

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

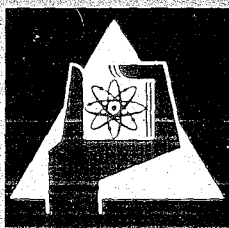
September 1969

KFK 1028
EUR 4304 d

Institut für Reaktorbauelemente
Institut für Material- und Festkörperforschung

Experimentelle Untersuchungen des Druckverlustes und des Langzeit-
verhaltens der Abstützstellen an einem Modell-Brennelement aus
Incoloy 800-Rohren mit sechs integralen Wendelrippen als
Abstandshalter in einer isothermen Heißdampfströmung

H. Hoffmann, G. Hofmann, S. Leistikow



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

August 1969

KFK 1028

EUR 4304 d

Institut für Reaktorbauelemente

Institut für Material- und Festkörperforschung

Experimentelle Untersuchungen des Druckverlustes und des Langzeitverhaltens der Abstützstellen an einem Modell-Brennelement aus Incoloy 800-Rohren mit sechs integralen Wendelrippen als Abstandshalter in einer isothermen Heißdampfströmung.

von

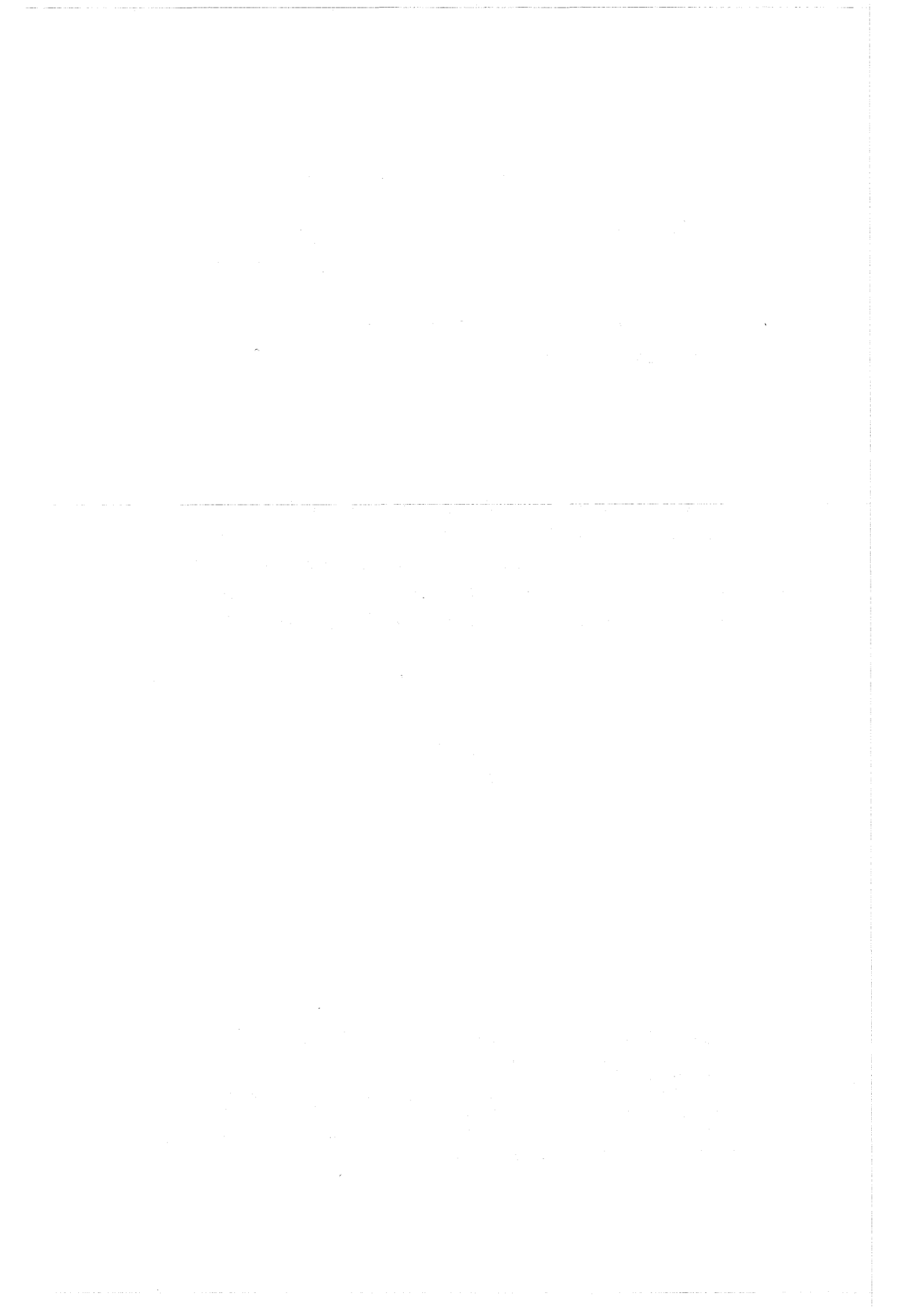
H. Hoffmann

G. Hofmann

S. Leistikow

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG MBH., KARLSRUHE

Diese Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren durchgeführt.



Inhalt:

Für die Brennelemente Schneller Brutreaktoren mit kleinem Kühlmittelanteil stehen Hüllrohre aus Incoloy 800 mit integralen Wendelrippen als Abstandshalter zur Diskussion. Um den Druckverlust sowie das Betriebsverhalten an den Abstützstellen von Brennstäben mit solchen Hüllrohren zu bestimmen, wurde ein 37-Stabbündel in Brennelementkästen verschiedener Schlüsselweiten während 2 x 500 Stunden Betriebszeit in einer isothermen Heißdampfströmung bei einer Temperatur von 505° C und einem Druck von 130 atü sowie Reynoldszahlen von $Re \leq 230\ 000$ untersucht. Die materialkundliche Versuchsauswertung wurde durch Anwendung gravimetrischer, metallographischer und profilometrischer Verfahren vorgenommen.

Wir danken den Herren E. Baumgärtner, A. Huenlich, O. Jacobi und J. Vasarhelyi für ihre Mitarbeit.

<u>Inhaltsverzeichnis:</u>	Seite
1. Einführung	2
2. Aufgabenstellung	3
3. Testelement und -Kreislauf	7
4. Durchführung und Auswertung des Versuches	
4.1 Dauerversuch	12
4.2 Druckverlustmessung	13
4.3 Nachuntersuchungen an Einzelstäben	19
5. Versuchsergebnisse	
5.1 Druckverlust-Untersuchungen	20
5.2 Materialkundliche Untersuchungen	21
6. Zusammenfassung	27
Anhang 1	29
Anhang 2	33
Nomenklatur	39
Literaturverzeichnis	41
Tabellen und Abbildungen	

1. Einführung

Als Abstandshalter für die Brennelemente Schneller Brutreaktoren sind wabenartige Gitter und wendelförmig an den Brennstäben angebrachte Drähte oder Rippen verwendbar. Wabenartige Gitter verursachen in Brennelementen mit kleinen Brennstabdurchmessern und kleinem Kühlmittelanteil einen hohen Druckverlust und sind fertigungstechnisch kaum mehr zu verwirklichen [1]. Daher kommen nur wendelförmige Abstandshaltertypen in Frage.

Wendeldrähte bilden besondere Bauelemente und müssen in speziellen Fertigungsverfahren am oberen und unteren Stabende fixiert werden. Im Stabverband stützt sich der Wendeldraht unmittelbar auf der Rohroberfläche benachbarter Stäbe ab. Wendelrippen sind integraler Bestandteil des Hüllrohres und fertigungstechnisch mit diesem in einem Arbeitsgang herstellbar. Benachbarte Stäbe stützen sich an den Rippenköpfen der Hüllrohre ab. Die für die Brennelemente Schneller Brutreaktoren charakteristischen dünnen Hüllrohrwände der Stäbe werden daher nicht vom Abstandshalter berührt und bei relativ zueinander bewegten Brennstäben bleibt ein möglicher mechanischer Metallabtrag auf die Rippenköpfe beschränkt. Dieser sollte relativ klein sein, da die Abstützstellen am Rippenkopf Stellen geringster Temperatur am Hüllrohrumfang sind [2].

Innerhalb des Forschungs- und Entwicklungsprogrammes an dampfgekühlten Schnellen Brutreaktoren wurden in Zusammenarbeit mit der Firma Mannesmann AG, Düsseldorf, Brennelementhüllrohre mit 6 gleichmäßig am Umfang verteilten Wendelrippen als Abstandshalter entwickelt. Die Nennabmessungen dieser Rohre betragen:

Außendurchmesser:	7,0 mm
Wandstärke:	0,4 mm
Rippenhöhe:	0,6 mm
Rippenkopfbreite:	0,6 mm
Rippensteigung:	600 mm

Die im folgenden beschriebenen Versuche zur Erprobung dieser Rohre im Bündelverband wurden mit ausgewählten Rohren der ersten Lieferung durchgeführt.

2. Aufgabenstellung

Die Probleme der Geometrie und Anordnung wendelförmiger Abstandshalter für Brennelemente Schneller Brutreaktoren wurden allgemein in [3] beschrieben. Danach sind Hüllrohre mit 3 und 6 integralen Wendelrippen und Kombinationen davon möglich um gleichmäßige gegenseitige Abstützungen in axial äquidistanten Abstützebenen des Bündels zu erreichen. Das 3-Rippenrohr besitzt weniger Strukturmaterial und im Verband günstigere thermo- und hydrodynamische Eigenschaften als das 6-Rippenrohr. Hinsichtlich des Brennelementaufbaues hat es jedoch Nachteile gegenüber einem 6-Rippenrohr. So sind an den Randstäben eines Brennelementes ohne besondere Vorkehrungen Fehlstellen vorhanden, wo keine Abstützungen benachbarter Stäbe vorliegen. Weiterhin ist in einem Bündel aus 3-Rippenrohren bei größeren Steigungstoleranzen eine Berührung Rippe - Hüllrohrwand möglich, was bei 6 Rippenrohren im Bereich der sinnvollen Abmessungen nicht eintreten kann.

Die Abmessungen der Stäbe eines Brennelementebündels unterliegen fertigungsbedingten Toleranzen. Diese können sich im Bündel addieren und zu einem Versatz (Verschie-

bungen aus der Lage im regelmäßigen Stabverband) der Stäbe führen. Hierbei spielen neben der Größe des Bündels die Toleranzen des Rippenkopfdurchmessers, des Brennelementkastens sowie der Rippensteigung eine Rolle. Die Steigungstoleranz ist besonders wichtig, denn wenn der Unterschied der Rippensteigungen benachbarter Stäbe eine bestimmte Größe überschreitet, ist aufgrund des Auswanderns des gemeinsamen Abstützpunktes aus der Verbindungsgeraden der Stabmittelpunkte eine Annäherung benachbarter Stäbe möglich.

Die Größe der Annäherung (Änderung des Stabmittlenabstandes) kann durch folgende Gleichung beschrieben werden:

$$\Delta p = p(1 - \cos \frac{\varnothing}{2} - \frac{b}{p} \sin \frac{\varnothing}{2}) \quad (1)$$

Die Größen und Randbedingungen dieser Gleichung gehen aus Anhang 1 hervor.

Weichen die Rippensteigungen benachbarter Stäbe nur wenig voneinander ab, so führt dies zunächst nur zu einer Verkürzung der gemeinsamen Abstützlinie bis auf einen Punkt, der auf dem Rippenkopfrand liegt, wobei die Abstützstelle auf der Verbindungsgeraden der Stabmittelpunkte bleibt und noch keine Änderung des Stabmittlenabstandes ermöglicht (siehe Anhang 1). So ergibt sich bei einer für den dampfgekühlten Schnellen Brutreaktor realistischen Bündellänge von 2000 mm und den hier diskutierten Hüllrohrabmessungen nach Gleichung (1) kein Auswandern aus der Verbindungsgeraden, wenn die Rippen mit einer Toleranz von $\pm 6,0$ mm vor bzw. hinter jeder rechnerischen Abstützebene (diese liegen für ein 6-Rippenrohr mit 600 mm Rippensteigung in axial äquidistanten Abständen von 100 mm) ihre Abstützlage erreichen.

Dieser Toleranzforderung genügen:

- Rippenrohre, deren Steigungstoleranz vom Stabanfang bis zu jeder beliebigen Stabstelle im Bereich $\leq \pm 6,0$ mm liegt
- Rippenrohre, deren Steigungstoleranz pro Steigungshöhe (hier 600 mm) $\leq \pm 1,75$ mm beträgt.

Ist ein Stabversatz durch Rippensteigungstoleranzen nicht zu erwarten, so müssen bei der Bündelkonstruktion im wesentlichen nur die Toleranzen von Rippenkopfdurchmesser und Bündelkasten, sowie die Sicherheitszuschläge für Brennstoff- und Hüllmaterialschwelen beachtet werden.

Aus der Summe der Toleranzen ergeben sich das mittlere Spiel zwischen benachbarten Brennstäben sowie die maximalen hypothetischen Gitterverschiebungen im Bündel. Letztere werden wesentlich durch die Größe des Bündels bestimmt.

Folgende Hüllrohr-Toleranzen scheinen aus fertigungstechnischen Gesichtspunkten möglich:

- Toleranz des Rippenkopfdurchmessers: $\pm 0,02$ mm
- Toleranz der Schlüsselweite des Brennelementkastens: $\pm 0,2$ mm
- Toleranz der Rippensteigung pro Steigungslänge (angestrebt): $\pm 2-3$ mm
- freies Spiel zweier benachbarter Stäbe zur Berücksichtigung von Brennstoff- und Hüllmaterialschwelen: $\pm 0,02 - 0,04$ mm

Unter Berücksichtigung dieser Toleranzen sind in einem Brennelement aus einigen hundert Stäben, wie es für den Einsatz im dampfgekühlten Schnellen Brutreaktor zur Diskussion steht, maximale hypothetische Gitterverschiebungen von etwa 2,2 - 2,5 mm möglich und das mittlere Spiel zwischen benachbarten Brennstäben beträgt rund 0,1 mm. Beide Faktoren können das Verhalten der Abstützstellen der Rippenrohre im Betrieb beeinflussen, d.h. Anlaß zu Schwingungen geben und Materialabtragungen an den Abstützstellen hervorrufen.

Der durchgeführte Langzeitversuch im Heißdampf diente der Untersuchung dieser Materialabtragung an den Abstützstellen. Die qualitative Beurteilung nach dem Versuch sollte durch quantitative Messungen der Reib- und Korrosionseffekte am beanspruchten Incoloy 800-Hüllmaterial ergänzt werden:

- gravimetrische Kontrolle der Gewichtsänderung jedes Stabes während und nach dem Einsatz,
- lichtmikroskopische Überprüfung der gesamten Stablänge und Photographie verschiedener mechanisch beanspruchter Auflagestellen in geringer Vergrößerung,
- Herstellung von Hüllrohr-Querschliffen im Bereich erkennbarer Reibstellen, metallographische Untersuchung und Photographie der mechanisch und chemisch beanspruchten Metalloberfläche in hoher Vergrößerung,
- profilometrische Untersuchungen der markantesten Auflagestellen auf den Wendelrippen in einer parallel zur Rohrachse orientierten Abtastrichtung,
- chemische Entzunderung des korrodierten Materials und gravimetrische Bestimmung des Metallverlustes nach Abschluß des Heißdampf-Versuches.

Die uns bekanntgewordenen Untersuchungen des Druckverlustes in Stabbündeln wurden in Luft und Wasser durchgeführt (zusammengefasst in [3] und [4]), wobei die Geometrien von der des dampfgekühlten Brutreaktorkonzeptes

abwichen. Daher wird im durchgeführten Versuchsprogramm eine Druckverlustmessung an einem Brennelement aus Hüllrohren der Original-Geometrie vorgenommen und gleichzeitig die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus Luftversuchen [5] auf Heissdampf geprüft.

3. Testelement und -Kreislauf

An einem 37-Stabbündel aus 6-Rippen-Rohren wurde ein isothermer Heissdampfversuch über 2 x 500 Stunden durchgeführt. Die Rohre bestanden aus Incoloy 800 und wiesen eine grosse Rippensteigungstoleranz auf.

Das untersuchte Bündel ist in Abb. 1 in ausgebautem Zustand zusammen mit dem Brennelementkasten photographisch dargestellt. Abb. 2 zeigt den Querschnitt, Abb. 3 den Längsschnitt eines Einzelstabes. Seine Abmessungen betragen:

Innendurchmesser:	6,2 mm \pm $\begin{matrix} 0,05 \\ 0 \end{matrix}$ mm
Wandstärke:	0,4 mm \pm $\begin{matrix} 0 \\ 0,05 \end{matrix}$ mm
Rippenkopfdurchmesser:	8,16 mm \pm 0,02 mm
Rippenhöhe:	0,58 mm
Rippenkopfbreite:	0,51 mm
Rippenfussbreite:	1,2 mm
Steigungshöhe der Wendelrippen	600 mm \pm 30 mm
Anordnung der 6 Rippen:	gleichmässig am Umfang
Stablänge insgesamt:	1568,5 mm
Hüllrohrlänge berippt:	1485 mm
Nenn-Abstützlänge:	100 mm
Hüllrohrmaterial:	Cr Ni-Stahl, Typ Incoloy 800

Zusammensetzung:

C	Cr	Ni	Fe	Mn	
0,024	20,89	31,32	45,58	1,31	%
Co	Ti	Al	Si	Cu	
0,02	0,15	0,20	0,44	0,05	%

Zustand:

- 1) Anlieferungszustand (mit restlicher Kaltverformung im Bereich der Rippenköpfe und Rippenflanken), sorgsam gereinigt;
- 2) im Anlieferungszustand, nach Wärmebehandlung in Inertgas bei 850 °C während 1 Stunde, sorgsam gereinigt.

Gefüge:

gleichmässig feinkörnig, ASTM 6-7 (Abb. 14)

Die geforderten Rippen-Steigungstoleranzen von $\leq \pm 2$ mm konnten mit den bisherigen Rohr-Fertigungsverfahren noch nicht eingehalten werden. Sie variierten vielmehr in einem recht grossen Bereich, der bei 600 mm Steigungshöhe ± 30 mm, in einzelnen Fällen bis zu ± 80 mm betrug.

Unter Punkt 2 wurde gezeigt, dass für ein Reaktorbrennelement von etwa 397 Stäben mit einem mittleren freien Spiel der Stäbe von 0,1 mm und mit einer maximalen hypothetischen Gitterverschiebung von 2,2 bis 2,5 mm zu rechnen ist. Das Verhältnis des mittleren Spieles zur maximalen Gitterverschiebung ist von der Stabzahl abhängig. Um die genannten Werte für das Spiel und die Gitterverschiebung auch in dem Versuchsbündel von

37 Stäben zu ermöglichen, war der Versuch in zwei Abschnitte mit Brennelementkasten verschiedener Schlüsselweite unterteilt. Im ersten Abschnitt betrug die Schlüsselweite $50,5 \pm 0,1$ mm, so dass nach [3] das mittlere freie Spiel dem des Reaktorbrennelementes von 397 Stäben entsprach. Im zweiten Abschnitt war die Schlüsselweite auf $51,5 \pm 0,1$ mm vergrössert, so dass im Versuchsbündel die maximale hypothetische Gitterverschiebung des Reaktorbrennelementes möglich wurde, wobei zugleich ein gegenüber dem ersten Abschnitt wesentlich vergrössertes mittleres Spiel entstand. Die Zahlenwerte des mittleren Spieles und der maximalen Gitterverschiebung im Versuchsbündel sind denen im Reaktorbündel in Tab. 1 gegenübergestellt.

Damit ist es möglich, die Ergebnisse der vorliegenden Untersuchungen unmittelbar auf grössere Bündel zu übertragen, sofern für diese Bündel die in Tab. 1 angegebenen Toleranzen verwirklicht werden, was fertigungstechnisch möglich ist.

Die Abmessungen der Brennstäbe im Versuchsbündel sind mit denen der ENEA-Studie über dampfgekühlte Schnelle Brutreaktoren [6] vergleichbar. Die Stäbe waren zur Simulierung des Brennstoffes mit Stahlpellets gefüllt (Abb. 3). Die "aktive Brennstablänge" betrug 1080 mm. Am unteren Stabende befand sich ein Spaltgasplenum von $388 + 15$ mm Länge. Zur Halterung der Stahlpellets diente eine Feder und eine Distanzhülse im Plenum. Die Hüllrohre waren an beiden Enden durch eingeschweisste Stopfen verschlossen. Dadurch war die Hülle während des Versuches durch einen Differenzdruck von der Grösse des Kühlmitteldruckes (etwa 135 kg/cm^2) belastet. Am unteren Ende waren die Stäbe in einer Gitterplatte verschraubt. Am oberen Ende wurden sie von Stegblechen gehalten, die die individuelle axiale Ausdehnung ermöglichten und die Stäbe, deren Abstandshalter sich dort in exakter Abstützlage (Abb. 4 für einen Bündelausschnitt) befanden, gegen Verdrehen sicherten.

Bei Rohren ohne Steigungstoleranzen wiederholen sich diese Abstützlagen in axial gleichen Abständen von 100 mm. Die vorliegenden Rohre hatten Steigungstoleranzen, welche die einwandfreie, äquidistante Abstützung beeinträchtigen.

Die freien Strömungsquerschnitte an der Gitterplatte und zwischen den Stegblechen waren grösser als jene im Bündel, um den Druckabfall in diesen Bauteilen gering zu halten. In Abb. 5 ist das Bündel mit der unteren Gitterplatte, in Abb. 6 mit den Schlitzen für die oberen Stegbleche photographisch wiedergegeben.

Der Aufbau des Bündels und sein Einbau im Führungsrohr ist aus Abb. 7 zu ersehen. Zur Bestimmung der Druckdifferenzen im Bündel waren am Brennelementkasten Ringkammern mit je 6 Druckmessbohrungen von 1 mm Durchmesser angebracht.

Der Versuch wurde in einer Hochdruck-Heissdampf-teststrecke untergebracht. Das Brennelement war auf einem Zwischenflansch im unteren Teil der Teststrecke befestigt, nach oben frei ausdehnbar und im oberen Teil abgestützt. Die Teststrecke hatte folgende Messeinrichtungen:

- Feinmessmanometer Kl. 0,6 zur Absolutdruckmessung,
- quecksilbergefüllte U-Rohrmanometer zur Differenzdruck- und Messstreckenwirkdruck-Messung,
- Mantelthermoelemente, zusammen mit einem Kompensationsdrucker zur Temperaturmessung,
- Druck und Wirkdruck an der Mengensmessstrecke wurden ausserdem in ein elektrisches Signal umgeformt und kontinuierlich aufgezeichnet.

Die Teststrecke und der sie versorgende Dampfkreislauf sind in Abb. 8 schematisch dargestellt.

Der Kreislauf besteht im wesentlichen aus folgenden Teilen:

Zwei Speisepumpen versorgen einen Besonkessel, der am Heißdampfverteiler bis zu 7,5 t/h Heißdampf von 150 atü und 520° C zur Verfügung stellt; der Teststreckendurchsatz wird, soweit er vom Kesseldurchsatz abweicht, durch ein Drosselventil und ein Bypaßventil geregelt und an einer Normdüse in der Vorlaufleitung gemessen; nach dem Durchströmen der Teststrecke wird der Heißdampf in einem Einspritzkühler gekühlt und in einer Reduzierstation, mit der der Systemdruck eingestellt wird, entspannt; über eine weitere Reduzierstation erreicht der Dampf den Kondensator und den Speisewasserbehälter des Kessels; die Kondensationswärme wird über einen Kühlturm an die Luft abgegeben.

Die Versuche wurden unter folgenden Betriebsbedingungen durchgeführt:

Heißdampftemperatur:	500 - 510° C
Heißdampfdruck:	
Einlaß Teststrecke:	ca. 140 atü
Auslaß Teststrecke:	ca. 130 atü
Heißdampfdurchsatz:	6,0 - 7,1 t/h
Mittlere Reynoldszahl im Bündel:	200 000 - 230 000
Strömungsrichtung:	aufwärts
Qualität des Speise- wassers:	Bensonqualität
Leitfähigkeit des Speisewassers:	0,5 - 0,9 µS/cm
Hydrazingehalt im Speisewasser im Mittel:	0,01 mg/Liter
pH-Wert	9,0 - 9,8

Mit diesen Betriebsbedingungen lassen sich die Temperaturverhältnisse an den Rippenoberflächen in Coremitte eines dampfgekühlten Schnellen Brüters angenähert simulieren. Dies ist aus Tab. 2 zu erkennen.

4. Durchführung und Auswertung des Versuches

4.1 Dauerversuch

Der Versuch wurde in zwei Abschnitten von etwa gleicher Dauer durchgeführt. Der zeitliche Ablauf ist in den Abbildungen 9 und 10 für die 2 x 500 Stunden Versuchszeit graphisch dargestellt, wobei Heissdampfdruck und -Durchsatz als Funktion der Zeit angegeben sind. Die kurzzeitigen Durchsatz- und Druckänderungen wurden durch die Druckverlustuntersuchungen oder durch Speisepumpenwechsel der Kesselanlage verursacht.

Eine längere Versuchsunterbrechung fand nach dem ersten Abschnitt statt, um eine eingehende Inspektion des Bündels durchzuführen. Dabei wurden 9 Stäbe mit zum Teil typischen und zum Teil besonders ausgeprägten, jedoch jeweils nur schwer erkennbaren Rippenberührungsstellen entfernt und einer eingehenden Untersuchung zugeführt. Diese Stäbe wurden durch neue ersetzt, von welchen 6 im Anlieferungs- und 3 in geglühtem Zustand eingesetzt wurden. Alle nicht ausgetauschten Stäbe behielten die ursprünglichen Positionen. (Abb. 11 und 12)

Im ersten Versuchsabschnitt waren die Rohre nach Abb. 11 in einem Sechskantrohr mit einer mittleren Schlüsselweite von $50,5 \pm 0,1$ mm angeordnet; im zweiten Abschnitt war die Schlüsselweite auf $51,5 \pm 0,1$ mm vergrößert.

4.2 Druckverlustmessungen

Im Verlauf des Dauerversuches wurde mehrmals der Durchsatz gedrosselt, um Druckverlustmessungen bei verschiedenen Re-Zahlen im Bereich zwischen 65000 und 220000 durchzuführen. Dabei wurden jeweils zwei benachbarte Druckmessebenen, deren Lage der der Ringkammern in Abb. 6 entspricht, über Ausgleichsgefässe auf ein Hochdruck-U-Rohrmanometer geschaltet; die Messleitungen zwischen den Druckentnahmestellen und den Ausgleichsgefässen waren isoliert und konnten entwässert werden.

Nach dem Ausgleich der Wasserspiegel in den Ausgleichsgefässen wurden jeweils folgende Grössen gleichzeitig gemessen:

- Durchsatz (Gaszustand und Wirkdruck an der Normdüse),
- Gaszustand (Druck und Temperatur) am Teststreckeneintritt,
- Differenzdruck über den Messabschnitt,
- statischer Druck am Eintritt in den Messabschnitt.

Jede Messung wurde mit einem zeitlichen Abstand von etwa 10 Minuten wiederholt.

4.2.1 Druckverlustbeiwert

Der Druckverlustbeiwert λ ist definiert als Proportionalitätsfaktor zwischen dem Reibungsdruckverlust in einem Kanalabschnitt von der Länge seines hydraulischen Durchmessers und dem Staudruck $\rho w^2/2$ der Strömung in diesem Kanal.

$$\Delta p = \lambda \frac{\ell}{d_h} \frac{\bar{p} \bar{w}^2}{2}$$

oder mit $\bar{w} = \frac{\dot{M}}{\rho F_{\text{frei}}}$

$$\lambda = \frac{2 d_h F_{\text{frei}}^2}{\ell} \frac{\Delta p}{M^2 \bar{v}} \quad (2)$$

Bei der Strömung kompressibler Medien enthält der Druckverlust, der zwischen zwei Kontrollflächen eines Kanales gemessen werden kann, neben dem Reibungsdruckverlust weitere Anteile, die sich durch die Änderung des Gaszustandes des strömenden Mediums innerhalb des Kontrollbereiches ergeben. Der Druckverlustbeiwert ist dann nach der im Anhang 2 abgeleiteten Gleichung (17) zu berechnen:

$$\Delta p = \frac{(p_1^2 - p_2^2) \cdot d_h \cdot F_{\text{frei}}^2}{M^2 \cdot \ell \cdot \bar{T} \left(\frac{\bar{p} \bar{v}}{\bar{T}} \right)} - \frac{2d}{\ell} \left(\frac{T_2 - T_1}{\bar{T}} + \ln \frac{p_1}{p_2} \right) \quad (17)$$

Im Anhang 2 wird gezeigt, daß der Druckverlustbeiwert sich im realisierten Bereich der Versuchsparameter um maximal 1,4% zu groß ergibt, wenn er nach Gl.(2) statt nach Gl.(17) berechnet wird. Da dieser Auswertefehler klein gegenüber der Meßunsicherheit ist, wurde zur Vereinfachung in der Versuchsauswertung der Meßwerte des zweiten Versuchsabschnittes die Gl.(2) benutzt. Die Druckverlustmessungen des ersten Versuchsabschnittes wurden wegen einer unkontrollierten Bypass-Strömung nicht ausgewertet.

Als charakteristischer Durchmesser des Strömungskanales wurde der hydraulische Durchmesser

$$d_h = \frac{4 F_{\text{frei}}}{U}$$

benutzt, wobei in der freien Fläche F_{frei} des Bündelquerschnittes und im benetzten Umfang U , die für eine Temperatur von 500°C ermittelt wurden, die Fläche und der zusätzliche Umfang der Rippen berücksichtigt sind. Im zweiten Versuchsabschnitt waren

bei 20°C :	$F_{\text{frei}} = 762 \text{ mm}^2$	bei 500°C :	$F_{\text{frei}} = 775 \text{ mm}^2$
	$U = 1146 \text{ mm}$		$U = 1154 \text{ mm}$
	$d_h = 2.66 \text{ mm}$		$d_h = 2,69 \text{ mm}$

Der Abstand ℓ der Druckentnahmestellen im Bündel betrug:

$$\text{bei } 20^\circ \text{C: } \ell = 500 \text{ mm} \quad \text{bei } 500^\circ \text{C: } \ell = 503,8 \text{ mm}$$

Das spezifische Volumen \bar{v} wurde für den jeweils mittleren Dampfzustand zwischen den Kontrollflächen ermittelt und eingesetzt.

4.2.2 Re-Zahl

Die Re-Zahl ergibt sich aus

$$\text{Re} = \frac{\bar{w} \cdot d_h \cdot \bar{\rho}}{\eta}$$

oder mit
$$\bar{w} = \frac{\dot{M}}{\bar{\rho} \cdot F_{\text{frei}}}$$

aus
$$\text{Re} = \frac{\dot{M} \cdot d_h}{F_{\text{frei}} \cdot \eta} \quad (3)$$

d_h und F_{frei} wurden, wie unter 4.2.1 definiert, eingesetzt. Die dynamische Zähigkeit η wurde für den jeweils mittleren Dampfzustand zwischen den Kontrollflächen ermittelt.

4.2.3 Messunsicherheit

Zur Abschätzung der maximalen Messunsicherheit des Druckverlustbeiwertes wird Gl. (2)

$$\lambda = \frac{2 \cdot d_h \cdot F_{frei}^2 \cdot \Delta p}{\ell \cdot \dot{M}^2 \cdot \bar{v}}$$

durch Logarithmieren in die lineare Funktion

$$\ln \lambda = \ln 2 + \ln d_h + 2 \cdot \ln F_{frei} + \ln \Delta p - \ln \ell - 2 \ln \dot{M} - \ln \bar{v}$$

umgewandelt und das lineare Fehlerfortpflanzungsgesetz für nicht erfasste systematische Fehler angewandt. Es heisst allgemein für den Fehler dy des Funktionswertes $y = \varphi(x_1, x_2 \dots x_n)$ aus den Veränderlichen x_i mit den Fehlern dx_i

$$dy = \pm \sum_{i=1}^n \left| \frac{\partial \varphi}{\partial x_i} \cdot dx_i \right|$$

und ergibt hier angewandt

$$\frac{d\lambda}{\lambda} = \left| \frac{d(d_h)}{d_h} \right| + \left| \frac{2 \cdot d F_{frei}}{F_{frei}} \right| + \left| \frac{d \Delta p}{\Delta p} \right| + \left| \frac{d \ell}{\ell} \right| + \left| \frac{2 d \dot{M}}{\dot{M}} \right| + \left| \frac{d \bar{v}}{\bar{v}} \right|$$

oder weil die Fehler der Messwerte $\Delta x_i \ll x_i$ sind, gilt

$$\frac{\Delta \lambda}{\lambda} = \left| \frac{\Delta d_h}{d_h} \right| + \left| \frac{2 \Delta F_{frei}}{F_{frei}} \right| + \left| \frac{\Delta (\Delta p)}{\Delta p} \right| + \left| \frac{\Delta \ell}{\ell} \right| + \left| \frac{2 \Delta \dot{M}}{\dot{M}} \right| + \left| \frac{\Delta \bar{v}}{\bar{v}} \right| \quad (4)$$

Für die einzelnen Messgrößen werden folgende Fehler geschätzt:

- Die Unsicherheit des freien Strömungsquerschnittes F_{frei} setzt sich aus den Unsicherheiten für die Fläche des Sechskantkastens und für die Summe der Stabflächen zusammen. Die Toleranz der Schlüsselweite des Kastens betrug $\pm 0,1$ mm. Die mittlere Abweichung vom mittleren Stabdurchmesser betrug $\pm 0,02$ mm; ihr Einfluss auf die Unsicherheit des freien Querschnittes ist gering, weil die Flächenabweichungen der 37 Einzelstäbe sich weitgehend ausgleichen. Für die Unsicherheit des freien Querschnittes ergibt sich

$$\frac{\Delta F_{\text{frei}}}{F_{\text{frei}}} = \pm 1,34 \%$$

- In den hydraulischen Durchmesser gehen der freie Querschnitt und der benetzte Umfang ein. Für den freien Querschnitt wurde eine Unsicherheit von $\pm 1,34$ % ermittelt, die des benetzten Umfangs ist unter den gleichen Voraussetzungen $\pm 0,06$ %. Daraus ergibt sich eine grösste Unsicherheit des hydraulischen Durchmessers von

$$\frac{\Delta d_h}{d_h} = \pm 1,40 \%$$

- Die Länge des untersuchten Bündelabschnittes von 500 mm wurde mit einer Genauigkeit von $\pm 0,5$ mm gemessen; die Wärmedehnung wurde rechnerisch berücksichtigt; unter der Annahme einer um ± 10 % falschen Wärmeausdehnungszahl ergibt sich eine zusätzliche Unsicherheit von $\pm 0,4$ mm. Damit ist

$$\frac{\Delta \ell}{\ell} = \pm 0,18 \%$$

- Bei den Druckverlustmessungen waren die Ausschläge der U-Rohr-Manometer stets grösser als 200 mm; wenn man die trägen Schwankungen des Quecksilberspiegels von ± 3 mm als Unsicherheit annimmt, ist der rel. Fehler kleiner als

$$\frac{\Delta (\Delta p)}{\Delta p} = \pm 1,5 \%$$

- Bei der Mengemessung an der Normdüse waren die Ausschläge des U-Rohr-Manometers grösser als 50 mm bei einer Ablesegenauigkeit von $\pm 0,5$ mm. Unter Berücksichtigung der Unsicherheit in der Durchflusszahl der geeichten Düse und in der Dampfdichte wird als Messunsicherheit für den Durchsatz angenommen:

$$\frac{\Delta M}{M} = \pm 2 \%$$

- Das spezifische Volumen wurde aus der VDI-Wasserdampf-tafel (7. Auflage) interpoliert. Die Toleranzen der internationalen Rahmentafel 1963 für den untersuchten Dampfzustand zuzüglich eines Interpolationsfehlers von $\pm 0,00002 \text{ m}^3/\text{kg}$ ergeben zusammen mit der Messunsicherheit für Druck und Temperatur eine Unsicherheit von

$$\frac{\Delta \bar{v}}{\bar{v}} = \pm 1,1 \%$$

Durch die Addition der Einzelfehler nach Gl. (4) ergibt sich für den Druckverlustbeiwert eine relative Messunsicherheit von

$$\frac{\Delta \lambda}{\lambda} = \pm 10,9 \%$$

4.3 Nachuntersuchungen an Einzelstäben

Gemäss der Aufgabenstellung wurden die Einzelstäbe des inneren Verbandes nach jeweils 500 Versuchsstunden einer systematischen Untersuchung auf Reib- und Korrosionseffekte unterworfen.

Die Wägungen zur Bestimmung der korrosionsbedingten Gewichtsänderung wurden mit einer Analysewaage von $\pm 0,1$ mg Genauigkeit bei 1300 g Maximalbelastung ausgeführt.

Die lichtmikroskopische Kontrolle wurde über die Gesamtlänge mit einem Stereomikroskop, die Auflicht-Photographie mit einer Kamera in Anpassung an dasselbe Mikroskop in 32-facher Vergrösserung vorgenommen.

Zur Herstellung von metallographischen Querschliffen wurden die Einzelstäbe zerschnitten und die beanspruchten Rippenköpfe durch Anritzen gekennzeichnet. Sodann wurden die Rohrabschnitte eingebettet, angeschliffen, poliert und an den Reibstellen in hoher Vergrösserung photographiert.

Die Messung der Rauhtiefe R_t wurde mit einem Perthometer mit Schreiber in Verbindung mit einem Bezugsebenentastsystem FTK 4 an den Stellen stärkster Beanspruchung jeweils in Richtung der Rohrlängsachse auf dem Rippenkopf, im Rippenfuss und auf dem glatten Rohrteil durchgeführt. Im Normalfall wurde mit folgender Geräteeinstellung gemessen:

Horizontalvergrösserung:	10 mm Diagramm = 250 μ
Vertikalvergrösserung:	10 mm Diagramm = 10 μ .

Die chemische Entzunderung von Abschnitten des korrodierten Rohrmaterials wurde nach dem folgenden, für Oxidschichten auf Cr-Ni-Stählen mit dampfseitiger Fe_3O_4 -Phase geeigneten Verfahren [7] vorgenommen.

1. Teilschritt

Kathodische Reduktion der eisenhaltigen, äusseren Oxidschicht bei $0,3 \text{ A/cm}^2$ in einer wässrigen Lösung von 1 % Diamoniumhydrogencitrat während etwa 15 Minuten bei $85 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer Abschaltung von 5 Sekunden alle 30 Sekunden.

2. Teilschritt

Ein- bis zweistündiges Kochen in einer wässrigen Lösung von 3 % Kaliumpermanganat und 20 % Natriumhydroxid.

3. Teilschritt

Zweistündiges Kochen in einer wässrigen Lösung von 20 % Diamoniumhydrogencitrat.

Zwischen den Teilschritten der chemischen Entzunderung war in allen Fällen eine Reinigung der Metalloberflächen von Oxidrückständen mit einer Nylonbürste und sehr feinem Schleifpulver erforderlich.

Die Wägung der Rohrabschnitte vor und nach der Entzunderung wurde mit einer Mikrowaage von $\pm 0,002 \text{ mg}$ Genauigkeit bei 20 g Maximalbelastung ausgeführt.

5. Versuchsergebnisse

5.1 Druckverlust-Untersuchungen

Die mit den Gleichungen (2) und (3) aus den Messwerten ermittelten Druckverlustbeiwerte und Re-Zahlen wurden in Abb. 13 in Abhängigkeit voneinander aufgetragen.

Die Gleichung der Ausgleichsgeraden durch die Messpunkte ist

$$\lambda = 0,190 \cdot \text{Re}^{-0,20}$$

für den Bereich $\text{Re} = 65000$ bis $220\ 000$. Nach 4.2.3 beträgt die Messunsicherheit $\pm 10,9 \%$.

Die eingezeichnete Vergleichskurve wurde aus Druckverlustmessungen [5] ermittelt, die im Anschluss an den Dauerversuch mit demselben Bündel und mit Luft als Strömungsmedium durchgeführt wurden. Diese Vergleichskurve liegt an der unteren Grenze des Bereiches der Messunsicherheit für die Dampfversuche.

5.2 Ergebnisse der materialkundlichen Auswertung

5.2.1 Ergebnisse der gravimetrischen Untersuchungen der Gewichtszunahme und des Metallverlustes

Zur Kontrolle der durch Heissdampf-Korrosion auftretenden Gewichtsänderung wurden zu Beginn und am Ende des ersten und zweiten Versuchslaufes Wägungen der einzelnen Stäbe durchgeführt. Da das Oxid eine haftfeste Oberflächenbedeckung des Rohrmaterials bildet, konnte der Metallverlust durch Korrosion aus der Gewichtszunahme - unter Berücksichtigung eines 72,8 %igen Metallgehaltes im Oxid berechnet werden. Die Ergebnisse werden als Mittelwerte über zahlreiche Messungen im 1. Abschnitt der Tab. 3 wiedergegeben.

Die durch Entzunderung von Rohrabschnitten eingetretenen Gewichtsänderungen wurden zu einer zweiten, vergleichenden Berechnung des Metallverlustes, gleichermaßen unter der Annahme eines vollständig haftfesten Oxides und eines 72,8 %igen Metallgehaltes im Oxid, herangezogen und in Mittelwerten im 2. Abschnitt der Tab. 3 aufgeführt.

Ein Vergleich der Ergebnisse des ersten und zweiten Tabellenabschnittes lässt im Fall der rein gravimetrischen Untersuchungen höhere, im Fall der

Entzunderung niedrigere Werte des Metallverlustes erkennen. Im dritten Abschnitt der Tabelle ergibt ein Vergleich mit Resultaten von Vorversuchen am gleichen Material im Anlieferungszustand sowie mit Ergebnissen der General Electric an Blechproben im Anlieferungszustand, dass vergleichbare Wandstärkenverluste in gleichen Zeiten, jedoch bei etwas höheren Temperaturen auftreten.

Da bei der hier besprochenen Auswertung die Entzunderung der metallischen Oberfläche nach Korrosion quantitativ erfolgte, kann die oben erwähnte Diskrepanz der gemessenen Metallverluste nur durch Feuchtigkeitsaufnahme im Inneren der Stäbe durch Mikrolecks verursacht worden sein und zur Verfälschung der Gewichtszunahme im Sinne erhöhter Mittelwerte beigetragen haben.

Als Ergebnis ist festzustellen, dass die gravimetrischen Untersuchungen eine ebenmässige Heissdampf-Korrosion während des 1000-stündigen Versuchsbetriebes von im Mittel $1 - 1,5 \mu$ der metallischen Wandstärke ausweisen.

5.2.2 Ergebnisse der metallographischen Untersuchungen von Rohrquerschliffen

Durch die metallographischen Untersuchungen von Rohrabschnitten ausgewählter Stäbe konnte die Bildung einer haftfesten Oxidbedeckung in Übereinstimmung mit den aus gravimetrischen Untersuchungen berechenbaren Schichtdicken nachgewiesen werden. Der Korrosionsangriff trat an wärmebehandeltem Material oberflächlich gleichmässig, an Rohrmaterial im Anlieferungszustand ungleichmässig auf (Abb. 15). Im

letzteren Fall wurde durch örtlich unterschiedliche Kaltverformung in der Abstufung Kopf-Flanke-Wandung ein zunehmender Korrosionsangriff beobachtet. Fertigungsfehler in der Rohroberfläche begünstigten örtlich ein tieferes Eindringen der Oxidschicht in das metallische Gefüge.

Auf den Rippenköpfen konnte metallographisch kein genereller Oberflächenabtrag durch Reibung, jedoch in einigen Fällen ein feinstrukturierter, örtlicher Abtrag festgestellt werden (Abb. 15, 19, 21).

Diese Resultate waren wenig eindeutig, da der metallographische Schnitt senkrecht zur Rohrachse in derselben Richtung wie der der feinen Schleifriefen gelegt wurde und nur zufällig angeschnittene Oberflächendefekte wiedergegeben worden sind. Längsschliffe wurden wegen der unabhängig schrägen Lage von Rippe und Reibstelle und der damit verbundenen grossen Schwierigkeit des Anschliffes und der Abbildung nicht angefertigt.

5.2.3 Ergebnisse der visuellen und mikroskopischen Untersuchungen der Stab-Oberflächen

Nach beiden Versuchsläufen wurden die Stäbe einzeln einer visuellen und stereomikroskopischen Überprüfung der Oberflächen unterworfen, um einerseits den Zustand im allgemeinen, andererseits Zahl, Lage und Ausmass der Berührstellen festzustellen. Dabei zeigten die Stäbe eine gleichmässig schwarze, die polykristalline Struktur der Metalloberfläche wiedergebende Oxidbedeckung. Nach Einsatz im Anlieferungszustand erschienen die Rippenköpfe kaum oxidiert und von stumpfmetallischem Glanz. Die Kontaktstellen hoben sich durch eine stärkere metallische Reflexion ab.

An ausgewählten Stäben wurden Zahl und Ausmass der Berührungsstellen quantitativ untersucht und in Tab. 4 festgehalten. Danach wurden überhaupt nur 27 - 58 % der theoretisch vorhandenen 90 Berührungsstellen gefunden, 1 - 3 % dieser waren ausgeprägt erkennbar.

Auf zahlreichen Stäben wurden die Berührstellen in 32-facher Vergrösserung im Auflicht photographiert. Die Photos werden jeweils im Zusammenhang mit den metallographischen und profilometrischen Ergebnissen in den Abb. 16 - 21 wiedergegeben. Die Bilder zeigen im allgemeinen flächenhaft ausgeprägte Berührspuren; diejenigen aus dem 1. Versuchsabschnitt mit dem Brennelementkasten kleiner Schlüsselweite sind relativ kurz und zeigen überwiegend eine unregelmässig genarbte Oberfläche, die auf im Versuch unter Druck verschweisste und danach aufgerissene Berührstellen hinweist; die Abb. 16 zeigt solche Berührstellen begrenzter Länge und in der zugeordneten profilometrischen Auswertung ist der durch Verschweissung entstandene Materialauftrag zu erkennen. Die Berührspuren aus dem 2. Versuchsabschnitt mit dem Brennelementkasten grösserer Schlüsselweite haben grössere Ausdehnung und zeigen feinstrukturierte Querriefen senkrecht zur Rohrachse. Eine Flächenberührung mit Querreibung hatte also während des Versuches stattgefunden.

5.2.4 Ergebnisse der profilometrischen Untersuchungen des Rohrmaterials

Die profilometrischen Untersuchungen dienten der Kontrolle der Rauigkeitsveränderungen der Gesamtoberfläche durch Heissdampf-Korrosion sowie der Vermessung der Reibeffekte an den Abstützstellen auf den Rippenoberflächen der Stäbe.

Die Überprüfung des Ausgangsmaterials ergab in den Bereichen zwischen den Rippen, am Rippenfuss und Rippenkopf eine annähernd gleichmässige Rauhtiefe von 3 - 5 μ . Bei dem ausgewählten Versuchsrohrmaterial dürfte die Rauigkeit der Rippenoberflächen gelegentlich noch niedriger gewesen sein. Stellenweise wurden fertigungsbedingte Risse in der Rohroberfläche von 7 - 8 μ Tiefe, die auch an den korrodierten Rohren im metallographischen Querschliff erkennbar waren, festgestellt.

Nach Heissdampf-Korrosion wurde unter Beibehaltung der ursprünglichen "Makro"-Rauigkeit eine Überlagerung durch eine um den Faktor 10 kleinere "Mikro"-Rauigkeit unter Oberflächenzunahme gemessen.

Zur profilometrischen Vermessung der Reibkorrosionseffekte an den Berührstellen wurde versucht, die Rauigkeitsunterschiede parallel zur Rohrachse auf dem Rippenkopf, d.h. senkrecht zu der durch mikroskopische Querriefen ausgewiesenen Reibrichtung festzustellen. Da jedoch die Kontaktfläche schräg auf der Rippe, die Rippe schräg auf dem Rohrstück verläuft, besteht die Schwierigkeit der Messung in einer optimalen Justierung und Bewegung des Tastsystems ohne vom Rippenkopf abzugleiten.

Die Profilometer-Diagramme zeigen den Übergang zwischen mechanisch intakter Oberfläche normaler Rauigkeit und Reibkontaktstellen erhöhter Rauigkeit, wobei man sich die Reibrichtung der Stäbe gegeneinander senkrecht zur Papierebene denken und sowohl mit Materialauftrag wie mit -Abtrag rechnen muss. Ihre Auswertung erfolgte unter Berücksichtigung einer normalen, an den intakten Stellen beobachteten Rauigkeit durch Vermessung des darüber hinaus auftretenden lokalen, maximalen Abtrags und Auftrags.

Die Ergebnisse dieser Auswertung, ergänzt durch wenige metallographische Resultate, sind in Tab. 5 zusammengestellt. Sie zeigen, dass Reibeffekte deutlich nachgewiesen werden konnten und das Ausmass eines maximalen und örtlichen Abtrages von $\leq 8 \mu$ haben, dass im allgemeinen aber nur ein örtlicher Abtrag von $3 - 6 \mu$ nach Versuchszeiten bis zu 1000 Stunden festgestellt werden konnte. Ein Materialauftrag in derselben Grössenordnung gibt Gewissheit, dass die metallische Substanz nicht beliebig in den Dampfkreislauf ausgetragen wurde.

Eine ergänzende, wichtige Untersuchung der Welligkeit und Rauigkeit einer Kontaktstelle (Abb. 17) zeigt, dass im Rahmen der vorliegenden Rauhtiefenuntersuchungen nicht nur die relativen Rauigkeitsunterschiede in der hinsichtlich Welligkeit messtechnisch geglätteten Berührstelle sondern die gesamte Kontaktstelle und letztlich ein richtiger lokaler Abtrag der intakten Oberfläche ausgemessen wurde.

Somit kann festgestellt werden, dass an den im Bündel eingesetzten Stäben in Übereinstimmung mit den metallographischen Untersuchungen ein maximaler lokaler Metallabtrag auf den Rippenköpfen von $\leq 8 \mu$ auftrat, die mittlere Beanspruchung dieser Berührstellen jedoch gemäss Tab. 4 und 5 als weitaus geringer, respektive als nicht messbar anzusehen ist.

6. Zusammenfassung

Um die Druckverlustbeiwerte und das Betriebsverhalten an den Abstützstellen von Brennstab-Hüllrohren mit 6 integralen Wendelrippen zu bestimmen, wurde ein 37-Stab-bündel während 2 x 500 Stunden Betriebszeit in einer isothermen Heissdampfströmung bei 505 °C, 130 atü und $Re \leq 230\ 000$ untersucht. Dabei waren Hüllrohre mit verschiedener Wärmebehandlung eingesetzt. Der Brennelementkasten des zweiten Versuchsabschnittes hatte gegenüber dem des ersten eine um 1 mm grössere Schlüsselweite.

Die gemessenen Druckverlustbeiwerte können bei einer Messunsicherheit von $\pm 10,9\ %$ durch den Ausdruck

$$\lambda = 0,190 Re^{-0,20}$$

für den Bereich $65\ 000 \leq Re \leq 220\ 000$ beschrieben werden. Vergleichsversuche in Luft bestätigten dieses Ergebnis in den Grenzen der Messunsicherheit.

Die materialkundlichen Untersuchungen ergaben nach 1000 h Versuchszeit einen Verlust des Rohrmaterials von im Mittel 1 - 1,5 μ der metallischen Wandstärke durch Oxidschichtbildung und eine lokale, auf die Rippen-Abstützstellen begrenzte, gleichmässige Aufrauhung der Oberfläche durch Flächenkontakt und Querreibung der Stäbe im Bündel. Diese Aufrauhung trat in der Form von zusätzlichen über die normale Rauigkeit der Rohroberflächen hinausgehenden Erhebungen (Auftrag) und Vertiefungen (Abtrag) von jeweils maximal 8 μ auf.

Die vorliegenden Untersuchungen wurden mit Rohren der ersten Versuchsfertigung durchgeführt und der zweite Versuchsabschnitt erlaubte ein mittleres freies Spiel benachbarter Stäbe im Bündel, das wesentlich über das im Reaktoreinsatz mögliche hinausging.

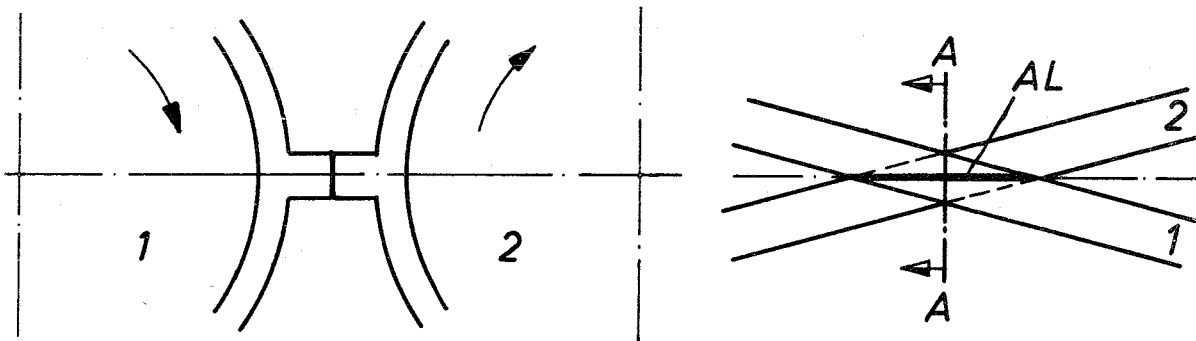
Trotz dieser Versuchsbedingungen sind an den Rippenabstützstellen nur mäßige Berührspuren mit geringer zusätzlicher Aufrauung entstanden. Dies weist auf die Verwendbarkeit von Rippenrohren in dampfgekühlten Reaktoren hin. Dieses Ergebnis soll durch weitere Versuche über längere Einsatzzeiten erhärtet werden.

Anhang 1

Zusammenhang zwischen Rippensteigungstoleranz und Stababstandsänderung

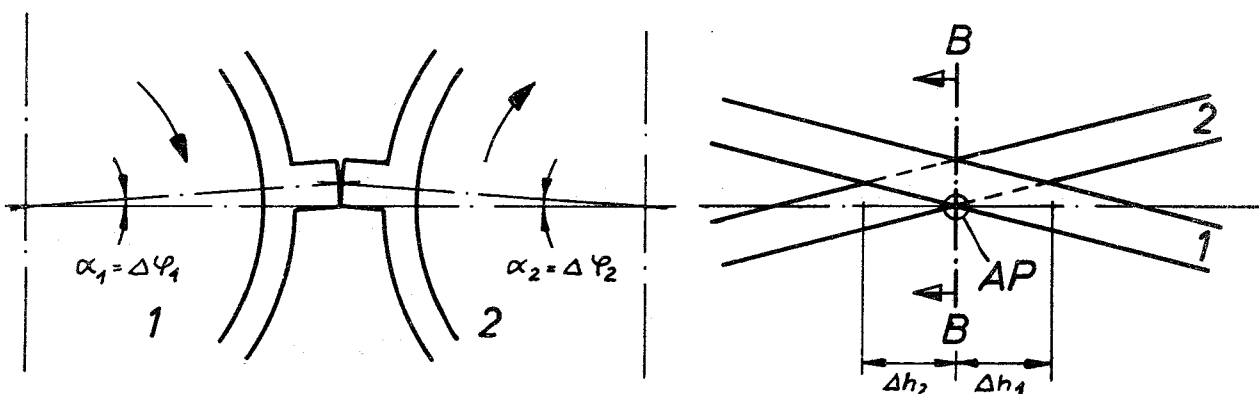
Trotz unterschiedlicher Rippensteigungen von benachbarten Stäben eines Stabverbandes kommt es zu keiner Verminderung des Stabmittenabstandes, solange ein gemeinsamer Abstützpunkt in der Ebene durch die beiden Stabachsen liegt. Bei gleichen Rippensteigungen berühren sich die Rippenköpfe auf einer Linie (AL), die sich mit wachsendem Steigungsunterschied zu einem Punkt (AP) auf dem Rand der Rippenköpfe verkürzt. Die beiden Grenzfälle sind im folgenden Bild im Schnitt durch die mittlere Abstützebene und in der Abwicklung für eine kleine Steigung von $h = 100$ mm dargestellt.

Schnitt A-A



$$\Delta h_1 - \Delta h_2 = 0$$

Schnitt B-B



$$(\Delta h_1 - \Delta h_2) = 2 (\Delta h_G)$$

Die gemeinsame Abstützstelle benachbarter Stäbe liegt für ein eckiges Rippenkopfprofil in der Ebene durch die Stabachsen, sofern folgende Bedingung erfüllt ist:

$$|\sin \Delta\varphi_{1,2}| \leq \frac{b}{p} \quad (5)$$

Der Verdrehwinkel $\Delta\varphi$ einer Rippe ist abhängig von der Rippensteigungstoleranz Δh für eine berippte Brennstablänge L

$$\Delta\varphi_{1,2} = \frac{\pm \Delta h_{1,2}}{(h \pm \Delta h_{1,2})^2} \cdot L \cdot 360 \quad (6)$$

Aus Gl.(6) läßt sich mit der Bedingung (5) der Grenzwert der zulässigen Rippensteigungstoleranz Δh_G ausdrücken, unterhalb dessen keine Änderung des Stabmittenabstandes auftritt, wenn die betrachtete Abstützebene den Abstand L von einer Bezugsebene mit exakter Rippenabstützlage hat.

$$\Delta h_{G_{1,2}} = \frac{L \cdot 180}{\arcsin \frac{b}{p}} - h - \sqrt{\frac{L \cdot 180}{\arcsin \frac{b}{p}} \left(\frac{L \cdot 180}{\arcsin \frac{b}{p}} - 2h \right)} \quad (7)$$

oder in sehr guter Näherung:

$$\Delta h_{G_{1,2}} = \frac{\arcsin \frac{b}{p} \cdot h^2}{360 \cdot L}$$

für die sinnvollen Abmessungen: $h = 600 \text{ mm}$
 $b = 0,50 \text{ mm}$ (ohne Kanten-
rundung)
 $p = 8,20 \text{ mm}$
 $L = 2000 \text{ mm}$

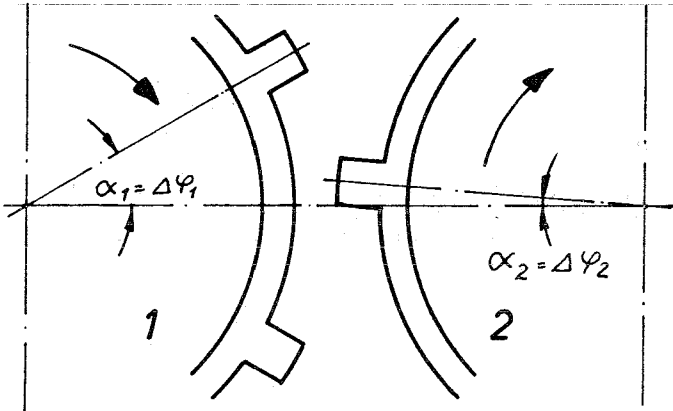
erhält man:

$$\Delta h_{G_{1,2}} = \pm 1,75 \text{ mm}$$

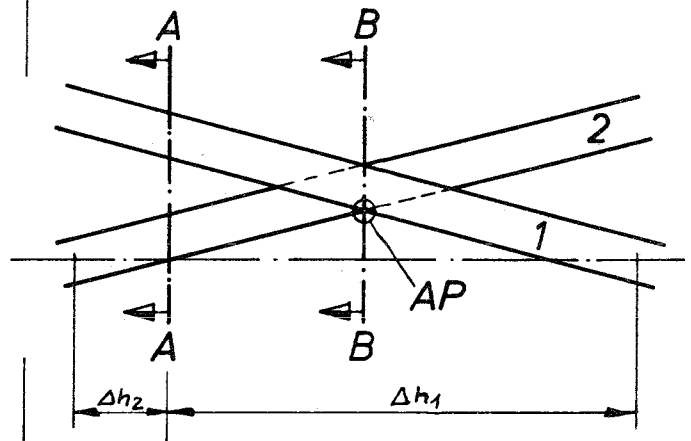
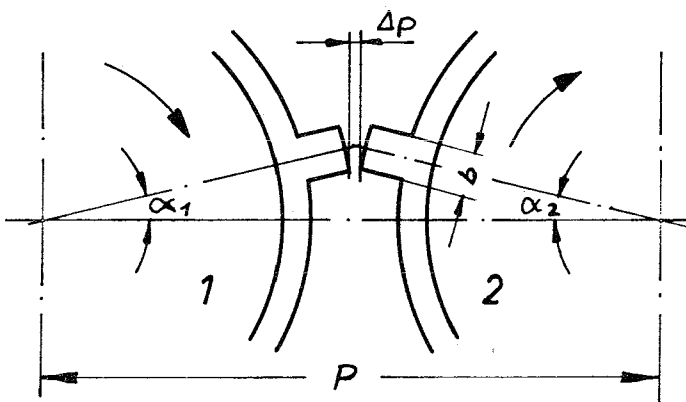
Bei stark unterschiedlicher Steigung benachbarter Stäbe ($|\Delta h_1 - \Delta h_2| > 2|\Delta h_G|$) berühren sich die Rippen nicht in der rechnerischen Abstützebene für toleranzlose Steigung A-A; der Abstützpunkt liegt in einer Ebene B-B, in der $\alpha_1 = \alpha_2$ ist, wie aus dem folgenden Bild hervorgeht; dort ist mit guter Näherung

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \frac{\Delta\varphi_1 + \Delta\varphi_2}{2}$$

Schnitt A-A



Schnitt B-B



Anhand des Schnittes B-B lässt sich die Änderung des Stabmittenabstandes Δp geometrisch ableiten:

$$\Delta p = p \left(1 - \cos \frac{\bar{\varphi}}{2} - \frac{b}{p} \sin \frac{\bar{\varphi}}{2} \right)$$

mit dem wirksamen relativen Verdrehwinkel $\bar{\varphi}$ zwischen benachbarten Stäben an der Stelle L:

$$\bar{\varphi} = |\Delta\varphi_1 - \Delta\varphi_2| \quad \text{für: } |\Delta\varphi_1 - \Delta\varphi_2| \leq 30^\circ$$

$$\bar{\varphi} = |\Delta\varphi_1 - \Delta\varphi_2| - (n+1) \cdot 30 \quad \text{für: } n \cdot 30 \leq |\Delta\varphi_1 - \Delta\varphi_2| \leq (n+2) \cdot 30$$

mit $n = 1, 3, 5 \dots$

Anhang 2

A. Druckverlustbeiwert λ für reale Gase

Zur Ableitung der Gleichung des Druckverlustbeiwertes für die Strömung realer Gase in einem Kanal konstanten Querschnittes ohne Wärmeaustausch mit der Umgebung werden die für den Vorgang gültigen Gesetze zusammengestellt (vgl. auch [8]).

- der 1. Hauptsatz der Wärmelehre

$$di = dq + v dp \quad (8)$$

wird mit $dq = 0$ und $-v dp = wdw$ zu

$$di = - wdw \quad (9)$$

- die Bewegungsgleichung folgt aus einer Bilanz der auf einen Kontrollabschnitt des Kanales wirkenden Kräfte: Druckkraft, Schleppkraft und Impulsänderung

$$- dp = \lambda \frac{\rho w^2}{2} \cdot \frac{dl}{d} + \rho wdw \quad (10)$$

wobei λ als Proportionalitätsfaktor für den Reibungsdruckverlust wie in Gl. (1) verwendet ist.

- Kontinuitätsgleichung

$$\rho w = \dot{m} = \text{const.} \quad (11)$$

- Zustandsgleichung für reale Gase in der Form

$$p = a \rho RT \quad (12)$$

mit $a = f(p, T) = \frac{p \cdot v}{R \cdot T}$ an der betrachteten Stelle.

Wenn der Gaszustand (p_1, T_1) in einer der Kontroll-
ebenen und der Druck p_2 in der zweiten Ebene bekannt
sind, lassen sich aus den Gleichungen (9) bis (12)
die Beziehungen für die Änderung von Temperatur und
Geschwindigkeit und für den Druckverlustbeiwert im
betrachteten Kanalabschnitt gewinnen und die Werte
selbst iterativ ausrechnen.

Gl. (9) ergibt integriert

$$i_2 - i_1 = - \frac{w_2^2 - w_1^2}{2}$$

oder

$$i_2(p_2, T_2) = i_1(p_1, T_1) - \frac{w_2^2 - w_1^2}{2} \quad (13)$$

und damit ist

$$T_2 - T_1 = T_2 (i_2, p_2) - T_1 \quad (14)$$

wobei die Abhängigkeit der Enthalpie von Druck und
Temperatur aus Tabellen oder entsprechenden Näherungs-
gleichungen gewonnen wird.

Aus Gl. (11) ergibt sich

$$w_2^2 - w_1^2 = \dot{m}^2 \cdot (v_2^2 - v_1^2) \quad (15)$$

wobei $v = f(p, T)$ aus der Tabelle entnommen oder aus
einer Zustandsgleichung mit empirischen Konstanten be-
rechnet wird.

Aus den Gl. (14) und (15) kann $T_2 - T_1$ iterativ bestimmt
werden, wenn eine erste Näherung für $w_2^2 - w_1^2$ mit der
Zustandsgleichung für ideale Gase und mit der Vereini-
gung $T_2 = T_1$ gewonnen wird aus

$$w_2^2 - w_1^2 = \dot{m}^2 \cdot R^2 \cdot T_1^2 \left(\frac{1}{p_2^2} - \frac{1}{p_1^2} \right) \quad (15a)$$

Gl. (10) mit $2p$ multipliziert und Gl. (11) und (12) eingesetzt ergibt integriert:

$$p_1^2 - p_2^2 = \frac{\lambda \bar{a} R \dot{m}^2 \bar{T} \ell}{d} + 2 \dot{m}^2 \cdot R \left\{ \bar{\bar{a}} (T_2 - T_1) + \bar{a} \bar{T} \ln \frac{p_1}{p_2} \right\}$$

wobei \bar{a} und \bar{T} bzw. $\bar{\bar{a}}$ und $\bar{\bar{T}}$ bzw. $\bar{\bar{\bar{a}}}$ die wenig verschiedenen integralen Mittelwerte auf den Wegen x bzw. p bzw. T sind; für kleinere Schritte kann gesetzt werden:

$$\bar{T} = \bar{\bar{T}} = \frac{T_1 + T_2}{2}$$

$$\bar{a} = \bar{\bar{a}} = \bar{\bar{\bar{a}}} = \frac{1}{R} \left(\frac{\overline{p \cdot v}}{\bar{T}} \right) = \frac{1}{R} \frac{\frac{p_1 v_1}{T_1} + \frac{p_2 v_2}{T_2}}{2}$$

Damit ist

$$p_1^2 - p_2^2 = \lambda \left(\frac{\overline{p \cdot v}}{\bar{T}} \right) \frac{\dot{m}^2 \ell \cdot T}{d} + 2 \dot{m}^2 \left(\frac{\overline{p \cdot v}}{\bar{T}} \right) \left\{ (T_2 - T_1) + \bar{T} \ln \frac{p_1}{p_2} \right\} \quad (16)$$

und für den Druckverlustbeiwert ergibt sich mit

$$\dot{m} = \frac{\dot{M}}{F_{\text{frei}}}$$

$$\lambda = \frac{(p_1^2 - p_2^2) \cdot d \cdot F_{\text{frei}}^2}{\dot{M}^2 \cdot \ell \cdot T \left(\frac{\overline{p \cdot v}}{\bar{T}} \right)} - \frac{2 d}{\ell} \left(\frac{T_2 - T_1}{\bar{T}} + \ln \frac{p_1}{p_2} \right) \quad (17)$$

B. Fehler im Druckverlustbeiwert bei der Behandlung
des Dampfes als inkompressibles Medium

Bei der vereinfachten Versuchsauswertung nach Gl. (2) wird das Versuchsmedium Dampf als inkompressibles Medium mittlerer Dichte behandelt. Ein Vergleich mit der exakten Auswertung nach Gl. (17) soll zeigen, wie gross der Fehler dabei innerhalb des Bereiches der Versuchsparameter werden kann. Der grösste Unterschied ergibt sich für die grösste Re-Zahl und wird für den Versuchspunkt 6 mit folgenden Messdaten berechnet:

$$p_1 = 137,0 \text{ ata} = 1343,5 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$t_1 = 506 \text{ }^\circ\text{C} \quad T_1 = 779 \text{ }^\circ\text{K}$$

$$\dot{M} = 6833 \text{ kg/h}$$

$$p_1 - p_2 = 1784 \text{ mm QS-WS} = 21,96 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$\text{daraus ergeben sich: } v_1 = 0,02389 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$i_1 = 799,5 \text{ kcal/kg}$$

$$\dot{m} = 2449 \frac{\text{kg}}{\text{s m}^2}$$

$$p_2 = 134,8 \text{ ata} = 1321,5 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$\bar{v} = 0,02410 \frac{\text{m}^3}{\text{kg}}$$

$$\text{und es ist: } R = 461,5 \frac{\text{J}}{\text{kg } ^\circ\text{C}}$$

a) Auswertung nach Gl. (2)

$$\lambda_i = \frac{2 \cdot d_h \cdot F_{\text{frei}}^2}{\ell} \cdot \frac{\Delta p}{\dot{M}^2 \cdot \bar{v}} = \frac{2 \cdot d_h \cdot \Delta p}{\ell \cdot \dot{M}^2 \cdot \bar{v}} =$$
$$= \frac{2 \cdot 2,69 \cdot 10^{-3} \cdot 21,96 \cdot 10^4}{0,5038 \cdot 2449^2 \cdot 0,02410} = 0,016224$$

=====

b) Auswertung nach Gl. (17)

Dazu ist zunächst die Temperaturänderung im Kontrollabschnitt zu ermitteln.

1. Näherung:

nach Gl. (15a) ist:

$$w_2^2 - w_1^2 = \dot{m}^2 \cdot R^2 \cdot T^2 \left(\frac{1}{p_2} - \frac{1}{p_1} \right) =$$
$$= 2449^2 \cdot 461,5^2 \cdot 779^2 \left(\frac{1}{1321,5^2 \cdot 10^8} - \frac{1}{1343,5^2 \cdot 10^8} \right) =$$
$$= 144,18 \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2}$$

nach Gl. (13) ist:

$$i_2 = i_1 - \frac{w_2^2 - w_1^2}{2} = 799,5 - \frac{144,18}{2 \cdot 4186} = 799,5 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$$

nach Gl. (14) ist:

$$T_2 - T_1 = T_2(i_2, p_2) - T_1 \approx -1,2 \text{ } ^\circ\text{C}$$

eine bessere Näherung erübrigt sich, weil in Gl. (13) das Geschwindigkeitsglied vernachlässigbar klein ist.

Damit ergibt sich aus Gl. (17) und mit $(\frac{p \cdot v}{T}) = 412,12 \frac{m^2}{s^2}$
der Druckverlustbeiwert

$$\begin{aligned} \lambda_k &= \frac{(p_1^2 - p_2^2) \cdot d_h}{\dot{m}^2 \cdot \ell \cdot \bar{T} \left(\frac{p \cdot v}{T} \right)} - \frac{2d}{\ell} \left(\frac{T_2 - T_1}{\bar{T}} + \ln \frac{p_1}{p_2} \right) \\ &= \frac{(1343,5^2 - 1321,5^2) \cdot 10^8 \cdot 2,69 \cdot 10^{-3}}{2449^2 \cdot 0,5038 \cdot 778,4 \cdot 412,12} - \frac{2 \cdot 2,69 \cdot 10^{-3}}{0,5038} \times \\ &\quad \times \left(\frac{1,2}{778,4} + \ln \frac{1343,5}{1321,5} \right) = \\ &= 0,016196 - 0,000192 = \underline{\underline{0,016004}} \end{aligned}$$

Der Vergleich der beiden Auswerteverfahren ergibt, dass

$$\frac{\lambda_i}{\lambda_k} = \frac{0,016224}{0,016004} = 1,0137$$

d.h., dass der durch die vereinfachte Auswertung nach
Gl. (2) verursachte Fehler maximal 1,37 % beträgt.

Nomenklatur

a	Anpassungsfaktor in der Zustandsgl. für reale Gase
b	Rippenkopfbreite
d	Kanaldurchmesser
d_h	hydraulisch gleichwertiger Kanaldurchmesser
F_{frei}	freie Strömungsfläche im Bündelquerschnitt
h	Steigungshöhe der wendelförmigen Abstandshalter
Δh	Abweichung von der Steigungshöhe h
Δh_G	Grenzwert von Δh für punktförmige Abstützung ohne Annäherung
i	Enthalpie
ℓ	Kanallänge zwischen zwei Messebenen
L	Abstand von einer Ebene mit exakter Rippenstützlage
\dot{m}	Massenstromdichte
\dot{M}	Massenstrom
p	Stabmittenabstand
Δp	Änderung des Stabmittenabstandes
p	absoluter Druck
Δp	Druckunterschied zwischen zwei Messebenen
R	Gaskonstante
Re	Reynolds-Zahl
T	absolute Temperatur
U	benetzter Umfang im Bündelquerschnitt
v	spezifisches Volumen
w	mittlere Geschwindigkeit im Kanalquerschnitt
α	Winkel zwischen Rippenmittellinie und Verbindungslinie der Stabmitten
λ	Druckverlustbeiwert
ρ	Dichte
η	kinematische Zähigkeit
φ	Verdrehwinkel zur Abweichung Δh von der Steigungshöhe h
\varnothing	relativer Verdrehwinkel zwischen benachbarten Stäben

Indices:

- 1 Eintritt in den Kanalabschnitt
- 2 Austritt aus dem Kanalabschnitt
- 1; 2 Kennzeichnung benachbarter Stäbe
- i inkompressibel
- k kompressibel
- \bar{w} , \bar{v} , $\bar{\rho}$, \bar{T} über die Länge des Kanalabschnittes
 gemittelte Grössen

Literaturverzeichnis

- [1] W.Baumann, H.Hoffmann, R.Möller:
Die Optimierung von Abstandshaltern für Brennelemente Schneller Brutreaktoren nach thermo- und hydrodynamischen, sowie fertigungstechnischen Gesichtspunkten.
(Veröffentlichung in Vorbereitung)
- [2] H.Hoffmann, K.Rust:
Temperatur- und Spannungsverteilungen in Brennstabhüllen mit wendelförmigen Abstandshaltern für dampfgekühlte Schnelle Brutreaktoren.
KFK 805, EUR 3965d, Juni 1968
- [3] W.Baumann, V.Casal, H.Hoffmann, R.Möller, K.Rust:
Brennelemente mit wendelförmigen Abstandshaltern für Schnelle Brutreaktoren.
KFK 768, EUR 3694d, April 1968
- [4] K.Rehme:
Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längsdurchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern.
Dissertation, Technische Universität Karlsruhe 1967
- [5] H.Tschöke:
Experimentelle Bestimmung der Druckverluste an einem 37-Stabbündel aus Rohren mit 6 integralen Wendelrippen pro Stab als Abstandshalter.
KFK 1038, August 1969
- [6] ENEA Working Team on Fast Reactor Evaluation:
An Assessment Study of Steam Cooled Fast Reactors for Civil Power Generation.
September 1968, ENEA (Confidential).

- [7] M.Warzée, C.Sonnen, J.Cremer, Ph.Berge:
Corrosion des aciers inoxydables et des
alliages riches en nickel dans la vapeur
surchauffée à haute température.
EUR 3387f (1967)
- [8] E.A.Guggenheim:
Compressible flow of perfect gas with heat
input distributed symmetrically about middle
of channel.
AECL-1279 (1961)
- [9] W.L.Pearl, E.G.Brush, G.G.Gaul, G.P.Wozadlo
General Corrosion of materials for nuclear
superheat applications.
GEAP 4760 (1965)

	Versuchsbündel		Originalbündel
Stabzahl:	37		397
Versuchsabschnitt	1	2	
maximale hypothetische Gitterverschiebung unter Berücksichtigung des Abgleitens von Stäben in versetzte Anordnung (mm)*	0,80	2,2	2,2**
mittleres Spiel zwischen benachbarten Brennstäben (mm)	0,113	0,28	0,10

*bezogen auf den Mittelwert der Stabmittenabstandsänderung durch Steigungstoleranzen nach [3].

** Dieser Wert ist nach [3] für ein 397-Stabbündel theoretisch möglich, sofern folgende Toleranzen eingehalten werden:

Toleranz des Rippenkopfdurchmessers: $\pm 0,02$ mm
Toleranz der Schlüsselweite des Brennelementkastens: $\pm 0,2$ mm
Toleranz der Rippensteigung pro Steigungshöhe: ± 3 mm
Toleranz pro Stab zur Berücksichtigung von Brennstoff- und Hüllmaterialschwellen: $\pm 0,03 - 0,02$ mm

Tab. 1: Maximale hypothetische Gitterverschiebungen und mittleres Spiel zwischen benachbarten Stäben für Versuchs- und Original-Brennelement.

Lage der Rippe im Strömungskanal:	freie Lage		Abstützlage	
	glatt	rauh*	glatt	rauh*
Oberflächen- beschaffenheit:	glatt	rauh*	glatt	rauh*
Temperatur des Rippenkopfes in Coremitten-Lage (°C)	530	490-510	590	ca. 520- 540
Temperatur des Rippenkopfes an der Stelle max. Hüllrohr- temperatur (°C)	590	530-550	640	570-590

*Künstliche Rauigkeit zwischen den Rippen sowie an der Rippenflanke angebracht.

Tab. 2: Temperaturen des Rippenkopfes für glatte und raue Brennstaboberflächen als Funktion der Lage der Rippen im Strömungskanal nach /2/.

1. Metallverlust gemäss rein gravimetrischer Bestimmung der Gewichtsänderung

Einsatzdauer (Std.)	Stabzahl (Stck.)	Gewichtszunahme (mg/dm ²)	ber.Metallverlust (mg/dm ²) (μ)	
500	38	39,6	105	1,34
1000	20	44,6	118	1,50

2. Metallverlust gemäss gravimetrischer Bestimmung nach Entzunderung von Rohrabschnitten

Einsatzdauer (Std.)	Probezahl (Stck.)	Entzund.Oxid (mg/dm ²)	ber.Metallverlust (mg/dm ²) (μ)	
500	10	91,2	66,4	0,85
500	5 ^{*)}	85,3	62,0	0,79
1000	4	133,9	97,5	1,24

3. Vergleichswerte gemäss gravimetrischer Bestimmung nach Entzunderung von Rohrabschnitten und Blechproben

Ursprung	Temperatur (°C)	Versuchszeit (Std.)	Metallverlust (mg/dm ²) (μ)	
Vorversuche GfK	500	500	70,4	0,9
	550	1000	82,8	1,0
General Electric (GEAP-4760) [9]	566	1000	108,0	1,4

*) Stäbe im Anlieferungszustand gegläht

Tab. 3: Die Heissdampf-Korrosion der Incoloy-800-Stäbe nach 500 und 1000 Versuchsstunden

Stab.Nr.	Einsatzdauer (Std.)	Berührstellen (Stück)	
		ausgeprägt	nur schwach wahrnehmbar
24	1000	2	49
25	1000	3	36
26	1000	3	40
27	1000	1	52
38	500 *	1	49
45	500 **	2	33
47	500 **	1	24

* Stab im Anlieferungszustand wärmebehandelt

** Versuchsstunden im 2. Lauf

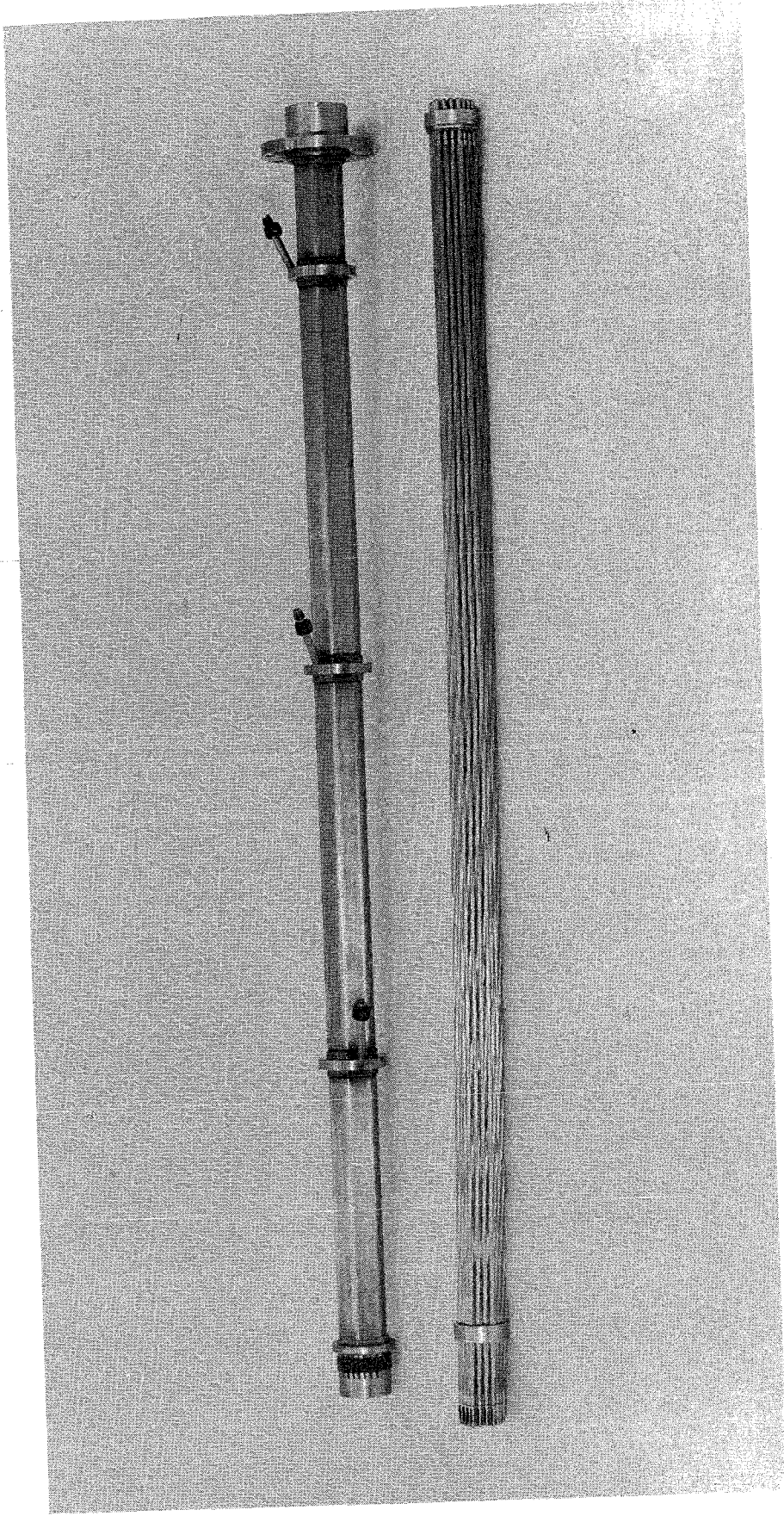
Tab. 4: Ergebnisse einer visuellen und mikroskopischen Überprüfung der Berührstellen an ausgewählten Stäben. Die theoretische Anzahl der Berührstellen beträgt pro Stab 90 Stück.

Stab. Nr.	Probe Nr.	Versuchszeit (Std.)	Lauf Nr.	lokale Maximalwerte Abtrag / Auftrag (μ)	
6	1	500	1	4	5,2
	2	500	1	3,5	1,3
	3	500	1	4,2	0,8
14	1	500	1	2,5	-
25	7A	1000	1+2	3	3
	7B	1000	1+2	2,5	3
	8	1000	1+2	5,8	4,5
26	9	1000	1+2	5,5	3,5
	10	1000	1+2	3,2	5
39*	1	500	2	4,5	8,8
40*	2	500	2	3,5	1
	3	500	2	6	2
45	6A	500	2	8	11,5
	6B	500	2	7,5	2
	6C	500	2	4,5	2,5
	6D	500	2	6	3
	6E	500	2	7,5	0,5
46	4	500	2	8	-
	5A	500	2	2,6	7
	5B	500	2	5	4,8
	5C	500	2	4,7	1
	5D	500	2	4	1

* Stäbe im Anlieferungszustand geblüht

Tab. 5: Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse der profilometrischen Messungen





*Brennelementkasten und Stabbündel
aus Hüllrohren mit 6 integralen
Wendelrippen als Abstandshalter*

Abb. 1

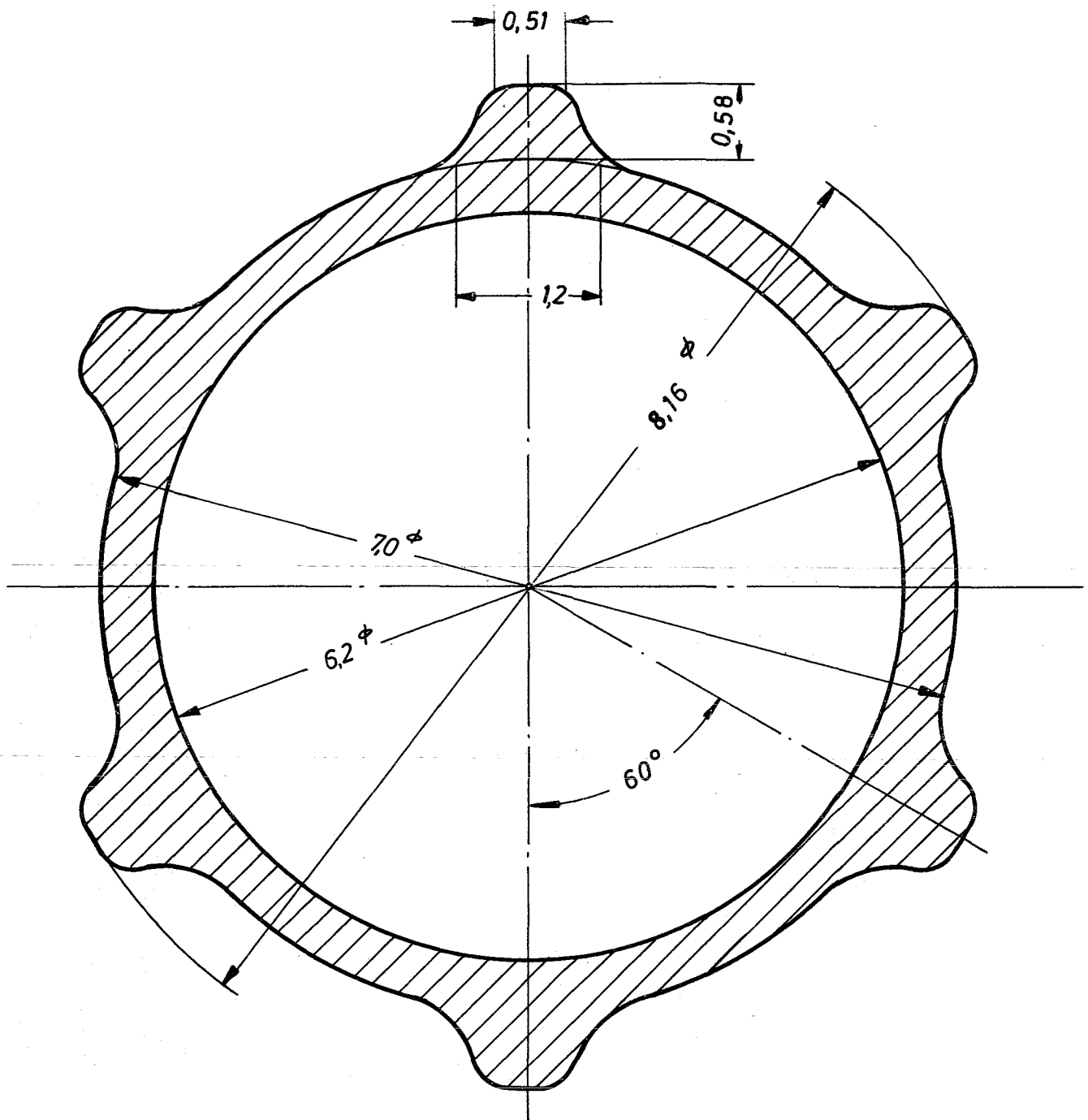
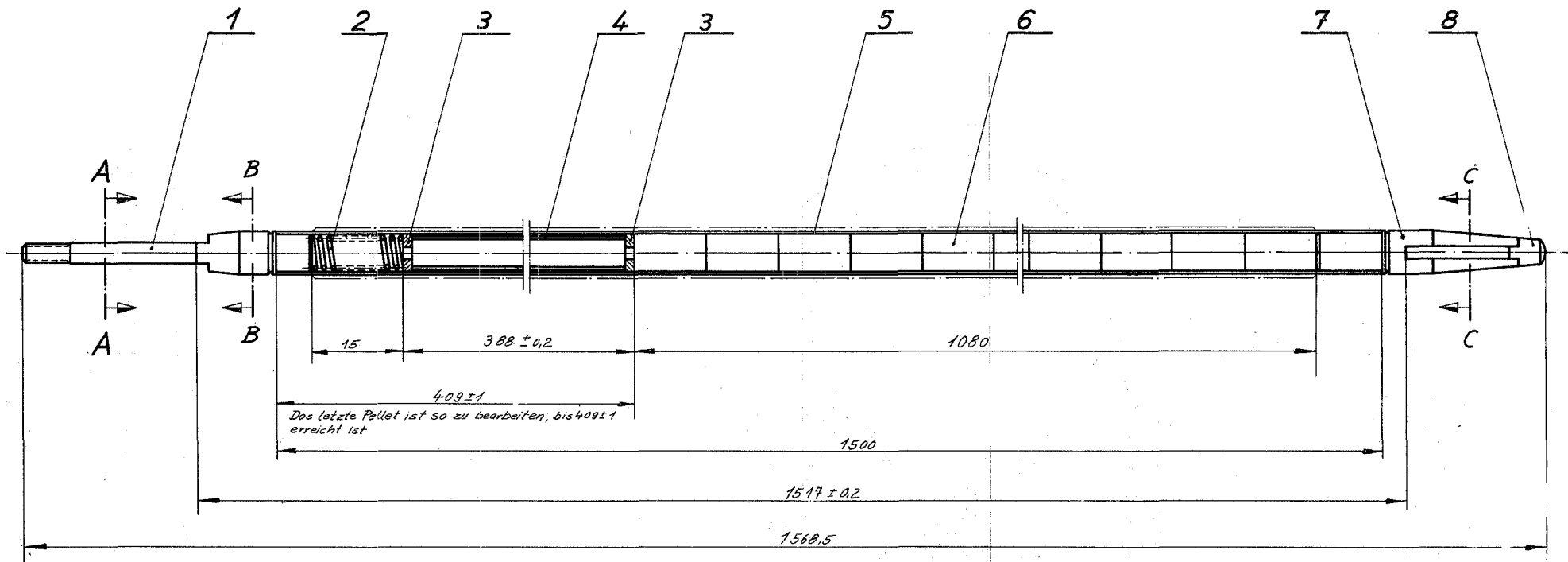


Abb. 2 *Hüllrohr mit 6 Wendelrippen
als Abstandshalter*

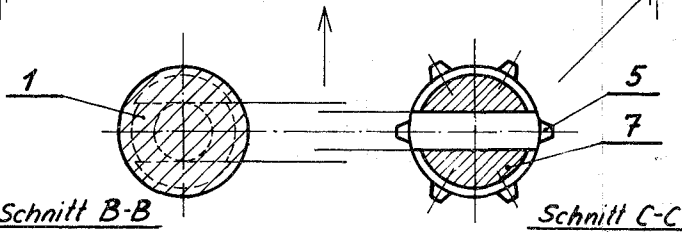
Abb. 3 Brennstab



Schnitt A-A



Der obere Endstopfen ist zuerst einzuschweißen. Dabei ist darauf zu achten, daß die Mittellinie durch den Schlitz mit der Mittellinie von 2 gegenüberliegenden Rippen des Hüllrohrs übereinstimmt. Vor Einschweißen des unteren Endstopfens ist dieser so auszurichten, daß die Flächen des Steges am unteren Endstopfen mit den Flächen des Schlitzes im oberen Endstopfen genau parallel verlaufen.



Stück	Benennung	Material	Abmessung	Zeichungs-Nr	Norm	Ran
8	1 Kappe	4541	RdS x 7	R2.0840-4-34		
7	1 oberer Endstopfen	4541	RdP x 35	-4-33		
6	90 Pellet	4541	RdP x 12	-4-32		
5	1 Hüllrohr	Incoloy 800	Ripprohr	-4-31		
4	1 Distanzrohr	4541	RdP x 20	-4-30		
3	2 Platte	4541	RdP x 1.5	-4-29		
2	1 Druckfeder			-4-28		
1	1 unterer Endstopfen	4541	RdP x 6	R2.0840-4-27		

Teil	Stück	Benennung	Material	Abmessung	Zeichungs-Nr	Norm	Ran
1	1	Brennstab			R2.0840-2		

1968	Tag	Name	Werkstatt	Gezeichnet für Kernforschung m. B. N. 1500 Karlsruhe Postfach 947	Zugl. Zeichn.
2	1	Blum			

Maßstab	Benennung	Zeichnungs-Nr
2:1	Brennstab	R2.0840-2

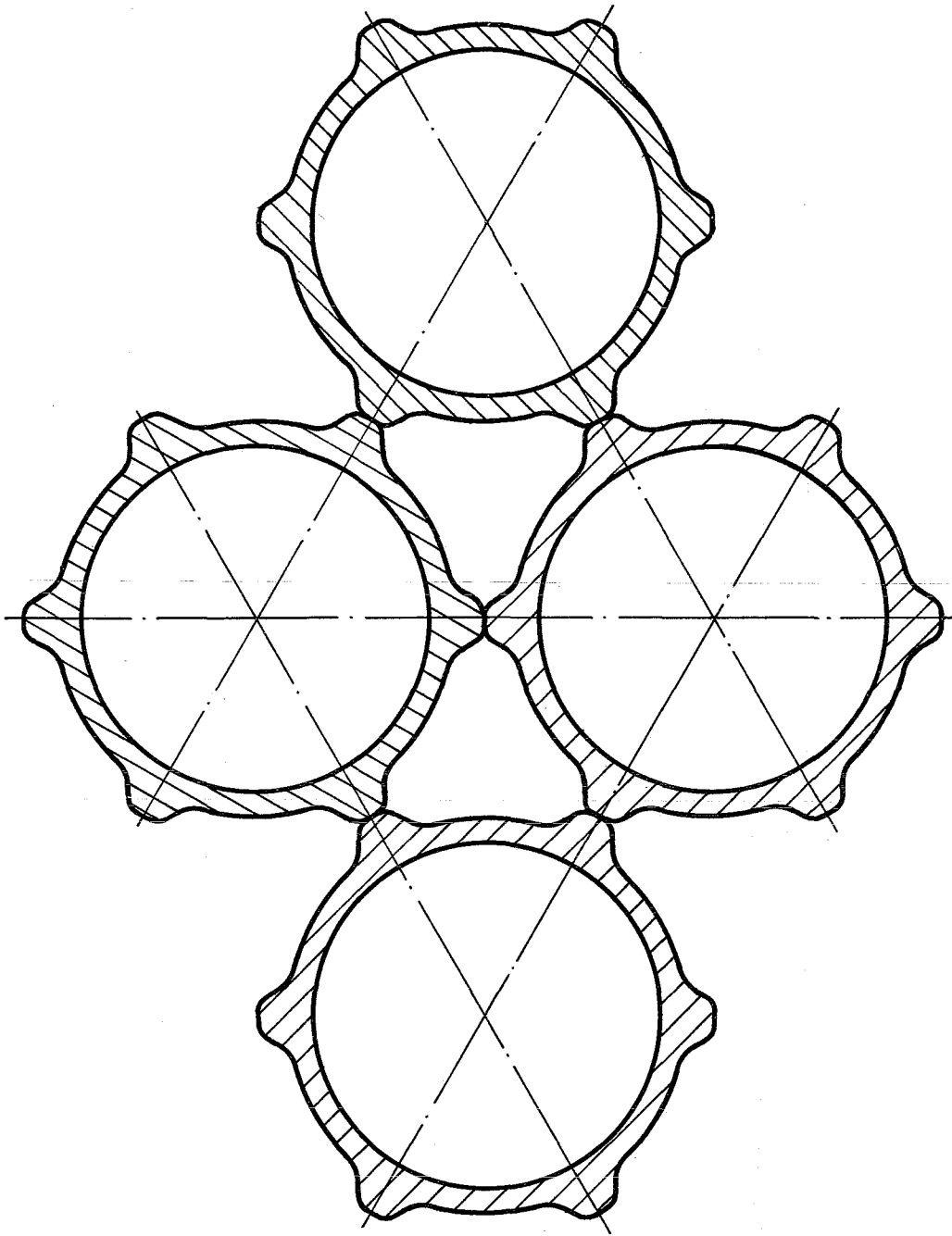


Abb. 4 *Ausschnitt eines Brennelementes aus
Rohren mit 6 integralen Wendelrippen*

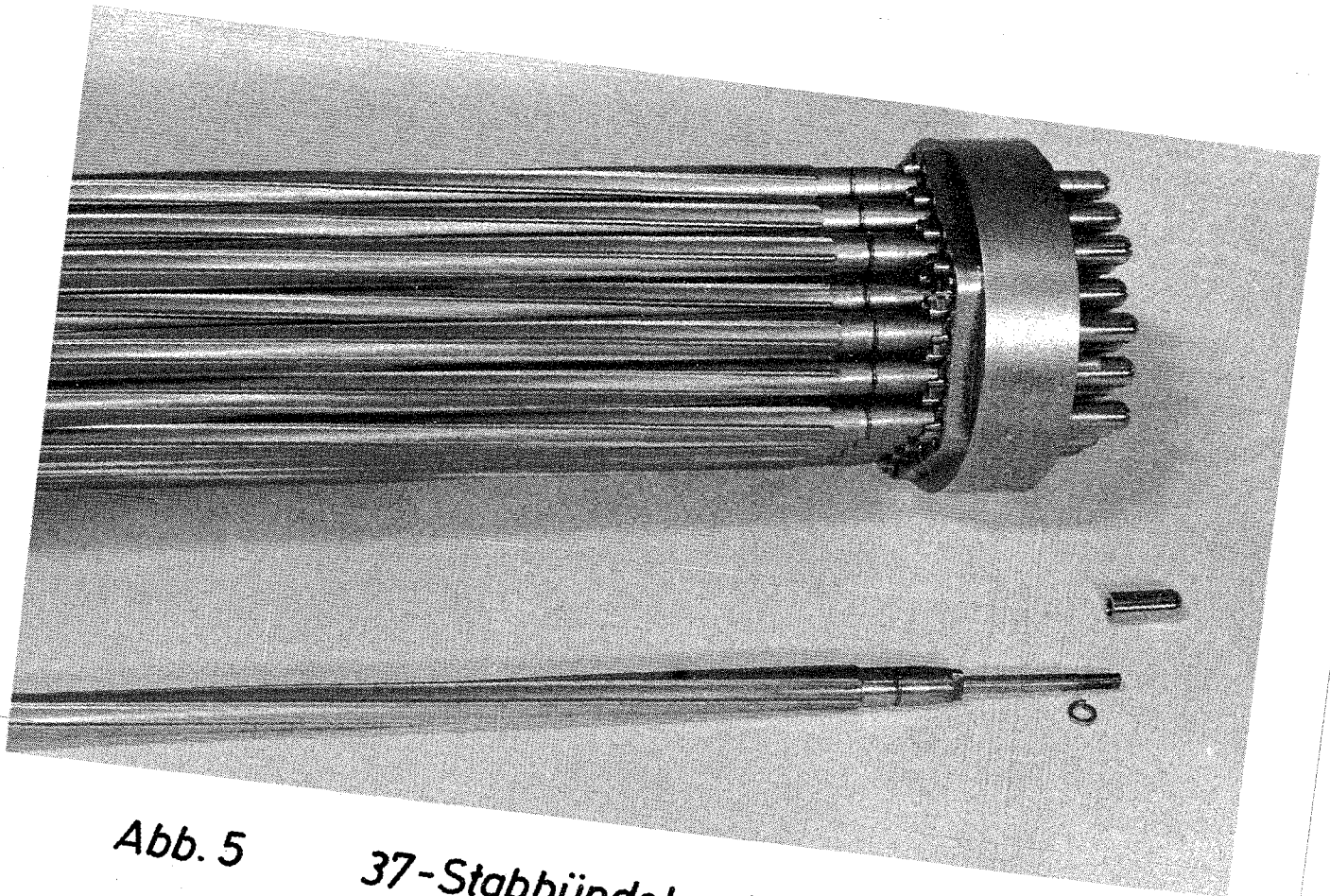


Abb. 5 37-Stabbündel mit
unterer Gitterplatte

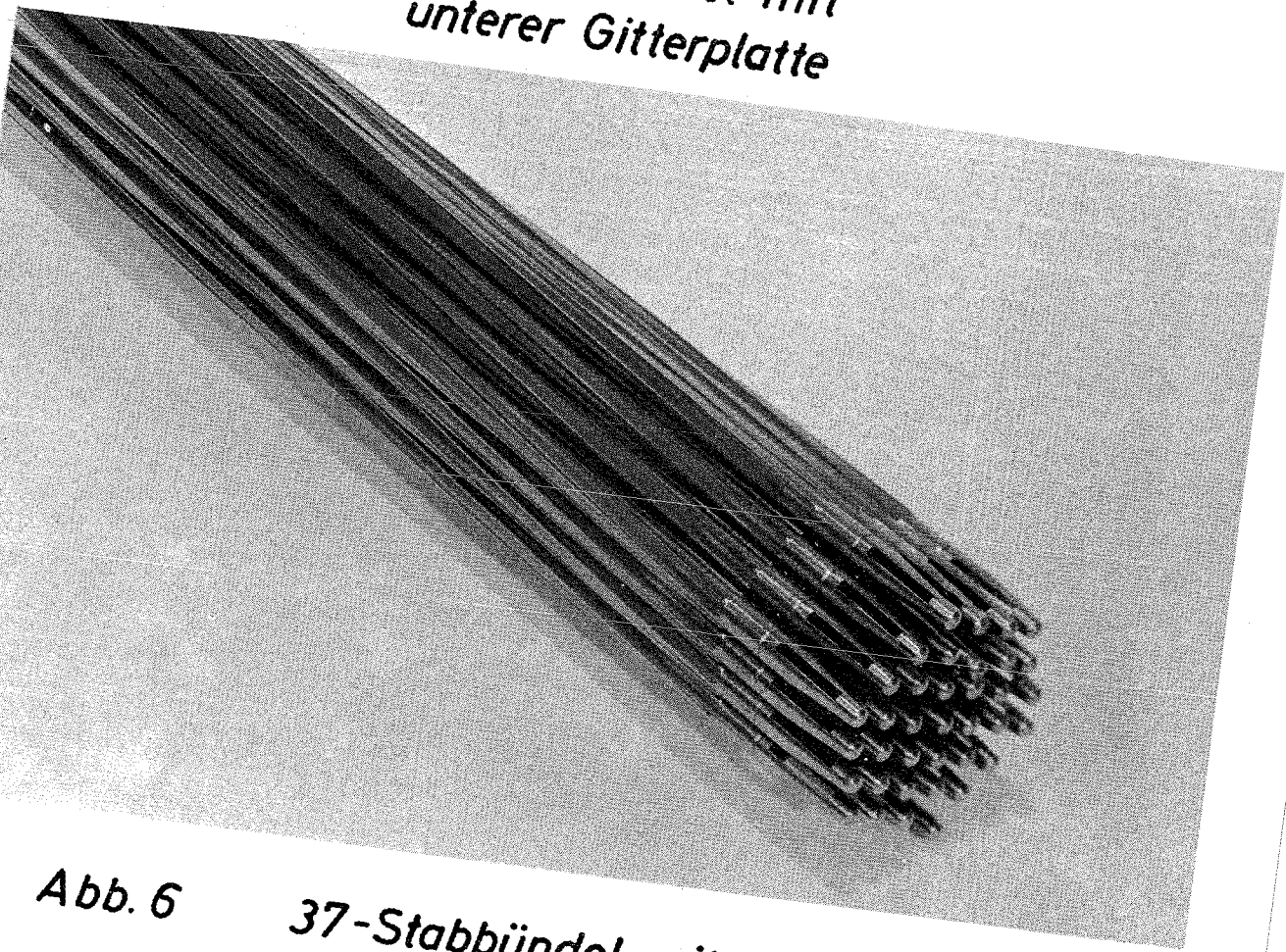


Abb. 6 37-Stabbündel mit
Längsschlitz für
die obere Stegplatte

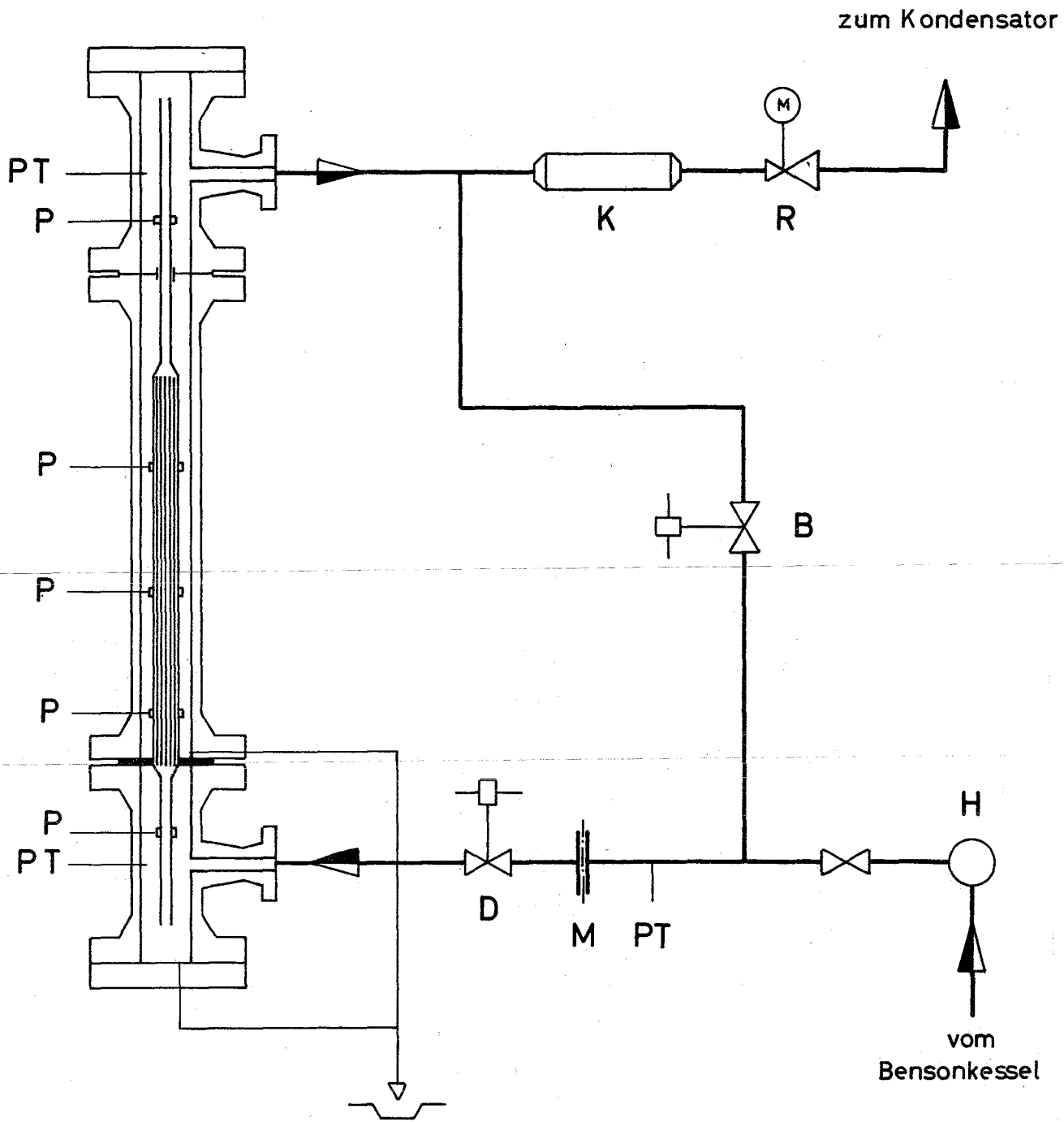


Abb. 8 Dampfkreislauf
und
Teststrecke
(schematisch)

- H Heißdampfverteiler
- B Bypaßventil
- D Drosselventil
- P Druckmeßstelle
- T Temperaturmeßstelle
- K Kühler
- R Reduzierstation
- M Mengenmeßstrecke

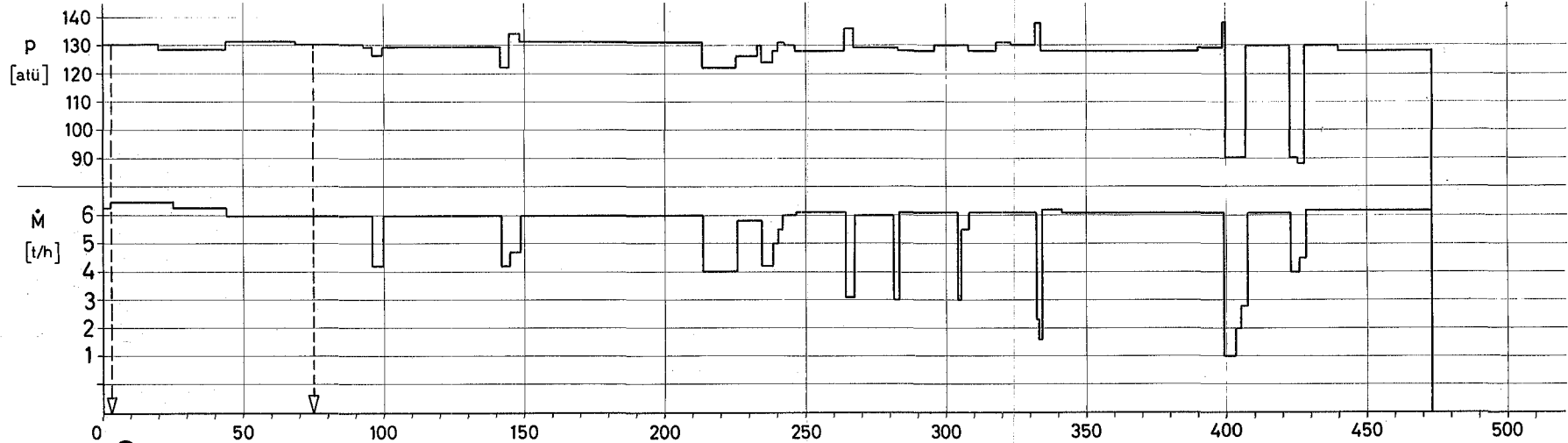


Abb. 9 Durchsatz u. Druck im Dauerversuch 1

p = Druck im Auslaufrohr hinter dem Bündel (Meßstelle 5)
 Temperatur in der Mitte des Bündels zwischen 505°C u. 510°C schwankend.
 ▽ = Versuchsunterbrechungen
 unberücksichtigte An- u. Abschaltzeiten : 12 Stunden

Versuchsdauer [h]

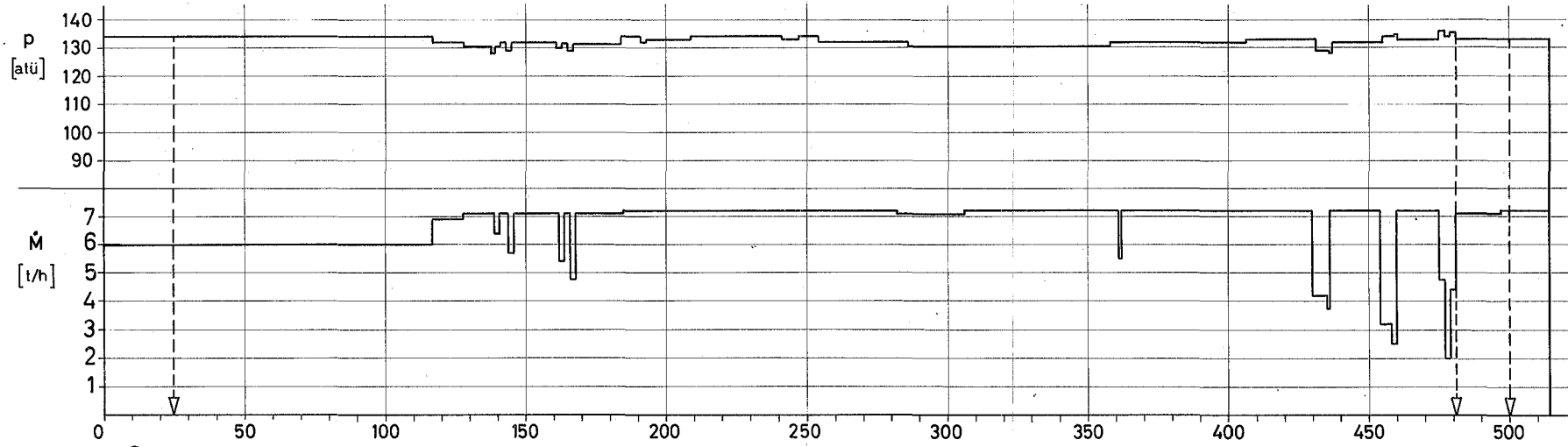


Abb. 10 Durchsatz u. Druck im Dauerversuch 2

p = Druck in der Mitte des Bündels
 Temperatur in der Mitte des Bündels zwischen 500°C u. 505°C schwankend
 ▽ = Versuchsunterbrechungen
 unberücksichtigte An- u. Abschaltzeiten : 25 Stunden

Versuchsdauer [h]

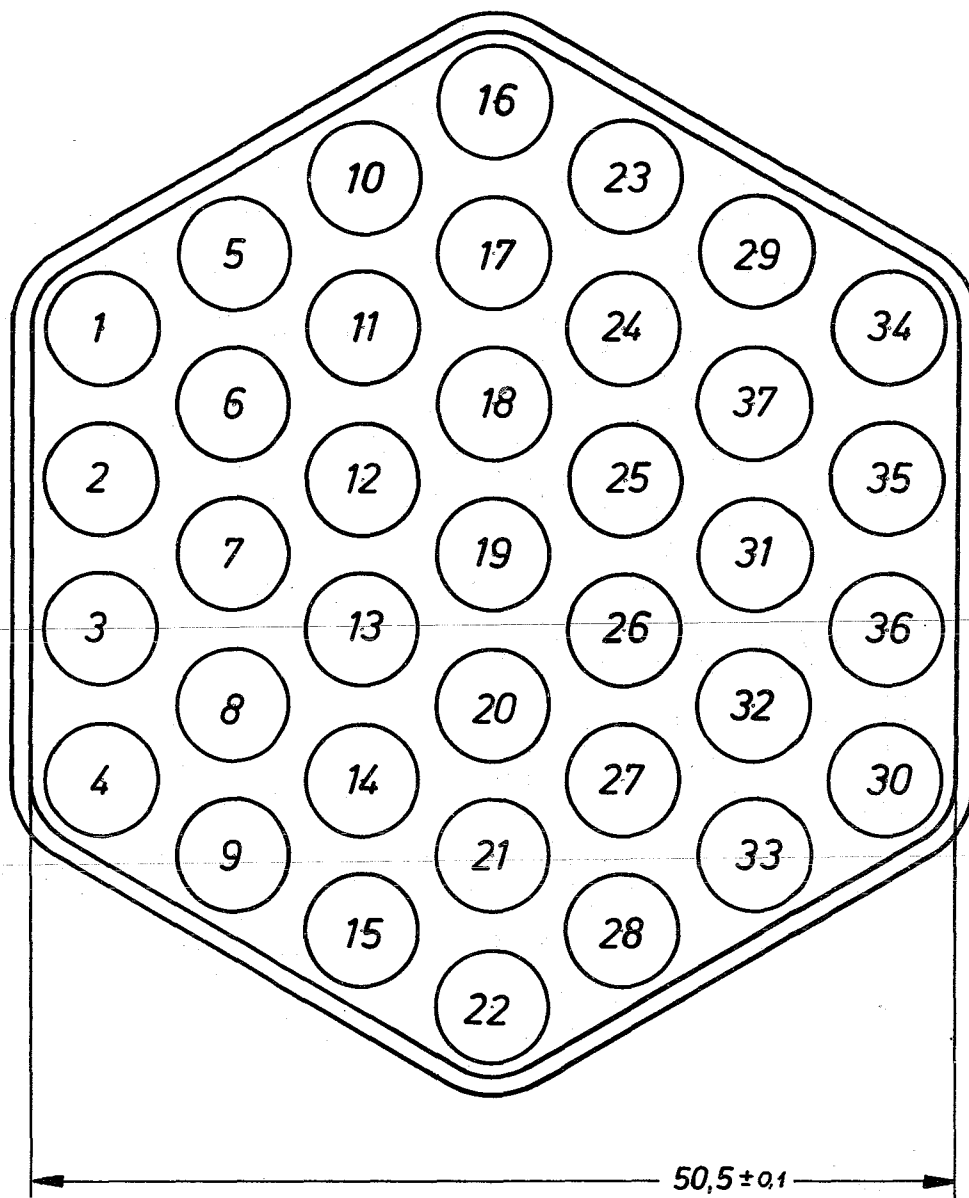


Abb. 11 Stabanordnung im Dauerversuch 1

Stäbe im Anlieferungszustand eingesetzt.

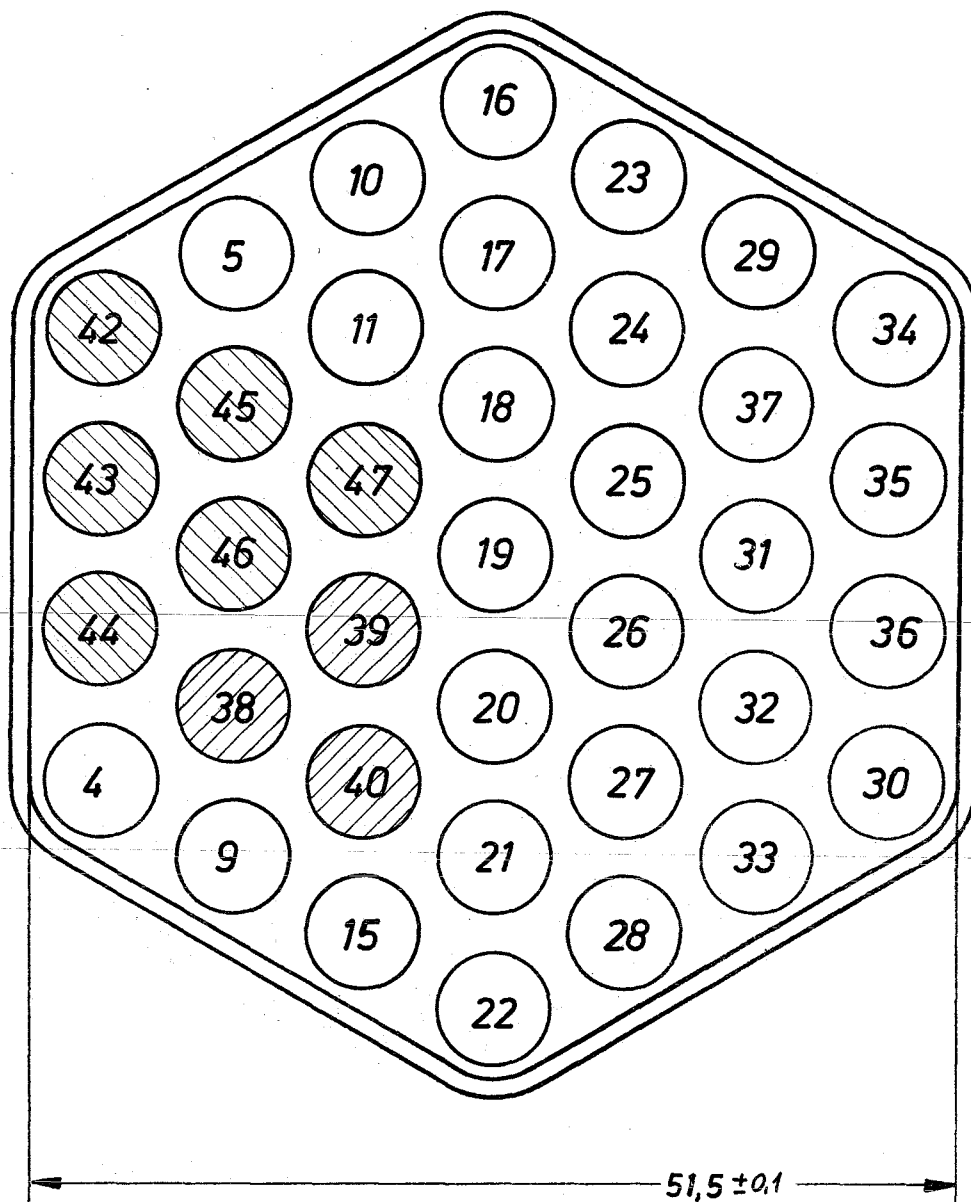


Abb. 12 Stabanordnung im Dauerversuch 2

Stäbe: 38, 39, 40; neue Stäbe, vor Einsatz gegläht

Stäbe: 42 - 47; neue Stäbe, im Anlieferungszustand eingesetzt, alle weiteren Stäbe aus Dauerversuch 1

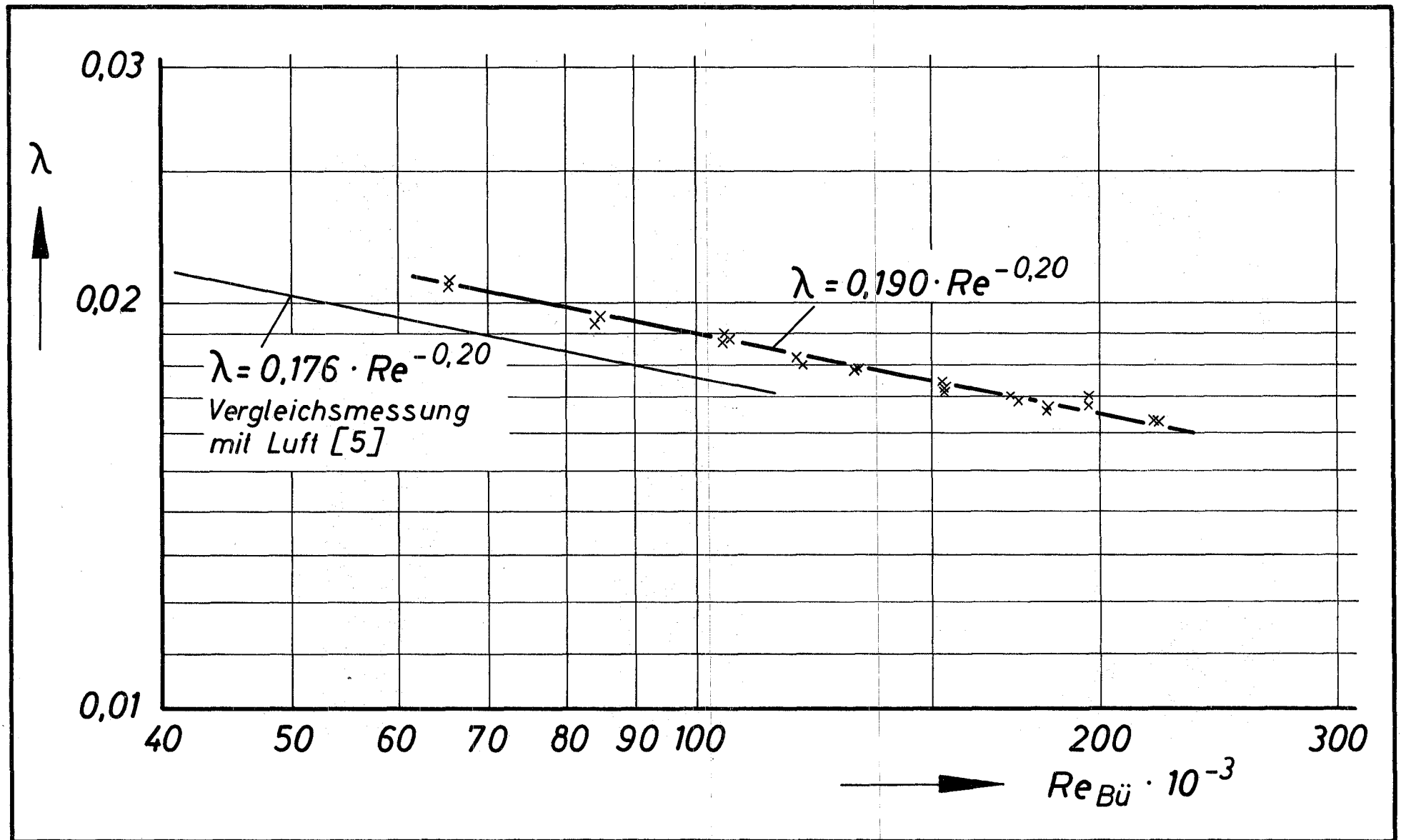


Abb.13 Druckverlustbeiwert des 37-Stab-Bündels in einem Brennelementkasten von 51,5 mm innerer Schlüsselweite in Abhängigkeit von der Re-Zahl

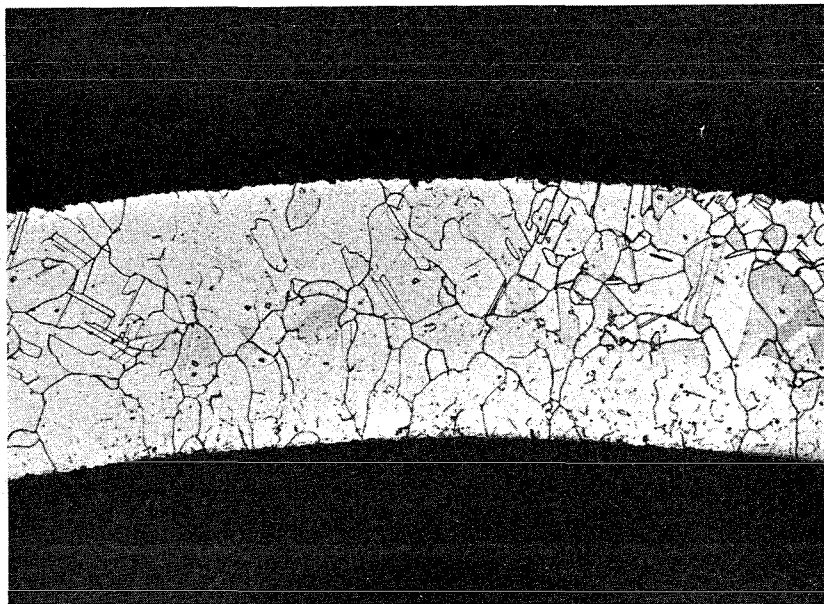
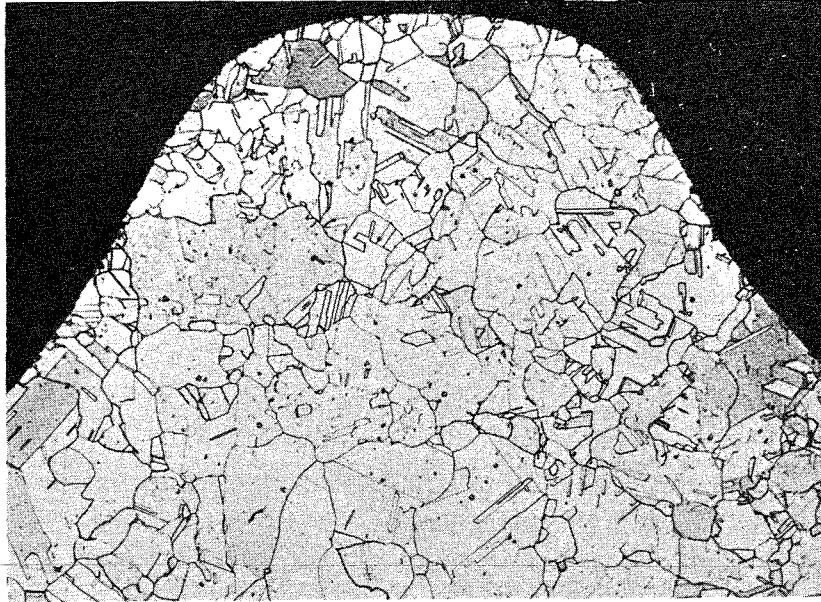
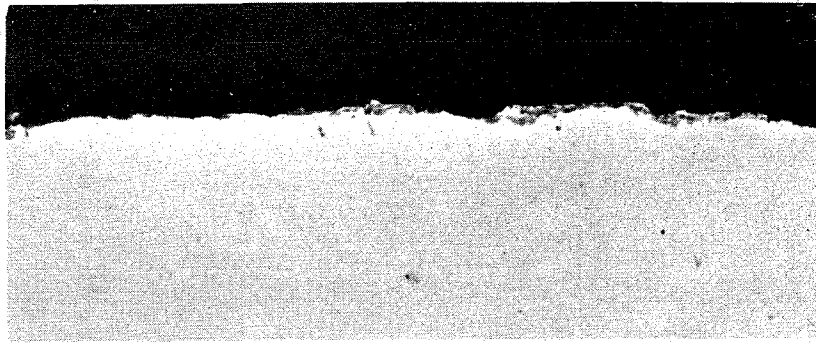
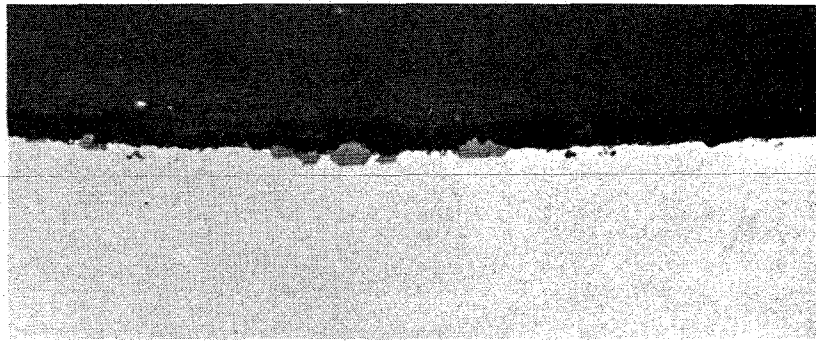


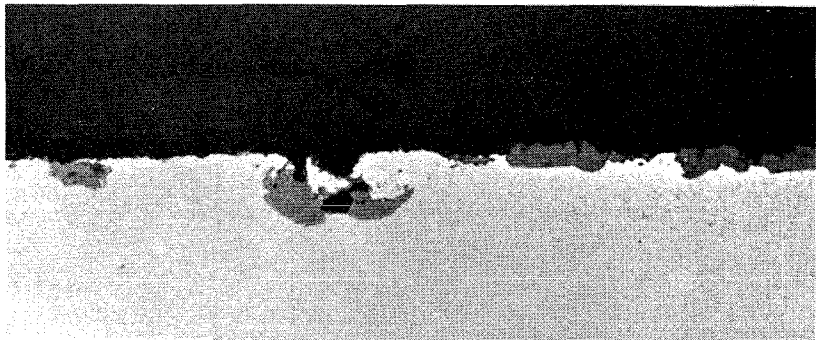
Abb.14 Metallographische Darstellung (100 X) von Rippenkopf und Rohrwandung im elektrolytisch geätzten Querschliff.



Rippenoberfläche



Rippenflanke



Wandung zwischen den Rippen

Abb.15 Metallographische Darstellung (1000 X) von Rippenkopf, Rippenflanke und Rohrwandung zwischen den Rippen im ungeätzten Querschliff.

Stab 14 : Anlieferungszustand,
Einsatz 500 Stunden im 1. Lauf.

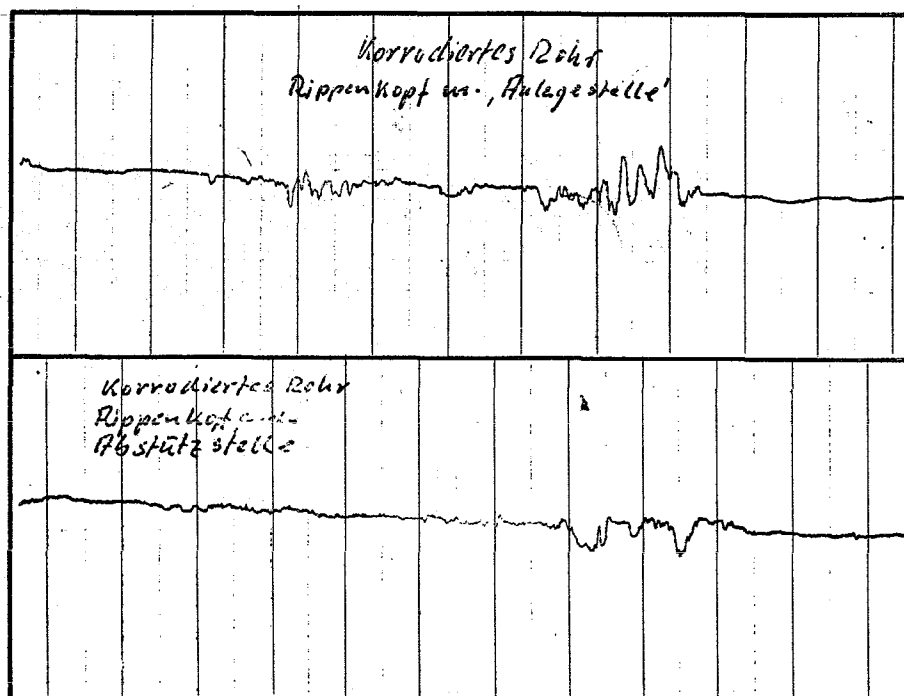
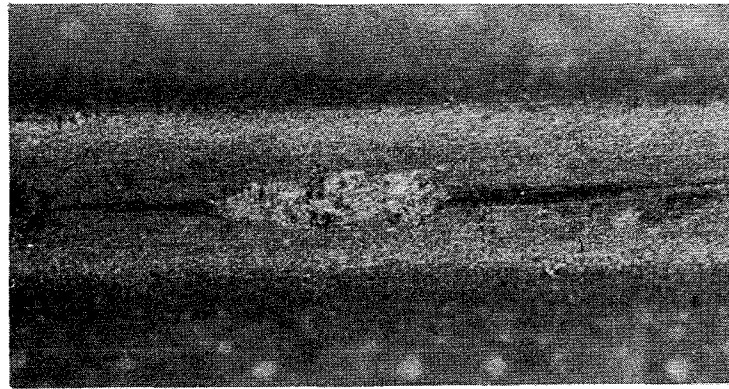


Abb.16 Abstützeffekte in mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Mikroskopische Untersuchung der Stäbe 8 und 13,
profilometrische des Stabes 6.

Stab 6,8,13 : Anlieferungszustand,

Einsatz 500 Stunden im 1. Lauf.

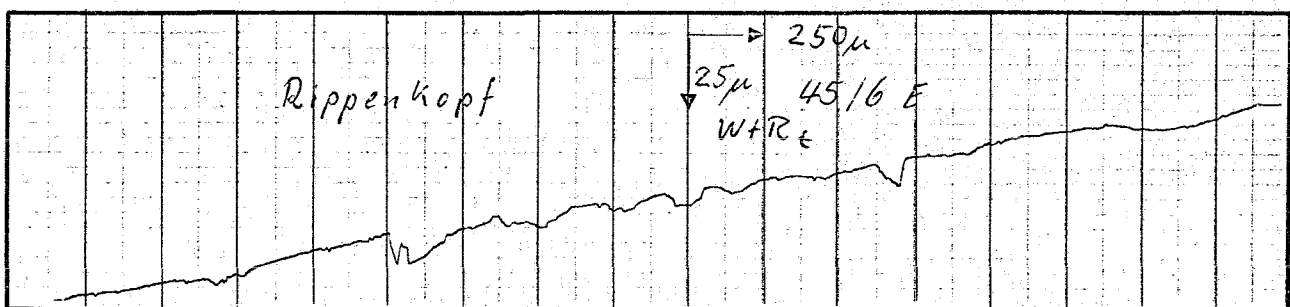
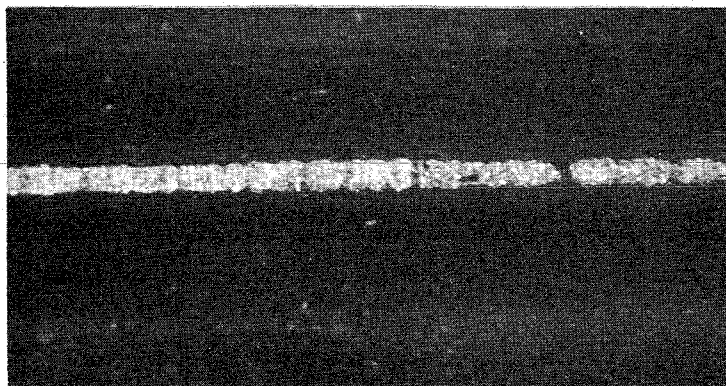
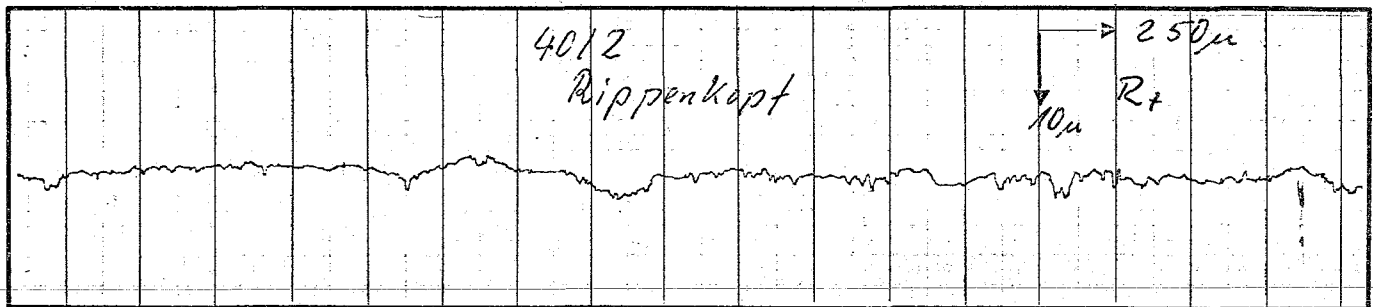
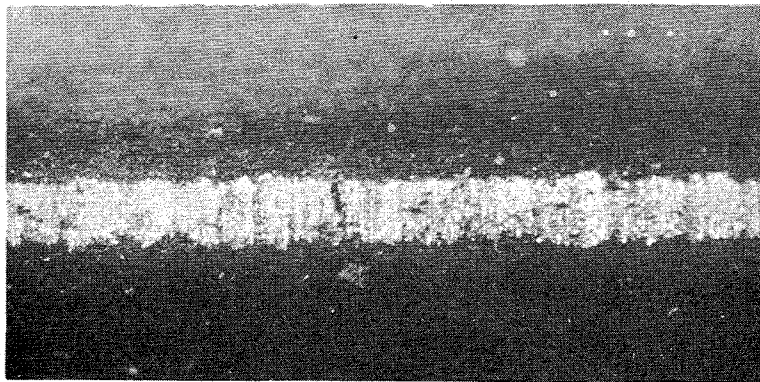


Abb.17 Abstützeffekte in mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Stab 40 : im Anlieferungszustand gegläht,
Einsatz 500 Stunden im 2. Lauf.

Stab 45 : Anlieferungszustand,
Einsatz 500 Stunden im 2. Lauf.

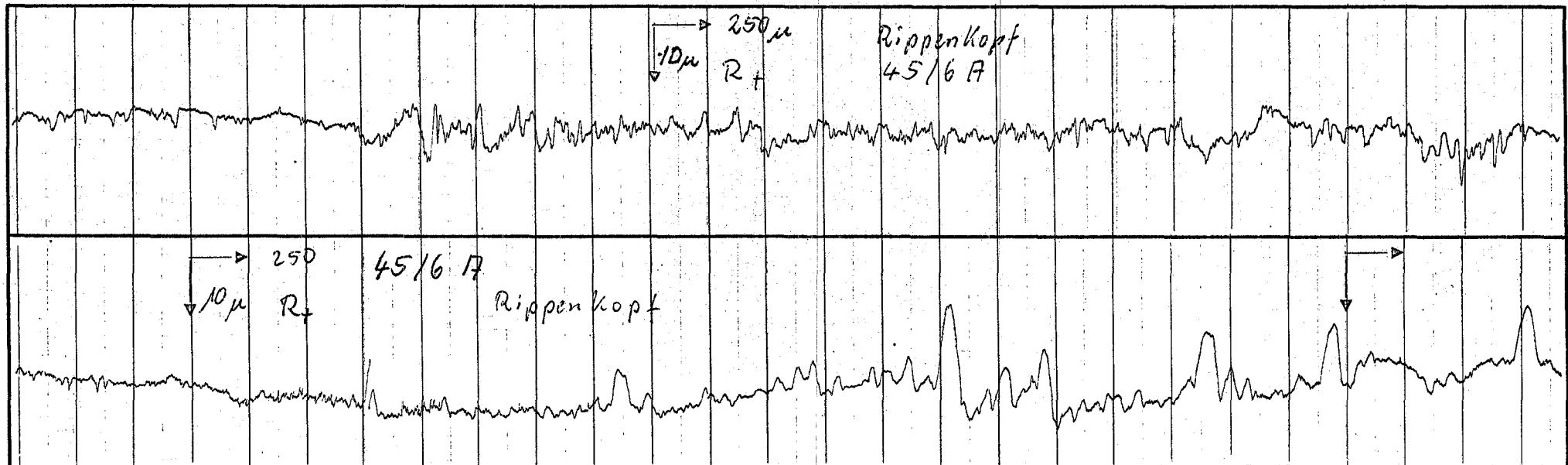
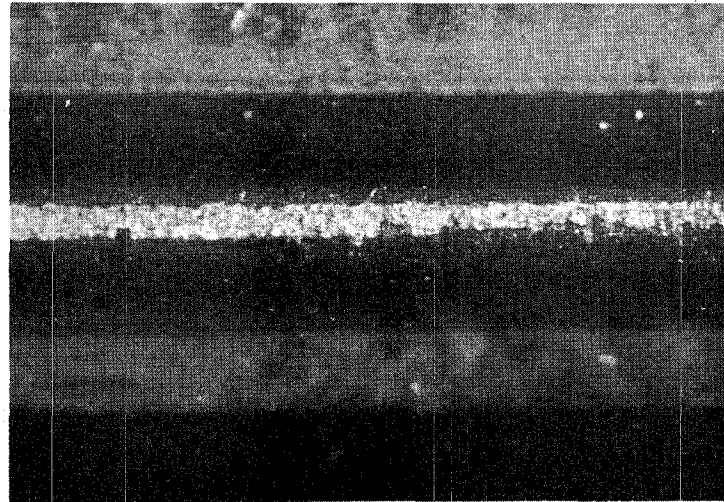


Abb.18 Abstützeffekte in mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Stab 45 : im Anlieferungszustand geüht,
Einsatz 500 Stunden im 2. Lauf.

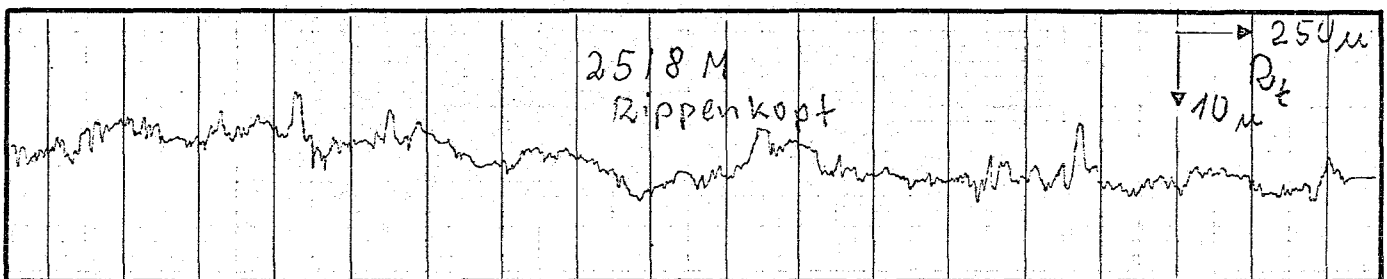
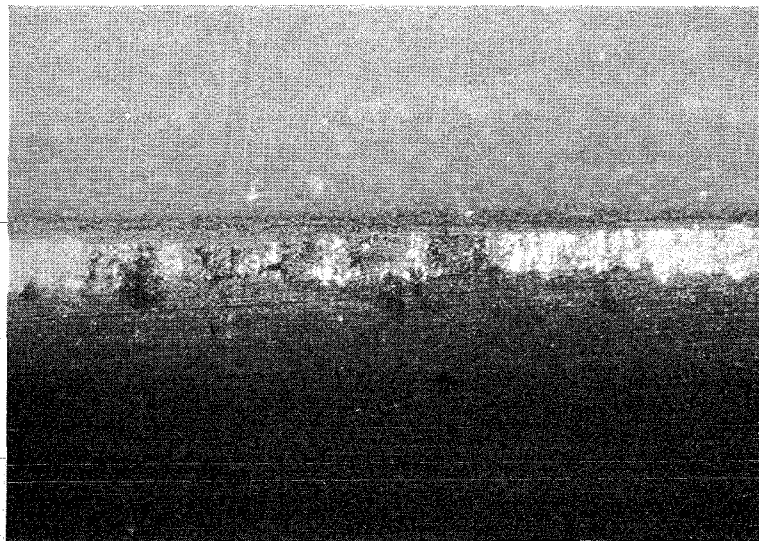
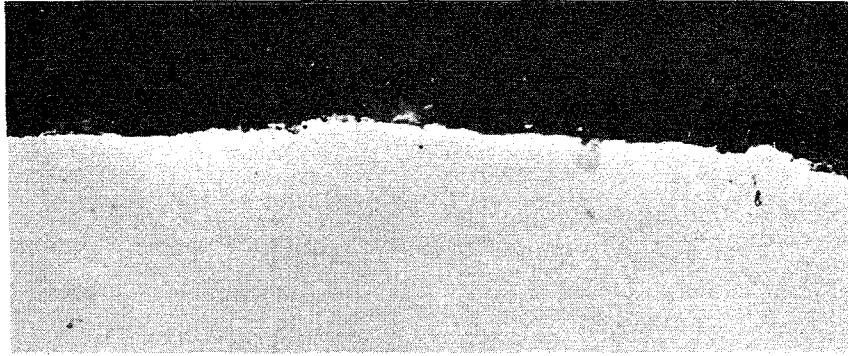


Abb.19 Abstützeffekte in metallographischer (1000 X), mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Stab 25 : Anlieferungszustand,
Einsatz insgesamt 1000 Stunden
im 1. und 2. Lauf.

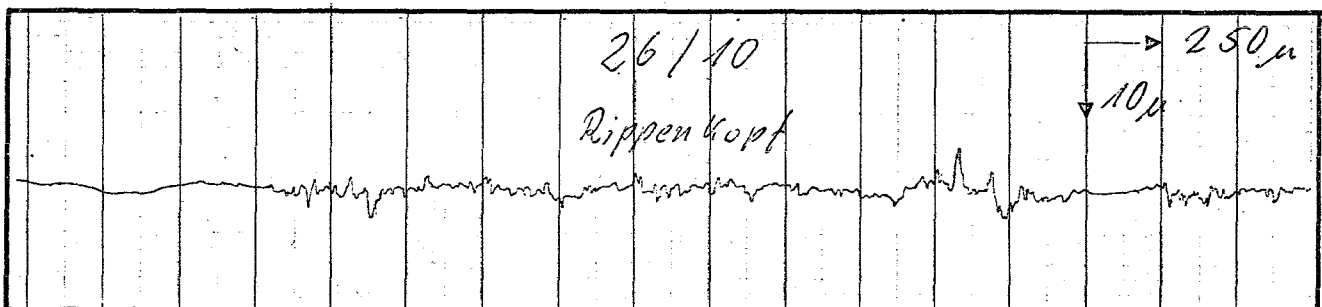
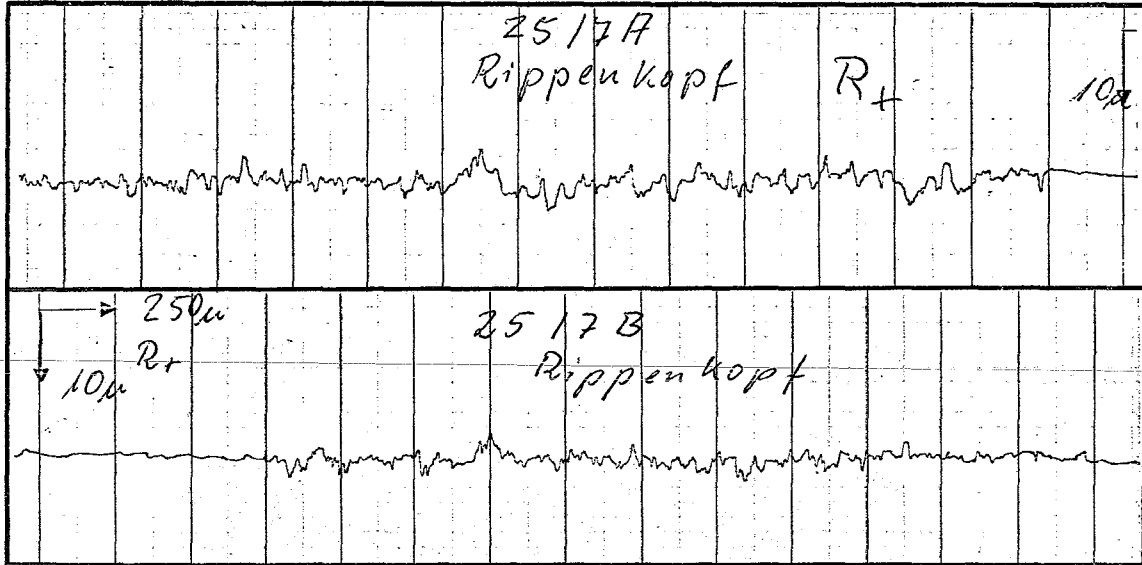
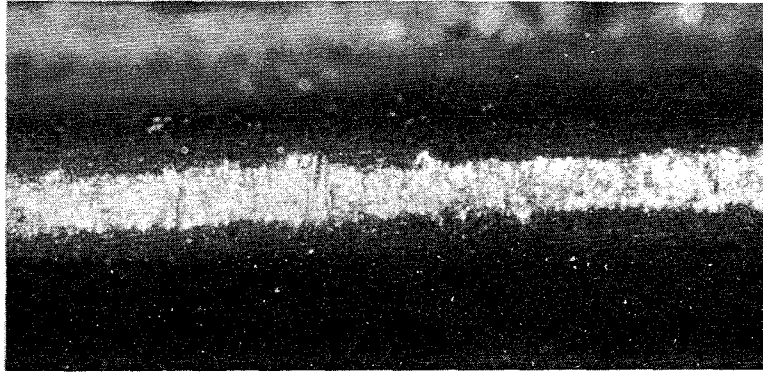


Abb.20 Abstützeffekte in mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Stab 25 und 26 : Anlieferungszustand,
Einsatz insgesamt 1000 Stunden
im 1. und 2. Lauf.

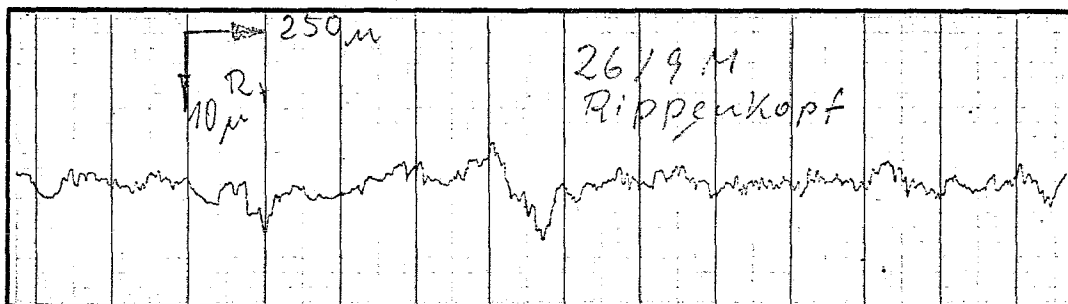
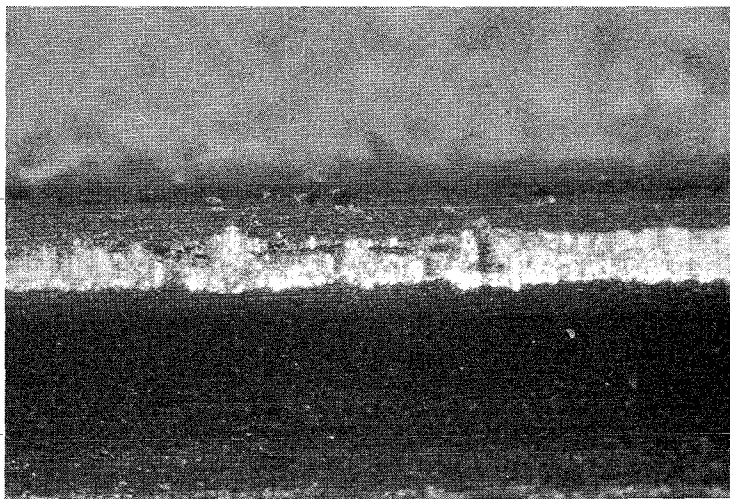
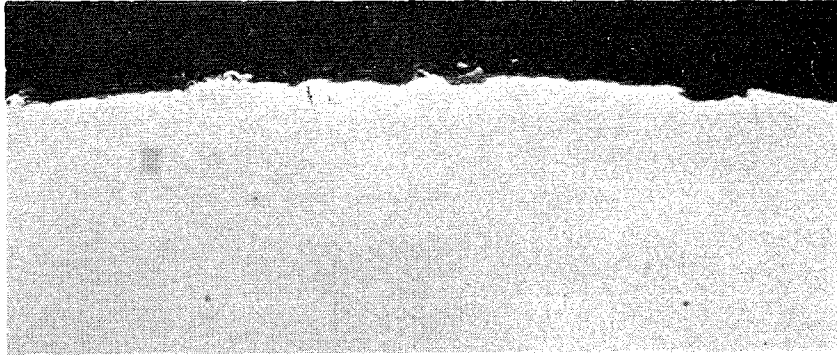


Abb.21 Abstützeffekte in metallographischer (1000 X), mikroskopischer (32 X) und profilometrischer (40 X) Darstellung.

Stab 26 : Anlieferungszustand,
Einsatz insgesamt 1000 Stunden
im 1. und 2. Lauf.

