

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

KARLSRUHE

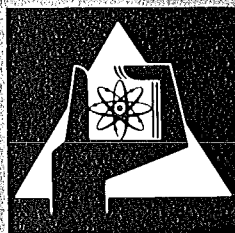
Januar 1977

KFK 2356

Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Schneller Brüter

**Experimentelle Bestimmung von Temperaturfeldern in
natriumdurchströmten Bündeln mit hexagonaler
Stabanordnung und gitterförmigen Abstandshaltern**

R. Möller, H. Tschöke, M. Kolodziej



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2356

Institut für Reaktorbauelemente

Projekt Schneller Brüter

EXPERIMENTELLE BESTIMMUNG VON TEMPERATURFELDERN IN
NATRIUMDURCHSTRÖMTEN BÜNDELN MIT HEXAGONALER STABAN-
ORDNUNG UND GITTERFÖRMIGEN ABSTANDSHALTERN.

R. Möller, H. Tschöke, M. Kolodziej

Gesellschaft für Kernforschung, mbH, Karlsruhe

Kurzfassung

An einem SNR-typischen 19-Stabbündel-Modell mit funken-erodierten Abstandshaltern wurden experimentell in Na-Strömung bei repräsentativen Betriebsbedingungen 3-dimensionale Temperaturfelder in den Stabhüllen bestimmt. Diese sind notwendig zur Verifikation von thermohydraulischen Rechenprogrammen, welche die Ausgangsdaten zur Festigkeitsberechnung der hochbelasteten Hüllrohre liefern.

In dieser Arbeit wird schwerpunktmäßig über gemessene azimutale Wandtemperatur-Verteilungen der Randstäbe berichtet; ergänzend werden für die globale thermohydraulische Auslegung von Kernelementen gemessene Teilkanal-Temperaturen über den Bündelquerschnitt mitgeteilt.

Die wichtigsten Ergebnisse sind:

- Das Brennelement liegt voll im Bereich des thermischen Einlaufs.
- In den Randstab-Hüllen wurden große azimutale Temperaturdifferenzen gemessen, diese sind stark abhängig vom Abstand der Kastenwand, insbesondere beim Eckstab.
- Mit abnehmender Pécletzahl (≤ 360) vergrößern sich die azimutalen Temperaturdifferenzen zunehmend.

Die beschriebenen Untersuchungsergebnisse erfordern vorrangig die Lösung folgender Probleme:

- (1) Experimentelle Bestimmung des Wandabstand-Einflusses auf die Temperaturverteilung in den Stabhüllen der Randstäbe, insbesondere der Eckstäbe.
- (2) Ergänzung der z. Z. gebräuchlichen globalen Auslegungs-Codes durch anwendungsorientierte Mehrzonen-Modelle für örtliche Rechnungen in den kritischen Bündelbereichen.

Abstract

EXPERIMENTAL DETERMINATION OF TEMPERATURE FIELDS IN SODIUM-COOLED ROD BUNDLES WITH HEXAGONAL ROD ARRANGEMENT AND GRID SPACERS.

Three-dimensional temperature fields in the claddings of sodium cooled rods were determined experimentally under representative nominal operating conditions for a SNR typical 19-rod bundle model provided with spark-eroded spacers. These experiments are required to verify thermohydraulic computer programs which will provide the output data for strength calculations of the high loaded cladding tubes. In this work the essentials are reported of the measured circumferential distributions of wall temperatures of peripheral rods. In addition the sub-channel temperatures measured over the bundle cross section are indicated, they are required to sustain codes for the global thermohydraulic design of core elements.

The most important results are:

- The whole fuel element is located within the thermal entrance length.
- High azimuthal temperature differences were measured in the claddings of peripheral rods, which are strongly influenced by the distance between the rod and the shroud, especially for the corner rod.
- With decreasing Pe-number (≤ 360) the circumferential temperature differences increase at a superproportional rate.

The results of experiments described call for the settlement with priority of the following problems: (1) Experiments to determine the influence of the distance between the rods and the shroud on the temperature distribution in the claddings of peripheral rods, above all corner rods. (2) Completion of the presently used global design codes by multi-zone models applicable for local calculations of critical bundle zones.

<u>Inhalt</u>	<u>Seite</u>
1. Einleitung und Problemstellung	1
2. Literaturübersicht	4
3. Lösungsweg und Beschreibung des Modell- Experimentes	6
3.1 Geometrie des Modells	6
3.2 Abstandshalter	7
3.3 Brennstab-Simulatoren	8
3.4 Bestimmung der Hüllwand- und Hüllwand- oberflächen-Temperaturen	9
3.5 Testeinrichtung und Instrumentierung	10
4. Versuchsprogramm	13
5. Versuchsergebnisse	14
5.1 Temperaturverteilung am Umfang der Randstäbe	14
5.2 Güte der Meßergebnisse (Wand- temperaturen)	18
5.3 Temperaturprofile über dem Bündelquer- schnitt	19
6. Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit anderen Arbeiten	20
6.1 Vergleich der Hüllwand-Temperaturprofile mit Experimenten	20
6.2 Vergleich der Hüllwand-Temperaturprofile mit Rechnungen	23
6.3 Vergleich der Teilkanaltemperatur-Ver- teilungen mit Rechnungen	25
7. Zur Frage der Temperaturverteilung in den Randstab-Hüllen der SNR-300-Brennelemente	26
8. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen	27
9. Literatur	31
10. Symbole	36
11. Anhang	38
A1 Natrium-Prüfstand und Meßwerterfassung	38
A2 Vorbereitende Experimente und Funktions- prüfungen wichtiger Bauelemente	39
A3 Betriebsverhalten der Komponenten und Ab- lauf der Experimente	40
A4 Erläuterungen zu Kap. 7	41
12. Abbildungen 1 bis 30	

1. Einleitung und Problemstellung

Die Hüllrohre von Brenn-, Brut- und Absorber-Stäben der Kernelemente eines Reaktors stellen als 1. Sicherheitsbarriere ein sehr wichtiges Bauelement dar, das neben einem hohen Aufwand für die Fertigung und die Fertigungsprüfung einen entsprechenden Aufwand zur sorgfältigen und zuverlässigen Auslegung erfordert. Thermohydraulische Auslegungsrechnungen liefern als Endergebnis die 3-dimensionalen Temperaturfelder der Kernelemente. Hiermit erhält man wesentliche Randbedingungen für die Lösung der Festigkeits-, -Korrosions- und Schwellprobleme.

Die bei natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren in der Regel hexagonal angeordneten Stäbe eines Kernelementes bilden zusammen mit dem Kernelement-Kasten bereits in ihrer Idealstruktur (ungestörte, d.h. nominelle Stabanordnung) stark unterschiedliche parallel geschaltete Strömungskanäle. Im Kastenwandbereich variiert außerdem noch das Verhältnis aus Teilkanalquerschnitt und zugehöriger, wärmeabgebender Berandung.

Da bei Flüssigmetallkühlung (sehr kleine Pr-Zahlen) die thermische Grenzschicht weit in die Strömung hineinreicht, ist leicht einzusehen, daß die stark unterschiedlichen Teilkanalgeometrien neben der ohnehin unterschiedlichen Massenstromverteilung die Wärmeübergangsverhältnisse am Umfang der Stäbe und damit die Temperaturverteilung in den Stabhüllen entscheidend beeinflussen.

Diese besonders bei Flüssigmetallkühlung ungleichen Wärmeübergangsbedingungen werden durch Abstandshalter, die zur Stabfixierung notwendig sind, zusätzlich beeinträchtigt. Ort, Richtung und Größe der einer max. zulässigen mittleren Betriebstemperatur überlagerten Temperaturgradienten sind bisher nur unzureichend bekannt.

Die resultierenden max. Hüllrohrtemperaturen sowie die thermischen Biegespannungen haben jedoch einen entscheidenden Einfluß auf die erreichbare Standzeit der Kernelemente, wie z.B. die Ausführungen von SEEHAFER in /1/ zeigen.

Dies gilt insbesondere für die thermisch hochbelasteten kritischen Bereiche wie Wandzone, Abstandshalterbereich und Coreende.

Durch notwendige Fertigungstoleranzen, Leistungsgradienten im Bereich der Absorberelemente sowie der Übergangszone Core/Blanket und durch Ereignisse während des Reaktorbetriebes (Stabverbiegung, Bündelversatz, Blockaden) können die nominellen Strömungsverhältnisse so gestört werden, daß die absoluten Hüllwand-Temperaturen und die örtlichen Temperaturgradienten erheblich ansteigen.

Als anzustrebendes Ziel sollten allgemein gültige Berechnungsmethoden zur Bestimmung örtlicher 3-dimensionaler Temperaturfelder in Stabbündel-Geometrien entwickelt werden. Die hierzu erforderlichen stoff- und geometrieabhängigen, thermo-hydraulischen Kenngrößen können nur aus sorgfältig experimentell bestimmten 3-dimensionalen Geschwindigkeits- und Temperaturfeldern in den Kühlkanälen stark vergrößerter repräsentativer Stabbündelausschnitte bestimmt werden.

Mit Ausnahme einiger hydraulischer Experimente an glatten Stabanordnungen (z.B. REHME et al /2/ und KJELLSTRÖM et al /3/) fehlen derartige Experimente bis heute.

Um kurz- und mittelfristig genauere Auslegungsunterlagen zu erhalten, wurden u. a. experimentell die azimutalen Temperaturverteilungen als Funktion der beheizten Länge in den Hüllrohren der "kritischen" Stäbe im Wandbereich mit Einschluß gitterförmiger Abstandshalter bestimmt.

Hierüber wird im wesentlichen berichtet. Parallel zu diesen Experimenten wurden auch die Temperaturprofile im Bündelquerschnitt gemessen. Da zur Berechnung örtlicher Temperaturverteilungen in den Hüllrohren von Stabbündeln die genaue Kenntnis der mittleren Teilkanaltemperaturen eine notwendige Voraussetzung ist, werden beispielhaft zwei charakteristische Experimente (gleichmäßige Beheizung und Schiefast) für gemessene Teilkanaltemperaturen mitgeteilt.

Diese Arbeit wird im Rahmen des bzFE-Programms für den SNR-300 durchgeführt, deshalb wurde das Versuchsmodell bezüglich der Geometrie und Betriebsverhältnisse möglichst weitgehend an das SNR-300-Brennelement ⁺⁾ angenähert.

Die Tabelle 1 zeigt die kennzeichnenden Daten des SNR-300-Brennelementes (Typ Mark Ia und Mark II), ergänzend sind die Daten des SNR-2-Brennelementes mit aufgeführt /4/.

Tabelle 1 Brennelement	SNR-300		SNR-2
	Mark Ia	Mark II	+++)
Stabanordnung	hexagonal	hexagonal	hexagonal
Stabzahl (S=Strukturstab)	166 + 3S	127	271
Stabdurchmesser [mm]	6,0	7,6	7,6
rel.Stabteilung P/D	1,32	1,16	1,20
rel.Wandabstand W/R	1,54		
Brennstofflänge [mm]	950	950	1200
Lin.Stableistung, max. [W/cm]	355/500 ⁺⁺⁾	450/600	450/600
Oberflächenleistung [W/cm ²]	188/265	188/252	188/252
Hüllentemperatur, max. [°C]	620/685	620/685	620/685

Die beiden wesentlichen Ziele der hier beschriebenen Modell-Experimente sind:

1. Verifizierung vorhandener und in der Entwicklung befindlicher thermohydraulischer Rechenprogramme.
2. Bereitstellung von stützenden Daten für die Auslegung der SNR-300-Brennelemente.

⁺⁾ Unter Brennelement (BE) wird in dieser Arbeit das Brennstab-Bündel einschließlich Kasten und Abstandshalter verstanden.

⁺⁺⁾ Nominal/Heißkanal

⁺⁺⁺⁾ Daten resultieren aus einer Vorstudie zu einem vorläufigen Referenzkern.

2. Literaturübersicht

Für die globale thermohydraulische Auslegung von Kernelementen existieren verschiedene Rechenprogramme (Subchannel-Codes), die den thermohydraulischen Zustand der Bündelteilkanäle mit Mittelwerten beschreiben, wie z.B. MISTRAL, THESYS, COBRA (CIA) und ARTIS (Neuentwicklung). Die erforderlichen Eingabedaten für Impuls- und Energieaustausch zwischen den Teilkanälen beruhen fast ausschließlich auf experimentell gewonnenen Mittelwerten von Stabbündeln bzw. regelmäßigen, unendlichen Stabanordnungen. Für die korrekte Berechnung von Wandzonen und gestörten Stabanordnungen sind jedoch spezifische, geometrieabhängige Kennzahlen erforderlich, die größtenteils bis heute fehlen. Die Ergebnisse von Vergleichsrechnungen mit solchen Codes beschreibt HOFFMANN in /1/.

Zur Berechnung von Temperaturverteilungen in Hüllrohren sind diese globalen Auslegungs-Codes wenig geeignet. Sie liefern nur stufenweise konstante Staboberflächentemperaturen. Die maximale Temperaturdifferenz am Umfang wird nicht erfaßt.

Schon sehr frühzeitig haben Rechnungen von BAUMANN für SNR-typische Stabbündel mit dem MISTRAL-Code /5,6/ die wichtige Erkenntnis geliefert, daß das gesamte BE-Bündel noch voll im thermischen Einlaufbereich liegt. Ebenfalls konnte damit gezeigt werden, daß für Modellexperimente Bündelausschnitte genügen /7/.

Zur Berechnung örtlicher Temperaturfelder in längsdurchströmten hexagonalen Stabanordnungen wurde eine Reihe von theoretischen Arbeiten mit z.T. unterschiedlichen Modellen durchgeführt, als Beispiel genannt seien die Arbeiten von EIFLER/NIJSING /8/, HOFMANN /9/, MEYDER /10/ und MEIER /11/. Die wichtige Frage des thermischen Einlaufs bei Flüssigmetallströmung wird von allen genannten Autoren behandelt. Als wesentliche Vereinfachung gegenüber den tatsächlichen Verhältnissen in Reaktor-Kernelementen wurde jedoch in allen Fällen jeweils immer nur ein charakteristischer Teilkanal mit adiabaten Randbedingungen betrachtet, Abstandshalter wurden hierbei generell nicht berücksichtigt.

Auf die Notwendigkeit der Kopplung mehrerer Teilkanäle zur genaueren Berechnung repräsentativer Bündelausschnitte wird verschiedentlich hingewiesen bzw. auch die Weiterentwicklung entsprechender Rechenprogramme angedeutet.

Ein Schritt in dieser Richtung wurde von SLAGTER und ROODBERGEN /12/ unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode unternommen.

Experimentelle Arbeiten zur Bestimmung von Temperaturfeldern in Hüllrohren längsdurchströmter flüssigmetallgekühlter Stabbündel mit gitterförmigen Abstandshaltern sind bisher kaum bekannt geworden.

Die von DWYER und Mitarbeitern /13/ durchgeführten Experimente in Quecksilberströmung mit einem 12-Stabbündel und zylindrischem Führungsrohr ergaben, daß azimutale Temperaturvariationen bei sehr lockerer Stabpackung ($P/D = 1,75$) unbedeutend sind. Bei Auslenkung aus der Normallage wurde jedoch ein starker Einfluß auf die azimutale Temperaturvariation festgestellt.

SUBBOTIN und Mitarbeiter /14,15/ haben im Rahmen der sowjetischen Schnellbrüter-Entwicklung (BOR 60, BN-350, BN-600) eine Vielzahl von Modellexperimenten in Hg-, NaK- und Na-Strömung durchgeführt. Es wurden jedoch nur sehr enge Stabpackungen ($P/D \leq 1,15$) untersucht, deshalb sind die Ergebnisse nicht ohne weiteres auf die SNR-Verhältnisse übertragbar. Darüberhinaus ist bei den sowjetischen Experimenten über Einzelheiten der Meßtechnik, sowie über die Güte der Brennstabsimulation zu wenig bekannt. In diesem Zusammenhang sollte man auch darauf hinweisen, daß mit sehr geringen Wärmestromdichten ($\bar{q} \leq 6 \text{ W/cm}^2$) experimentiert wurde, womit zwangsläufig eine Reihe von Fragen über die Meßtechnik aufgeworfen werden muß.

Über die gitterähnlichen Abstandshalter, die in der Regel einen wesentlichen Einfluß auf die Massenstromverteilung in den Unterkanälen und damit auch auf die azimutale Temperaturverteilung in den Stabhüllen haben, wird weder in den

amerikanischen noch in den sowjetischen Veröffentlichungen eine Aussage gemacht.

3. Lösungsweg und Beschreibung des Modell-Experimentes

Wesentlich bei der Definition des Stabbündel-Experimentes war (a) die möglichst weitgehende Anpassung des Modells an die Geometrie- und Betriebs-Verhältnisse des SNR-300-Brennelementes mit schwerpunktmäßiger Untersuchung des kritischen Wandbereiches und (b) die Realisierung einer gezielten Störung der Stabgeometrie durch Stabverbiegung. Im einzelnen waren folgende Forderungen zu erfüllen:

1. Repräsentativer Bündelausschnitt, d.h. ausreichend große Stabzahl und Stablänge.
2. Berücksichtigung der Abstandshalter (AH).
3. Verwendung geeigneter und zuverlässiger Brennstab-Simulatoren.
4. Geeignete Instrumentierung zur Bestimmung der Hüllwandtemperaturen.
5. Messung der Temperaturfelder auch im Bereich der Abstandshalter.
6. Prüfstand mit Sicherheitseinrichtungen und ausreichenden Variationsmöglichkeiten der Versuchsparameter.

3.1 Geometrie des Modells

Aus technischen und wirtschaftlichen Gründen sollte die Stabzahl so klein wie möglich sein. Von BAUMANN /7/ durchgeführte Näherungs-Rechnungen mit dem MISTRAL-Code /5/ ergaben, daß der Einflußbereich auf den jeweils zu untersuchenden Bündel-Teilkanal den benachbarten und übernächsten Ring von Teilkanälen einschließt. Die gerade noch ausreichende Stabzahl wurde danach mit 19 festgelegt. Der symmetrische Aufbau des 19-Stabbündel-Modells wurde wegen der darin möglichen Meßwertkontrolle gewählt.

Die Festlegung auf einen gegenüber dem Mark Ia-BE um den Faktor 1,5 vergrößerten Stabdurchmesser auf 9 mm erfolgte aus folgenden Gründen:

- Konstruktive Randbedingungen.
- Einfachere und zuverlässigere Instrumentierung der Hüllrohre.
- Entwicklung zu dickeren Brennstäben in zukünftigen Cores der SNR-Baureihe.

Bei den zur Diskussion stehenden Corehöhen von etwa 1 m ist die Strömung noch nicht thermisch eingelaufen (vergl. dazu die Ausführungen in Kap.2 und Rechnungen von MALANG et al /16/), d.h. die max. azimuthalen Temperaturdifferenzen am Umfang der Stäbe sind am Core-Austritt am größten, wobei nicht genau bekannt ist, nach welchem Gesetz diese Temperaturdifferenzen mit der beheizten Länge zunehmen. Für das Modell war also eine Nachbildung der auf den mittleren hydraulischen Durchmesser bezogenen Länge von rund $180 D_H$ für das Mark Ia-BE anzustreben. Der Einfluß der Bündelgröße wird hier zunächst außer Acht gelassen.

Aus konstruktiven, fertigungstechnischen sowie versuchstechnischen Gründen wurde jedoch die beheizte Länge der Heizstäbe mit 700 mm entsprechend rund $100 D_H$ festgelegt.

Die Instrumentierung erfolgte in 4 axial versetzten Meßebenen so, daß eine Extrapolation der Temperaturdifferenzen am Stabumfang auf $L_B/D_H = 180$ möglich ist.

Die hydraulische Einlaufänge vor Beginn der beheizten Zone beträgt $40 D_H$, nach dieser Länge wird die vorliegende Geschwindigkeitsverteilung mit derjenigen im Brennelement ($L_H \approx 200 D_H$) als ausreichend ähnlich betrachtet.

3.2. Abstandshalter

Die zur Stabfixierung notwendigen Abstandshalter haben ganz entscheidenden Einfluß auf die Strömungsverteilung in den Teilkanälen eines längsdurchströmten Stabbündels, insbesondere im Kastenwand-Bereich.

Hieraus resultiert ein entsprechender Einfluß auf die Temperaturverteilung in den Stabhüllen. Für gitterförmige Abstandshalter haben TRIPPE et al /17/ hierzu aufgrund von Geschwindigkeitsmessungen in einem SNR-typischen Stabbündelmodell wichtige Hinweise gegeben.

Bei der Festlegung der geometrischen Daten für das hier zu beschreibende Experiment war für das SNR-Brennelement Mark Ia der röhrenförmige Abstandshalter (AH) der meist diskutierte Typ. Danach wurde der dimensionslose Wandabstand als ein ganz wesentlicher geometrischer Parameter mit $(W/R)_{Mod.} = 1,38$ bestimmt.

Die Weiterentwicklung der Abstandshaltergeometrie führte zu funkenrodierten Abstandshaltern. Diese sollten gleich im Modell-Experiment untersucht werden, weil der Einfluß der AH auf die thermohydraulischen Verhältnisse ein wesentlicher Programmpunkt unserer Untersuchungen war. Der Wandabstand im Modell wurde mit $(W/R)_{Mod.} = 1,38$ beibehalten, er beträgt heute für das SNR-BE etwa $(W/R)_{BE} = 1,54$.

Änderungen des Wandabstandes auf die tatsächlichen BE-Verhältnisse hätten umfangreiche Umbauten und Neufertigungen bedingt. Die relativen Versperrungen der Teilkanäle durch die AH-Stege entsprechen etwa denen im Brennelement.

3.3 Brennstab-Simulatoren

Als Brennstab-Simulatoren wurden indirekt elektrisch beheizte Stäbe eingesetzt. Sie gelten als das wichtigste Bauelement der Testeinrichtung. Folgende wesentliche Anforderungen wurden gestellt und erfüllt:

- Hohe Belastbarkeit und Betriebssicherheit
- Gute thermische Simulationseigenschaften
- Geeignete Instrumentierung der Stabhülle

Bei der Auswahl des optimalen Heizstab-Konzeptes konnte auf eine von CASAL et al /18,19/ durchgeführte Heizstabentwicklung aufgebaut werden.

Zur möglichst gleichmäßigen Wärmefreisetzung an der Oberfläche wurde ein rohrförmiger Heizleiter gewählt und zur Erreichung möglichst großer Betriebssicherheit bei hoher Leistung als Isolationsmaterial Bornitrid (BN) verwendet, obwohl ein im Aufbau gleichartiger Heizstab mit MgO-Isolation wegen geringerer Abweichungen zum Brennstab (geringere Unterschiede der Wärmeleitung von MgO und UO_2) bessere thermische Simulationseigenschaften besitzt.

Diese Fragen wurden mit den RELAX-Code von MALANG und RUST /20/ in umfangreichen Parameterstudien untersucht.

3.4. Bestimmung der Hüllwand- und Hüllwandoberflächen-Temperaturen

Aus Literaturstudien war deutlich geworden, daß Experimente zum lokalen Wärmeübergang in Flüssigmetallströmung nur dann sinnvoll sind, wenn die Temperaturmeßtechnik in wärmeabgebenden Heizstabwandungen gerade bei Flüssigmetallkühlung zufriedenstellend gelöst ist. Daher wurden die Probleme der Instrumentierung zur zuverlässigen Bestimmung der Hüllwand- und Hüllwandoberflächen-Temperaturen vor Beginn der ersten Arbeiten zum Bündelexperiment ausführlich untersucht /21/. Im Zusammenhang mit diesen Untersuchungen wurde als wichtigstes Bauelement das Bornitrid-Thermoelement von MALANG /22/ entwickelt und es wurden die löttechnischen Probleme mit Nickel-Lot gelöst. Rechnungen /21/ ergaben, daß Thermoelemente mit BN-Isolation in Verbindung mit Ni-Lot in einer Stahlhülle nur eine sehr geringe Störung des Wärmestromes bewirken und deshalb die wesentliche Voraussetzung für die Bestimmung von ungestörten Hüllwandtemperaturen und örtlichen Oberflächentemperaturen bieten. Für diesen Fall ergibt sich eine Genauigkeit für die rechnerische Meßwertkorrektur von ca. $\pm 25\%$. Um diesen Fehler zu verkleinern, wurde nach geeigneten Eichverfahren gesucht. Mit der entwickelten sogenannten Doppelwandmethode /23/ ist es möglich, den Fehler der Meßwertkorrektur auf ca. 3% zu verkleinern.

Eine Abschätzung der Fehlermöglichkeiten bei der thermischen Simulation durch Heizstäbe und bei der Bestimmung lokaler Oberflächentemperaturen führte zu dem Ergebnis, daß für die Untersuchung des kritischen Wandstabes eines SNR-300-Brennelementes in einem 19-Stabbündel-Experiment die azimutale Temperaturverteilung mit einem Fehler von weniger als 10% bestimmt werden kann /23/.

3.5 Testeinrichtung und Instrumentierung

Eine möglichst flexible Versuchstechnik war ein Hauptziel bei der Auslegung der Testeinrichtung. Daraus resultierten die folgenden Forderungen:

- Drehbare instrumentierte Heizstäbe und
- axial verschiebbare Abstandshalter

mit kontinuierlichen Verstellmöglichkeiten während des Versuchsbetriebes.

Eine Reihe von hiermit verbundenen technischen Problemen wurde gelöst und die entwickelten Bauelemente erfolgreich im Versuchsbetrieb eingesetzt.

Schematisch ist der Aufbau der 19-Stabbündel-Teststrecke in Abb.1 dargestellt. Das Natrium tritt in das untere Gehäuse ein und wird durch ein mit Löchern versehenes Prallblech so verteilt, daß der Eintritt in die 19-Stabanordnung möglichst gleichmäßig erfolgt. Es durchströmt sodann das Bündel im isolierten Sechskantführungsrohr und verläßt die Teststrecke über das obere Gehäuse, in dessen Deckel die Dreh-Vorrichtung für die 3 drehbaren Stäbe eingebaut ist. Die übrigen 16 Stäbe sind in den unteren Flansch der Teststrecke eingeschweißt. Die Halterung der Stäbe in ihrer nominellen Position erfolgt mit 4 gitterförmigen, funkenenerodierten Abstandshaltern (Abb. 2 und 7), die durch zwei gegenüberliegende, in die Innenwand des Sechskantrohres eingelassene Zugbänder über einen Drehantrieb gleichzeitig axial verschoben werden können.

Der axiale Abstand von Abstandshalter zu Abstandshalter beträgt 180 mm ($\sim 27 D_H$), der maximale Verschiebeweg 120 mm ($\sim 18 D_H$). Die Gitterpositionen in Bezug auf die beheizte Länge ist in Abb. 3 angegeben.

Der Heizstabaufbau ist aus Abb. 4 zu ersehen. Abb. 5 zeigt den Querschnitt eines drehbaren Stabes mit den eingebauten Thermoelementen (TE) und zwei Querschleifen.

In vier axial um 180 mm (entsprechend den AH-Abständen) versetzten Meßebenen 1 bis 4 (Abb. 6) sind in die Hüllwand der drehbaren Stäbe 3,11,12 jeweils auf zwei gegenüberliegenden achsparallelen Mantellinien BN-Thermoelemente (0,42 mm \emptyset) mit Nickellot eingelötet. In der Meßebene 4 sind die Hüllen der festen Stäbe in der Umgebung der drehbaren Stäbe zusätzlich mit 32 BN-Thermoelementen ausgestattet.

Die Kastenwand-Temperaturen werden in den Meßebenen durch außen befestigte Thermoelemente bestimmt.

Am Ende der beheizten Zone befindet sich ein Meßkopf mit 36 Thermoelementen, deren 0,4 mm dicke Meßspitzen jeweils in die Mitte eines Teilkanals hineinragen (Abb. 6 und 7). Die Bestimmung der Na-Eintrittstemperatur erfolgt mit 4 auf der Kastenwand befestigten Thermoelementen kurz vor Beginn der beheizten Zone sowie im Eintrittsstutzen. Die mittlere Na-Austrittstemperatur wird im Austrittsstutzen gemessen. Die Ausführung einiger Bauelemente der Teststrecke vermittelt Abb. 7, die wichtigsten Daten sind in Tabelle 2 zusammengefaßt.

Tabelle 2	DATEN DER TESTEINRICHTUNG		
- Stabdurchmesser	D	=	9,0 mm
- dimensionsloser Stabmittenabstand	P/D	=	1,30
- dimensionsloser Wandabstand	W/R	=	1,38
- beheizte Länge	LB	=	700 mm
- hydraulische Einlaufänge	LH	=	273 mm
- Freie Strömungsflächen-Bündel	F _B	=	1209,62 mm ²
-Mittenkanal	F _M	=	27,47 mm ²
-Wandkanal	F _W	=	40,85 mm ²
-Eckkanal	F _E	=	10,04 mm ²
- hydraulische Durchmesser-Bündel	D _H	=	6,75 mm
-Mittenkanal	D _{HM}	=	7,77 mm
-Wandkanal	D _{HW}	=	6,32 mm
-Eckkanal	D _{HE}	=	3,52 mm
- Gitterversperrung	F _{VM}	=	5,6 mm ²
-Wandkanal	F _{VW}	=	10,5 mm ²
-Eckkanal	F _{VE}	=	3,3/5,0 ^{+) mm²}
- Schlüsselweite des Sechskantkastens	SW	=	52,92 mm
- Radius im Kasteneck	R _K	=	5,5 mm
- funkenerodierter Abstandshalter	SW	=	52,6 mm
(siehe Abb.2)	Höhe	=	15 mm
axialer Abstand		=	180 mm
max. Verschiebeweg		=	120 mm
- Heizstab (siehe Abb.4), elektr.Widerstand			0,11 Ω

+) jeweils 3 um 120° versetzte Ecken

Weitere technische Einzelheiten werden im Anhang beschrieben.

4. Versuchsprogramm

Die 3-dimensionalen Temperaturfelder in den Hüllrohren werden im wesentlichen durch die in der folgenden Beziehung angegebenen Parameter bestimmt.

$$\frac{T_w^{\max} - T_w^{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F = f \left(\frac{P}{D}, \frac{W}{R}, \varphi, Re, Pr, \frac{L_B}{D_H}, \frac{L_{AH}}{D_H}, n, \frac{\lambda_B}{\lambda_F}, \frac{\lambda_W}{\lambda_F}, \frac{R_1}{R} \right)$$

Folgende Parameter wurden im Experiment variiert:

- Drehwinkel φ	der drehbaren Stäbe	0	...	360 Grad
- Pécletzahl		20	...	1000
- Reynoldszahl		$4 \cdot 10^3$...	$2 \cdot 10^5$
- mittl. Na-Geschwindigkeit im Bündel		0,2	...	10 m/s
- beheizte Länge L_B/D_H		16, 43, 70, 97		
- axialer Verschieberegion der 4 AH		0	...	120 mm
- Wärmestromdichte an der Stab-	oberfläche	10	...	130 W/cm ²
- lineare Stableistung		30	...	370 W/cm
- mittleres Temperatur-Niveau		250	...	500°C
- Beheizungsarten		1	bis	19 Stäbe

Die Geometrie-Parameter P/D , W/R , n sowie die Stabsimulations-Parameter λ_B/λ_F , λ_W/λ_F , R_1/R wurden konstant gehalten.

Die angegebenen Parameter-Bereiche betreffen alle bisher durchgeführten Experimente am 19-Stabbündel-Modell. In dieser Arbeit wird nur über einen Teil berichtet.

5. Versuchsergebnisse

5.1 Temperaturverteilung am Umfang der Randstäbe

Bei Beheizung des gesamten Bündels ⁺⁾ wurde eine Serie von Versuchsreihen zur Bestimmung der Temperaturverteilung am Umfang der Randstäbe (Wand- und Eckstab) gefahren, wobei die Versuchsparameter in folgenden Grenzen geändert wurden:

mittl. Pécletzahl	$160 \leq \bar{Pe} \leq 860$
mittl. Wärmestromdichte [W/cm^2]	$50 \leq \bar{q} \leq 105$
mittl. Natrium-Temperatur [$^{\circ}C$]	$300 \leq T_m \leq 500$

Für die Auswertung wurden die von PEE /24/ zusammengestellten Stoffwerte benutzt.

Bei allen gemessenen Hüllwand-Temperaturen handelt es sich um Meßwerte der TE, deren Meßstellen im Mittel 0,25 mm unter der Hüllen-Oberfläche installiert waren.

Typische gemessene azimutale Wandtemperatur-Profile bei mittleren Pe-Zahlen in den 4 Meßebenen (ME) sind für den Wandstab in Abb.10 und für den Eckstab in Abb.11 (Mittelwertkurven) dargestellt in der Form

$$T = f(\varphi, L_B / D_H)$$

Die durchgezogenen Linien in Abb.10 sind Meßwerte des Thermoelementes A aus 2 Meßreihen, die gestrichelten solche des gegenüberliegenden Thermoelementes B in gleicher axialer Meßposition. Man erkennt eine allmähliche Ausbildung der Temperaturprofile am Stabumfang mit zunehmender beheizter Länge, erst ab Meßebene 2 ergibt sich eine deutliche Verwandtschaft mit den folgenden Profilen. Eine thermische Stabilisierung ist nach $97 D_H$ in Meßebene 4 noch nicht erreicht. Dies verdeutlicht die Abb.12, in der für Wandstab und Eckstab die maximale Temperaturvariation am Stabumfang als Funktion der beheizten Länge angegeben ist.

⁺⁾ Ausnahme Stab Nr.7 in VS1, er mußte bei diesen Messungen aus Sicherheitsgründen abgeschaltet werden, s.auch Anh. A3

Der im Eckkanal liegende Hüllrohrabschnitt (Abb.11) ist bei der hier vorliegenden Geometrie (dimensionsloser Wandabstand $W/R = 1.38$, Eckradius des Kastens $R_K = 5,5$ mm) keine Heißstelle. Die in den benachbarten Wandkanälen fließenden großen Kühlmittelmengen bleiben wegen der ihnen zuzuordnenden beheizten Flächen relativ kalt. Darüberhinaus führt aufgrund großer radialer Geschwindigkeitsgradienten der besonders intensive Impulsaustausch zum Eckkanal in diesem zu verbesserten Wärmeübergangsverhältnissen. Die zu beobachtenden unterschiedlichen Temperaturdifferenzen in den Bereichen $0 \leq \varphi \leq 180^\circ$ bzw. $180^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ$ sind mit kleinen Unterschieden in der Stableistung ($\chi_{12} = 1.02 \chi_{10}$) und einer geringfügigen Asymmetrie des Bündels zum Kasten in Richtung der Stabmittenverbindung $1 \rightarrow 12$ zu erklären (vergleiche dazu die zur axialen Gitterverschiebung notwendigen Toleranzen in Abb.2).

Entsprechende asymmetrische Temperaturverteilungen am Umfang des Eckstabes sind auch von ZHUKOV et al /14, S.183/ gemessen worden.

Für kleine Pe-Zahlen sind beispielhaft die sich axial entwickelnden azimutalen Temperaturprofile in Abb.13 (Wandstab) und Abb.14 (Eckstab) angegeben. Es handelt sich dabei wie in Abb.11 um Mittelwertkurven aus den Signalen der jeweils gegenüberliegenden Thermoelemente A und B. Für den Eckstab treten auch hier die unterschiedlichen Temperaturdifferenzen links und rechts der Umfangsposition $\varphi = 180^\circ$ deutlich hervor, was auf die oben beschriebenen Effekte zurückzuführen ist.

Die maximalen Temperaturdifferenzen am Umfang von Wand- und Eckstab sind in den Abb.15 bis 18 in Abhängigkeit von der beheizten Länge für verschiedene Pe-Zahlen in dimensionsloser Form dargestellt:

$$\Delta T^* = \frac{T^{\max} - T^{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F = f(L_B / D_H, Pe)$$

Die geringfügigen Abweichungen zu den in /25/ mitgeteilten Ergebnissen beruhen auf weiterer und detaillierterer Auswertung der Experimente. Die im Experiment eingestellten Wärmestromdichten aus einer Vielzahl von Versuchen lagen zwischen 50 und 105 W/cm^2 entsprechend mittlerer Stab-längenleistungen von 140 bis 300 W/cm . Die axiale Gitterposition war einheitlich $GP = + 31 \text{ mm}$ mit Ausnahme der Ergebnisse in Abb.16 (Wandstab, kleine Pe-Zahlen $GP = - 76 \text{ mm}$).

Für große und mittlere Pe-Zahlen ergibt sich praktisch ein lineares Anwachsen der max. Temperaturdifferenzen im untersuchten Bereich $L_B/D_H \leq 97$, sowohl für den Wandstab (Abb.15) als auch für den Eckstab (Abb.17).

Mit Verminderung der Pe-Zahl geht der anfänglich steile Kurvenverlauf in einen zunehmend gekrümmten über bis zur Herausbildung eines Maximums (Abb.16 und 17). Es ist zu vermuten, daß die Ursache der Übergang von der laminaren zur turbulenten Strömung ist, nach /14,15/ können beide Strömungsformen zur gleichen Zeit im Bündelinnern bzw. Randbereich auftreten.

Die für den Eckstab gewonnenen Ergebnisse bedürfen einer etwas ausführlicheren Diskussion. In erster Näherung sind die Verhältnisse ähnlich denen des Wandstabes. Die maximalen azimuthalen Temperaturdifferenzen des Eckstabes liegen rund 20% unter denen des Wandstabes. Diese Aussage gilt nur für die hier untersuchte Geometrie in der Kastenwandzone, bei kleinerem Wandabstand wird die heißeste Zone des Eckstabes in der Kastenecke auftreten und dadurch die thermischen Verhältnisse für diesen Stab relativ zum Wandstab verschlechtern (vergl. Kap. 6).

Bei den Meßpunkten in Abb.17 handelt es sich jeweils um gemittelte Werte aus den gemessenen max. Temperaturdifferenzen im Bereich $0^\circ \leq \varphi \leq 180^\circ$ (linke Stabhälfte) und $180^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ$ (rechte Stabhälfte), entsprechend den Verhältnissen z.B. in Abb.11 und 14. Die offenen Symbole sind Meßwerte aus der Versuchsserie VS 1.

Die Ergebnisse der Wiederholungsversuche (Versuchsserie VS 2) zum Nachweis der Reproduzierbarkeit der Meßwerte sind als volle Symbole für $Pe = 350$ u. 600 eingezeichnet. Zur besseren Übersichtlichkeit wird in den Abb.17 und 18 nicht zwischen den Meßwerten der gegenüberliegenden Thermo-elemente A und B unterschieden.

Die Unterschiede der Experimente VS 1 und VS 2 waren:

- In der Versuchsserie VS 1 war für die in Abb.12 und 14 dargestellten Meßwerte der Stab 7 nicht beheizt (vergl. Anhang A3).
- Dieser Stab 7 sowie die drehbaren Stäbe 3, 11 und 12 wurden zur Durchführung der Versuchsserie VS 2 neu in die Testeinrichtung eingebaut.
- Zur Stabverbiegung von Stab Nr.4 in der Versuchsserie VS 2 wurden in der Meßebeine 4 Teile der Gitterstege örtlich entfernt. Hierdurch sind die Strömungsverhältnisse im Bereich des Wandstabes verändert, deshalb können für ihn keine Meßwerte aus VS 2 in Abb.15 eingezeichnet werden.
- Zwischen den Versuchsserien VS 1 und VS 2 wurden die Testeinrichtungen komplett zerlegt und neu zusammgebaut einschließlich neuer Instrumentierung der drehbaren Stäbe.

Die aus Abb.17 hervorgehende gute Übereinstimmung der Meßwerte aus zwei verschiedenen Versuchsserien mit verschiedenen Stabbündeln gleicher Bauart belegt die Funktionstüchtigkeit der entwickelten Bauelemente sowie die eingesetzte Meßtechnik. Der in VS 1 unbeheizte Stab 7 scheint nur einen unbedeutenden Einfluß auf die drei Teilkanal-Reihen entfernt liegenden Rand-Drehstäbe zu haben.

Um zu zeigen, wie stark die Hüllwandtemperaturen des Eckstabes bereits durch geringe Kühlkanalveränderungen beeinflußt werden, sind die Ergebnisse der asymmetrischen Temperaturverteilung am Stabumfang (entsprechend den Verhältnissen z.B. in Abb.11)

für die reaktortypische Pécletzahl $Pe = 350$ in Abb.18 zusammengestellt. Die hier vorliegenden Geometrieabweichungen wurden nicht gezielt untersucht, sie ergaben sich vielmehr aus den für die Gitterverschiebung erforderlichen Fertigungstoleranzen (Abb.2) und den Einbautoleranzen des Bündels relativ zum Kasten. Man kann hier feststellen, daß Kühlkanalveränderungen einen gravierenden Einfluß auf die azimutale Temperaturverteilung solcher Stäbe ausüben, deren angrenzende Teilkanäle bereits in nomineller Position sehr verschieden sind (vergleiche dazu auch Tabelle 2 in Kap.6).

Der Einfluß der Pe -Zahl auf die maximalen Temperaturdifferenzen am Stabumfang der Randstäbe ist in Abb.19 dargestellt. Im untersuchten Pe -Bereich steigt ΔT^* mit abnehmender Pe -Zahl bei $L_B/D_H = 97$ auf das 3- bis 4-fache an.

5.2 Güte der Meßergebnisse (Wandtemperaturen)

Die verschiedenen Fertigungstoleranzen (hexagonales Führungsrohr, Abstandshalter, Heizstäbe, Lage und Aufbau der Thermoelement-Meßspitzen in der Heizstabhüllwand), gewisse Schwankungen der stationären Betriebszustände (Massenstrom, elektrische Leistung, Wärmetauscher) sowie Montage- und Einstelltoleranzen (z.B. Drehwinkel φ) führen zu Fehlern bei der Bestimmung der azimutalen Wandtemperatur-Verteilung (Geometriefehler, kreislaufbedingte Fehler, Einstellfehler). Sämtliche Wandtemperaturmeßstellen der drehbaren Stäbe Nr. 3, 11, 12 waren deshalb neben dem Sicherheitsaspekt (Ausfallquote) auf gegenüberliegenden Mantellinien in 4 axialen Meßebenen 2-fach instrumentiert, um die oben aufgeführten Fehlermöglichkeiten größtenteils erfassen zu können. Besonders anschaulich kann die Güte der azimutalen Wandtemperatur-Profile am Beispiel des einzeln beheizten Eckstabes Nr.11 (Abb. 20 und 21 a/b) gezeigt werden.

Der Wandtemperaturverlauf am Stabumfang in den Meßebenen 1 bis 4 ist in Abb.20 für $Pe = 153$ und $\bar{q} = 90 \text{ W/cm}^2$ dargestellt.

Die Meßwerte der gegenüberliegenden Thermoelemente A und B sind eingezeichnet. Die durchgezogenen Linien sind Mittelwertkurven. Man erkennt deutlich die größere Streubreite der Meßwerte im Bereich steiler azimuthaler Temperaturgradienten (± 2 K) gegenüber ± 1 K bei $\varphi \approx 180^\circ$.

Die Ursache für das unsymmetrische Profil in Ebene 1 ($L_B/D_H = 16$) sind vermutlich die ungleichen Einlaufbedingungen. Bereits nach einer beheizten Länge von $40 D_H$ in Meßebe 2 hat das inzwischen fast symmetrische Profil bereits deutliche Ähnlichkeit mit den folgenden T-Profilen in den Meßebenen 3 und 4. Die ausgeprägten Temperatur-Maxima liegen in der Kastenecke, die Minima zur Bündelmitte hin.

Die entsprechenden azimuthalen Temperaturprofile der unbeheizten Nachbarstäbe 12 und 3 zeigt Abb.21 a/b. Die Temperatur-Maxima und- Minima liegen wie zu erwarten an den dem beheizten Stab zu- bzw. abgewandten Seiten. Die max. Umfangsvariationen und entsprechend die größten örtlichen Temperatur-Gradienten der unbeheizten Nachbarstäbe sind von derselben Größenordnung wie die des beheizten Stabes. Die im Vergleich zum unbeheizten Wandstab 12 etwas geringeren Werte des unbeheizten Stabes 3 resultieren aus einer stärkeren Wärmeabfuhr im zentralen Bündelbereich. Dies ist auch die Erklärung für das in Bezug auf die Stabmittenverbindung 11-12 leicht zur Wand verschobene T-Maximum ($\varphi > 270^\circ$) des Wandstabes 12. Die Einstellgenauigkeit der Stabdrehwinkel lag bei ± 2 Grad.

5.3 Temperaturprofile über dem Bündelquerschnitt

Die richtige Erfassung der Massenstromverteilung sowie des Impuls- und Energieaustausches zwischen den Teilkanälen ist eine Grundvoraussetzung für verbesserte globale Auslegungsrechnungen. Ausreichend genau kann dies mit der Nachrechnung der im natriumdurchströmten 19-Stabbündel-Experiment gemessenen Teilkanal-Mittentemperaturen geprüft werden. Dazu werden hier die Ergebnisse von zwei charakteristischen Versuchsreihen Nr. 68 und 183 (gleichmäßige Beheizung und Schief- last) mitgeteilt.

Die Abb. 22 und 23 enthalten neben den Stab- und Teilkanal-Nummern jeweils die gemessenen Stablängenleistungen in W/cm und Teilkanal-Mittentemperaturen in °C nach einer behetzten Länge von im Mittel 700 mm. Die behetzten Längen aller 19 Stäbe liegen zwischen 699 und 704 mm.

Der mittlere Wärmeverlust durch die Kastenwand beträgt ca. 1,2 % der Gesamtleistung. Die Position der 4 funkenerodierten Abstandshalter geht aus Abb. 3 hervor.

Die in Abb. 22 angegebenen Teilkanal-Mittentemperaturen aus dem Versuch Nr. 68 (alle Stäbe beheizt) sind in Abb. 24 über dem Bündelquerschnitt aufgetragen. Die vollen Symbole auf der linken Seite der Abb. sind Meßwerte für die 4 konzentrischen Teilkanalringe 1. und 4. Die mittlere Streubreite von 80 % der TE mit gleichem Abstand von der Bündelmitte beträgt $\pm 1,5\text{K}$, sie erklärt sich im wesentlichen aus den Unterschieden der einzelnen Stableistungen. Die offenen Symbole auf der rechten Seite der Abb. sind Rechenwerte und werden in Kap. 6.3 behandelt. (Die getrennte Darstellung der experimentellen und berechneten Werte beruht nur auf der rotationssymmetrischen Anordnung der Teilkanäle).

Im Versuch Nr. 183 waren alle Stäbe mit Ausnahme des Stabes 7 beheizt. Hierfür sind die aus Abb. 23 entnommenen Teilkanal-Mittentemperaturen über die Ecktraverse Stab 13/19 (Eckkanal-Temperaturen wurden nicht gemessen) in Abb. 25 aufgetragen. Die Wärmesenke durch den unbeheizten Stab 7 bewirkt in seiner näheren Umgebung eine starke Temperaturabsenkung mit besonders steilen Temperaturgradienten zur Bündelmitte hin. Die Meßwerte bei derartig steilen Gradienten sind daher vom Meßort sehr stark abhängig. Die nicht exakt bekannte Lage der TE-Meßspitzen führt in diesem Falle zu Unsicherheiten von $\pm 5\text{K}$. Eine Vielzahl von isothermen Vergleichsmessungen dieser TE in der Testeinrichtung ergab eine max. Abweichung untereinander von nur $\pm 0,5\text{K}$.

6. Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit anderen Arbeiten

6.1 Vergleich der Hüllwand-Temperaturprofile mit Experimenten

Sehr umfangreiche Modellexperimente an Bündelgeometrien in Na und NaK für die sowjetischen schnellen Reaktoren BOR 60,

BN 350 und BN 600 wurden von SUBBOTIN und Mitarbeitern durchgeführt, eine Zusammenfassung aller Arbeiten findet man in /14, 15/.

In Abb. 27 sind die max. Temperaturdifferenzen für Wand- und Eckstab als Funktion der beheizten Länge bei $Pe = 450$ aus eigenen Messungen (SNR-typische Stabteilung $P/D = 1.30$, $W/R = 1.38$) und den sowjetischen Experimenten /15/ (enge Stabpackung $P/D = 1,15$; $W/R = 1,15$) dargestellt⁺).

Obwohl bei unterschiedlichen Stabteilungen ein direkter Vergleich nur für den zentralen Bündelbereich zulässig ist, kann qualitativ für die im Wandbereich ermittelten Verhältnisse festgestellt werden:

- Die eigenen Meßpunkte liegen 35 - 90% höher als die sowjetischen trotz des deutlich größeren P/D -Verhältnisses.
- Es ist zu vermuten, daß für die Abweichungen der sowjetischen Ergebnisse außer unterschiedlichen Wandstärken von Bündelkasten und Hüllrohr auch Meßungenauigkeiten maßgebend sind, die auf den geringen Wärmestromdichten von $\bar{q} \leq 6 \text{ W/cm}^2$ bei den sowjetischen Experimenten beruhen.

Darüber hinaus wird der starke Einfluß der Kanalgeometrie am Umfang des Eckstabes (P/D , W/R , Kastenecke) auf die Temperaturverteilung in der Hülle deutlich, wenn man die Meßwerte nach Abb. 11 den sowjetischen Messungen /14, S. 183/ an einem enger gepackten Stabbündel gegenüberstellt. Tabelle 3 gibt die Unterschiede qualitativ an:

⁺) Gewisse Abweichungen zu den in /25/ mitgeteilten Ergebnissen beruhen auf weiterer und detaillierterer Auswertung der Experimente.

Tabelle 3

	Eigene Messungen (SNR-300-Modell)	Sowjetische Messungen /14/ (BN-350-Modell)
Stabzahl	19	37
D_2 [mm]	9,0	17,0
D_2/D_1	1,31	1,27
P/D	1,30	1,15
W/R	1,38	1,15
L_B/D_H	16,43,70,97	76
Pe	350 (170...860)	283 (6...616)
Fläche-ZK [mm ²]	27,5	52,6
-WK "	40,8	77,6
-EK "	10,0	8,68
D_H -ZK [mm]	7,77	11,8
-WK "	6,32	9,16
-EK "	3,56	4,4
azimutale Temp.- Verteilung in der <u>Hülle</u>	<u>keine heiße Stelle im Eckkanal.</u> Ausgeprägtes Temp.- Maximum zur Bündel- mitte.	<u>sehr heiße Stelle im Eckkanal.</u> Kein nennenswerter Tempe- raturanstieg im Bereich zur Bündelmitte.

Eine Erklärung für die heiße Ecke im Modellexperiment der sowjetischen Autoren ist ganz zweifellos die relativ sehr kleine Querschnittsfläche des Eckkanals, sie beträgt nur 11% ! des Wandkanals gegenüber 25% in den hier beschriebenen Modell-Experimenten. Diese Ausführungen verdeutlichen die komplizierten Verhältnisse im Bereich der Eckstäbe.

Hierzu sind Empfindlichkeitsstudien mit geeigneten Rechenprogrammen dringend erforderlich zur Analyse des Einflusses von

- Kühlkanalparametern (relativer Wandabstand und Kastenecke)
- azimuthaler Leistungsverteilung unter Berücksichtigung des Stabaufbaus

auf die Temperaturverteilung in der Stabhülle.

Zur Abstützung solcher Rechnungen sind gezielte Modellexperimente notwendig. Die Randbedingungen im Experiment (Geometrie, Toleranzen, Wärmeverluste usw.) müssen exakt angegeben werden und vom Rechenprogramm befriedigend berücksichtigt werden können.

6.2 Vergleich der Hüllwand-Temperaturprofile mit Rechnungen

Eine Vielzahl von theoretischen Untersuchungen zur Ermittlung und Beschreibung der lokalen thermohydraulischen Verhältnisse in axial durchströmten glatten Stabbündeln wurden von NIJSING/EIFLER durchgeführt. In einer Arbeit von 1973 zu diesem Thema /8/ wird über Rechenergebnisse berichtet, die mit den Codes VELASCO und HERA gewonnen wurden.

Daraus entnommen ist die Abb. 28, in der die berechneten maximalen azimuthalen Temperaturdifferenzen des Wandstabes als Funktion der beheizten Länge dargestellt sind.

Der gestrichelt eingezeichnete Linienzug ergibt sich aus den eigenen Messungen. Meßfehler und Extrapolationsfehler liegen innerhalb des eingezeichneten Fehlerbalkens von ± 10 K.

Bei der Bewertung dieses Vergleiches Experiment/Rechnung spielen folgende Gesichtspunkte, deren Einfluß jedoch größtenteils z. Z. nur qualitativ abgeschätzt werden kann, eine Rolle:

- Adiabate Berandung des berechneten Teilkanals.
- Thermischer Einlauf als Funktion der Austauschquerschnitte und der Bündelgröße.

- Azimutale Verteilung der Wärmestromdichte.
- Meßort innerhalb der Hülle.
- Einfluß der Gitter - AH.
- Unsicherheiten der Geometrietoleranzen im Experiment im Bereich von $\pm 0,1$ mm.

Versuche zur globalen Nachrechnung der gemessenen Hüllwandtemperaturen mit Unterkanal-Programmen ergaben bisher keine befriedigenden Ergebnisse. Diesbezügliche Untersuchungen sind noch nicht abgeschlossen, weshalb über konkrete Ergebnisse später berichtet werden soll. Neben fehlenden spezifischen, geometrieabhängigen Kennzahlen für den Impuls- und Energieaustausch im Randbereich des Bündels mangelt es an Informationen für Teilkanal-spezifische Wärmeübergangsverhältnisse zur Bestimmung gemittelter Oberflächentemperaturen. Dazu kommt noch der Glättungs-Fehler bei der Ermittlung der realen Temperatur-Maxima und Minima, d.h. die Temperatur-Spitzen und Senken werden abgeschnitten.

Um den in diesem Zusammenhang entscheidenden Einfluß des Wandabstandes auf die mittleren Kühlkanaltemperaturen des Randbereiches zu verdeutlichen, sind diese in Abb. 29 für die Teilkanaltypen am Umfang der Randstäbe als Funktion des Wandabstandes aufgetragen. Dabei wurden reaktortypische und mit dem 19-Stabbündel-Modell vergleichbare Verhältnisse angenommen. Es handelt sich um Rechenergebnisse mit dem ARTIS-Code /26/, Rechnungen mit dem THESYS-Code ergaben ähnliche Kurvenverläufe /31/. Das Diagramm zeigt:

- Der Eckkanal wird zum Heißkanal bei kleinen Wandabständen ($R_K = \text{Konst.}$).
- Relativ geringe Änderungen des Wandabstandes bei $W/R \approx 1,3$ für den Wandstab und $W/R \approx 1,4$ für den Eckstab bewirken eine Umkehrung der Verhältnisse "heiß/kalt".
- Für die Modell-Geometrie ($W/R = 1.38$) betragen die max. Temperaturdifferenzen der betrachteten mittleren Teilkanaltemperaturen für den Wandstab etwa 9 K und für den Eckstab etwa 12 K.

Die durch das Grundkonzept (Teilkanal-Modell) vorgegebenen Grenzen der globalen Auslegungs-Codes und die Notwendigkeit der Entwicklung bzw. Weiterentwicklung von Rechenprogrammen zur Berechnung örtlicher Temperaturfelder in den kritischen Bereichen der Kernelemente soll durch obige Ausführungen deutlich gemacht werden. Die Dringlichkeit begleitender und stützender Experimente resultierte bereits aus den Ausführungen in Kap. 6.1.

6.3 Vergleich der Teilkanal-Temperaturverteilungen mit Rechnungen

Nachgerechnete Teilkanaltemperaturen der in Kap. 5.3 diskutierten Experimente V 68 und V 183 (Abb. 24 bis 26) mit den globalen Auslegungs-Programmen MISTRAL IIA /28/, THESYS /27/, CIA /1, 29/ und ARTIS /26/ führen u. a. zu folgenden Feststellungen:

In der inneren Bündelzone sind die Ergebnisse der Codes im Vergleich untereinander und im Vergleich zu den Experimenten befriedigend bis gut.

In den Bereichen unregelmäßiger Kühlkanäle jedoch (Wand- und Eckbereich) und im Abstandshalterbereich fehlen spezifische Eingabegrößen für diese Codes, nämlich:

- Kennzahlen für den örtlichen Impuls- und Energieaustausch.
- Geometrieabhängige Reibungs- und Gitterwiderstands-Beiwerte.

Einen Beitrag zur Schließung dieser Lücke für SNR-typische BE-Geometrien liefern in Verbindung mit den von TRIPPE et al /17/ experimentell bestimmten Geschwindigkeitsfeldern die eigenen Messungen der Temperaturfelder.

Als Beispiel sind die von STRAUB /26/ mit dem ARTIS-Code berechneten mittleren Teilkanaltemperaturen in Abb. 24 und 25 (gestrichelte Linien beschreiben die Mittelwerte) eingezeichnet. In diesem Code wurden die von TRIPPE gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen im Wandbereich eines H₂O-durchströmten 19-Stabbündels ($D = 25 \text{ mm}$, $P/D = 1,30$; $W/R = 1,34$) berücksichtigt.

Läßt man die insbesondere für die Randkanäle notwendige Korrektur zwischen Teilkanal-Mittentemperatur (Exp.) und mittlerer Teilkanaltemperatur (Rechnung) in diesem Rahmen zunächst mal aus der Betrachtung heraus, dann liegen die berechneten Temperaturen für das Beispiel V 68 (Abb.24) in Bündelmitte ca. 4 % tiefer als die gemessenen und in den Wandkanälen rund 4% höher jeweils bezogen auf die mittlere Aufheizspanne $\Delta T \approx 34$ K. Für das Beispiel V 183 (Abb.25) kann man feststellen, daß die vom unbeheizten Stab 7 erzeugte starke Temperatursenke durch die Rechnung gut wiedergegeben wird. Die max. Temperaturdifferenz über die aufgetragene Ecktraverse (ohne Eckkanäle) beträgt im Experiment 30 K und nach der Rechnung 26 K. Der für die Hüllrohrbeanspruchung wichtige steile Temperaturgradient in Bündelmitte wird von der Rechnung gut wiedergegeben.

Weitere Rechenbeispiele /30/ mit dem MISTRAL II A- und THESYS-Code für das Experiment V183 zeigt Abb.26. Die durch den unbeheizten Stab 7 erzeugte Temperatursenke wird auch durch diese Rechnungen gut beschrieben. In den übrigen Bereichen ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung nicht ausreichend. Erhebliche und nicht tolerierbare Differenzen der berechneten Teilkanaltemperaturen treten in den Eckkanälen auf. Die hier vorliegende Eckstab-Problematik in Bezug auf die letztlich nur interessante Temperaturverteilung in der Hülle wurde in Kap. 6.2 diskutiert.

7. Zur Frage der Temperaturverteilung in den Randstab-Hüllen der SNR-300-Brennelemente

Das in dieser Arbeit beschriebene Modell-Experiment kann die Verhältnisse im SNR-BE nur begrenzt simulieren. Eine vorläufige Abschätzung der maximalen azimuthalen Temperaturvariation des SNR-300-BE-Wandstabes außerhalb des Abstandshalters in nomineller Position ergab nach einer Teilauswertung der Experimente etwa 40 K mit einer Unsicherheit von ± 10 K /25/.

Wegen des dominierenden Einflusses des Wandabstandes auf diesen Wert ist mit den derzeitigen Kenntnissen (vergleiche Kap. 5 und 6) die zuverlässige Abschätzung nur für die Modellgeometrie mit dem relativen Wandabstand $W/R = 1,38$ möglich.

Sie führt zu $(\Delta T_{\varphi}^{max})$ Modell ≈ 35 K mit einer Unsicherheit von ± 10 K.

Die dabei gültigen Randbedingungen und getroffenen Annahmen sowie aufschlußreiche Fakten zur Darstellung des Wandabstand-Problems sind im Anhang näher beschrieben.

8. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Zur Lösung der Festigkeits-, Korrosions- und Schwellprobleme in natriumgekühlten Kernelementen schneller Brutreaktoren müssen 3-dimensionale Temperaturfelder, insbesondere für die kritischen Bereiche (Wandzone, Abstandshalter), berechnet werden. Die existierenden und in der Entwicklung befindlichen Rechenprogramme müssen wiederum an repräsentativen Modell-Experimenten verifiziert werden. Zu diesem Zweck und speziell zur Bereitstellung stützender Daten bei der genaueren thermo-hydraulischen Auslegung des SNR-300-Brennelementes wurde ein umfangreich instrumentiertes 19-Stabbündel-Modell sowie ein dafür geeigneter Prüfstand gebaut und das Modell unter stationären Betriebsbedingungen in Natrium-Strömung vermessen.

Geometrie- und Betriebsverhältnisse wurden weitgehend an die des SNR-300-BE angenähert, die wesentlichen Versuchsparameter wurden in den interessierenden Bereichen variiert.

Drehbare Stäbe im besonders interessierenden Kastenwand-Bereich, axial verschiebbare Abstandshaltergitter, hochbelastbare Brennstab-Simulatoren und eine geeignete Instrumentierung der Stabhüllen sind die charakteristischen Merkmale der Testeinrichtung.

In diesem Bericht werden die azimutalen Temperaturverteilungen und die max. azimutalen Temperaturdifferenzen der hochbelasteten Wand- und Eckstäbe als Funktion der beheizten Länge und der Péclet-Zahl mitgeteilt.

Ergänzend werden für zwei charakteristische Fälle (alle Stäbe beheizt, 1 Stab nicht beheizt) die Verteilungen der Teilkanal-Mittentemperaturen über den Bündelquerschnitt angegeben.

Die wesentlichen Ergebnisse, der Vergleich mit anderen Experimenten und Rechnungen und Schlußfolgerungen daraus sind:

- Für die untersuchte Geometrie ($P/D = 1,30$; $W/R = 1,38$) weisen der Wand- und Eckstab in nomineller Position hohe und etwa gleich große Temperaturvariationen am Umfang und hohe azimutale Temperaturgradienten im Bereich starker Kühlkanalgeometrieänderungen auf. Maßnahmen zum Abbau dieser großen Temperatur-Ungleichmäßigkeiten im Kastenwand-Bereich sind notwendig, z.B. Optimierung des Wandabstandes, Verdrängerkörper, Kastenwandprofilierung, Einbau von Leitelementen für die Strömung.
- Mit zunehmender beheizter Länge wachsen die max. Temperaturdifferenzen im untersuchten Bereich am Umfang der Randstäbe für große und reaktortypische Pe-Zahlen praktisch linear an.
- Für $Pe \geq 360$ ist die Strömung nach einer beheizten Länge von 100 hydraulischen Durchmessern noch nicht thermisch eingelaufen.
- Mit abnehmender Pe-Zahl vergrößern sich die azimutalen Temperaturvariationen um ein Vielfaches, dies ist u.a. von entscheidender Bedeutung bei Verminderung des Kühlmitteldurchsatzes unter Last.
- Die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse wurde in der Versuchsserie 2 nachgewiesen.
- Die thermohydraulischen Verhältnisse des Eckstabes sind kompliziert, weil die Geometrie des Eckkanals und das Querschnittsverhältnis von Wand- und Eckkanal von entscheidender Bedeutung sind. Hierzu sind weitere gezielte Experimente dringend erforderlich.
Für die Geometrieverhältnisse des untersuchten Modells bildet der Eckkanal keinen "Heißkanal". Für andere Kastenwandabstände und andere Eckkanalgeometrie muß dieser Punkt jedoch in jedem Fall neu betrachtet werden.

- Am Beispiel des einzeln beheizten Eckstabes wird die Güte der verwendeten Meßtechnik und die Funktionstüchtigkeit der Stabdrehvorrichtung belegt.
- Der Vergleich unserer Ergebnisse mit sowjetischen Experimenten zeigt, daß bei diesen Experimenten die max. azimutalen Wandtemperaturdifferenzen der Randstäbe trotz des wesentlich kleineren Stabteilungsverhältnisses ($P/D = 1,15$ gegenüber 1,30) um 35 - 90% niedriger liegen. Wir vermuten, daß die Abweichungen neben unterschiedlichen Wandstärken von Bündelkasten und Hüllrohr auch durch Meßfehler verursacht werden, die auf den geringen Wärmestromdichten $\bar{q} \leq 6 \text{ W/cm}^2$ bei den sowjetischen Experimenten beruhen.
- Unter Berücksichtigung der spezifischen Voraussetzungen des Versuchsmodells wird die max. Temperaturdifferenz des SNR-300-BE-Wandstabes für den Modell-Wandabstand außerhalb der Abstandshalter in nomineller Position zu 35 K abgeschätzt.
Die Unsicherheit dieses Wertes liegt im Bereich $\pm 10 \text{ K}$.
- Inwieweit diese Abschätzung auch für den Gitterbereich gilt, ist Gegenstand noch laufender Untersuchungen.
- Die gemessenen Teilkanaltemperatur-Verteilungen über den Bündelquerschnitt werden für die betrachteten Beispiele mit globalen Auslegungs-Codes bereichsweise gut, teilweise jedoch nicht ausreichend nachgerechnet. Im Falle des Eckkanals weisen die Rechenergebnisse nicht tolerierbare Abweichungen auf.
Da die experimentelle Bestimmung örtlicher geometrieabhängiger Wärmeübergangszahlen bis heute nicht gelungen ist, bedingt durch die Problematik der erforderlichen Meßtechnik, können die mit verfügbaren Auslegungs-codes aus mittleren Teilkanaltemperaturen berechneten Hüllwandtemperaturen und örtliche Temperaturgradienten bis auf weiteres nur näherungsweise angegeben werden.

- Systematische Parameterstudien mit den verfügbaren, am 19-Stabbündel-Experiment verifizierten globalen Auslegungs-Codes, die Weiterentwicklung anwendungsorientierter 3-D-Codes zur Berechnung örtlicher Temperaturfelder für unregelmäßige Geometrien und begleitende systematische Experimente zur Verifizierung solcher Codes (1-Stab- und Kleinbündel-Experimente für den Eckstabbereich) sind u.a. notwendige Aufgaben zur befriedigenden Lösung der offenen Probleme.

9. Literatur

- /1/ Thermo- und fluiddynamische Unterkanalanalyse der Schnellbrüter-Brennelemente und ihre Relation zur Brennstabmechanik.
KTG-Seminar der Fachgruppe Thermo- und Fluiddynamik am 11.3.1975 in Bensberg
KFK 2232 (1975)
- /2/ K. REHME, E. MENSINGER, G. WÖRNER
Axiale Turbulenzintensität und azimutale Schubspannung bei turbulenter Strömung durch einen Stabbündelwandkanal.
KFK 1275/2 (PSB-Vierteljahresbericht, S. 127-7)
- /3/ B. KJELLSTRÖM, A. STENBÄCK
Pressure drop, velocity distributions and turbulence distributions for flow in rod bundles.
Report AE - RV - 145 (1970)
- /4/ K. KUMMERER
General Characteristics of Fast Reactor Fuel Pins.
Proceedings of the European Nuclear Conference, Paris 1975
- /5/ W. BAUMANN
MISTRAL-Thermodynamischer Mischströmungsalgorithmus für Stabbündel (16740)
KFK 988 (1969)
- /6/ W. BAUMANN (persönliche Information)
- /7/ W. BAUMANN
KFK 1271/4, KFK 1272/1 (PSB-Vierteljahresberichte S. 123 -2, S. 126-5)
- /8/ R. NIJSING, E. EIFLER
Axial Development of Temperature Fields in Hexagonal Fast Fuel Rod Assemblies with Liquid Metal Cooling.
International Meeting on Reaktor Heat Transfer Karlsruhe (1973)

- /9/ F. HOFMANN
Geschwindigkeits- und Temperaturfelder in Brennstab-
bündeln symmetrischer und asymmetrischer Geometrie.
KFK 1653 (1973)
- /10/ R. MEYDER
Bestimmung des turbulenten Geschwindigkeits- und Tempe-
raturfeldes in Stabbündeln mit Hilfe von krummlinig
orthogonalen Koordinaten.
KFK 2029 (1974)
- /11/ S. MEIER
Eine analytische Lösung für die Temperaturfelder in
längsangeströmten von flüssigem Metall gekühlten Stab-
bündeln bei beliebig vorgeschriebener Wärmestromdichte.
TUBIK 37 (1974)
- /12/ W. SLAGTER, H.A. ROODBERGEN
Numerical Calculation of Temperature Fields in Rod-
Assemblies with Liquid Metall Cooling.
Report RCN - 227 (1975)
- /13/ O.E. DWYER, P.I. HLAVAC, M.A. HELFANT
Heat Transfer to Mercury Flowing In-Line Through an
Unbaffled Rod-Bundle: Effect of Rod Displacement on
Local Surface Temperature and Local Heat Flux.
Nuclear Science and Engineering 41, 321-335 (1970)
- /14/ P.L. KIRILLOV, V.I. SUBBOTIN, P.A. USHAKOV (Editors)
Liquid Metals (Moscow 1967)
NASA Technical Translation, NASA TTF-552 (1969)
- /15/ V.I. SUBBOTIN, P.A. USHAKOV, A.V. ZHUKOV
N.M. MATYUKHIN, YV.S. JUR'EV, L.K. KUDRYAVTSEVA
Wärmeaustausch in Cores und Blankets schneller
Reaktoren.
GfK/IB-Übers. No. 0558 (1975-III)

- /16/ S. MALANG, H.M. POLITZKY, K. RUST
Verfahren zur Berechnung des thermischen Einlaufes
bei Flüssigmetallkühlung.
Atomwirtschaft, Jahrgang 18, Nr. 5 (1973)
- /17/ G. TRIPPE, K. DRES
Fluiddynamische Untersuchungen an einem wasserdurch-
strömten 19-Stabbündel-Modell.
KFK 1276/1 (PSB-Vierteljahresbericht, S. 126-6)
- /18/ V. CASAL
Heizstäbe mit indirekter Widerstandsbeheizung zur
Simulation von Kernbrennstäben.
KFK 894 (1969)
- /19/ V. CASAL, E. GRAF, H. HARTMANN
Heizstäbe zur Simulation von Brennstäben für einphasige
Wärmeübergangsversuche in Flüssigmetallströmungen.
KFK 2258 (1976)
- /20/ S. MALANG, K. RUST
Thermische Simulation von Brennstäben durch indirekt
elektrisch beheizte Stäbe.
KFK 1587 (1972)
- /21/ R. MÖLLER, H. TSCHÖKE
Theoretische Untersuchungen zur Wandtemperaturmessung
an simulierten Brennstäben für thermodynamische
Experimente in Natrium.
KFK 1555 (1972)
- /22/ S. MALANG
Mantelthermoelemente mit Bornitrid-Isolation.
Atomwirtschaft - Atomtechnik (März 1972), S. 155

- /23/ S. MALANG, R. MÖLLER, K. RUST, H. TSCHÖKE
Fehlermöglichkeiten bei der thermischen Simulation
von Brennstäben durch Heizstäbe und bei der Be-
stimmung lokaler Oberflächentemperaturen.
KTG-Fachtagung Jülich, 23. - 25. Januar 1973
- /24/ A. PEE
Stoffdaten von Natrium
KFK 924, EUR 4168 d (1969)
- /25/ R. MÖLLER, H. TSCHÖKE
Experimentelle Bestimmung von Temperaturfeldern in
natriumdurchströmten Stabbündeln.
Reaktortagung in Düsseldorf (März/April 1976)
- /26/ G. STRAUB
Berechnung der Temperatur- und Geschwindigkeits-
felder in parallel angeströmten Brennstabbündeln
schneller natriumgekühlter Brutreaktoren (ARTIS-Code).
Dissertation an der TU-Stuttgart, 1976
- /27/ K. DOETSCHMANN
THESYS - ein Fortran Programm zur Berechnung der
nominellen Temperaturverteilung in schnellen Reaktor-
kernen.
KFK 1997 (1974)
- /28/ W. BAUMANN
MISTRAL-II A, eine modifizierte Version des
MISTRAL-II-Codes (KFK)
(unveröffentlicht)
- /29/ G. WEBER, G. WRONNA (Interatom)
persönliche Information
- /30/ D. WEINBERG, H.H. FREY
KFK 1276/3 (01.26.31), PSB-Vierteljahresbericht

- /31/ D. WEINBERG
persönliche Information
- /32/ V.I. SUBBOTIN et al
Experimental Investigation of the Temperature Field
of the Fuel Elements in the Core and Blanket of the
BN-350 Reactor using Simulators.
Physico-Technical Institute, Obninsk, April 1965
Presented at the 1965 Detroit Meeting on Fast Breeder
Reactors.
- /33/ R. MÖLLER, M. KOLODZIEJ, H. TSCHÖKE
Lokale thermodynamische Untersuchungen an Bündel-
geometrien.
(Axiale Änderung der Hüllwand-Temperatur durch funken-
erodierte Abstandshalter).
KFK 1275/4 (PSB-Vierteljahresbericht, S. 126-8)
- /34/ K. HITZIG
Deutsches Bundespatent
Auslegeschrift 2259823
- /35/ M. KOLODZIEJ et al
Natrium-Gefrierstopfbuchse für drehbare Heizstäbe
KFK 1272/3 S. 126-17, PSB-Vierteljahresbericht
- /36/ M. KOLODZIEJ
Reinigung der 19-Stabbündel-Teststrecke aus
PSB-Vorhaben 1263.3
IRB-Arbeitsbericht, unveröffentlicht

10. Symbole

AH	Abstandshalter
BE	Brennelement
BN	Bornitrid
D	Stab - Außendurchmesser
D_H	hydraulischer Durchmesser im Bündel
EK	Eckkanal
f_{ax}	axialer Flußformfaktor
GP	axiale Gitterposition (relativ zur Meßebene in Strömungsrichtung)
L_B	beheizte Länge
ME	Meßebene im Stabbündel
N	Stabzahl
P	Stabmittenabstand
Pe	Péclet - Zahl
Pr	Prandtl - Zahl
\bar{q}	mittlere Staboberflächenleistung
R_K	Kastenradius innen
R_1	Hüllrohr - Innenradius
R	Stab- Außenradius
Re	Reynolds - Zahl
S	Stab oder Simulationsfaktor
T	Temperatur
ΔT	Temperaturdifferenz
TE	Thermoelement
VS	Versuchs - Serie
W	Wandabstand (Randstab-Mitte/Kasteninnenwand)
WK	Wandkanal
W/R	dimensionsloser Wandabstand (p_w in Abb. 28)
z	Koordinate in Strömungsrichtung

z_h	Corehöhe
ZK	Zentralkanal
λ_B	Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes
λ_F	Wärmeleitfähigkeit des Fluids
λ_W	Wärmeleitfähigkeit der Hüllwand
φ	laufender Winkel am Stabumfang
$\Delta\vartheta$	Aufheizspanne
χ	Stablängenleistung

Indizes

max.	maximal
min.	minimal
φ	Umfangsposition

11. Anhang

A1 Natrium-Prüfstand und Meßwerterfassung

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

- Fördermenge $\leq 60 \text{ m}^3/\text{h}$
- Förderhöhe $\leq 45 \text{ m FLS}$
- Na-Temperatur $\leq 650^\circ\text{C}$ in der Testeinrichtung
 $\leq 550^\circ\text{C}$ im Kreislaufsystem
- Kühlleistung $\leq 520 \text{ KW}$
- Na-Reinheit $\leq 20 \text{ ppm Oxid}$

Abb. 8 zeigt das Kreislaufsystem des Wärmeübergangs-Prüfstandes II (WOP II), Abb. 9 zeigt einen Längsschnitt der Teststrecke. Wesentliche Gesichtspunkte bei der Auslegung des Prüfstandes waren:

- Einfache Kreislaufschleife mit Bypassleitung und große Rohrleitungsquerschnitte.
- Großer Ausdehnungsbehälter mit Eichmöglichkeit für Durchflußmesser.
- Kein Gasplenum in der Testeinrichtung.
- Sicherheitssystem für Prüfstand und Testeinrichtung.
- Weitgehende Automatisierung des Prüfstandsbetriebes.

Die Meßwerterfassung aller zur Auswertung der Versuche notwendigen Daten (Temperaturen, Stableistungen, Massenstrom) erfolgte digital, die Leistungen wurden für jeden Stab getrennt erfaßt. Die mittlere Verlustleistung im Bereich der beheizten Länge durch die Isolation (40 mm Luftspalt, 100 mm Glaswolle) beträgt 1,6% der Gesamtleistung $\pm 0,7\%$ je nach Temperaturniveau.

Die wesentlichen Betriebsgrößen des Kreislaufsystems (Rohrleitungs- und Na-Temperaturen, Massenströme und Drücke für Haupt- und Reinigungskreislauf) wurden kontinuierlich aufgezeichnet.

Zum Schutz des 19-Stabbündels wurde ein elektrisches Sicherheitssystem /34 / eingesetzt.

Damit wurden folgende Signale erfaßt und bei Überschreitung vorgegebener Grenzwerte Voralarm bzw. Schnellabschaltung des Bündels ausgelöst:

- Na-Austrittstemperatur im Testbehälter.
- 2 Heizstabwandtemperaturen am Ende der beheizten Zone.
- Stromaufnahme von jedem der 19 Stäbe.
- Durchsatzsignale von 2 Durchflußmessern im Hauptkreis.
- Na-Höhenstand im Ausdehnungsbehälter.

A2 Vorbereitende Experimente und Funktionsprüfungen wichtiger Bauelemente

a) Leistungstests der Heizleiter

Vor der Stabbündelmontage wurden 3 Stäbe aus der Fertigungs-Serie bei 600°C (Heißes Stabende) und Oberflächenleistungen zwischen 100 und 250 W/cm^2 über ca. 100 h getestet. Zusätzlich wurden bei 100 W/cm^2 100 schnelle Zu- und Abschaltungen je Stab innerhalb 1 h ausgeführt, ohne daß irgendein Defekt an den Stäben auftrat. Damit war die Betriebssicherheit dieser erstmals mit 9 mm Außendurchmesser gefertigten Stabserie nachgewiesen.

b) Drehvorrichtung der Heizstäbe

Die drei benachbarten Stäbe 3, 11 und 12 sollten unabhängig voneinander zwischen 0 und 360° kontinuierlich unter Last verdreht werden können.

Dies erfolgte in einer zu diesem Zweck entwickelten gemeinsamen Natrium-Gefrierstopfbuchse.

Das Prinzip der luftgekühlten Gefrierstopfbuchse wurde in Vorversuchen eingehend auf die Funktionstüchtigkeit hin untersucht /35/.

- c) Probetrieb des Prüfstandes ohne Teststrecke
- Aufnahme der Pumpenkennlinie
 - Eichung des Durchflußmessers Q 5
 - Erprobung der Einzelkomponenten und deren Zusammenwirken
 - Erprobung des Sicherheitssystems mit den kreislaufseitigen Eingabesignalen.
- d) Probetrieb des Prüfstandes mit eingebauter Teststrecke
- Erprobung des Sicherheitssystems für das 19-Stabbündel (Einzelstabprüfung und Prüfung des Bündels)
 - Ermittlung der optimalen, stationären Betriebsbedingungen.

Zur genaueren Bestimmung einer definierten Hüllwand-Temperatur und insbesondere der lokalen Oberflächentemperaturen wurden Ofen-Eichungen der Thermoelemente und der instrumentierten Drehstäbe 3, 11 und 12 sowie Eichversuche in Luft mit Hilfe der in /23/ beschriebenen Doppelwandmethode durchgeführt. Darüber soll getrennt berichtet werden.

A3 Betriebsverhalten der Komponenten und Ablauf der Experimente

Es wurden 2 Versuchsserien (VS 1 und VS 2) durchgeführt, hierzu ist folgendes festzustellen:

- Der WÖP II-Prüfstand erfüllte die an ihn gestellten Anforderungen. Die Gesamtbetriebszeit einschließlich Probelaufe betrug 1250 h.
- Das 19-Stabbündel funktionierte zunächst einwandfrei. Nach 120 Betriebsstunden änderte sich das elektrische Widerstandsverhalten von Stab Nr.7. Dieser Stab wurde aus Sicherheitsgründen in den Folgeversuchen daher nicht mehr beheizt. Nach Abschluß der Versuchsserie ließen sich die Stäbe ohne Schwierigkeiten ausbauen, sie waren einwandfrei gerade.

- Die Stabdrehvorrichtung funktionierte gut. Die Einstellgenauigkeit der TE-Winkelpositionen betrug ± 2 Grad.
- Vor und nach jeder Versuchsserie wurden Nullversuche zwecks Korrektur der TE-Abweichungen und zur Funktionskontrolle der TE durchgeführt. Die Ausfallrate der Thermoelemente betrug 15% nach 1250 Betriebsstunden bei Temperaturen zwischen 200 und 600°C.
- Die Reinigung der Teststrecke nach Abschluß der Versuchsserie 1 erfolgte unter Anwendung der Destillationsmethode mit gutem Ergebnis / 36 /.

Versuchsserie VS 2: Hierzu wurden im Rahmen dieser Arbeit Ergebnisse zum Nachweis der Reproduzierbarkeit der in VS 1 gewonnenen Ergebnisse mitgeteilt. Zu VS 2 seien folgende Punkte festgehalten:

- Die Drehstäbe 3, 11 und 12 sowie der Stab Nr. 7 wurden neu in die Teststrecke eingebaut. Alle Stäbe konnten einwandfrei betrieben werden.
- Die in der Stabdrehvorrichtung vergrößerten Na-Spalte der Gefrierstopfbuchse führten zu den erwarteten sehr geringen Drehmomenten.
- Die Reinigung mit der Destillationsmethode bei $T \approx 500^{\circ}\text{C}$, $p = 1,7 \times 10^{-2}$ Torr über 6 Stunden ergab eine von Natrium gesäuberte Teststrecke.

A4 Erläuterungen zu Kap.7

Die kennzeichnenden Daten von Modell und SNR-300-Brennelement sind in Tabelle 4 zusammengestellt.

Tabelle 4

	GfK-Modell	SNR-300-BE (Mark-I a)
Stabzahl	19	166 + 3S
Stabdurchmesser [mm]	9,0	6,0
rel. Stabteilung P/D	1,30	1,32
rel. Wandabstand W/R	1,38	1,54
Kastenschlüsselweite innen [mm]	52,92	105,05
Radius im Kasteneck [mm]	5,5	2,5 ± 0,5
beheizte Länge bzw. Brennstofflänge [mm]	700	950
rel.beh. Länge L_B/D_H	100	177
max. Stableistung [W/cm]	370	355/500 ⁺)
max. Oberflächenleistung [W/cm ²]	130	188/265 ⁺)
max. Hülltemperatur [°C]	600	620/685 ⁺)
Teilkanal-Querschnitte [mm ²]		
- ZK	27,5	12,9
- WK	40,8	22,5
- EK	10,0	7,4
Versperrungsquerschnitt der Gitter-AH bezogen auf den Teilkanalquerschnitt		
- ZK	0,20	0,28
- WK	0,26	0,36
- EK	0,33/0,50 ⁺⁺⁾	0,18
hydr. Durchmesser-Bündel [mm]	6,75	5,38
- ZK	7,77	5,46
- WK	6,32	5,19
- EK	3,56	3,57
axialer Abstand der AH [mm]	180 (27 D _H)	150 (28 D _H)
axialer Abstand Meßebene/AH [mm]	149/76 (22/11 D _H), vergl. Abb.3	
Höhe der Gitter-AH [mm]	15	15

+) Nominal/Heißkanal

++) jeweils 3 um 120° versetzte Eckkanäle haben unterschiedliche Gitterversperrung.

Aufgrund der vorliegenden Meßergebnisse (Kap. 5) wird beispielhaft die max. azimutale Temperaturvariation der Wandstab-Hülle am Coreende bei nomineller (ungestörter) Geometrie und nominellen SNR-Betriebsbedingungen für die im Modell vorliegenden Wandabstände abgeschätzt.

Für den Reaktornenddurchsatz (Pécletzahl ≈ 360) wird aus Abb. 15 die experimentell ermittelte Kurve $\Delta T^* = f(L_B/D_H)$ entnommen. Rechnungen zum thermischen Einlauf (ohne Gitter) /12,16/ zeigen, daß die Strömung am Ende der Brennstoffzone ($177 D_H$) bei weitem noch nicht thermisch stabilisiert ist. Es ist deshalb gerechtfertigt, die gemessene Kurve $\Delta T^* = f(L_B/D_H)$ über den Punkt $L_B = 97 D_H$ hinaus bis $L_B = 177 D_H$ entsprechend Abb. 30 zu extrapolieren (vergleiche hierzu auch den Verlauf der entsprechenden Kurven für engere Stabpackungen nach /11/ in Abb. 27). Man erhält dann für $L_B = 177 D_H$ als dimensionslose max. Temperaturdifferenz für die modellähnliche Geometrie:

$$\Delta T_M^* = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F = 0,44$$

Ausführliche Rechnungen zur Simulation der Brennstäbe durch Heizstäbe /20/ ergaben für exzentrische in einem Ringraum angeordnete Stäbe eine um 12% höhere azimutale Temperaturvariation des Brennstabes gegenüber einem mit Bornitrid isolierten Heizstab. Für die BN-350-Modellexperimente wird eine entsprechende Zahl von 30% genannt /32/.

Die spezifischen Geometrieverhältnisse in der Umgebung der Randstäbe erfordern zur genaueren Bestimmung des Simulationsfaktors S weitere über die in /20/ durchgeführten Parameteruntersuchungen hinausgehende Mehrzonen-Rechnungen für die Modell- und BE-Verhältnisse.

Dies ist aufwendig, deshalb wird jetzt für diese Abschätzung ein Simulationsfaktor von $S = 1,2$ angenommen. Mit der Beziehung

$$\Delta T_{BE^*}^* = \frac{T_{BE^*}^{max} - T_{BE^*}^{min}}{\bar{q}_{BE} \cdot (R)_{BE}} \cdot (\lambda_F)_{BE} = S \cdot \Delta T_M^*$$

erhält man dann die gesuchte max. azimutale Temperaturdifferenz z.B. des Wandstabes:

$$(T^{max} - T^{min})_{BE^*} = \frac{S \cdot \Delta T_M^* \cdot \bar{q}_{BE} \cdot f_{ax} \cdot (R)_{BE}}{(\lambda_F)_{BE}} = \frac{1,2 \cdot 0,44 \cdot 188 \cdot 0,8 \cdot 0,3}{0,673} = 35,4 \text{ K}$$

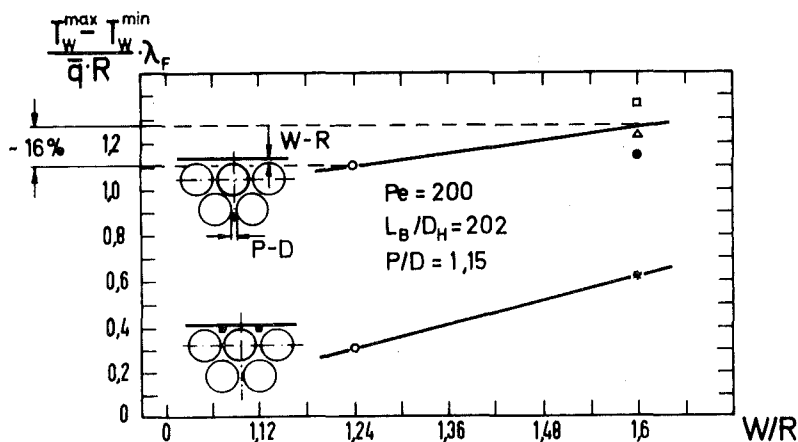
Die Hüllrohr-Temperaturvariationen wurden ca. 0,25 mm unter der Oberfläche gemessen und damit kleiner bestimmt, als sie in Wirklichkeit an der Staboberfläche sind. Weiter muß berücksichtigt werden, daß sich der thermische Einlauf im BE weniger schnell vollzieht als im Modell, weil die Teilkanal-Querschnitte wie auch die Austauschflächen zwischen den Stäben kleiner sind. Schließlich sind noch der Einfluß der Bündelgröße, die Auswirkung der Modelltoleranzen sowie der AH-Einfluß zu berücksichtigen. Die Beachtung dieser 5 Punkte führt noch zu einer gewissen Vergrößerung der in obigem Zahlenbeispiel ermittelten Temperaturdifferenz. Diese Abschätzung gilt für BE-Verhältnisse mit Ausnahme des repräsentativen Wandabstandes.

Die derzeit verfügbaren z.T. sich widersprechenden Unterlagen über den Einfluß des relativen Wandabstandes auf die max. Temperaturvariation am Umfang der Randstäbe erlauben keine gesicherte Abschätzung der Hüllrohrtemperaturverteilungen für die SNR-Randstäbe aufgrund der Modellexperimente.

+) BE⁺: Brennelement Verhältnisse, jedoch mit W/R = 1.38

Folgende Fakten belegen diese Aussage:

- Nach Rechnungen von EIFLER/NIJSING /8/ (ohne Gitter) betragen die max. Temperaturdifferenzen am Umfang des SNR-BE-Wandstabes nur wenige Grad, d.h. die Hülle besitzt an der Wand und zur Bündelmitte hin praktisch gleiche Temperaturen. Bei Vergrößerung des Wandabstandes ($W/R = 1,2 \rightarrow 1,6$) bis auf den Abstand (P-D) der Stäbe innerhalb des Bündels steigt die max. Temperaturdifferenz auf das 10-fache (!) an. Bei Verkleinerung des Wandabstandes unter den halben Abstand $0,5 \cdot (P-D)$ der Innenstäbe ($W/R < 1,3$) ist nach /8/ mit zunehmenden Maximaltemperaturen an der Kastenwand zu rechnen (vergl. Abb. 28).
- SUBBOTIN und Mitarbeiter berichten in /15/, daß sich für die BN-350-Verhältnisse ($P/D = 1,15$) bei Änderung des Wandabstandes im Bereich $1,24 \leq W/R \leq 1,6$ die max. Temperaturdifferenz am Umfang der Wandstäbe nur um rund 16 % ändert (siehe Abb.).



Einfluß des Wandabstandes auf die max. Temperaturdifferenz am Umfang des Wandstabes (SUBBOTIN et al /15/)

- Der starke Einfluß des relativen Wandabstandes im Bereich der Modell- und BE-Geometrien auf die Änderung der Teilkanal-Mittentemperaturen (insbesondere in der Umgebung des Eckstabes) geht aus Abb.29 und den zugehörigen Ausführungen in Kap. 6.2 hervor. Schlußfolgerungen daraus auf die Hüllrohr-Temperaturverteilungen sind mit den derzeitigen Kenntnissen nicht möglich.
- Die Empfindlichkeit der azimuthalen Temperatur-Verteilung aufgrund der stark veränderlichen Teilkanal-Geometrie zeigen die eigenen Messungen für Eckstab (Abb.18) sowie auch der Vergleich mit den sowjetischen Experimenten aus /14/, vergl. Kap. 6.1.

Die Erkenntnisse sind z.T. widersprüchlich, sie zeigen jedoch deutlich, wie wesentlich der Geometrieparameter "relativer Wandabstand" in Verbindung mit dem Stabteilungsverhältnis die örtlichen Temperaturfelder in den Randstabhüllen bestimmt. Zur kurz- und mittelfristigen Lösung dieser Problematik sollte nach unserer Meinung der begonnene Weg in folgender Weise fortgesetzt werden:

- Systematische Parameterstudie mit den verfügbaren am 19-Stabbündel-Experiment verifizierten Auslegungs-Codes zur Festlegung der wichtigsten Versuchsparameter;
- Weiterentwicklung anwendungsorientierter 3-D-Codes zur Berechnung örtlicher Temperaturfelder für unregelmäßige Geometrien, z.B. auf der Basis "Finite Elemente" /12/;
- Begleitende systematische Experimente zur Verifizierung solcher Codes (1-Stab- und Kleinbündel- Experimente).

Laufende Untersuchungen zur Temperaturfeldänderung durch funkenerodierte Gitter-AH zeigen, daß im Bereich der Stützpunkte nennenswerte axiale und azimuthale örtliche Temperaturspitzen auftreten (vergl. auch /25,33/). Es bleibt zu untersuchen, ob diese der hauptsächlich durch die Kühlkanalgeometrie bestimmten azimuthalen Temperaturverteilung überlagerten örtlichen Temperaturspitzen ggf. im Bereich des letzten AH-Gitters die ungünstigsten Bedingungen für die Hülle darstellen.

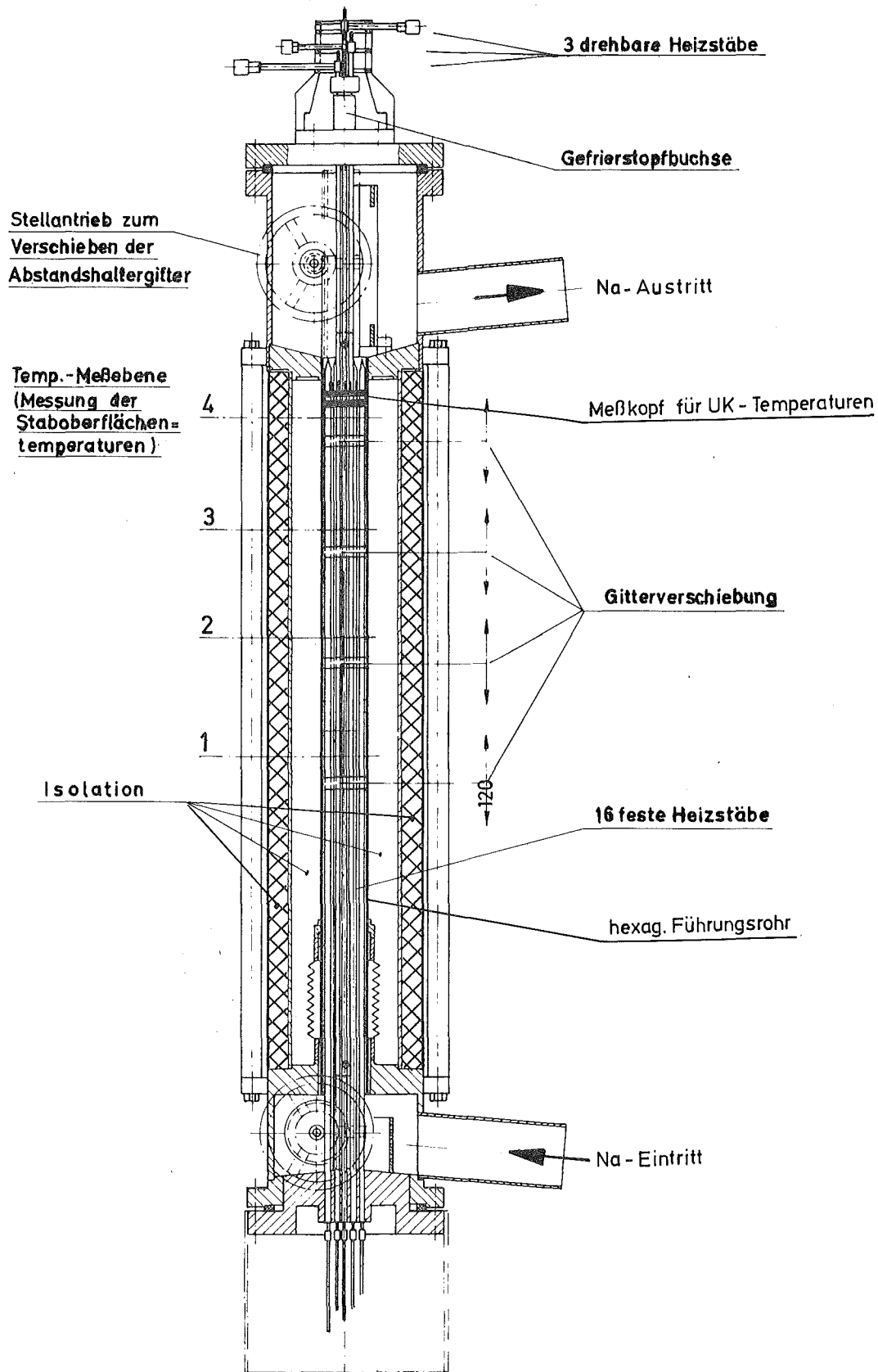


Abb. 1

Lokale Wärmeübergang-Messungen
Teststrecke für 19-Stabbündel

GfK/IRB

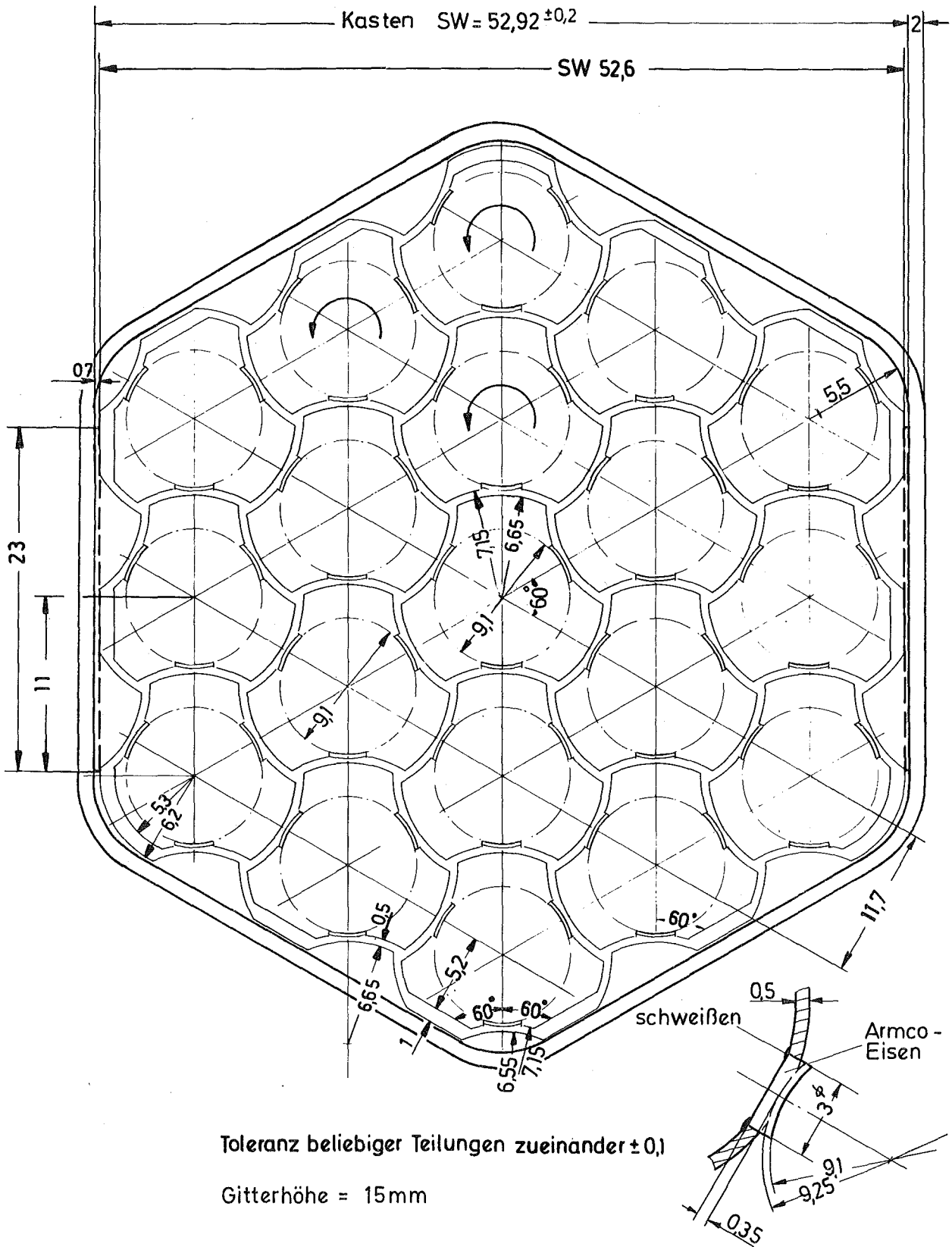
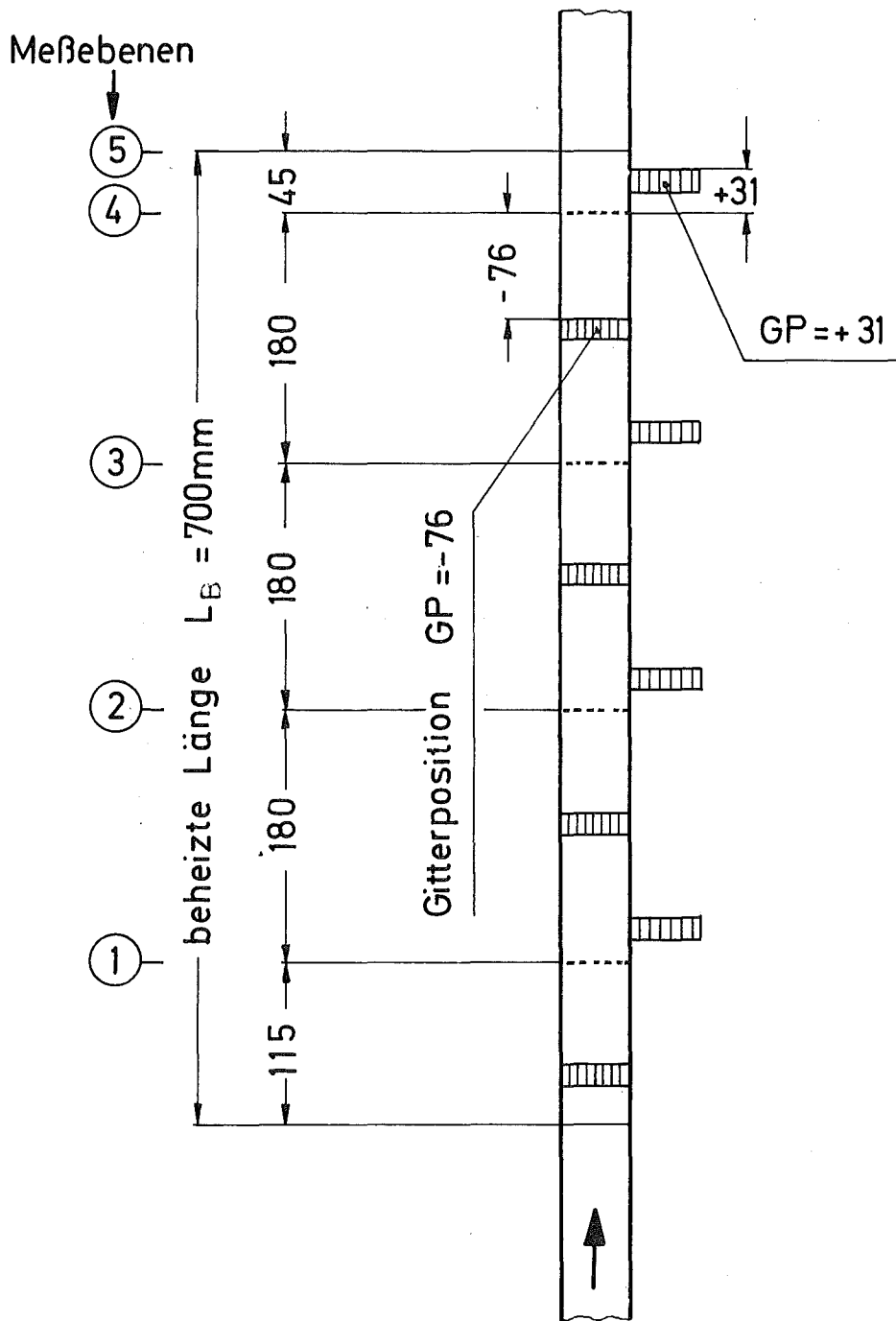
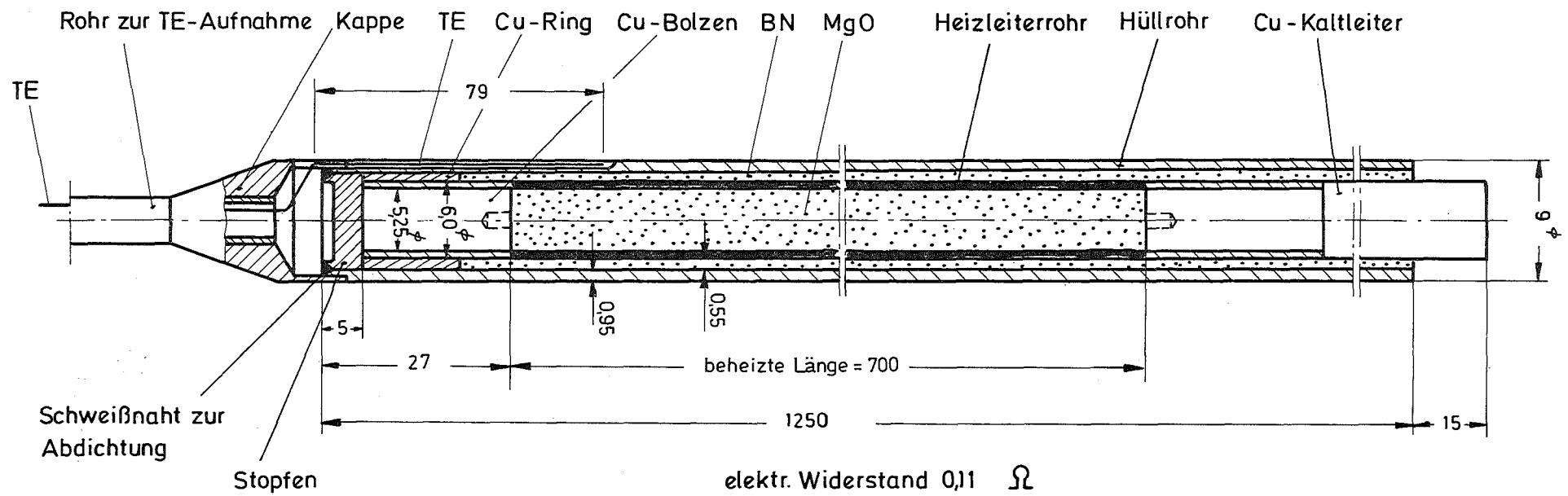


Abb. 2 Funkenerodierter Abstandshalter



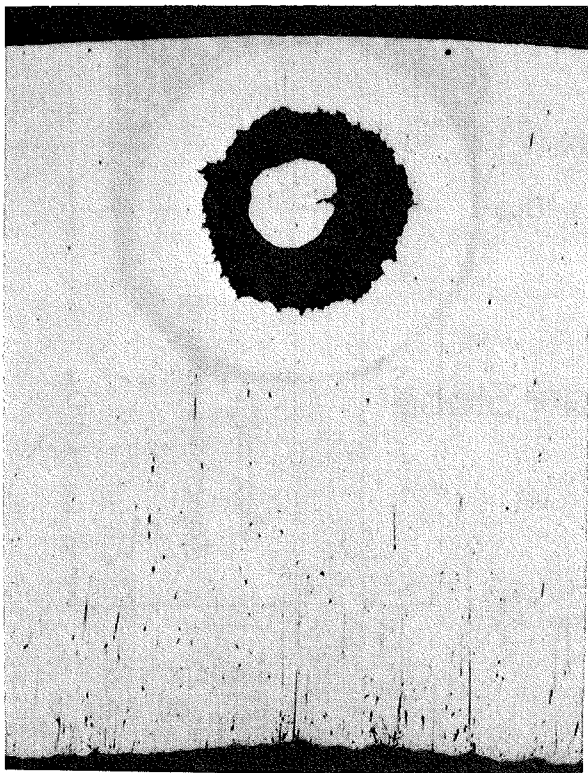
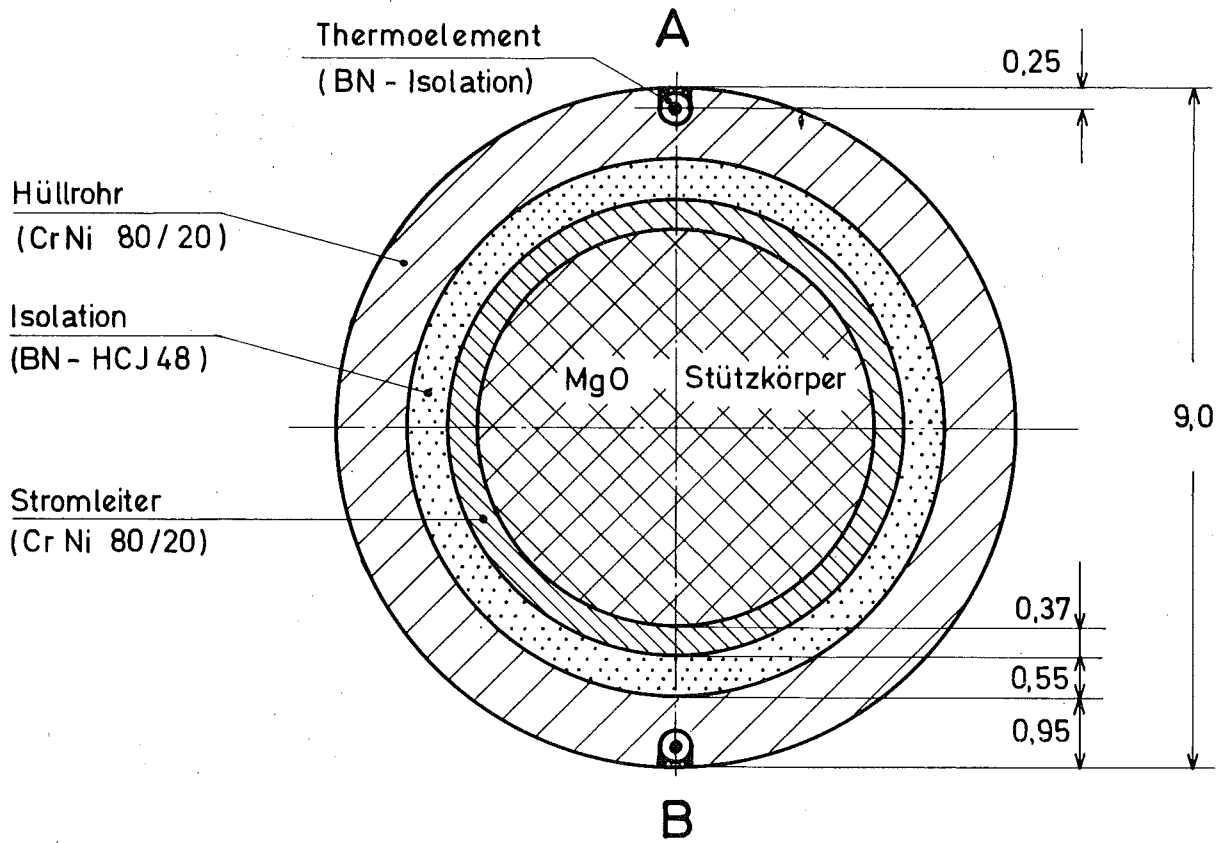
Gitterposition im 19-Stabbündel-Modell

Abb. 3

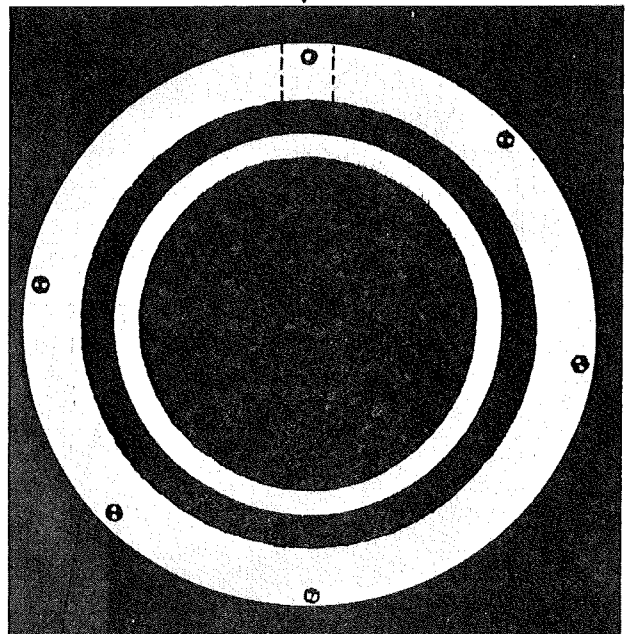


Heizstabaufbau

Abb. 4

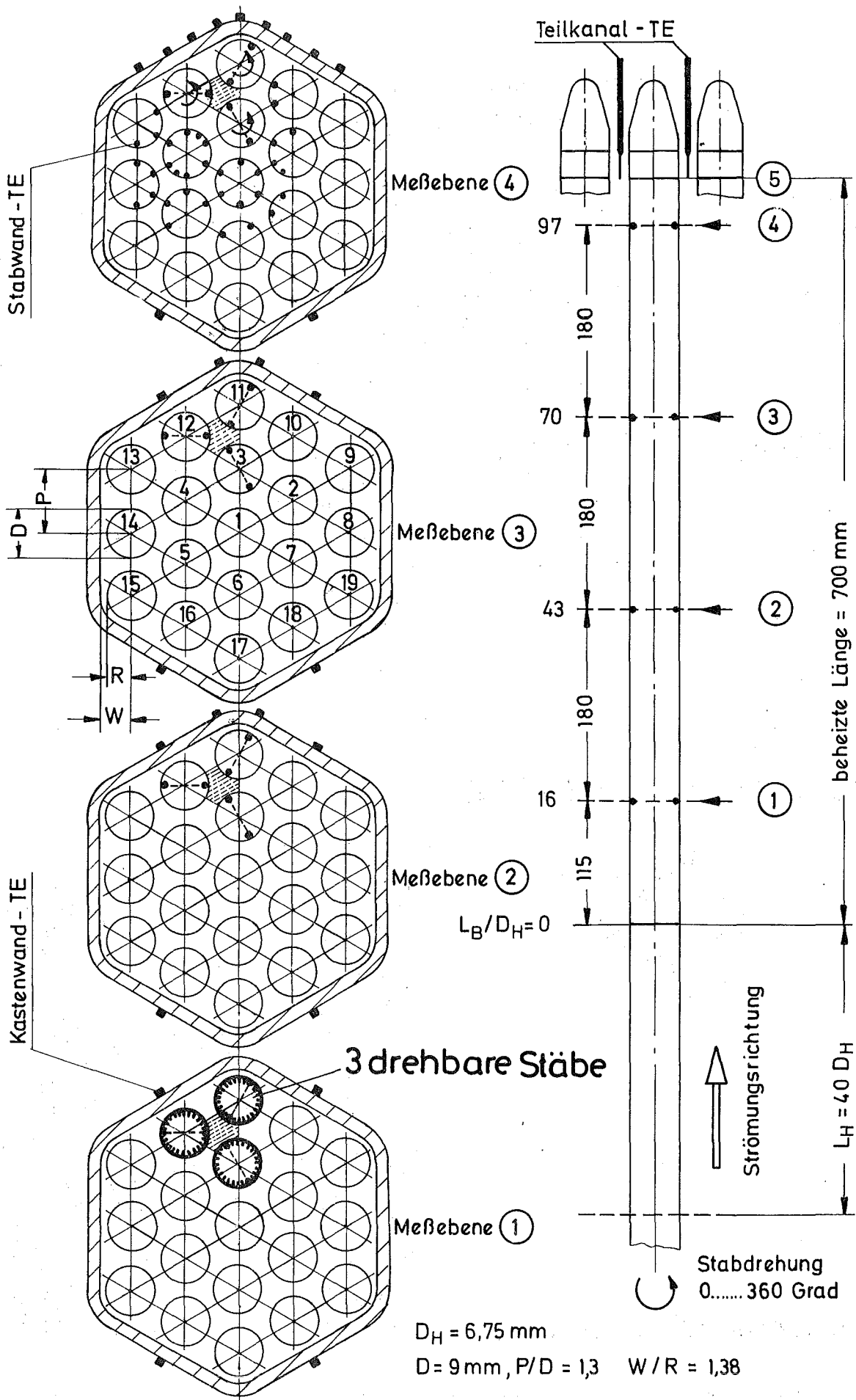


← Ausschnitt



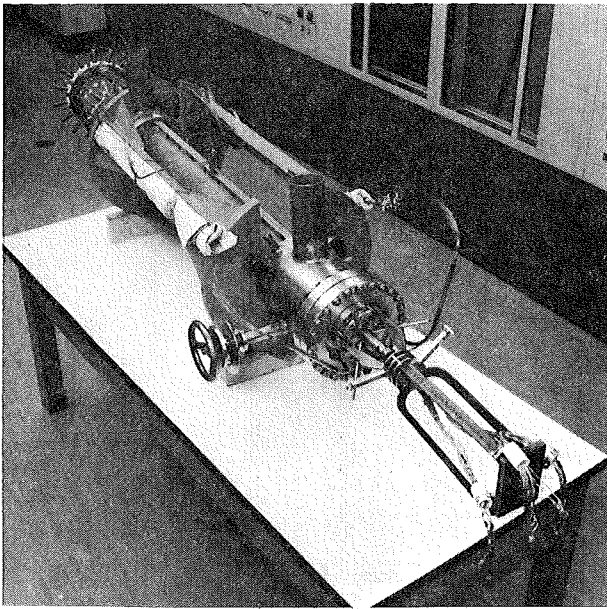
19-Stabbündel-Experimente in Natrium
Wandtemperatur - Meßtechnik

Abb.5

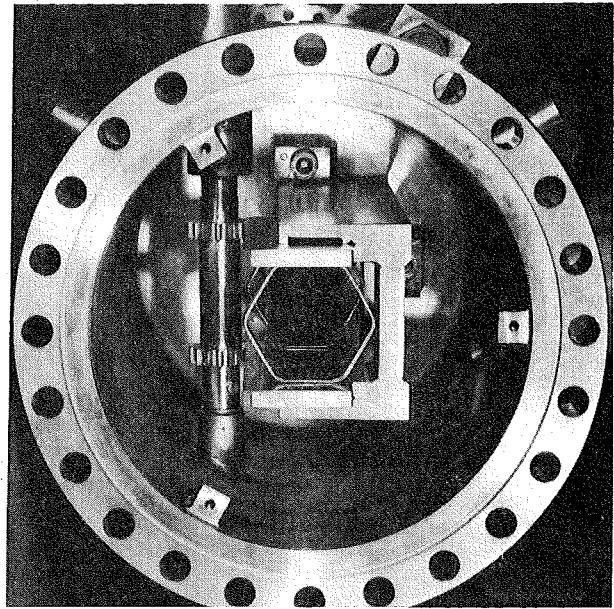


19 - Stabbündel - Meßquerschnitte

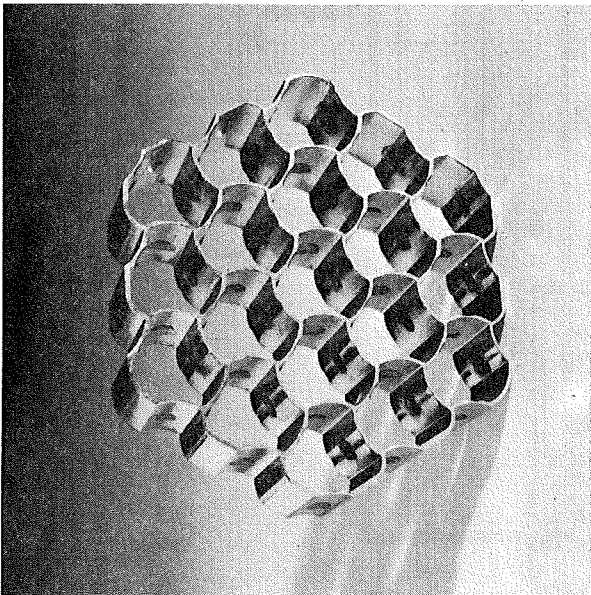
Abb. 6



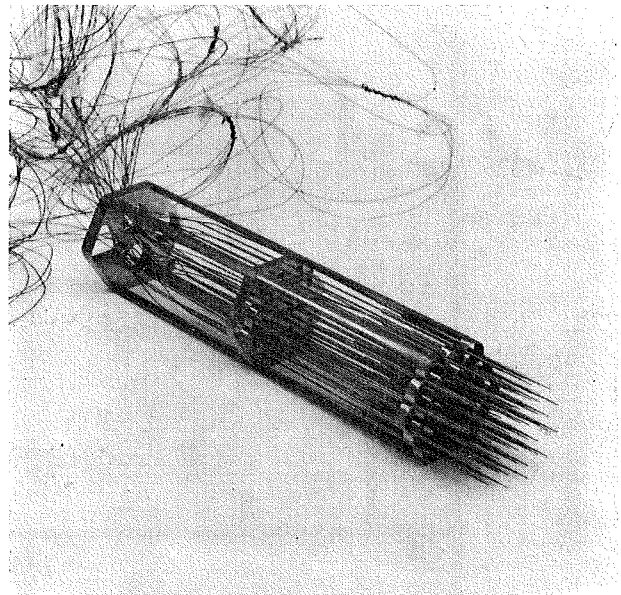
a) Teststrecke



b) oberer Sammler mit
Gitterverschiebeeinrichtung



c) Funkenerodierter Abstandshalter



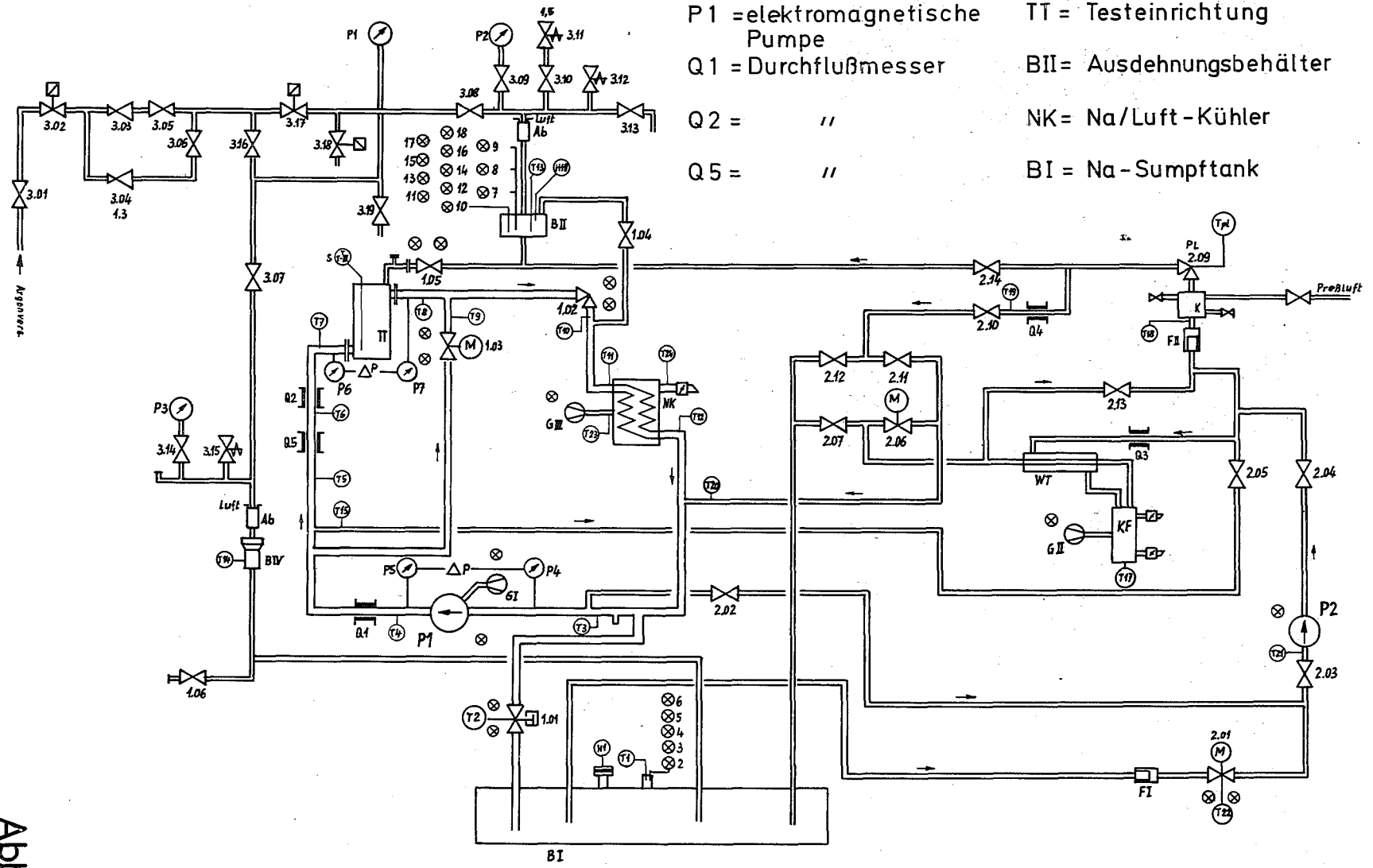
d) Meßkopf für Teilkanal -
-Mittentemperaturen

Testeinrichtung für 19-Stabbündel-
-Experimente in Natrium

Abb. 7

Kreislaufschemata des Wärmeübergangs - Prüfstandes II (WÜP II)

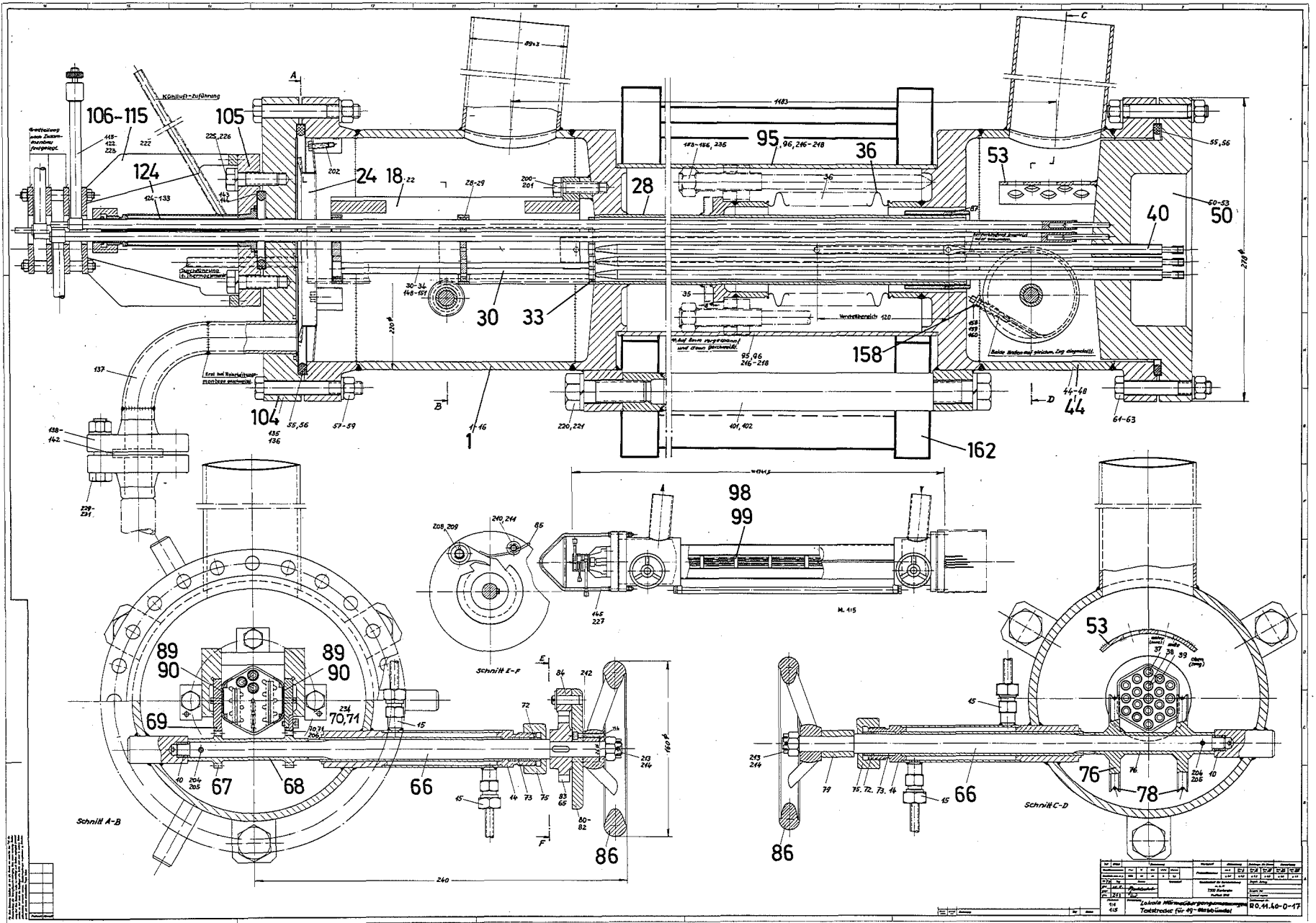
Abb. 8

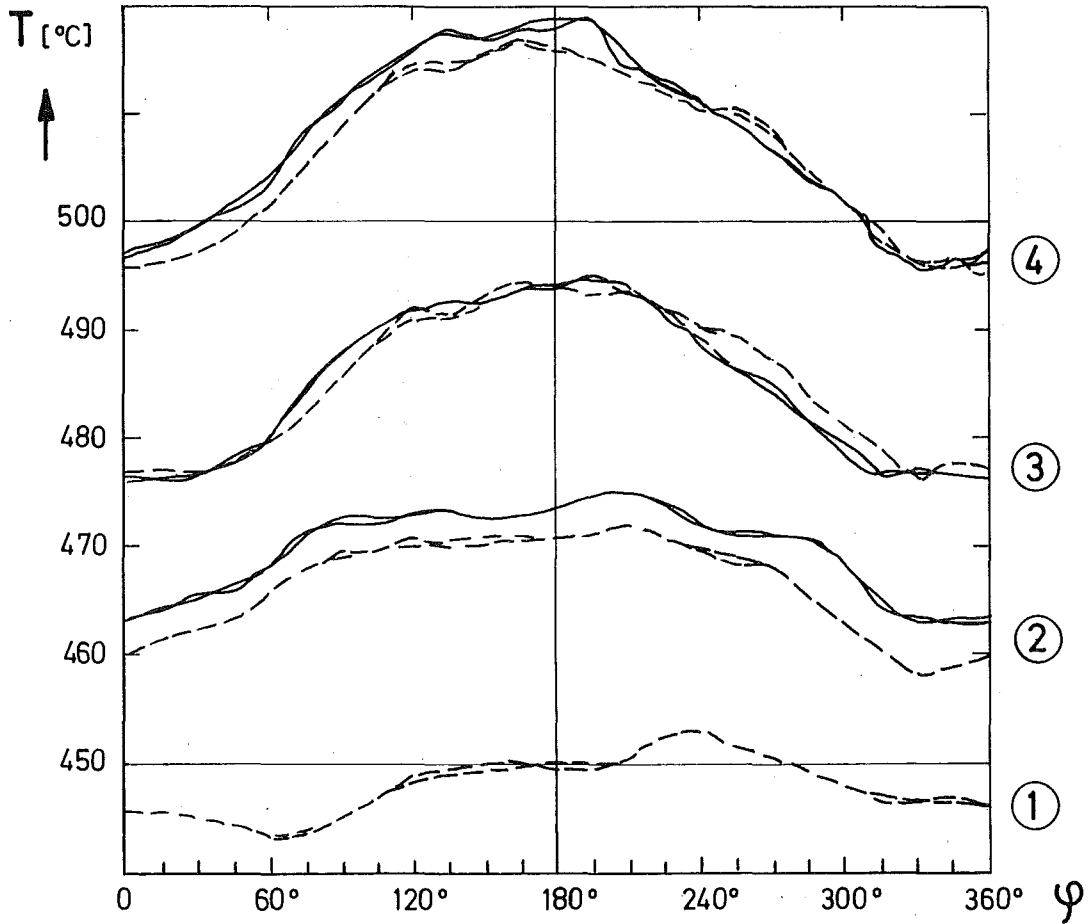
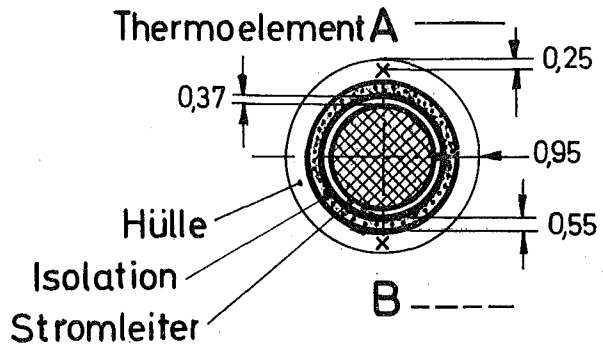
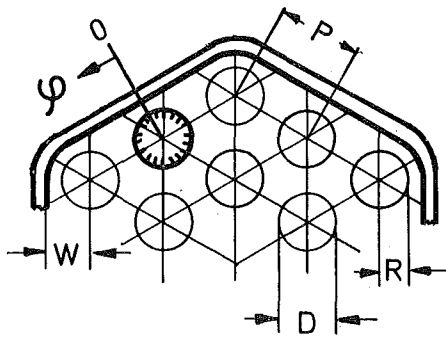


- P1 = elektromagnetische Pumpe
- Q1 = Durchflußmesser
- Q2 = //
- Q5 = //
- TT = Testeinrichtung
- BII = Ausdehnungsbehälter
- NK = Na/Luft-Kühler
- BI = Na-Sumpftank

Testeinrichtung für 19-Stabbüdel - Experimente in Natrium

Abb. 9





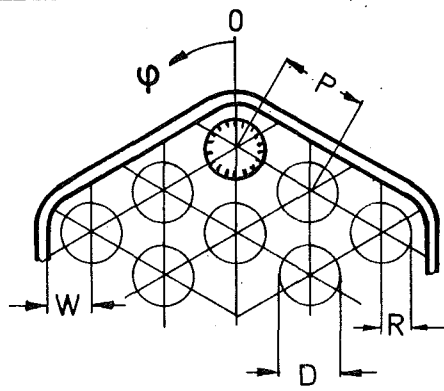
$D = 9,0 \text{ mm}$	$\overline{Pe} = 370$	$L_B/D_H = 16$	①
$D_H = 6,75 \text{ mm}$	$\overline{Re} = 8,1 \cdot 10^4$	43	②
$P/D = 1,30$	$\bar{q} = 104 \text{ W/cm}^2$	70	③
$W/R = 1,38$	$T_E = 413^\circ\text{C}$	97	④

GfK-IRB

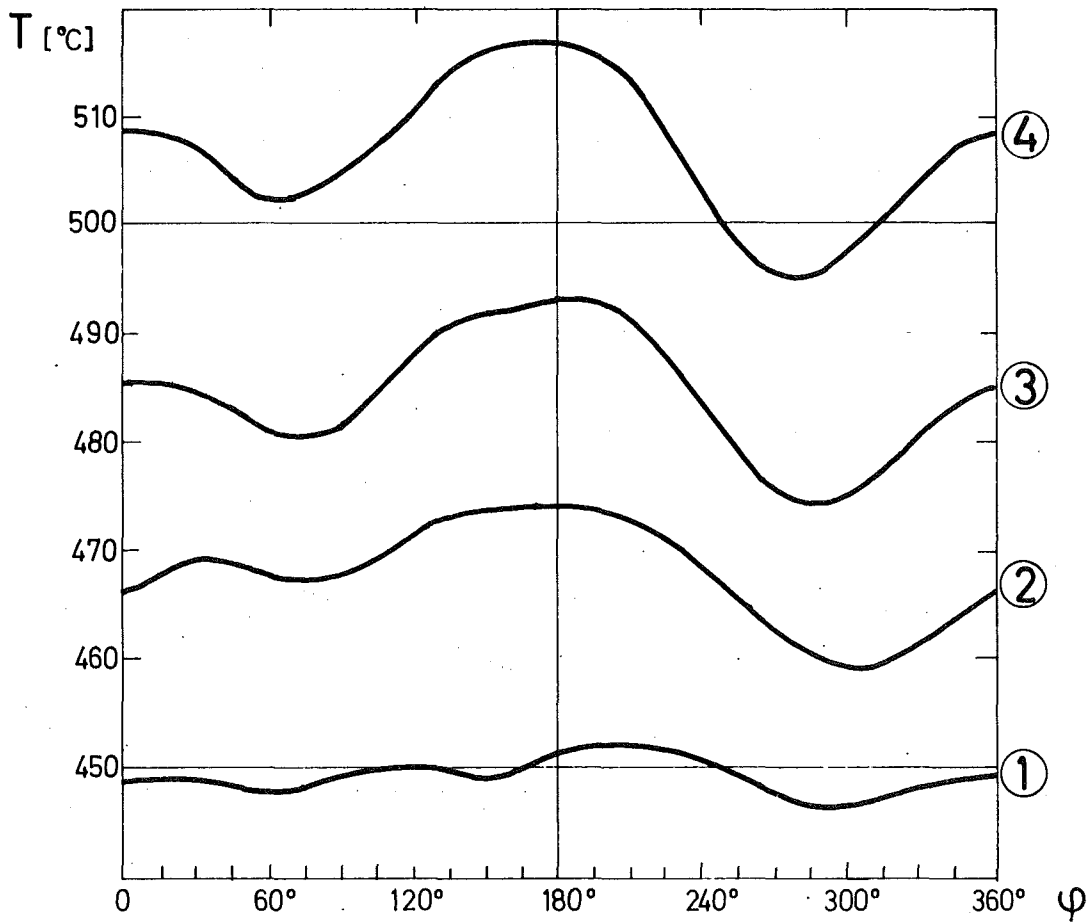
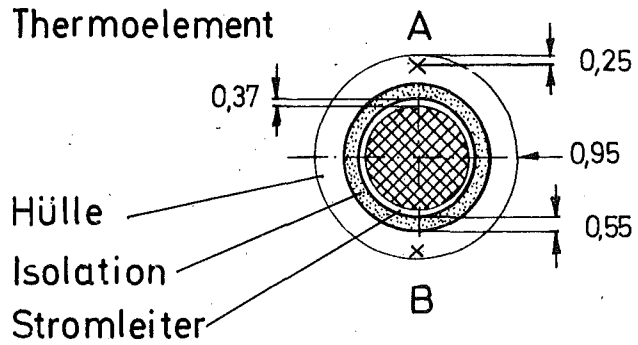
Temperaturverteilung am Umfang
des Wandstabes, V 664

(4 Meßebenen, je 2 Wandthermoelemente)

Abb. 10



Thermoelement



$D = 9,0 \text{ mm}$	$\bar{P}_e = 370$	$L_B / D_H = 16$	①
$D_H = 6,75 \text{ mm}$	$\bar{R}_e = 8,1 \cdot 10^4$	43	②
$P/D = 1,30$	$\bar{q} = 104 \text{ W/cm}^2$	70	③
$W/R = 1,38$	$T_E = 413^\circ\text{C}$	97	④

GfK-IRB

Temperaturverteilung am Umfang des Eckstabes in 4 axial versetzten Meßebenen
(Mittelwerte der Thermoelemente A u. B, V 664)

Abb. 11

$$\bar{Pe} = 370$$

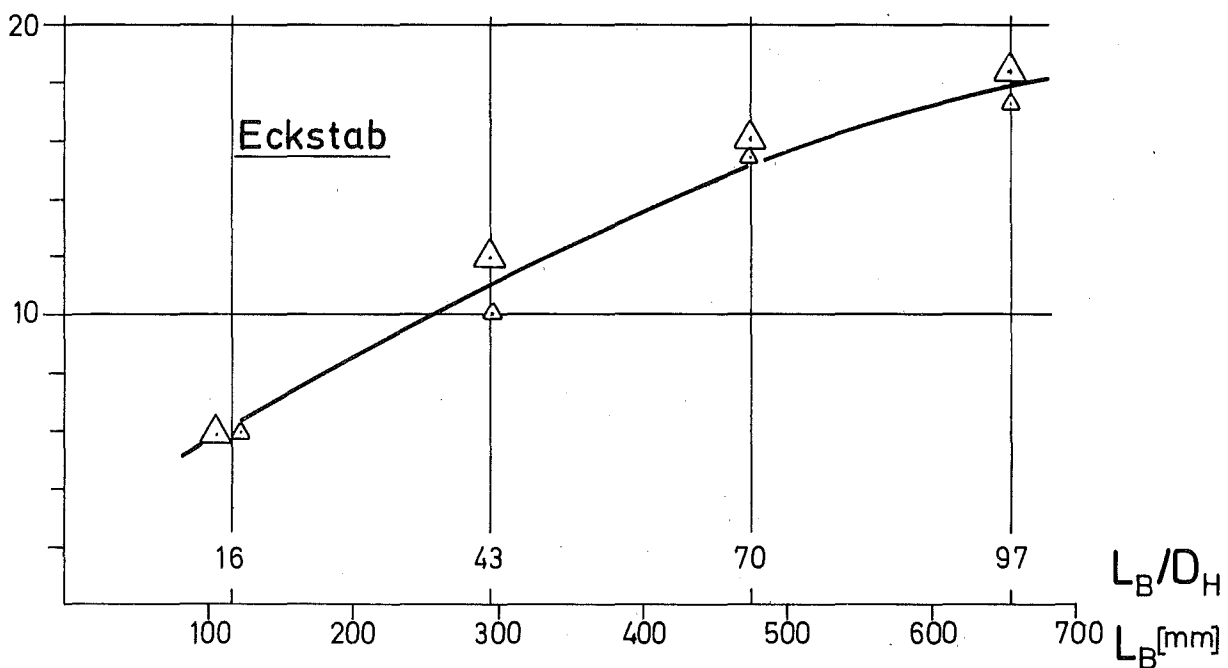
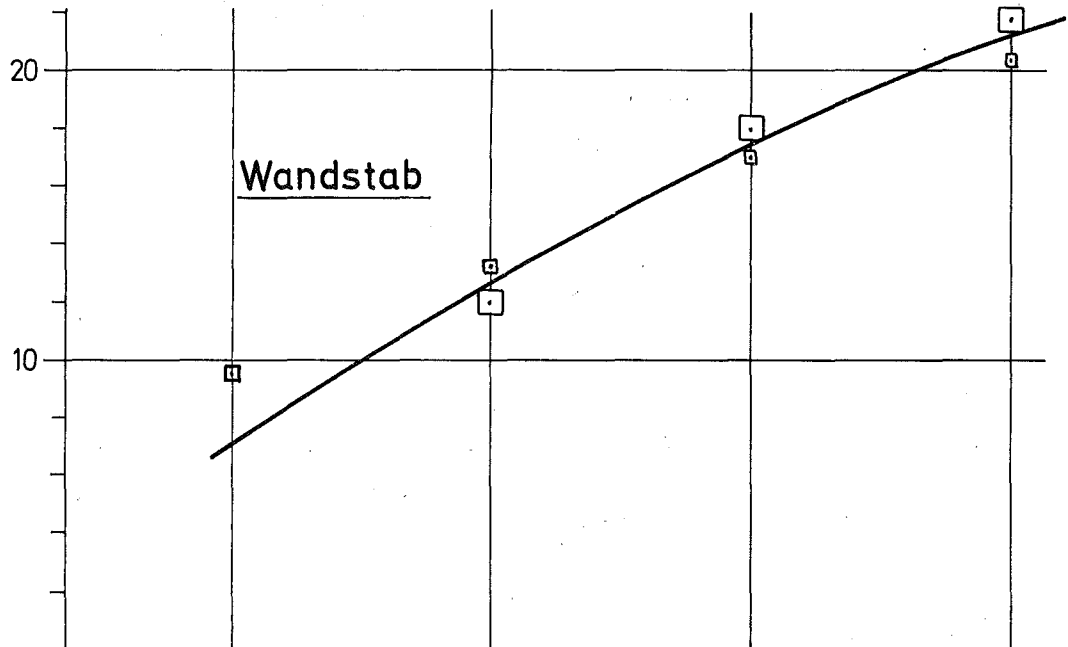
$$\bar{q} = 104 \text{ W/cm}^2$$

Thermoelement

A \square \triangle

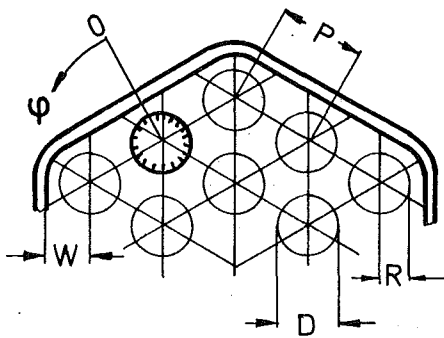
B \square \triangle

ΔT_{ϕ}^{\max} [K]

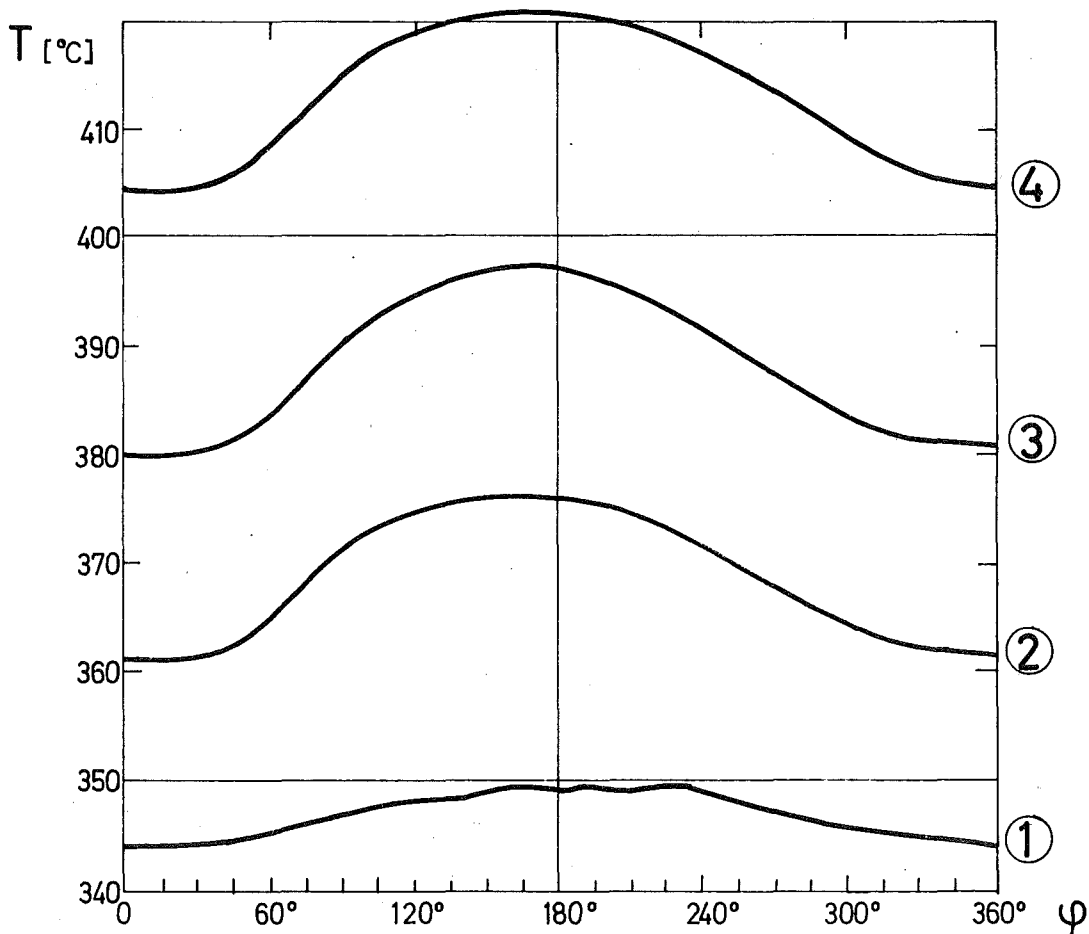
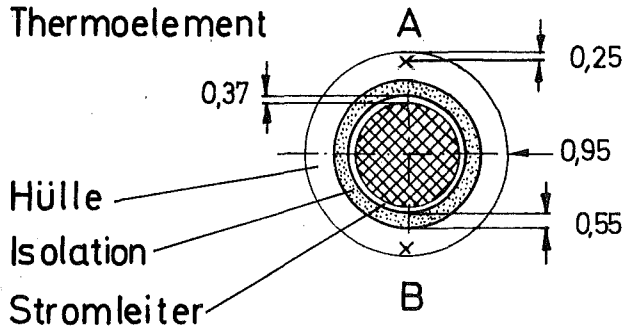


Maximale Temperaturdifferenzen am Stabumfang von Wand- und Eckstab (Mittelwerte) als Funktion der beheizten Länge

Abb. 12



Thermoelement

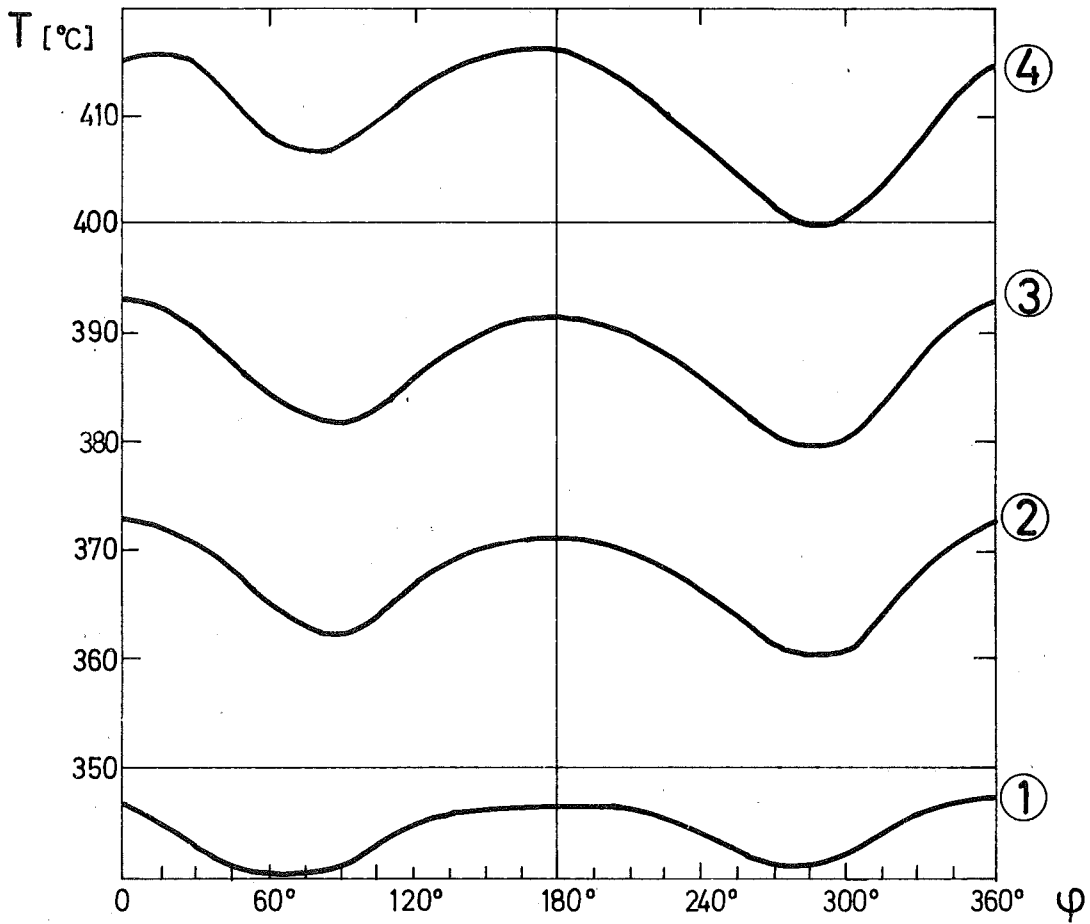
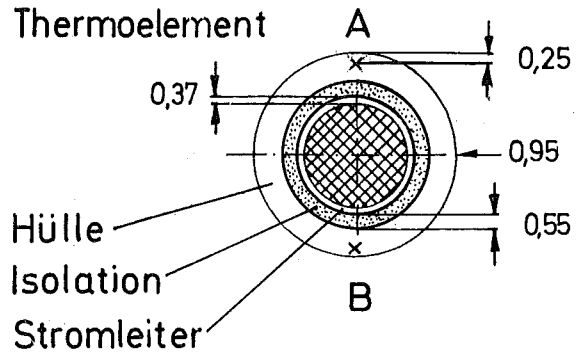
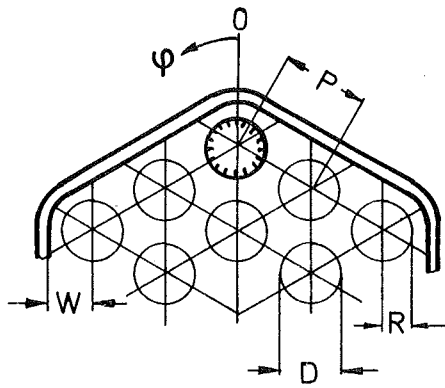


D = 9,0 mm	$\bar{P}e = 165$	$L_B / D_H = 16$	①
$D_H = 6,75$ mm	$\bar{R}e = 3,2 \cdot 10^4$	43	②
P/D = 1,30	$\bar{q} = 52,5$ W/cm ²	70	③
W/R = 1,38	$T_E = 320$ °C	97	④

GfK-IRB

Temperaturverteilung am Umfang des Wandstabes in 4 axial versetzten Meßebenen
(Mittelwerte der Thermoelemente Au.B, V 183)

Abb. 13

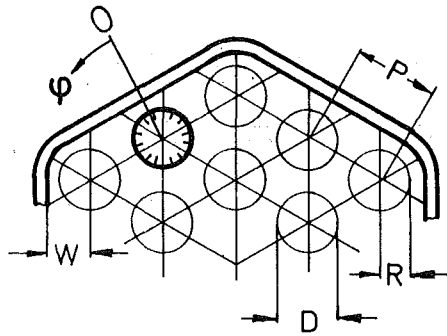


$D = 9,0\text{mm}$	$\bar{P}e = 165$	$L_B / D_H = 16$	①
$D_H = 6,75\text{mm}$	$\bar{R}e = 3,2 \cdot 10^4$	43	②
$P/D = 1,30$	$\bar{q} = 52,5\text{W/cm}^2$	70	③
$W/R = 1,38$	$T_E = 320\text{°C}$	97	④

GfK-IRB

Temperaturverteilung am Umfang des Eckstabes in 4 axial versetzten Meßebenen
(Mittelwerte der Thermolemente A u. B, V 183)

Abb. 14



$D = 9,0\text{mm}$ $D_H = 6,75\text{mm}$

$P/D = 1,30$ $GP = +31\text{mm}$

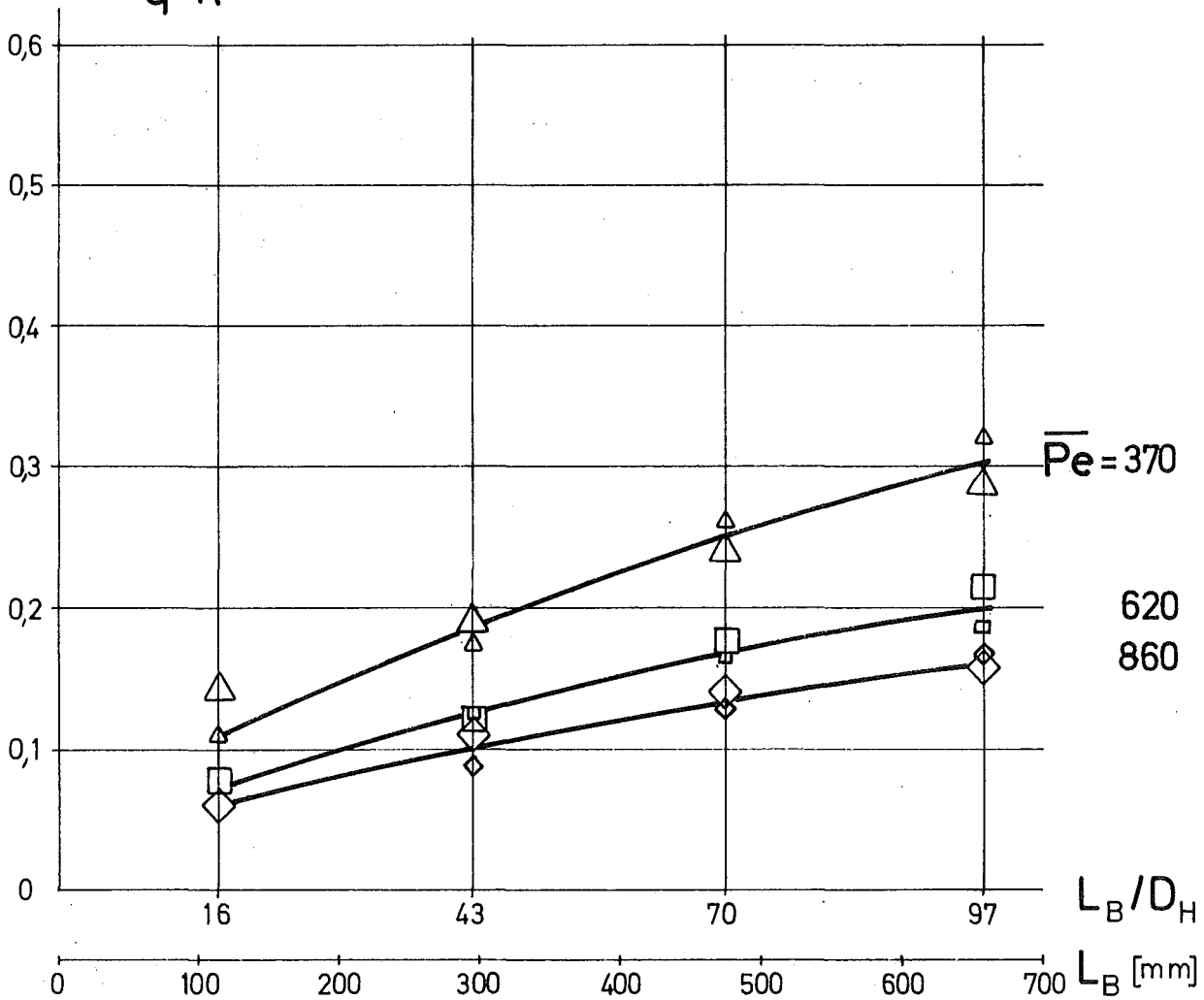
$W/R = 1,38$ $\bar{q} = 50 \div 105 \text{W/cm}^2$

Versuchsserie 1

Thermoelement A: \triangle \square \diamond

" B: \triangle \square \diamond

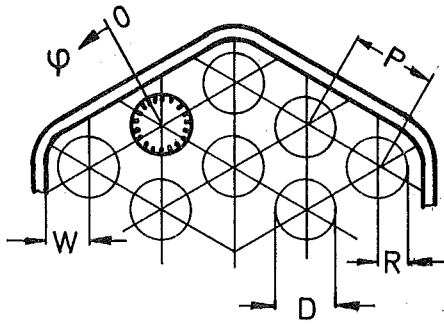
$$\Delta T^* = \frac{T^{\max} - T^{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$



GfK-IRB

Maximale Temperaturdifferenzen am
Umfang des Wandstabes

Abb. 15



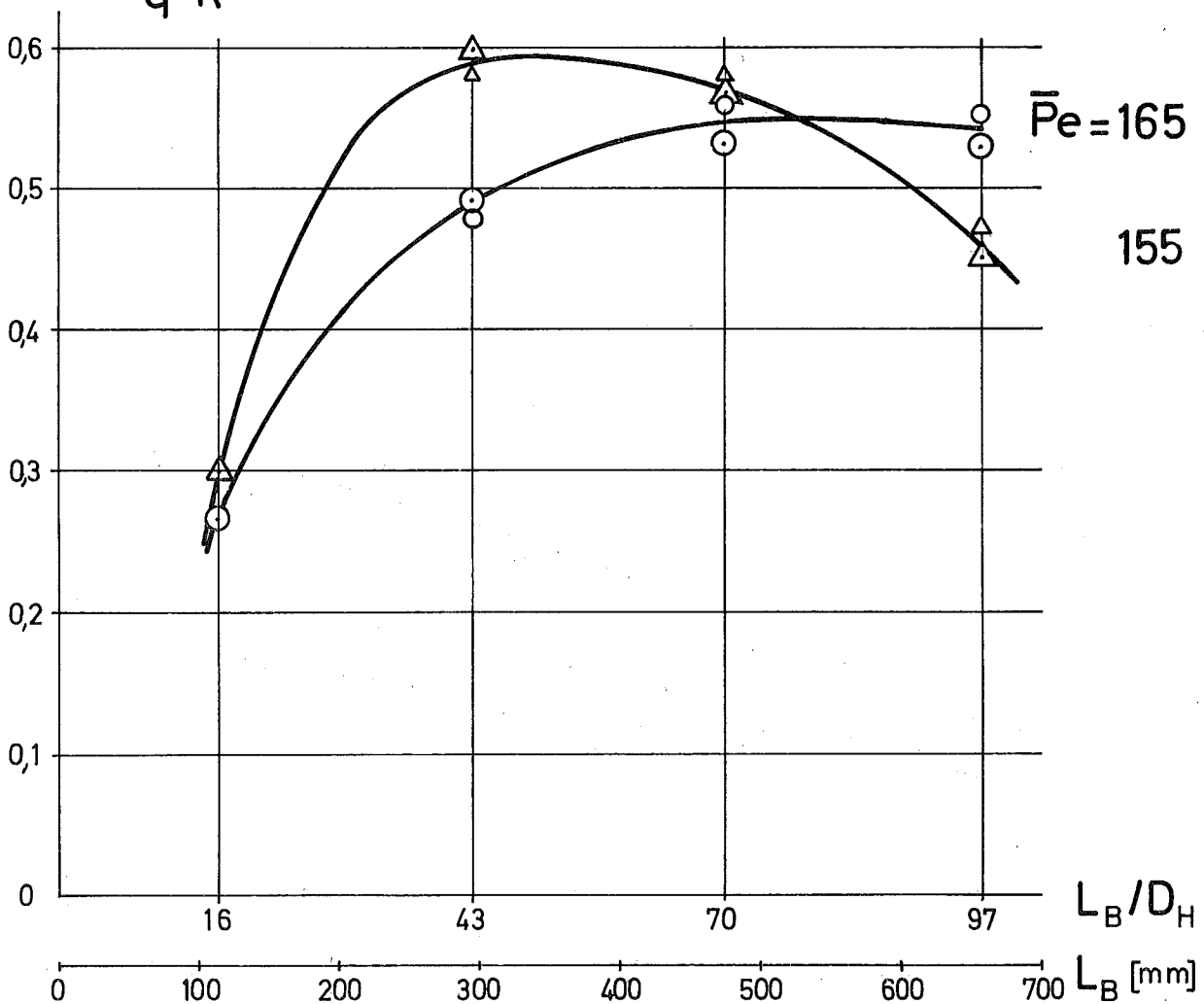
$D = 9,0\text{mm}$ $D = 6,75\text{mm}$
 $P/D = 1,30$ $GP = -76\text{ mm}$
 $W/R = 1,38$ $\bar{q} = 50 \dots 70\text{W/cm}^2$

Versuchsserie 1

Thermoelement A: $\triangle \odot$

" B: $\triangle \circ$

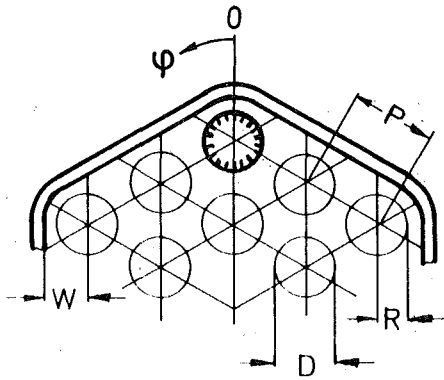
$$\Delta T^* = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$



GfK - IRB

Maximale Temperaturdifferenzen am Umfang
des Wandstabes bei kleinen Pe-Zahlen

Abb.16



$D = 9,0\text{mm}$ $D_H = 6,75\text{mm}$

$P/D = 1,30$ $GP = + 31\text{mm}$

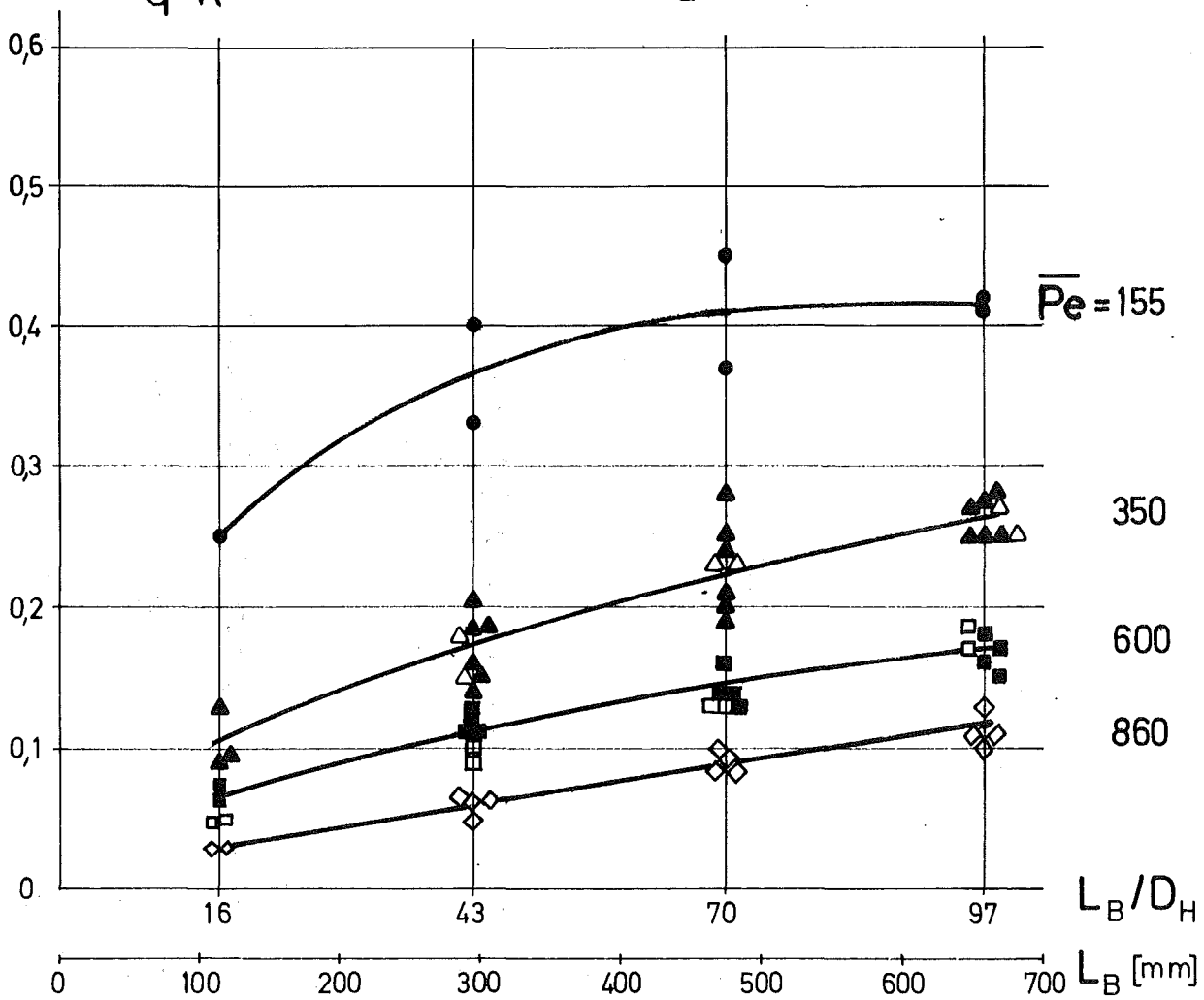
$W/R = 1,38$ $\bar{q} = 50 \div 105\text{W/cm}^2$

Versuchsserie 1: \triangle \square \diamond

Versuchsserie 2: \blacktriangle \blacksquare \blacklozenge \bullet

$$\overline{\Delta T}^* = \frac{\overline{\Delta T}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$

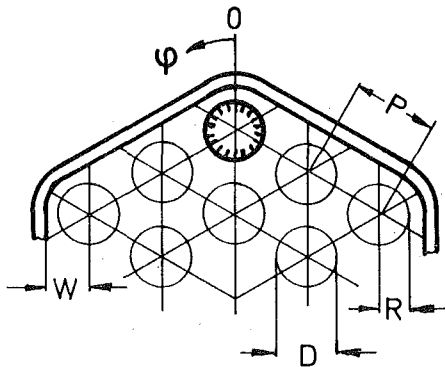
$$\overline{\Delta T} = \frac{1}{2} (\Delta T|_0^{180} + \Delta T|_{180}^{360})$$



GfK - IRB

Maximale Temperaturdifferenzen am Umfang
des Eckstabes (Mittelwerte aus den
Bereichen $0 \leq \varphi \leq 180^\circ$ u. $180 \leq \varphi \leq 360^\circ$)

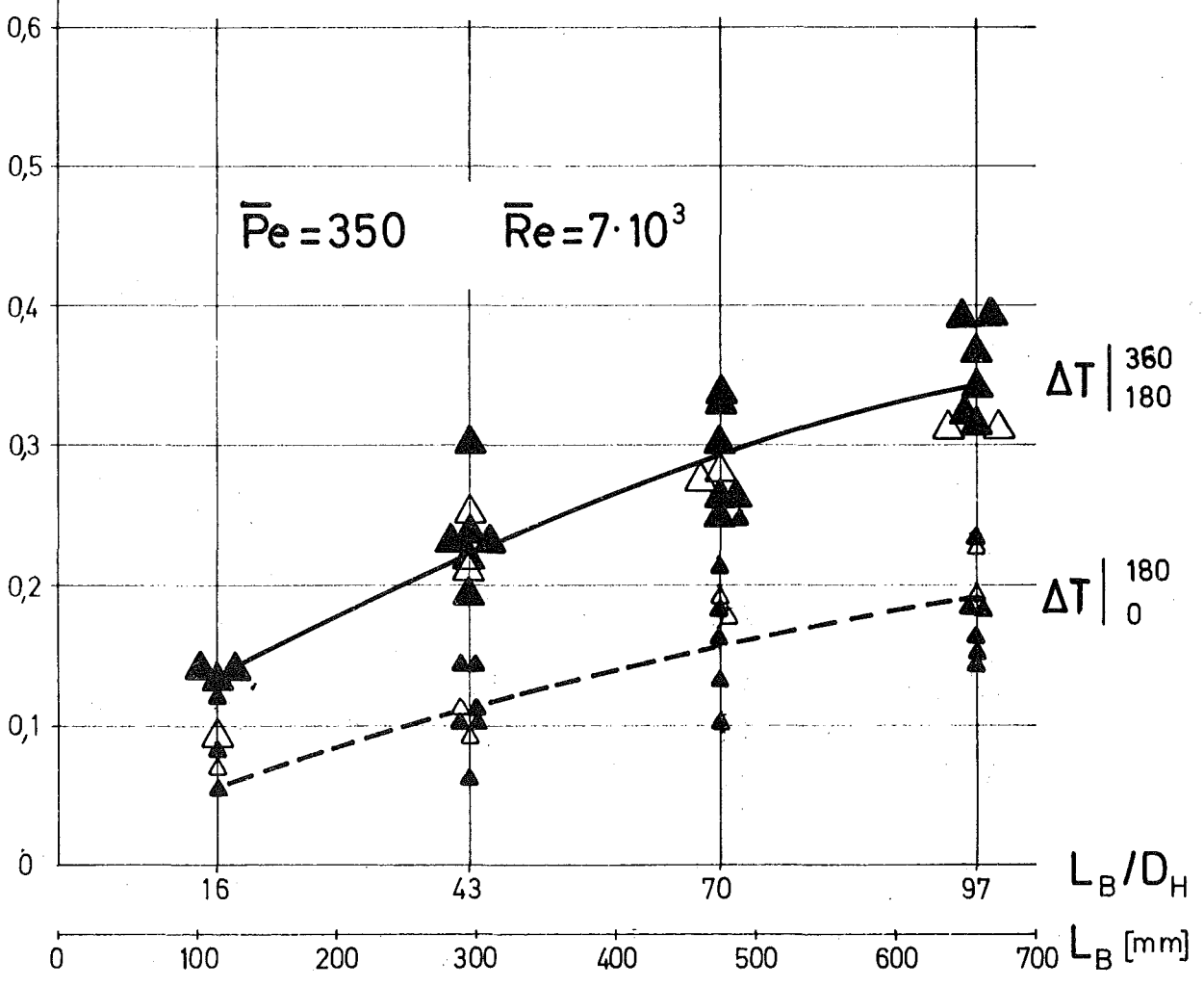
Abb. 17



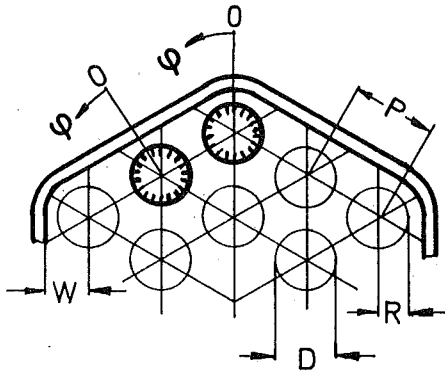
$D = 9,0\text{mm}$ $D_H = 6,75\text{mm}$
 $P/D = 1,30$ $GP = + 31\text{mm}$
 $W/R = 1,38$ $\bar{q} = 50 \div 105\text{W/cm}^2$

Versuchsserie 1 : $\triangle \triangle$
 Versuchsserie 2 : $\blacktriangle \blacktriangle$

$$\Delta T^* = \frac{\Delta T}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$

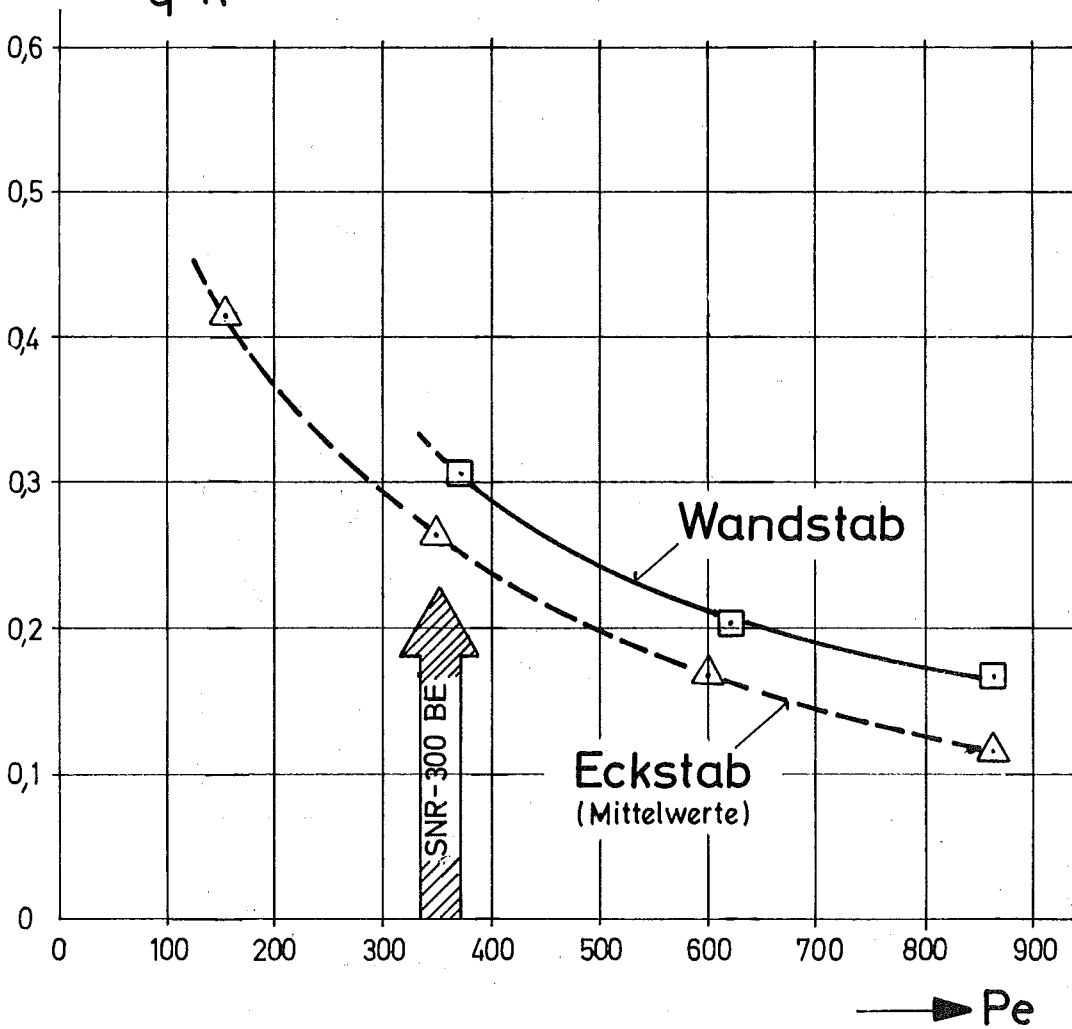


GfK - IRB	Max. Temperaturdifferenzen des Eckstabes für die Bereiche $0 \leq \varphi \leq 180^\circ$ und $180^\circ \leq \varphi \leq 360^\circ$	Abb. 18
------------------	--	----------------



$D = 9,0\text{mm}$ $D_H = 6,75\text{mm}$
 $P/D = 1,30$ $GP = +31\text{mm}$
 $W/R = 1,38$ $\bar{q} = 50 \div 105\text{ W/cm}^2$

$$\Delta T^* = \frac{T^{\max} - T^{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$



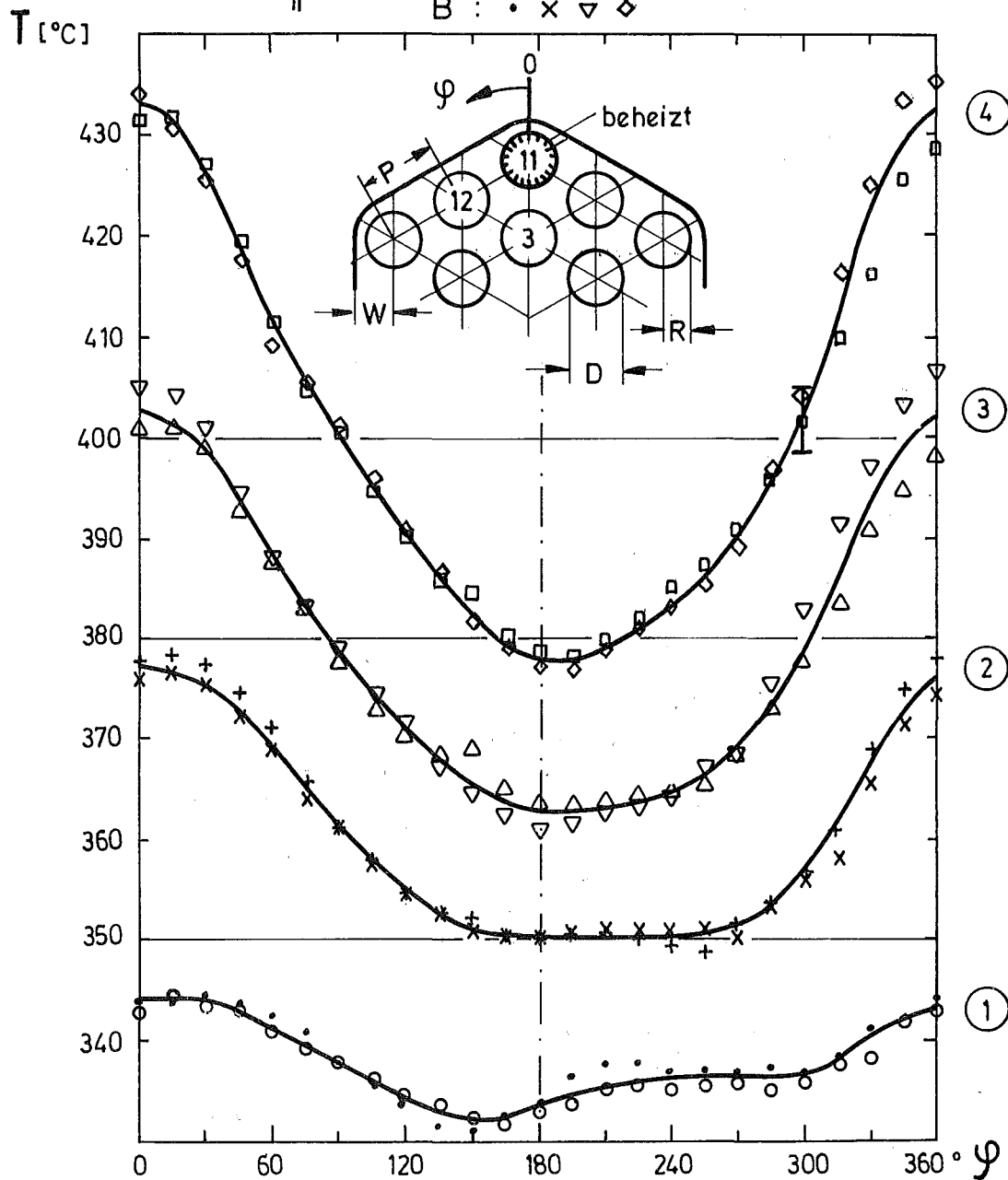
GfK - IRB

Maximale Temperaturdifferenzen für Wandstab
 und Eckstab als Funktion der Pe - Zahl
 (Meßebeene 4, $L_B/D_H = 97$)

Abb.19

$D = 9,0 \text{ mm}$	$\bar{P}e = 153$	$L/D = 16$	①
$D_H = 6,75 \text{ mm}$	$\bar{R}e = 2,6 \cdot 10^4$	43	②
$P/D = 1,30$	$\bar{q} = 90 \text{ W/cm}^2$	70	③
$W/R = 1,38$	$L_B = 700 \text{ mm}$	97	④

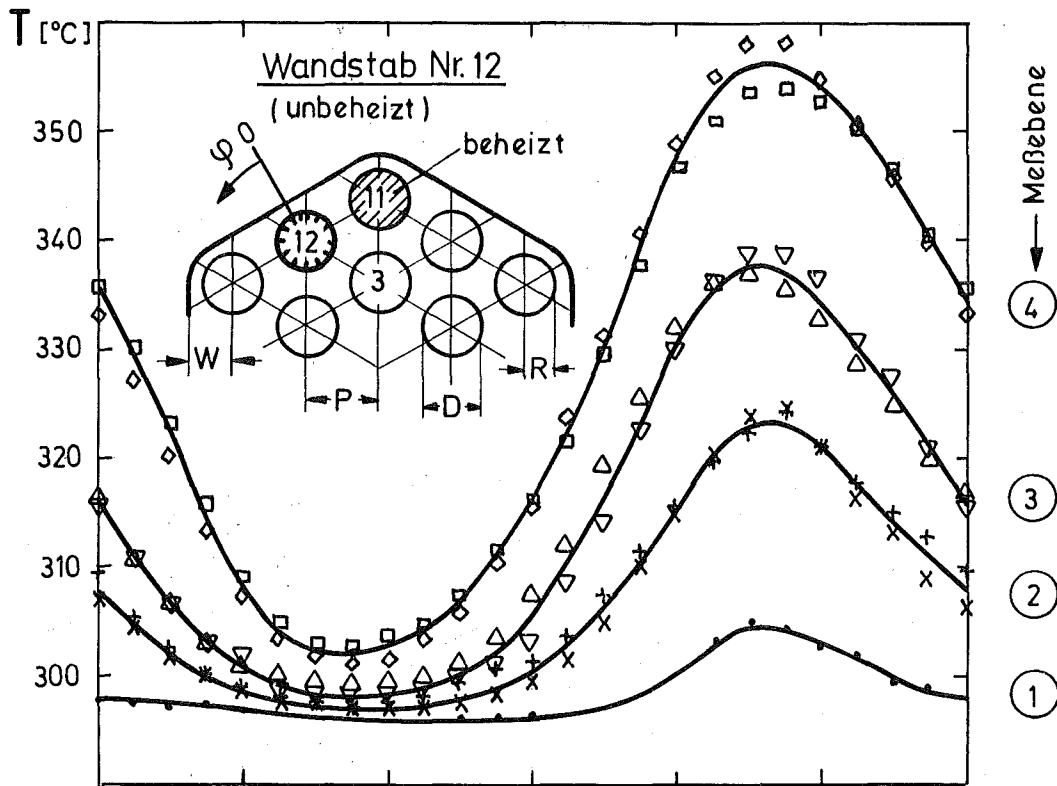
Thermoelement A : $\circ + \triangle \square$
 " B : $\cdot \times \nabla \diamond$



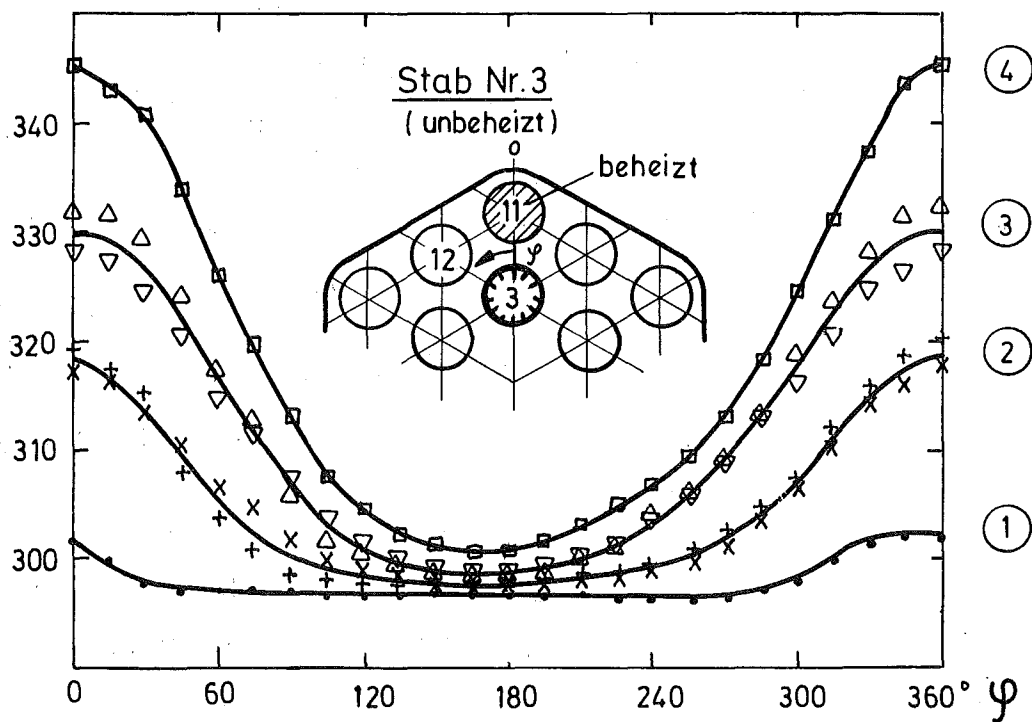
Temperaturverteilung am Umfang
des beheizten Eckstabes Nr. 11

Abb. 20

Temperaturprofile der Nachbarstäbe bei Beheizung des Eckstabes Nr.11 (zugeh. Daten s. Abb. 20)

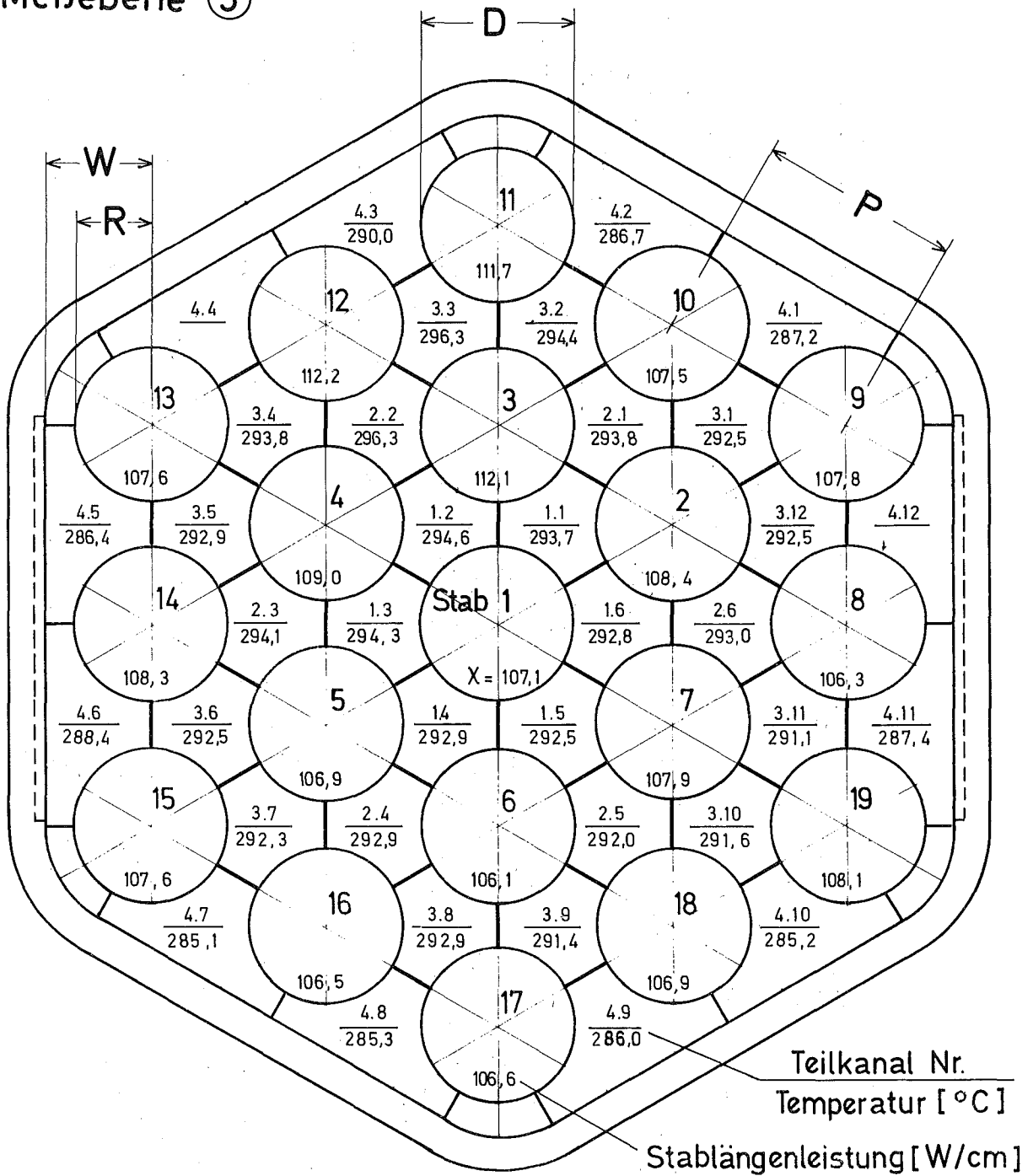


Temperaturverteilung am Umfang des unbeheizten Wandstabes Nr.12 (Eckstab beheizt) Abb. 21 a



Temperaturverteilung am Umfang des unbeheizten Stabes Nr. 3 (Eckstab beheizt) Abb. 21 b

Meßebene ⑤



$D = 9,0 \text{ mm}$
 $\overline{D}_H = 6,75 \text{ mm}$
 $P/D = 1,30$
 $WR = 1,38$

$\overline{L}_B = 700 \text{ mm}$
 $T_E = 256,6^\circ\text{C}$
 $\dot{m} = 3,19 \text{ kg/s}$

$\overline{Pe} = 300$
 $\overline{Re} = 4,84 \cdot 10^4$
 $\overline{w} = 3,0 \text{ m/s}$
 $\overline{\chi} = 108 \text{ W/cm}$

GfK - IRB

1976

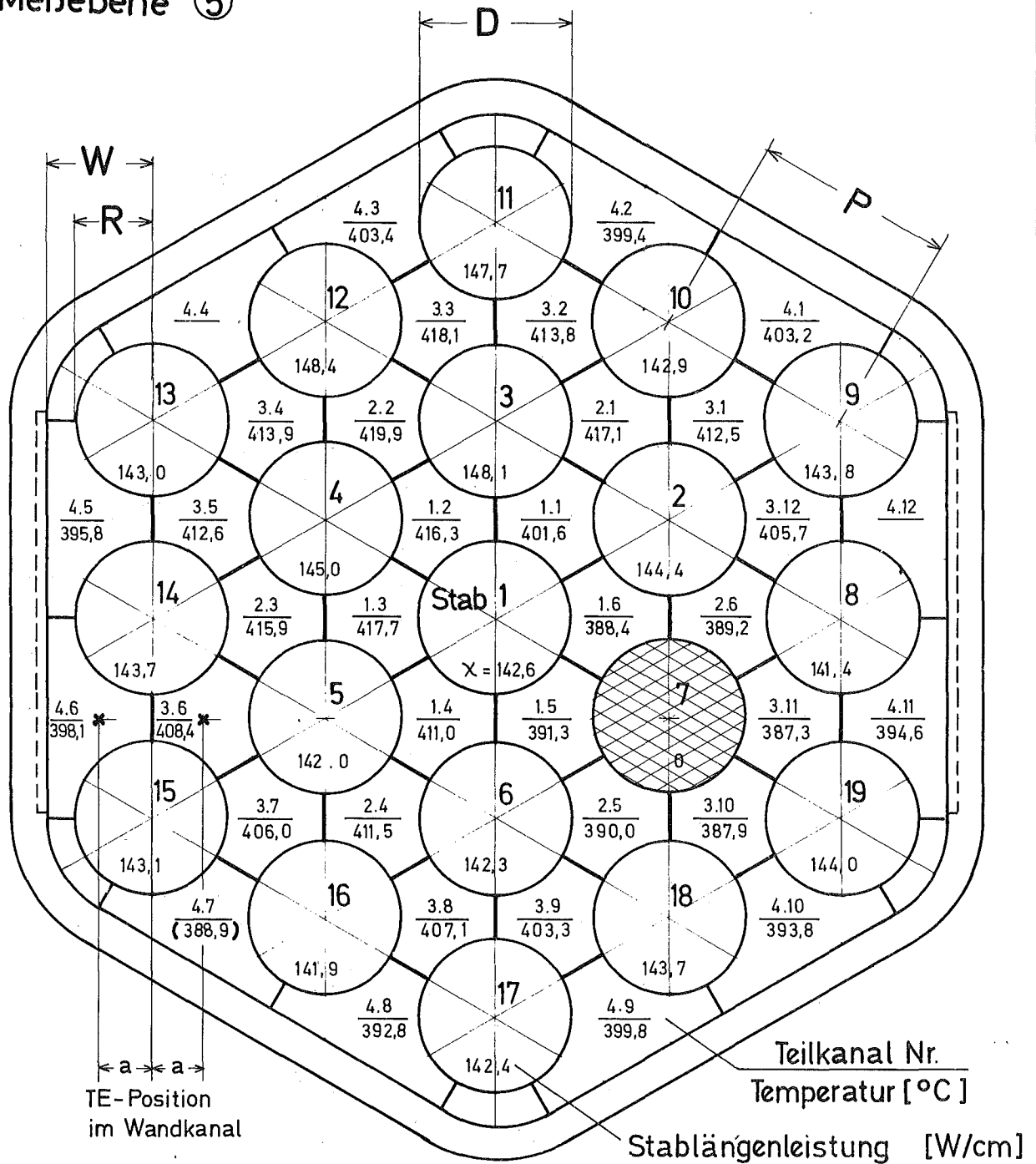
19 Stabbündel-Experiment in Natrium

Teilkanal - Mittentemperaturen, Vers. Nr. 68

Abb. 22

PSB01.26.33

Meßebene ⑤



$$D = 9,0 \text{ mm}$$

$$\bar{D}_H = 6,75 \text{ mm}$$

$$P/D = 1,30$$

$$W/R = 1,38$$

$$\bar{L}_B = 700 \text{ mm}$$

$$T_E = 320,1 \text{ °C}$$

$$\dot{m} = 1,68 \text{ kg/s}$$

$$\bar{Pe} = 170$$

$$\bar{Re} = 3,4 \cdot 10^4$$

$$\bar{w} = 1,62 \text{ m/s}$$

$$\bar{\chi} = 143 \text{ W/cm}$$

GfK - IRB

19-Stabbündel-Experiment in Natrium

Abb. 23

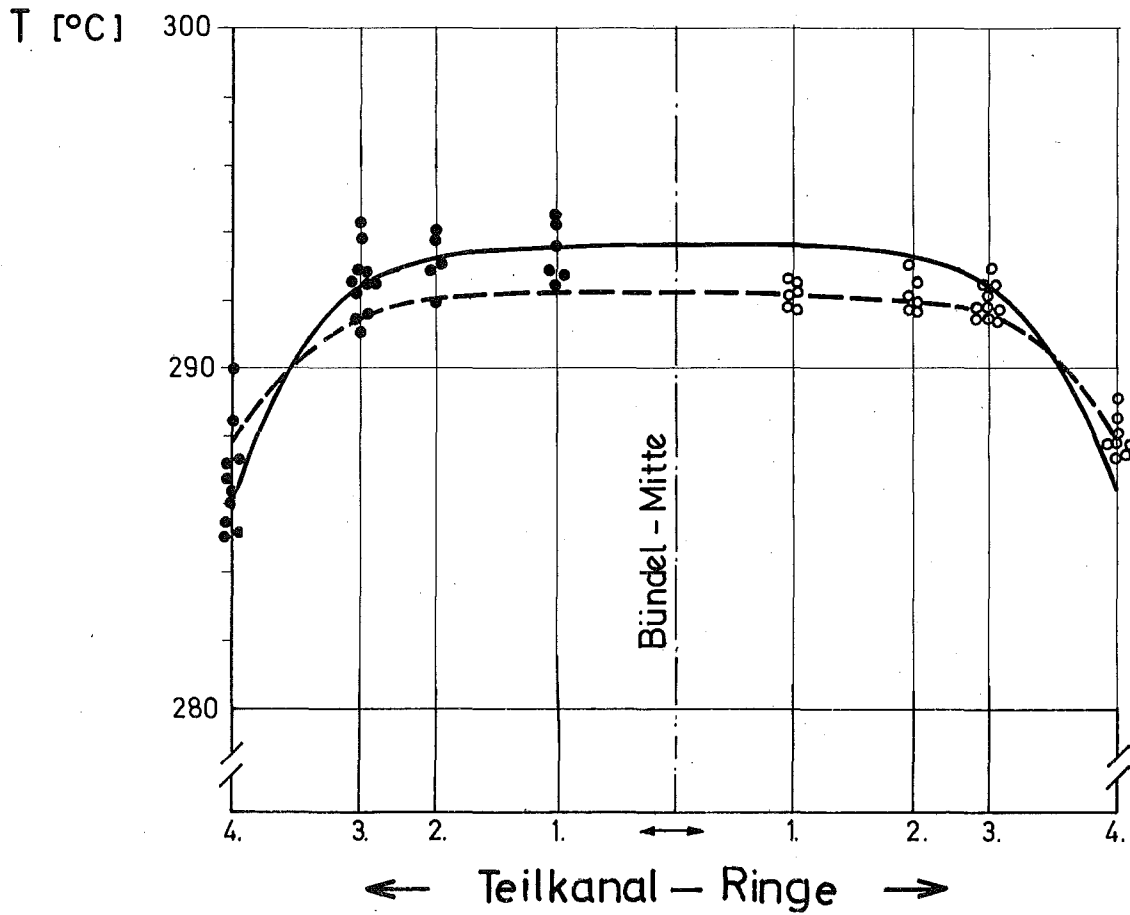
1976

Teilkanal - Mittentemperaturen, Vers. Nr. 183

PSB01.26.33

Experiment •

Rechnung [26] ◦



alle 19 Stäbe beheizt , $T_E = 256,6^\circ\text{C}$

Geometrie- u. Versuchs - Daten siehe Abb. 22

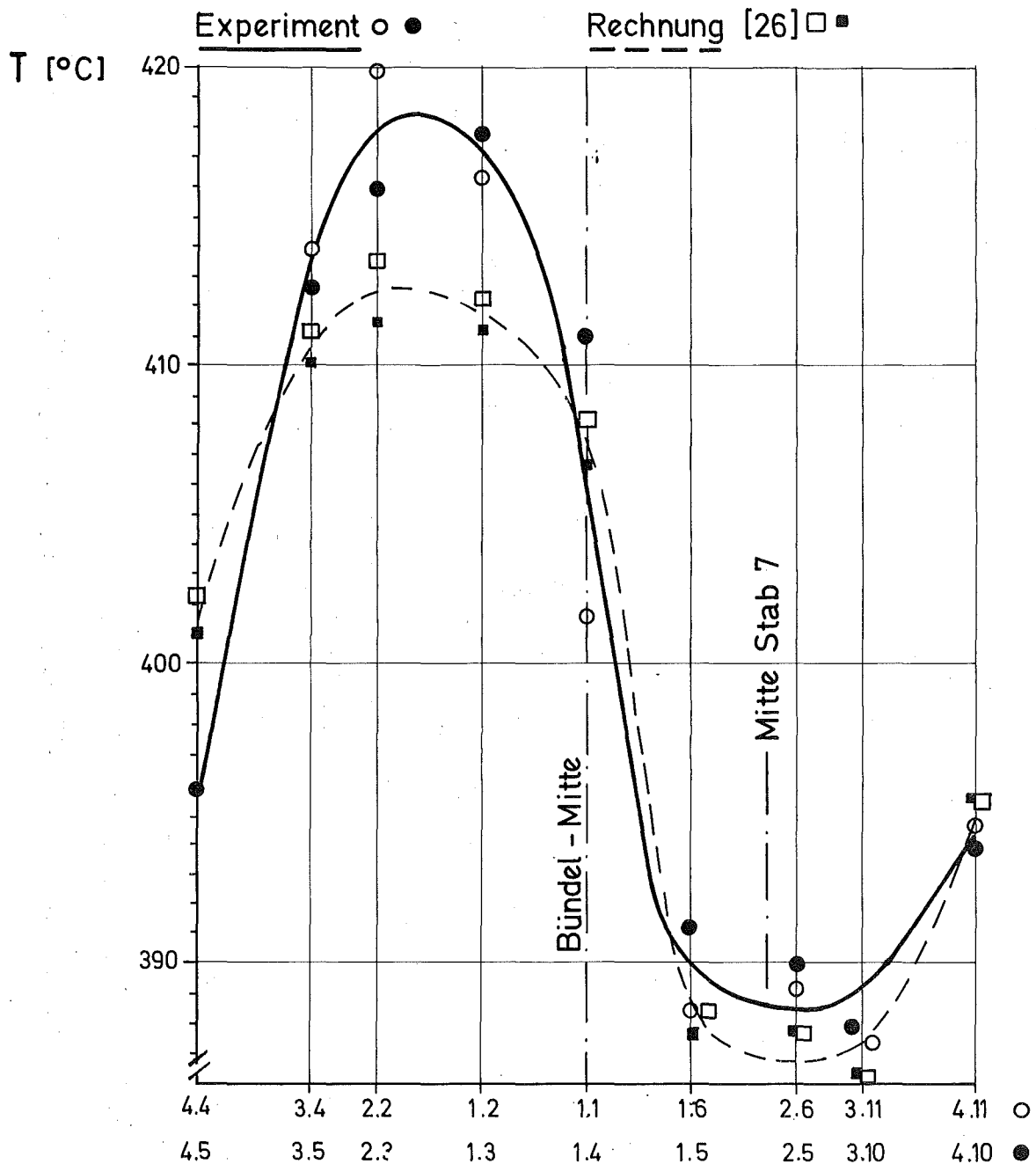
GfK - IRB

1976

19-Stabbündel - Experiment in Natrium
Teilkanal-Mittentemperaturen über dem Bündelquerschnitt
Vers. Nr. 68

Abb. 24

PSB 01.26.33



→ Ecktraverse Stab 13/19 (Teilkanal Nr.)

Stab 7 unbeheizt , $T_E = 320^\circ\text{C}$

Geometrie - u. Versuchs - Daten siehe Abb. 23

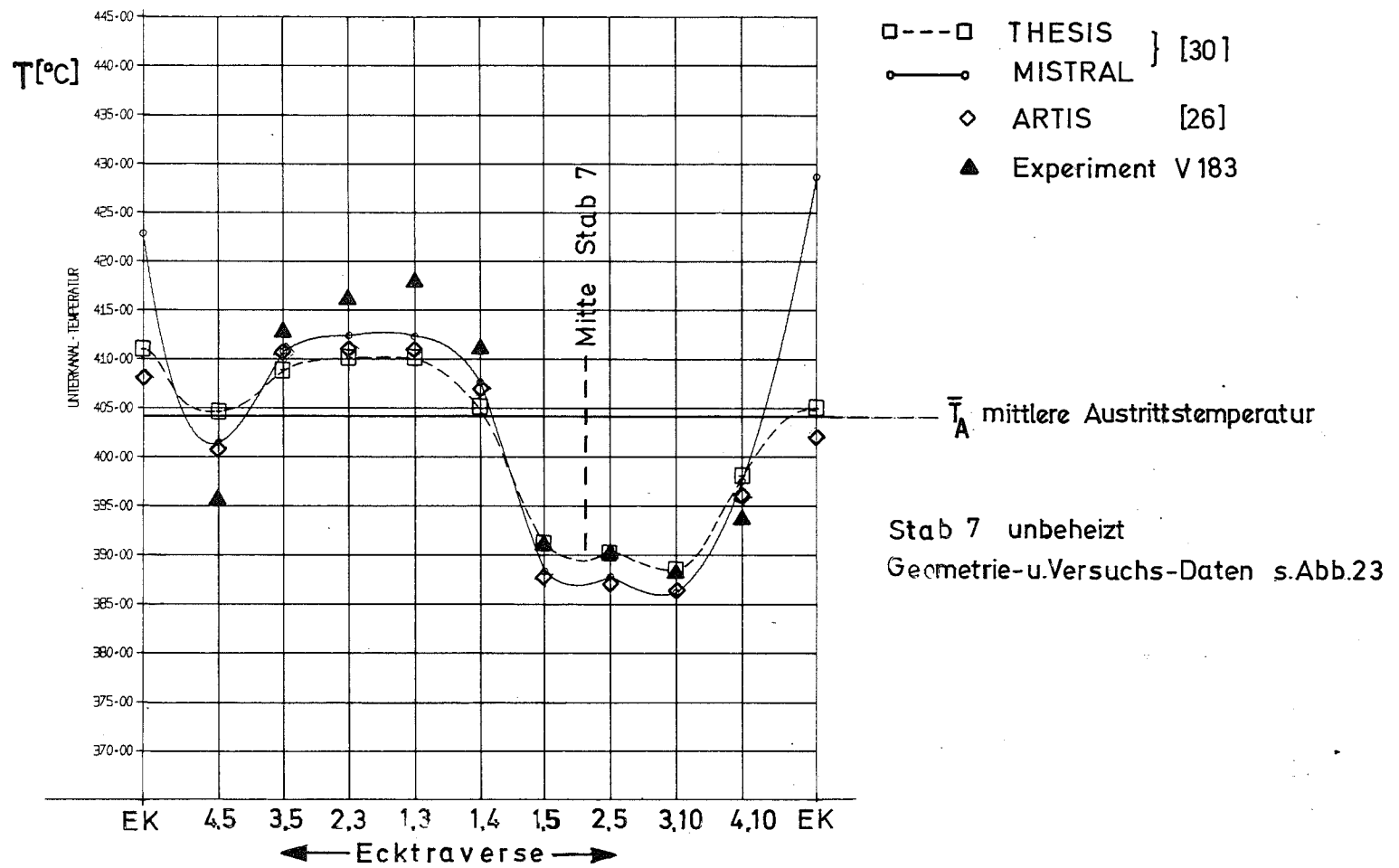


Abb. 26 19-Stabbündel-Experiment in Natrium, Teilkanal-Mittentemperaturen, Vergleich Experiment V183 / Rechnung [30]

\triangle GfK-Experimente
 \square

\circ Modellexperimente
 für BN 350 und BN 600 [15]

$P/D = 1,30$

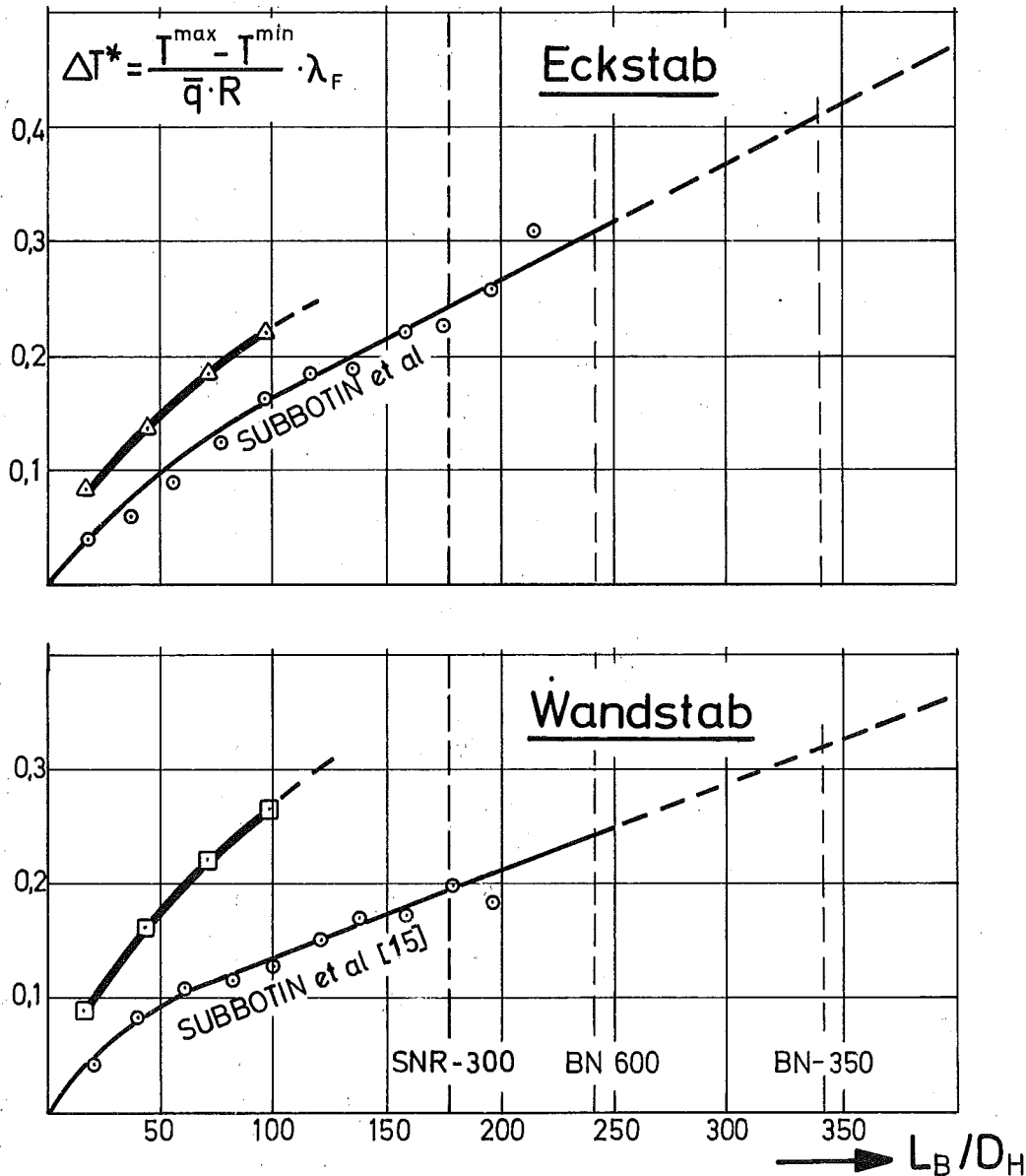
$P/D = 1,15$

$W/R = 1,38$

$W/R = 1,15$

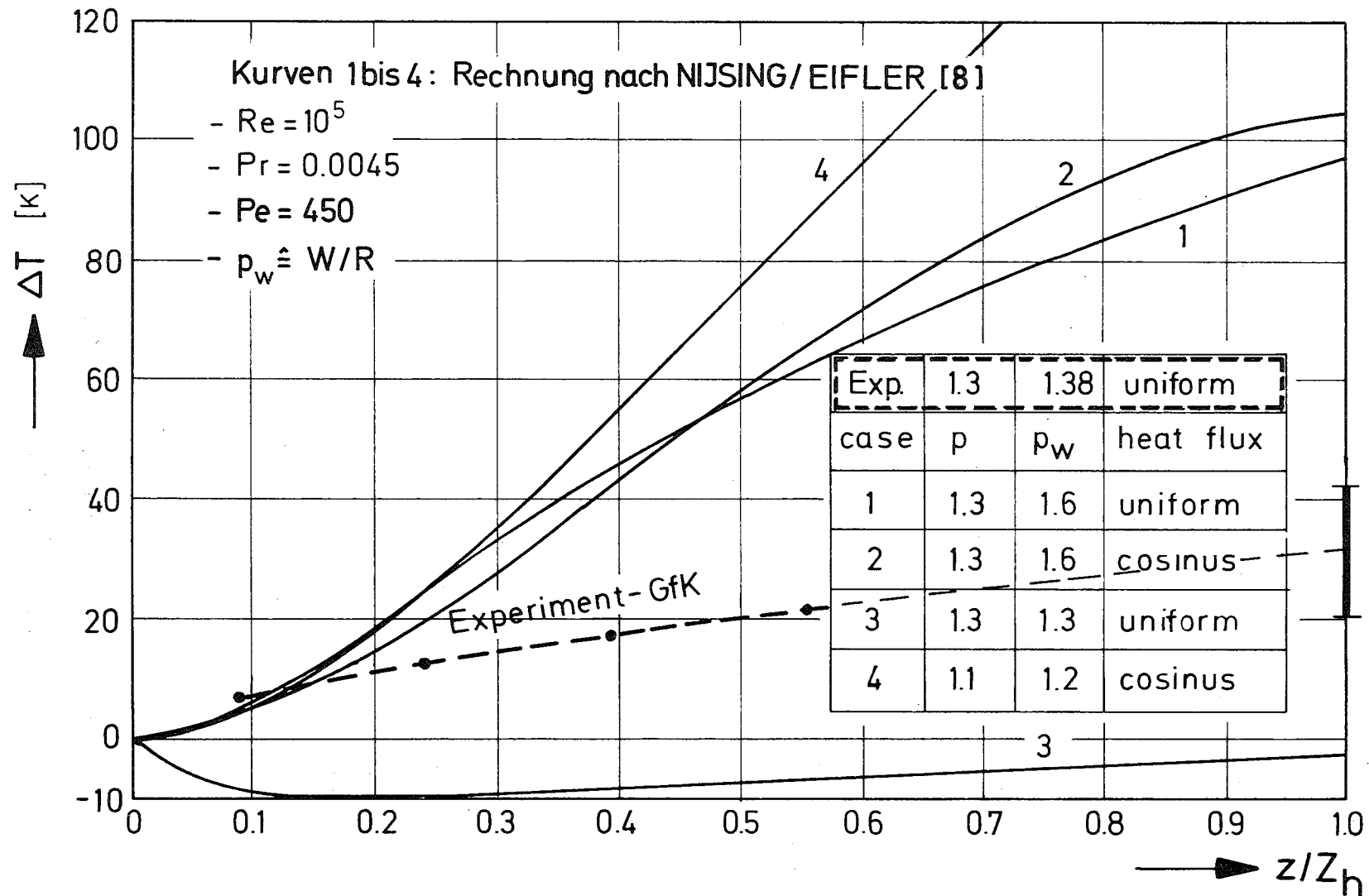
$\bar{q} = 50 \dots 105 \text{ W/cm}^2$

$\bar{q} = 2 \dots 6 \text{ W/cm}^2$

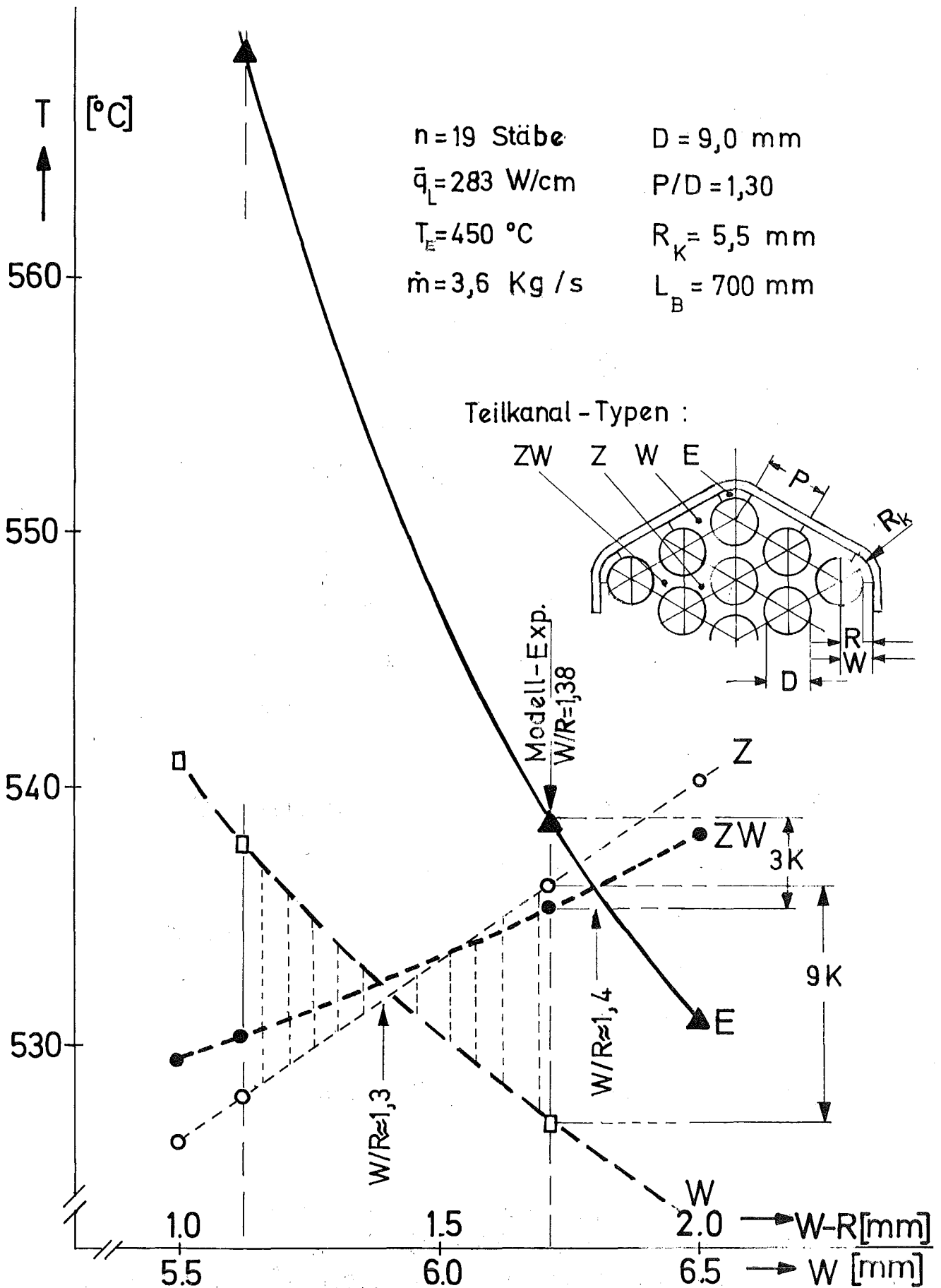


Maximale Temperaturdifferenzen für
 Eck- und Wandstab als Funktion
 der beheizten Länge ($Pe = 450$)

Abb. 27



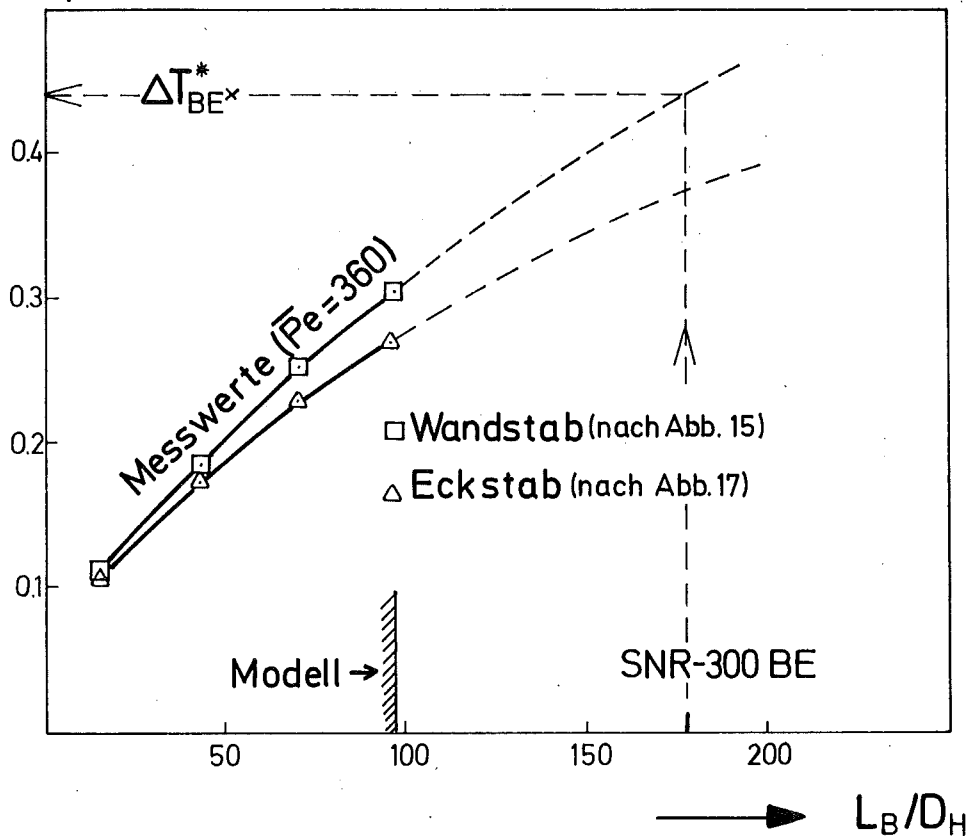
Maximale Temperaturdifferenz als Funktion der beheizten Länge am Umfang Abb.28 des SNR 300-BE-Wandstabes, Vergleich Experiment - Rechnung



Berechnete mittlere Teilkanaltemperaturen als Funktion des Wandabstandes

Abb. 29

$$\Delta T^* = \frac{T^{\max} - T^{\min}}{\bar{q} \cdot R} \cdot \lambda_F$$



SNR Mark Ia - Daten für max. belastetes BE

$$\dot{m} = 17,6 \text{ kg/s} \quad (\bar{v} = 4,4 \text{ m/s})$$

$$\bar{T}_A = 585^\circ\text{C}$$

$$\Delta\vartheta = 193 \text{ K}$$

$$\bar{D}_H = 5,38 \text{ mm}$$

$$\bar{Pe} \approx 360$$

$$L_B = 950 \text{ mm}, \quad L_B/D_H = 177, \quad \bar{q} = 188 \text{ W/cm}^2$$

Abschätzung der max. azimuthalen Temperaturdifferenz für den SNR-300-Wandstab bei nominellen Verhältnissen, jedoch $\underline{W/R = 1,38}$ Abb. 30