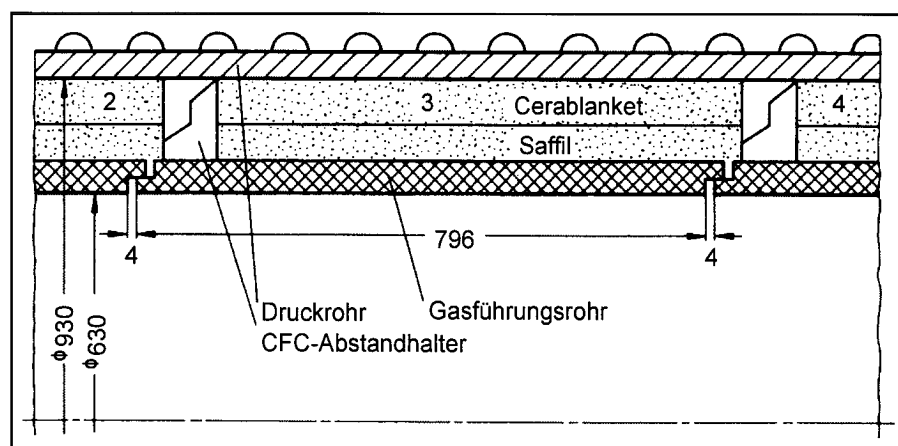
Bezeichnung	KVK 1	KVK 2
Maximale Heißgastemperatur / °C	1000	1000
Maximaler Druck / bar	46	46
Massenstrom (Auslegung) / (kg/s)	3	20
Massenstrom (Schwachlast) / (kg/s)	0,6	6
Temperaturtransienten / (K/min)	5	5
Drucktransienten (Normalbetrieb) / (bar/s)	3	3
Drucktransienten (maximal) / (bar/s)	5	5

**Tabelle 7: Daten der KVK-Anlage**

Wie Jansing [JAN84] berichtet, erfolgte die Inbetriebnahme im Jahr 1982. Die Abmessungen des Gebäudes demonstrierten mit einer Länge von 50 m, einer Breite von 20 m und einer Höhe von 25 m die Dimension der Versuchsanlage. Das Helium wurde mit einem Radialgebläse umgewälzt. Die zum Betrieb der Anlage notwendige Wärme wurde über einen erdgasbefeuerten und einen elektrisch beheizten Erhitzer in den Kreislauf eingebracht und über einen Dampferzeuger abgeführt. Ein Teil des Dampfes wurde dabei zur Vorwärmung des Heliums in einem Rekuperator genutzt. Mit einer Länge von 145 m war die Betriebsheißgasleitung deutlich länger als die der HHV-Anlage. Wegen der guten Erfahrungen war eine Faserisolierung mit metallischen Gasführungen gewählt worden.

Die Beschreibung der beiden Versuchsstände ADI und KVK an dieser Stelle erfolgt wegen der Beschreibung weiterer Untersuchungen an Heißgasisolierungen, ebenfalls mit Fasermatten, aber mit keramischen und metallischen Gasführungsrohren, die in den beiden Anlagen durchgeführt werden sollten.

Für die Untersuchungen der im folgenden beschriebenen Isolierung stand das bereits früher benutzte Druckrohr von 4600 mm Länge zur Verfügung. Die Isolierung für eine Sekundärkreisleitung war im Auftrag der Firma INTERATOM von der Firma Kraftwerkunion (KWU) entwickelt worden. Abbildung 80 zeigt schematisch einen Ausschnitt des Testobjektes. Die Isolierung bestand aus geschlossenen graphitischen Gasführungsrohren auf der Heißgasseite, aufgewickelten Fasermatten und



**Abbildung 80: Keramische Fasermattenisolierung**

Abstandhaltern. Im Bild sind der Testschuß 3 in voller Länge und Teile der beiden benachbarten Abschnitte 2 und 4 dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wur-

de auf die Darstellung des Ein- und Auslaufs, die die Nummern 1 und 5 trugen, verzichtet. Die weitere Beschreibung ist Bröckerhoff und Stausebach [BRÖ83b] entnommen. Außen- und Innendurchmesser der Gasführungsrohre betragen 725 mm bzw. 630 mm. Der Innendurchmesser entsprach damit dem der später zu beschreibenden Kohlesteinisolierung. Auch die Länge der drei mittleren Abschnitte war mit 800 mm – 796 mm für die Gasführungen, 4 mm für den Spalt – an die der Kohlesteinisolierung angepaßt worden. Axiale Wärmedehnungen der Gasführungsrohre wurden durch die genannten Dehnspalte an den jeweiligen Stoßstellen aufgenommen. Für Messungen im HD-Kanal wäre ein kleinerer Spalt ausreichend gewesen. Da aber auch Untersuchungen in anderen Kanälen bei höheren Temperaturen vorgesehen waren, wurde eine Spaltweite von 4 mm notwendig. Die Gasführungsrohre waren aus Graphit der handelsüblichen Qualität Diabon 0 gefertigt worden. Lieferant war die Firma Sigri in Meitingen.

Die Abstandhalter zur radialen Zentrierung der Gasführungsrohre innerhalb des Druckrohres bestanden aus faserverstärktem Kohlenstoff (CFC). Dieses Material schien wegen seiner hohen Festigkeit geeignet. Wegen des im Reaktorbau noch weitgehend unbekanntem und teuren Materials wurden Qualitäten zweier Hersteller ausgewählt. Damit sollte ein Höchstmaß an Information gewonnen werden. Abstandhalter und Anpreßringe für die beiden Schüsse 2 und 3 wurden von Sigri, die beiden anderen von der französischen Firma Carbone Lorraine geliefert. Für die Auslegung wichtige Daten sind in Tabelle 8 zusammengefaßt. Wie zu erkennen, hat Carbone Lorraine für beide Bauteile verschiedene Materialien eingesetzt. Je nach Herstellungsprozeß, wie z. B. Anordnung der Fasern, Faseranteil usw. wiesen die Produkte beider Firmen wesentlich andere Eigenschaften auf. Ein deutlicher Unterschied lag z. B. in der Wärmeleitfähigkeit. Außerdem bestand bei den meisten Daten auch eine

Bezeichnung	Sigri	Carbone Lorraine	
	Abstandhalter und Anpreßring	Abstandhalter (Aerolor 412)	Anpreßring (Aerolor 22)
Fasergehalt / Vol. %	32		
Dichte / (kg/m <sup>3</sup> )	1250-1450	1650	1650
Biegefestigkeit / (N/mm <sup>2</sup> )	< 80	< 100	< 100
Zugfestigkeit / (N/mm <sup>2</sup> )	< 55	< 55	< 55
Druckfestigkeit / (N/mm <sup>2</sup> )	< 50		
radial		> 200	> 120
axial		> 100	> 60
Scherfestigkeit / (N/mm <sup>2</sup> )	< 15	< 20	< 200
Elastizitätsmodul / (N/mm <sup>2</sup> )	2·10 <sup>4</sup> -4·10 <sup>4</sup>	4,5·10 <sup>4</sup>	2,5·10 <sup>4</sup>
Ausdehnungskoeffizient bei 20 °C – 900 °C / K <sup>-1</sup>			
radial	0,4·10 <sup>-6</sup> -0,6·10 <sup>-6</sup>	1,6·10 <sup>-6</sup> -1,8·10 <sup>-6</sup>	1,4·10 <sup>-6</sup> -1,6·10 <sup>-6</sup>
axial	4·10 <sup>-6</sup> -6·10 <sup>-6</sup>	3,2·10 <sup>-6</sup> -3,6·10 <sup>-6</sup>	5·10 <sup>-6</sup> -7·10 <sup>-6</sup>
Wärmeleitfähigkeit / (W/mK)			
radial	15	19	50
axial	12	7	15

**Tabelle 8: Daten der CFC-Materialien**

Abhängigkeit von der Richtung. So unterschied sich die Druckfestigkeit des französischen Materials um den Faktor 2. Der Ausdehnungskoeffizient galt bei beiden Werk-

stoffen für den gesamten Betriebstemperaturbereich.

Die Räume zwischen Gasführungsrohren und Druckwand sollten ursprünglich mit Kohlefilzmatten gefüllt werden. Da die Wärmeleitfähigkeit in Heliumatmosphäre unbekannt war, sollte sie für zwei von Sigri zur Verfügung gestellte Qualitäten in der Poensgenapparatur der Abbildung 2 gemessen werden. Aber bereits bei einer Proben temperatur von 250 °C versagte die elektrische Isolierung, da sich dort Kohlenstoff aus den Matten abgesetzt hatte. Auch ein zweiter Versuch scheiterte. Untersuchungen bei INTERATOM zeigten, daß als Ursache für den beobachteten Gewichtsverlust der Proben Ausgasen physikalisch absorbierten Wassers anzusehen war. Aus diesem Grund und wegen der zwischenzeitlich erfolgten Verschärfung der Anforderungen an die Werkstoffe wurden kohlenstoffhaltige Materialien für den Zwischenkreislauf einer Reaktoranlage ausgeschlossen. Da die anderen Bauteile aber bereits geliefert worden waren, konnte hier keine Änderung mehr vorgenommen werden.

Die eigentliche Isolierung bestand aus Fasermatten, die auf die Gasführungsrohre aufgewickelt wurden. Als Vorteile der Wickelmethode gegenüber dem Stopfen wurden eine gleichmäßigere Faserdichte und geringerer Faserbruch, siehe hierzu die Fasermattenisolierung mit metallischen Deckplatten, angesehen. Wegen unterschiedlicher Beanspruchungen auf der Heiß- und Kaltgasseite hatten die Fachleute eine Aufteilung vorgeschlagen. Als Hochtemperaturfasern wurde Saffil mit einem Anteil von mehr als 95 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  der Firma ICI in Frankfurt verwendet. Diese Fasern waren nach Aussagen der Experten für Temperaturen bis 750 °C geeignet; sie deckten den Durchmesserbereich von 725 mm bis 825 mm ab. Den Abschluß bildete ein Drahtgeflecht mit der Maschenweite von 1 mm und einem Drahtdurchmesser von 0,63 mm. Zusammen mit Spannbändern von 1 mm Stärke diente es zur Verdichtung der Matten. Für den Bereich bis zum Druckrohr wurden Fasern, die für geringere Temperaturen geeignet waren, ausgewählt. Hier kam Cerablanket 800 der Firma Gossler in Hamburg mit fast gleichen Anteilen aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{SiO}_2$  zum Einsatz.

Die Montage der Matten bzw. der gesamten Isolierung stellte eine Neuheit dar. Es lagen keinerlei Erfahrungen über das Wickeln der Fasern sowie über die erreichbaren Dichten vor. Daher war von INTERATOM eine spezielle Vorrichtung entwickelt worden. Erste Wickelversuche waren mit Kohlefilzmatten vorgenommen worden. Die Verdichtung der zunächst aufgebrachten Saffilmatten erfolgte mittels des zuvor beschriebenen Gewebes aus Drahtgeflecht. Zur Erreichung eines engen Kontaktes der äußeren Matten mit dem Druckrohr wurden die Matten mit einem Übermaß von etwa 12 mm aufgewickelt. Ein anschließend aufgesetzter Blechmantel wurde dann mit einem Keil so verspannt, daß der Durchmesser gegenüber dem Druckrohr ein Untermaß von 10 mm aufwies. Nach dem Einschieben dieser Anordnung in das Druckrohr wurde der Keil gezogen, und die Isolierung federte auf. Somit lagen die Matten an. Für die fünf Schüsse wurden die in Tabelle 9 angegebenen mittleren Faserdichten

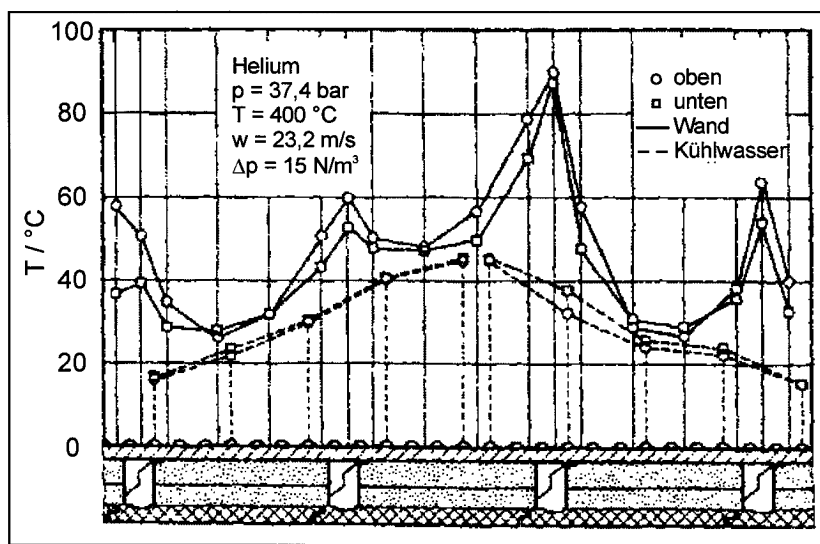
Dichte [ $\text{kg/m}^3$ ]	Schuß 1	Schuß 2	Schuß 3	Schuß 4	Schuß 5
Saffilmatten	127	127	127	138	129
Cerablanketmatten	125	126	131	131	130

**Tabelle 9: Mittlere Faserdichten**

erreicht. Die Abweichung der Dichten voneinander war sehr gering. Der Spannkeil

ermöglichte nach dem Wiedereinführen den Ausbau der Isolierung. Im nächsten Schritt wurden die Teile der Abstandhalter und Anpreßringe eingelegt und miteinander verschraubt. Die Instrumentierung auf der Außenseite und die Aufteilung der Kühlsysteme lehnte sich an frühere Untersuchungen an. Die Versuche wurden im Hochdruckgaskanal mit Luft und Helium durchgeführt. Wegen nicht auszuschließender Graphitkorrosion wurde die Temperatur bei den Versuchen mit Luft auf 300 °C begrenzt. In einer zweiten Versuchsreihe wurde ein Strömungsverdränger, der eine in axialer Richtung verschiebbare Scheibe trug, montiert, siehe Bröckerhoff und Stausebach [BRÖ83b]. Isolierung und Instrumentierung mußten, abgesehen von den Druckmeßstellen, nicht verändert werden.

Abbildung 81 zeigt Rohrwand- und Kühlwassertemperaturen der Sektoren oben und unten für die Versuche mit Helium und die erste Versuchsreihe. Die Gasdaten sind

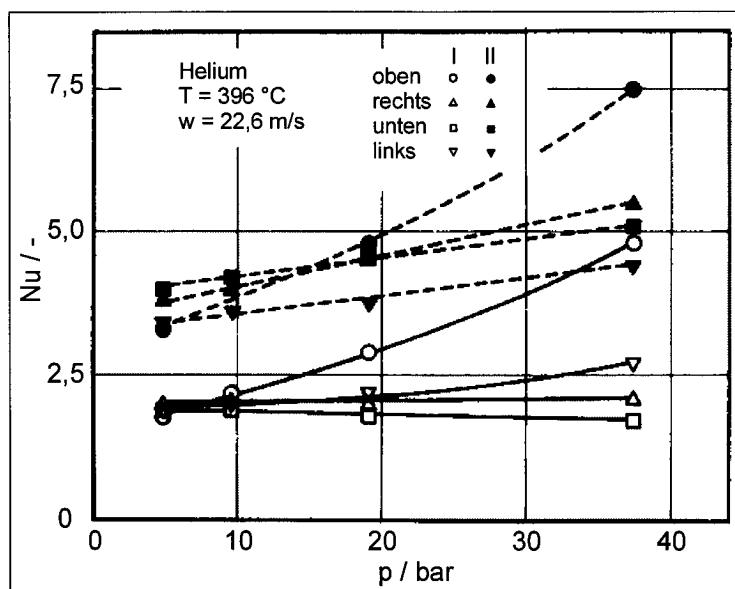


**Abbildung 81: Wand- und Wassertemperaturen**

angegeben. Der in Strömungsrichtung gemessene Druckgradient ist auf die Einheitslänge bezogen. Im Gegensatz zu den Versuchen mit Luft, auf die hier nicht eingegangen wird, waren die Rohrwandtemperaturen im gesamten Verlauf für beide Quadranten annähernd gleich. Wegen der geringeren Gasdichte waren die Auswirkungen erzwungener und natürlicher Konvektion kleiner. Gas- und Feststoffleitung dominierten. Die Wandtemperaturen stiegen in Strömungsrichtung des Kühlwassers, das am Austritt auf gleiche Werte eingeregelt wurde, an. Wegen der deutlich höheren Wärmeleitfähigkeit der von Carbone Lorraine gefertigten Abstandhalter wurden dort auch die höchsten Rohrwandtemperaturen von fast 90 °C gemessen. Wie man dem Bild weiter entnimmt, enthielt der vordere Meßabschnitt, mit I bezeichnet, nur einen Abstandhalter, der hintere Abschnitt II dagegen zwei. Dies hatte erwartungsgemäß auch höhere Wärmeverluste zur Folge.

In Abbildung 82 sind Nusselt-Zahlen für die Meßabschnitte I und II in Abhängigkeit vom Druck dargestellt. Man erkennt deutlich die etwa um den Faktor 2 höheren Nu-Zahlen in Abschnitt II. Dies ist, wie oben bereits erwähnt, auf die zwei Abstandhalter und ihre höhere Wärmeleitfähigkeit zurückzuführen. Die beiden oberen Quadranten wiesen mit 4,6 und 7,5 bei einem Druck von 38 bar die höchsten Werte auf. Damit lagen sie deutlich unter den Luftwerten. Im Vergleich zu gestopften Faserisolierungen allerdings waren die Nusselt-Zahlen sowohl von der Höhe als auch der Vertei-

lung her noch nicht als zufriedenstellend zu bezeichnen. Verbesserungen des Isolationsverhaltens wären durch Erhöhung des Strömungswiderstandes der Isolierung in axialer und radialer Richtung und durch Verwendung von Abstandhaltermaterialien mit geringerer Wärmeleitfähigkeit zu erzielen gewesen.



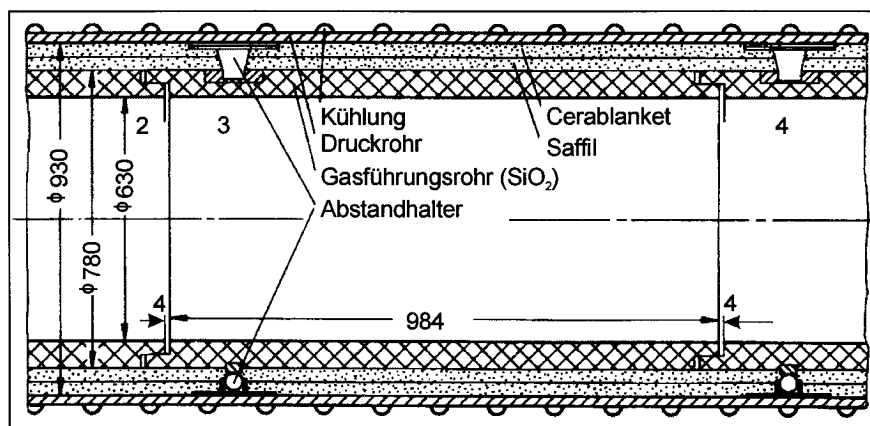
**Abbildung 82: Nusselt-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

Über die im Anschluß an die Messungen im HD-Kanal in der ADI-Anlage durchgeführten Untersuchungen an dieser Isolierung wird auf Henßen et al. [HEN84b], Henßen [HEN84a] und Mauersberger [MAU84a] verwiesen. Das Versuchsprogramm entsprach in etwa dem der HD-Kanalversuche. Allerdings konnten Heißgastemperaturen von 950 °C eingestellt werden. Zusätzlich wurde die Isolierung axialen Druckgradienten von bis zu 50 N/m<sup>2</sup> ausgesetzt. Den Abschluß bildeten Zykliversuche, bei denen 30 Temperaturzyklen gefahren wurden. Die Temperatur wurde dabei innerhalb eines Zeitraumes von 3 h von 300 °C auf 900 °C angehoben, 1 h bei diesem Wert gehalten und dann innerhalb von 5 h auf ein Niveau von 300 °C abgesenkt.

Auch bei diesen Untersuchungen, deren Ergebnisse nicht dargestellt werden, fielen die sehr hohen Wandtemperaturen auf. Im Bereich der Abstandhalter wurden im hinteren Abschnitt II bei weitem höhere Temperaturen gemessen als in Meßabschnitt I. Diese sind nach Meinung der Autoren zum einen auf die höhere Wärmeleitfähigkeit der im Abschnitt II verwendeten Abstandhalter zurückzuführen. Darüber hinaus wurden die Temperaturspitzen der Wand mit einer verstärkten Konvektion im Bereich der Abstandhalter begründet. Im vorderen Meßabschnitt wurden deutliche Temperaturunterschiede im Bereich der Abstandhalter zwischen den Sektoren oben und unten gemessen. Diese ließen auf den Einfluß einer starken Naturkonvektion schließen, welche im Bereich der Abstandhalter im Meßabschnitt II von einer stärkeren Zwangskonvektion überlagert wurde, da dort nur geringe Temperaturdifferenzen zwischen oberem und unterem Quadranten gemessen wurden. Mögliche Verbesserungen des Isolationsverhaltens erwarteten die Verfasser sowohl durch die Verwirklichung der zuvor bereits erörterten Vorschläge als auch durch höhere Faserdichten.

Erfolgsversprechender schien eine abgeänderte Konstruktion, die anstelle der massiven Abstandhalter aus CFC u. a. Kugeln aufwies. Eine kurze Beschreibung und erste

Ergebnisse finden sich bei Klas und Bröckerhoff [KLA84a], umfangreicher ist die Darstellung bei Bröckerhoff [BRÖ86a]. Das die Isolierung tragende Druckrohr wurde von der Firma INTERATOM zur Verfügung gestellt. Es entsprach in seinen Abmessungen, den Kühlsystemen und deren Unterteilung in Umfangs- und Längsrichtung dem schon in früheren Untersuchungen genutzten Rohr. Abbildung 83 zeigt schematisch einen Ausschnitt des Testobjektes. Die Isolierung bestand ebenfalls aus graphitischen Gasführungsrohren auf der Heißgasseite, aufgewickelten Fasermatten und



**Abbildung 83: Keramische Fasermattenisolierung**

Abstandhaltern. Im Bild sind der Testschuß 3 in voller Länge und Teile der beiden benachbarten Zonen 2 und 4 dargestellt. Insgesamt gab es fünf Abschnitte. Der erste und fünfte dienten wiederum als Ein- und Auslauf; als Meßschüsse waren die drei mittleren vorgesehen. Die Länge der Meßschüsse war auf 984 mm vergrößert, die Spaltweite zwischen den Gasführungsrohren mit 4 mm beibehalten worden. Außen- und Innendurchmesser der Gasführungsrohre betragen 780 mm bzw. 630 mm. Wegen der unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen auf der Heiß- und Kaltgasseite kamen wie auch bei der Isolierung mit CFC-Abstandhaltern zwei Fasermaterialien zum Einsatz. Saffilfasern deckten den Durchmesserbereich von 780 mm bis 825 mm ab. Für den Bereich bis zum Druckrohr wurde Cerablanket eingesetzt. Die Fasermatten wurden ebenfalls auf die Gasführungsrohre gewickelt. Hierzu wurde das bereits beschriebene und erfolgreich erprobte Verfahren angewandt. Auch die Verdichtung der Matten erfolgte auf dieselbe Art und Weise. Der Hauptunterschied zwischen dieser und der zuvor beschriebenen Isolierung lag in der Verwendung anders gestalteter Abstandhalter zur radialen und axialen Fixierung der Gasführungsrohre. Die Einstellbarkeit dieser Formkörper ermöglichte die Ausrichtung der Gasführungsrohre, unabhängig von den Toleranzen des Druckrohres. Im Bereich der Abstandhalter wurden die Fasern allerdings von Hand gestopft, da das Wickeln nur für längere ungestörte Bereiche geeignet war.

Die Gasführungsrohre der Firma Sigrü waren aus der Qualität ASI gefertigt worden. Bei den Abstandhaltern handelte es sich um dichte Formteile aus hochreinem  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und  $\text{Si}_3\text{Ni}_4$ . Für die Schüsse 2 und 4 wurde  $\text{Si}_3\text{Ni}_4$ , für die Schüsse 3 und 5  $\text{Al}_2\text{O}_3$  eingesetzt. Die Abstandhalter waren mittels metallischer Elemente mit dem Druckrohr verschraubt. Zur radialen Abstützung der Gasführungsrohre gegenüber dem Druckrohr waren pro Schuß vier gleichmäßig über den Umfang verteilte Kugeln von 50 mm Durchmesser eingesetzt. Wegen der punktförmigen Auflage waren eindeutige Berührung und Kräfteinleitung gewährleistet. Die Kugeln nahmen infolge Rollens thermische Relativbewegungen zwischen Druckwand und Gasführungsrohren auf. Zur Re-

duzierung der Flächenpressung auf beiden Seiten wurden zwei zylinderförmige Druckplatten aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  eingelegt. Die Aufgabe der ebenfalls keramischen Axialstützlager war die Fixierung der jeweiligen Gasführungsrohre in Achsrichtung. Dieser Körper war am Fuß über eine Kegelspannverbindung mit der tragenden Wand verbunden. Das kugelförmig ausgebildete Kopfende sorgte bei Schrägstellung des Körpers für eine eindeutige Auflage am Druckring. Dieser sollte ebenfalls die Flächenpressung bei Einleitung der Kräfte in das Gasführungsrohr verringern.

Dicke und Dichte der Saffilmatten – 95 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  – der Firma ICI betragen nach [BRÖ86a] bei Anlieferung 45 mm bzw.  $37 \text{ kg/m}^3$ . Drei Lagen wurden zur Isolierung benötigt. Das zum Verspannen benötigte Netz war aus Edelstahl 1.4571 gefertigt. Die Dichte der Cerablanketfasern der Firma Gossler – 52 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und 48 %  $\text{SiO}_2$  – betrug  $128 \text{ kg/m}^3$ . Mit dem Spannmantel aus ebenfalls 1.4571 war eine Durchmesserverringern der drei Lagen auf 910 mm im gespannten Zustand möglich. Damit wurde die Faserdichte auf  $150 \text{ kg/m}^3$  erhöht.

Nach Abschluß der drei ersten Versuchsreihen wurde die Isolierung aufgrund der Ergebnisse, die auf starke Konvektionsbewegungen in den Fasern schließen ließen, modifiziert. Daher war eine Demontage erforderlich. Zur Unterdrückung oder Verringerung von Gasbewegungen wurden Folien aus Sigraflex der Firma Sigri als Konvektionssperren eingewickelt. Ihre Dicke betrug 0,2 mm. Insgesamt wurden für jeden Schuß sechs Folien, je drei für die Saffil- und Cerablanketfasern, benötigt. Beim Wiedereinbau der Isolierung wurde das bei der Erstmontage benutzte Maschengewebe zur Verspannung der Saffilmatten durch ein zweigeteiltes, 0,5 mm dickes Spanoblech aus 1.4541 ersetzt, das an den Stoßstellen überlappte. Die Netze hatten sich aufgrund der Temperaturen verworfen. Zum Verdichten wurden Bänder aus 1.4541 mit einer Breite von 15 mm verwandt. Auf der Außenseite wurde im Gegensatz zu der CFC-Isolierung ein dreigeteilter Blechmantel mit drei Keilen, die nach dem Einschieben der Anordnung gezogen werden mußten, benutzt. Die Dreiteilung ermöglichte ein gleichmäßigeres Verspannen und damit auch eine über den Umfang annähernd konstante Faserdichte.

Die Montage erfolgte bei vertikaler Stellung des Druckrohres. Begonnen wurde mit dem Einbau des metallischen Auslaufteils für Schuß 5. Es diente zur Fixierung des Gasführungsrohres dieses Schusses. Nach der Montage der Stützelemente am oberen Ende war dieser Schuß fixiert. In gleicher Weise erfolgte die Montage der anderen Abschnitte und des ersten kurzen Schusses, zu dessen Fixierung ein metallisches Einlaufteil benötigt wurde.

Vor dem Wiedereinbau waren erneut Wickelversuche notwendig geworden mit dem Ziel, die Kombination Fasern und Graphitfolien auf ihre Eignung zu überprüfen. Die Folien neigten aufgrund ihrer geringen Festigkeit zum Reißen oder Brechen. Daher ergaben sich zunächst geringere Vorverdichtungen. Das auch hier benutzte dreigeteilte Spanoblech führte schließlich müheloser als erwartet zu mittleren Faserdichten von  $150 \text{ kg/m}^3$ , da es gut auf der äußeren Folienlage aufglitt. Etwa 80 % der in den ersten Messungen eingesetzten Fasern konnten bei der Remontage wiederverwendet werden.

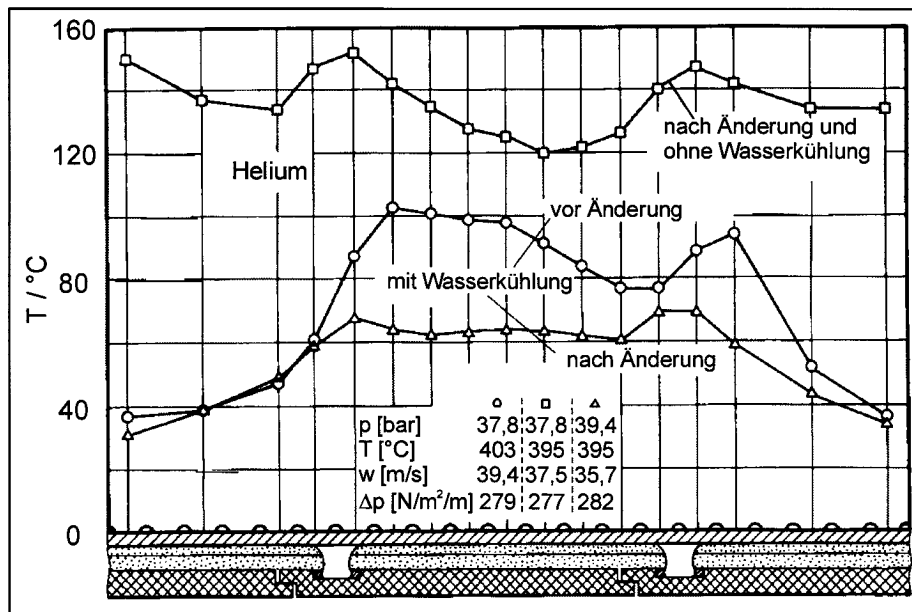
Im HD-Kanal wurden fünf Versuchsserien, und zwar

- ohne metallische Gasführung,

- mit metallischer Gasführung (Durchmesser  $D = 595$  mm),
- ohne metallische Gasführung und mit Verdränger ( $D = 510$  mm),
- ohne metallische Gasführung und mit Verdränger ( $D = 510$  mm), nach Modifikation, und
- ohne metallische Gasführung und mit Verdränger ( $D = 510$  mm), nach Modifikation, aber ohne äußere Wasserkühlung

gefahren. Die Spalte zwischen den Graphitrohren hatten sich auch hier als zu groß erwiesen, so daß auch Versuche mit geschlossener Heißgasseite erforderlich waren. Die eingewickelten Folien hatten zu einer deutlichen Reduzierung der Temperaturen auf der Druckrohrwand und der Wärmeverluste geführt. In der letzten Serie, bei der aus Zeitgründen nur ein Betriebszustand eingestellt werden konnte, wurde die Verlustwärme infolge Wärmestrahlung und freier Konvektion an die Außenluft abgeführt.

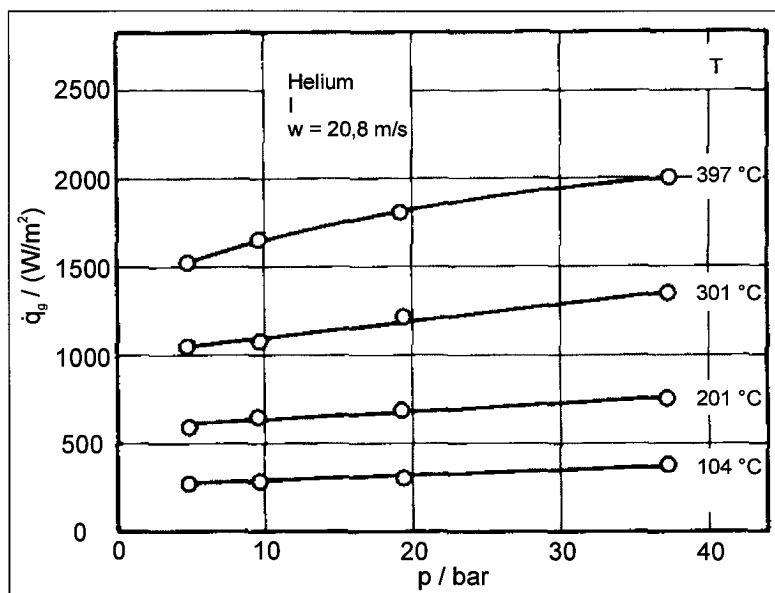
In Abbildung 84 sind nach [BRÖ84a] und [BRÖ84c] Rohrwandtemperaturen im Bereich der Meßabschnitte 2, 3 und 4 des oberen Sektors für drei Versuchsreihen dargestellt. Zur Vereinfachung wurde auf die Darstellung der Kühlmitteltemperaturen



**Abbildung 84: Wandtemperaturen**

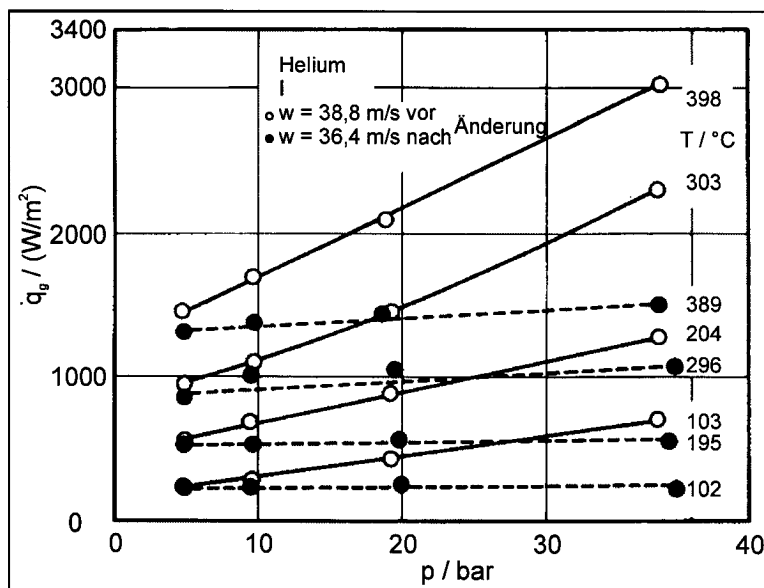
und der Temperaturen im unteren Quadranten verzichtet. Einen direkten Vergleich ermöglichen die beiden unteren Kurven für die Versuche mit Wasserkühlung. Deren Anstieg im Bereich der zweiten und vierten Schüsse ist auf die Aufheizung des Kühlwassers über die Lauflänge zurückzuführen. Den Einfluß der axialen Stützelemente erkennt man besonders deutlich im hinteren Meßabschnitt. Hier betrug die Wandtemperatur  $94$  °C. Nach Einlegen der Folien und der damit verbundenen Erhöhung des radialen Strömungswiderstandes sanken die Temperaturen auf etwa  $65$  °C. Lediglich am hinteren Stützelement zeigte sich noch ein geringer Anstieg. Nach Abschalten der Wasserkühlung stiegen die Wandtemperaturen auf Werte zwischen  $120$  °C und  $150$  °C an. Dieser Anstieg um den Faktor 2 erscheint hoch. Es ist aber zu bedenken, daß die zur Verfügung stehende Isolationsdicke der Fasern, die zum Abbau der Temperaturen beitragen, nur  $75$  mm betrug.

Die Wärmeverluste in Abbildung 85 gelten für den vorderen Meßabschnitt, die erste Serie und Heliumversuche. Die Druckabhängigkeit war annähernd linear. Mit etwa  $2000 \text{ W/m}^2$  wurde bei der Gastemperatur von  $397 \text{ }^\circ\text{C}$  der höchste Wert gemessen. Damit lag er um 55 % unter dem der Isolierung mit massiven Abstandhaltern aus CFC. Die Verbesserung ist im wesentlichen auf die Verringerung der Feststoffleitung zurückzuführen. Der hintere Abschnitt zeigte Verluste in fast gleicher Höhe.



**Abbildung 85: Wärmeverluste in Abhängigkeit vom Druck**

Einen Vergleich der gesamten Verluste für die Versuche vor und nach Änderung der Isolierung gibt Abbildung 86 wieder. Die Ergebnisse gelten für den vorderen Meßbereich und für die Versuche mit der höchsten Gasgeschwindigkeit, also die mit Strömungsverdränger. Bei einem Vergleich mit den Ergebnissen der Abbildung 85 fällt

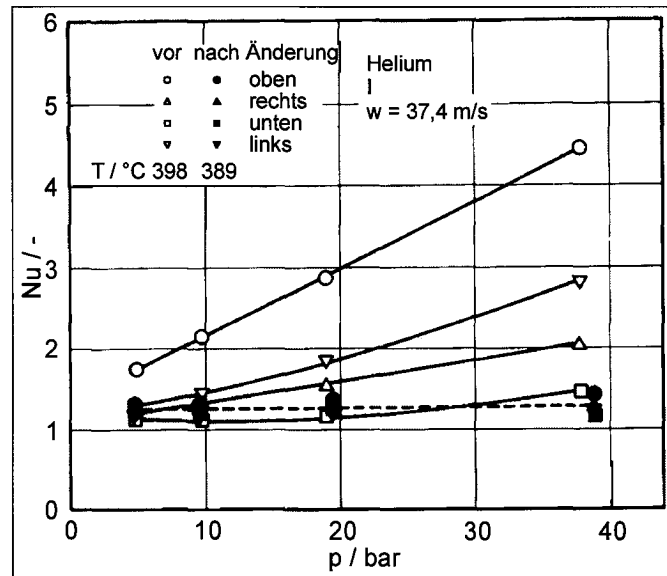


**Abbildung 86: Wärmeverluste in Abhängigkeit vom Druck**

auf, daß die annähernde Verdopplung der Gasgeschwindigkeit von  $20,8 \text{ m/s}$  auf  $38,8 \text{ m/s}$ , siehe die offenen Symbole, beim höchsten Druck zu einer Erhöhung der

Wärmeverluste um 50 % geführt hat. Dies gilt annähernd für alle Temperaturstufen. Im unteren Druckbereich dagegen waren die Verluste für beide Meßreihen fast gleich. Nach Änderung der Isolierung zeigte sich dagegen nur noch eine geringe Abhängigkeit vom Gasdruck. Die Verringerung der Durchlässigkeit der Isolierung in radialer Richtung hatte also eine deutliche Reduzierung der Gesamtwärmeverluste und auch eine geringere Abhängigkeit von den Druckdifferenzen zur Folge.

Die Wirksamkeit der Graphitfolien auf das Isolationsverhalten erkennt man aus Abbildung 87. Die Daten gelten für den Abschnitt I, die höchste Temperatur und eine gemittelte Geschwindigkeit von 37,4 m/s. In der ersten Versuchsreihe stiegen die



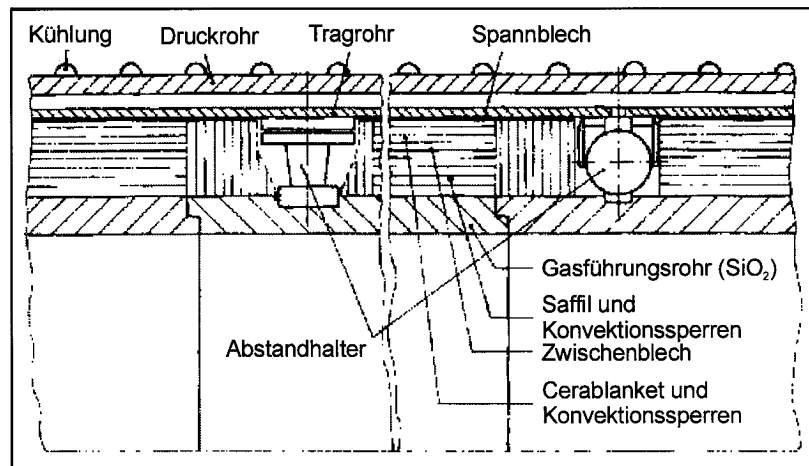
**Abbildung 87: Nusselt-Zahlen in Abhängigkeit vom Druck**

Unterschiede zwischen den Sektoren oben und unten mit steigendem Druck stark an. Während im unteren Quadranten nur eine schwache Zunahme der Nu-Zahlen von 1,1 auf 1,45 festgestellt wurde, nahm sie oben von 1,7 auf 4,4 zu. Die Änderung der Isolierung bewirkte eine deutliche Verringerung der Nu-Zahlen in allen Sektoren und eine Vergleichmäßigung. Beim höchsten Druck betragen die entsprechenden Werte 1,38 und 1,15. Da der Einfluß axialer Druckgradienten ebenfalls nur gering war, war die geänderte Konstruktion vom Gesichtspunkt der Wärmetechnik als gut zu bezeichnen.

Daher hatte sich die Firma INTERATOM zum Test einer solchen Isolierung in der KVK-Anlage entschlossen. Die Testkomponente und die Untersuchungen an ihr sind von Bröckerhoff und Zentis [BRÖ87] beschrieben. Aus Zeitgründen konnte die Isolierung weder in Bensberg montiert noch untersucht werden. Daher wurden die Montagetbeiten zusammen mit Personal von INTERATOM in der KFA vorgenommen. Die Versuche wurden im HD-Kanal durchgeführt.

Abbildung 88 zeigt schematisch einen Ausschnitt der montierten Isolierung. Sie bestand auf der Innenseite aus 60 mm starken Masrock-Gasführungsrohren, deren Innendurchmesser 700 mm betrug. Masrock, bestehend aus Siliziumoxid, weist nur eine geringe Wärmeleitfähigkeit und vor allem einen niedrigen Ausdehnungskoeffizienten auf. Die Länge der einzelnen Rohrschüsse betrug 1000 mm. Auf sie wurden mittels des zuvor beschriebenen Verfahrens zunächst Saffilfasermatten gewickelt.

Zur Verringerung von freier Konvektion in radialer Richtung wurden zusätzlich metallische Folien montiert. Die ersten Faserlagen wurden dann mittels eines Zwischenblechs aus 1.4541 auf eine Dichte von etwa  $160 \text{ kg/m}^3$  verpreßt. Auf der kälteren



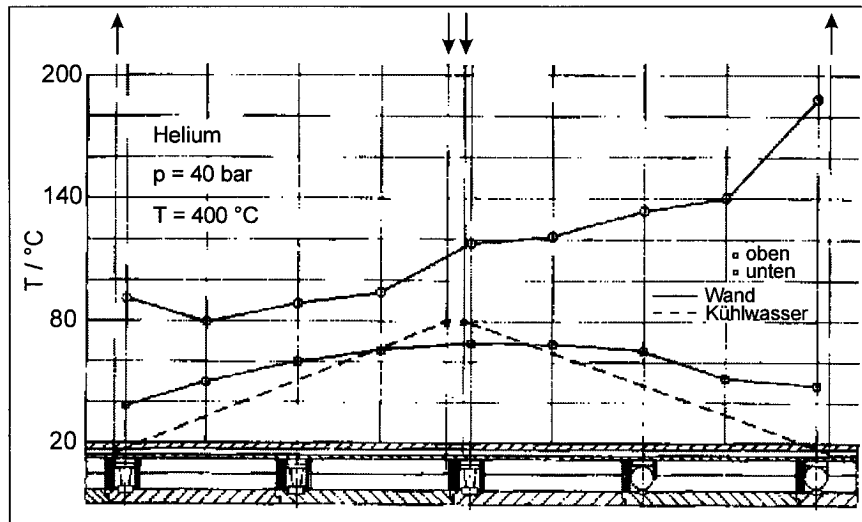
**Abbildung 88: Keramische Isolierung**

Außenseite wurden Cerablanketmatten und Folien mit einem Spannblech, ebenfalls aus 1.4541, auf eine mittlere Dichte von etwa  $180 \text{ kg/m}^3$  verdichtet. Die benutzte Spannvorrichtung entsprach der bereits beschriebenen. Sie ermöglichte ein dichtes Anliegen der äußeren Matten an das Tragrohr und auch eine spätere Demontage. Die Zentrierung der Gasführungsrohre gegenüber dem Tragrohr übernahmen vier gleichmäßig über den Umfang verteilte Kugeln aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Je zwei um  $180^\circ$  versetzte Stützelemente, ebenfalls aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , sorgten für eine axiale Fixierung der Gasführungsrohre gegenüber dem Tragrohr. Die im Bild dargestellte Kugel ist um  $45^\circ$  versetzt gezeichnet.

Für die Messungen der Wärmeverluste standen vier Schüsse von je 1000 mm Länge zur Verfügung. An beiden Enden waren kürzere Abschnitte zur Anpassung an das insgesamt 6000 mm lange Druckrohr montiert. Zwei Achsschnitte wurden mit Thermoelementen zur Messung der Temperaturprofile in vier Sektoren versehen. Weitere Thermoelemente wurden an ausgesuchten Stützelementen befestigt. Nach dem Einbau der Isolierung in das Tragrohr wurde der gesamte Aufbau in das Druckrohr, dessen Innendurchmesser 1160 mm betrug, geschoben und an beiden Enden im Flanschbereich befestigt. Der große Spalt zwischen Druck- und Tragrohr von 25 mm gestattete die Montage zahlreicher Thermoelemente auf einem Feld des Tragrohres. Über eine Länge von 1140 mm wurden insgesamt 28 Thermoelemente in vier radialen Positionen zur Ausmessung der Temperaturen im Bereich der Stoßfugen benachbarter Gasführungsrohre und der Stützelemente sowie im ungestörten Bereich angebracht. Da das Druckrohr wegen zunächst geplanter Messungen in der KVK-Anlage keine äußeren Kühlsysteme aufwies, sollten die ersten Messungen im HD-Kanal ebenfalls ohne äußere Zwangskühlung durchgeführt werden. Zur Bestimmung der Rohrwandtemperaturen wurden 22 Thermoelemente, vornehmlich oben und unten, angebracht. Nach ersten Messungen mit Helium zeigte sich jedoch, daß nicht abgedichtete Bohrungen im Tragrohr zu unerwartet hohen Wärmeverlusten und Rohrwandtemperaturen geführt hatten. Die wegen eines Schadens am Gebläsemotor erzwungene Stillstandzeit wurde zu einer Nachbesserung der Isolierung genutzt, d. h. die undichten Stellen wurden abgedichtet. Außerdem wurden Kühlsegmente, die eine Neuentwicklung darstellten, montiert, die die Erfassung der Wärmeverluste

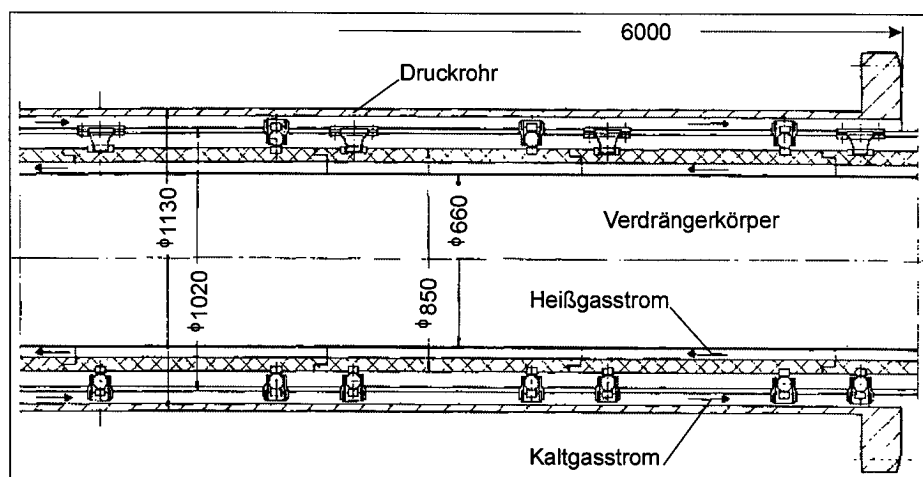
in vier Sektoren ermöglichten. Die Montage der speziell für dieses Rohr gefertigten Segmente machte die Demontage der zunächst auf dem Druckrohr angebrachten Thermolemente und ein Neuanbringen auf den Kühlsegmenten notwendig.

In Abbildung 89 sind Druckrohr- und Kühlwassertemperaturen über die Länge der Isolierung dargestellt. Deren Aufbau ist schematisch angedeutet. Infolge freier Konvektion, trotz eingewickelter Folien immer noch vorhanden, kam es im oberen



**Abbildung 89: Wand- und Wassertemperaturen**

Sektor zu Wandtemperaturen von bis zu 190 °C im hinteren Bereich. Die untere Seite dagegen wies nur Temperaturen zwischen etwa 40 °C und 70 °C auf. Da nur Kühlwasserein- und -austrittstemperaturen gemessen wurden, lagen lediglich die Eckpunkte fest, die durch gestrichelte Geraden miteinander verbunden sind. Eine Verkleinerung des Spaltes zwischen Druck- und Tragrohr hätte zu einer Verbesserung des Isolationsverhaltens geführt.

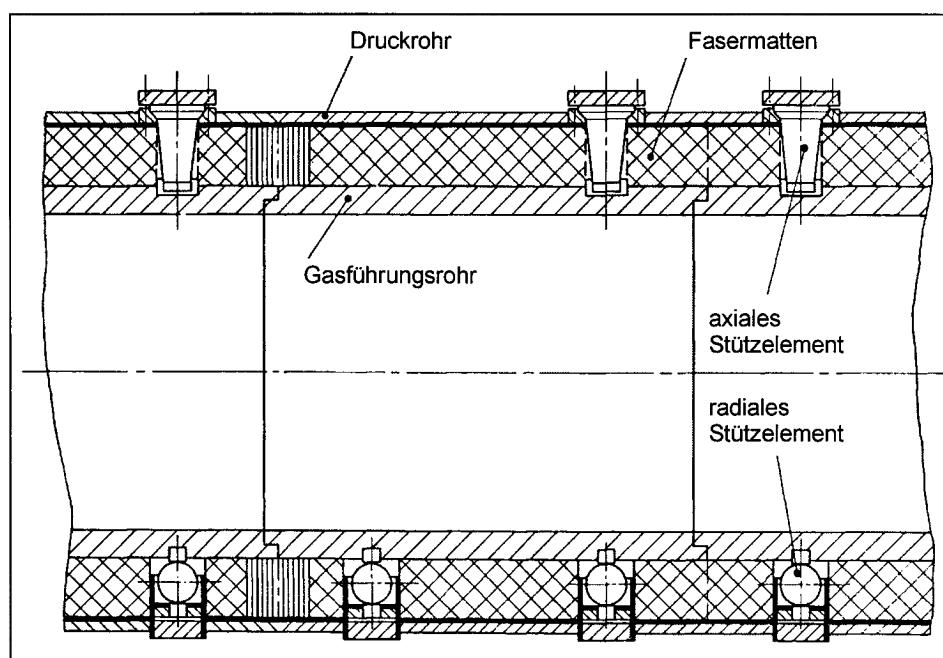


**Abbildung 90: Primärgasleitung (keramisch)**

Auf der Basis dieser Ergebnisse wurde von INTERATOM für die Primärgasleitung nach Jansing [JAN84] die in Abbildung 90 dargestellte Konstruktion entwickelt. Als Änderung gegenüber Abbildung 88 wurden bei dieser Version an beiden Enden der

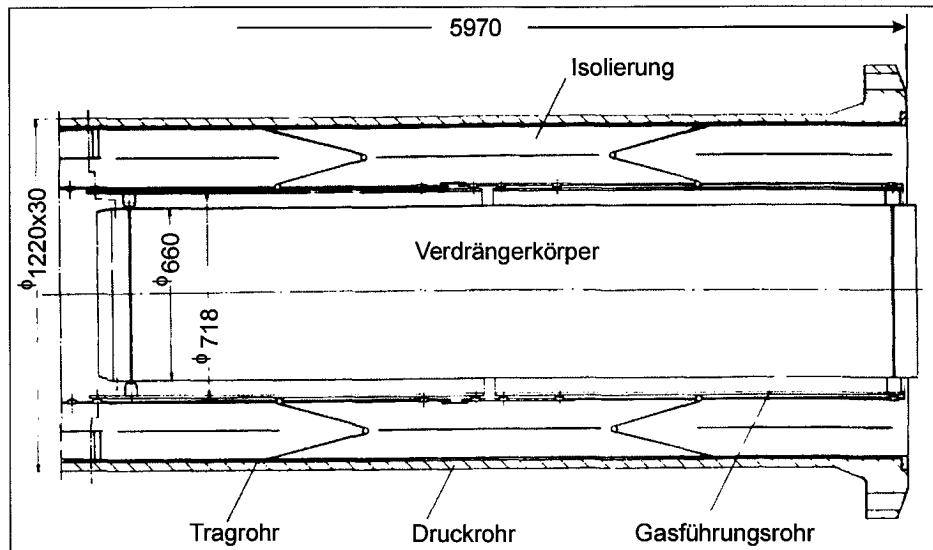
Gasführungsrohre, die aus Graphit hergestellt werden sollten, keramische Abstandhalter vorgesehen. Damit sollte im Fall von Erdbeben eine ausreichende Dämpfung der Rohre gewährleistet werden. Die anderen Materialien entsprachen denen der zuletzt vorgestellten Isolierung. Diese Isolierung sollte in der KVK-Anlage untersucht werden. Zur Erhöhung der Gasgeschwindigkeit war ein Strömungsverdränger vorgesehen. Das heiße Gas durchströmte dabei den Spalt zwischen Verdränger und Gasführung, das kalte den Spalt zwischen Trag- und Druckrohr.

Der in Abbildung 91 nach [BRÖ84b] dargestellte Ausschnitt zeigt einen Teil dieser Isolierung mit Tragrohr; Druckrohr und Kaltgasspalt fehlen. Die keramischen Stützelemente wurden von außen durch Bohrungen in der Wand des metallischen Tragrohres eingesetzt. Als Fasermaterial war Saffil für den gesamten Bereich vorgesehen. Graphitfolien dienten als radiale Konvektionsbarrieren.



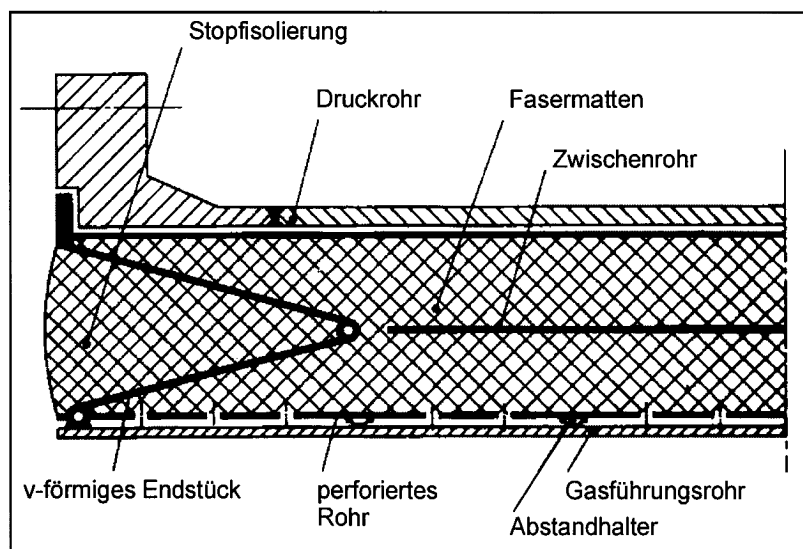
**Abbildung 91: Primärgasleitung (Ausschnitt)**

Für die sekundäre Leitung war INTERATOM, wie von Jansing [JAN84] und Klas [KLA84b] beschrieben, wieder auf eine Konstruktion mit metallischem Liner zurückgekommen, siehe Abbildung 92. In seinen radialen Abmessungen mit dem Außendurchmesser des Druckrohres (15Mo3) von 1220 mm und dem Linerinnendurchmesser von 700 mm entsprach der Testschuß PNP-Bedingungen. Die Isolierung war auf ein Tragrohr montiert worden. Entsprechend früheren Erfahrungen hatte man für die Innenseite Saffil-, für die Außenseite Cerablankeffasern verwendet. Die entsprechenden Faserdichten betragen  $160 \text{ kg/m}^3$  und  $130 \text{ kg/m}^3$ . Mit einem dünnwandigen Zwischenblech waren beide Faserschichten voneinander getrennt. Das Gasführungsrohr aus Incoloy 800, in einer anderen Quelle wird von Inconel 617 gesprochen, war über v-förmige Abstandhalter gegenüber dem Tragrohr fixiert. Diese Abstandhalter schlossen den Isolationsraum in axialer Richtung gasdicht ab. Sie waren, wie das Bild zeigt, nicht an den Enden des Innenliners befestigt. Die einzige Öffnung befand sich an der Dehnfuge des Innenliners. Zwischen Liner und Isolierung sorgte ein gelochtes Rohr für den erforderlichen Druckausgleich. Die Schiebestelle des Gasführungsrohres war mit  $\text{ZrO}_2$ , das mit Yttrium stabilisiert war, beschichtet.



**Abbildung 92: Sekundärgasleitung (metallisch)**

Nähere Details für die linke Seite dieses Testobjektes sind nach [BRÖ84b] et al. in Abbildung 93 dargestellt. Die Endstücke waren an den Enden von Tragrohr und Innenliner befestigt. Der Einbau des entstandenen Einschubs in das Druckrohr erfolgte



**Abbildung 93: Sekundärgasleitung (Ausschnitt)**

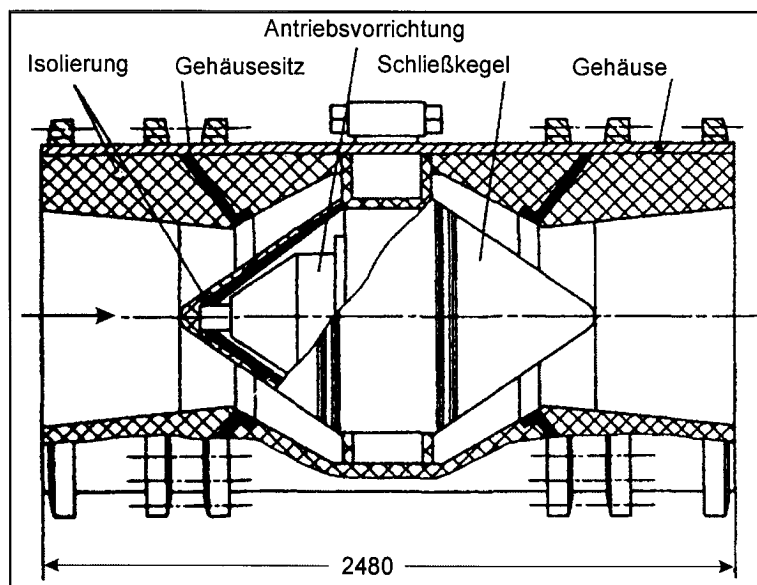
mit einer Verschraubung an den Flanschen. Wegen thermischer Dehnungen zwischen Gasführungsrohr und Lochzylinder waren Reibscheiben aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  als Abstandhalter eingesetzt worden. Die Räume in der Nähe der v-förmigen Endstücke im Flanschbereich mußten von Hand gestopft werden. Diese Isolierung war auch für Krümmer und Kompensatoren vorgesehen. Zur Isolierung von Kompensatoren sollten allerdings ringförmige Fasermatten zur Ausnutzung ihrer Elastizität eingesetzt werden. Thermische Untersuchungen an einem gestopften Angular-Kompensator sind von Lang, Klas und Schumacher [LAN82] beschrieben.

Über Untersuchungen in der KVK-Anlage an dieser Isolierung berichten Klas [KLA84b] sowie Stehle und Klas [STE84]. Die festgelegte Wärmeleitfähigkeit wurde

deutlich unterschritten. Die Wärmeverluste lagen 70 % unter den Auslegungsrechnungen. Somit war die Brauchbarkeit der Komponente nachgewiesen.

Weitere Arbeiten an Großkomponenten, die mit Isolierungen ausgekleidet waren, und zusammenfassende Untersuchungen an diesen Komponenten, vornehmlich in der KVK-Anlage, werden im folgenden kurz erwähnt, ohne im Detail auf sie einzugehen. Mendte und Maus [MEN84], Stausebach [STA84] sowie Klas [KLA84c] beschreiben Planungsanforderungen an einen Zwischenwärmetauscher und Heißgasleitungen. Über Betriebserfahrungen mit Rohrleitungen, die bei hohen Heliumtemperaturen in einer Anlage zur Kohlevergasung eingesetzt waren, haben Kirchhoff und van Heek [KIR85] berichtet. Eine Zusammenfassung der von INTERATOM entwickelten und zum Teil getesteten Isolierungen für Hochtemperaturheißgasleitungen findet sich bei Dumm, Klas und Stausebach [DUM85]. Exner [EXN84] gibt eine ausführliche Beschreibung des von der Balcke-Dürr AG entwickelten 10 MW-Wärmetauschers wieder. Neben der Entwicklung neuer Komponenten spielte aber auch die Entwicklung neuer Werkstoffe eine große Rolle, siehe Burger [BUR84], der neue Hochtemperaturmaterialien für Isolierungen der Didier-Werke vorstellt. Graphitwerkstoffe und faserverstärkte Kohlenstoffe der Firma Sigri für den Einsatz in Heißgasführungen werden von Janßen und Persicke [JAN84a] sowie Böder, Gruber und Popp [BÖD84] beschrieben.

Ein von der Firma Klinger in Zusammenarbeit mit der KWU entwickeltes Axialventil ist nach Kruschik und Berdan [KRU84a] sowie Kruschik und Hiltgen [KRU84b] in Abbildung 94 dargestellt. Das etwa 4200 kg schwere Ventil war für einen Leitungsdurchmesser von 800 mm, einen Druck von 51 bar und eine Temperatur von 900 °C



**Abbildung 94: Axialventil**

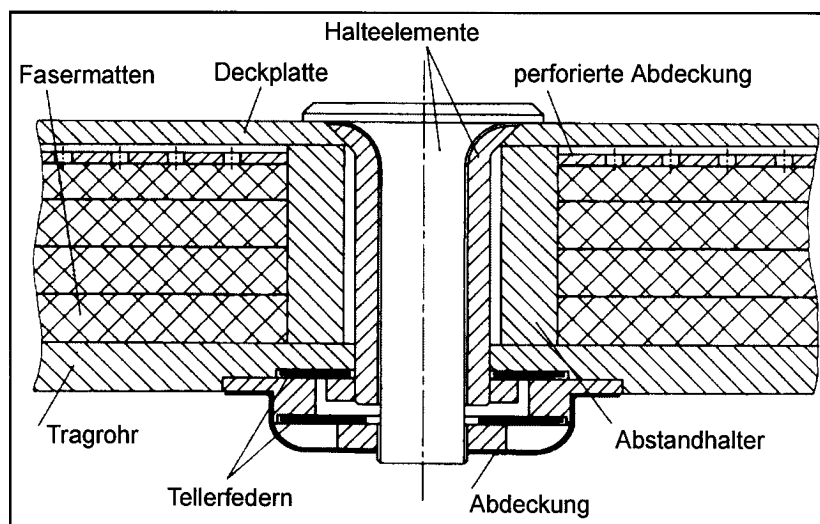
vorgesehen. Die maximale Schließzeit betrug 15 s. Es war als Doppelventil mit Sperrgasaufladung zwischen den beiden Schließkegeln ausgelegt worden. Bei einer plötzlichen Druckabsenkung infolge eines Störfalls erfolgte selbsttätiges Schließen infolge der auftretenden Druckdifferenzen. Die Leckrate sollte einen Wert von 0,1 mbar/s nicht überschreiten. Dieser niedrige Wert konnte dadurch erreicht werden, daß alle Antriebselemente innerhalb des thermisch isolierten Gehäuses angeordnet waren. Die Isolierung bestand aus mit metallischen Linern gefaßten Vakuumformtei-

len am Ein- und Auslauf und am Ringkanal aus ohne Liner zusammengesetzten Formteilen. Über Versuche in der ADI-Anlage berichten Henßen, Mauersberger und Kruschik [HEN86].

Im folgenden werden zwei Konstruktionen auf Deckplattenbasis der Firma HRB beschrieben. Die erste Version war als Wärmeschutzsystem für einen Spannbetonbehälter, die zweite zur Auskleidung einer Heißgasleitung vorgesehen.

Bolzen und Deckplatten der Behälterisolierung bestanden aus St37 bzw. 15Mo3. Das Druckrohr aus dem Leitungssystem der HHV-Anlage, das für die vorgesehenen Untersuchungen hergerichtet werden mußte, machte eine Änderung der zunächst quadratischen 8 mm dicken Deckplatten erforderlich. Die Kantenlängen wurden mit 600 mm und 400 mm den Abmessungen des Rohres angepaßt. Über den Umfang des Rohres wurden acht Bolzen benötigt. Als Isolationsmaterial wurde Cerablanket verwendet. Insgesamt sechs Faserlagen wurden nach dem Verspannen der Deckplatten über die Bolzen auf eine mittlere Dichte von  $200 \text{ kg/m}^3$  und eine Dicke von 100 mm verdichtet. Die unter den Deckplatten benötigten Dichtfolien überlappten sich. Sie verhinderten Staubaustag und dienten zudem als Konvektionssperre. In Anlehnung an die Isolierung für den THTR war jede Deckplatte zentral mit einem an der Behälterwand angeschweißten Gewindebolzen verschraubt. Die Isolierung wurde von Monteuren der englischen Lieferfirma Darchem in der KFA eingebaut. Die Leistung der elektrischen Heizung für die vertikal stehende Versuchsanordnung betrug 139 kW. Messungen waren im IRB durchgeführt worden. Mit Helium wurden Temperaturen von bis zu  $600 \text{ °C}$  erreicht. Der maximale Druck betrug 55 bar. Da die Arbeiten im IRB nicht weitergeführt werden konnten, wurden die Meßreihen auch nicht ausgewertet, so daß keine veröffentlichten Ergebnisse vorliegen.

Abbildung 95 zeigt einen Ausschnitt einer weiteren von HRB entwickelten Isolierung mit Deckplatten. Diese Isolierung sah Fasermatten mit einem hohen Anteil von Aluminiumoxid vor. Deckplatten bildeten den Abschluß auf der Innenseite. Barrieren



**Abbildung 95: Deckplattenisolierung**

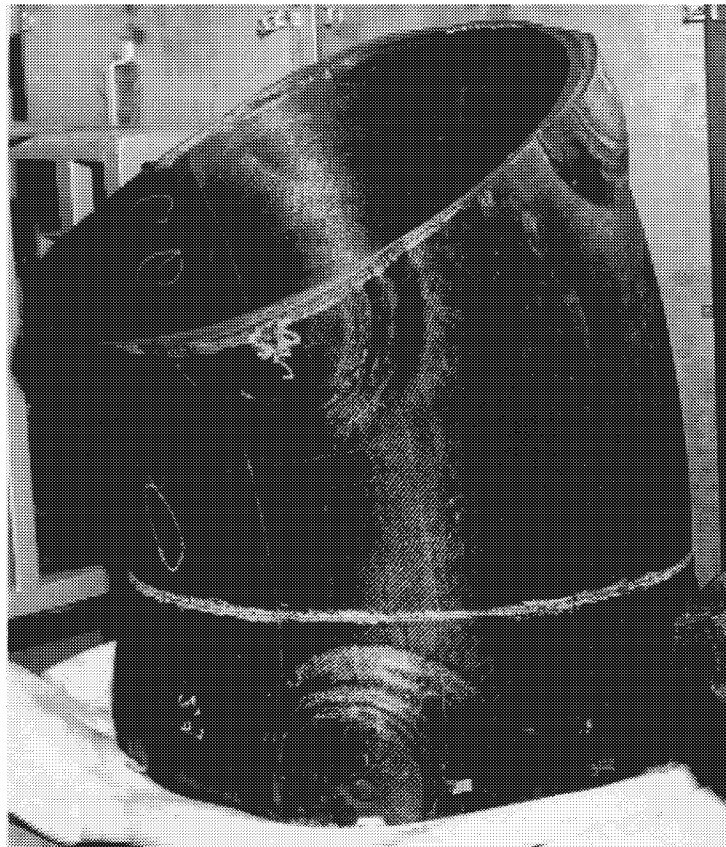
zwischen den Matten sollten eine axiale und radiale Durchströmung verhindern, siehe Bröckerhoff et al. [BRÖ84b]. Der Spalt zwischen Deckplatte und perforierter Abdeckung war für die erwartete Druckentlastungsgeschwindigkeit von 2 bar/s erforder-



bestellt. Lieferant des Druckkörpers mit den Kühlsystemen war die Firma Gessner in Untereschbach. Als Werkstoff für die Gasführung wurde Carbon Fibre Composite (CFC), zuvor bei der Vorstellung der Teststücke für gerade Rohrleitungen genannt, gewählt. Aus Montagegründen mußte eine Dreiteilung vorgenommen werden.

Ein- und Auslauftteile, im Bild mit 1 und 3 bezeichnet, wiesen zur Anpassung an den metallischen Druckkörper kurze zylindrische Stücke auf. Je vier keramische Kugeln aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  am Ein- und Auslauf, ebenfalls angedeutet, übernahmen die radiale Fixierung der Gasführungsstücke gegenüber dem drucktragenden Teil. Drei Stützelemente aus demselben Material, die in der  $45^\circ$ -Ebene angeordnet waren, stellten den Festpunkt in Achsrichtung dar. Die Verbindung zweier CFC-Teile miteinander erfolgte jeweils mittels vier über den Umfang verteilter Laschen, die verstiftet waren. Aus Festigkeitsgründen waren im Bereich der Abstandhalter und Laschen jeweils Aufdickungen erforderlich geworden, die etwa 37 mm betrug. Die Wandstärke der von der Firma Sigri gefertigten Gasführungen in den anderen Bereichen betrug 10 mm.

Abbildung 97 zeigt das Gasführungsrohr eines Segmentes nach Anlieferung. Die Montage wurde zusammen mit der Firma INTERATOM im IRB der KFA durchgeführt. Auf die CFC-Teile wurden Saffilmatten aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  zusammen mit Graphitfolien aufgewickelt. Diese Folien hatten die Aufgabe, freie Konvektion zu verringern oder sogar zu verhindern. Den äußeren Abschluß stellte ein Blechmantel dar, mit dem die Matten verdichtet worden waren. Die drei auf diese Weise fertiggestellten Segmente



**Abbildung 97: CFC-Gasführung für  $90^\circ$ -Bogen**

wurden dann axial und radial im Druckkörper, der seitens KFA bereitgestellt worden war, fixiert. Der verbleibende Spalt zwischen Spannblech und Druckkörper mit einer Weite von etwa 25 mm wurde anschließend mit einer Faserschnur zugestopft. Somit sollte eine Durchströmung verhindert werden. Auf die Darstellung weiterer Details wird aus Gründen der Vereinfachung verzichtet. Alle innen verwendeten Teile waren von INTERATOM zur Verfügung gestellt worden. Während der Montage waren Thermoelemente aus Incoloy 800 – die Isolierung sollte später in der KVK-Anlage getestet werden – auf der Innen- und Außenseite der Gasführung, im Bereich der Stoßstellen, an einigen Abstandhaltern, am Blechmantel und innerhalb der Fasern angebracht worden. Im Bereich der beiden Flansche waren Drahtgewebe aus rostfreiem Stahl verwandt worden, die den Austrag von Fasermaterial aus der Testkomponente verhindern sollten.

Entsprechend früheren Untersuchungen im HD-Kanal wurden zunächst Versuche mit Luft, anschließend mit Helium durchgeführt. Bei den Temperaturstufen von 100 °C, 200 °C und 300 °C wurden jeweils Drücke von etwa 39 bar, 19 bar, 9 bar und 4 bar eingestellt. Während der Versuche bei den genannten Parametern waren keine Anzeichen irgendwelcher Veränderungen im Isolationsverhalten deutlich geworden. Während des folgenden Versuchs bei einem Druck von 39 bar und einer Temperatur von 400 °C erwies sich die Heizleistung, die nur 300 kW betrug, als zu hoch, da die Gastemperaturen ständig anstiegen. Die Druckregelung des Kanals war inzwischen von Automatik- auf Handregelung umgestellt worden. Ein Versuch, die Heizleistung völlig herunterzufahren, hatte keinen Erfolg, da die Gastemperaturen weiter stiegen. Sie hatten in der Zwischenzeit Werte von etwa 430 °C erreicht. Außerdem sprach das Sicherheitsventil immer häufiger an, d. h. der Druck im Kanal nahm ebenfalls zu. Zur Entlastung der Kanalwände war der Gasdruck über den Schnellablaß auf 33 bar abgesenkt worden. Mit Hilfe des Bypaßkühlers wurde das Gas dann rasch auf normale Betriebswerte abgekühlt. Der starke Anstieg der Gastemperaturen hatte etwa 33 Minuten gedauert. Die Auswirkungen auf die Testkomponente – am Gasführungsrohr wurden ebenfalls Temperaturen von 430 °C erreicht – zeigten sich erst nach einer zeitlichen Verzögerung. Da in einem Kühlsystem auf der Außenseite des Druckkörpers Verdampfungstemperatur erreicht worden war, mußte von einer starken Schädigung der Innenisolierung ausgegangen werden. Der Ausfall zahlreicher Thermoelemente auf der Innenseite der Isolierung wies ebenfalls auf einen Schaden hin. Um die Sicherheit des Betriebspersonals nicht zu gefährden und die Versuchseinrichtung in einen sicheren Betriebszustand zu bringen, wurde der Kanal umgehend abgefahren.

Die nach der Demontage des Bogens sowie der Vor- und Nachlaufstrecken vorgenommene Besichtigung der Komponente zeigte, daß etwa 55 % der CFC-Teile teilweise oder völlig abgebrannt waren, siehe Abbildung 98. Dies entsprach etwa 1,5 Segmenten. Das Material war vornehmlich im Bereich der Aufdickungen und Bohrungen zur Befestigung der Thermoelemente weggebrannt. Geschmolzen war das Gewebe aus rostfreiem Stahl am Austritt. An den äußeren und unteren Seiten der Isolierung waren Teile der Saffilmatten zusammengebacken und teilweise von der Gasströmung ausgetragen worden. Die verbleibende Isolierung von etwa 1,5 Segmenten war unversehrt. Die Oberflächen dieser Teile wiesen noch die Struktur wie bei der Anlieferung auf. Kreidemarkierungen waren noch deutlich zu erkennen. Sogar die dort montierten Thermoelemente und ihre Halterungen waren noch funktionsfähig.



**Abbildung 98: Zerstörte Gasführung**

Auf Rückfrage beim Hersteller Sigri bezüglich beschränkender Einsatzbedingungen war keine Warnung, z. B. hinsichtlich der Versuchstemperaturen, ausgesprochen worden. Bei einer Diskussion mit Fachleuten über die Ursache der Schäden und die daraus zu ziehenden Konsequenzen war zunächst der Herstellungsprozeß erläutert worden. Die zerstörungsfreie Prüfung der Bauteile und Untersuchungen an Proben aus Überständen hätten keine Fehler aufgezeigt. Über jeden der zahlreichen Fertigungsschritte waren Abnahmeprotokolle erstellt worden. Die Bearbeitung der Teile in der mechanischen Werkstatt war ohne Schmiermittel erfolgt. Ascheanalysen für die Rohrteile und Aufdickungen hatten Verunreinigungen von 800 ppm bzw. 1200 ppm ergeben. Insgesamt konnte kein eindeutiger Grund für die Entzündung gefunden werden. Angaben über die untere Grenze, bei der sich das Material entzündet, waren nicht möglich. Eine lokale Überhitzung schied aus, da im HD-Kanal nicht mit heißen Gasstrahlen zu rechnen war. Als mögliche Ursachen wurden

- Schwankungen der Materialeigenschaften des komplexen keramischen Materials bezüglich der Struktur,
- Verunreinigungen des Materials,
- Einflüsse infolge der mechanischen Bearbeitung,
- katalytische Effekte infolge der Verunreinigungen und Kontakte mit metallischen Teilen, z. B. Thermoelementen, Schrauben und Halterungen, sowie

- Verunreinigungen aus dem HD-Kanal

genannt.

Trotz Übereinstimmung der Beteiligten und Wunsch der Projektpartner konnte keine neue Testkomponente gefertigt werden, so daß verlässliche Aussagen zum thermischen Verhalten eines auf diese Weise isolierten Bogens nicht möglich sind.

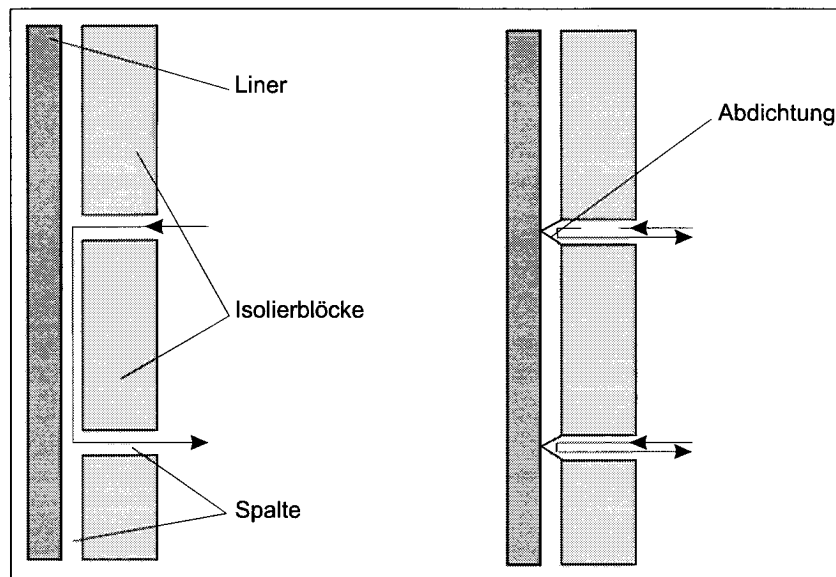
### 7.1.2.3 Festkeramikisolierungen

Bei den französischen Reaktoren EDF3, EDF4 und St. Laurent II bestanden die Isolierungen nach Tarbès und Menestrier [TAR67] aus Bimsbeton, dessen Hauptbestandteile Bimsstein von der Insel Lipari und Zement waren. Das Bimsgestein wurde zum Teil bereits im Steinbruch bearbeitet, getrocknet und gereinigt. Beim Aufheizen in der Fabrik mußte darauf geachtet werden, daß die Steine nicht übermäßig schrumpften. Nach einer Qualitätskontrolle wurden die Stoffe unter Zugabe von wenig Wasser miteinander vermischt, in hexagonale Formen gegossen und getrocknet. Die so erhaltenen Blöcke, die in diesem Stadium sehr bruchanfällig waren, wurden anschließend in Wasser bei einer Temperatur von 90 °C aufgeheizt. Nach der Trocknung erfolgte eine spezielle Behandlung über einen Zeitraum von etwa drei Wochen bei Temperaturen zwischen 250 °C und 300 °C. Wegen der Dampfbildung im Inneren und der damit verbundenen Spannungen verlangte diese Behandlung großes Geschick.

Ein großer Nachteil des Bimsbetons bestand darin, daß die erforderlichen Isolierdicken aus Festigkeitsgründen 600 mm betragen mußten, obwohl die abzubauenen Temperaturdifferenzen nur bei etwa 120 K lagen. Die Unterbringung der Dämmschichten im Reaktor erforderte eine Vergrößerung des Durchmessers um etwa 1 m. Dies hatte eine Erhöhung der Kosten zur Folge. Im Vergleich zu den vorstehend beschriebenen Folien- oder Faserisolierungen wies der Bimsbeton einen weiteren Nachteil auf. Aus Gründen der schon erwähnten nuklearen Reinheit hatte man beim EDF3 zwischen Isolierschicht und Innenraum des Reaktors eine dichte Haut angebracht. Bei EDF4 und St. Laurent II mußte jedoch aus Wirtschaftlichkeitsgründen zugunsten von Staubfiltern, dünnen Drahtsieben, darauf verzichtet werden. Trotz der Vorbehandlung enthielt der Bimsbeton einen Teil überschüssigen Wassers, das aber nicht vollständig ausgetrieben werden konnte. Ein großer Wasseranteil wurde vor allem von dem zum Abdichten von Fugen erforderlichen Mörtel in den Reaktor eingetragen. Da dieses Wasser vor Inbetriebnahme der Anlage aber nicht soweit beseitigt werden konnte, wie es zur Erzielung einer ausreichend trockenen Atmosphäre notwendig gewesen wäre, kamen bzw. kommen diese Bimsbetonisolierungen für Hochtemperaturreaktoren, bei denen ein hohes Maß von Reinheit erforderlich ist, nicht in Frage.

Die Entwicklungsarbeiten zur Nutzung des Bimsbetons bei höheren Temperaturen wurden fortgesetzt mit dem Ziel, seine Festigkeit zu erhöhen und somit kleinere Schichtdicken zu erreichen. Eine Möglichkeit wurde in der Verwendung von Bindemitteln, die bei Temperaturen bis 450 °C einsetzbar waren, gesehen. Dabei handelte es sich um Mittel auf Aluminatbasis und eines Granulats aus Tonerde. Die Wärmeleitfähigkeiten dieser Stoffe wurden bei einer mittleren Temperatur von 250 °C mit 0,4 W/(mK) angegeben. Als Nachteil war jedoch nach Dubois et al. [DUB69] das Schrumpfen unter Bestrahlung angesehen worden.

Nach [TAR67] ist in Abbildung 99 schematisch als Linerisolierung eine Anordnung von Blöcken angedeutet. Da sich die dazu gehörigen Angaben auf Versuche in der Anlage Megabidon beziehen, handelt es sich um Bimssteinblöcke, die, wie links im Bild zu erkennen, ohne jegliche Abdichtung aufeinander geschichtet vor den Liner



**Abbildung 99: Anordnung von Festkeramikblöcken**

gesetzt wurden. Die zwischen Liner und Blöcken vorhandenen Spalte bzw. die zwischen benachbarten Blöcken sind zur Verdeutlichung überdimensional gezeichnet. Laut Angaben der Autoren betragen Behälterhöhe und -durchmesser 6,1 m bzw. 2,6 m. Versuchsgas war Kohlendioxid. Bei einem Druck von 30 bar und einer Heißgastemperatur von 400 °C ergaben sich für die Anordnung links Gesamtverluste in Höhe von 30,8 kW bzw. eine effektive Wärmeleitfähigkeit von 0,6 W/(mK). Das nach oben gestiegene heiße und an der Außenwand abgekühlte Gas fiel in dem Spalt zwischen Liner und Blöcken nach unten. Zwischen den Blöcken konnte es wieder in den Innenraum eintreten, wie die Pfeile symbolisieren. Mit den rechts schematisch dargestellten Abdichtungen wurde der Wärmetransport deutlich reduziert. Die Wärmeverluste über die Spalte wurden mit 26,7 kW ermittelt, so daß sich für die Blöcke Verluste infolge reiner Wärmeleitung von 4,1 kW ergaben.

Ein für Hochtemperaturreaktoren durchaus in Frage kommendes Material stellte Kohlestein dar, wie der AVR-Kugelhaufenreaktor auf dem FZJ-Gelände gezeigt hat. Kohlestein ist ein Zwischenprodukt bei der Herstellung von Graphit. Ausgangsmaterial ist Petrolkoks, ein Rückstand bei der Ölgewinnung. Zunächst wird er geröstet, wobei verbliebene flüchtige Bestandteile entfernt werden, und dann gemahlen. Im Anschluß daran wird ein Bindemittel, z. B. pechartiger Kohlenwasserstoff, zugegeben. Die entstandene Masse wird dann durch Strangpressen zu sogenannten grünen Preßlingen verarbeitet. Die Preßlinge werden bei Temperaturen zwischen 1000 °C und 1500 °C verkoht. Dabei entweichen alle Kohlenwasserstoffe. Das Produkt dieses sinterartigen Vorgangs nennt man Kohlestein. Es ist hart und spröde. Der Kohlenstoff liegt im Kohlestein in amorpher Form vor. Er enthält etwa 3 % bis 5 % Asche. Während des Graphitierungsprozesses bei Temperaturen zwischen 2500 °C und 2800 °C orientieren sich die C-Atome zu Graphitkristallen. Die in Kohlepulver verpackten Blöcke werden zu diesem Zweck innerhalb von drei bis fünf Tagen auf die Kristallisationstemperatur aufgeheizt. Anschließend müssen sie langsam abgekühlt

werden. Wegen seiner im allgemeinen niedrigen Wärmeleitfähigkeit, verglichen mit Metallen, wird Kohlestein zur Ausmauerung von Hochöfen verwendet. Auch in der EVA-II-Anlage wurde er zur Isolation einer kurzen Verbindungsleitung eingesetzt.

Ein Hersteller war oder ist die Firma Sigr in Meitingen. Einige Angaben sind laut Firmenprospekt der Firma [SIG] in Tabelle 10 dargestellt. Die Dichten unterscheiden sich um fast 20 %. Dieser Unterschied hängt von der Porosität, nämlich der Gesamtporosität  $\epsilon_g$  und der scheinbaren Porosität  $\epsilon_s$ , ab. Hier betragen die Differenzen mehr als 40 %. Wie alle physikalischen Eigenschaften des Materials ist besonders die Wärmeleitfähigkeit vom verwendeten Ausgangsmaterial abhängig. Alle in der Tabelle angegebenen Werte wurden laut Herstellerangaben bei Umgebungstemperatur von 20 °C gewonnen. Angaben über die Art des Gases fehlen. Man kann aber davon ausgehen, daß die Messungen in Luft durchgeführt wurden. Das Material RUD-N weist den geringsten Wert auf. Der sehr hohe Aschegehalt von 8 % könnte nach Angaben des Herstellers je nach Vorbehandlung deutlich gesenkt werden. Hingewiesen

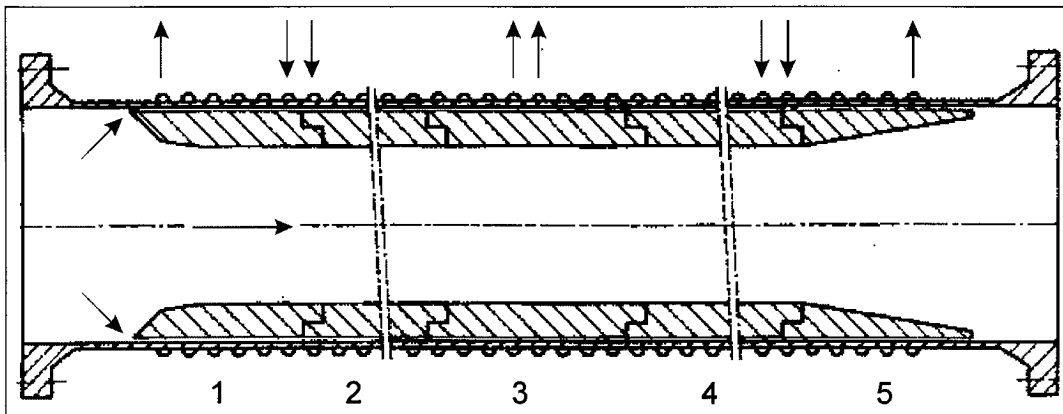
Bezeichnung	RUD-N	5 RUG-S	RDN-RM
Wahre Dichte $\rho_t$ / (kg/m <sup>3</sup> )	1880	2170	2050
Dichte $\rho$ / (kg/m <sup>3</sup> )	1530	1670	1440
Porosität $\epsilon_g$ / %	18,6	23	30
Porosität $\epsilon_s$ / %	16,7	15,5	29
Biegefestigkeit $\sigma_B$ / (N/mm <sup>2</sup> )	6,9	9,8	5,9
E-Modul / (N/mm <sup>2</sup> )	9218	7747	?
Ausdehnungskoeffizient $\alpha$ / (10 <sup>-6</sup> /K)	3,4	3,1	3,9
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ / (W/(mK))	2,9	34,8	8,12
Aschegehalt / %	8	0,3	0,6

**Tabelle 10: Daten einiger Kohlesteinsorten**

wird besonders auf den Wert der Biegefestigkeit  $\sigma_B$ , dessen halber Wert wegen fehlender Zugfestigkeit bei der Berechnung thermischer Spannungen in den Außenfasern von Ringen, wie von Bröckerhoff und Lang [BRÖ77b] beschrieben, zugrunde zu legen war.

Bei der Suche nach einer einfachen und kostengünstigen Lösung zur Auskleidung gerader Rohre bot sich dieses Material an. Die verwendete Konstruktion lehnte sich an einen Vorschlag von Felten vom CEA in Saclay [FEL73] an, der Ringe aus Masrock verwenden wollte. Der Versuchsaufbau samt Druckrohr und Isolierung ist in Abbildung 100 dargestellt. Die Strömungsrichtung des Kühlwassers ist eingezeichnet. Im Bild ist die Isolierung, die aus dem Kohlesteinmaterial RUD-N gefertigt war, angedeutet. Sie bestand aus insgesamt fünf Ringen, die mit einem geringen Untermaß gegenüber dem Innendurchmesser des Druckrohres gefertigt worden waren, siehe [BRÖ77b]. Ihr Außendurchmesser betrug 927 mm, der Innendurchmesser 627 mm. So ergab sich bei exakter Fixierung der Ringe zwischen Rohr und Ringen rechnerisch ein Spalt von 1,5 mm. Dieser Spalt war am ersten Ring nicht abgedichtet. Die beiden Pfeile deuten auf diesen Spalt hin. Der erste und letzte Ring dienten als Vor- bzw. Nachlauf. Zur Verringerung der Ein- bzw. Auslaufverluste waren sie abgeschrägt. Die mittleren drei Ringe 2, 3 und 4 waren zylindrisch. Sie stellten den Meßbereich dar. Aus diesem Grund lagen sie auch genau unter der angedeuteten

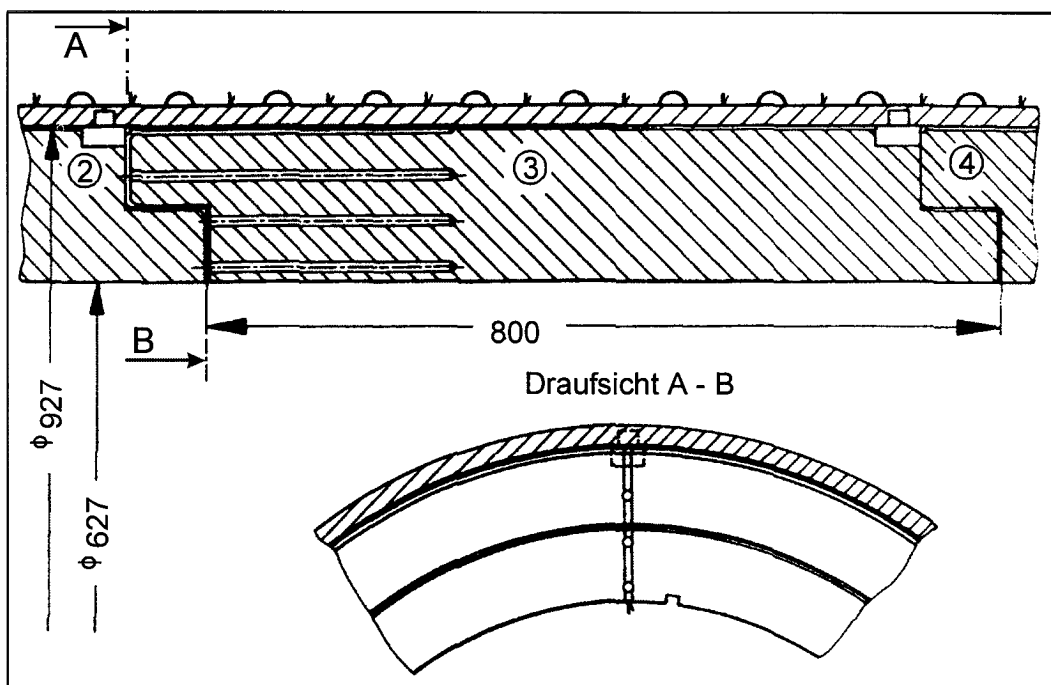
Wasserkühlung. Die Konstruktion enthielt, abgesehen von den Halterungen, keine metallischen Teile. Mit den vier Halterungen pro Schuß sollten die Kohlesteinringe gegen Verdrehen und Verschieben gesichert werden. Dazu wiesen die Ringe außen



**Abbildung 100: Kohlesteinisolierung**

eingefräste Aussparungen auf. Die Zapfen der Halterungen lagen in der Druckrohrwand. Diese Lösung war als notwendig angesehen worden, da auch Versuche in vertikaler Anordnung der Versuchsstrecke geplant waren und das Gesamtgewicht der Isolierung nicht nur auf der Halterung eines Ringes liegen sollte.

Nähere Details sind in Abbildung 101 dargestellt. Die Länge eines Ringes betrug 800 mm. Zur Vermeidung eines direkten Gasstroms in den Stoßfugen benachbarter Ringe von innen an das gekühlte Druckrohr sollten die Ringe an der kälteren, also äußeren Seite, fest aneinanderliegen. Innen dagegen war ein Dehnungsspalt von 1,5 mm notwendig. Jeder Kohlesteinring wies außen eine Eindrehung von 5 mm x

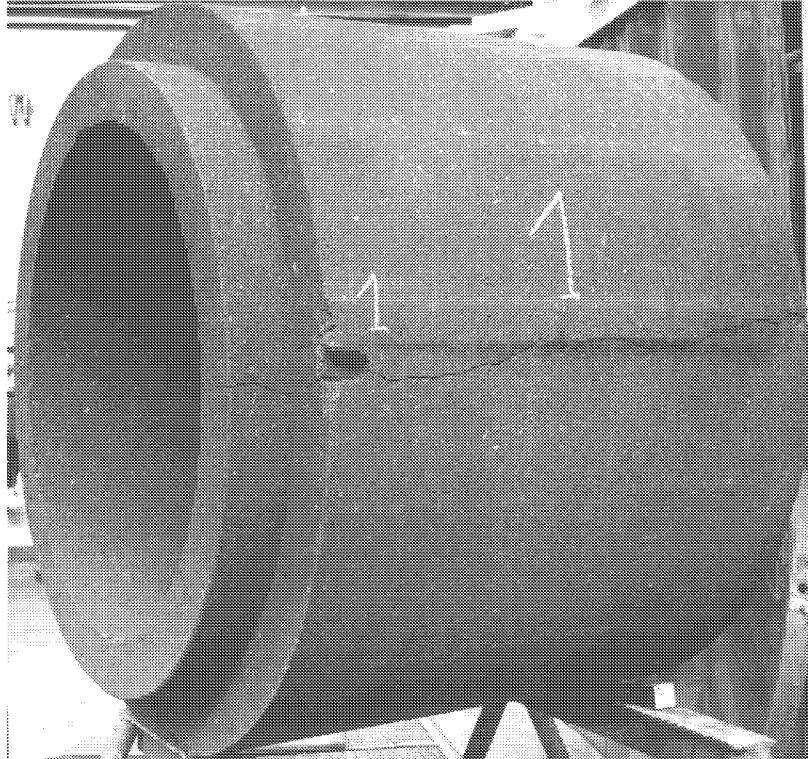


**Abbildung 101: Details der Kohlesteinisolierung**

5 mm auf, in die, falls erforderlich, eine Dichtung zur Verhinderung eines Bypassstroms zwischen Rohrwand und Kohlesteinringen hätte gelegt werden können. In der ersten Versuchsreihe fehlten diese Dichtungen bei allen Ringen. Der mittlere Schuß 3 wies zur Messung der Temperaturen in radialer Richtung Thermoelemente in den Sektoren oben, rechts, unten und links auf. Diese Thermoelemente saßen innerhalb des Rings in Stopfen aus Kohlestein. Die Bohrungen zur Aufnahme der Stopfen sind im Bild angedeutet. Auf der Außenseite des Rings 3 vorgesehene Thermoelemente wurden mit dem Kleber HS 40 befestigt. Die Meßleitungen aller Thermoelemente wurden in 3 mm tiefen und 6 mm breiten Nuten, wie ebenso zu erkennen, nach innen geführt. Von dort liefen sie in vier 6 mm tiefen und 10 mm breiten Nuten in Strömungsrichtung zu den Meßdurchführungen. Diese Nuten, die etwa 35 mm außermittig angebracht waren, und die Lage der Thermoelemente in der Isolierung sind in der Draufsicht A–B ebenfalls zu erkennen. Die weitere Instrumentierung entsprach der bereits früher vorgestellter Isolierungen.

Wegen der unerwartet schlechten wärmetechnischen Eigenschaften der Isolierung wird auf eine detaillierte Darstellung der Ergebnisse verzichtet. Die in Ring 3 gemessenen Temperaturen zeigten bei allen Gaszuständen fast lineare Temperaturverläufe. Druck und Geschwindigkeit hatten keinen Einfluß. In den Stoßfugen zwischen den Ringen kam es allerdings infolge axialer Durchströmung zu erhöhten Wärmetransporten an die gekühlte Rohrwand. Dies machte sich in deutlichen Temperaturspitzen bemerkbar. Die Folge waren stark unterschiedliche Wärmeverluste und Wärmeleitfähigkeiten in den verschiedenen Sektoren. Da die Spalte und Trennfugen ein großes Problem darstellten, bedurfte es weiterer Untersuchungen. In ihnen sollte u. a. die Wirksamkeit abgedichteter Spalte nachgewiesen werden. Im einzelnen wurden folgende Maßnahmen ergriffen bzw. Messungen durchgeführt:

- Die beiden ersten Ringe 1 und 2 wurden mit einer Teflonschnur gegen eine Durchströmung abgedichtet. Die Schnur wurde in die dafür vorgesehenen Nuten gelegt, [BRÖ77c]. Infolge thermischer Spannungen waren vier der fünf Ringe gerissen, wie von Bröckerhoff und Lang [BRÖ77d] beschrieben, siehe Abbildung 102. Zur Fortsetzung der Versuche wurden die Risse mit einem Kitt geflickt.
- Es wurden alle Ringe mit einer Teflonschnur abgedichtet, [BRÖ78b]. Auf diese Weise wurde eine deutliche Vergleichmäßigung der Wärmeverluste und Temperaturen erzielt. Die zuvor beobachtete Druck- und Geschwindigkeitsabhängigkeit konnte auf diese Weise weitgehend beseitigt werden.
- Die Isolierung wurde hohen axialen Druckgradienten unterworfen mit dem Ziel, die Wirksamkeit der Dichtungen zu überprüfen, [BRÖ78c]. Der Durchmesser des Strömungsverdrängers betrug 510 mm. Im verbleibenden Spalt wurden mit Luft Geschwindigkeiten von 45 m/s, mit Helium von 62 m/s erreicht. Dies bedeutete einen maximalen Druckabfall über die Länge eines Ringes von 0,005 bar. Wegen der Korrosionsgefahr wurde bei Verwendung von Luft die Heißgastemperatur auf 300 °C begrenzt.
- Die Isolierung wurde bei vertikaler Anordnung in quasi ruhender Atmosphäre unter Verwendung einer elektrischen Heizung Temperaturen bis 570 °C ausgesetzt, [BRÖ80b]. Die Druckabhängigkeit der Wärmeverluste, die bis zu 12000 W/m<sup>2</sup> betragen, war gering.

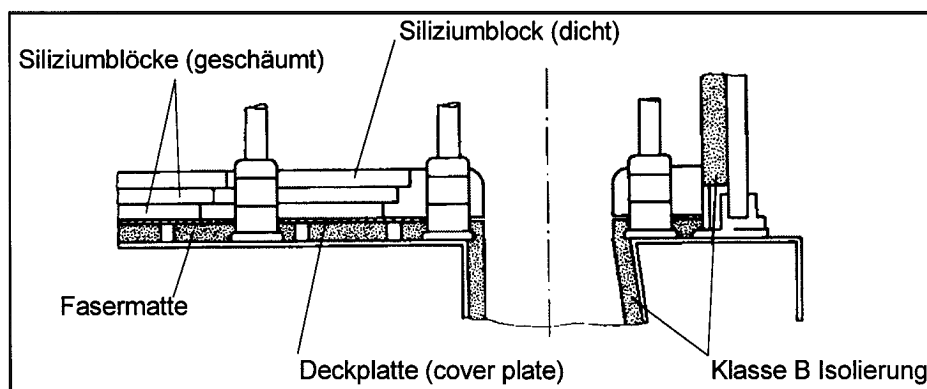


**Abbildung 102: Kohlesteinring mit Riß**

Aufgrund dieser Erfahrungen – notwendige paßgenaue Fertigung, entstehende Spalte mit der Gefahr von Zwangsdurchströmungen und Empfindlichkeit gegenüber thermischen Spannungen – wurde auf vollkeramische Isolierungen verzichtet. Der Aufwand zur Beseitigung der Schwierigkeiten wäre zu hoch gewesen.

#### 7.1.2.4 Kombinationen

Jones und Brislin [JON74] geben eine zusammenfassende Darstellung zu Arbeiten an thermischen Isolierungen für den Reaktor Fort St. Vrain. Bei Normalbetrieb floß das Helium abwärts, traf unten auf die Klasse C-Isolierung des Bodens und strömte dann radial nach außen in die zwölf Dampferzeugerleitungen. Die mittlere Temperatur des Heißgases war mit 776 °C festgelegt. An der Oberseite der Isolierung konnten allerdings lokale Heißgasstrahlen von bis zu bis 1100 °C auftreten. Zum Schutz der Wände vor den hohen Temperaturen wurde daher die in Abbildung 103 gezeigte



**Abbildung 103: Isolierungen des Fort St. Vrain**

Isolierung für diesen Bereich entwickelt, links im Bild zu erkennen (Klasse C). Auf eine Lage Fasermatten mit Deckplatten wurden drei 75 mm dicke Blöcke aus Masrock geschichtet. Masrock, aus Silizium bestehend, bot gute Möglichkeiten als thermischer Isolator. Es ist beständig gegenüber thermischen Schocks und weist mit  $0,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  einen sehr geringen Ausdehnungskoeffizienten auf, so daß zwischen den einzelnen Blöcken keine Dehnspalte erforderlich waren. Somit konnten erzwungene Strömungen zur kalten Wand ausgeschlossen werden. Als weiterer Vorteil wurde die geringe Wärmeleitfähigkeit von etwa  $0,7 \text{ W/(mK)}$  angesehen, siehe Hosegood und Jones [HOS74]. Weitere Hinweise finden sich bei Hedgecock und Patriarca [HED74], die sich ausführlich mit den beim Fort St. Vrain eingesetzten Werkstoffen beschäftigt haben. Die im Bild dargestellten Qualitäten wiesen Dichten von  $800 \text{ kg/m}^3$  und  $1922 \text{ kg/m}^3$  auf, [JON75]. Die oberste, aus dichtem Material bestehende Lage war aus Festigkeitsgründen und wegen der Beständigkeit gegenüber Erosion gewählt worden. Aufgrund größeren Feststoffanteils war die Wärmeleitfähigkeit höher als die der beiden anderen Schichten, für die ein poröseres und damit leichteres Material vorgesehen war. Als Nachteil ist auch hier die Rekristallisation mit der Folge einer Volumenvergrößerung bei Temperaturen oberhalb von  $1000 \text{ °C}$  anzusehen.

Nakase et al. [NAK84] beschreiben eine Isolierung aus metallischen Folien und keramischen Fasern für eine Koaxialleitung und Untersuchungen im Rahmen des japanischen Programms. Die Experimente wurden in dem Heliumloop KH-200 der Firma Kawasaki Heavy Industries (KHI) bei Drücken und Temperaturen bis 40 bar und  $1000 \text{ °C}$  durchgeführt. Die Massenströme wurden zwischen  $0,1 \text{ kg/s}$  und  $0,2 \text{ kg/s}$  variiert. Die auf der Innenseite der Isolierung verwandten metallischen Teile bestanden aus Inconel 600. Eingesetzt wurden 32  $0,05 \text{ mm}$  dicke Folien. Die Dicke der Folienisolierung, die der bereits vorgestellten Darchemisolierung mit Z-Stücken usw. entsprach, betrug  $25,3 \text{ mm}$ . Für die äußere  $44,5 \text{ mm}$  dicke Faserisolierung mit V-Stücken wurde Kaowool mit einer Stopfdichte von  $300 \text{ kg/m}^3$  gewählt. Die gemessenen Temperaturen und Wärmeflüsse waren in Übereinstimmung mit berechneten Werten.

## **7.2 Druckentlastung**

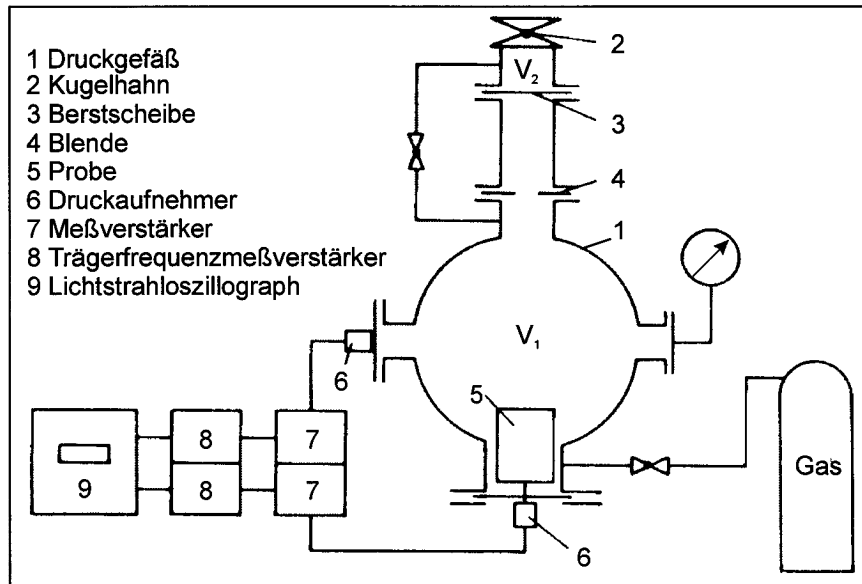
Die Untersuchungen zur Druckentlastung waren bei weitem nicht so umfangreich wie die auf dem Gebiet der Wärmetechnik. Dies mag vor allem an den zahlreichen Arbeiten zur Entwicklung von Behälterisolierungen liegen, die aufgrund ihrer Größe und zahlreichen Öffnungen im allgemeinen nicht sehr hohen Druckentlastungsgeschwindigkeiten unterworfen waren. Dies gilt im übrigen auch für die Arbeiten zur Entwicklung von Heißgasleitungen für PNP-Anwendungen. An die Isolierungen für Rohre in HHT-Anlagen wurden allerdings sehr viel höhere Anforderungen gestellt. Daher befassen sich die folgenden Darstellungen auch vornehmlich mit Untersuchungen für Direktkrisenanlagen. Sie entsprechen allerdings nicht der zeitlichen Reihenfolge der durchgeführten Untersuchungen.

### **7.2.1 Ausschnitte aus Isolierungen**

Erste Untersuchungen waren, soweit bekannt, an metallischen Folienisolierungen in Frankreich und Ispra/Italien durchgeführt worden. In der zur Verfügung stehenden Literatur ist wenig über Messungen an anderen Stellen bekannt. Es gibt nur einige Hinweise auf experimentelle Untersuchungen. Die Arbeiten in Ispra dienten als Grundlage für die im folgenden vorgestellten eigenen Messungen an Ausschnitten

von keramischen Materialien, die z. B. als Gasführungsrohre hätten verwendet werden können.

Abbildung 104 zeigt nach Bröckerhoff [BRÖ74b] den Versuchsstand schematisch. Hauptkomponente war ein früher benutzter Autoklav 1 mit dem Volumen  $V_1$ , der für einen Druck von etwa 100 bar ausgelegt war. Die beiden Volumina  $V_1$  und  $V_2$  waren

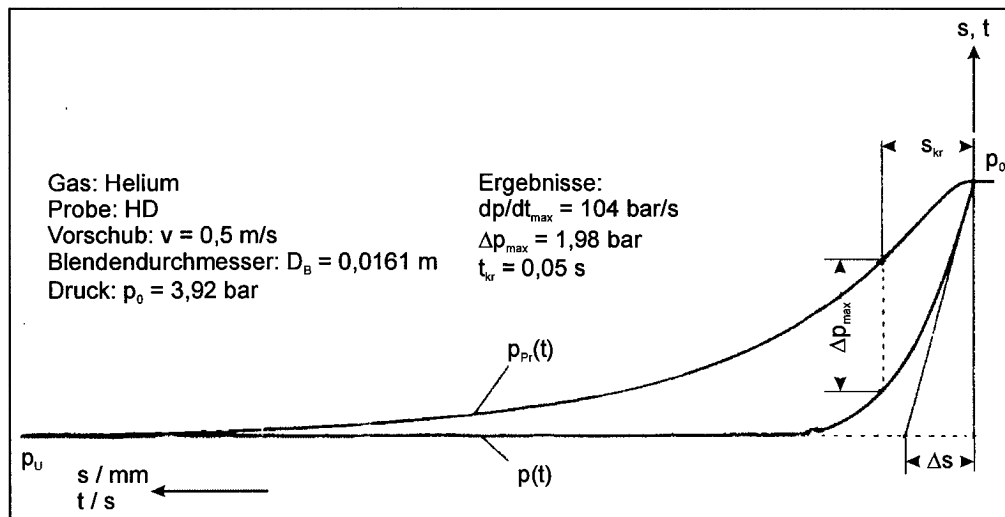


**Abbildung 104: Druckentlastungsversuchsstand**

durch eine Berstscheibe 3 voneinander getrennt. Wurde nach dem Füllen beider Gasräume auf den Anfangsdruck  $p_0$  der Kugelhahn 2 geöffnet, riß die Berstscheibe infolge des anstehenden Überdrucks im Volumen  $V_1$ , und das Gas konnte mit definierter Ausströmgeschwindigkeit durch den Querschnitt der Blende 4 ausströmen. Die beiden Druckverläufe im Behälter und in der unten angeordneten Probe 5 wurden nach Verstärkung der Signale der Druckaufnehmer 6 über Meßverstärker 7 und Trägerfrequenzmeßverstärker 8 mittels eines Lichtstrahloszillographen 9 aufgezeichnet. Wegen der höheren Schallgeschwindigkeit diente meistens Helium bei Umgebungstemperatur als Versuchsgas. Bei vier Druckstufen wurden je fünf Durchflußblenden eingesetzt. Damit konnte ein weites Parameterfeld abgedeckt werden. Der Gasdruck wurde mittels eines Druckmanometers eingestellt. Wegen des beim Reißen der Berstscheibe entstehenden Knalls war der maximale Anfangsdruck  $p_0$  auf 12 bar festgelegt worden. Die zylindrischen Proben – Durchmesser  $D$  75 mm, Höhe  $H$  80 mm – waren mit Rücksicht auf die Größe des Druckgefäßes gefertigt worden. Sie wiesen an der unteren Zylinderfläche eine Bohrung zur Aufnahme einer an den Seiten dicht eingeklebten Meßsonde auf, die zur Messung des statischen Drucks in der Mittelachse diente. Zur Verfügung standen Proben der Kohlesteinsorten 4 BDN und HD sowie die Graphitsorte AS2-500 der Firma Sigri.

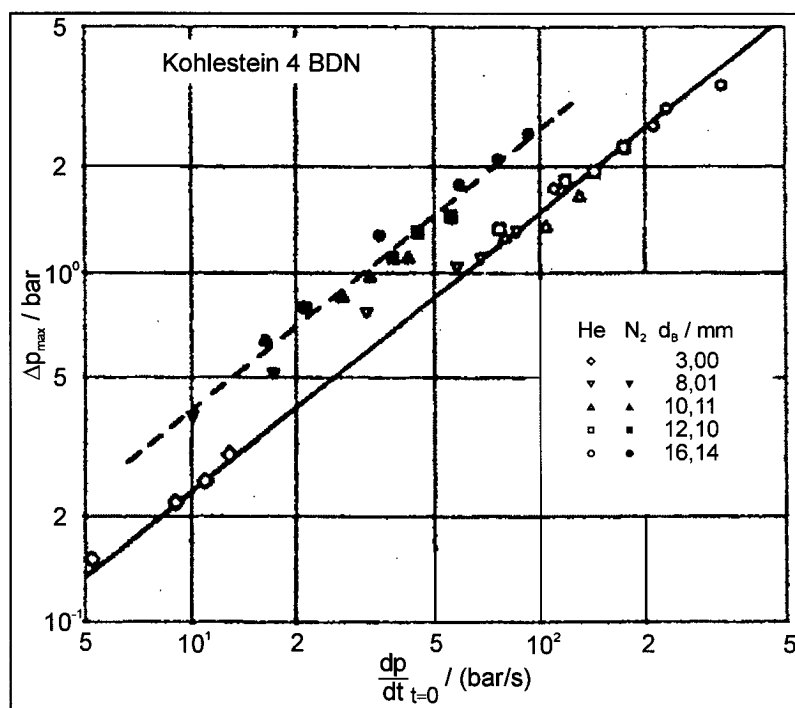
Abbildung 105 zeigt zwei gemessene Druckverläufe für den Gasraum  $V_1$  und die Kohlesteinprobe HD ( $V_2$ ) bei einem Anfangsdruck von 3,92 bar. Nach dem Öffnen des Kugelhahns fiel der Druck sehr schnell auf den Umgebungsdruck  $p_U$ . Die Bestimmung der Druckentlastungsgeschwindigkeit erfolgte auf graphischem Weg. Zu diesem Zweck wurde an die Kurve  $p_{Pr}(t)$  der Probe eine Tangente so gelegt, daß sich eine maximale Steigung ergab. Wie aus der Abbildung zu ersehen ist, erfolgte der Übergang von  $p_0$  im Druckverlauf der Probe erst allmählich. Der Grund dafür ist in

dem Strömungswiderstand zu sehen. Im Außenraum war der Übergang scharf. Aus dem Papiervorschub  $v$ , dem Anfangsdruck  $p_0$  und dem Tangentenabschnitt  $\Delta s$  konnten die Entlastungsgeschwindigkeiten bestimmt werden. Die Druckdifferenz in der Probe stieg von Null auf den Maximalwert  $\Delta p_{\max}$ . Bei Druckausgleich erreichte sie den Wert Null.



**Abbildung 105: Druckverläufe und Versuchsdaten**

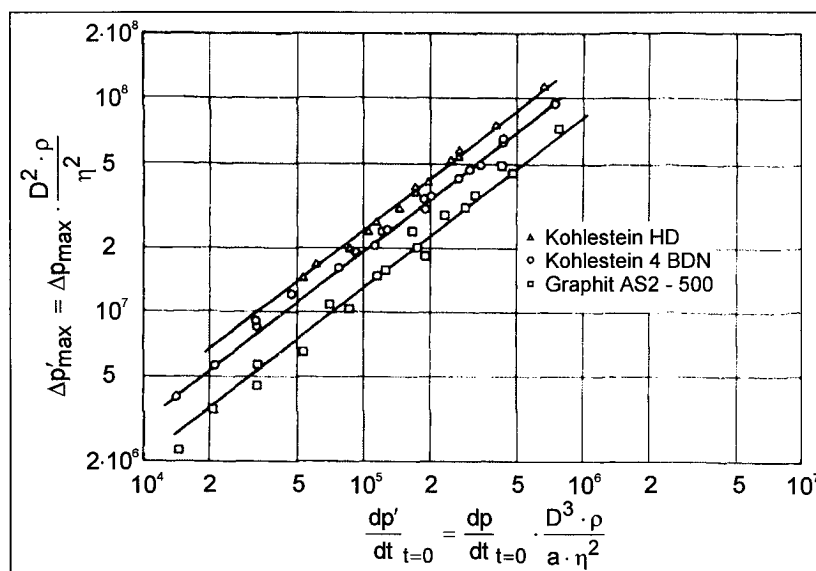
Die maximalen Druckdifferenzen für Versuche an einer der drei eingesetzten Proben (4 BDN) und bei Verwendung von Stickstoff und Helium als Versuchsgase sind in Abbildung 106 in Abhängigkeit von der Entlastungsgeschwindigkeit dargestellt. Für beide Gase ergaben sich zwei Geraden. Bei gleichem Ausgangsdruck waren die



**Abbildung 106: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von der Entlastungsgeschwindigkeit**

Entlastungsgeschwindigkeiten bei Verwendung von Helium um den Faktor 3,4, die Belastungen um den Faktor 1,4 höher. Die Druckentlastungsgeschwindigkeiten waren bis auf 330 bar/s gesteigert worden, also weit über den in Frage kommenden Wert von etwa 20 bar/s hinaus, wie er damals für HHT-Anlagen als Obergrenze festgelegt worden war. Dabei ergaben sich unter Helium Beanspruchungen von 3,4 bar, im Vergleich zur Festigkeit der Proben geringe Werte.

Meßergebnisse in dimensionsloser Form sind in Abbildung 107 dargestellt. Die maximalen Druckdifferenzen sind mit dem Ausdruck  $D^2 \cdot \rho / \eta^2$  dimensionslos gemacht. Der Abszissenwert  $dp'/dt_{t=0}$  stellt das Produkt aus den Entlastungsgeschwindigkeiten



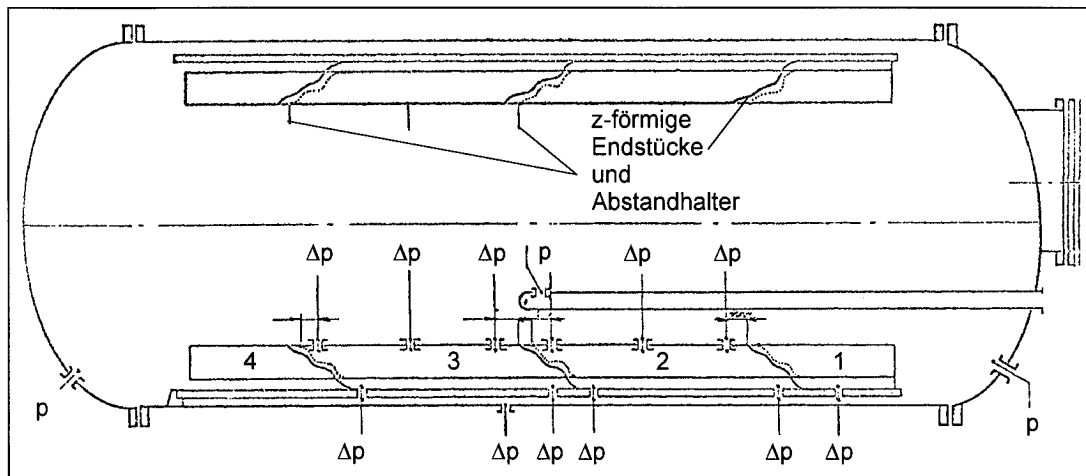
**Abbildung 107: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von der Entlastungsgeschwindigkeit (dimensionslos)**

$dp'/dt_{t=0}$  im Außenraum und dem Ausdruck  $D^3 \cdot \rho / (a \cdot \eta^2)$  dar. Hier bedeuten  $\rho$  die Dichte,  $\eta$  die Zähigkeit und  $a$  die Schallgeschwindigkeit. Es ergaben sich drei Kurven. Die Ausgleichsgeraden durch die Punkte wiesen eine einheitliche Steigung von  $m = 0,79$  auf, wenn die Ergebnisse in der Form  $\Delta p'_{max} = A \cdot dp'^m / dt_{t=0}$  dargestellt wurden. Der Faktor  $A$  errechnete sich für HD, 4 BDN und Graphit zu 2,4, 1,9 und 1,3. Es wird vermutet, daß die Porosität der Proben einen weiteren Parameter darstellt, der in den vorstehenden Betrachtungen nicht berücksichtigt worden war. Aus den ermittelten Daten konnten maximale Zugbeanspruchungen in den Materialien gewonnen werden. Die untersuchten Proben wiesen nach Beendigung der Versuche keine äußeren sichtbaren Beschädigungen, z. B. Risse, auf.

### 7.2.2 *Komplette Isolationssysteme*

Wie zuvor bereits angemerkt, waren erste umfangreiche Untersuchungen in den Jahren 1970 und 1971 im Forschungszentrum Ispra/Italien im Auftrag der Gutehoffnungshütte (GHH) in Oberhausen für Geesthacht II durchgeführt worden. Die KFA übernahm später die Kosten zur Durchführung der Versuche, die zunächst von Personal aus Ispra, dann zum Teil von Jülich aus betreut wurden. Beschreibung der Arbeiten, Versuchsstände und Teststücke sind dem Bericht [GHH71] zu entnehmen.

Die folgende Beschreibung bezieht sich auf zwei Berichte von Aranovitch und Kollegen [ARA71a] und [ARA71b] und Aranovitch und van Asselt [ARA72] sowie einen Reisebericht über den Aufenthalt in Ispra, siehe Bröckerhoff [BRÖ71]. Andere Veröffentlichungen über die dort durchgeführten Untersuchungen gibt es nicht bzw. sind nicht bekannt. Abbildung 108 zeigt die Versuchsanordnung schematisch. Aus Platzgründen ist der Behälter liegend gezeichnet. Während der Versuche stand die

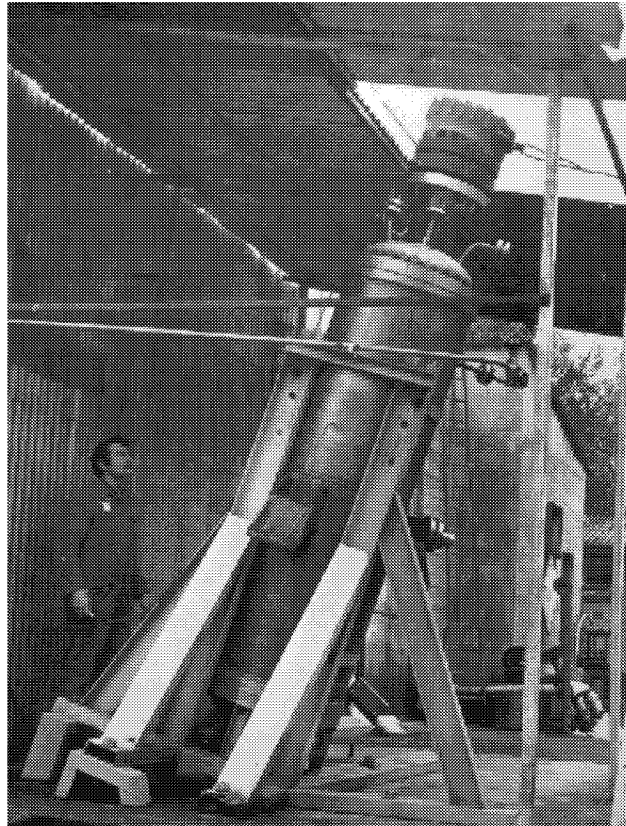


**Abbildung 108: Behälter und Isolierung (Meßstellenschema)**

Anordnung – wie im folgenden gezeigt und begründet – nicht vertikal, sondern geneigt. Die zu testende Isolierung war in einem Rohr, dessen Außendurchmesser und Länge 560 mm bzw. 1500 mm betragen, installiert. Der äußere Druckbehälter hatte einen Durchmesser von 610 mm. Die Länge des zylindrischen Teils betrug 2000 mm. Der im Bild an der rechten Seite angedeutete Ausflußstutzen diente zur Aufnahme der Blende, mit der verschiedene Ausströmquerschnitte eingestellt werden konnten, und zweier Berstscheiben. Der maximal mögliche Außendurchmesser der Blende betrug 193,4 mm. Das Rohr mit der Isolierung wurde nach Abnahme des oberen Kugelbodens in den Behälter eingelassen. Lieferant der Isolierung – Typ Bobbin-konstruktion – war die Firma Darchem. Als Teststücke waren zwei hintereinanderliegende Schüsse von je 600 mm Länge montiert. Diese sind mit 2 und 3 gekennzeichnet. Bobbin 3 wies am hinteren offenen Ende zur Druckentlastung ein System von Schlitzen, Bobbin 4 dagegen lediglich zwei um 180 ° versetzte 4 mm große Bohrungen auf. Das jeweilige andere Ende war geschlossen. Als Vor- und Nachlauf dienten die beiden kürzeren Abschnitte 1 und 4, die aber keine Einbauten, also Folien oder Drahtgewebe, aufwiesen, und die lediglich als Füllstücke anzusehen waren. Alle Schüsse waren an einem Ende mit dem Testrohr mit durchlaufenden Rundnähten fest verschweißt. Gemessen wurden die absoluten Drücke  $p$  und Druckdifferenzen  $\Delta p$  mit Druckaufnehmern sowie die auftretenden Spannungen am inneren Liner mittels Dehnmeßstreifen. Ebenfalls angebrachte Thermolemente sollten die infolge der raschen Entspannung auftretenden Temperaturen erfassen.

Die Versuche wurden mit Stickstoff und Helium bei Umgebungstemperatur durchgeführt. Geplant waren Versuche zwischen 0,2 bar/s und 100 bar/s bei einem maximalen Anfangsdruck von 25 bar. Nach Erreichen des Behälterenddrucks wurde die 6 mm dicke obere Berstscheibe im Ausflußstutzen infolge eines Drucks von 68 bar zum Reißen gebracht. Der Innendruck des Versuchsbehälters zerstörte dann die zweite Berstscheibe, deren Dicke 2 mm betrug, und das Gas konnte ausströmen.

Aus Sicherheitsgründen wurde der Prüfstand, siehe Abbildung 109, nur bei geöffnetem Dach betrieben. Außerdem sollte die Schrägstellung verhindern, daß nach Bersten der Scheibe Teile auf die Versuchshalle fielen. Die Ausströmöffnung war mit



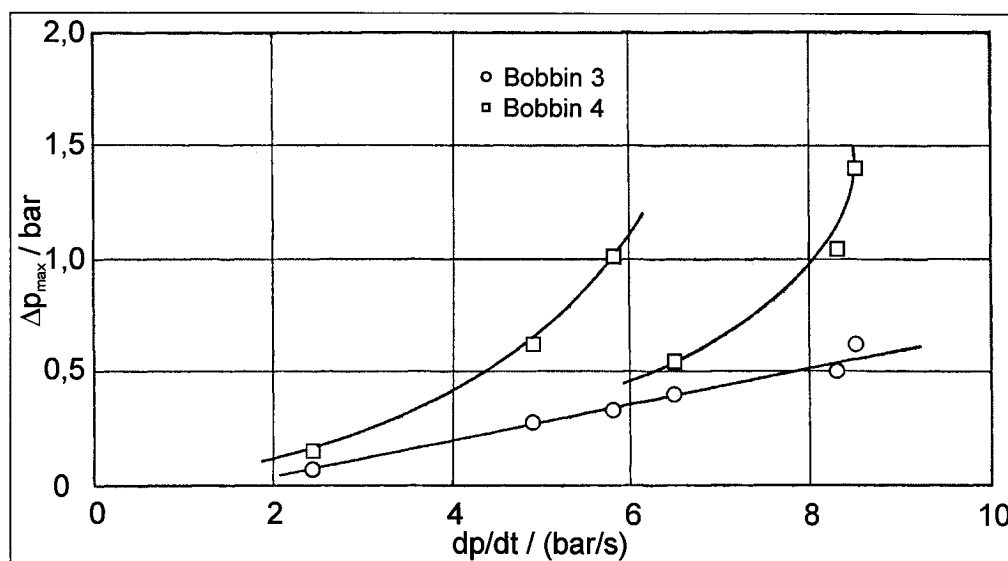
**Abbildung 109: Druckentlastungsversuchsstand (Ispra)**

einem Drahtkäfig zum Auffangen der zerstörten Berstscheibe abgedeckt. Dieser Käfig war mit einem an der Versuchsanordnung befestigten Stahlseil gesichert. Trotz dieser Maßnahme wurde der Käfig mit Teilen der Berstscheibe nach einem Versuch mit Helium erst in einer Entfernung von etwa 400 m wiedergefunden.

In ersten Versuchen waren Druckentlastungsgeschwindigkeiten von 3,85 bar/s für Stickstoff und 7,8 bar/s für Helium erreicht worden. Der Hauptwiderstand bei plötzlicher Druckabsenkung war, wie Durchfluß- oder Permeabilitätsmessungen gezeigt hatten, an den Überlappungsstellen zu erwarten. Der innere Strömungswiderstand der Folien war vernachlässigbar. Es wurde schnell deutlich, daß bei höheren Entlastungsgeschwindigkeiten der Widerstand an den Überlappungen bald zu einer Zerstörung der Bobbins führen müsse, d. h. zu einer höheren Druckdifferenz als 1 bar, dem von der Firma Darchem garantierten Wert. Daher wurde beschlossen, an den Überlappungsstellen von Bobbin 3 vier Entlastungsbohrungen von 6 mm Durchmesser anzubringen. An Bobbin 4 sollten keine Veränderungen vorgenommen werden. Fast alle bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführten Versuche wurden wiederholt. Mit Stickstoff wurden maximale Entlastungsgeschwindigkeiten von 5 bar/s erreicht. Röntgenuntersuchungen ließen den Schluß zu, daß sich die inneren Aufbauten nicht verändert hatten. Weitere Änderungen an den Überlappungsstellen erwiesen sich aber als notwendig. Bei Bobbin 3 wurden drei der zuvor angebrachten Bohrungen verschlossen und drei größere mit Durchmessern von 6,4 mm, 7,2 mm und 7,4 mm

gebohrt; bei Bobbin 4 wurden Bohrungen wie bei Bobbin 3 angebracht. Nach einem Versuch mit Helium und bei einem Transienten von 15 bar/s zeigte das Gasführungsrohr von Bobbin 4 bei einer Inspektion eine Ausbeulung des Innenliners. Die Schriebe des Oszillographen hatten schon auf etwas Ungewöhnliches hingedeutet. Eine Auswertung der Meßergebnisse ergab eine Druckdifferenz zwischen Isolierung und Innenraum des Behälters von weniger als 1 bar, die also unterhalb der von Darchem genannten kritischen Größe lag. Zur Vermeidung weiterer Beulen wurde Bobbin 4 mit zusätzlichen Bohrungen an den Überlappungsstellen versehen. Neben den vorhandenen vier Löchern wurden zehn mit einem Durchmesser von 7,2 mm und um 180 ° versetzt weitere vierzehn mit demselben Durchmesser angebracht. Der letzte Versuch mit Helium und der höchsten Druckentlastung von 22,4 bar/s hatte zwei weitere Beulen bei Bobbin 4 zur Folge. Eindeutig lag der Grund für diese Schäden aber jetzt nicht mehr am Strömungswiderstand der Überlappungsstellen, sondern an den Entlastungsbohrungen des hinteren Endstücks, das, wie eingangs erwähnt, nur zwei Löcher aufwies.

Die maximalen über das Gasführungsrohr wirkenden Druckdifferenzen sind in Abbildung 110 in Abhängigkeit von der Entlastungsgeschwindigkeit für die beiden Bobbins 3 und 4 dargestellt. Versuchsgas war Stickstoff. Für Bobbin 3 ergab sich ein



**Abbildung 110: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von der Entlastungsgeschwindigkeit**

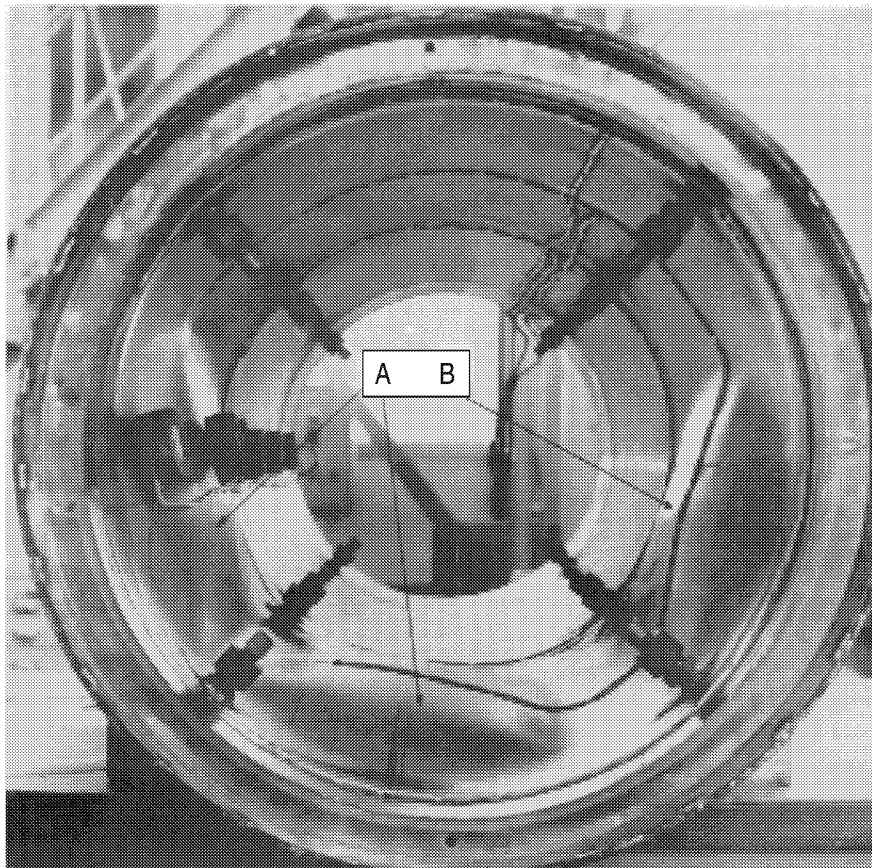
linearer Verlauf, während sich für Bobbin 4 zwei Kurven zeichnen ließen. Dies ist auf die Veränderung des Strömungswiderstands an der Überlappungsstelle nach dem Heliumversuch, bei dem der Transient 7,8 bar/s betragen hatte, zurückzuführen. An Bobbin 3 waren keine Veränderungen vorgenommen worden. Bei einer Entlastungsgeschwindigkeit von etwa 8,5 bar/s zeigte sich für Bobbin 4 eine Beanspruchung von 1,4 bar. Diese lag über dem garantierten Wert.

Tabelle 11 enthält die wenigen für Helium gültigen Daten der letzten Versuche. Es sind auch die Zeiten  $t_{kr}$  angegeben, bei denen die maximalen Drucktransienten, die weit höher als unter Stickstoff waren, auftraten. Bobbin 3 wurde weniger stark beansprucht als Bobbin 4, bei dem die maximale Druckdifferenz über das Gasführungsrohr 1,62 bar betrug.

dp/dt <sub>t=0</sub> / (bar/s)	Bobbin 3		Bobbin 4	
	t <sub>kr</sub> / s	Δp <sub>max</sub> / bar	t <sub>kr</sub> / s	Δp <sub>max</sub> / bar
9,20	0,700	0,170	0,450	0,406
17,7	0,230	0,690	0,690	1,395
22,4	0,225	0,780	0,385	1,620

**Tabelle 11: Entlastungsdaten bei Verwendung von Helium**

Die Beulen am Gasführungsrohr von Bobbin 4 sind in Abbildung 111 deutlich zu erkennen. Die Schäden waren nach Versuchen mit Helium festgestellt worden, A nach einem Versuch mit einer Entlastungsgeschwindigkeit von 15 bar/s, B nach einer



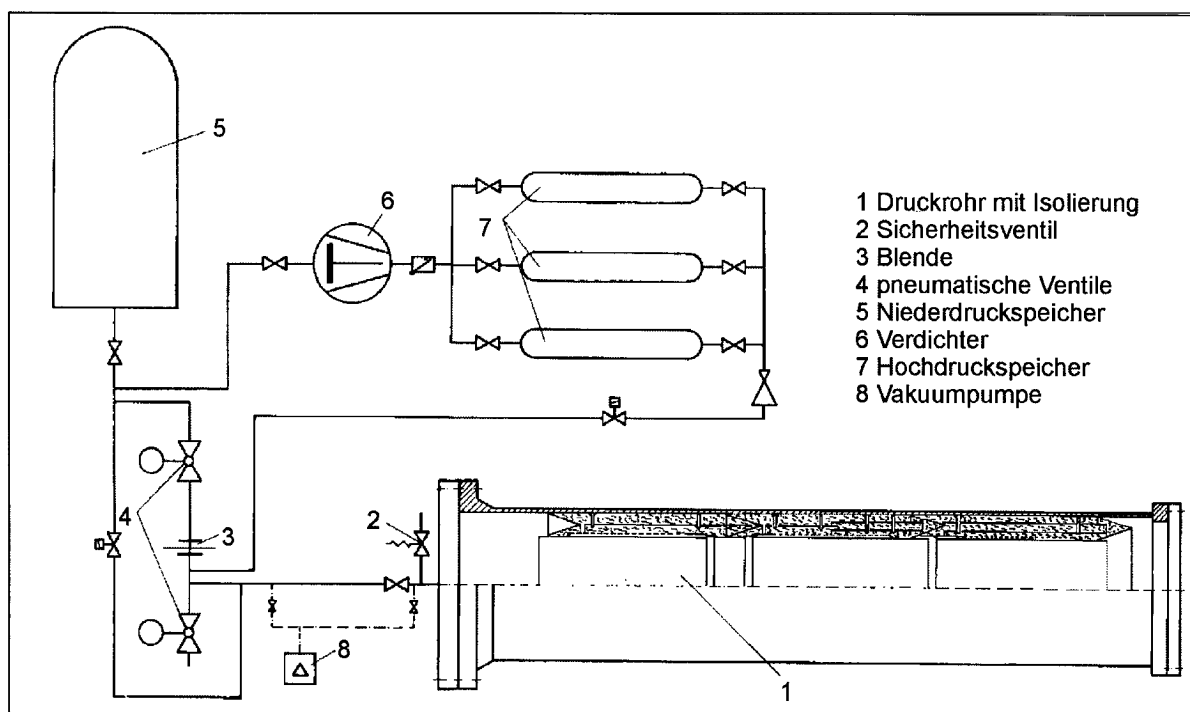
**Abbildung 111: Ausgebeultes Gasführungsrohr**

Entlastung von 22,4 bar/s. Es sei an dieser Stelle noch einmal betont, daß die Versuche mit Gasen bei Umgebungstemperatur durchgeführt worden waren. Bei Temperaturen, wie sie im Reaktor zu erwarten waren, wären die beobachteten Schäden sicher schon bei geringeren Belastungen aufgetreten. Diese Messungen ließen allerdings keinen Schluß auf eine Beeinträchtigung des Isolationsvermögens zu, die im Anschluß an die Druckentlastungsversuche unbedingt hätten erfolgen müssen. Hier ist bei Fortsetzung oder Wiederaufnahme der Arbeiten für HHT-Anwendungen weiterer Entwicklungsbedarf dringend erforderlich.

Von der Weyden [WEY71] hat Messungen an zwei metallischen Isolierungen für den THTR beschrieben, die bei der Firma Bertin in Frankreich durchgeführt worden wa-

ren. Die Untersuchungen dienten dem Zweck, das Verhalten der Isolierungen, siehe Abschnitt 7.1.2.1.1, sowohl unter dem Gesichtspunkt der Wärmetechnik, wie bereits zuvor beschrieben, als auch bei Druckbe- und -entlastung kennenzulernen. Zu Beginn einer Versuchsreihe wurde zunächst die Permeabilität jeder Isolierung mittels der in Abbildung 1 dargestellten Versuchsanordnung bestimmt. Diese Versuche waren notwendig, um die unter schwierigen Bedingungen montierten Isolierungen mit der Normalausführung, wie vom Hersteller gefertigt, hinsichtlich ihrer inneren Widerstände vergleichen zu können. Aus Kostengründen wurden nur zwei Druckbe- und -entlastungsversuche mit Helium als Medium durchgeführt. Bei den anderen Experimenten wurde Stickstoff verwendet. Da jedoch die mechanischen Belastungen denen unter Helium entsprechen sollten, mußten in den Isolierungen dieselben Drucktransienten erzeugt werden. Die Umrechnung der für die Stickstoffversuche erforderlichen Transienten erfolgte mit den Ergebnissen aus den Permeabilitätsmessungen. Bei Temperaturen von 100 °C auf der heißen Seite ergaben sich Druckentlastungsgeschwindigkeiten von etwa 0,17 bar/s bei Stickstoff und 0,37 bar/s bei Helium. Da diese Transienten um den Faktor 5 über den später im Reaktor zu erwartenden Druckentlastungsgeschwindigkeiten lagen und bei den Isolierungen keinerlei Schäden festgestellt worden waren, ging von der Weyden davon aus, daß die Isolierungen für einen Einsatz im THTR geeignet waren.

Der in der früheren KFA genutzte große Druckentlastungsprüfstand ist in Abbildung 112 schematisch dargestellt. Der die Isolierung aufnehmende Druckbehälter 1, hier die zuvor im HD-Kanal getestete Faserisolierung, wurde zunächst mittels einer Vakuumpumpe 8 evakuiert. Dann wurde das einem Hochdruckspeicher 7 entnommene Helium in den Behälter eingespeist. Nach Öffnen der Ventile 4 strömte das



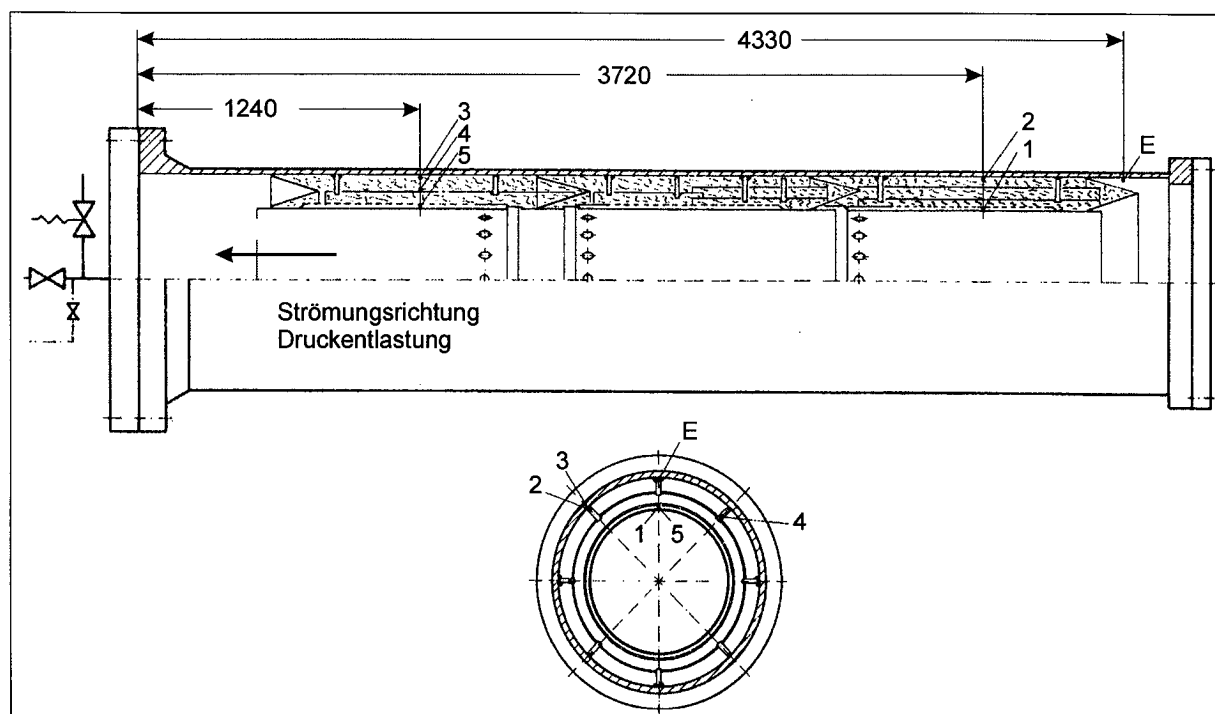
**Abbildung 112: Druckentlastungsversuchsstand**

Gas durch die Blende 3 in den Niederdruckspeicher 5. Dabei diente die Blende als Strömungsbegrenzer, mit der gewünschte Drucktransienten eingestellt werden konnten. Aus dem Niederdruckspeicher wurde das Helium schließlich wieder mit ei-

nem Kompressor 6 in den Hochdruckspeicher zurückgefördert. Bis auf die zu untersuchenden Isolierungen blieb diese Versuchsanordnung für alle Tests unverändert.

Als erste Isolierung wurde noch vor den thermischen Untersuchungen in der ARGAS-Anlage eine Bobbinisolation der Firma Darchem getestet, siehe Henßen [HEN76]. Begonnen wurde mit Helium bei Umgebungstemperatur. Dabei konnten Drucktransienten von 17 bar/s erreicht werden. Nachfolgend wurden Linertemperaturen zwischen 400 °C und 600 °C und Drucktransienten von bis zu 9 bar/s eingestellt. Bei einer nachfolgenden Inspektion der Isolierung wurden keine Schäden oder Verformungen einzelner Teile oder des Gesamtsystems infolge Druckentlastung festgestellt. Es konnten auch keine Reibverschweißungen an Gleit- oder Schiebeverbindungen beobachtet werden.

Im Anschluß an diese Untersuchungen wurde die bereits beschriebene und im HD-Kanal getestete Faserisolation mit einem Zwischenrohr bzw. zwei Zwischenrohren getestet, siehe Lang und Weise [LAN77]. Die absoluten Drücke wurden mit Druckaufnehmern der Firma Hottinger in zwei Ebenen gemessen. Mit einer Länge von 340 mm waren die Druckübertragungsrohre für alle Meßstellen gleich lang. Der Durchmesser dieser Röhrrchen betrug 4 mm. Abbildung 113 gibt die Lage dieser

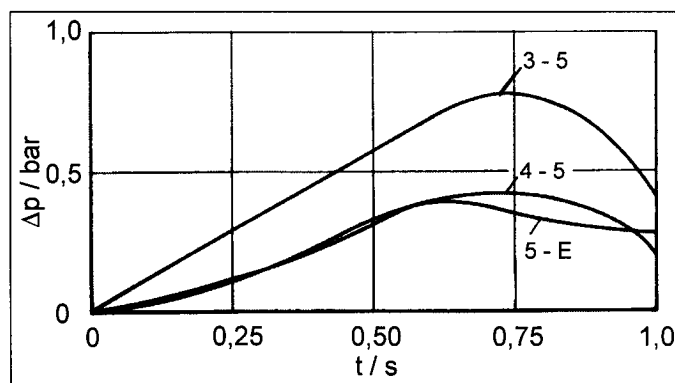


**Abbildung 113: Anordnung der Druckmeßstellen**

Stellen wieder. Der Druckverlauf im freien Querschnitt wurde an der Meßstelle E, die an der Innenwand des Druckrohres lag, gemessen. Die Referenzstellen lagen, wie im Bild unten zu erkennen, in zwei Schnitten der Isolierungen, Meßstellen 2 und 3 an der inneren Wand des Druckrohres, Meßstellen 1 und 5 im Spalt zwischen Gasführungsrohren und den Lochzylindern. Die Versuche wurden bei Umgebungstemperatur und mit Helium als Versuchsgas bei Drücken von 15 bar bis 39 bar durchgeführt. Der Blendendurchmesser betrug 90 mm. Damit waren Drucktransienten von bis zu 32,3 bar/s erreichbar.

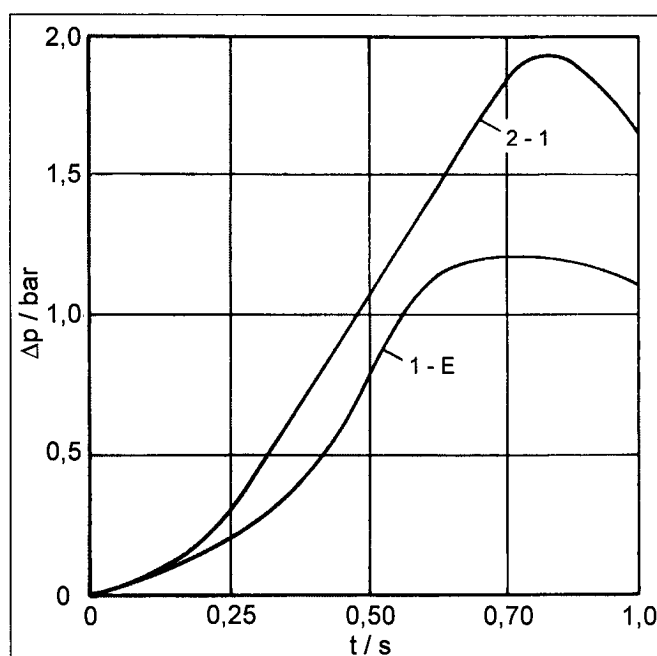
Die folgenden Bilder zeigen den Einfluß der beiden Konstruktionen, die hinsichtlich Zahl, Durchmesser und Lage der Druckentlastungsbohrungen gleich waren, sich allerdings bezüglich der Spaltweiten unterschieden. In den dargestellten Fällen betrug der Anfangsdruck 39 bar, die Entlastungsgeschwindigkeit 30 bar/s.

In Abbildung 114 sind die maximalen Druckdifferenzen als Funktion der Zeit für den Bereich mit großer Spaltweite zwischen Gasführungsrohr und Lochzylinder dargestellt. Das Gasführungsrohr wurde mit einer Druckdifferenz von 0,4 bar belastet. Der entsprechende Wert für die Konstruktion mit einer Spaltweite von nur 4 mm



**Abbildung 114: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von der Zeit**

betrug 1,2 bar, siehe Abbildung 115. Damit lag er 0,2 bar über dem für Heißgasbedingungen ausgelegten Wert. Die höhere Belastung ließ sich mit dem kleineren Abströmquerschnitt erklären, der einen größeren Strömungswiderstand darstellte.



**Abbildung 115: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von der Zeit**

Außerdem stellten die beiden Zwischenrohre einen zusätzlichen Widerstand dar. Ein Zwischenrohr wäre ausreichend gewesen. Da die Rohre nur einige wenige Bohrungen aufwiesen, konnte das Gas aus den Faserräumen vorwiegend nur in Achsrich-

tung abströmen. Dies führte schließlich zu einer Belastung von 1,92 bar, siehe Abbildung 115. Trotz der über den Erwartungen liegenden Druckdifferenzen zeigten sich bei beiden Gasführungsrohren keine Beulen. Diese waren wegen der geringen Temperaturen auch nicht erwartet worden. Erst bei Temperaturen von etwa 950 °C wäre mit Schäden zu rechnen gewesen. Als Nachteil wurde der Austritt von Fasermaterial an den Schiebestellen angesehen. Dieser Mangel hätte durch Einlegen eines feinmaschigen Drahtnetzes in der Nähe der Überlappungsstelle behoben werden können.

In derselben Versuchsanlage wurde in vertikaler Anordnung eine weitere Faserisolierung untersucht, siehe Henßen et al. [HEN77]. Innendurchmesser und Länge des Druckrohres betragen 880 mm und 2950 mm. Lieferant war die Firma Brown-Sulzer Turbomaschinen (BST). Die Konstruktion entsprach bereits besprochenen Versionen mit metallischen Komponenten wie Gasführungsrohren, V-Stücken und Zwischenrohren. Als Isolationsmaterial diente zunächst Kaowool. Bei einer Remontage wurde eine Hälfte der Testsstrecke auf der Heißgasseite mit Refrasil gestopft. Die Stopfdichte betrug 180 kg/m<sup>3</sup>, die Dicke der Isolierung 140 mm.

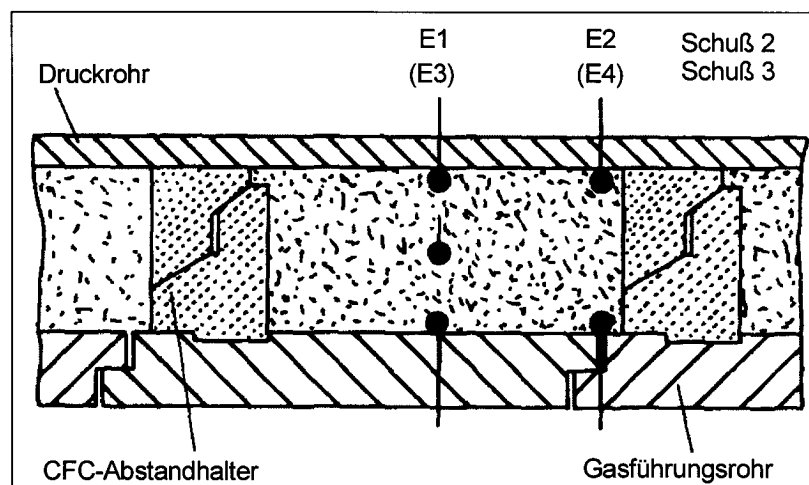
Insgesamt wurden 30 Versuche durchgeführt. Dabei betrug die Heliumtemperatur auf der heißen Seite etwa 850 °C, der Druck wurde zwischen 20 bar und 34 bar variiert. Mittels verschiedener Blendenquerschnitte konnten die Druckentlastungsgeschwindigkeiten zwischen 14 bar/s und 16 bar/s fast konstant gehalten werden. Die gemessenen maximalen Belastungen von 0,15 bar führten nicht zu einer Beschädigung der Gasführungsrohre. Diese waren laut Herstellerangaben bei einer Betriebstemperatur von 850 °C für einen Beuldruck von 1 bar ausgelegt worden. Neben Druckentlastungsversuchen wurden auch Experimente zum thermischen Verhalten im Vakuum und bei Drücken bis 38 bar durchgeführt.

Ziel weiterer Versuche im Druckentlastungskanal war der Test eines Kompensators, siehe Lang, Klas und Schumacher [LAN82]. Mit diesen Untersuchungen sollten Detailfragen zur Auslegung einer solchen Komponente für die Betriebsheißgasleitung der KVK-Anlage geklärt werden. Dazu gehörte u. a. der Einfluß der Auslenkungsbewegungen der Teststrecke auf die Temperaturen im Kompensatorbereich. Das Versuchsobjekt, siehe auch Stehle und Klas [STE84], bestand aus einem innenisolierten Angularkompensator mit sich anschließender gerader Rohrleitung. Der lichte Strömungsdurchmesser betrug 250 mm, der Durchmesser des Druckrohres 680 mm. Seine Länge war 3000 mm. Als Isolierung war eine gestopfte Faserisolierung mit einer Gasführung aus Incoloy 800 gewählt worden. In ihrem Aufbau entsprach sie den bekannten Konstruktionen. Die Spalte waren auf der heißen Innenseite mit Saffil, auf der Außenseite mit Kaowool gestopft. Da für die Versuche in der KVK-Anlage nur Drucktransienten von 5 bar/s erwartet wurden, war kein Druckentlastungsspalt zwischen dem Gasführungsrohr und der Isolierung vorgesehen. Stattdessen wurde ein Entlastungshohlraum dadurch geschaffen, daß das Gasführungsrohr mit zwei Drahtgeweben, grob- und feinmaschig, abgedeckt wurde. Auf diese Weise entstand ein Spalt mit einer Weite von 4 mm. Der Balg des Kompensators war mit Blechen gegenüber den Fasern geschützt. Die Hohlräume zwischen den Wellen des Kompensators wurden zur Erhöhung des Strömungswiderstands mit Fasern zugestopft. Der Kompensatorbereich war beidseitig mittels zweier v-förmiger Endstücke gasdicht abgeschottet. Ein innen angebrachter Kompensator diente zur Aufnahme thermischer Dehnungen eines Gasführungsrohres. Vergleichbare Kompensatoren waren in der KVK-Anlage bei Formstücken, z. B. Krümmern oder T-Stücken, zur Ab-

schottung des Isolationsraums eingesetzt. Auf zuvor gewählte Lösungen mit Schiebe- oder Überlappungsstellen war verzichtet worden.

Drucktransienten von etwa 13 bar/s und 6,2 bar/s führten bei Versuchen unter Helium bei Umgebungstemperatur am Gasführungsrohr zu Beuldrücken von 1,94 bar und 0,8 bar. Dieses war für einen Überdruck von 3 bar ausgelegt worden. Die Beanspruchungen infolge rascher Drucktransienten hatten nicht zu einer Änderung des thermischen Verhaltens geführt.

Weitere Testobjekte waren nach Bröckerhoff und Stausebach [BRÖ86b] die beiden bereits vorgestellten Isolierungen mit graphitischen Gasführungsrohren auf der Innenseite, auf die innen Saffil- und auf der kälteren Außenseite Cerablanketmatten aufgewickelt waren. Die erste Konstruktion wies als radiale Abstandhalter massive kohlenstoffaserverstärkte Bauteile (CFC), die zweite zur Verringerung der Wärmeverluste vier Kugeln und ein Axialstützelement aus Keramik auf. In beiden Fällen wurden die Schüsse 2 und 3 zur Messung der Druckverläufe ausgewählt. Die Positionen der Druckmeßstellen bei der Untersuchung der Isolierung mit CFC-Abstandhaltern sind aus Abbildung 116 ersichtlich. Es wurden die Druckverläufe in der Mitte beider Schüsse und im Bereich der Abstandhalter gemessen, und zwar an der Innenfläche der Druckwand, an der Trennfläche zwischen den verschiedenen

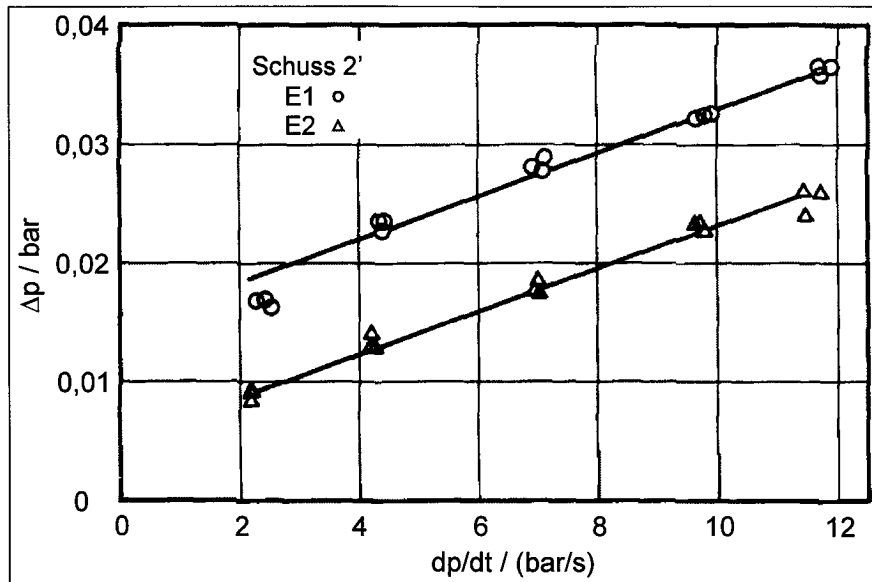


**Abbildung 116: Anordnung der Druckmeßstellen**

Isolationsmaterialien und auf der Außenseite der Gasführungsrohre. Zusätzlich wurde auch noch der Druck im freien Querschnitt bestimmt. Diese Aufteilung wurde auch für die zweite Isolierung gewählt. Zur Druckübertragung wurden Sondenrohre von 6 mm Außen- und 4 mm Innendurchmesser verwendet, die von außen durch die Druckrohrwand geführt wurden. Die nach dem induktiven Prinzip arbeitenden Druckaufnehmer der Firma Hottinger wurden von Trägerfrequenznetzverstärkern gespeist. Der Signalausgang betrug maximal 10 V. Die Signale wurden einem Mehrkanalverstärker zugeführt, der die Eingangssignale, angepaßt an die Schleifen, umsetzte. Vom Verstärker gelangten die Meßwerte auf einen Schleifenoszillographen. Der Signalverlauf wurde schließlich auf lichtempfindlichem Papier aufgezeichnet. Die Absolutdrücke wurden im freien Strömungsquerschnitt und an der Fläche zwischen den beiden Fasermatten bestimmt. Die Absolutdruckaufnehmer deckten den Meßbereich zwischen 1 bar und 50 bar ab. Die beiden anderen Drucksonden in jeder Meßebe – Innenfläche Druckrohr und Außenfläche Gasführungsrohr – waren in Differenz zu-

einander geschaltet.

Entsprechend dem Versuchsprogramm der Firma INTERATOM wurden die Versuche mit Helium bei Absolutdrücken bis 40 bar durchgeführt. Der Bereich der Druckabsenkungsgeschwindigkeit war bis etwa 10 bar/s festgelegt. Dieser Wert ließ sich bei konstantem Gasvolumen entweder über den Querschnitt der Ausflußblende oder den Absolutdruck steuern. Die erforderlichen Ausgangsdrücke wurden mit Hilfe eines Feinmeßmanometers eingestellt. In Abbildung 117 sind die gemessenen Druckdifferenzen zwischen Druckwand und Graphitrohr für den zweiten Schuß der Isolierung



**Abbildung 117: Druckdifferenzen in Abhängigkeit von den Druckentlastungsgeschwindigkeiten**

mit CFC-Abstandhaltern in Abhängigkeit von den Druckänderungsgeschwindigkeiten im freien Querschnitt dargestellt. Die für jeden Betriebspunkt dreimal ermittelten Werte sind durch eine Gerade dargestellt. In der Mitte des Schusses wurden erwartungsgemäß höhere Werte gemessen, da das Gas einen längeren Weg bis zu den Dehn- und Montagespalten zwischen zwei Gasführungsrohren zurückzulegen hatte. An dieser Stelle dürfte die Hauptmasse des sich in der Isolierung befindlichen Gases abgeströmt sein. Für Schuß 3' zeigten sich im Bereich des Abstandhalters höhere Werte, hier nicht dargestellt. Dort, so wurde vermutet, strömte das Gas zum vorderen Abstandhalter, da der hintere Spalt den höheren Strömungswiderstand darstellte. Von der absoluten Höhe her waren die Druckdifferenzen gering, so daß sie für die Gasführungsrohre keine Gefahr darstellten. Die aus den Absolutdrücken innerhalb der Isolierung ermittelten Drucktransienten wiesen in etwa dieselben Werte auf wie die im freien Querschnitt. Für die zweite Isolierung mit kugelförmigen Abstandhaltern wurden ähnliche Werte gemessen. Daher wird auf deren Darstellung verzichtet.

Über Druckentlastungsversuche an einem Kohlesteinring aus dem Material RUD-N berichten Lang und Weise [LAN78]. Lieferant des Teststücks war ebenfalls die Firma Sigri. Die Wandstärke des Ringes betrug 150 mm, seine Länge 800 mm, sein Außendurchmesser 580 mm. Zur Messung der Drücke innerhalb des Körpers wurden fünf Meßröhrchen aus rostfreiem Stahl verwandt. Außen- und Innendurchmesser betragen 6 mm bzw. 4 mm. Sie wurden innerhalb der Bohrungen mit Kohlesteinröhrchen von 10 mm Außendurchmesser zentriert. Im Gegensatz zu früheren Versuchen

wurde zur Erfassung der Differenzdrücke ein nach dem kapazitiven Prinzip arbeitender Meßwertaufnehmer der Firma Setra benutzt. Er ermöglichte höhere Meßgenauigkeiten.

Die Versuche wurden mit Helium bei Umgebungstemperatur und Gasdrücken zwischen 15 bar und 39 bar durchgeführt. Dabei wurden maximale Drucktransienten von 60 bar/s erreicht. Die höchste Belastung im Kohlestein betrug 3,3 bar. Sie trat bei allen Experimenten nach einer Zeit von etwa 0,6 s auf. Ein Schaden wurde bei keinem Versuch festgestellt, so daß auch mit diesem Versuch die Eignung des Materials trotz festgestellter Inhomogenitäten nachgewiesen worden war.

## **8 Zusammenfassung**

Vorstehend sind Arbeiten an Heißgasleitungen und -isolierungen für Hochtemperaturreaktoren, die im Rahmen zahlreicher Projekte über einen Zeitraum von fast 15 Jahren durchgeführt wurden, zusammengefaßt.

Einleitend wird auf die Notwendigkeit der Isolierungen und deren Bedeutung für Behälter und Rohrleitungen gasgekühlter Reaktoren hingewiesen. Vor allem wegen der hohen Gasdrücke müssen diese Systeme auf der Innenseite der zu isolierenden Strukturen angebracht werden. Nach der Beschreibung der zu erfüllenden Anforderungen werden Isolationssysteme, geordnet nach den verwendeten Materialien oder den Strukturen, aufgelistet. Es schließen sich Abschnitte über den Wärmetransport in porösen Medien und allgemeine Fragen zum Verhalten bei plötzlicher Druckentlastung an.

Der Wärmetransport in Isolierungen setzt sich aus mehreren Anteilen zusammen. Dabei spielt vor allem der Druck des Mediums, mit dem die Systeme gefüllt sind, eine besondere Rolle. Er kann zu einer deutlichen Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit infolge freier Konvektion beitragen, wenn die Isolierungen der Gasströmung keinen hinreichend großen Strömungswiderstand entgegensetzen, d. h. wenn sie durchlässig oder permeabel sind. Außerdem können Druckgradienten auf der Heißgasseite der Isolierungen infolge hoher Geschwindigkeit oder bei Umlenkungen den Transport heißen Gases zur kalten Wand erhöhen – erzwungene Konvektion – und damit zu höheren Wärmeverlusten führen. Eine Durchströmung der Isolationssysteme sollte aber nach Möglichkeit ausgeschlossen werden. Dazu sind geeignete Konvektions-sperren erforderlich, die zu einer Reduzierung der Permeabilität führen. Neben der Konvektion leistet im allgemeinen die Wärmestrahlung einen bedeutenden Beitrag, vor allem in Faserisolierungen aufgrund des großen Porenvolumens. Beziehungen aus der Literatur zur Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeiten und Strahlungsleitfähigkeiten in Faserstoffen sind angegeben.

Im Fall rascher Druckabsenkung innerhalb des Reaktors kommt es zu Druckbeanspruchungen der inneren Gasführungsrohre. Diese Belastung hängt von der Größe der Abströmquerschnitte und dem Absolutdruck ab. Große Querschnitte führen zu geringen Belastungen. In diesem Fall besteht allerdings die Gefahr der Zwangsdurchströmung mit der Folge erhöhter Wärmeverluste. Lage und Größe der Abströmquerschnitte müssen daher optimiert werden.

Bei der Vorstellung experimentell und rechnerisch bestimmter Ergebnisse werden zunächst die genutzten Prüfstände beschrieben. Hierbei handelt es sich sowohl um

Klein- als auch Großversuchsstände, die in der damaligen KFA, bei den deutschen Projektpartnern und auch im Ausland zur Verfügung standen. Der Schwerpunkt der experimentellen Arbeiten im Institut für Reaktorbauelemente (IRB) der KFA lag vor allem in der Untersuchung von Isolierungen für Heißgasleitungen. Daher nimmt die Beschreibung dieser Untersuchungen auch einen sehr breiten Raum ein. Die Darstellung ist aber trotz der Breite nicht umfassend. Zum Vergleich werden auch Untersuchungen an Isolierungen für Druckbehälter, die im wesentlichen in Großbritannien, aber auch in Frankreich, bei der Entwicklung der mit Kohlendioxid gekühlten Reaktoren durchgeführt wurden, herangezogen.

Zur Untersuchung der Wärmeleitfähigkeit unterschiedlicher Isolierstoffe nach dem Plattenverfahren wurden zwei Versuchsstände genutzt. Getestet wurden Faserstoffe und Festkeramiken. Parameter waren Gasdruck und -temperatur, Faserdichte und Gasart. Aufgrund des hohen Strahlungsanteils nehmen die Wärmeleitfähigkeiten der Fasermaterialien mit steigender Temperatur der untersuchten Proben zu, bei den Festkeramiken dagegen mit der Temperatur ab.

Für wärmetechnische Untersuchungen großer Komponenten standen der HD-Kanal, die ARGAS-Anlage und später die HHV-Anlage, die eigens für Entwicklungsarbeiten im Rahmen des HHT-Projekts errichtet worden war, zur Verfügung. Die Anlage zum Langzeittest von Isolierungen ADI wurde von der Firma HRB gebaut. Es folgte die Firma INTERATOM in Bensberg mit dem Bau der großen KVK-Anlage. Die kleinere, für HHT-Anwendungen auf dem Gelände der KFA von der Firma GHH errichtete HVK-Anlage wurde später mit KFA-Unterstützung in São Paulo wieder in Betrieb genommen und zur Untersuchung einer Isolierung genutzt. Die HENDEL-Anlage der Japaner in Tokai mura ermöglichte wie die KVK-Anlage den Test von Komponenten in Originalgröße.

Die metallischen Folienisolierungen in Deckplattenbauweise für Rohrleitungen entsprachen in ihrem Aufbau, abgesehen von den inneren Gasführungen, denen der Behälter englischer gasgekühlter Reaktoren. Bei ersten Messungen im HD-Kanal hatten sich allerdings konstruktiv bedingte Spalte als zu groß erwiesen. In ihnen kam es infolge freier Konvektion, vor allem bei Messungen in Luft, wegen der hohen Gasdichte zu erhöhtem Wärmetransport an die gekühlte Rohrwand. Dies führte zu unterschiedlichen Wärmeverlusten über den Umfang des horizontal angeordneten Rohres und auch zu hohen Außentemperaturen der drucktragenden Wand. Eine Verkleinerung der umlaufenden Spalte bewirkte eine Vergleichmäßigung der Verluste und Temperaturen in der Isolierung. Messungen in der HHV-Anlage an einer modifizierten Folienisolierung zeigten allerdings noch konstruktive Schwächen auf, deren Ursache u. a. in den großen Abmessungen dieser Isolierung zu finden waren.

Die sogenannte Bobbinkonstruktion, im Herstellerwerk komplett vorgefertigt, eignete sich nicht für die vorgesehenen Anwendungen, da sie erstens nur für gerade Leitungen vorgesehen war und zweitens die Wärmeverluste zu hoch waren. Außerdem gab es Beschränkungen hinsichtlich der Durchmesser der zu isolierenden Rohre.

Die ebenfalls aus Metall bestehende Isolierung für die Heißgaskanäle des THTR in Schmehausen war schon sehr früh in Frankreich entwickelt und getestet worden. Sie wurde auch in französischen Druckbehältern eingesetzt. Sie bestand aus feinen Drahtgeweben und Folien. Bei der Firma HRB wurde diese sogenannte METALISOL-Isolierung in Heliumatmosphäre thermischen Zyklen unterworfen. Ziel dieser Versu-

che war vor allem das Verhalten einzelner Bauteile hinsichtlich des Reibverschweißens.

Zahlreiche Experimente wurden an Faserisolierungen – gestopft und in Mattenform – durchgeführt. Die gestopften Isolierungen mit metallischer geschlossener Gasführung zeigten ein zufriedenstellendes thermisches Verhalten. Sowohl von der Höhe als auch von der Verteilung her waren diese Systeme den metallischen Folienisolierungen überlegen. Die Montage war aber aufwendig. Zudem konnte wegen des Stopfens keine über die Länge und den Umfang konstante Stopfdichte garantiert werden. Außerdem mußte mit Faserbruch und folglich Staubaustrag gerechnet werden. Daher wurde auf Fasermatten zurückgegriffen, deren geringe Dichte mittels Spannvorrichtungen erhöht wurde. Da das Verdichten großflächig erfolgte, wurde nur mit einer geringen Zerstörung von Fasern gerechnet. Auf der heißen Innenseite wurden wie bei Linerisolierungen zunächst metallische Deckplatten eingesetzt. Im Verlauf der Entwicklung kamen auch keramische Gasführungsrohre aus Graphit oder Masrock, vor allem wegen der bei Prozeßwärmeanlagen hohen Temperaturen, zum Einsatz. Die offenen Systeme zeigten sich allerdings anfällig gegenüber lokalen und axialen Druckgradienten, so daß zur Verringerung der Permeabilität Graphitfolien oder dünne metallische Bleche eingewickelt wurden. Den letzten Stand der Entwicklung stellten schließlich Deckplatten und andere Komponenten der Isolierung aus faserverstärktem Kohlenstoff dar.

Ein segmentierter gestopfter Krümmer mit zunächst geschlossener, dann offener metallischer Heißgasführung erwies sich in allen Fällen als geeignet. Während der Untersuchung eines 90 °-Bogens mit Fasermatten und Gasführungsrohren aus faserverstärktem Kohlenstoff kam es infolge nicht geklärter Ursachen zu einer Entzündung der kohlenstoffhaltigen Teile. In deren Folge wurde die Hälfte der Isolierung zerstört.

Als vollkeramische Isolierung wurden Rohre aus Kohlestein untersucht. Der Nachteil dieser recht einfachen Konstruktion bestand in der Durchströmung der Spalte zwischen den einzelnen Ringen und zwischen Druckwand und Ringen. Außerdem bewirkten bereits geringe Temperaturdifferenzen Risse infolge zu hoher Tangentialspannungen, so daß dieses Konzept nicht weiter verfolgt wurde.

Druckentlastungsversuche an Proben aus Kohlestein und Graphit führten selbst bei hohen Transienten nicht zu einer Zerstörung. Experimente in Ispra an einer metallischen Isolierung hatten bereits bei Umgebungstemperatur der Versuchsmedien zum Ausbeulen der Gasführung geführt. Der Strömungswiderstand an der Abströmstelle war zu groß. Größere Abströmquerschnitte, die später bei allen Isolierungen übernommen wurden, sorgten für Abhilfe. Mit Untersuchungen an einigen kompletten Systemen in der KFA konnte deren Brauchbarkeit nachgewiesen werden.

## 9 Anmerkungen

Die vorstehende Zusammenfassung stellt trotz ihres Umfangs nur eine Auswahl aus vorliegenden Veröffentlichungen über Untersuchungen an Isolierungen dar. Sie gibt einen Überblick über vornehmlich experimentelle Arbeiten. Dabei wurden, wenn es erforderlich erschien, auch Hinweise auf Meßmethoden, technische Details und Versuchsauswertungen gegeben. Der Autor geht davon aus, daß einige der Hinweise in Zukunft benötigt werden könnten, wenn heliumgekühlten Hochtemperaturreaktoren

die prognostizierte Rolle zukommt und dann begleitende oder auch neue Entwicklungsarbeiten, auch auf dem Gebiet der Isolierungen, notwendig werden. Konstrukteuren, Experimentatoren und Entwicklern könnten sie dann eine Hilfe sein.

Obwohl die Aktivitäten sehr umfangreich waren, wird noch weiterer Entwicklungsbedarf gesehen. So fehlen vor allem Experimente

- zur Druckentlastung bei hohen Temperaturen und Drücken (Einkreisanlagen),
- an Verbindungen bzw. Übergängen, z. B. Heißgasleitungen mit Druckbehältern oder Leitungen mit Großkomponenten,
- an Umlenkungen,
- an isolierten Schieberverbindungen und
- an isolierten Kompensatoren.

Es ist nicht vorstellbar, daß künftige Reaktoren allein aufgrund alter Versuchsergebnisse und Beschreibungen errichtet werden können. In Deutschland sind alle experimentellen Einrichtungen für HTR-Arbeiten, sowohl im Forschungszentrum Jülich als auch bei den früheren Projektpartnern, demontiert worden. Dies gilt zum Teil für auch andere Länder. Mit Ausscheiden älterer Mitarbeiter geht das über lange Zeit erworbene Wissen verloren, das unersetzbar ist. Dies gilt auch für die Industrie, die Kraftwerke oder Komponenten dafür auslegt und fertigt. Selbst wenn jüngere Mitarbeiter eingestellt werden sollten, dürfte es schwer sein, diese Lücke bald zu füllen.

Die meisten Bilder dieser Arbeit wurden vorliegenden Veröffentlichungen entnommen, gescannt und nachbearbeitet. Daher entspricht ihre Qualität nicht dem hohen Stand moderner Erstellung. Der Autor geht dennoch davon aus, daß die Aussagekraft der besprochenen Versuchsstände, Isolierungen und Ergebnisse darunter nicht leidet.

Ganz bewußt wurde innerhalb der vorstehenden Kapitel auf die Beschreibung der in den beiden mit Helium gekühlten Hochtemperaturreaktoren in Japan und China verwendeten Heißgasisolierungen verzichtet, da Konstruktion, Fertigung und Montage zu einer Zeit erfolgten, als die Entwicklungsarbeiten im Forschungszentrum Jülich auf diesem Gebiet nicht weitergeführt werden konnten. Der Vollständigkeit halber werden aber beide Isolierungen im folgenden kurz beschrieben.

Der High Temperature (Engineering) Test Reactor (HTTR) in Orai/Japan – Leistung 30 MW<sub>th</sub> – ist mit einer Koaxialleitung versehen, wie sie vorstehend bereits beschrieben wurde. Sie war in der HENDEL-Anlage getestet worden, siehe Saito et al. [SAI94]. Das den äußeren Ringspalt durchströmende Helium ist 400 °C warm; das den Reaktor verlassende Gas hat eine Temperatur von 950 °C. Obwohl der Betriebsdruck 40 bar beträgt, ist das Druckrohr für einen Druck von 48 bar ausgelegt. Die Außendurchmesser des Druckrohres und des inneren Rohres betragen 860 mm bzw. 660 mm, ihre Wandstärken sind 42 mm bzw. 15 mm. Für beide Rohre wurde der Werkstoff 2 ¼ Cr-1Mo gewählt. Das Gasführungsrohr besteht aus Hastelloy XR. Die 90 mm dicke Isolierung entspricht in ihrem Aufbau dem der zuvor ausführlich beschriebenen Faserisolierungen mit v-förmigen Endstücken. Das Stopfmaterial ist nicht näher spezifiziert. Die verwendeten Fasern bestehen, wie angegeben, aus SiO<sub>2</sub> und Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Damit dürfte eine der Kaowool ähnliche Qualität zum Einsatz gekommen sein. Die genannten effektiven Wärmeleitfähigkeiten weisen eine nur geringe Druckabhängigkeit auf. Daraus grob abgeschätzte Nu-Zahlen liegen knapp unter 2.

Wie einer Broschüre des Institute of Nuclear Energy Technology (INET) der Tsinghua Universität in China mit Daten über den 10 MW<sub>th</sub>-High Temperature Reactor (HTR) zu entnehmen ist [INE94], beträgt der Druck des Heliums ebenso 40 bar. Ausleugs- und Betriebstemperaturen sind mit 350 °C bzw. 250 °C festgelegt. Die Länge des Heißgaskanals ist mit 3200 mm angegeben. Der Außendurchmesser des Druckrohres beträgt 980 mm, seine Wanddicke 40 mm. Die Isolierung des Heißgaskanals ist 115 mm dick. Sie besteht aus einer Kombination aus Kohlesteinblöcken und Aluminiumfasern. Die in der zitierten Arbeit angegebenen Folien aus rostfreiem Stahl – Dicke 0,1 mm – dürften zur Verringerung freier Konvektion verwendet worden sein. Der Innendurchmesser des Gasführungsrohres beträgt 300 mm; die Wandstärke ist 5 mm. Die entsprechenden Werte für das die Isolierung tragende Rohr sind 300 mm bzw. 10 mm. Heiß- und Kaltgasgeschwindigkeiten betragen 42 m/s bzw. 4,2 m/s. Weitere Angaben zur Isolierung fehlen, vor allem hinsichtlich wärmetechnischer Untersuchungen und hinsichtlich der Ergebnisse.

Im Gegensatz zu den beiden vorstehend genannten Reaktoren in Japan und China wird der Pebble Bed Modular Reactor (PBMR) in Südafrika als Einkreisanlage geplant. Thermische Leistung, Heliumdruck und Austrittstemperatur sollen 300 MW, 80 bar und 900 °C betragen. Die Turbine stellt an die Reinheit des Kühlmittels und damit u. a. an die Isolierung hohe Anforderungen. Ob aus diesem Grund Faserisolierungen eingesetzt werden können, scheint eher fraglich. Wahrscheinlich muß auf metallische Auskleidungen zurückgegriffen werden. Dazu bedarf es aber weiterer experimenteller Nachweise, vor allem wegen des hohen Gasdrucks hinsichtlich des Verhaltens bei Druckentlastung.

Verzichtet wurde in der Beschreibung der Aktivitäten auf die Darstellung einer im Auftrag der Firma INTERATOM für die Solaranlage in Almeria/Spanien (Technologieprogramm GAST) getesteten Faserisolierung (ISOBOX-System) und der Ergebnisse. Diese Isolierung, bestehend aus mit Fasermatten gefüllten Blechkassetten oder -boxen, die zu Ringen zusammengefügt waren, war im HD-Kanal unter Luft untersucht worden, siehe Bröckerhoff [BRÖ84d]. Das Isolationskonzept stellte im Vergleich mit den Systemen für Leitungen heliumgekühlter Reaktoren eine Neuheit und wesentliche Vereinfachung hinsichtlich der Montage dar. Aufgrund der schlechten Ergebnisse – natürliche und erzwungene Konvektion in axialen und radialen Spalten und somit erhöhter Wärmetransport an die gekühlte Druckrohrwand mit der Folge hoher Temperaturen – hatte sich die Firma INTERATOM jedoch gegen diese Lösung als Referenzkonzept für die Solaranlage entschieden. Notwendige und erfolgversprechende Änderungen wären zu aufwendig gewesen.

## 10 Literaturverzeichnis

- ACH73 Achenbach, E.: Strömung durch Krümmer kreisförmigen Querschnitts; Jül – 1000 – RB, 43 S. (1973)
- ACH88 Achenbach, E.: Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit für die Isolierung einer HTR-Heißgasleitung unter Berücksichtigung von freier Konvektion und Temperaturstrahlung; Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, S. 89/92 (1988)
- ACH91 Achenbach, E.: Computation of Heat Transfer Through a Horizontally Arranged HTR-Fibre Insulation; Nuclear Engineering and Design, No. 126, S. 379/386 (1991)

- ARA71a Aranovitch, E., Dufresne, J., Farfalatti-Casali, F., van Asselt, D.: Depressurization Tests on a Darchem Insulation System for High Temperature Gas Reactors; Contract of Collaboration No. 014-70-PiSGD GHH/KFA Jülich, EUR/C-IS/200/71.e, 49 S. (1971)
- ARA71b Aranovitch, E., Crutzen, S., Dufresne, J., Farfalatti-Casali, F.: Thermal Insulation Systems for Prestressed Concrete Vessels of High Temperature Gas Reactors; Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, S. 315/318 (1971)
- ARA72 Aranovitch, E., van Asselt, D.: Rapid Depressurization of a Multilayer Insulation System for High Temperature Gas Reactors; Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, (1972)
- AST78 N. N.: Standard Test Method for Steady-State Thermal Transmission Properties by Means of the Guarded Hot Plate; ANSI/ASTM C 177-76, 53 S. (1978)
- BAR85 Barnert, H., Bröckerhoff, P., Elter, C., Singh, J.: AVR-Umbau: Konzept der Primärgasleitungen und -anschlüsse; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 563/566 (1985)
- BEC31 Beckmann, W.: Die Wärmeübertragung in zylindrischen Gasschichten bei natürlicher Konvektion; Forschung im Ingenieurwesen, Band 2, Heft 5, S. 165/178 (1931)
- BOB70 Bobleter, A., Chiron, M., Grossin, R., Naudin, P.: THTR 300 MW<sub>el</sub> Darchem Insulation Tests; Société Bertin & Cie., Final Report, 164 S. (1970)
- BÖD84 Böder, H., Gruber, U., Popp, G.: Bauteile aus kohlenstoffaserverstärktem Kohlenstoff für Heißgasleitungen; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 641/652 (1984)
- BRÖ71 Bröckerhoff, P.: Druckentlastungsversuche und Besprechung weiterer Fragen; Reisebericht, 18 S. (1971)
- BRÖ73 Bröckerhoff, P.: Wärmeleitfähigkeit von Faserstoffen, Möglichkeiten der Berechnung; Jül – 992 – RB, 49 S. (1973)
- BRÖ74a Bröckerhoff, P., Scholz, F.: Untersuchungen an einer Folienisolierung in einem horizontalen Druckrohr; Jül – 1109 – RB, 126 S. (1974)
- BRÖ74b Bröckerhoff, P.: Druckentlastungsversuche an porösen Probekörpern; Tagungsbericht Reaktortagung des Deutschen Atomforums, S. 579/582 (1974)
- BRÖ75a Bröckerhoff, P.: Wärmeleitfähigkeit einer Faserisolierung für Hochtemperaturisolierungen; Chemieingenieurtechnik, 47. Jahrgang, Heft 18, S. 767 (1975) oder MS 277/75
- BRÖ75b Bröckerhoff, P., Scholz, F.: Untersuchungen an zwei gestopften Faserisolierungen in einem horizontalen Druckrohr; Jül – 1241, 102 S. (1975)
- BRÖ76 Bröckerhoff, P.: Testisolierungen für die Heißgasleitung der HHV-Anlage; Jül – 1334, 36 S. (1976)
- BRÖ77a Bröckerhoff, P., Scholz, F.: Wärmedämmverhalten von dicht gestopften Faserisolierungen bei hohen Temperaturen und Drücken; Verfahrenstechnik, 11. Jahrgang, Heft 4, S. 237/240 (1977)

- BRÖ77b Bröckerhoff, P.: Erste Messungen an einer Kohlesteinisolierung; Jül – 1430, 109 S. (1977)
- BRÖ77c Bröckerhoff, P.: Weitere Messungen an der konstruktiv verbesserten Kohlesteinisolierung; Heft 1, Jül – 1458, 134 S. (1977)
- BRÖ77d Bröckerhoff, P., Lang, H.: Stresses in Thermal Insulations of Hot Gas Ducts Caused by Temperature Gradients and Pressure Transients; Preprints of the Fourth International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Vol H: Structural Engineering of Prestressed Reactor Pressure Vessels, Paper H6/2, San Francisco (1977)
- BRÖ78a Bröckerhoff, P.: Insulation Systems for the Hot Gas Ducts of High Temperature Reactors and Their Behaviour at High Pressures and Temperatures; Journal of Non-Equilibrium Thermodynamics, Vol. 3, S. 231/243 (1978)
- BRÖ78b Bröckerhoff, P.: Weitere Untersuchungen an der konstruktiv verbesserten Kohlesteinisolierung; Heft 2, Jül – 1481, 51 S. (1978)
- BRÖ78c Bröckerhoff, P.: Verhalten der Kohlesteinisolierung unter dem Einfluß hoher axialer Druckgradienten; Jül – 1529, 49 S. (1978)
- BRÖ80a Bröckerhoff, P.: Messungen an einer Fasermattenisolierung; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 713/716 (1980)
- BRÖ80b Bröckerhoff, P.: Verhalten der Kohlesteinisolierung bei vertikaler Versuchsanordnung; Jül – 1659, 49 S. (1980)
- BRÖ81a Bröckerhoff, P.: Thermal Conductivity of Reactor Insulations; High Temperatures – High Pressures, Vol. 13, S. 701/709 (1981)
- BRÖ81b Bröckerhoff, P.: Einfluß von Druckgradienten auf die Wirksamkeit einer Fasermattenisolierung; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 447/450 (1981)
- BRÖ82a Bröckerhoff, P.: Investigations on Thermal Insulation; Proceedings of the Conference „Gas-Cooled Reactors Today“, Vol. 1, British Nuclear Energy Society (BNES), S. 145/150 (1982)
- BRÖ82b Bröckerhoff, P.: Experimentelle Untersuchungen an einem innen isolierten Heißgaskrümmern; Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, S. 113/116 (1982)
- BRÖ83a Bröckerhoff, P.: On the Thermal Conductivity of Ceramic Fibrous and Rigid Insulations; Plenum Press, Ed. J. G. Hust, Plenum Publishing Corporation, S. 369/379 (1983)
- BRÖ83b Bröckerhoff, P., Stausebach, D.: Erste Untersuchungen an einer gewickelten Fasermattenisolierung mit massiven Abstandhaltern aus faserverstärktem Kohlenstoff; Jül – 1840, 62 S. (1983)
- BRÖ83c Bröckerhoff, P., Stausebach, D.: Weitere Untersuchungen an einer Fasermattenisolierung mit massiven Abstandhaltern unter dem Einfluß axialer Druckgradienten; Jül – Spez – 221, 39 S. (1983)
- BRÖ84a Bröckerhoff P.: Wärmetechnische Untersuchungen an Isolationssystemen für Heißgasleitungen; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 604/612 (1984)

- BRÖ84b Bröckerhoff, P., Singh, J., Schmitt, H., Knaul, J., Hiltgen, H., Stausebach, D.: Status of Design and Testing of Hot Gas Ducts; Nuclear Engineering and Design, No. 78, S. 215/221 (1984)
- BRÖ84c Bröckerhoff P.: Research on Thermal Insulation for Hot Gas Ducts; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 27 (1984)
- BRÖ84d Bröckerhoff, P.: Abschlußbericht über die Untersuchungen am ISOBOX-System; Interner Bericht KFA-IRB-IB-2/84, 79 S. (1984)
- BRÖ86a Bröckerhoff, P.: Untersuchungen an einer Faserisolierung mit keramischen Abstandhaltern; Jül – Spez – 350, 56 S. (1986)
- BRÖ86b Bröckerhoff, P., Stausebach, D.: Druckentlastungsversuche an zwei Faser-mattenisulierungen; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 351/354 (1986)
- BRÖ87 Bröckerhoff, P., Zentis, A.: Wärmetechnische Untersuchungen an einer keramischen Isolierung; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 565/568 (1987)
- BRU75 Bruners, R., Lang, H., Noack, G.: Untersuchungen an einer Faserisolierung in der ARGAS-Anlage; Jül – 1227, 19 S. (1975)
- BUR84 Burger, R.: Entwicklung eines neuartigen Hochtemperatur-Isolierwerkstoffes und Anwendung im PNP-Projekt; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 344/363 (1984)
- BÜT84 Büttner, D., Fricke, J., Reiss, H.: Wärmeleitfähigkeit von evakuierten Hochtemperatur-Superisolationen unter variabler Druckbelastung – Einsatz der großen Zweiplattenapparatur LOLA I mit Schutzringen; Vakuum-Technik, 34. Jahrgang, Heft 1, S. 3/9 (1984)
- CHA74 Chaboseau, J., Cornille, Y., Chapelot, A., Patarin, L.: HTGR Component Testing; ANS Topical Meeting on Gas-Cooled Reactors: HTGR and GCFBR, CONF-740501, S. 162/175 (1974)
- CHE71 Chekhovskoi, V. Y., Petrov, V. A., Petrova, I. I., Lyukshin, E. N.: Thermal Conductivity of Pyrographite at High Temperatures; High Temperature, Vol. 9, No. 1, S. 80/84 (1971)
- COL75 Colquhoun, J., Davidson, J., Bolton, A. D.: The Design, Commissioning and Operation of Hinkley Point B AGR Power Station Pressure Vessel Insulation; Conference on Experience in the Design, Construction and Operation of Prestressed Concrete Pressure Vessels and Containments for Nuclear Reactors, The Institution of Mechanical Engineers, S. 101/109 (1975)
- COW67 Cowap, P. G., Furber, B. N.: The Performance of Stainless Steel Foil Insulation in a Helium Atmosphere; Dragon Project Report 462, 19 S. (1967)
- CZE52 Czerny, M., Genzel, L.: Energiefluß und Temperaturverlauf im Glasbad von Schmelzwannen als Folge von Wärmeleitung und Wärmestrahlung; Glastechnische Berichte 25, S. 387/392 (1952)
- DAV67 Davidson J.: The Heat Transfer Behaviour of Metallic Foil Insulation in

- High Pressure Gas; The Institution of Mechanical Engineers, Vol. 181, Part 31, S. 48/56 (1967)
- DEL69 Delort, Lecour, Soulier: Isolation Thermique par Toile et Toile Metallique; Deuxieme Reunion D'Information sur les Traveaux Relatives aux Cuves de Réacteur en Béton Precontraint et a leur Isolation, EURATOM, Brüssel, 14 S. (1969)
- DIN79 N. N.: Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Plattengerät, Durchführung und Auswertung; Deutsches Institut für Normung e. V., DIN 52612 Teil 1 (1979)
- DUB69 Dubois, F., Mauny, P., Bernard, A., Elleuch, M. F.: Nouveaux Types des Bétons Calorifuges pour Réacteurs Nucléaires; Contract Euratom No. 047-66-7 TEGF, C. E. A. No. 8454/r, 23 S. (1969)
- DUM85 Dumm, K., Klas, E., Stausebach, D.: Entwicklung von Heißgasleitungen für Hochtemperaturreaktoren im Temperaturbereich bis 950 °C; 3R International, 24. Jahrgang, Heft 9, S. 507/512 (1985)
- ELT85 Elter, C.: Die Heißgasleitungen des THTR-300 und ihre Weiterentwicklung; 3R International, 24. Jahrgang, Heft 9, S. 504/507 (1985)
- EUC32 Eucken, A.: Die Wärmeleitfähigkeit keramischer feuerfester Stoffe; Beilage zu „Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens“, Ausgabe B Band 3, VDI-Verlag GmbH, S. 1/16 (1932)
- EXN84 Exner, R.: Entwicklungsschritte zur Realisierung des He/He-Zwischenwärmetauschers (URKO) und Funktionsbeschreibung des Apparates; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 194/208 (1984)
- FEL73 Felten, P.: Assemblage et Fixation des Structures Isolantes de Céramique dans les Caissons de Béton des Réacteurs à Haute Température; Preprints of the Second International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paper H5/5, Berlin (1973)
- FUR69 Furber, B. N., Davidson, J.: The Thermal Performance of Porous Insulants in a High Pressure Gas Environment; Second Conference on Prestressed Concrete Reactor Vessels and Their Thermal Insulation, Paper No. 28, Brüssel (1969)
- FUR75 Furber, B. N., Hopkins, I. H. G., Stuart, R. A.: The Development of Criteria for the Design of Insulation for Nuclear Reactors; Conference on Experience in the Design, Construction and Operation of Prestressed Concrete Pressure Vessels and Containments for Nuclear Reactors, The Institution of Mechanical Engineers, S. 93/100 (1975)
- FUR82 Furber, B. N., Sheppard, M. A.: Liner Insulation for Gas-Cooled Reactors – 21 Years of Development; Proceedings of the Conference "Gas-Cooled Reactors Today", Vol. 1, British Nuclear Energy Society (BNES), S. 139/144 (1982)
- GAR75 Garrard, R. S., Salmons, B. H.: The Quality Assurance Function with Respect to the Design and Construction of Steel Structures for Pre-Stressed Nuclear Vessels; Conference on Experience in the Design, Construction and Operation of Prestressed Concrete Pressure Vessels and Containments for Nuclear Reactors, The Institution of Mechanical Engineers,

- S. 169/177 (1975)
- GHH70 N. N.: Heliumversuchskreislauf HVK, Anlagenbeschreibung; Gutehoffnungshütte Sterkrade AG, Abteilung Kerntechnik, 46 S. (1970)
- GHH71 N. N.: Rahmenprogramm für Versuche an Heißgasisolierungen im Entwicklungsprogramm Hochtemperaturreaktoren mit Heliumturbine großer Leistung (HHT); Gutehoffnungshütte Sterkrade AG, Abteilung Kerntechnik, 40 S. (1971)
- GHT72 N. N.: Metallic Metalisol Insulations, Test Synthesis; Groupement Industriel Français Pour les Réacteurs à Haute Température (GHTR), 49 S. (1972)
- GRÖ63 Gröber, H., Erk, S., Grigull, U.: Die Grundgesetze der Wärmeübertragung; 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg (1963)
- GRO65 Grosse, H., Scholz, F.: Der Hochdruck-Gaskanal; Thiemig, Kerntechnik, 7. Jahrgang, Heft 4, S. 150/158 (1965)
- HAG67 Hager, N. E., Steere, R. C.: Radiant Heat Transfer in Fibrous Thermal Insulation; Journal of Applied Physics, Vol. 38, No. 12, S. 4663/4668 (1967)
- HAM66 Hammeke, K., Pietralla, G., Presser, K. H.: Thermodynamische Stoffwerte von Luft, Kohlendioxid und Stickstoff bei hohen Temperaturen und Drücken; Jül – 383 – RB, 48 S. (1966)
- HAR70 Harth, R., Hammeke, K.: Thermodynamische Stoffwerte von Helium im Bereich von 0 – 3000 °C und 0,2 – 200 bar; Jül – 666 – RB, 99 S. (1970)
- HAR84 Harth, R., Nießen, H. F., Vau, V., Merken, R.: Vorstellung der Versuchsanlage EVA II und ihrer Aufgabenstellung; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 92/98 (1984)
- HED74 Hedgecock, P. D., Patriarca, P.: Materials Selection for Gas-Cooled Reactor Components; ANS Topical Meeting on Gas-Cooled Reactors: HTGR and GCFBR, CONF-740501, S. 525/559 (1974)
- HEL53 van der Held, E. F. M.: Der Strahlungsbeitrag an der Wärmeleitung; Allgemeine Wärmetechnik, 4. Jahrgang, Heft 11/12, S. 236/240 (1953)
- HEN76 Henßen, J., Lang, H., Lonzen, G., Noack, G.: Untersuchungen an einer Metallfolienisolierung in der ARGAS-Anlage und im Druckentlastungsversuchsstand; Jül – 1318, 50 S. (1976)
- HEN77 Henßen, J., Lang, H., Lonzen, G., Weise, H.-J.: Untersuchungen an einer Faserisolierung im Druckentlastungsversuchsstand; Jül – 1405, 34 S. (1977)
- HEN84a Henßen, J.: Anlage zum Dauertest von Isolierungen (ADI); Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 613/620 (1984)
- HEN84b Henßen, J., Lonzen, G., Bauer, R., Klas, E.: Test einer Heißgasleitung unter repräsentativen Bedingungen; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 101/104 (1984)
- HEN86 Henßen, J., Mauersberger, R., Kruschik, J.: Strömung und Wärmeüber-

- gang in Helium-Armaturen großer Nennweite; Tagungsbericht der Jahrestagung Kerntechnik, S. 121/124 (1986)
- HIS84 Hishida, M., Tanaka, T., Shimomura, H., Sanokawa, K.: Construction and Performance Tests of Helium Engineering Demonstration Loop (HENDEL) for VHTR; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 29 (1984)
- HOS74 Hosegood, S. B., Jones, H.: The Design and Development of Thermal Insulation for High Temperature Gas Cooled Reactors; ANS Topical Meeting on Gas-Cooled Reactors: HTGR and GCFBR, CONF-740501, S. 487/524 (1974)
- INE94 N. N.: Main Parameters of the HTR-10, Preliminary Design; INET, 38 S. (1994)
- IVE74 Mc. Iver, R. F., Sage, R. J., Simon, R., Harper, C.: Installation and Initial Performance of Experimental Duct Liners; Dragon Project Report 889, 46 S. (1974)
- JAN84 Jansing, W.: Vorstellung der KVK-Anlage und ihrer Aufgabenstellung; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 76/91 (1984)
- JAN84a Janßen, K., Persicke, H.: Graphitwerkstoffe für heißgasführende Komponenten; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 633/640 (1984)
- JON69 Jones, G.: Mechanical Properties of Fibrous Insulation Materials Considered for the Thermal Barrier for a Prestressed Concrete Reactor Vessel; Gulf General Atomic, U. S. Atomic Energy Commission, Contract AT (04-3)-633 Project 901, 42 S. (1969)
- JON74 Jones, G., Brislin, R. J.: Development Program for the Fort St. Vrain Thermal Barrier; The American Society of Mechanical Engineers, Annual Winter Meeting, Paper 74 – WA/HT – 1, New York, 8 S. (1974)
- JON75 Jones, H., Hedgecock, P. D.: Thermal Protection System for the Concrete Support Floor at Fort St. Vrain; Conference on Experience in the Design, Construction and Operation of Prestressed Concrete Pressure Vessels and Containments for Nuclear Reactors, The Institution of Mechanical Engineers, S. 111/118 (1975)
- KIN69 Kinkead, A. N., Pitchfort, B. E.: Performance of Thermal Insulation Immersed in Helium; Dragon Project Report 666, S. 26 (1969)
- KIR85 Kirchhoff, R., van Heek, H.: Betriebserfahrungen mit Hochtemperatur-Rohrleitungen in einer Versuchsanlage zur Kohlevergasung; 3R International, 24. Jahrgang, Heft 9, S. 513/518 (1985)
- KLA84a Klas, E., Bröckerhoff P.: Experimentelle Untersuchungen an einer Fasermattenisolierung für die Primärleitung einer HTR-Anlage; Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik, S. 97/100 (1984)
- KLA84b Klas, E.: Testergebnisse der sekundären Heißgasleitung (KVK); Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 621/632 (1984)

- KLA84c Klas, E.: Bauteilversuche für die primäre Heißgasleitung (HGL); Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 582/591 (1984)
- KNA84 Knaul, J.: Das Isolationskonzept mit Deckplatten und Halteelementen; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 566/581 (1984)
- KNI67 Knirsch, H., Schmiedel, F.: Behälterisolierungen für Hochtemperatur-Reaktoren mit Heliumkühlung; Euratom Information Meeting on Prestressed Concrete Reactor Vessels and Their Thermal Insulation; Brüssel (1967)
- KOG67 Koglin, B.: Der Wärmetransport in Schaumstoffen; Dissertation Berlin D 83, 87 S. (1967)
- KON78a Konuk, A.: Natural, Forced and Mixed Convection in Fibrous Insulation; Instituto de Energia Atômica, São Paulo, Publ. IEA 503, CEN – AFR 056, 98 S. (1978)
- KON78b Konuk, A., Rodriguez, F. A.: Temperature Distribution in a Coaxial Ring Duct for HTR Applications; Instituto de Energia Atômica, São Paulo, Publ. IEA 509, CEN – AFTR 57, 80 S. (1978)
- KON84 Kondo, J., Tadokoro, Y., Hishida, M., Okamoto, M., Tanaka, T., Sanokawa, K.: The Computer Programs for Analysing Two-Dimensional Permeation Flow Within Horizontal Thermal Insulation; Japan Atomic Energy Research Institute, JAERI – M 84 – 179, 54 S. (1984)
- KRA34 Kraußold, H.: Wärmeabgabe von zylindrischen Flüssigkeitsschichten bei natürlicher Konvektion; Forschung im Ingenieurwesen, 5. Band, Heft 4, S. 186/191 (1934)
- KRÄ73 Krämer, H., Noack, G.: Hochtemperatur-Helium-Versuchsanlage HHV; Sonderdruck aus dem Jahresbericht der Kernforschungsanlage Jülich GmbH, 5 S. (1973)
- KRU84a Kruschik, J., Berdan, F.: Auslegung und konstruktive Entwicklung des Klinger Heißgas-Axial-Ventils; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 499/516 (1984)
- KRU84b Kruschik, J., Hiltgen, H.: The Klinger Hot Gas Double Axial Valve; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 23 (1984)
- LAK71 Lakin, R. W.: Internal Insulation of Reinforced Concrete Pressure Vessels; Nuclear Engineering International, S. 337/343 (1971)
- LAN77 Lang, H., Weise, H.-J.: Druckentlastungsversuche an einer gestopften Faserisolierung in einem horizontalen Druckrohr; Jül – 1451, 25 S. (1977)
- LAN78 Lang, H., Weise, H.-J.: Druckentlastungsversuche an einem zylindrischen Kohlesteinrohr; Jül – 1535, 28 S. (1978)
- LAN82 Lang, H., Klas, E., Schumacher, G.: Thermische- und Druckentlastungsversuche an einem innenisolierten Angular-Kompensator mit zyklischer Auslenkung unter Helium bis 1000 °C und 35 bar; Jül – Spez – 181, 39 S. (1982)

- LAR59 Larkin, B. K., Churchill, S. W.: Heat Transfer by Radiation Through Porous Insulations; A. I. Ch. E. Journal, Vol. 5, No. 4, S. 467/474 (1959)
- MAU84 Mausbeck, H., Baust, E.: Situation des FE-Programms auf dem Gebiet der wärmeleitenden und wärmeaustauschenden Komponenten im Rahmen des PNP-Projektes; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 4a/30 (1984)
- MAU84a Mauersberger, R.: Facility for Endurance Tests of Thermal Insulations; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 28 (1984)
- MAU84b Mauersberger, R.: Vorlaufende Bauteiltests für die Heißgasleitungskonzepte; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 592/603 (1984)
- MEN84 Mendte, K., Maus, W.: Planungsanforderungen und Entwicklungsziele des He/He-Zwischenwärmehaushalters; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-I, S. 178/193 (1984)
- MIT79 N. N.: Progress Report, National Research & Development Program on Direct Steelmaking Using High Temperature Reducing Gas; Agency of Industrial Science and Technology (MITI), 131 S. (1979)
- MUL30 Mull, W., Reiher, H.: Der Wärmeschutz von Luftschichten, seine experimentelle Bestimmung und graphische Berechnung; Oldenbourg, Beihefte zum Gesundheits-Ingenieur, Heft 28, Reihe 1, 26 S. (1930)
- NAK84 Nakase, T., Midoriyama, S., Roko, K., Yoshizaki, A.: Two Layers Thermal Insulations Tests for Designing of Hot Gas Ducts; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 24 (1984)
- NAR69 Narinski, D. A., Sheinin, B. I.: Effective Thermal Conductivity of Steel Foil Insulation; High Temperature, Vol. 7, No. 3, S. 394/397 (1969)
- NAU72 Naudin, P., N. N.: Etat D'avancement des Techniques Françaises en Matière de Protection Thermique Pour Réacteurs Nucleaires; Scéance Technique 3/10 International Nuclear Industries Fair, Basel (1972)
- NFE85 N. N.: Nukleare Fernenergie, Zusammenfassender Bericht zum Projekt Nukleare Fernenergie (NFE); Jül – Spez – 303, 294 S. (1985)
- NOA77 Noack, G., Weiskopf, H.: Die Hochtemperatur-Helium-Versuchsanlage (HHV), Aufbau und Beschreibung der Anlage; Jül – 1403, 69 S. (1977)
- NUS13 Nusselt, W.: Die Übertragung der Wärme bei der Bone-Schnabel-Feuerung; Zeitschrift des Bayerischen Revisions-Vereins, Nr. 13 und 14, 17. Jahrgang, S. 125/127 und S. 137/139 (1913)
- POE12 Poensgen, R.: Ein technisches Verfahren zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit plattenförmiger Stoffe; Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, Nr. 56, S. 1643 (1912)
- POL62 Poltz, H.: Einfluß der Wärmestrahlung auf die Isolierwirkung poröser Dämmschichten; Allgemeine Wärmetechnik, Band 11, Heft 4, S. 64/71 (1962)

- SAI94 Saito, S., N. N.: Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR); Japan Atomic Energy Research Institute 1332, 247 S. (1994)
- SCH27 Schmidt, E.: Wärmeschutz durch Aluminiumfolie; VDI-Zeitschrift, Band 71, Nr. 40, S. 1395/1400 (1927)
- SCH61 Schmidt, Th. E.: Über die Wärmeleitfähigkeit von Isolierstoffen; Forschung auf dem Gebiet des Ingenieur-Wesens, Band 27, S. 10/14 (1961)
- SCH65 Schmidt, E.: Ausströmen von Gasen aus Behältern hohen Innendrucks; Chemie-Ingenieur-Technik, 37. Jahrgang, Nr. 11, S. 1091/1094 (1965)
- SCH81 Schumacher, G.: PNP-spezifische Versuchseinrichtungen; Technischer Bericht, 82 S. (1981)
- SIG N. N.: Datensammlung der Firma Sigr
- STA84 Stausebach, D.: Planungsanforderungen und Ziele der Entwicklungsaufgaben an Heißgasleitungen; Schriftenreihe „Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen“, ISSN 0175-2553, Band 16-II, S. 550/565 (1984)
- STE84 Stehle, H., Klas, E.: Status of the Development of Hot Gas Ducts for HTRs; Specialists' Meeting on Heat Exchanging Components of Gas-Cooled Reactors, International Atomic Energy Agency IWGGCR-9, Paper No. 25 (1984)
- STR60 Strong, H. M., Bundy, F. P., Bovenkerk, H. P.: Flat Panel Vacuum Thermal Insulation; Journal of Applied Physics, Vol. 31, No. 1, S. 39/50 (1960)
- TAR67 Tarbès, B., Menestrier, S.: Pumice Concrete, Thermal Insulator in a Gas Under Pressure; The Institution of Mechanical Engineers, Vol. 181, Part 31, S. 41/47 (1967)
- TEB92 Tebroke, Th., Achenbach, E.: Berechnung des Wärmetransportes durch einen waagerechten porösen Ringspalt infolge Leitung, Strahlung und Konvektion bei variablen Stoffwerten; Jül – 2586, 123 S. (1992)
- THI59 Thipgen, J. J., Short, B. E.: The Apparent Thermal Conductivity of Fibrous Materials; Transactions of the ASME, Paper A – 293, S. 1/8 (1959)
- TYE83 Tye, R. P., Desjarlais, A. O.: Factors Influencing the Thermal Performance of Thermal Insulations for Industrial Applications; ASTM STP 789, F. A. Govan, D. M. Greason and J. D. McAllister, Eds., American Society for Testing and Materials, S. 733/748 (1983)
- VER51 Verschoor, J. D., Greebler, P., Manville, N. J.: Heat Transfer by Gas Conduction and Radiation in Fibrous Insulations; Transactions of the ASME, Paper 51 – A – 54, S. 961/968 (1951)
- WEY71 von der Weyden, H. D.: Eine Versuchsreihe zum Studium des Verhaltens von metallischen Isolierungen in Helium; Preprints of the First International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Part H: Prestressed Concrete Pressure Vessels, Paper H6/6, Berlin (1971)
- WIL71 Williams, A. J.: Investigation into Structural Behaviour of Insulation of the Prestressed Concrete Pressure Vessels of Wylfa Nuclear Power Station; Preprints of the First International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Part H: Prestressed Concrete Pressure Vessels, Paper H6/5, Berlin (1971)

- YAS82 Yasuno, T., Okamoto, Y., Aochi, T.: Design and Component Test Programme for the Experimental VHTR; Proceedings of the Conference "Gas-Cooled Reactors Today", Vol. 1, British Nuclear Energy Society (BNES), S. 125/132 (1982)
- ZEH64 Zehender, H.: Einfluß der freien Konvektion auf die Wärmeleitfähigkeit einer leichten Mineralfasermatte bei tiefen Temperaturen; Kältetechnik, Band 16, Heft 10, S. 308/311 (1964)

## 11 Nomenklatur

### *Lateinische Formelzeichen*

A	$m^2$	Fläche
a	-	Vorfaktor, Verhältnis, Polynomkoeffizient
a	m/s	Schallgeschwindigkeit
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	Aluminiumoxid
B	$m^2$	Permeabilität
C	$m^{-1}$	Druckverlustbeiwert
c	Ws/(kgK)	Spezifische Wärmekapazität
CO <sub>2</sub>	-	Kohlendioxid
d	m, mm	Dicke
D	m, mm	Durchmesser
F	-	Faktor für Geometrie und Absorption
F	N	Kraft
f	-	Ausflußfaktor
f	$s^{-1}$	Frequenz
g	$m/s^2$	Erdbeschleunigung
H	-	Größe zur Erfassung der Orientierung
H	m	Höhe
He	-	Helium
k	m	Extinktionszahl
L	m	Freie Weglänge
L	m	Länge
M	kg/kmol	Molmasse
m	-	Größe zur Erfassung der Adsorption
$\dot{m}$	kg/s	Massenstrom
n	$m^2$	Brechungsverhältnis
N <sub>2</sub>	-	Stickstoff
p	bar	Druck
$\dot{Q}$	kW, W	Wärmestrom
$\dot{q}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte, Wärmeverlust
R	J/(kgK)	Gaskonstante
r	m, mm	Radius
s	mm	Vorschub
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	-	Siliziumnitrit
SiO <sub>2</sub>	-	Siliziumoxid
T	°C, K	Temperatur
t	h, min, s	Zeit
V	m <sup>3</sup>	Volumen
v	m/s	Geschwindigkeit
x	m	Koordinate, Lauflänge, Spaltweite

x	mV	Druckanzeige
y	m	Koordinate
ZrO <sub>2</sub>	-	Zirkonoxid

**Griechische Formelzeichen**

$\alpha$	K <sup>-1</sup>	Ausdehnungskoeffizient
$\beta$	K <sup>-1</sup>	Ausdehnungskoeffizient
$\Delta$	-	Differenz
$\delta$	$\mu\text{m}$	Faserdurchmesser
$\varepsilon$	-	Emissionszahl, Verhältnis (Strahlung)
$\varepsilon$	%	Porosität
$\eta$	kg/(ms)	Dynamische Zähigkeit
$\Theta$	-	Zylindrische Winkelkoordinate
$\kappa$	-	Adiabatexponent
$\lambda$	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeit
$\pi$	-	Druckverhältnis, Kreiszahl
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\sigma$	W/(m <sup>2</sup> h <sup>4</sup> )	Strahlungszahl
$\sigma$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung
$\Psi$	-	Stromfunktion

**Indizes**

A	Geometrie
a	absolut
B	Biege, Blende
CO <sub>2</sub>	Kohlendioxid
eff	effektiv
F	Feststoff
G	Gas
g	gesamt
h	heiß
He	Helium
I	Isolierung
i	Anzahl
k	kalt
K <sub>1</sub> , K <sub>2</sub>	Konvektion
kr	kritisch
L	Luft
max	maximal
N <sub>2</sub>	Stickstoff
0	Anfangszustand
p	bei konstantem Druck
Pr	Probe, Testkörper
s	schein
S	Schall, Strahlung
t	tatsächlich
U	Umgebung, Unterschall
W	Wasser

**Kennzahlen**

Da	-	Darcy-Zahl
Fo	-	Fourier-Zahl
Gr	-	Grashof-Zahl
Nu	-	Nusselt-Zahl
Pe	-	Peclet-Zahl
Pr	-	Prandtl-Zahl
Ra	-	Rayleigh-Zahl

**Abkürzungen**

ADI	Anlage zum Dauertest von Isolierungen
AGR	Advanced Gas (Cooled) Reactor
ARG	Allgemeine Rohrleitungsbau GmbH
ARGAS	ARGONGAS
AVR	Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor
BBC	Brown Boveri & Cie
BBK	Brown Boveri Krupp
BST	Brown Boveri-Sulzer Turbomaschinen
CAFL	Compagnie des Ateliers et Forges de la Loire
CEA	Commissariat à l'Énergie Atomique
CFC	Carbon Fibre Composite
CL	Creusot Loire
EDF	Electricité de France
ERANS	Engineering Research Association of Nuclear Steelmaking
EVA	Einzelrohr-Versuchsanlage
FZJ	Forschungszentrum Jülich
GA	General Atomic
GAST	Gasgekühltes-Sonnenturm-Kraftwerk
GHH	Gutehoffnungshütte
GHT	Gesellschaft für Hochtemperaturreaktor-Technik
HD	Hochdruck(gaskanal)
HENDEL	Helium Engineering Demonstration Loop
HHT	Hochtemperaturreaktor mit Heliumturbine
HHV	Hochtemperatur Helium Versuchsanlage
HRB	Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH
HTR	Hochtemperaturreaktor, High Temperature Reactor
HTTR	High Temperature Test Reactor
HVK	Heliumversuchskreislauf
ICI	Imperial Chemical Industries
IEA	Instituto de Energia Atômica
IGV	Institut für Grenzflächenforschung und Vakuumtechnik
INET	Institute of Nuclear Energy Technology
INTERATOM	Internationale Reaktorbau GmbH
IRB	Institut für Reaktorbauelemente
ISOBOX	Isolationsboxen
ITP	Institut für Technische Physik
JAERI	Japan Atomic Energy Research Institute
KFA	Kernforschungsanlage (Jülich)
KHI	Kawasaki Heavy Industry
KVK	Komponenten-Versuchs-Kreislauf
KWU	Kraftwerkunion

MAN	Maschinenfabrik Augsburg Nürnberg
MHD	Magneto Hydrodynamik
MITI	Ministry of International Trade and Industry
NFE	Nukleare Fernenergie
NPG	Nuclear Power Group
NPW	Nukleare Prozeßwärme
PBMR	Pebble Bed Modular Reactor
PNP	Prototyp-Anlage Nukleare Prozeßwärme
RWTH	Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (Aachen)
THTR	Thorium-Hochtemperatur-Reaktor

