

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

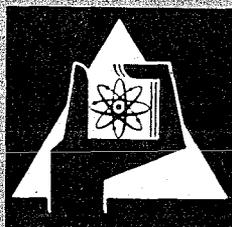
Mai 1972

KFK 1587

Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Schneller Brüter

Thermische Simulation von Brennstäben
durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe

S. Malang, K. Rust



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
Institut für Reaktorbauelemente

Projekt Schneller Brüter

Mai 1972

KFK 1587

Thermische Simulation von Brennstäben
durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe

S. Malang

K. Rust

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe

Kurzfassung

Am Beispiel eines exzentrisch in einem natriumgekühlten Ringraum angeordneten Stabes wird untersucht, wie genau sich die an einem Brennstab mit oxydischem Brennstoff vorliegenden thermischen Verhältnisse mittels indirekt elektrisch beheizten Stäben verschiedenen Aufbaues simulieren lassen. Hierzu wird das Temperaturfeld im Stab und im Kühlkanal berechnet. Der Vergleich wird durchgeführt unter der Annahme eines voll ausgebildeten Temperaturprofils bei Kolbenströmung und reiner Wärmeleitung im Kühlmittel. In die Untersuchungen mit einbezogen werden Betrachtungen über die Auswirkung der in zahlreichen analytischen Studien gemachten Annahmen azimuthal konstanter Wärmestromdichte oder azimuthal konstanter Temperatur an der inneren bzw. äußeren Oberfläche des Hüllrohres. Betrachtet wird ferner der Einfluß des Werkstoffes und der Schichtstärke des elektrischen Isolators, sowie des Werkstoffes und der Wandstärke des Hüllrohres auf das Simulationsvermögen. Außerdem werden die Auswirkungen von Fertigungstoleranzen untersucht. Anhand ausgewählter Beispiele werden die gewonnenen Ergebnisse verglichen mit den Resultaten eines analytischen Verfahrens, welches definierte Ähnlichkeitsparameter berücksichtigt.

Die Verfasser danken Herrn H.M. Politzky für die Durchführung der umfangreichen Rechenarbeit.

Abstract

The example of a rod eccentrically arranged in an annulus with sodium flow was used to investigate the accuracy with which it is possible to simulate the conditions existing in an oxid-fuel rod by indirectly electrically heated rods of different geometry. For this purpose, the temperature field in the rod and in the cooling channel is calculated. The comparison is made under the assumption of a fully developed temperature profile at slug flow and pure thermal conduction in the coolant. Several theoretical assumptions often made of a constant heat flux or a constant temperature at the inner or outer surface of the cladding are included in the investigation. The study covers the influences of the material and the thickness of the electrical insulation as well as of the cladding on the quality of the simulation. Furthermore the consequences of fabrication tolerances are considered. The results are compared with results achieved on the basis of an analytical method using a defined similarity theorem.

<u>Inhaltsangabe</u>	Seite
1. Einleitung	1
2. Rechenmodell	3
3. Rechenverfahren	4
4. Diskussion der Ergebnisse	5
4.1 Brennstab, exzentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet	5
4.2 Vereinfachtes theoretisches Rechenmodell	6
4.3 Heizstab, exzentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet	7
4.3.1 Heizstab mit rohrförmigen Heizleitern	8
4.3.1.1 Einfluß des Isolationswerkstoffes	9
4.3.1.2 Einfluß der Schichtstärke der Isolation	10
4.3.1.3 Einfluß des Füllkörperwerkstoffes	11
4.3.1.4 Einfluß des Hüllrohrwerkstoffes	12
4.3.1.5 Einfluß der Hüllwandstärke	12
4.3.2 Heizstab mit drahtförmigen Stromleitern	14
4.3.3 Einfluß des Radienverhältnisses und der Stabexzentrizität	15
4.3.4 Einfluß temperaturabhängiger Stoffgrößen	16
4.4 Literaturvergleich	16
4.5 Heizstab, zentrisch im kreisrunden Kühl- kanal angeordnet	20
4.5.1 Heizstab mit rohrförmigem Stromleiter	20
4.5.2 Heizstab mit drahtförmigen Stromleitern	21
5. Zusammenfassung	22
6. Nomenklatur	24
7. Literaturhinweise	26

1. Einleitung

Die Kenntnis der Temperaturverteilung in der Hülle und im Brennstoff dicht gepackter Brennstäbe stellt ein wichtiges Problem bei der Auslegung von Brennelementen dar. Bei der experimentellen Untersuchung der Temperaturfelder und des Wärmeüberganges werden die Brennelemente von Kernreaktoren mit Flüssigmetall-Kühlung durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe simuliert. Diese Heizstäbe sollen nach Möglichkeit folgenden Anforderungen genügen:

- a) gleiche äußere Geometrie wie die zu simulierenden Brennstäbe:
Außendurchmesser ca. 6 bis 8 mm
beheizte Länge ca. 1000 mm,
- b) hohe Stabileistung von 400 bis 600 W/cm bei Kühlmitteltemperaturen von ca. 600 °C,
- c) gleiche Temperatur- und Wärmestromverteilung über dem Stabumfang wie bei einem Brennstab mit gleicher Kühlkanalgeometrie,
- d) meßtechnische Erfäßbarkeit der Hüllrohrtemperatur,
- e) zuverlässiges Funktionieren über Standzeiten von mehreren 100 Stunden.

Mit dem in [1] beschriebenen Heizstabtyp können die gestellten Bedingungen, ausgenommen die Forderung c, eingehalten werden. Dieser Heizstab besteht aus zwei konzentrischen Rohren, welche durch eine Magnesiumoxid- oder Bornitridschicht gegeneinander isoliert sind und dessen inneres Rohr als Stromleiter verwendet wird.

Ein anderes Heizstabkonzept ist in [2] dargestellt. Bei diesem Heizstab erfolgt die Beheizung mittels 8 parallel zur Stabachse angeordneter Drähte, die in den elektrischen Isolator eingebettet sind.

Anstelle von längsgespannten Drähten werden auch spiralförmig angeordnete Heizdrähte [3], [4] verwendet, deren Windungen sorgfältig gegeneinander isoliert sein müssen, um Kurzschlüsse auszuschließen.

In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, wie genau sich mit derartigen Heizstäben die thermische Simulation von Oxid-Brennstäben durchführen läßt. Von besonderem Interesse sind dabei vor allem die Verhältnisse bei Rand- und Eckstäben der Stabbündel sowie in Stäben, die infolge von Fertigungstoleranzen sowie durch Verbiegung infolge radialer Leistungsgradienten unsymmetrisch im Bündel angeordnet sind. In solchen Fällen können die Temperaturvariationen am Stabumfang bis zu 100 °C betragen. Ein derartiger Temperaturgradient hat einen Wärmetransport in Umfangsrichtung im Brennstab und dies wiederum eine ungleichmäßige Verteilung des Wärmestromes an der Staboberfläche zur Folge. Weist nun ein Heizstab bei gleicher Kühlkanalgeometrie und gleichen Betriebsbedingungen infolge seines unterschiedlichen Aufbaues eine andere azimutale Verteilung des Wärmestromes auf als der durch ihn im Versuch ersetzte Brennstab, so ist die Übertragung der an dem Versuchselement gemessenen Hüllrohrtemperaturen auf den Brennstab schwierig und ungenau.

Das Problem der Übertragbarkeit experimentell gewonnener Ergebnisse unter Beachtung von Ähnlichkeitskriterien wird in [5] untersucht. Aus dieser Arbeit kann geschlossen werden:

- a) Zur Beurteilung der Simulation eines Brennstabes durch einen Heizstab werden Ähnlichkeitsparameter definiert, durch welche die Wärmeleitfähigkeit der verschiedenen Werkstoffe und die geometrischen Abmessungen der Stäbe berücksichtigt werden. Die Übereinstimmung dieser Parameter für Heizstab und Brennstab ist ein Maß für die Güte der Simulation.

b) Mittels einer FOURIER-Analyse läßt sich die Diskrepanz in der azimutalen Variation der Temperatur ermitteln, wenn der Aufbau des Brennstabes und des ihn simulierenden Heizstabes bekannt ist.

Aus dem Ähnlichkeitskriterium ergibt sich, daß Oxid-Brennstäbe nur dann gut durch Heizstäbe simuliert werden, wenn die Wärmeleitfähigkeit des elektrischen Isolators und die Hüllwandstärke des Heizstabes möglichst gering sind. Für einen solchen Heizstab lassen sich eine obere und eine untere Grenzkurve berechnen, zwischen denen die Temperaturverteilung des Brennstabes liegen muß. Bei Verwendung von elektrischen Isolatoren mit hoher Wärmeleitfähigkeit kann jedoch die Spanne zwischen den beiden Kurven sehr groß werden, so daß sich wenig über die Simulation aussagen läßt.

Zur Klärung der Frage, wie genau sich nun wirklich die in einem Reaktor vorliegenden Verhältnisse mit Hilfe indirekt elektrisch beheizter Stäbe simulieren lassen, wird das Temperaturfeld im Stab und im Kühlkanal bei gleichbleibender Kühlkanalgeometrie berechnet für einen Brennstab und verschiedene Heizstäbe unter Verwendung der Relaxationsmethode der Thermodynamik [6].

2. Rechenmodell

Für den Vergleich Heizstab-Brennstab wurde ein Modell mit asymmetrischer Kühlkanalgeometrie gewählt, wobei der zu untersuchende Stab exzentrisch in einem kreisrunden Rohr angeordnet wurde. Die eigentliche Ursache für die auftretenden Änderungen der Temperatur und des Wärmestromes an der Oberfläche des Hüllrohres als Funktion des Umfangwinkels ist für den Vergleich von untergeordneter Bedeutung. Andererseits bietet sich aber gerade das Modell des exzentrischen Ringraumes an, weil diese Geometrie schon mehrfach Gegenstand theoretischer Untersuchungen war [7]. Die Analyse wurde unter den Bedingungen ausgebildeter Temperaturverteilung

und Kolbenströmung des Natrium-Kühlmittels durchgeführt. Die Annahme einer über den ganzen Kühlkanal konstanten Geschwindigkeit (Kolbenströmung) führt zu einer geringeren Temperaturvariation über dem Stabumfang (optimistisch) als es bei Berücksichtigung der tatsächlichen Geschwindigkeitsverteilung der Fall wäre. Einen gegenteiligen Einfluß (pessimistisch) hat dagegen die Vernachlässigung des turbulenten Wärmeaustausches im Kühlmittel. Diese Vereinfachungen, die sich aus der Annahme einer über den ganzen Querschnitt konstanten Geschwindigkeit sowie reiner Wärmeleitung in radialer und tangentialer Richtung bei gleichzeitiger Vernachlässigung der axialen Leitung ergeben, beeinflussen den Vergleich verschieden beheizter Stäbe nicht wesentlich. Aus Vergleichsgründen wird ferner mit temperaturunabhängiger Wärmeleitung in den einzelnen Werkstoffen gerechnet.

3. Rechenverfahren

Die Bestimmung des Temperaturfeldes im Kühlmittel, im Hüllrohr und im Brennstoff bzw. im Isolator und im Stromleiter erfolgte auf numerischem Wege durch Auflösen von Differenzgleichungen. Zu diesem Zweck wurden die einzelnen Werkstoffe in ein genügend feines Netzwerk von Punkten eingeteilt, in denen die jeweilige Masse einer Zelle zusammengefaßt ist. Die einzelnen Punkte sind durch 'Wärmestraßen' miteinander verbunden. Dies bedeutet, daß der Wärmeleitvorgang in die Stäbe des Netzwerkes verlegt wird. Für jeden dieser Punkte wird die Wärmebilanz gebildet, was zu einem linearen Gleichungssystem führt, dessen Lösung das Temperaturfeld in dem Körper ergibt.

Mit dem nach dieser Methode arbeitenden Rechenprogramm RELAX [8] ist es möglich, die Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmequellendichte von der Temperatur und vom Ort zu berücksichtigen. Die Beachtung einer derartig variablen Wärmequellenverteilung ist vor allem wichtig bei der Untersuchung von Stromleitern mit stark temperaturab-

hängigem OHM'schen Widerstand. Ebenso kann eine beliebige Geschwindigkeitsverteilung im Kühlmittel in das Programm eingegeben werden.

4. Diskussion der Ergebnisse

Die Berechnung des Temperaturfeldes wurde für repräsentative Stabausschnitte und den zugehörigen Kühlmittelbereich durchgeführt. Bei der Untersuchung der verschiedenen Einflußgrößen werden jeweils der azimutale Verlauf der Temperatur und der Wärmestromdichte an der Staboberfläche betrachtet.

4.1 Brennstab, exzentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet

Als Vergleichsbasis für die Untersuchung indirekt elektrisch beheizter Stäbe diene ein Brennstab, der exzentrisch in einem kreisrunden Kühlkanal angeordnet ist. Das Modell hatte folgende spezifische Merkmale:

Stabdurchmesser	$d = 6,6$	mm
Radienverhältnis (Stab-Kühlkanal)	$r/R = 0,666$	
Exzentrizität	$e = 0,2727$	
mittlere Natrium-Temperatur	$\bar{T}_{Na} = 400$	°C

Die Rechnungen wurden für einen Brennstab mit einer 0,5 mm starken Hülle aus Incoloy 800 und einer Füllung mit Uran-Plutonium-Mischoxid durchgeführt. Die Wärmequellendichte im Brennstoff wurde als konstant angenommen.

Für diese Anordnung wurde nach der im Abschnitt 3 beschriebenen Methode das Temperaturfeld im Brennstoff, in der Hülle und im Kühlmittel berechnet.

In Abb. 1 sind für den Brennstab die azimutalen Variationen der Temperatur und der Wärmestromdichte aufgetragen. Um den Einfluß der Stableistung und der mittleren Kühlmitteltemperatur zu eliminieren, wurden die Differenz aus der lokalen Hüllrohrtemperatur (T_{lok}) und der mittleren Kühlmitteltempera-

tur (\bar{T}_{Na}), sowie die örtliche Wärmestromdichte (q_{lok}) durch Division mit der mittleren Wärmestromdichte (\bar{q}) normiert. Bei einem Vergleich der beiden Kurven wird ersichtlich, daß die Temperaturdifferenz über den Stabumfang wesentlich stärker schwankt als der lokale Wärmestrom. Die Ursache dafür liegt vor allem in der geringen Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes.

4.2 Vereinfachtes theoretisches Brennstabmodell

In mehreren theoretischen Untersuchungen [9], [10], [11], [12] zur Bestimmung des Wärmeüberganges an turbulent strömendem flüssigen Metall im exzentrischen Ringraum und im Brennstabbündel liegt der Analyse des Wärmetransportes eine der folgenden Annahme zugrunde:

- a) konstanter Wärmestrom an der Innenseite des Hüllrohres,
- b) konstanter Wärmestrom an der Außenseite des Hüllrohres,
- c) konstante Temperatur an der Innenseite des Hüllrohres,
- d) konstante Temperatur an der Außenseite des Hüllrohres.

Solche Vereinfachungen stellen Grenzfälle dar. Ein konstanter Wärmestrom würde sich dann einstellen, wenn kein Wärmetransport in tangentialer Richtung im Brennstoff und im Hüllmaterial stattfinden würde. Eine konstante Temperatur könnte dagegen erwartet werden, wenn die Wärmeleitung in der gleichen Richtung unendlich gut wäre.

Zur Überprüfung der Auswirkung solcher theoretischen Vereinfachungen auf die Brennstabsimulation wurden für die vier aufgezählten Fälle die Temperaturfelder in einem 0,5 mm starken Hüllrohr und im Kühlmittel bestimmt.

Die als Funktion des Azimutalwinkels φ erhaltenen Temperaturen (T_H) und Wärmeströme (q_H) an der Oberfläche des Hüllrohres wurden in gleicher Weise wie beim Brennstab normiert und subtrahiert von den Werten (T_B) und (q_B), die für den tatsächlichen Brennstab in Abb. 1 dargestellt wurden.

Abb. 2 zeigt, mit welchen Abweichungen im azimuthalen Verlauf der normierten Temperaturen und Wärmeströme gegenüber dem Brennstab zu rechnen ist, wenn dieser durch Modelle ersetzt wird, die auf den angegebenen Vereinfachungen basieren. Es zeigt sich aber auch, daß die Annahme eines konstanten Wärmestromes an der Innenseite des Hüllrohres die beste Übereinstimmung mit dem Brennstab ergibt. Diese Annahme führt zu einer etwas größeren Temperaturvariation am Stabumfang als beim Brennstab. Die größte Abweichung der Oberflächentemperaturen tritt im engsten Spalt des exzentrischen Kühlkanals auf und hängt von der Exzentrizität und der Stableistung ab. Um diese Abhängigkeit näherungsweise auszuschließen, wird die maximale Abweichung der örtlichen Temperaturen zwischen dem Brennstab und dem theoretischen Modell bezogen auf die gesamte azimuthale Temperaturvariation beim Brennstab. Dadurch ergeben sich beim Temperaturvergleich des Brennstabes mit den theoretischen Modellen folgende prozentuale Abweichungen:

- a) konstanter Wärmestrom an der Innenseite des Hüllrohres: + 6 %
- b) konstanter Wärmestrom an der Außenseite des Hüllrohres: + 13 %
- c) konstante Temperatur an der Innenseite des Hüllrohres: - 46 %
- d) konstante Temperatur an der Außenseite des Hüllrohres: - 60 %

4.3 Heizstab, exzentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet

Zur Klärung der Frage, inwieweit sich mit indirekt elektrisch beheizten Stäben das thermodynamische Verhalten von Oxid-Brennstäben simulieren läßt, wurden verschiedene Typen von Heizstäben gleichen Durchmessers wie der Brennstäbe bei exzentrischer Anordnung im kreisrunden Kühlkanal untersucht. An den spezifischen Merkmalen des exzentrischen Ringraumes wurde aus Vergleichsgründen festgehalten:

Radienverhältnis: $r/R = 0,666$
Exzentrizität: $e = 0,2727$

Als Maßstab für die Qualität der Simulation diene die Abweichung der normierten Temperatur- und Wärmestromverteilung an der Oberfläche der Heizstäbe gegenüber denjenigen an dem Brennstab.

Zwei Heizstabkonzepte waren von besonderem Interesse:

- a) Heizstäbe mit rohrförmigen Stromleitern,
- b) Heizstäbe mit drahtförmigen Stromleitern.

4.3.1 Heizstäbe mit rohrförmigen Stromleitern

Den Aufbau eines Heizstabes mit rohrförmigem Stromleiter zeigt Abb.3. Der Heizstab besteht aus 2 konzentrischen Rohren, die gegeneinander elektrisch isoliert sind. Das stromführende, innere Rohr, d.h. die Wärmequelle des Stabes ist zur mechanischen Stützung ebenfalls mit Isolationsmaterial gefüllt. Ein solcher Stabaufbau hat den Vorteil, daß bei gleichmäßigen Querschnitten des Stromleiters, der Isolationschicht und des Hüllrohres im Falle gleichmäßiger Kühlung am Stabumfang eine konstante Heizflächenbelastung auftritt.

An den elektrischen Isolator zwischen dem Stromleiter und dem Hüllrohr müssen folgende Ansprüche gestellt werden:

- a) Ausreichende elektrische Isolation bis zu einer Spannung von ca. 150 Volt,
- b) möglichst hohe thermische Leitfähigkeit, so daß bei hohen Stabileistungen die Temperatur des Stromleiters in vertretbaren Grenzen bleibt,
- c) möglichst geringer thermischer Kontaktwiderstand an den beiden Grenzflächen Hüllrohr - Isolator und Isolator - Stromleiter.

Als Isolationswerkstoffe werden Magnesiumoxid oder Bornitrid verwendet. Durch Reduktion des Außendurchmessers mittels Rundhämmern werden die Dichte des Isolators und damit dessen Wärmeleitfähigkeit, sowie der thermische Kontakt an den erwähnten Grenzflächen wesentlich verbessert.

Für den Vergleich Brennstab - Heizstab wurden folgende Einflußgrößen variiert:

- der Isolationswerkstoff (MgO und BN),
- die Schichtstärke der Isolation (0,6 bis 0,1 mm),
- der Werkstoff des Füllkörpers im Stromleiter (MgO und BN),
- der Werkstoff des Hüllrohres (Incoloy 800, Tantal und Kupfer) und des Stromleiters (Incoloy 800 und Tantal),
- die Wandstärke des Hüllrohres (0,8 bis 0,1 mm).

4.3.1.1 Einfluß des Isolationswerkstoffes

Heizstäbe mit Magnesiumoxid oder Bornitrid als elektrischem Isolator weisen nach der Kaltverformung der Stäbe einen sehr unterschiedlichen thermischen Kontakt zwischen dem Isolator und den beiden begrenzenden Rohren auf. Infolge der Härte des MgO und seiner körnigen Struktur bleibt nach dem Rundhämmern MgO-isolierter Heizstäbe der Wärmeaustausch an den Grenzflächen auf eine kleine Kontaktfläche beschränkt. BN dagegen ist weich und hat gute Gleiteigenschaften, wodurch sich beim Kaltverformen eine große Kontaktfläche ergibt. Durch Messungen wurden für MgO-isolierte Stäbe eine Kontaktzahl von ca. $2 \text{ W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{grd})$, für BN-isolierte Stäbe hingegen eine solche von ca. $25 \text{ W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{grd})$ ermittelt.

Der Einfluß des elektrischen Isolators auf die Verteilung der Temperatur und des Wärmestromes wurde untersucht bei Verwendung von Heizstäben folgender Abmessungen:

Stabdurchmesser:	6,6 mm
Wandstärke des Hüllrohres:	0,5 mm
Schichtstärke der Isolation:	0,6 mm
Wandstärke des Stromleiters:	0,5 mm

Aus Abb. 4 ist zu entnehmen, daß ein Heizstab mit Magnesiumoxid als Isolator und Füllmaterial thermodynamisch besser mit dem Brennstab übereinstimmt als ein Heizstab mit Bornitrid. Bei einer mittleren Wärmestromdichte von 200 W/cm^2 weist ein MgO-Heizstab im engsten Kühlmittelspalt eine Oberflächentemperatur auf, die $3,5 \text{ }^\circ\text{C}$ unter der entsprechenden Temperatur des Brennstabes liegt. Die in Abschnitt 4.2 definierte Temperaturabweichung beträgt somit nur - 3 %. Bei einem BN-Heizstab erreicht bei gleicher Wärmestromdichte die lokale Temperaturdifferenz - $14 \text{ }^\circ\text{C}$. Somit steigt die prozentuale Temperaturabweichung in diesem Falle auf etwa - 12 %. Dieser Unterschied resultiert vor allem aus den unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten der betrachteten Materialien. Während der Brennstoff und das Magnesiumoxid etwa die gleiche Wärmeleitfähigkeit aufweisen, ist diejenige des Bornitrides etwa 10 mal höher.

Eine andere Folge dieser unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit ist, daß die mit BN-isolierten Stäben erreichbare Stableistung wesentlich größer als die mit MgO-isolierten Stäben erreichbare ist. Experimentelle Untersuchungen [1] an Heizstäben mit Stromleitern aus Edelstahl ergaben, daß bei einer Staboberflächentemperatur von $600 \text{ }^\circ\text{C}$ im Falle der MgO-Isolation eine Heizflächenbelastung von 150 W/cm^2 , hingegen bei BN-Isolation eine solche von 450 W/cm^2 erreicht werden kann.

4.3.1.2 Einfluß der Schichtstärke der Isolation

Eine Verringerung der Schichtstärke der Isolation hat hinsichtlich des azimuthalen Verlaufes der Temperatur und des Wärmestromes an der Staboberfläche eine doppelte Auswirkung:

- a) Die Wärmequelle im Stromleiter rückt näher an die Staboberfläche, wodurch sich eine gleichmäßigere Verteilung des Wärmestromes ergibt. Daraus resultiert eine bessere Übereinstimmung mit den Verhältnissen beim Brennstab.

- b) In der Nähe des Hüllrohres wird ein Teil der Isolation durch den Stromleiter ersetzt. Dadurch wird die azimutale Wärmeleitung vergrößert und die Wärmestromverteilung ungleichmäßiger, wenn der Isolator eine geringere Wärmeleitfähigkeit aufweist als der Stromleiter.

Bei Verwendung von MgO sind diese beiden Effekte gegenläufig und heben sich etwa auf.

Bei BN, welches etwa die gleiche Wärmeleitfähigkeit wie Edelstahl hat, läßt sich hingegen durch Reduzierung der Isolationsschicht von 0,6 auf 0,1 mm die definierte Temperaturabweichung gegenüber dem Brennstab von - 12 % auf - 6 % verringern. Dies geht auch aus Abb. 4 hervor. Solch dünne BN-Schichten sind fertigungstechnisch möglich und gewährleisten eine ausreichende elektrische Isolation.

4.3.1.3 Einfluß des Füllkörperwerkstoffes

Zur mechanischen Abstützung des Stromleiterrohres wird dieses in der Regel mit Keramik gefüllt. Obwohl der Füllkörper relativ weit vom Hüllrohr entfernt ist, hat die Wärmeleitfähigkeit seines Materials einen Einfluß auf die Temperatur- und Wärmestromverteilung an der Oberfläche des Heizstabes. Dies geht aus Abb. 5 hervor. Üblicherweise wird MgO als Füllmaterial verwendet. Bei Verwendung von BN zur Auffüllung des Stromleiterrohres steigt die im Abschnitt 4.3.1.1 ermittelte Abweichung der Oberflächentemperatur eines BN-isolierten Heizstabes gegenüber dem Brennstab von - 12 % auf - 17 % an. Die Erklärung hierfür ist, daß der azimutale Wärmestrom im Füllkörper infolge der guten Wärmeleitfähigkeit des BN wesentlich größer ist als in einem Füllkörper aus MgO. Berücksichtigt wurde hierbei, daß sich im Betriebszustand ein Spalt an der Grenzfläche ergibt, da Edelstahl einen wesentlich größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten hat als BN und MgO. Aus diesem Grunde wurde mit einer Kontaktzahl von $2 \text{ W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{grd})$ an der Grenzfläche Stromleiter - Füllkörper gerechnet.

4.3.1.4 Einfluß des Hüllrohrwerkstoffes

Um zu einer befriedigenden Simulation des Brennstabes zu kommen, sollte die Wärmeleitfähigkeit des Hüllwerkstoffes beim Heizstab nicht größer sein als beim Brennstab. Aus diesem Grunde wird für die Simulatoren fast ausschließlich Edelstahl als Hüllmaterial verwendet. Nur in Spezialfällen werden andere Werkstoffe verwendet. So wird zum Beispiel für Siederversuche in Natrium ein Hüllwerkstoff mit höherem Schmelzpunkt erforderlich. Hierfür bietet sich vor allem Tantal an. Seine Wärmeleitfähigkeit ist jedoch etwa dreimal so hoch wie die von Edelstahl. In einigen wenigen Sonderfällen kommt auch die Verwendung von Hüllrohren aus Kupfer infrage.

In Abb. 6 wird gegenübergestellt, welchen Einfluß Hüllrohre aus Edelstahl, Tantal bzw. Kupfer auf das Simulationsvermögen haben. Die interessierende Temperaturabweichung gegenüber dem Brennstab wächst in einem BN-isolierten Heizstab bei Verwendung einer Tantal-Hülle und eines Tantal-Stromleiters anstelle von Edelstahlhülle und -stromleiter von - 12 % auf - 26 % an. Bei Heizstäben mit Kupferhüllen ist diese Abweichung noch wesentlich höher und erreicht - 40 %.

Mit einer genügend dicken Hüllrohrwand aus Kupfer lassen sich andererseits Oberflächentemperaturen erzielen, die über den Stabumfang nahezu konstant bleiben. Dadurch wird nahezu Übereinstimmung mit dem in Abschnitt 4.2 diskutierten, theoretischen Fall erzielt, bei dem davon ausgegangen wird, daß die Temperatur an der Außenseite des Hüllrohres konstant ist.

4.3.1.5 Einfluß der Hüllwandstärke

Ähnlich, wie in Abschnitt 4.3.1.2 für die Schichtstärke der Isolation gezeigt wurde, hat eine Reduzierung der Wandstärke des Hüllrohres einen zweifachen Effekt auf die Temperatur- und Wärmestromverteilung an der Staboberfläche:

- a) Die Wärmequelle rückt bei konstanter Schichtstärke der Isolation näher an die Staboberfläche, wodurch sich eine gleichmäßigere Verteilung des Wärmestromes an der Staboberfläche ergibt. Hieraus resultiert eine bessere Übereinstimmung mit dem Brennstab.
- b) Die azimutale Wärmeleitung im Hüllrohr wird verschlechtert, was ebenfalls zu einer besseren Simulation des Brennstabes führen kann.

Der erste Einfluß kommt sowohl bei Stäben mit MgO- als auch mit BN-Isolation zur Wirkung. Der zweite Einfluß führt nur bei MgO-isolierten Stäben zu einer Verbesserung der Simulationsqualität. Bei BN-isolierten Stäben weist die Isolation die gleiche Wärmeleitfähigkeit wie die Edelmstahlhülle auf. Infolgedessen ist in diesem Falle die azimutale Wärmeleitung unabhängig von der Stärke des Hüllrohres.

Die Abbildungen 7 und 8 zeigen den Einfluß der Hüllwandstärke für den Bereich von 0,1 bis 0,8 mm. Die in Abschnitt 4.3.1.1 bestimmte Temperaturabweichung gegenüber einem Brennstab mit einer 0,5 mm starken Hülle aus Edelmstahl beträgt in Abhängigkeit von der Wandstärke und dem elektrischen Isolator:

Wandstärke des Hüllrohres	Werkstoff des Isolators	
	MgO	BN
0,1 mm	+ 1 %	- 10 %
0,3 mm	- 1 %	- 11 %
0,5 mm	- 3 %	- 12 %
0,8 mm	- 6 %	- 14 %

Es ist ersichtlich, daß der Oxid-Brennstab mit einer Edelmstahlhülle hinsichtlich der Temperatur- und Wärmestromverteilung am Stabumfang vollkommen simuliert werden könnte durch einen MgO-isolierten Heizstab gleichen Durchmessers,

dessen Hüllrohr aus Edelstahl nur knapp halb so stark ist wie dasjenige des Brennstabes. Dem stehen jedoch zwei schwerwiegende Nachteile gegenüber:

- a) Durch den erforderlichen Einbau von Thermoelementen in die Hülle [13], [14] ist die Wandstärke nach unten begrenzt.
- b) Die erreichbare Stableistung ist bei MgO-isolierten Heizstäben kleiner als bei einem Brennstab.

Da jedoch nicht das absolute Maß der Wandstärke, sondern das Verhältnis Wandstärke zu Stabdurchmesser maßgebend ist, können zu dünne Wandstärken durch Übergang auf größere Stabdurchmesser vermieden werden. Ein weiterer Vorteil dieser Maßnahme ist, daß bei Beibehaltung der Schichtstärke der Isolation diese relativ zum Stabdurchmesser dünner wird, was sich nach Abb. 4 günstig auf das Simulationsverhalten, besonders bei BN-isolierten Stäben, auswirkt.

4.3.2 Heizstab mit drahtförmigen Stromleitern

Rohrförmige Stromleiter haben den Nachteil, daß ihr elektrischer Widerstand klein und der damit erforderliche Strom groß ist, was eine aufwendige Stromversorgung und große Zuleitungsquerschnitte bedingt. In dieser Hinsicht sind drahtförmige Stromleiter in Form paralleler, längsgespannter Drähte oder einer Drahtwendel günstiger. Die erreichbare Stableistung ist allerdings bei gleicher zulässiger Temperatur des Stromleiters und gleichen Materialien des Heizstabes geringer. Deshalb wurden in diesem Falle nur Stäbe mit BN-Isolation betrachtet. Die in den Abschnitten 4.3.1.1 bis 4.3.1.5 untersuchten Einflüsse treten in etwa gleicher Größe auch bei drahtförmigen Stromleitern auf.

Für den in Abb. 9 dargestellten Heizstab mit 8 parallel zur Stabachse gespannten Drähten, die in Bornitrid eingebettet sind, wurde die Temperatur- und Wärmestromverteilung am Stabumfang berechnet. Am Beispiel eines exzentrisch im Kühlkanal

angeordneten Stabes wurden diese Heizstäbe mit dem Brennstab verglichen und einem Heizstab mit rohrförmigem Heizstab gegenübergestellt.

Aus Abb. 10 geht hervor, daß beide Heizstabkonzepte, deren Hüllrohre und Stromleiter aus Tantal bestehen, ungefähr gleiche Temperaturabweichungen gegenüber dem Brennstab aufweisen. Die Größe der zusätzlichen, periodischen Schwankungen des Wärmestromes an der Oberfläche eines Heizstabes mit drahtförmigen Stromleitern wird noch im Abschnitt 4.5.2 näher untersucht. Grundsätzlich waren solche Schwankungen zu erwarten, da die Wärmefreisetzung in den einzelnen Drähten erfolgt, anstatt in einem kreisrunden Rohr.

4.3.3 Einfluß des Radienverhältnisses und der Stabexzentrizität

Die Untersuchungen über den Einfluß der verschiedenen Parameter auf das Simulationsvermögen eines Brennstabes durch einen Heizstab basierten auf einer bestimmten Modellgeometrie. Die Ergebnisse beziehen sich somit alle auf ein bestimmtes Verhältnis von Stabradius zu Kühlkanalradius ($r/R = 0,666$) und eine bestimmte exzentrische Anordnung des Stabes im Kühlkanal ($e = 0,2727$). Es erhebt sich nun die Frage, ob diese hierfür gewonnenen Resultate auch auf andere geometrische Verhältnisse übertragbar sind.

Deshalb wurden sowohl das Radienverhältnis als auch die Exzentrizität variiert. Es zeigt sich, daß die maximale örtliche Differenz zwischen der Oberflächentemperatur des Heizstabes und des Brennstabes, bezogen auf die gesamte azimutale Temperaturvariation des Brennstabes für alle Fälle in erster Näherung konstant bleibt. Aus diesem Grunde wurde die in Abschnitt 4.2 derart definierte Temperaturabweichung zwischen dem Heizstab und dem Brennstab angegeben. Mit Hilfe dieses definierten Verhältnisses kann bei der Übertragung von Experimenten auf Brennstabbbündel die maximale Abweichung der Brennstäbe gegenüber den Heizstäben ausreichend bestimmt werden.

4.3.4 Einfluß temperaturabhängiger Stoffgrößen

Bei der Berechnung der Temperaturfelder in den elektrisch beheizten Stäben wurde angenommen, daß die Wärmequellendichte über den Querschnitt des Stromleiters konstant ist. Durch diese Annahme entsteht jedoch ein gewisser Fehler, da die Temperatur im Stromleiter in azimutaler Richtung variiert und der elektrische Widerstand des Stromleiterwerkstoffes von der Temperatur abhängt. Gleichfalls vernachlässigt wurde die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von den einzelnen Werkstoffen.

Das verwendete Rechenprogramm RELAX ermöglicht es grundsätzlich, die Temperaturabhängigkeit der Wärmequellendichte und der Wärmeleitfähigkeit zu berücksichtigen. Die Ergebnisse mehrerer Kontrollrechnungen zeigten jedoch, daß der Fehler, der durch die Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit entsteht, sehr klein ist. Daher wurde mit konstanten Stoffwerten gerechnet, wodurch es auch möglich war, den Einfluß der Stableistung und der mittleren Kühlmitteltemperatur zu eliminieren.

4.4 Literaturvergleich

Über das Problem der thermischen Simulation von Brennstäben durch elektrisch beheizte Stäbe wird ausführlich in [5] berichtet. In dieser Arbeit von USHAKOV wird eine analytische Methode angewendet, die auf einer Reihenentwicklung nach FOURIER basiert. Hierbei werden der Brennstab und ein Heizstab jeweils durch Ähnlichkeitsparameter charakterisiert, durch welche sowohl die Konstruktion und die Wärmeleitfähigkeiten der zu vergleichenden Stäbe als auch die Wärmeleitfähigkeiten der Kühlmittel berücksichtigt werden. Die Qualität der thermischen Simulation wird in erster Linie bestimmt durch die Übereinstimmung dieses Parameters ϵ_k :

$$\varepsilon_k = \frac{\lambda_w}{\lambda_f} \cdot \frac{1 - m \cdot \xi_o^{2k}}{1 + m \cdot \xi_o^{2k}}$$

mit $m = \frac{\lambda_w - \lambda_o}{\lambda_w + \lambda_o}$ und $\xi_o = \frac{r_i}{r_a}$

Dabei bedeuten:

- r_i = innerer Radius des Hüllrohres,
- r_a = äußerer Radius des Hüllrohres,
- λ_w = Wärmeleitfähigkeit des Hüllrohres,
- λ_o = Wärmeleitfähigkeit im Inneren des Stabes (Brennstoff, Isolator),
- λ_f = Wärmeleitfähigkeit des Kühlmittels,
- k = Nummer der Harmonischen.

Bei Ringspaltuntersuchung ist die Grundharmonische $k_o = 1$.

Die dimensionslose Temperatur- und Wärmestromverteilung über dem Stabumfang läßt sich berechnen aus:

$$\Delta T_w = (T_w - \bar{T}_w) \approx \sum_{k=1}^n a_k \cdot \cos k \cdot \varphi$$

$$\frac{q_{lok}}{\bar{q}} \approx \sum_{k=1}^n a_k \cdot k \cdot \varepsilon_k \cdot \cos k \cdot \varphi$$

wobei die FOURIER-Koeffizienten a_k aus der gemessenen Temperaturverteilung am Heizstab bestimmt werden, unter Verwendung der Beziehung:

$$a_k = \frac{2}{\pi} \cdot \int_0^{\pi} T_w \cdot \cos(k \cdot \varphi) d\varphi$$

Unter der Annahme einer mittleren Kühlmitteltemperatur von 0 °C läßt sich die dimensionslose örtliche Wandtemperatur folgendermaßen definieren:

$$T_w = \frac{T_{lok} \cdot \lambda_f}{\bar{q} \cdot r_a}$$

Aufbauend auf der FOURIER-Analyse wird gezeigt, daß die azimutale Temperaturverteilung an der Oberfläche des Brennstabes zwischen zwei Grenzkurven liegen muß. Diese Grenzkurven sind:

- a) die Temperaturverteilung über dem Stabumfang beim Heizstab,
- b) die Temperaturverteilung, welche durch folgende Beziehung beschrieben wird:

$$\Delta T_w^+ = (T_w - \bar{T}_w)^+ \approx \sum_{k=1}^n a_k \cdot \frac{(\varepsilon_k)_{\text{Heizstab}}}{(\varepsilon_k)_{\text{Brennstab}}} \cdot \cos k \cdot \varphi$$

Diesem Ausdruck liegt die Annahme zugrunde, daß die Wärmestromverteilung beim Brennstab identisch ist mit der beim Heizstab. Mit dieser Methode gelingt eine Abschätzung der maximal möglichen Differenz der azimutalen Oberflächentemperatur zwischen dem Heizstab und dem Brennstab.

In Abb. 11 und Abb. 12 sind die Grenzkurven dargestellt, die sich ergeben für die in Abschnitt 4.3.1.1 untersuchten Heizstäbe, die exzentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet sind (Exzentrizität 0,2727, Radienverhältnis 0,666). Die FOURIER-Koeffizienten wurden hierbei aus der für diese Heizstäbe numerisch berechneten Temperaturverteilungen ermittelt. Zum Vergleich wurde auch noch die in Abschnitt 4.1 ermittelte und in Abb. 1 dargestellte Oberflächentemperatur des Brennstabes in diese beiden Abbildungen eingetragen.

Bei Verwendung eines Heizstabes mit einer elektrischen Isolation aus MgO liegen die beiden Grenzkurven, wie aus Abb. 11 hervorgeht, sehr nahe beisammen. Dieses Ergebnis stimmt gut überein mit Abb. 4.

Anders ist es bei einem Heizstab mit einer 0,6 mm starken BN-Isolation. Hier liegt zwischen den beiden Grenzkurven aus Abb. 12 ein sehr breiter Bereich. Es ist ersichtlich, daß der tatsächliche Unterschied in der Temperaturverteilung zwischen dem Heizstab und dem Brennstab wesentlich kleiner ist als es sich aus einer Abschätzung anhand der beiden Grenzkurven ergeben würde.

Neben der Bestimmung der maximal möglichen Abweichung der Hülltemperaturen liefert diese Vergleichsmethode Kriterien, durch welche die Beschaffenheit eines Heizstabes charakterisiert wird, um zu einer möglichst guten Simulation des Brennstabes zu kommen.

Es wird gezeigt, daß die Verteilung der Temperatur und des Wärmestromes am Umfang von Brennstab und Heizstab nur dann exakt übereinstimmen, wenn alle Ähnlichkeitsparameter ε_k mit $k = 1, 2, \dots, n$ identisch sind. Dies wiederum ist nur dann der Fall, wenn die Geometrie der zu vergleichenden Stäbe und die thermischen Eigenschaften der einzelnen Werkstoffe, einschließlich des Kühlmittels völlig identisch sind. Selbst die Forderung, daß die Größe ε_k von Brennstab und Heizstab wenigstens für die Grundharmonische (beim exzentrischen Ringraum $k_0 = 1$) der FOURIER-Reihe übereinstimmen sollte, läßt sich für einen natriumgekühlten Brennstab mit oxydischem Brennstoff nur unvollkommen erfüllen. Bei einem MgO-isolierten Heizstab müßte die Hüllwand dünner sein als die des Brennstabes. Dies würde bei der Instrumentierung Schwierigkeiten bereiten und ist außerdem überflüssig, da ein MgO-Heizstab ohnehin gut mit dem Brennstab übereinstimmt.

Ist die Leitfähigkeit des Isolators gleich der des Hüllrohres, so ist nach der Theorie von USHAKOV ϵ_k unabhängig von der Wandstärke und stark von dem ϵ_k eines Oxid-Brennstabes verschieden. Mit dieser Theorie werden nämlich nur die Wärmeleitfähigkeiten im Stab und im Kühlmittel berücksichtigt und nicht der Ort der Wärmeentwicklung. Daß jedoch der Ort der Wärmeentwicklung einen Einfluß auf die Temperaturvariation an der Staboberfläche hat, ist aus der Abb. 4 ersichtlich. In dieser Abbildung wurde der Einfluß der Schichtstärke des Bornitrides untersucht. Die unterschiedlichen Isolationsstärken von 0,1 und 0,6 mm haben einen Einfluß auf die Wärmeleitfähigkeit im Stab. Daher kann nur der Ort der Wärmeentwicklung dafür maßgebend sein, daß ein Heizstab mit einer 0,1 mm starken Isolationschicht besser mit dem Brennstab übereinstimmt als ein Stab mit einer 0,6 mm starken BN-Isolationschicht. Der gleiche Effekt könnte auch erzielt werden durch eine Verringerung der Hüllwandstärke, was aber wiederum den Einbau von Thermoelementen erschweren würde.

Vorteilhaft läßt sich die Methode von USHAKOV anwenden, wenn Experimente mit Heizstäben größeren Durchmessers oder unter Verwendung von Kühlmitteln mit geringerer Wärmeleitfähigkeit als im Brennelement durchgeführt werden.

4.5 Heizstab, zentrisch im kreisrunden Kühlkanal angeordnet

Für die beiden Heizleiterkonzepte mit rohrförmigen bzw. drahtförmigen Stromleitern wurde bei zentrischer Anordnung im Ringspalt untersucht, mit welchen Temperatur- und Wärmestromvariationen am Stabumfang infolge fertigungstechnischer Toleranzen oder konstruktiver Eigenheiten zu rechnen ist.

4.5.1 Heizstab mit rohrförmigem Stromleiter

Bei diesem in Abb. 3 dargestellten Heizstabtyp kann sich eine ungleichmäßige azimutale Temperaturverteilung nur dann einstellen, wenn der Stab durch Fertigungstoleranzen exzentrisch aufgebaut ist. Durch Ausmessen einer größeren Anzahl

von Heizelementen wurde festgestellt, daß der Stromleiter bei MgO-isolierten Stäben im Maximum 0,09 mm, bei BN-isolierten Stäben maximal 0,05 mm exzentrisch liegt. Dies hat eine Abweichung vom mittleren Wärmestrom von 3,2 bzw. 0,4 % zur Folge.

Bestimmt man aus der örtlichen Oberflächentemperatur örtliche Wärmeübergangszahlen, so ergeben sich entsprechend der Beziehung

$$\frac{\alpha}{\bar{\alpha}} = \frac{T_w - \bar{T}_{Na}}{\bar{T}_w - \bar{T}_{Na}}$$

Abweichungen von max. 6,0 bzw. 2,0 % vom Mittelwert.

4.5.2 Heizstab mit drahtförmigen Stromleitern

Auch bei diesem in Abb. 9 dargestellten Heizstab kann es zu fertigungsbedingten Lageabweichungen der Stromleiter kommen. Die hierdurch bedingten Unregelmäßigkeiten in der Temperatur- und Wärmestromverteilung am Stabumfang dürften etwa gleich groß sein wie bei Stäben mit rohrförmigen Stromleitern. Eine zusätzliche Ungleichförmigkeit ergibt sich aus der Tatsache, daß die Wärme in den einzelnen Drähten freigesetzt wird. Bei reiner Wärmeleitung im Natrium beträgt die Differenz zwischen dem maximalen Wärmestrom, direkt über einem drahtförmigen Stromleiter und dem minimalen Wärmestrom, in der Mitte zwischen zwei Stromleitern, 3 % vom mittleren Wärmestrom. Der azimutale Verlauf des normierten Wärmestromes ist für einen Ausschnitt eines solchen Heizstabes in Abb. 13 dargestellt. Das im vorigen Abschnitt definierte Verhältnis $\alpha/\bar{\alpha}$ variiert um 1 %.

5. Zusammenfassung

Die Untersuchung der thermischen Simulation von Oxid-Brennstäben durch indirekt elektrisch beheizte Stäbe hat ergeben, daß die Form des Stromleiters - rohrförmig oder drahtförmig - nur einen untergeordneten Einfluß hat. Entscheidend für die Simulationsgüte sind vielmehr die Werkstoffe des elektrischen Isolators und des Hüllrohres. Das beste Simulationsvermögen hat ein Heizstab mit einem Hüllrohr aus Edelstahl und einer Isolation aus Magnesiumoxid.

Bei einem solchen Stab stimmt die azimutale Temperaturvariation bis auf ca. 3 % mit der des Brennstabes überein. Eine Variation der Schichtstärke der Isolation innerhalb vernünftiger Grenzen hat bei diesem Heizstab nur einen unwesentlichen Einfluß auf die Simulationsgüte. Der Nachteil einer MgO-Isolation ist, daß die erreichbare Leistung wesentlich kleiner ist als diejenige eines Brennstabes.

Umgekehrt verhält es sich bei Stäben mit einer Isolation aus Bornitrid. Während die erzielbare Stableistung etwa doppelt so hoch ist wie diejenige eines Oxid-Brennstabes, ist das Simulationsvermögen wesentlich schlechter als das eines MgO-isolierten Stabes. Wird beispielsweise bei einem Stab mit einer Edelstahlhülle die 0,6 mm starke MgO-Schicht durch eine gleich starke BN-Schicht ersetzt, so erhöht sich die Abweichung der azimutalen Temperaturvariation gegenüber dem Brennstab von 3 % auf 12 %. Während jedoch bei MgO-isolierten Stäben die Stärke der Isolationsschicht praktisch keinen Einfluß auf die Qualität der Simulation hat, läßt sich diese bei BN-isolierten Stäben durch eine dünnere Isolationsschicht wesentlich verbessern. Die Abweichung der azimutalen Temperaturvariation bleibt jedoch auch im günstigsten Fall etwa doppelt so groß wie diejenige MgO-isolierter Stäbe.

Einen noch größeren Einfluß als der Isolationswerkstoff hat der Werkstoff des Hüllrohres. Die sehr gute Wärmeleitfähig-

keit von Tantal und die noch bessere von Kupfer sorgen für einen so guten azimutalen Temperatenausgleich, daß Heizstäbe mit Hüllrohren aus diesen Materialien ungeeignet sind für Untersuchungen, bei welchen die Stäben am Umfang ungleichmäßig gekühlt werden.

6. Nomenklatur

a	mm	Stabauslenkung
a_k		FOURIER-Koeffizient
d	mm	Stabdurchmesser
e		Exzentrizität $a/(R-r)$
k		Nummer der Harmonischen
q_{lok}	W/cm^2	lokale Wärmestromdichte
\bar{q}	W/cm^2	mittlere Wärmestromdichte
q_B	W/cm^2	lokale Wärmestromdichte beim Brennstab
q_H	W/cm^2	lokale Wärmestromdichte beim Heizstab
r, r_a	mm	Außenradius des Hüllrohres
r_i	mm	Innenradius des Hüllrohres
R	mm	Kühlkanalradius
T_{lok}	Grad	lokale Temperatur an der Oberfläche des Hüllrohres
T_w		dimensionslose, lokale Temperatur an der Oberfläche des Hüllrohres
\bar{T}_w		dimensionslose, mittlere Temperatur an der Oberfläche des Hüllrohres
T_B	Grad	lokale Temperatur an der Oberfläche des Brennstabes
T_H	Grad	lokale Temperatur an der Oberfläche des Heizstabes
\bar{T}_{Na}	Grad	mittlere Temperatur des Natriums

α	$W/(cm^2 \cdot grd)$	lokaler Wärmeübergangskoeffizient
$\bar{\alpha}$	$W/(cm^2 \cdot grd)$	mittlerer Wärmeübergangskoeffizient
ΔT_w		$(T_w - \bar{T}_w)$, Heizstab
ΔT_w^+		$(T_w - \bar{T}_w)^+$, Brennstab
ε_K		Ähnlichkeitsparameter
λ_o	$W/(cm \cdot grd)$	Wärmeleitfähigkeit im Inneren der Stäbe (Brennstoff, Isolator usw.)
λ_f	$W/(cm \cdot grd)$	Wärmeleitfähigkeit des Kühlmittels
λ_w	$W/(cm \cdot grd)$	Wärmeleitfähigkeit des Hüllrohres
ξ_o		r_i/r_a
φ		Azimutwinkel

7. Literaturhinweise

- [1] Casal, V.:
'Heizstäbe mit indirekter Widerstandsbeheizung zur Simulierung von Kernbrennstäben.'
KFK-894, März 1969

- [2] Teytu, A.:
'Les simulateurs thermiques d'éléments combustibles.'
CEA-B.I.S.T., No. 156, Februar 1971

- [3] Dwyer, O.E., 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.'
Nucl. Sci. Engng. 41, 321-355 (1970)

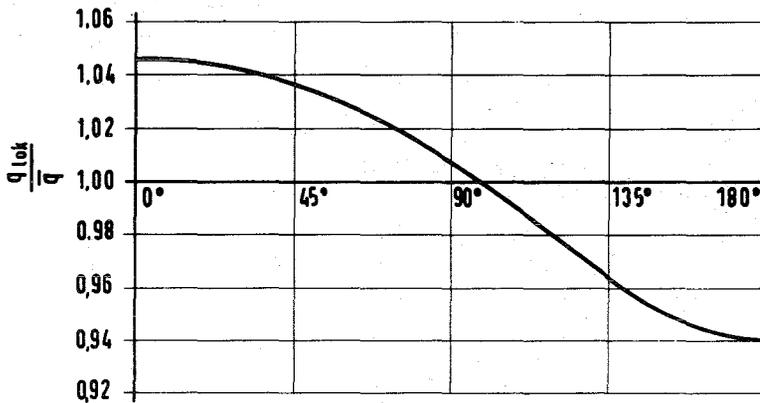
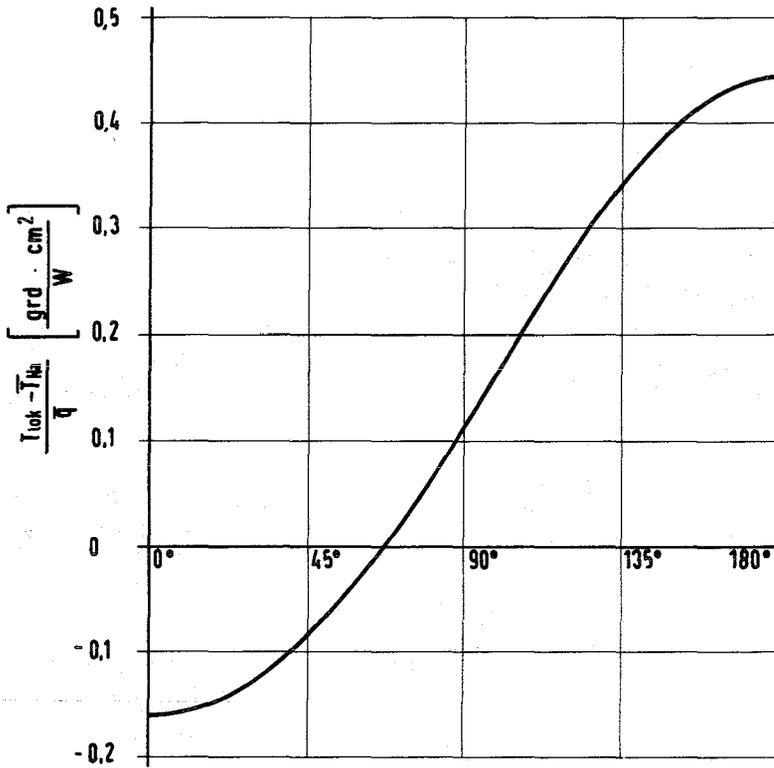
- [4] Subbotin, V.I., P.A. Ushakov, A.V. Zhukov, A.V. Sheynina:
'Heat Exchange and Hydrodynamics in Fast Reactors.'
CEMA Symposium IPRS 48331, 601-650, July 1969

- [5] Ushakov, P.A.:
'Approximate Thermal Simulation of Cylindrical Fuel-Element Rods.'
NASA Technical Translation, F-522, May 1969

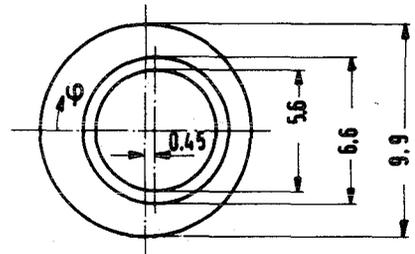
- [6] Schneider, P.I.:
'Conduction Heat Transfer.'
Addison-Wessley Publishing Company Inc.
Reading, Mass. 1957

- [7] Wolf, L.:
'Multiregional Heat Transfer Analysis of Liquid Metal Flow Through Eccentric Annuli.'
International Seminar on Heat Transfer in Liquid Metals.
Trogir/Jugoslawien, September 6-11, 1971
- [8] Malang, S., K. Rust:
'RELAX - Ein FORTRAN-Programm zur numerischen Bestimmung von Temperaturfeldern mittels der Relaxationsmethode der Thermodynamik.'
KFK-1053, September 1969
- [9] Snyder, W.T.:
'An Analysis of Slug Flow Heat Transfer in an Eccentric Annulus.'
A.I.Ch.E. Journal, Vol.9, No.4 (1963), 503-506
- [10] Yu, W.S., O.E. Dwyer:
'Heat Transfer to Liquid Metals Flowing Turbulently in Eccentric Annuli-I.'
Nucl.Sci. Engng. 24 (1966), 105-117
- [11] Yu, W.S., O.E. Dwyer:
'Heat Transfer to Liquid Metals Flowing Turbulently in Eccentric Annuli-II.'
Nucl.Sci. Engng. 27 (1967), 1-9
- [12] Dwyer, O.E., H.C. Berry:
'Effects of Cladding Thickness and Thermal Conductivity on Heat Transfer to Liquid Metals Flowing In-Line Through Bundles of Closely Spaced Reactor Fuel Rods.'
Nucl.Sci. Engng. 40 (1970), 317-330

- [13] Möller, R., H. Tschöke:
'Theoretische Untersuchungen zur Wandtemperatur-
messung an simulierten Brennstäben für thermo-
dynamische Experimente in Natrium.'
KFK-1555, April 1972
- [14] Malang, S., K. Rust, H. Tschöke:
'The Influence of Heating Method and Rod Eccentrici-
ty on the Measurement in Sodium Experiments.'
International Seminar on Heat Transfer in Liquid
Metals.
Trogir/Jugoslawien, September 6-11, 1971
(Publikation erfolgt durch Pergamon Press im
August 1972 in der Serie Heat-Mass-Transfer)



ϕ

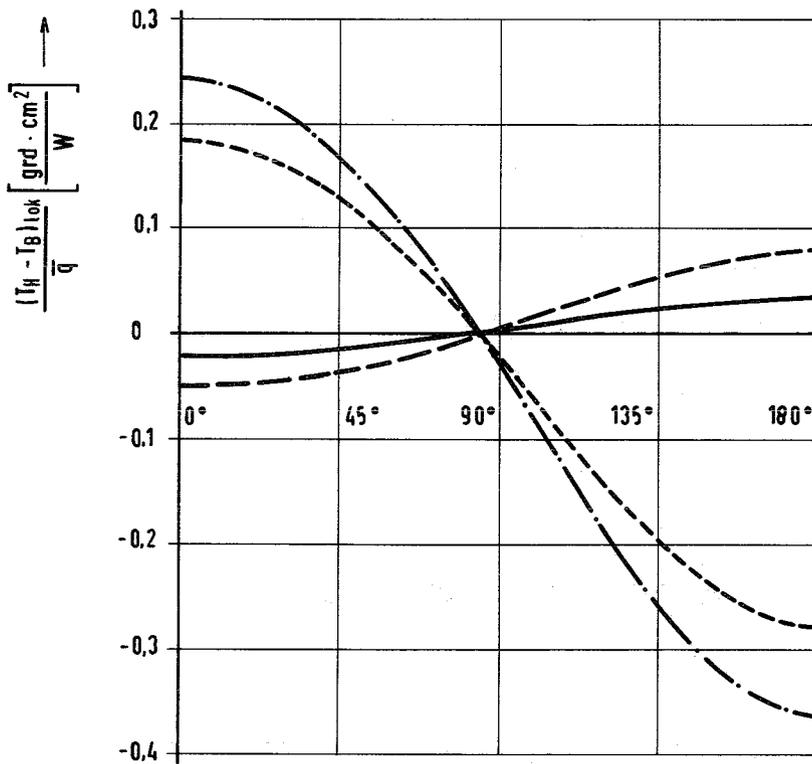


Exzentrizität $e = 0,2727$

Radienverhältnis $r/R = 0,666$

ϕ

Abb. 1 Azimutaler Verlauf der normierten Temperatur und der normierten Wärmestromdichte an der äußeren Hüllrohroberfläche eines natriumgekühlten Brennstabes im exzentrischen Ringraum



- Wandstärke der
Edelstahlhülle 0,5 mm
- Wärmestrom an der inneren
Oberfläche des Hüllrohres
konstant.
 - - - Wärmestrom an der äußeren
Oberfläche des Hüllrohres
konstant.
 - · - - Temperatur an der inneren
Oberfläche des Hüllrohres
konstant.
 - · · Temperatur an der äußeren
Oberfläche des Hüllrohres
konstant.

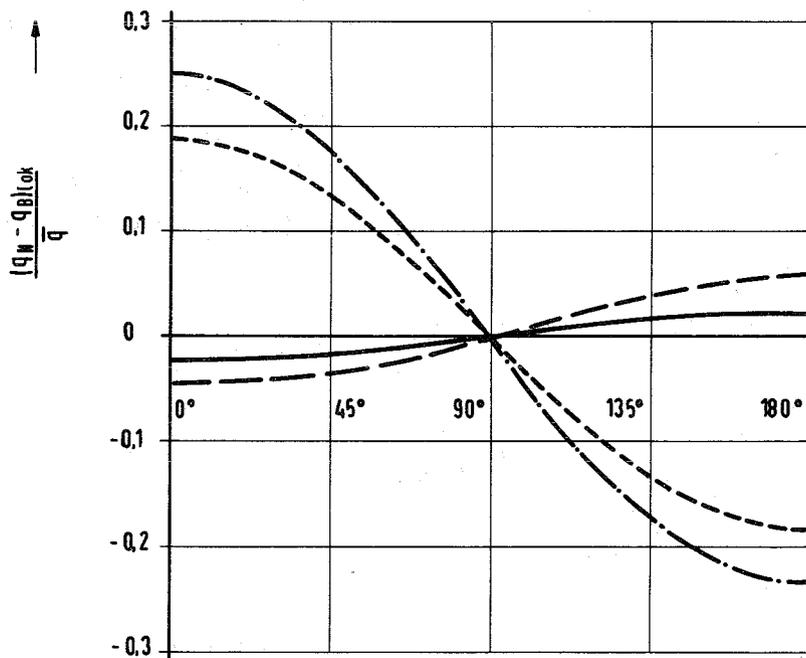


Abb. 2 Vergleich verschiedener theoretischer Modelle mit einem Brennstab

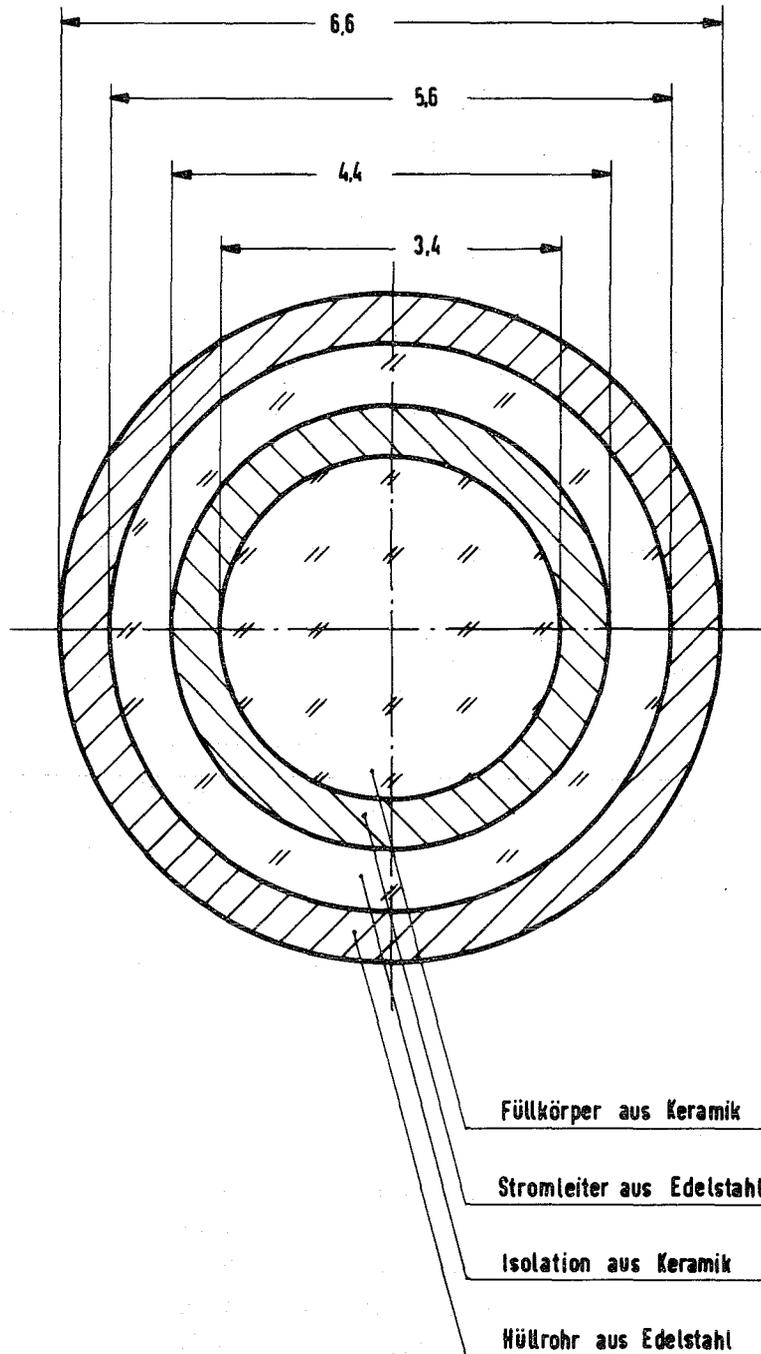
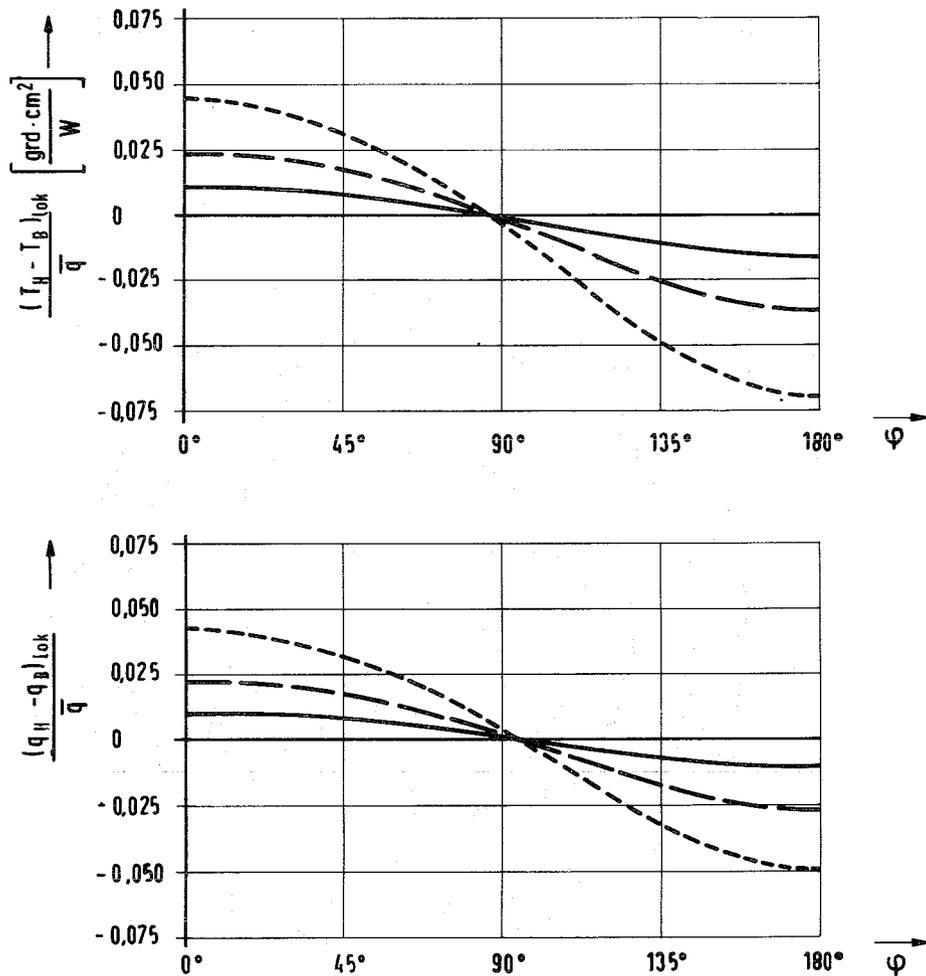
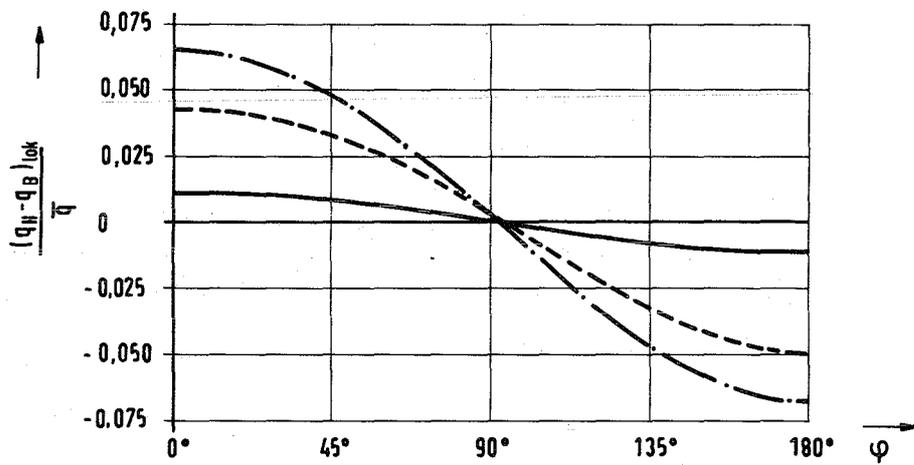
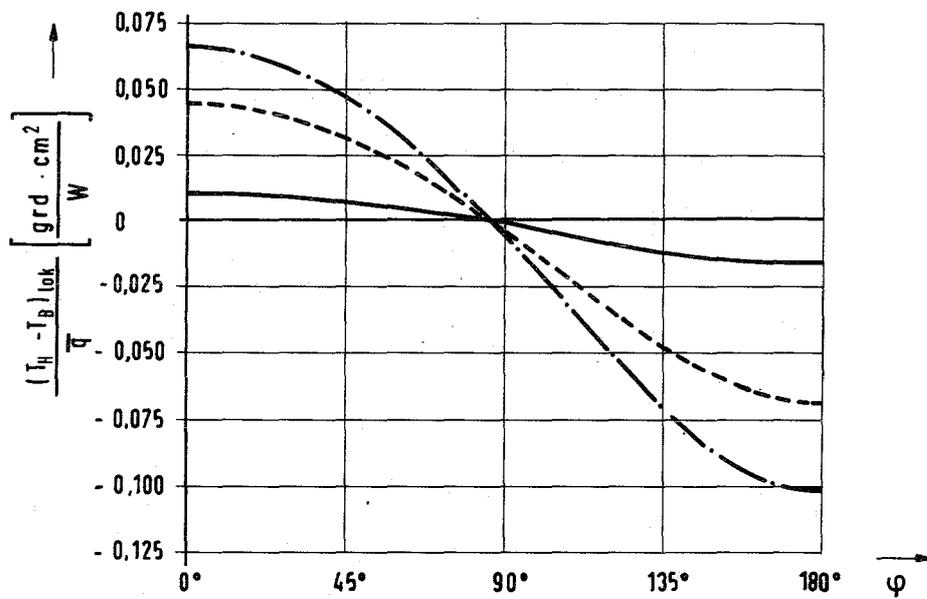


Abb. 3 Querschnitt durch einen indirekt elektrisch beheizten Stab mit rohrförmigem Stromleiter



Stabdurchmesser	0,6 mm
Hüllwandstärke	0,5 mm
Hüllmaterial	Incoloy 800
Stromleiterwandstärke	0,5 mm
Stromleitermaterial	Incoloy 800
Füllkörpermaterial	Mg O
————— MgO - Isolation	0,6 mm
----- BN - Isolation	0,6 mm
- · - · - BN - Isolation	0,1 mm

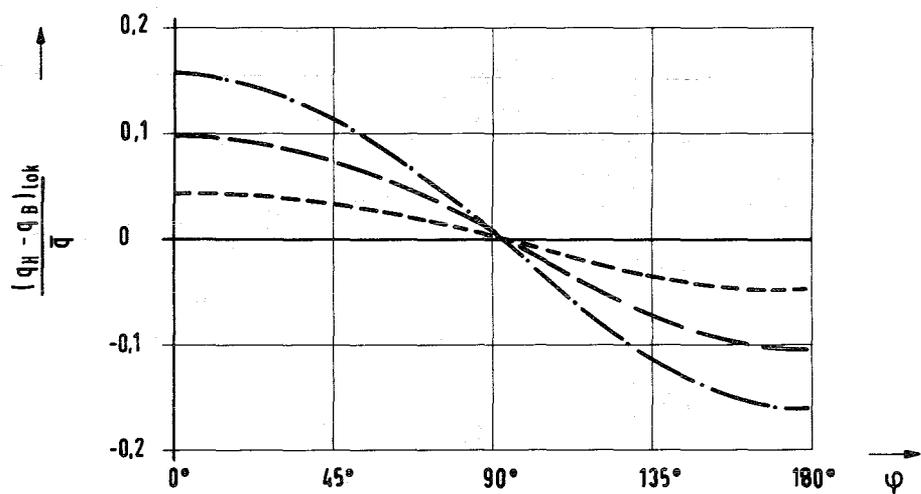
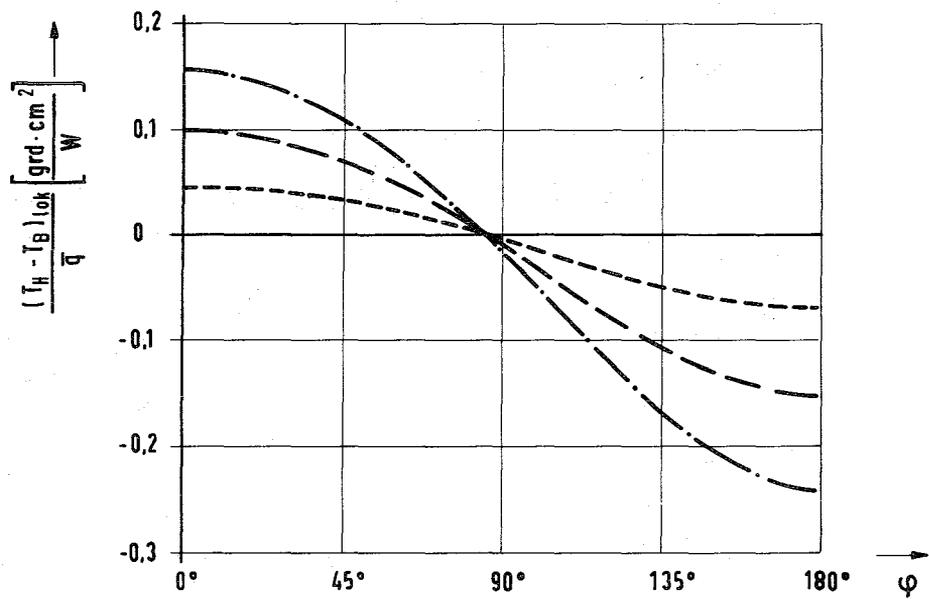
Abb. 4 Einfluß des Isolationsmaterials und der Isolationsstärke auf den Vergleich Heizstab - Brennstab



Stabdurchmesser 6.6 mm
 Hüllwandstärke 0.5 mm
 Hüllmaterial Incoloy 800
 Isolationsstärke 0.6 mm
 Stromleiterwandstärke 0.5 mm
 Stromleitermaterial Incoloy 800

— Füllkörpermaterial MgO, Isolator MgO
 - - - Füllkörpermaterial MgO, Isolator BN
 - · - Füllkörpermaterial BN, Isolator BN

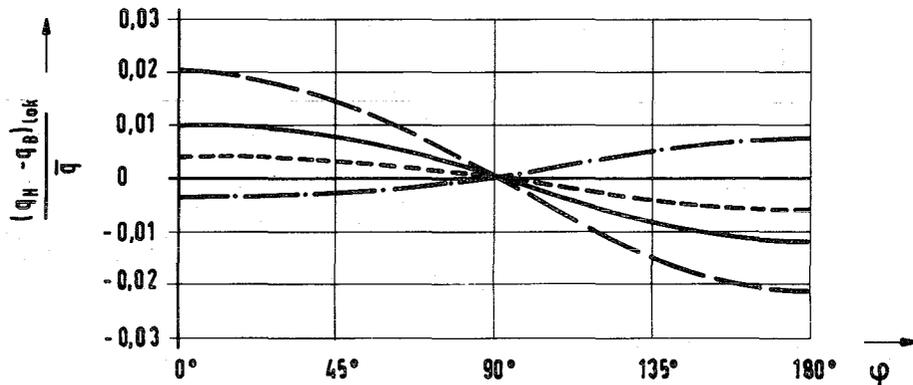
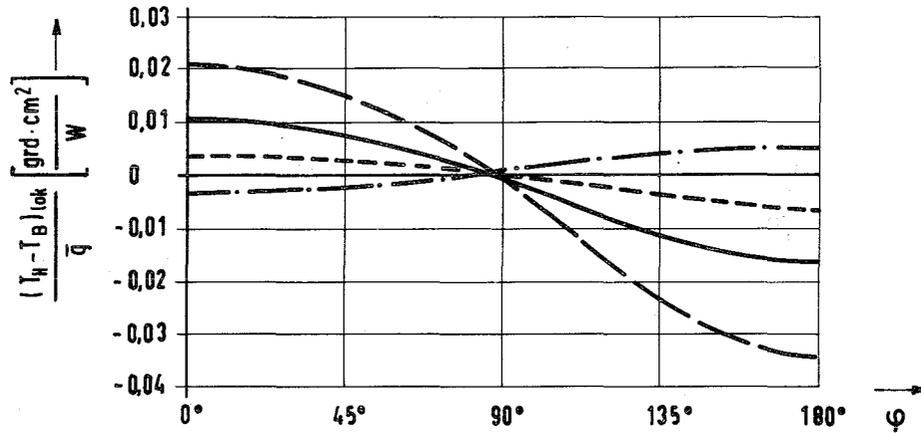
Abb. 5 Einfluß des Füllkörpermaterials auf den Vergleich Heizstab-Brennstab



Stabdurchmesser 6,6 mm
 Hüllwandstärke 0,5 mm
 Isolationsschichtstärke 0,6 mm
 Isolator BN
 Stromleiterwandstärke 0,5 mm
 Füllkörpermaterial MgO

- - - - Hüllmaterial Incoloy 800, Stromleitermaterial Incoloy 800
 - - - - Hüllmaterial Tantal, Stromleitermaterial Tantal
 - - - - Hüllmaterial Kupfer, Stromleitermaterial Incoloy 800

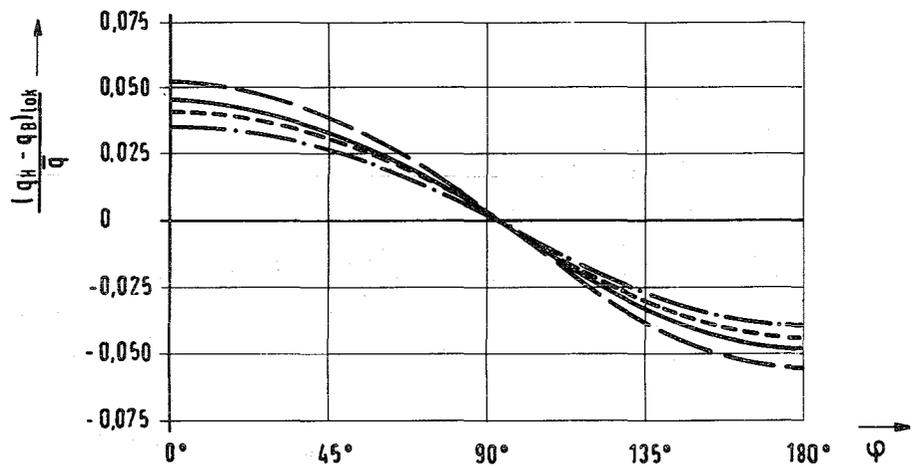
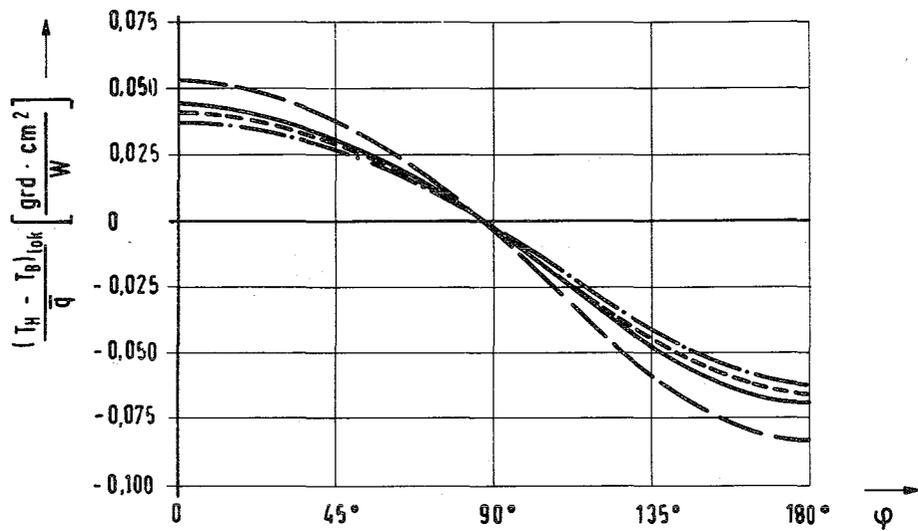
Abb. 6 Einfluß des Hüllmaterials auf den Vergleich Heizstab - Brennstab



Stabdurchmesser 6,6 mm
 Hüllmaterial Incoloy 800
 Isolationsschichtstärke 0,6 mm
 Isolator MgO
 Stromleiterstärke 0,5 mm
 Stromleitermaterial Incoloy 800
 Füllkörpermaterial MgO

——— Hüllwandstärke 0,8 mm
 ——— Hüllwandstärke 0,5 mm
 - - - Hüllwandstärke 0,3 mm
 - · - Hüllwandstärke 0,1 mm

Abb. 7 Einfluß der Wandstärke des Hüllrohres eines MgO-isolierten Heizstabes auf den Vergleich Heizstab - Brennstab



Stabdurchmesser 6.6 mm
 Hüllmaterial Incoloy 800
 Isolationsschichtstärke 0.6 mm
 Isolator MgO
 Stromleiterstärke 0.5 mm
 Stromleitermaterial Incoloy 800
 Füllkörpermaterial MgO

--- Hüllwandstärke 0.8 mm
 — Hüllwandstärke 0.5 mm
 - - - Hüllwandstärke 0.3 mm
 - · - Hüllwandstärke 0.1 mm

Abb. 8 Einfluß der Wandstärke des Hüllrohres eines BN-isolierten Heizstabes auf den Vergleich Heizstab - Brennstab

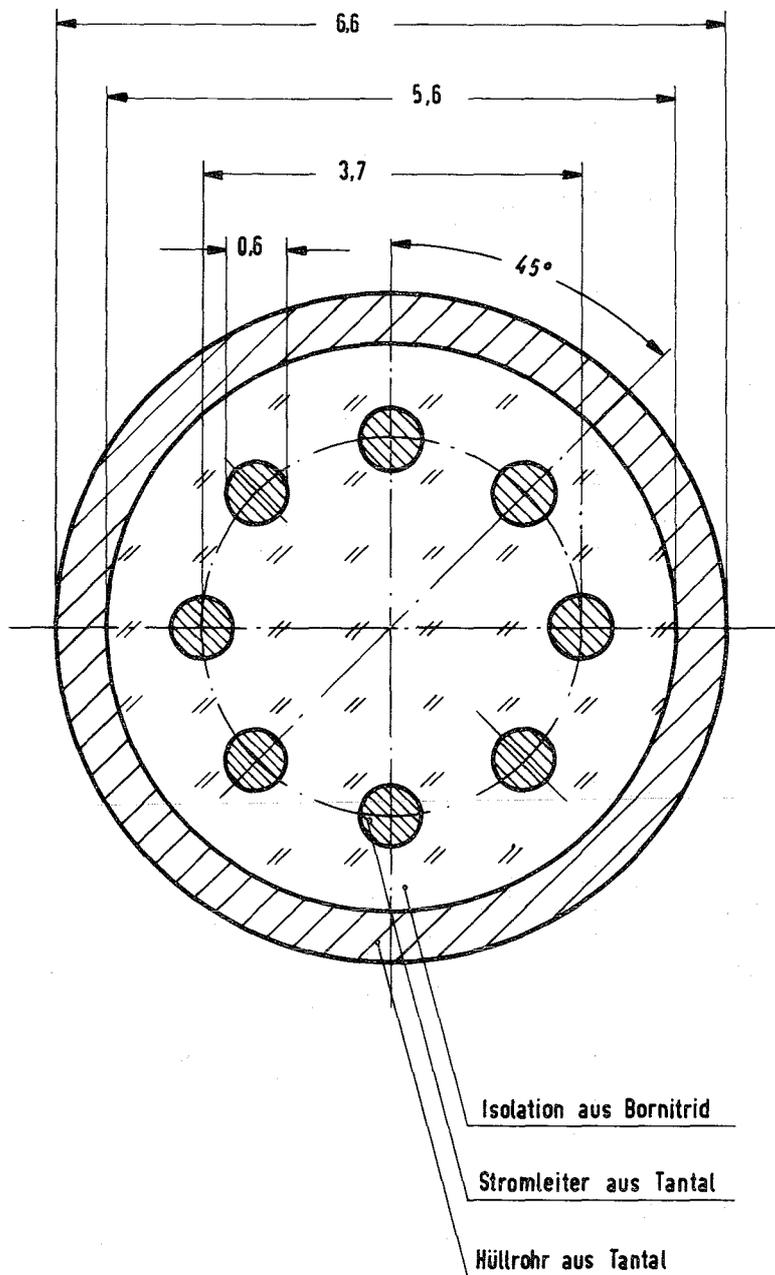
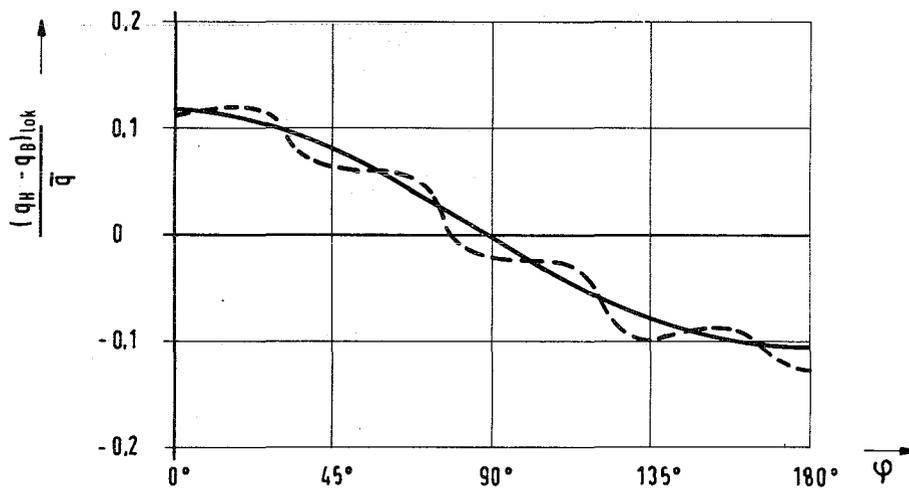
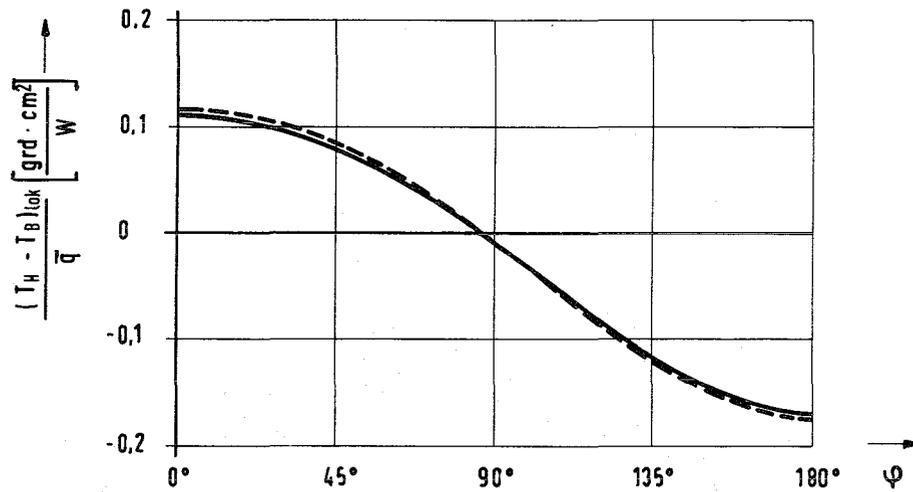


Abb. 9 Querschnitt durch einen indirekt elektrisch beheizten Stab mit drahtförmigen Stromleitern



Stabdurchmesser	6,6mm
Hüllwandstärke	0,5mm
Hüllmaterial	Tantal
Isolator	BN
Stromleitermaterial	Tantal

———— Stromleiter 1 Rohr, Stromleiterwandstärke 0,5 mm
 Isolationsschichtstärke 0,6mm, Füllkörpermaterial MgO
 - - - - - Stromleiter 8 Drähte, Stromleiterdurchmesser 0,6 mm

Abb. 10 Vergleich eines Heizstabes mit rohrförmigem Stromleiter und eines Heizstabes mit drahtförmigen Stromleitern mit einem Brennstab.

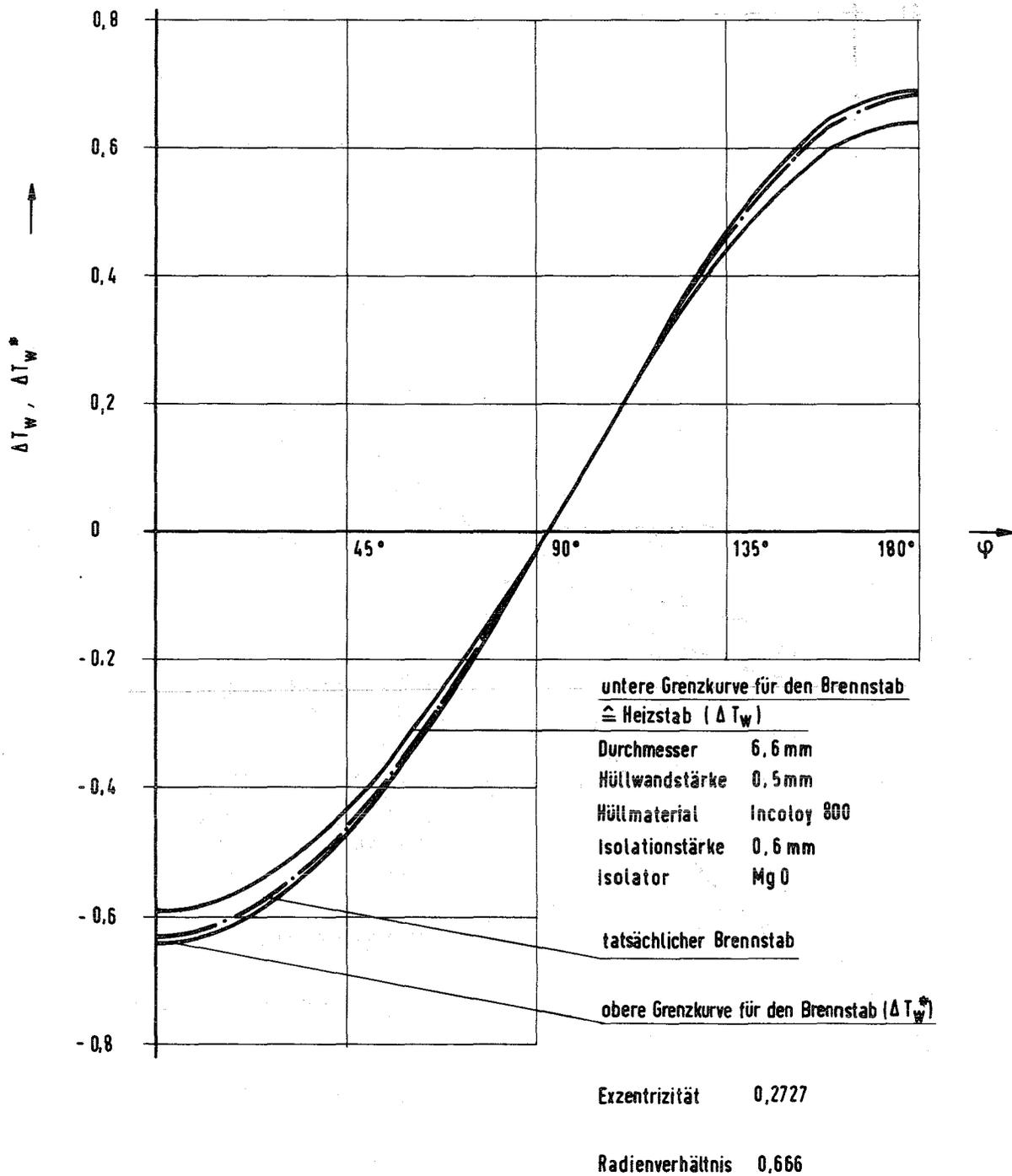


Abb.11 Vergleich eines MgO -isolierten Heizstabes mit dem Brennstab nach der Methode von USHAKOV

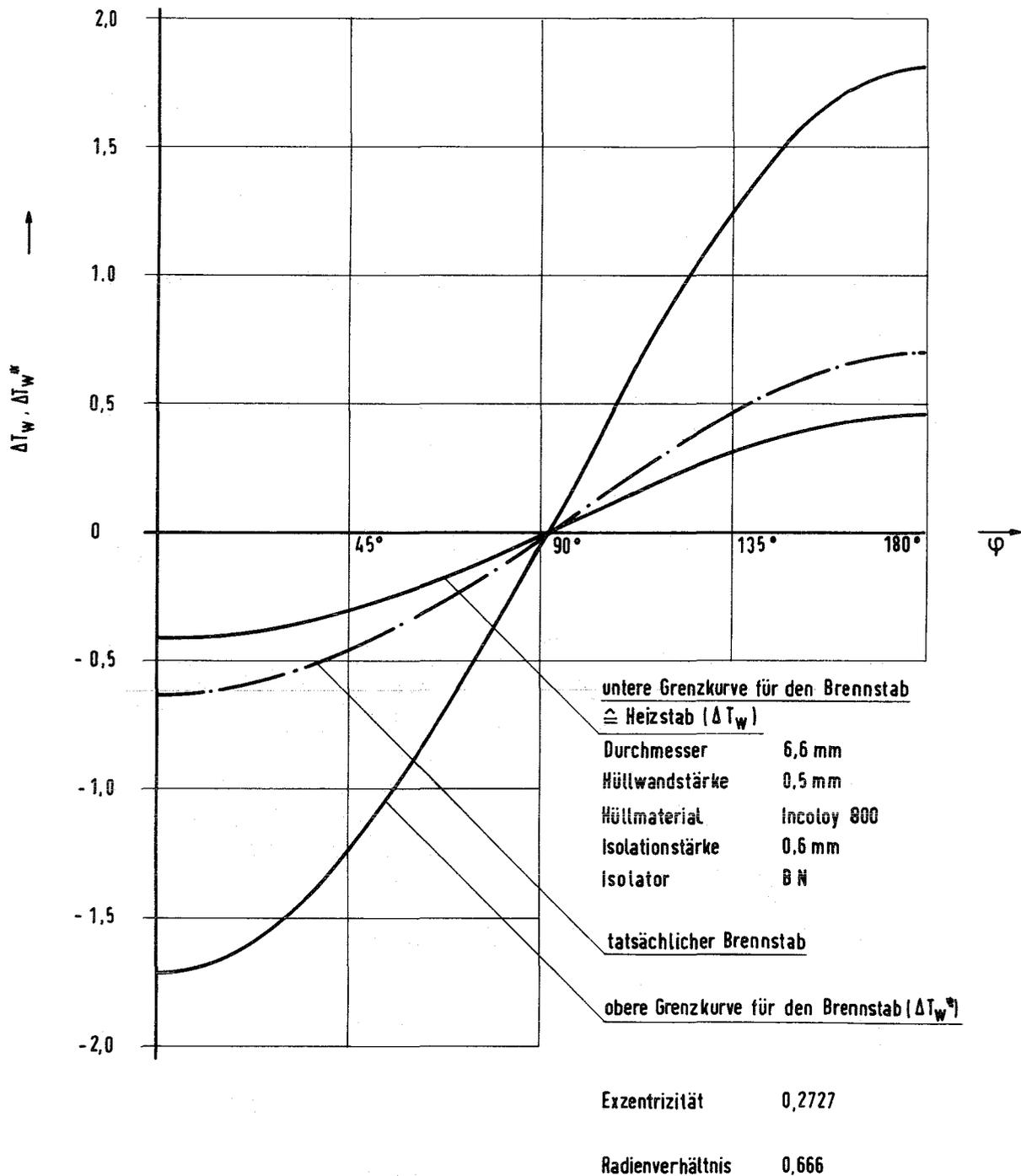
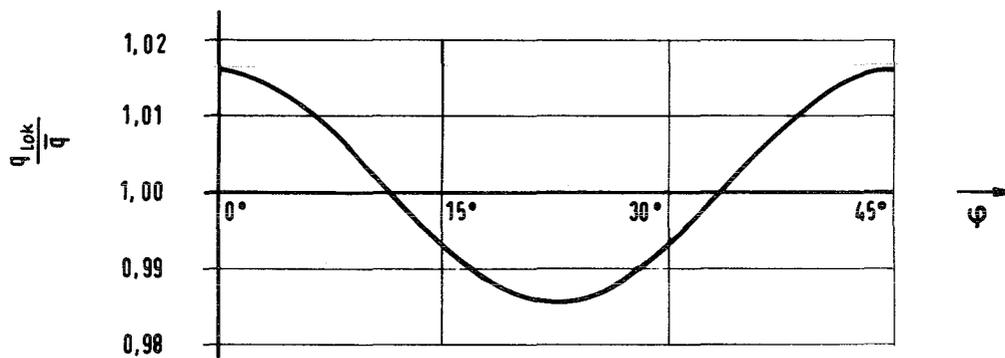
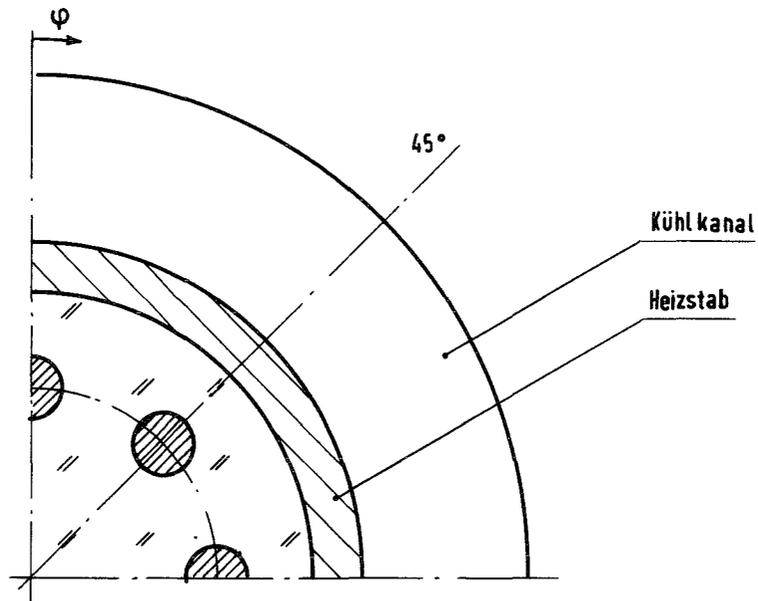


Abb.12 Vergleich eines BN -isolierten Heizstabes mit dem Brennstab nach der Methode von USHAKOV



Heizstab aus Abb. 9 zentrisch in einem Kühlkanal angeordnet

Kanaldurchmesser 9,9 mm

Kontaktzahl $\left\{ \begin{array}{l} \text{Stromleiter - Isolator} \\ \text{Isolator - Hüllrohr} \end{array} \right. 25,0 \text{ W / (cm}^2 \cdot \text{grad)}$

Abb.13 Azimutaler Verlauf der normierten Wärmestromdichte an der äußeren Hüllrohroberfläche eines Heizstabes mit drahtförmigen Stromleitern

