



KfK 2856  
Dezember 1980

**Stationäre, lokale  
Temperaturfelder bei  
turbulenter Natriumströmung  
in nominellen und gestörten  
Bündelgeometrien mit  
gitterförmigen  
Abstandshaltern**

R. Möller, H. Tschöke, M. Kolodziej  
Institut für Reaktorbauelemente  
Projekt Schneller Brüter

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Institut für Reaktorbauelemente

Projekt Schneller Brüter

KfK 2856

STATIONÄRE, LOKALE TEMPERATURFELDER BEI TURBULENTER  
NATRIUMSTRÖMUNG IN NOMINELLEN UND GESTÖRTEN BÜNDELGEOMETRIEN  
MIT GITTERFÖRMIGEN ABSTANDSHALTERN

R. Möller, H. Tschöke, M. Kolodziej

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
ISSN 0303-4003

KURZFASSUNGSTATIONÄRE, LOKALE TEMPERATURFELDER BEI TURBULENTER NATRIUM-  
STRÖMUNG IN NOMINELLEN UND GESTÖRTEN BÜNDELGEOMETRIEN MIT  
GITTERFÖRMIGEN ABSTANDSHALTERN

Die Betriebssicherheit von Kernreaktoren erfordert eine zuverlässige Festigkeitsanalyse der hochbelasteten Kernelemente. Voraussetzung dafür ist u.a. die zuverlässige Bestimmung der dreidimensionalen Geschwindigkeits- und Temperaturfelder. Zur Verifizierung geeigneter thermohydraulischer Rechenprogramme wurden an einem beheizten, natriumdurchströmten 19-Stabbündel-Modell mit gitterförmigen Abstandshaltern ( $P/D = 1.30$ ;  $W/D = 1.19$ ) umfangreiche lokale Temperaturmessungen in den Stabhüllen der kritischen Bündelzonen durchgeführt. Die wichtigsten Ergebnisse sind: (1) Außerhalb der gitterförmigen Abstandshalter sind bei der untersuchten Bündelgeometrie die azimutalen Temperaturvariationen der Wand- und Eckstabhüllen etwa um den Faktor 10 größer als bei Stäben in der Bündelzentralzone. (2) Die untersuchten gitterförmigen Abstandshalter erzeugen im direkten Bereich der Abstützpunkte große örtliche Temperaturspitzen und entsprechend große Temperaturgradienten in axialer und azimutaler Richtung. (3) Die kontinuierliche Verkleinerung eines Unterkanals durch Stabverbiegung führt zu starken Temperaturerhöhungen, die jedoch auf die angrenzenden Hüllrohrzonen begrenzt sind.

STEADY-STATE, LOCAL TEMPERATURE FIELDS WITH TURBULENT  
SODIUM FLOW IN NOMINAL AND DISTURBED BUNDLE GEOMETRIES WITH  
SPACER GRIDS

---

ABSTRACT

The operating reliability of nuclear reactors calls for a reliable strength analysis of the highly loaded core elements, one of its prerequisites being the reliable determination of the three-dimensional velocity and temperature fields. To verify thermohydraulics computer programs, extensive local temperature measurements in the rod claddings of the critical bundle zone were performed on a heated 19-rod bundle model with sodium flow and provided with spacer grids ( $P/D = 1.30$ ;  $W/D = 1.19$ ). These are the essential results obtained:

- Outside the spacer grids the azimuthal temperature variations of the side and corner rods are greater by approximately the factor 10 in the bundle geometry under consideration as compared to rods in the central bundle zone.
- The spacer grids investigated give rise to great local temperature peaks and correspondingly great temperature gradients in the axial and azimuthal directions immediately around the support points.
- Continuous reduction of a subchannel by rod bowing results in substantial rises of temperature which, however, are limited to the adjacent cladding tube zones.

<u>INHALT</u>	Seite
1. Problem und Zielsetzung	1
2. Testeinrichtung	2
3. Instrumentierung	3
4. Versuchsdurchführung und Versuchsprogramm	4
4.1 Azimutale Temperaturverteilungen in den Hüllen von Wand- und Eckstab als Funktion der beheizten Länge	5 5
4.2 Axiale und azimutale Hüllwand-Temperaturverteilungen im Bereich der gitterförmigen Abstandshalter	5
4.3 Änderung der azimutalen Temperaturvariationen bei Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone	6
5. Versuchsergebnisse	6
5.1 Azimutale Temperaturverteilungen in den Hüllen von Wand- und Eckstab als Funktion der beheizten Länge	6
5.2 Axiale und azimutale Hüllwand- Temperaturver- teilungen im Bereich der gitterförmigen Abstands- halter	9
5.3 Änderung der azimutalen Temperaturvariationen bei Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone	10
6. Zusammenfassung	12
7. Schlußbemerkungen	14
Nomenklatur	15
Literatur	16
Verzeichnis der Abbildungen	17

## 1. PROBLEM UND ZIELSETZUNG

Die zuverlässige Bestimmung der dreidimensionalen Temperaturfelder in den hochbelasteten Bauteilen von LMFBR-Kernelementen, insbesondere den Brennstab-Hüllen, ist eine entscheidende Voraussetzung für die Festigkeitsanalyse. Eine notwendige Voraussetzung für die Betriebssicherheit bei stationären, einphasigen Kühlbedingungen ist, daß vorgegebene maximale Temperaturen und Temperaturgradienten in den Bauteilen nicht überschritten werden.

Die thermohydraulische Kernelement-Auslegung erfolgt bis heute ausschließlich mit der sogenannten Unterkanalanalyse (SUBCHANNEL-Analysis). Dabei handelt es sich um globale Rechenprogramme, mit denen in axialen Schritten ausschließlich Mittelwerte von Massenstrom und Temperatur in den Bündel-Unterkanälen berechnet werden.

Abschätzungen örtlicher Temperaturverteilungen auf der Basis mittlerer Unterkanaltemperaturen sind notwendig und übliche Praxis. In den Zonen ungleichmäßiger Strömungs- und Temperaturverteilung sind solche Abschätzungen jedoch nur dann zuverlässig, wenn die erforderlichen Eingabegrößen der globalen Rechenprogramme durch lokale Rechenmethoden ermittelt wurden und letztere an geeigneten, sorgfältigen Experimenten kalibriert werden konnten. Die Schließung der auf diesem Gebiet vorhandenen Lücken muß schrittweise angestrebt werden.

Erste konkrete Schritte in diese Richtung werden im Kernforschungszentrum Karlsruhe seit einigen Jahren durchgeführt. Für den fluid-dynamischen Bereich sind dies die experimentellen Arbeiten von REHME und TRIPPE /1,2,3/. Ergänzt werden diese experimentellen Vorhaben durch die Entwicklung des thermohydraulischen Codes VITESSE von SLAGTER bei ECN-Niederlande/4/. Für den thermodynamischen Bereich wurden umfangreiche Messungen lokaler Temperaturverteilungen an einem natriumdurchströmten 19-Stabbündel-Modell mit gitterförmigen Abstandshaltern durchgeführt. Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen lag bei der Vermessung der 3D-Temperaturverteilungen in den Hüllrohren der thermisch kritischen Bündelzonen (Kastenwandzone,



Abstandshalterzone). Die Auswirkungen der Abstandshalter sowie einer starken Stabverbiegung auf die Hülltemperaturen wurden ebenfalls untersucht.

Die Ergebnisse dieser detaillierten Temperaturmessungen vermitteln erstmals einen außerordentlich guten Gesamtüberblick über die wirklichen thermischen Verhältnisse einer simulierten Brennelementanordnung. Sie dienen zur Verifikation von thermo-hydraulischen Rechenprogrammen, deren derzeitiger Entwicklungsstand allerdings noch verbessert werden muß.

## 2. TESTEINRICHTUNG

Als repräsentatives Modell für große Stabbündel schneller Natriumgekühlter Reaktoren (SNR-Baureihe) wurde ein 19-Stabbündel ( $P/D = 1.30$ ;  $W/D = 1.19$ ) gewählt, Abb.1. Die elektrisch hochbelastbaren Brennstab-Simulatoren ( $9,0 \text{ mm } \varnothing$ ) sind durch gitterförmige Abstandshalter in einem hexagonalen Führungsrohr fixiert. Die charakteristischen Merkmale der Teststrecke sind:

- Drei benachbarte, kontinuierlich um  $360^\circ$  drehbare Stäbe im Kastenwandbereich;
- vier axial um jeweils  $180 \text{ mm}$  ( $\cong 27 \bar{D}_h$ ) versetzte Meßebenen (MP) mit jeweils zwei gegenüberliegenden Hüllwand-Thermoelementen (TC) in allen drehbaren Stäben;
- weitere Hüllwand-Thermoelemente in den festen Stäben und auf der äußeren Kastenwand;
- vier axial über die Meßebenen hinweg verschiebbare, funken-erodierte Abstandshalter;
- eine Einrichtung zur Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone;
- die Einrichtungen zur Stabdrehung und Stabverbiegung gestatten die kontinuierliche Einstellung der Meßpositionen während des Versuchsbetriebes bei allen Betriebsbedingungen;
- Beheizungsmöglichkeiten der Brennstab-Simulatoren von 1 bis 19 Stäben.

Weitere Einzelheiten der Testeinrichtung sind in /5/ beschrieben.

### 3. INSTRUMENTIERUNG

Notwendige Voraussetzungen für qualitativ gute Meßergebnisse und deren Übertragung auf Reaktorverhältnisse sind u.a.:

- . Hohe Belastbarkeit und Betriebssicherheit der Brennstabsimulatoren
- . Gute thermische Simulationseigenschaften
- . Störungsfreie und betriebssichere Instrumentierung der Stabhüllen

Bei der Auswahl des optimalen Heizstab-Konzeptes konnte auf einer von CASAL et al /6,7/ durchgeführten Heizstabentwicklung aufgebaut werden. Hohe Belastbarkeit, gleichmäßige Leistungserzeugung und Betriebssicherheit sowie geringe Fertigungstoleranzen waren die wesentlichen Gründe für die Verwendung eines rohrförmigen Heizleiters mit Bornitrid (BN) als Isolationsmaterial. Die Fragen der thermischen Simulationseigenschaften wurden von MALANG und RUST /8/ in umfangreichen Parameterstudien rechnerisch untersucht.

Im Vergleich zu sonst üblichen Kühlmitteln weisen Flüssigmetalle einen bis zu 2 Größenordnungen höheren Wärmeübergang auf. Aus diesem Grunde werden an die Temperaturmeßtechnik in thermo-hydraulischen Experimenten erhebliche Anforderungen gestellt. Der in Abb. 2 schematisch dargestellte Temperaturverlauf in der Hülle und im Kühlkanal veranschaulicht dies. Meßfehler durch Messen am falschen Ort und ungeeignete Materialkombinationen wirken sich bei Flüssigmetallexperimenten wegen der kleinen zu messenden und zu verarbeitenden Temperaturdifferenzen ( $< 20$  K) sehr stark aus. Dies erklärt unter anderem die große Streubreite von experimentellen Daten in der Literatur.

Eine ausführliche Parameterstudie zur Analyse der beim Einsatz von eingelöteten Hüllwand-Mantelthermoelementen auftretenden Probleme wurde in einer früheren Arbeit /9/ durchgeführt. Diese führte zur Entwicklung von Spezial-Thermoelementen mit Bornitrid-Isolation im Bereich der Meßspitze /10/, die in die Außenzonen der Stabhüllen (Zonen größter Temperaturvariationen) mit NiCr-Lot

eingelötet sind. Damit wird das örtliche Wärmestrom- und Temperaturfeld praktisch nicht gestört.

Zur Ermittlung von örtlichen Wärmeübergangszahlen ist u.a. die exakte Bestimmung der lokalen Oberflächentemperaturen aus gemessenen Wandtemperaturen notwendig. Dies geschieht unter Verwendung der Ergebnisse einer speziell hierfür entwickelten Eichmethode, der sogenannten Doppelwandmethode /11/.

Die im 19-Stabbbündel-Modell realisierte Hüllwand-Instrumentierung mit BN-Thermoelementen sowie der Stabaufbau gehen aus Abb. 3 hervor.

#### 4. VERSUCHSDURCHFÜHRUNG UND VERSUCHSPROGRAMM

Die Experimente wurden in einem Natrium-Prüfstand durchgeführt, der für folgende Betriebsbedingungen ausgelegt ist:

Fördermenge  $\leq 60 \text{ m}^3/\text{h}$ ;

Förderhöhe  $\leq 4 \text{ bar}$ ;

Natriumtemperatur  $\leq 650^\circ\text{C}$ ;

Kühlleistung  $\leq 520 \text{ kW}$ ;

Natrium-Reinheit  $\leq 20 \text{ ppm Oxid}$ .

Folgende Parameter wurden bei diesen Experimenten variiert:

- Beheizung	1 bis 19 Stäbe
- mittlere Wärmestromdichte an der Staboberfläche	50 ... 105 $\text{W}/\text{cm}^2$
- mittlere Reynoldszahl $\overline{Re}$	3,3 ... 18,3 · 10 <sup>4</sup>
- mittlere Pécletzahl $\overline{Pe}$	155 ... 860
- mittlere Natriumgeschwindigkeiten im Bündel $\overline{u}$	1,5 ... 8,3 $\text{m}/\text{s}$
- mittlere Natriumtemperaturen	250 ... 520 <sup>o</sup> C
- Drehwinkel $\varphi$ der drehbaren Stäbe	0 ... 360 <sup>o</sup>
- axialer Verschiebeweg der Abstandshalter	0 ... 107 mm

In drei Versuchsserien wurden im einzelnen untersucht:

#### 4.1 Azimutale Temperaturverteilungen in den Hüllen von Wand- und Eckstab als Funktion der beheizten Länge.

Die Meßebenen MP1 bis MP4 hatten in Strömungsrichtung jeweils 149 mm ( $\cong 22 \overline{D}_h$ ) Abstand von den Abstandshaltern. Durch gezielte Massenstromverteilung in der Kastenwandzone des Bündels (unterschiedliche Gitterversperrungen in den Unterkanälen  $\epsilon_G$ ) können die Abstandshalter einen wesentlichen Einfluß auf die azimutalen Temperaturverteilungen in den Stabhüllen der Randstäbe haben, vergleiche /2/. Die Unterschiede der Abstandshalter-Versperrungen in den maßgebenden Wandkanalzonen der untersuchten 19-Stabbündel-Geometrie waren relativ gering ( $\epsilon_G$ -Wandkanal  $\approx 26 \%$ ;  $\epsilon_G$  - Zentralkanal  $\approx 20 \%$ ), so daß der Einfluß der Abstandshalter auf die Hüllwand-Temperaturverteilungen in diesem Fall von untergeordneter Bedeutung ist.

Diese Aussage basiert auf noch nicht veröffentlichten Messungen und kann als grobe Abschätzung auch aus den in /2/ durchgeführten Extrapolationen auf andere Geometrieverhältnisse abgeleitet werden.

#### 4.2 Axiale und azimutale Hüllwand-Temperaturverteilungen im Bereich der gitterförmigen Abstandshalter

Der funkenerodierte Abstandshalter kann durch das flexible Fertigungsverfahren nach thermohydraulischen Kriterien optimiert werden, deshalb wurde dieser Abstandshalter-Typ in den Experimenten verwendet. Er unterscheidet sich von der Reaktorausführung geringfügig an den Abstützstellen, dies ist bei der Beurteilung der Ergebnisse in Rechnung zu stellen, hat jedoch für die Kalibrierung von Rechenprogrammen keine Bedeutung.

#### 4.3. Änderung der azimuthalen Temperaturvariationen bei Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone

Im Bereich der drehbaren Stäbe wurden durch gezielte Verbiegung des Stabes 4 (Abb. 15) die umgebenden Unterkanäle oberhalb des Gitters kontinuierlich verändert. Zu diesem Zweck wurde die Abstützung des Stabes 4 im Abstandshalter SG 4 entfernt. Der Heizstab wurde an seinem Ende in einem Biegearm so fixiert, daß er in drei Abstandshalterebenen geführt und an seinem freien Ende gebogen werden konnte. Die erzeugten Stabverbiegungen unterscheiden sich bezüglich der Biegelinie und zum Teil bezüglich der Größe von jenen, wie sie in einem Reaktorburnelement zu erwarten wären.

### 5. VERSUCHSERGEBNISSE

#### 5.1. Azimutale Temperaturverteilungen in den Hüllen von Wand- und Eckstab als Funktion der beheizten Länge.

Typische gemessene Hüllwand-Temperaturprofile in den vier Meßebenen MP1 bis MP4 sind in den Abb. 4 und 5 über dem Umfangswinkel  $\varphi$  aufgetragen. Bei allen Hüllwandtemperaturen handelt es sich um Meßwerte der BN-Thermoelemente, deren Meßstellen im Mittel 0,25 mm unter der Hüllenoberfläche installiert waren. Punkte und Kreise (letztere sind um  $180^\circ$  versetzt eingezeichnet) symbolisieren die Meßwerte jeweils gegenüberliegender Thermoelemente auf achsparallelen Linien A bzw. B.

Man erkennt aus beiden Abb. eine allmähliche Ausbildung der Temperaturprofile am Stabumfang mit zunehmender beheizter Länge. Ab Meßebene MP2 ergibt sich eine Ähnlichkeit mit den folgenden Profilen.

Die Wandstab-Hülle weist für diese Geometrie im Wandbereich ein ausgeprägtes Temperatur-Minimum auf (stark überkühlte Wandkanäle)

und zur Bündelmitte hin ein Maximum. Die Eckstab-Hülle weist dagegen zwei Temperatur-Minima auf (Wandkanal-Bereiche) und zwei Maxima (Kastenecke und Richtung Bündelmitte). Dies führt bei vergleichbaren maximalen Temperaturdifferenzen  $\Delta\theta_\varphi$  zu größeren Temperaturgradienten  $\partial\theta/\partial\varphi$  als beim Wandstab.

Auffällig sind die asymmetrischen Temperaturprofile beim Eckstab, die zu unterschiedlichen Temperaturdifferenzen  $\Delta\theta_\varphi$  in den Bereichen  $0^\circ \leq \varphi \leq 180^\circ$  bzw.  $180^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ$  führen (Abb. 5). Die Hauptgründe hierfür sind toleranzbedingte Geometrieabweichungen im Modell-Stabbündel von der Ideal-Geometrie.

(Spiel zwischen Stäben und Gitterstützpunkten  $\pm 0.05$  mm, zwischen Gitter und Kasten  $\pm 0.15$  mm).

Der Einfluß der beheizten Länge  $L_H$  und der Pécletzahl (Natrium-Stoffwerte nach /12/) auf die maximalen azimuthalen Temperaturdifferenzen von Wand- und Eckstab sind in Abb. 6 bzw. Abb. 7 in dimensionsloser Form dargestellt. Die Meßpunkte stammen aus zwei Bündelmodellen mit gleichem Aufbau (volle bzw. offene Symbole) und jeweils aus einer Reihe von Versuchen bei Wärmestromdichten an der Staboberfläche von 50, 70 und  $105 \text{ W/cm}^2$ . Beim Eckstab (Abb. 7) handelt es sich um gemittelte Werte aus den gemessenen maximalen Temperaturdifferenzen in den Bereichen  $0 \leq \varphi \leq 180^\circ$  und  $180^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ$ .

Beide Abb. zeigen deutlich, daß die thermische Einlauflänge (die Hüllwandtemperaturen werden als Maß dafür benutzt), mit wachsender Pe-Zahl zunimmt. Bei  $\overline{Pe} \geq 350$  ist diese Zunahme fast linear. Bei kleineren Pe-Zahlen (Beispiel  $\overline{Pe} = 155$ ,  $\overline{Re} \approx 30.000$ ) scheint im Eckstab-Bereich durch Mischkonvektion der thermische Einlauf nach  $L_H/\overline{D}_h \approx 100$  beendet zu sein.

Zur besseren Übersicht ist der Einfluß der Pe-Zahl auf die maximalen azimuthalen Temperaturdifferenzen von Wand- und Eckstab für die Meßebene MP4 ( $L_H/\overline{D}_h = 97,2$ ) in Abb. 8 dargestellt.

Im untersuchten Bereich  $155 \leq \overline{Pe} \leq 860$ ) steigt  $\Delta T_{\psi}$  um den Faktor 3 bis 4 an.

Zur Erzeugung besonders großer Temperaturgradienten, und damit entsprechend großer Impuls- und Wärmetransportvorgänge über die Unterkanalgrenzen hinweg, wurde nur der Eckstab 11 beheizt. Der Wandtemperaturverlauf am Stabumfang in den Meßebenen MP1 bis MP4 ist in Abb. 9 für die Versuchsbedingungen  $\overline{Pe} = 153$  und  $\overline{q} = 90 \text{ W/cm}^2$  dargestellt. Die Symbole entsprechen jenen der Abbn. 4 und 5. Die durchgezogenen Linien sind Mittelwertkurven. Im Gegensatz zum Fall der gleichmäßigen Beheizung aller Stäbe (Abb. 5, 2 Temperatur-Maxima und Minima beim Eckstab) stellt sich in diesem Sonderfall ein ausgeprägtes Temperatur-Maximum im Bereich der Kastenecke und ein Minimum zur Bündelmitte hin ein. Die entsprechenden Temperaturprofile der unbeheizten Nachbarstäbe 12 und 3 zeigt die Abb. 10. Ihre Temperatur-Maxima und Minima liegen erwartungsgemäß an den dem beheizten Stab zu- bzw. abgewandten Seiten. Die maximalen Umfangsvariationen und entsprechend die größten, örtlichen Temperaturgradienten der unbeheizten Stäbe sind von der gleichen Größenordnung wie die des beheizten Stabes.

Vergleichende Betrachtungen einiger der vorgestellten Ergebnisse mit Experimenten von SUBBOTIN et al. /13/ und bewertende Kommentare wurden in /14/ angestellt. Versuche von Nachrechnungen eines experimentellen Ergebnisses mit dem SUBCHANNEL-Code ARTIS und die dabei auftretenden Probleme wurden in /14, 15/ beschrieben. Nachrechnungen einiger experimenteller Ergebnisse wurden von WOLF, YEUNG und WONG /16/ sowie von EIFLER /17/ durchgeführt.

## 5.2 Axiale und azimutale Hüllwand-Temperaturverteilungen im Bereich der gitterförmigen Abstandshalter

Typische örtliche Temperaturspitzen in den Hüllen, die durch Gitter-Abstützpunkte erzeugt werden können, zeigt Abb. 11. Die dargestellten Kurven für die axiale Änderung der Hüllwandtemperaturen ergeben sich, wenn das Gitter SG4 mit seinen Stützpunkten über die Meßstellen TC75, 92, 93, 95 in Meßebene MP4 hinweg verschoben wird. (Die einzelnen Kurven sind zur übersichtlichen Darstellung entkoppelt gezeichnet, auch in Abb. 12). In Strömungsrichtung gesehen sind bis kurz vor dem Gitter keine Temperaturänderungen festzustellen. Im Bereich der Gitterunterkante steigen die Hüllrohrtemperaturen dann steil an, erreichen am Abstützpunkt auf halber Gitterhöhe ein mehr oder weniger ausgeprägtes Maximum, und fallen im Bereich der Gitteroberkante wieder auf die Temperaturen vor dem Gitter ab. Die Form des Temperaturmaximums innerhalb des Gitters hängt von der Dicke des Natriumspaltes zwischen Hüllrohr und Gittersteg sowie von der Beschaffenheit des unmittelbaren Auflagepunktes und seiner Stützwirkung (direkte Anlage, Spalt) ab. Die bei  $\bar{q} = 73 \text{ W/cm}^2$  und  $\bar{Pe} = 346$  gemessenen Temperaturerhöhungen an den Stützpunkten liegen zwischen 5 und 9 K, die maximalen axialen Temperaturgradienten erreichen 3-4 K/mm.

Die örtlichen Temperaturerhöhungen in direkter Nachbarschaft zu den Gitter-Stützpunkten für unterschiedlich beheizte Längen (17.2, 43.8, 70.5, 97.2  $\overline{D}_h$ ) zeigt Abb. 12. Alle 4 Meßorte liegen auf einer Mantellinie A wenige Winkelgrade neben den Gitterstützpunkten jedoch noch im Bereich sehr kleiner, praktisch stagnierender Natriumspalte. Die axiale Hüllwand-Temperaturänderung ist fast deckungsgleich in den jeweils untersuchten Bereichen vor und nach den 4 Abstandshaltern. Die Temperaturerhöhungen in den Gittern liegen mit 5-6 K noch ähnlich hoch wie direkt unter den Stützpunkten in Abb. 11.



Temperaturmeßstellen, die eindeutig außerhalb der Gitter-Stützpunkte liegen, also in Gitterbereichen, die der Na-Strömung genügend gut zugänglich sind, zeigen nur unbedeutende Temperaturänderungen. In Abb. 13 ist ein solcher Fall (TC 91) dem Temperaturverlauf unter einem Stützpunkt (TC 95) gegenübergestellt.

Aus den bisher gezeigten axialen Temperaturprofilen kann gefolgert werden, daß man in der Gitterstützebene in azimuthaler Richtung an jedem Stützpunkt mit örtlichen Temperaturspitzen und entsprechend steilen Gradienten rechnen muß. Das Ergebnis einer solchen Messung zeigt Abb. 14. Der durch die Kühlkanalgeometrie aufgeprägten azimuthalen Temperaturverteilung des Wandstabes (Temperaturmaximum in Richtung Bündelmitte) überlagert sind die örtlichen Temperaturspitzen im Bereich der Abstützpunkte, also an den Umfangspositionen  $\varphi = 30^\circ, 150^\circ, 270^\circ$ . Durch diese örtlichen Temperaturspitzen werden die maximalen azimuthalen Temperaturgradienten von  $\partial\theta/\partial\varphi \approx 3$  K/mm außerhalb der Gitter (vergl. Abb.4) auf  $\partial\theta/\partial\varphi \approx 5$  K/mm innerhalb der Gitter vergrößert.

Weitere Meßergebnisse dieser Versuchsserie findet man in /18/.

Rechnungen können wegen der außerordentlich komplizierten Strömungsverhältnisse in und direkt bei gitterförmigen Abstandshaltern zur Zeit nur mit stark vereinfachten Modellen durchgeführt werden. Zur Verifikation solcher Modelle sind weitere Experimente notwendig (Hauptversuchsparameter: örtliche Stützpunkt-Geometrie, Massenstromverteilung), insbesondere im Hinblick auf die Reduktion der lokalen Temperaturspitzen. Dreidimensionale Rechnungen sind dann erforderlich, wenn diese Problematik detaillierter untersucht werden müßte.

### 5.3. Änderung der azimuthalen Temperaturvariationen bei Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone

Die in den Abb. 15 bis 17 dargestellten Ergebnisse gelten

für  $\overline{Pe} = 360$ , Beheizung aller 19 Stäbe und für Meßebene MP4.

In Abb. 15 ist die azimutale Temperaturverteilung in MP4 ( $L_H/\overline{D}_h = 97,2$ ) des Wandstabes 12 und des benachbarten Zentralstabes 3 beispielhaft für drei verschiedene Biegepositionen  $S/S_0 = 1.85; 1.0; 0.2$  des Stabes 4 dargestellt ( $S$  ist der jeweils vorhandene Spalt zwischen den Stäben 4 und 12 bzw. 3,  $S_0 = P-D$ ). Bei kontinuierlicher Verkleinerung des von den Stäben 3,4,12 eingeschlossenen Unterkanals (Biegeposition  $S/S_0 \rightarrow 0.2$ ) beobachtet man eine deutliche Erhöhung der Hüllwandtemperaturen, die aber auf die an den reduzierten Unterkanal angrenzenden Hüllrohrzonen begrenzt ist. Diese Erhöhung beträgt 60 % der maximalen azimutalen Temperaturdifferenz bei Stab 12 und erreicht den Faktor 2.5 bei Stab 3. Unbedeutende Temperaturänderungen in diesen Hüllrohrzonen ergeben sich bei Vergrößerung des eingeschlossenen Unterkanals (Biegeposition  $S/S_0 \rightarrow 1.85$ ).

In Abb. 16 ist die dimensionslose Temperaturänderung von drei charakteristischen Hüllwand-Thermoelementen TC 43, 45, 47 für neun verschiedene Biegepositionen des Stabes 4 im Bereich  $0.2 \leq S/S_0 \leq 1.85$  dargestellt. Auffallend ist der steile, gleichartige Temperaturanstieg der Meßorte TC 45 und 47 bei Annäherung der Stäbe 4 und 12. Bei Entfernung der Stäbe 4 und 12 voneinander ist die Temperaturänderung dieser Meßorte vergleichsweise gering, ( $S/S_0 > 1$ ). Etwas überraschend ist die Tatsache, daß am Eckstab 11 (Meßort TC 43) an dieser axialen Position bei der Biegung des Stabes 4 keine Temperaturänderung registriert wird.

In Abb. 17 sind die maximalen azimutalen Temperaturdifferenzen des Wandstabes 12 als Funktion der Biegeposition des Stabes 4 in dimensionsloser Form dargestellt. Es ergibt sich bei Annäherung der Stäbe 4 und 12 von der nominellen Position in die Biegeposition  $S/S_0 = 0.2$  ein Anstieg der Temperaturdifferenz von rund 60 %; bei Entfernung der Stäbe voneinander ( $S/S_0 > 1$ ) ändern sich die maximalen azimutalen Temperaturdifferenzen des Stabes 12 praktisch nicht.

## 6. ZUSAMMENFASSUNG

Die zuverlässige thermomechanische Analyse von Reaktorkernelementen erfordert unter anderem die genaue Kenntnis der 3D-Temperaturfelder in den verschiedenen Bauteilen. Dies gilt insbesondere für die erste, gasdichte, Sicherheitsbarriere, die Brennstab-Hüllen. Die thermohydraulische Auslegung von Kernelementen wird bis heute mit der sogenannten Unterkanalanalysenmethode (SUBCHANNEL-Analysis) durchgeführt. Diese globale Rechenmethode kann vom Prinzip her nur thermohydraulische Mittelwerte liefern. In den kritischen Bündelzonen (Bündelrandzone, Abstandshalterzone), sowie in allen von der Nominalgeometrie stärker abweichenden Gebieten und bei Teillastbetrieb weichen diese Mittelwerte wegen der zum Teil wenig bekannten bzw. fehlenden Eingabegrößen erheblich von den tatsächlichen Werten ab. Verfeinerte Rechenmethoden und geeignete sorgfältig durchgeführte Experimente sind zur Schließung dieser Lücke erforderlich.

Diese Feststellungen basieren auf umfangreichen Messungen lokaler Temperaturverteilungen in den Stabhüllen an einem natriumdurchströmten 19-Stabbündel-Modell mit gitterförmigen Abstandshaltern ( $P/D = 1.30$ ;  $W/D = 1.19$ ), sowie auf Vergleichsrechnungen mit unterschiedlichen Codes.

In diesem Bericht werden die wesentlichen Ergebnisse aus drei verschiedenen Versuchsserien mitgeteilt:

1. Azimutale Temperaturverteilungen in den Hüllen der Wand- und Eckstäbe als Funktion der beheizten Länge.
  - Für nominelle Reaktorbetriebsbedingungen steigen die azimutalen Temperaturvariationen über die gesamte beheizte Länge ( $\approx 100 \bar{D}_h$ ).

kontinuierlich an, d.h. der thermische Einlauf in der Bündelrandzone ist nicht abgeschlossen.

- Die Stabhüllen an der Kastenwand zeigen die größten azimutalen Temperaturdifferenzen, sie sind für die Modellgeometrie etwa 10 mal so groß wie bei den Hüllen in der Bündelzentralzone.
- Die höchsten azimutalen Temperaturgradienten existieren im Bereich größter Kühlkanal-Geometrieänderungen (Eckstab-Hüllen).

## 2. Axiale und azimutale Temperaturverteilungen im Bereich der gitterförmigen Abstandshalter

- An den Gitterstützpunkten des Modell-Gitters treten in den Hüllen lokale Temperaturspitzen mit großen Temperaturgradienten auf.
- Neben den Gitterstützpunkten innerhalb des Gitters sind die Temperaturänderungen klein.
- Eine Abhängigkeit der örtlich begrenzten Gittereinflüsse von der thermischen Einlauflänge konnte nicht beobachtet werden. Die Geometrie der Stützpunkte sowie die Spaltbreite zwischen Stützpunkt und Hülle haben jedoch einen deutlichen Einfluß auf die Größe der lokalen Temperaturspitzen.

## 3. Änderung der azimutalen Temperaturvariationen bei Stabverbiegung am Ende der beheizten Zone

- Bei Reduktion der Spalte zwischen Stäben in der Kastenwandzone (von nominell 100% auf 20%) steigen die maximalen azimutalen Temperaturdifferenzen um etwa 60% (Wandstab) und etwa um den Faktor 2,5 (Stab 3) an.
- Die kontinuierliche Querschnittsreduktion eines Unterkanals durch Stabverbiegung führt nur örtlich, d.h. in den direkt angrenzenden Hüllrohrzonen zu deutlichen Temperaturerhöhungen.

## 7. SCHLUSSBEMERKUNGEN

Die hier vorgestellten experimentellen Ergebnisse zur lokalen Temperaturverteilung in den Hüllrohren von Brennelement-Modellen sind bezüglich Systematik, Umfang der Parametervariation, Detaillierungsgrad und der angefallenen Datenmenge neu. Sie liefern schon jetzt eine gute Gesamt-Übersicht über die realen thermohydraulischen Verhältnisse in einem LMFBR-Brennelement mit gitterförmigen Abstandshaltern. Zur Ergänzung der hier mitgeteilten Ergebnisse sollten die aufgeführten Veröffentlichungen herangezogen werden. Weitere Auswertungen der Experimente werden das Datenmaterial und seine Interpretation vervollständigen.

Bei verschiedenen Versuchen zur Nachrechnung dieser Experimente und der Diskussion der erzielten Rechen-Ergebnisse sind die folgenden Lücken und die Notwendigkeit für deren Schließung sehr deutlich geworden:

- Ergänzung der globalen Rechenmethoden (SUBCHANNEL-Analysis) durch lokale Rechenmethoden
- Ergänzung der grundlagenorientierten fluiddynamischen Experimente mit klar definierten Randbedingungen /1/ durch entsprechende thermodynamische Experimente, d.h. Messung lokaler Temperaturfelder in Fluiden mit sehr kleinen Pr-Zahlen. (Mit vorbereitenden Arbeiten zu solchen Experimenten wurde im Kernforschungszentrum begonnen).
- Engere Kopplung von Modellentwicklung und experimentellem F+E-Programm.
- Stärkere Rückkopplung zwischen Thermohydraulik und Strukturmechanik.

NOMENKLATUR

BN	- <u>Boron Nitride</u>	
$c_p$	- Specific heat capacity	J/(kgK)
D	- outer diameter of rod	m
$\overline{D}_h$	- hydraulic diameter of the bundle (4F/U)	m
F	- flow area	m <sup>2</sup>
$L_H$	- heated length	m
$\dot{m}$	- mass flow	kg/s
MP	- <u>M</u> asuring <u>P</u> lane	
P	- distance between rod centers	m
$\overline{Pe}$	- Péclet number (= $\overline{Re} \cdot Pr$ )	-
Pr	- Prandtl number (= $c_p \cdot \eta / \lambda$ )	-
P/D	- rod pitch (normalized)	-
$\overline{q}$	- heat flux density at rod surface	W/m <sup>2</sup>
R	- outer radius of rod (=D/2)	m
$\overline{Re}$	- Reynolds number (= $\overline{u} \cdot \overline{D}_h / \nu$ )	-
$R_K$	- inner corner radius of hexagonal duct	m
S	- actual gap between rods	m
$S_o$	- nominal gap between rods (= P-D)	m
S/S <sub>o</sub>	- dimensionless gap width	-
SG	- <u>S</u> pacer <u>G</u> rid	
TC	- <u>T</u> hermo <u>c</u> ouple	
$\overline{u}$	- mean velocity in the bundle	m/s
U	- wetted perimeter	m
W	- wall distance	m
W/D	- wall distance (normalized)	-
$\epsilon_G$ -central	- $\approx 20$	%
$\epsilon_G$ -side	- $\approx 26$ (= $\frac{\text{blocked area}}{\text{free area}} \cdot 100$ )	%
$\epsilon_G$ -corner	- $\approx 30$	%
$\eta$	- dynamic viscosity	kg/(s·m)
$\theta$	- temperature	°C
$\theta_C$	- coolant temperature	°C
$\theta_E$	- entrance temperature	°C
$\theta_0$	- surface temperature	°C

$\bar{\theta}_S$	- mean subchannel temperature	$^{\circ}\text{C}$
$\theta_W$	- wall (cladding) temperature	$^{\circ}\text{C}$
$\Delta\theta_B$	- temperature difference (bowing)	K
$\Delta\theta_{\varphi}$	- temperature difference (azimuthal)	K
$\Delta T$	- dimensionless temperature difference (azimuthal)	-
$\Delta T_B$	- dimensionless temperature difference (bowing)	-
$\lambda_C$	- thermal conductivity	W/(m·K)
$\nu$	- kinematic viscosity	$\text{m}^2/\text{s}$
$\varphi$	- angle	degree

### LITERATUR

- /1/ K. REHME, NATO Advanced Study Institute, Istanbul-Turkey, July 1978
- /2/ G. TRIPPE, KfK-2834, Dissertation TU-Karlsruhe, 1979
- /3/ K. REHME and G. TRIPPE, NED 1980 (geplanter Veröff.termin Nov.)
- /4/ W. SLAGTER, NATO Advanced Study Institute, Istanbul-Turkey, July 1978
- /5/ R. MÖLLER, H. TSCHÖKE, M. KOLODZIEJ, KfK-2356, 1977
- /6/ V. CASAL, E. GRAF, H. HARTMANN, KfK-2258, 1976
- /7/ V. CASAL, Nuclear Technology, Vol.47, Jan. 1980
- /8/ S. MALANG, K. RUST, KfK-1587, 1972
- /9/ R. MÖLLER, H. TSCHÖKE, KfK-1555, 1972
- /10/ S. MALANG, Atomwirtschaft-Atomtechnik, March 1972, p. 155
- /11/ H. TSCHÖKE, R. MÖLLER, KTG-Fachtagung, Hannover 22.2.-2.3.1977, pp. 97-114
- /12/ A. PEE, KfK-924, EUR 4168d, 1969
- /13/ V.I. SUBBOTIN et al, GfK/IB-Übersetzung No. 0558, 1975-III
- /14/ R. MÖLLER, H. TSCHÖKE, 6<sup>th</sup> IHTC, Toronto-Canada, Aug. 1978 Volume 5, pp. 29-34
- /15/ R. MÖLLER, D. WEINBERG, G. TRIPPE, H. TSCHÖKE IAEA-SM-225/34, Bologna-Italy, April 1978, pp. 673-692
- /16/ L. WOLF, M.K. YEUNG, Ch. N. WONG MIT-Progress Report C00-2245-38, Dez. 1976-Febr. 1977
- /17/ W. EIFLER, Reaktortagung 1978, Hannover, April 1978, pp. 106-109
- /18/ H. TSCHÖKE, R. MÖLLER, Reaktortagung 1978, Hannover, April 1978, pp. 110-113

VERZEICHNIS DER ABBILDUNGEN

- Abb. 1 TESTSTRECKE DES NATRIUMGEKÜHLTEN 19-STABBÜNDELS (SCHEMATISCH)
- Abb. 2 WÄRMEÜBERGANG BEI VERSCHIEDENEN KÜHLMITTELN
- Abb. 3 BRENNSTAB-SIMULATOR MIT INSTRUMENTIERUNG (ORIGINAL)
- Abb. 4 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES WANDSTABES
- Abb. 5 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES ECKSTABES
- Abb. 6 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN AM UMFANG DES WANDSTABES  
ALS FUNKTION DER BEHEIZTEN LÄNGE
- Abb. 7 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN AM UMFANG DES ECKSTABES  
ALS FUNKTION DER BEHEIZTEN LÄNGE
- Abb. 8 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN FÜR WAND- UND ECKSTAB ALS  
FUNKTION DER  $Pe$ -ZAHL
- Abb. 9 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES ALLEIN BEHEIZTEN  
ECKSTABES
- Abb. 10 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES WAND- UND ZENTRALSTABES  
(NUR ECKSTAB BEHEIZT)
- Abb. 11 HÖLLWANDTEMPERATUR IM BEREICH DES ABSTANDSHALTERS
- Abb. 12 HÖLLWANDTEMPERATUR IM BEREICH DER ABSTANDSHALTER IN  
VERSCHIEDENEN AXIALEN EBENEN
- Abb. 13 AXIALE TEMPERATURVARIATION IM GITTERBEREICH FÜR UNTER-  
SCHIEDLICHE AZIMUTALE POSITIONEN
- Abb. 14 AZIMUTALE TEMPERATURVERTEILUNG DER WANDSTABHÖLLE IN DER  
STÜTZEBOHNE DES ABSTANDSHALTERS
- Abb. 15 AZIMUTALE TEMPERATURVERTEILUNG FÜR VERSCHIEDENE BIEGE-  
POSITIONEN
- Abb. 16 HÖLLWANDTEMPERATUREN BEI VERSCHIEDENEN BIEGEPOSITIONEN
- Abb. 17 MAX. AZIMUTALE TEMPERATURDIFFERENZEN FÜR VERSCHIEDENE  
BIEGEPOSITIONEN



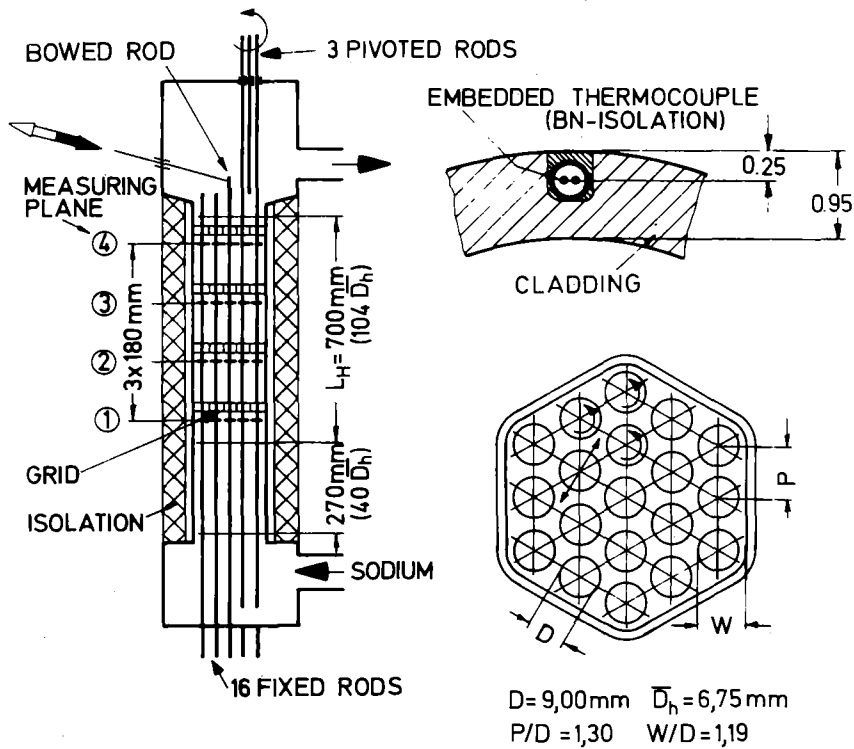


Abb. 1 TESTSTRECKE DES NATRIUMGEKÜHLTEN 19-STABBÜNDELS (SCHEMATISCH)

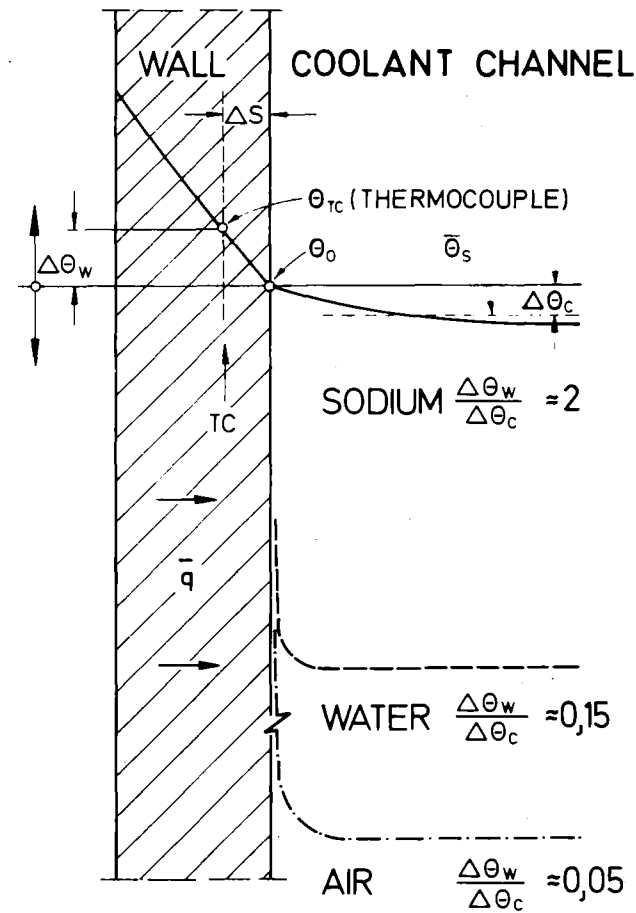


Abb. 2 WÄRMEÜBERGANG BEI VERSCHIEDENEN KÜHLMITTELN

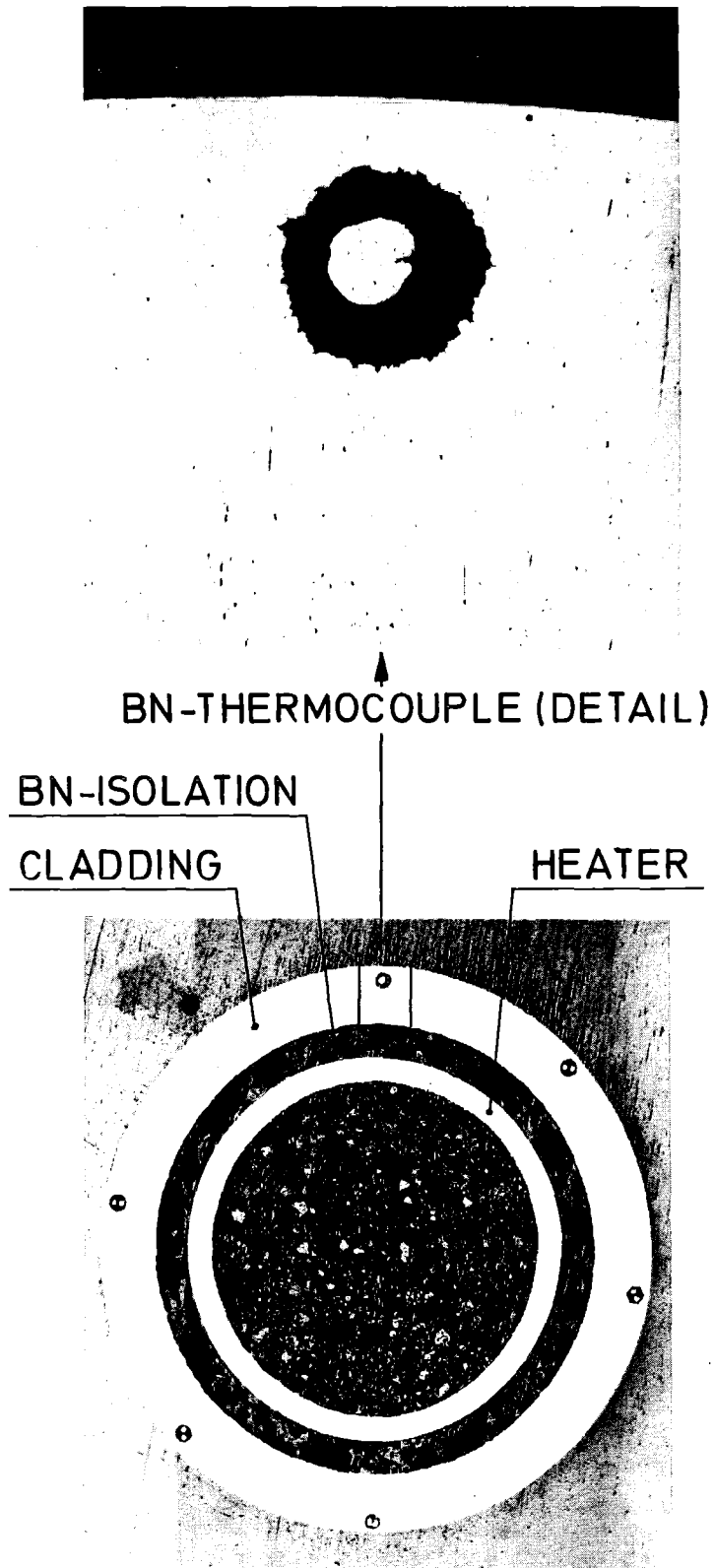
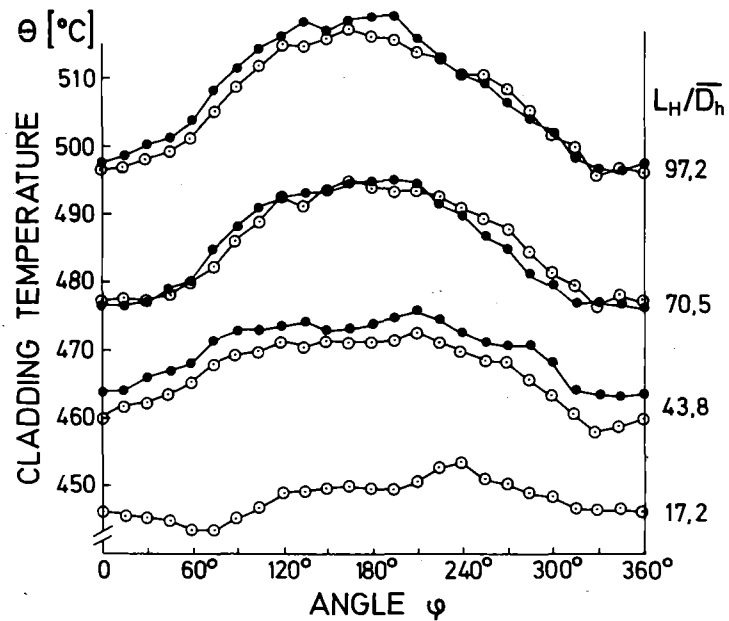
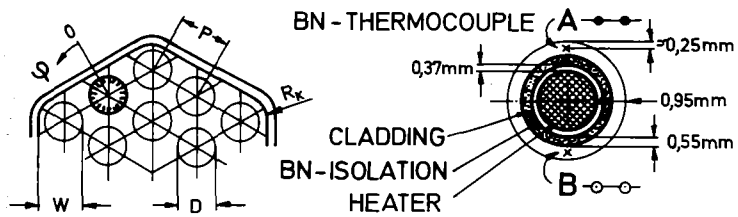
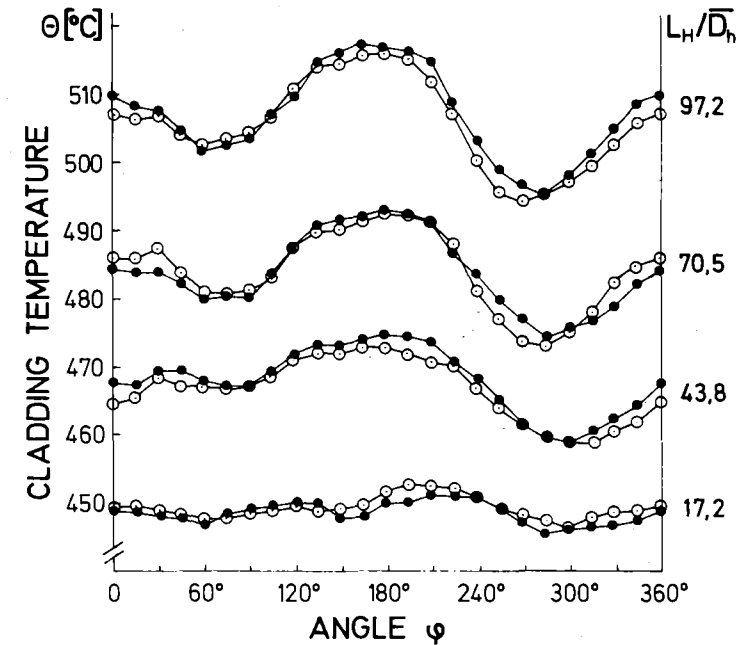
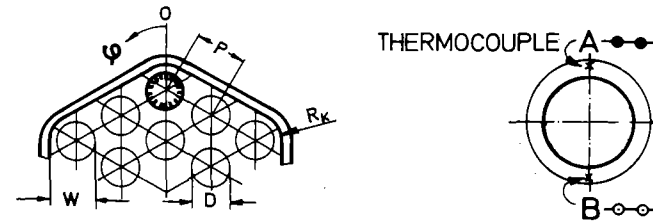


Abb. 3 BRENNSTAB-SIMULATOR MIT INSTRUMENTIERUNG (ORIGINAL)



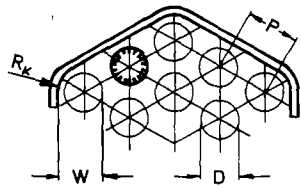
$D = 9,00 \text{ mm}$      $\bar{Pe} = 370$   
 $\bar{D}_h = 6,75 \text{ mm}$      $\bar{Re} = 8,1 \cdot 10^4$   
 $P/D = 1,30$      $\bar{q} = 104 \text{ W/cm}^2$   
 $W/D = 1,19$      $\Theta_E = 413^\circ\text{C}$   
 $R_k = 5,50 \text{ mm}$      $\dot{m} = 3,544 \text{ kg/s}$

Abb. 4 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES WANDSTABES



$D = 9,00 \text{ mm}$      $\bar{Pe} = 370$   
 $\bar{D}_h = 6,75 \text{ mm}$      $\bar{Re} = 8,1 \cdot 10^4$   
 $P/D = 1,30$      $\bar{q} = 104 \text{ W/cm}^2$   
 $W/D = 1,19$      $\Theta = 413^\circ\text{C}$   
 $R_k = 5,5 \text{ mm}$      $\dot{m} = 3,544 \text{ kg/s}$

Abb. 5 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES ECKSTABES



$D = 9,00\text{mm}$   $\bar{D}_h = 6,75\text{mm}$   
 $P/D = 1,30$   $R_k = 5,5\text{mm}$   
 $W/D = 1,19$   $\bar{q} = 50 \div 105 \text{W/cm}^2$

THERMOCOUPLE A:  $\triangle \square \diamond$   
 " B:  $\triangle \square \diamond$

$$\Delta T = \frac{\theta_{\max} - \theta_{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_c$$

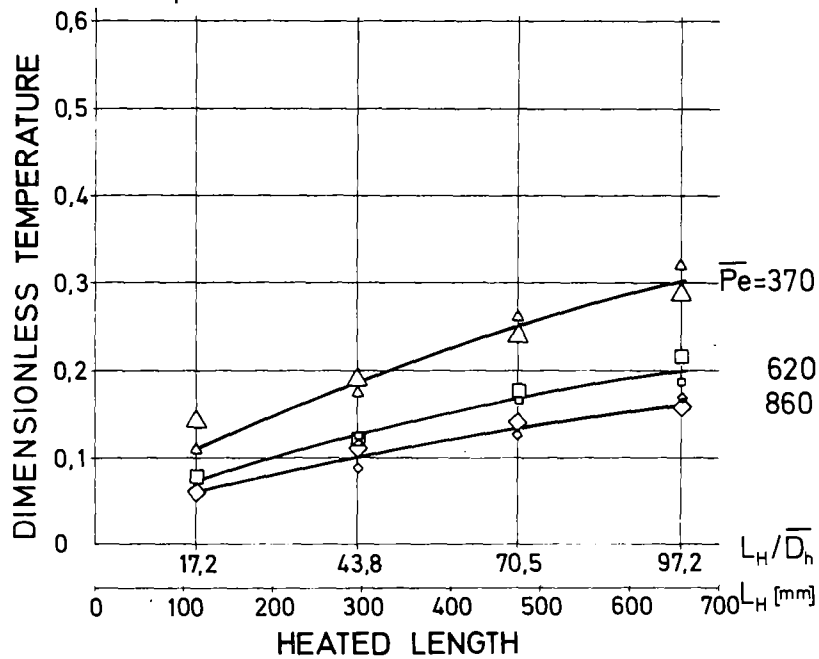
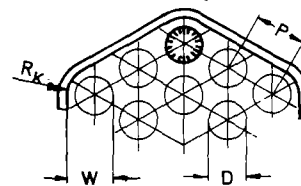


Abb. 6 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN AM UMFANG DES WANDSTABES ALS FUNKTION DER BEHEIZTEN LÄNGE



$D = 9,00\text{mm}$   $\bar{D}_h = 6,75\text{mm}$   
 $P/D = 1,30$   $R_k = 5,5\text{mm}$   
 $W/D = 1,19$   $\bar{q} = 50 \div 105 \text{W/cm}^2$

EXPERIMENT 1  $\triangle \square \diamond$   
 EXPERIMENT 2  $\blacktriangle \blacksquare \blacklozenge$

$$\bar{\Delta T} = \frac{\bar{\Delta \theta}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_c$$

$$\bar{\Delta \theta} = \frac{1}{2} (\Delta \theta|_{180}^{180} + \Delta \theta|_{180}^{360})$$

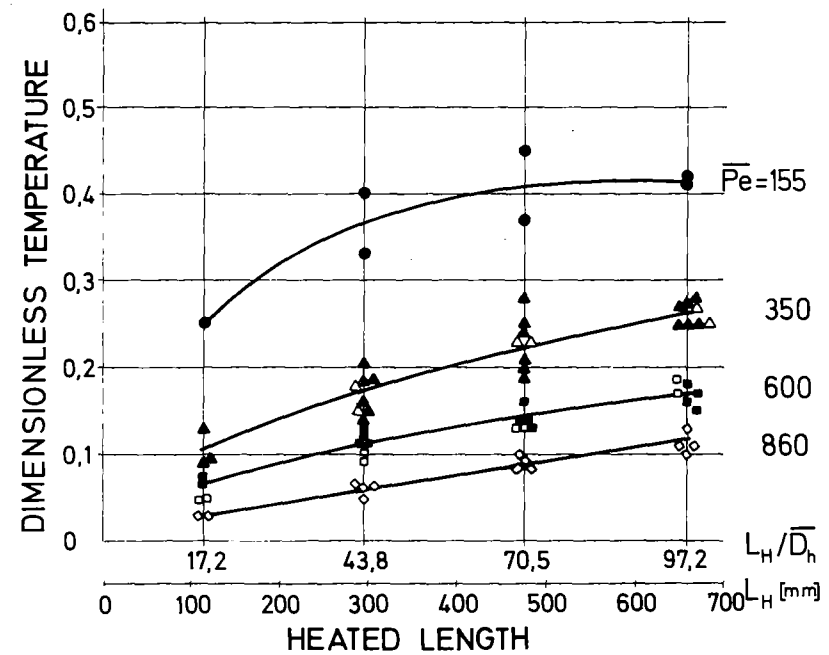
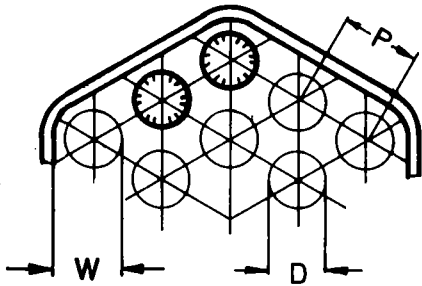


Abb. 7 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN AM UMFANG DES ECKSTABES ALS FUNKTION DER BEHEIZTEN LÄNGE



$$D = 9,00\text{mm} \quad \bar{D}_h = 6,75\text{mm}$$

$$P/D = 1,30 \quad L_H/D_h = 97,2$$

$$W/D = 1,19 \quad \bar{q} = 50 \div 105 \text{ W/cm}^2$$

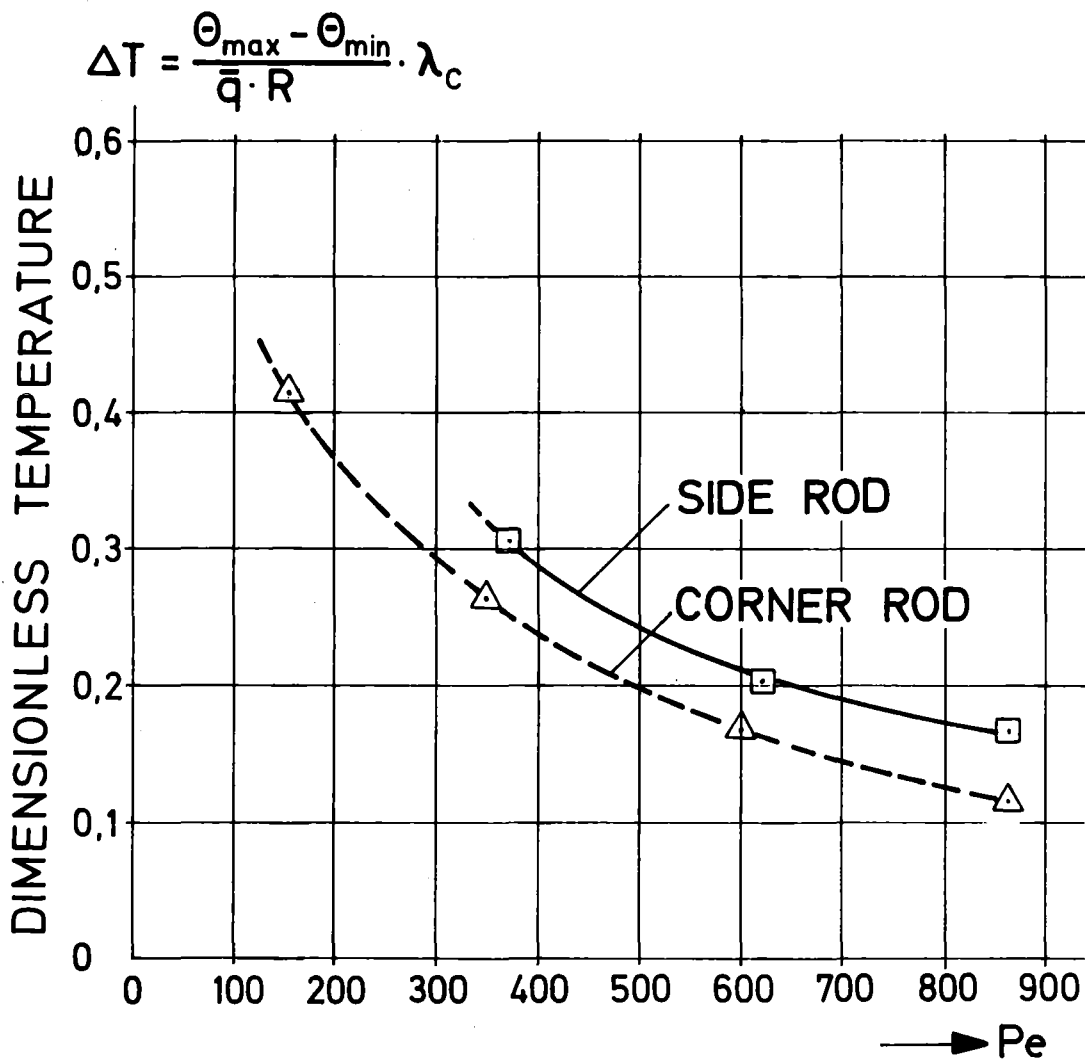


Abb. 8 MAXIMALE TEMPERATURDIFFERENZEN FÜR WAND- UND ECKSTAB ALS FUNKTION DER Pe-ZAHL

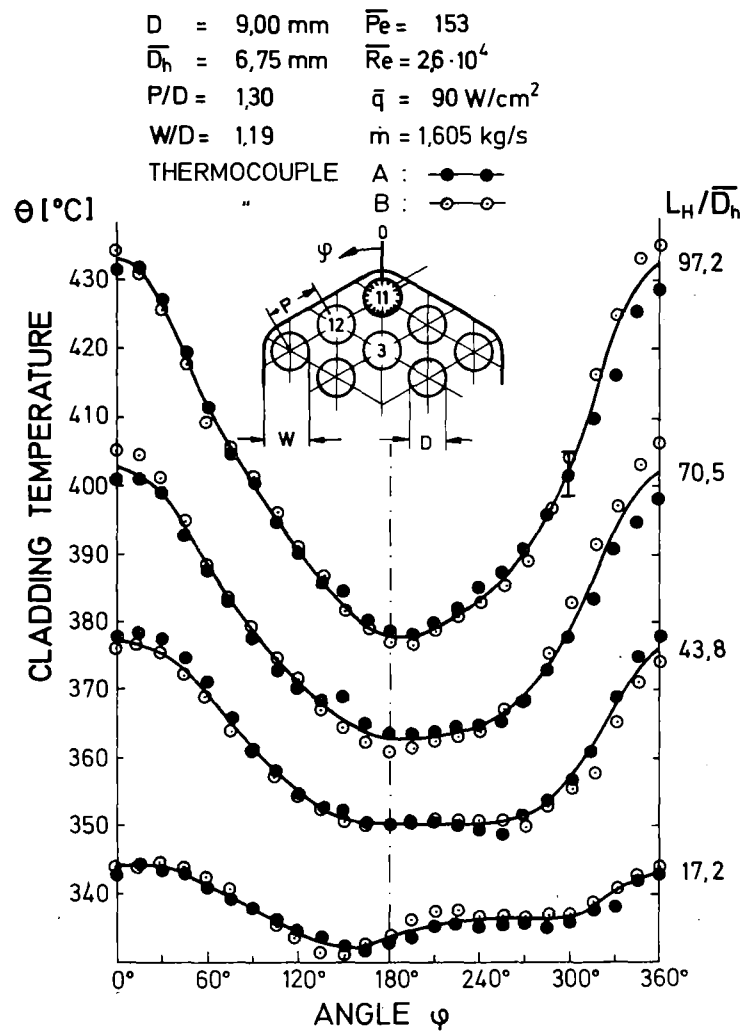


Abb. 9 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES ALLEIN BEHEIZTEN ECKSTABES

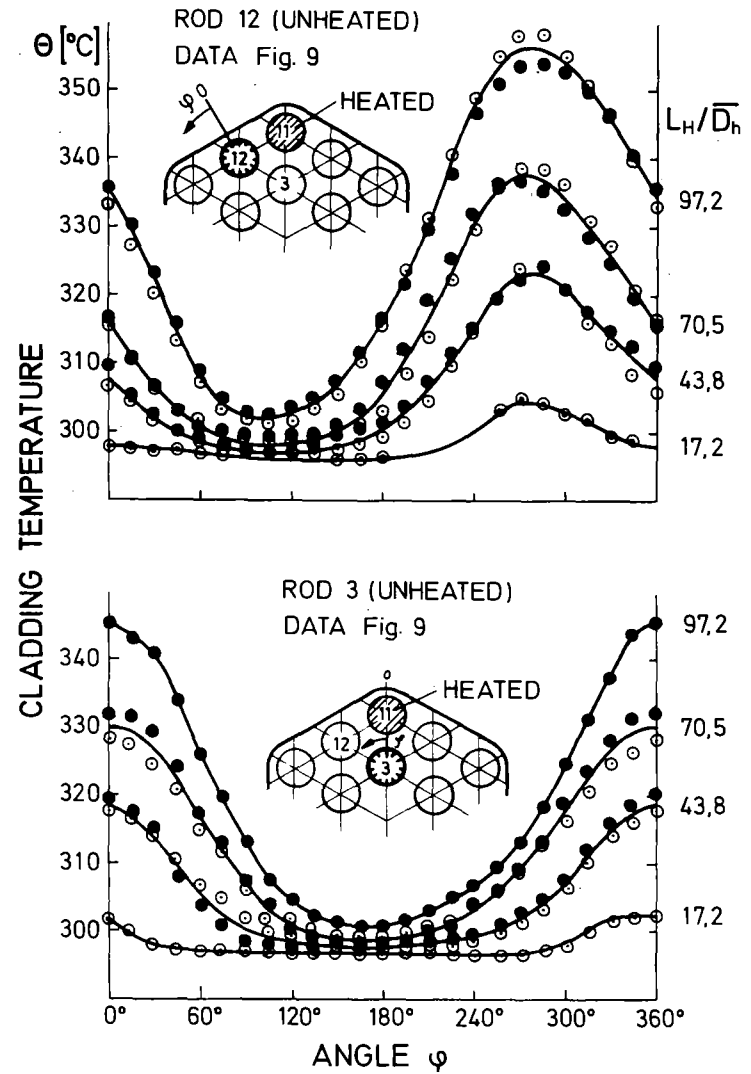


Abb. 10 TEMPERATURVERTEILUNG AM UMFANG DES WAND- UND ZENTRALSTABES (NUR ECKSTAB BEHEIZT)

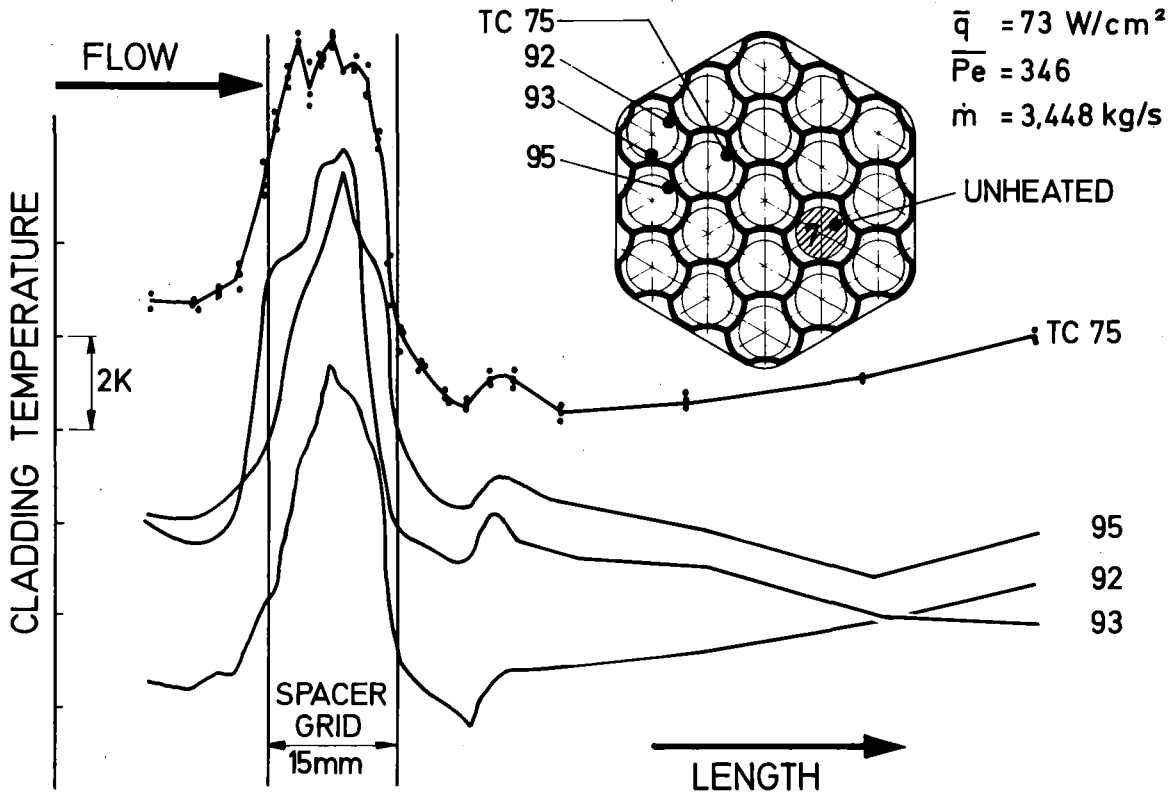


Abb. 11 HOLLWANDTEMPERÄTUR IM BEREICH DES ABSTANDSHALTERS

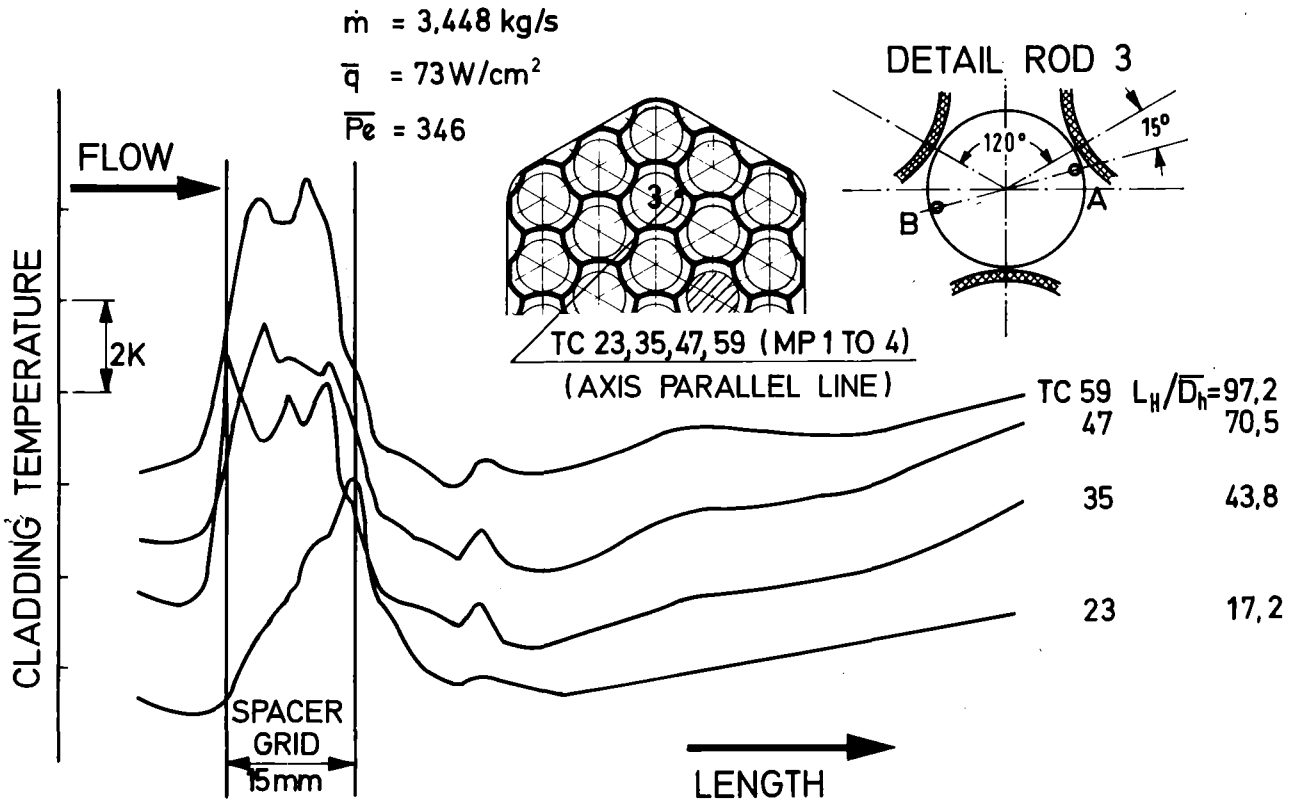


Abb. 12 HOLLWANDTEMPERÄTUR IM BEREICH DER ABSTANDSHALTER IN VERSCHIEDENEN AXIALEN EBENEN

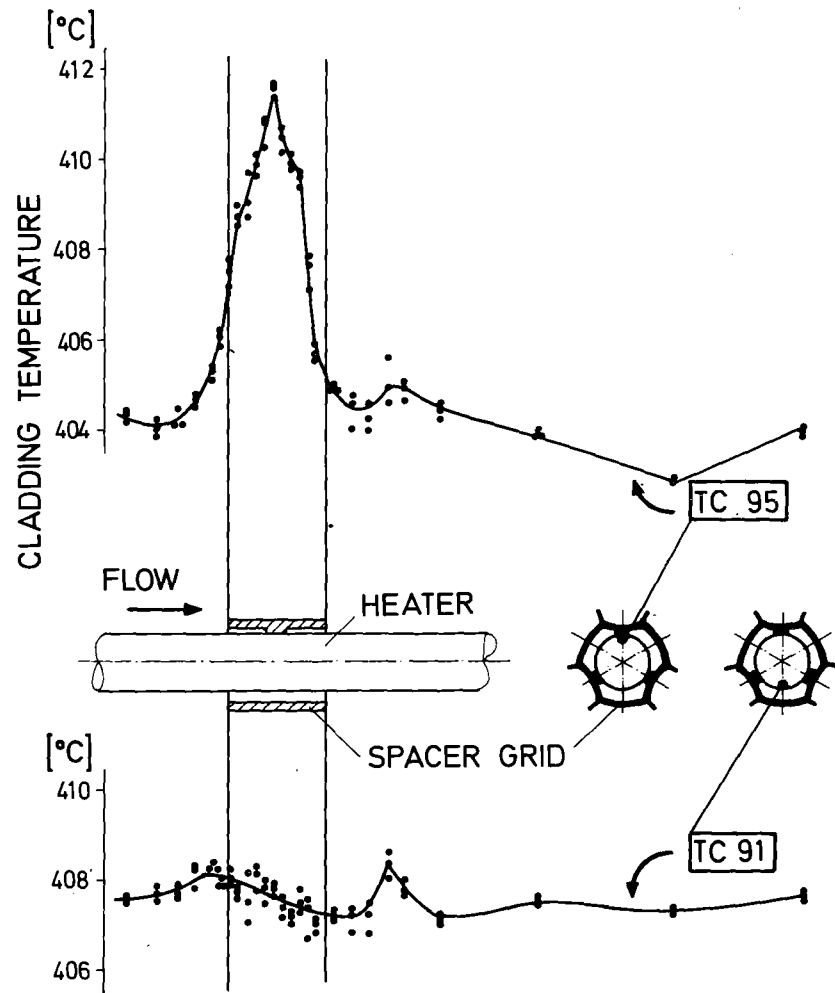


Abb. 13 AXIALE TEMPERATURVARIATION IM GITTERBEREICH FÜR UNTERSCHIEDLICHE AZIMUTALE POSITIONEN

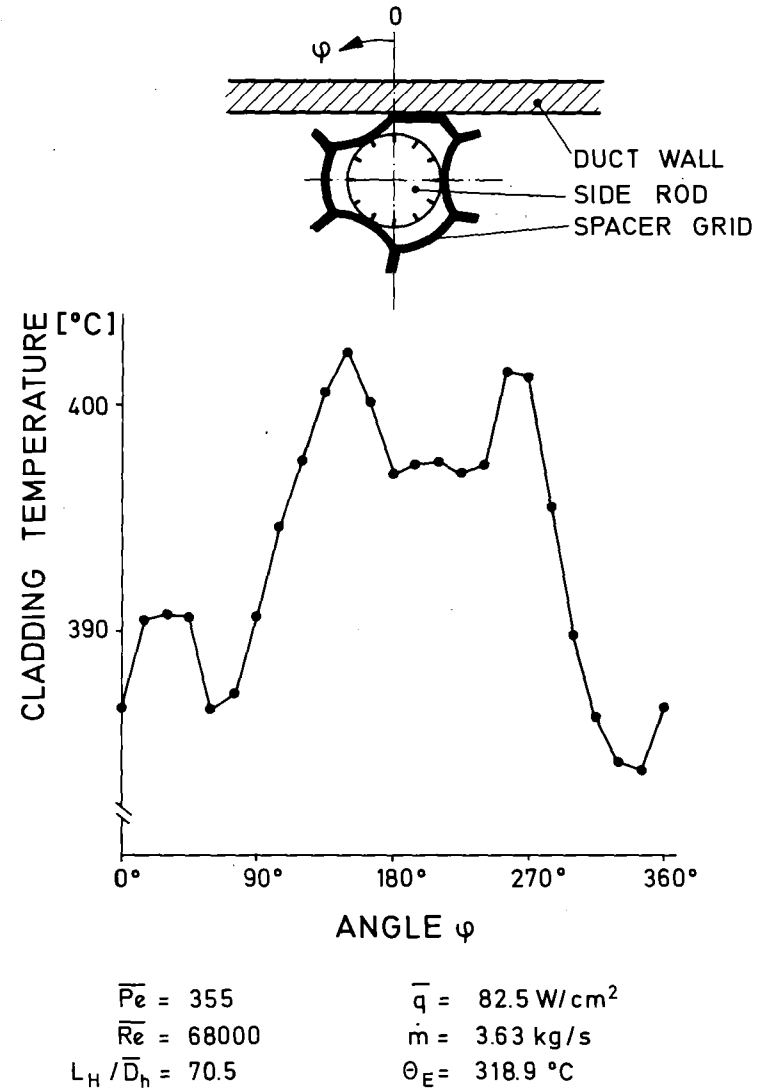


Abb. 14 AZIMUTALE TEMPERATURVERTEILUNG DER WANDSTABHÖLLE IN DER STÖTZEBENE DES ABSTANDSHALTERS



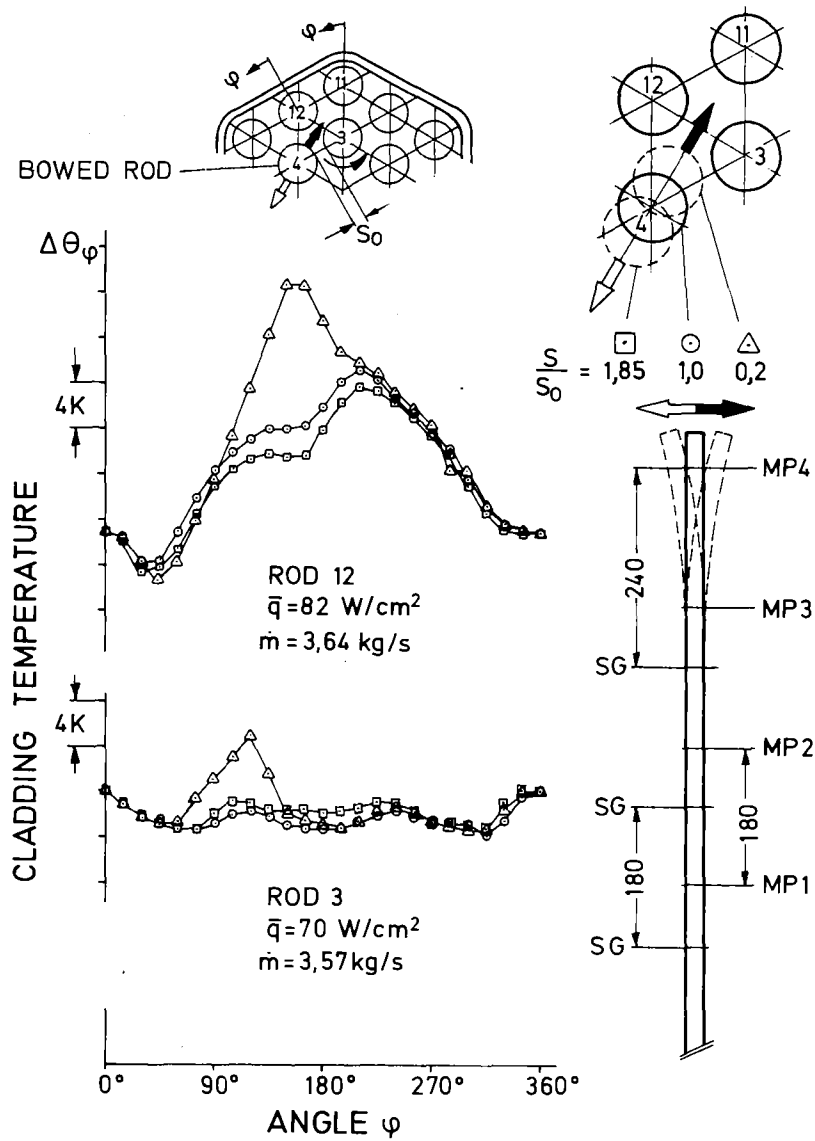


Abb. 15 AZIMUTALE TEMPERATURVERTEILUNG FÜR VERSCHIEDENE BIEGEPOSITIONEN

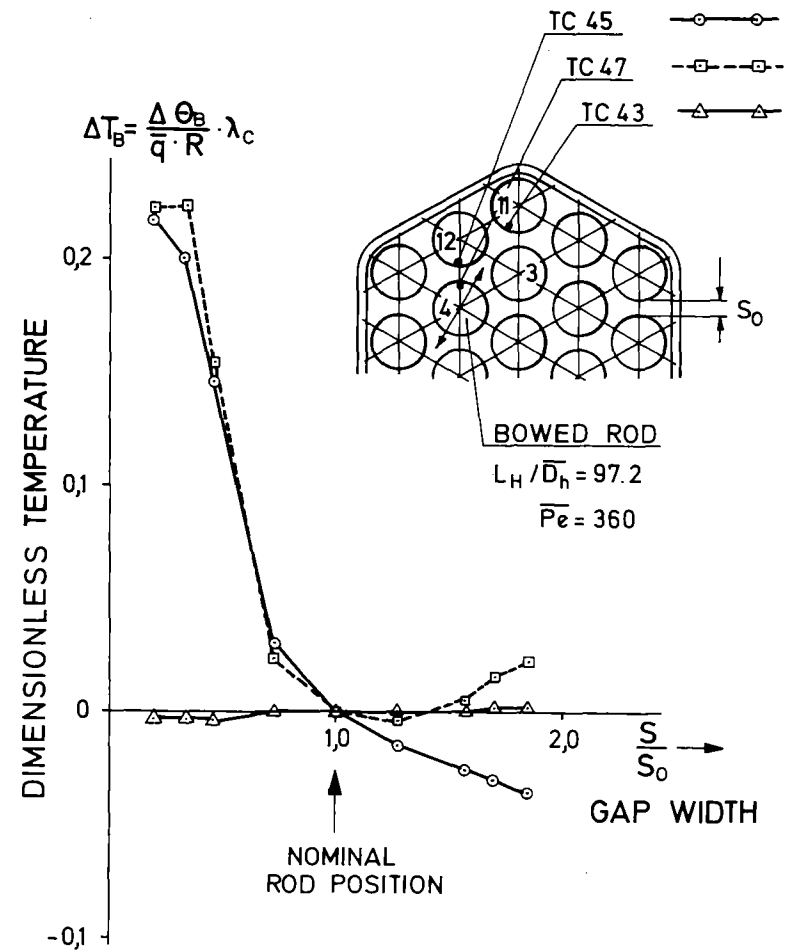


Abb. 16 HOLLWANDTEMPERATUREN BEI VERSCHIEDENEN BIEGEPOSITIONEN

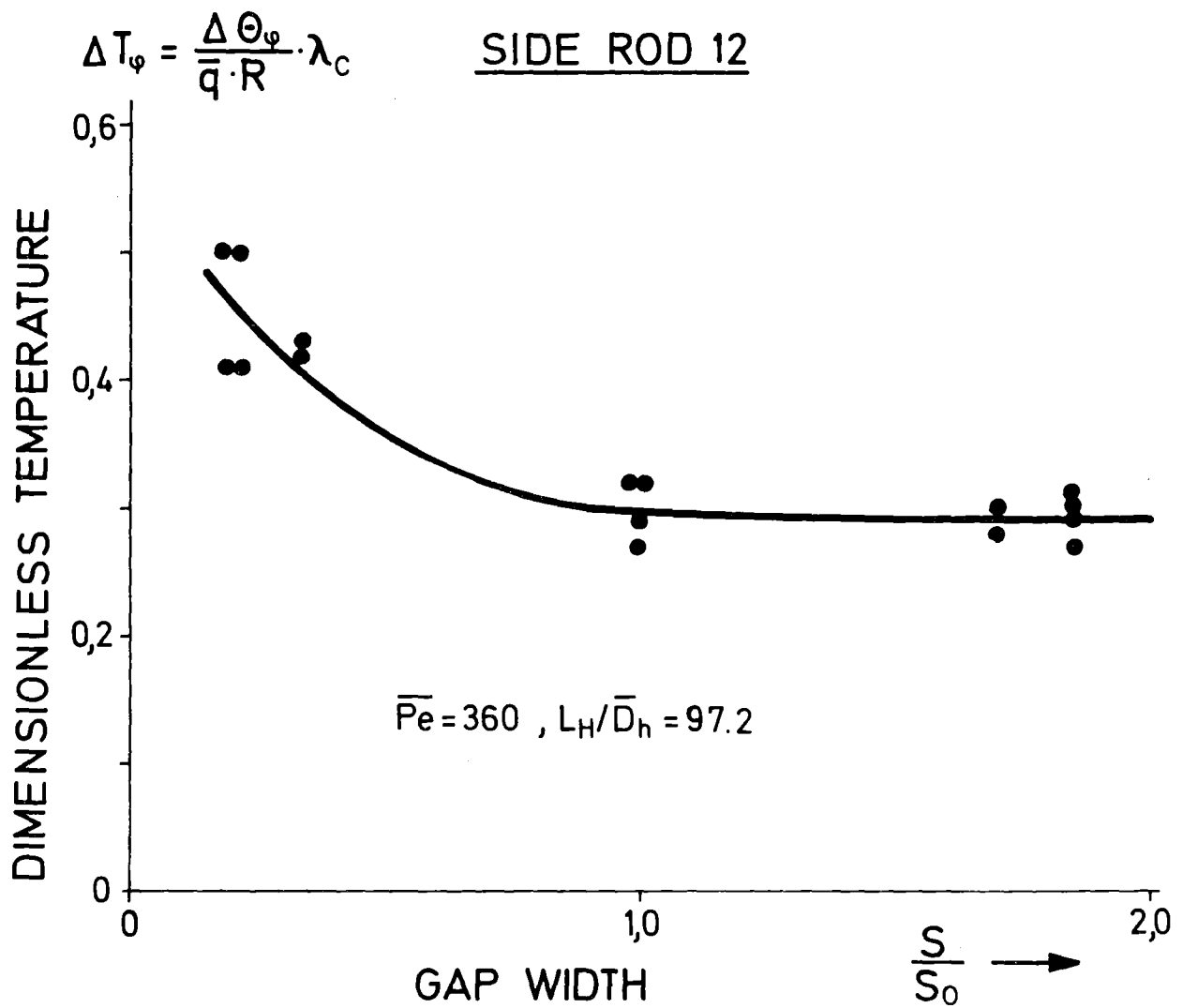
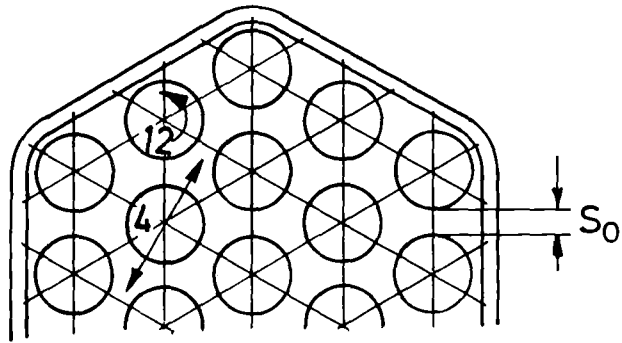


Abb. 17 MAX. AZIMUTALE TEMPERATURDIFFERENZEN FÜR VERSCHIEDENE BIEGEPOSITIONEN