

KfK 4407
Mai 1988

**REBEKA-Bündelversuche
Untersuchungen zur
Wechselwirkung zwischen
aufblähenden Zircaloyhüllen
und einsetzender
Kernnotkühlung**

Abschlußbericht

**K. Wiehr
Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit**

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
Institut für Reaktorbauelemente
Projekt Nukleare Sicherheit

KfK 4407

REBEKA - Bündelversuche

**Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden
Zircaloyhüllen und einsetzender Kernnotkühlung**

Abschlußbericht

K. Wiehr

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Kurzfassung

Dieser Bericht ist eine Zusammenfassung von experimentellen Untersuchungen, die das Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles eines Druckwasserreaktors DWR behandeln. Die Experimente wurden mit 5x5 und 7x7-Stabbündeln durchgeführt, wobei indirekt elektrisch beheizte Brennstabsimulatoren voller Länge in original DWR-KWU-Geometrie mit original Abstandshaltern und Zircaloy-4-Hüllen verwendet wurden (Typ Biblis B). Die Brennstabsimulatoren wiesen ein in 7 Stufen bzw. kontinuierlich ausgebildetes, cosinusförmiges, axiales Leistungsprofil auf.

Um die Wechselwirkung zwischen der plastischen Verformung der Hüllrohre und der Kernnotkühlung zu untersuchen, wurden die Nachzerfallswärme und repräsentative Kühlbedingungen simuliert. Die Hüllrohrtemperaturverläufe, die von diesen Parametern und vom Grad der plastischen Verformung der Hüllrohre abhängen, entwickelten sich ohne irgend welche weiteren Regeleingriffe.

Der Bericht beschreibt die Zielsetzung der verschiedenen Bündelversuche, die verwendeten Brennstabsimulatoren, die Testanlage, die Instrumentierung, den Versuchsablauf und die experimentellen Ergebnisse.

Die Ergebnisse beschreiben Einflüsse von verschiedenen Parametern wie z.B. den der Bündelgröße auf die maximale Kühlkanalversperrung, den der Kühlung auf die Größe der Umfangsdehnung der Hüllrohre (azimutale Hüllrohrtemperaturverteilung), den eines kalten Regelstabführungsrohres und der Strömungsrichtung (axiale Temperaturverteilung) auf die daraus resultierende Kühlkanalversperrung.

Ferner wird der Einfluß von verschiedenartigen Brennstabsimulatoren einschließlich verformter und geborstener Zircaloyhüllen sowie von Thermoelementen auf die Hüllrohrtemperaturverläufe und das Wiederbenetzungsverhalten diskutiert.

Alle Ergebnisse, die im Rahmen des REBEKA-Programmes erzielt worden sind, zeigen, daß die Kühlbarkeit der Brennelemente eines DWR im Falle eines Kühlmittelverluststörfalles gewährleistet ist.

Daraus kann der Schluß gezogen werden, daß die Notkühlkriterien, die von der Genehmigungsbehörde erstellt worden sind, erfüllt werden können.

REBEKA-Bundle Experiments. Final Report.

Abstract

This report is a summary of experimental investigations describing the fuel rod behavior in the refilling and reflooding phase of a loss-of-coolant accident of a pressurized water reactor PWR. The experiments were performed with 5x5 and 7x7 rod bundles, using indirectly electrically heated fuel rod simulators of full length with original PWR-KWU-geometry, original grid spacers and Zircaloy-4-claddings (Type Biblis B). The fuel rod simulators showed a cosine shaped axial power profile in 7 steps and continuous, respectively.

To investigate the interaction between cladding deformation and emergency core cooling, the decay heat and representative cooling conditions were simulated. The cladding temperature histories depending on these parameters and the plastic deformation of the claddings developed without any further control operations.

The report describes the aim of the different bundle experiments, the fuel rod simulators used, the test loop, the instrumentation, the test procedure and the experimental results.

The results describe the influence of the different parameters such as bundle size on the maximum coolant channel blockage, that of the cooling on the size of the circumferential strain of the cladding (azimuthal temperature distribution) a cold control rod guide thimble and the flow direction (axial temperature distribution) on the resulting coolant channel blockage. The rewetting behavior of different fuel rod simulators including ballooned and burst Zircaloy claddings is discussed as well as the influence of thermocouples on the cladding temperature history and the rewetting behavior.

All results gained in the REBEKA program prove the coolability of a PWR in the case of a LOCA.

Therefore, it can be concluded that the ECC-criteria established by licensing authorities can be fulfilled.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	
Abstract	
1. Einleitung	1
2. Stand des Wissens zu Beginn der Arbeiten	4
3. Merkmale des Vorhabens	5
4. Allgemeine Zielsetzung	6
4.1 Einzeleffekt-Versuche	6
4.2 Integrale Versuche	6
5. Versuchsprogramm	7
5.1 Einzelstabversuche	7
5.2 Bündelversuche	8
5.2.1 REBEKA-1	10
5.2.2 REBEKA-2	10
5.2.3 REBEKA-3	11
5.2.4 REBEKA-4	11
5.2.5 REBEKA-Thermoelement-Tests	11
5.2.6 REBEKA-Materialtest	12
5.2.7 REBEKA-5	12
5.2.8 REBEKA-6	13
5.2.9 REBEKA-7	14
6. Versuchseinrichtungen	16
6.1 Testkreislauf für Bündelexperimente und Versuchsablauf	16
6.2 Brennstabsimulator (BSS)	17
6.3 Teststrecke	19
6.4 Stromversorgung	20
6.5 Leistungsabgleich der BSS	20
6.6 Instrumentierung	22
6.6.1 Instrumentierung der Teststrecke	22
6.6.2 Instrumentierung des Bündels	22
6.6.3 Instrumentierung der Abstandshalter mit Fluidthermoelementen	23
6.6.4 Instrumentierung des Bündelkastens	24
6.6.5 Angaben zur Meßgenauigkeit	24
7. Letzte Kontrollen unmittelbar vor Versuchsbeginn	26
8. Ergebnisse	27

8.1	Einfluß der Bündelgröße auf die maximale Kühlkanalversperrung bei Hüllrohrverformungsexperimenten in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles	27
8.1.1	Radiales Temperaturprofil	28
8.1.2	Hüllrohrverformung	28
8.2	Einfluß der Kühlung auf die max. Hüllrohrumfangsdehnung	30
8.2.1	Geringe Kühlung	30
8.2.2	Intensive Kühlung	31
8.2.3	Einfluß von kalten Regelstabführungsrohren	33
8.3	Einfluß der Kühlmittelströmung auf die Lage der Dehnungsmaxima	35
8.3.1	Einphasige Dampfströmung	37
8.3.2	Zweiphasenströmung mit Strömungsumkehr	37
8.3.3	Zweiphasenströmung ohne Strömungsumkehr	38
8.4	Kühlkanalversperrung	40
8.5	Bewertung von Berstdaten	42
8.6	Meßfehler der verwendeten Thermoelemente (TE)	43
8.6.1	Eingebettetes TE in Inconelhülle	44
8.6.2	Auf Simulatorhülle aufgepunktetes TE	44
8.7	Beeinflussung des Hüllrohrtemperaturverlaufs durch außen aufgepunktete TEs und der Einfluß der Umgebung auf damit gemessene Temperaturen	46
8.7.1	Einfluß eines aufgepunkteten TEs	48
8.7.1.1	Versuchsanordnung	48
8.7.1.2	Versuchsführung	49
8.7.2	Einfluß von Thermoelementen vom Typ REBEKA	49
8.7.3	Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf den Wiederbenetzungszeitpunkt	50
8.8	Das Wiederbenetzungsverhalten	51
8.8.1	Wiederbenetzungsverhalten verschiedener Brennstabsimulatoren	51
8.8.2	Wiederbenetzungsverhalten von verformten und geborstenen Hüllrohren	52
9.	Zusammenfassung und Schlußfolgerungen	55
10.	Literatur	58

1. Einleitung

Die sicherheitstechnischen Untersuchungen, die im Kernforschungszentrum Karlsruhe unter Federführung des Projektes Nukleare Sicherheit durchgeführt wurden, waren Bestandteil des LWR-Sicherheitsprogrammes der Bundesrepublik Deutschland.

Eines der experimentellen Programme, welches im Institut für Reaktorbauelemente bearbeitet wurde, behandelte das Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles (KVS) eines Druckwasserreaktors (DWR) und trug den Titel:

"Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Notkühlung" (REBEKA-Programm)

Dieses REBEKA-Programm (REaktortypisches Bündel-Experiment Karlsruhe) lief von 1973 - 1986. Aufgabe dieses Programmes war es, eine experimentelle Datenbasis zu liefern, um Rechenprogrammsysteme zu erstellen, zu verifizieren und weiterzuentwickeln, mit deren Hilfe der analytische Nachweis einer ausreichenden Nachkühlbarkeit des Reaktorkerns im Falle eines KVS erbracht werden kann.

Im Rahmen des atomrechtlichen Genehmigungsverfahrens für Druckwasserreaktoren muß der Nachweis geführt werden, daß die Auswirkungen aller im Primärkreislauf denkbaren Rohrleitungsbrüche mit daraus resultierendem Kühlmittelverlust beherrscht werden. Bei den s.g. Kühlmittelverluststörfällen wird derzeit dem doppelendigen Bruch der Hauptkühlmittelleitung zwischen Hauptkühlmittelpumpe und Reaktordruckbehälter die größte Bedeutung im Sinne des Auslegungstörfalles für die Kernnotkühlsysteme beigemessen (Abb. 1).

Nach Abriß einer Hauptkühlmittelleitung schaltet sich der Reaktor selbständig ab. Die weiterhin noch erzeugte Nachzerfallswärme sowie die im Kernbrennstoff gespeicherte Wärme erfordern jedoch auch weiterhin eine zuverlässige Kühlung des Reaktorkerns. Hierzu dienen Notkühlsysteme, die nach erfolgter Entleerung des Reaktordruckbehälters das in Druckspeichern und Flutbehältern gespeicherte Notkühlwasser in den Reaktorkern einspeisen, um diesen wieder mit Kühlmittel zu bedecken und eine zuverlässige langfristige Kühlung der Brennelemente sicherzustellen.

Nach Entleerung des Reaktordruckbehälters ist die Kühlung der Brennelemente jedoch kurzfristig unterbrochen bzw. verschlechtert, bis die Kühlung des einge-

speisten Notkühlwassers wirksam wird. Hierbei können die Brennstabhüllen aus Zircaloy Temperaturen erreichen, bei denen sie unter der Wirkung des infolge des Einfülldruckes sowie der Spaltgasfreisetzung bewirkten inneren Überdruckes aufblähen bzw. bersten und somit zu einer lokalen Verengung der Kühlkanäle führen. Eine weitere Beschädigung der Brennelemente ist nur dann zu verhindern, wenn trotz der verringerten Strömungsquerschnitte keine weitere wesentliche Temperaturerhöhung der Brennstäbe auftritt.

Der Nachweis einer ausreichenden Notkühlbarkeit des Reaktorkerns erfolgt bei der derzeitigen Genehmigungspraxis auf der Basis eines s.g. Schadensumfangsberichtes. Hierbei wird die Zahl der geborstenen Brennstabhüllrohre sowie die Größe und Verteilung der Hüllrohrverformungen im Reaktorkern ermittelt und versucht aufzuzeigen, daß größere Kühlkanalversperrungen auf kleine Bereiche im Reaktorkern begrenzt bleiben und tolerierbar sind.

Druckwasserreaktoren der Kraftwerk Union (KWU) verfügen über eine kombinierte Heiß-Kalteinspeisung. Dies bedeutet, daß nach dem Bruch einer Hauptkühlmittelleitung bereits gegen Ende der Druckentlastungsphase mit der Einspeisung des Notkühlwassers sowohl über alle vier Hauptkühlmittel-Eintrittsleitungen (kalter Strang) als auch über alle vier Hauptkühlmittel-Austrittsleitungen (heißer Strang) in den Reaktordruckbehälter begonnen wird.

Im Normalbetrieb eines DWR durchströmt das Kühlmittel den Reaktorkern von unten nach oben. Rechenergebnisse einer konservativen als auch einer best-estimate Analyse zeigen, daß für den Fall des Bruchs der Hauptkühlmittelleitung im kalten Strang spätestens 10 Sekunden nach Störfalleintritt eine abwärtsgerichtete Strömung im Reaktorkern zur Bruchstelle hin herrscht. Diese bleibt bis zur Entleerung des Reaktordruckbehälters erhalten.

In der s.g. Wiederauffüllphase wird das fast leere untere Druckbehälterplenum bis zum unteren beheizten Brennelementende wieder mit Wasser aufgefüllt. Während dieser Phase ist der Strömungsweg vom Reaktorkern über den Ringraum zum gebrochenen Strang noch weitgehend unversperrt; es herrscht also weiterhin eine überwiegend abwärtsgerichtete Strömung.

Erreicht der Wasserspiegel die untere Kante des Kernmantels, beginnt auch das kaltseitig eingespeiste Notkühlwasser in die Brennelemente einzudringen. Mit Beginn der Flutphase, d.h. mit Erreichen des unteren beheizten Endes der Brennelemente durch den Wasserspiegel, werden die Brennelemente überwiegend

von unten nach oben von einem sich in seiner Zusammensetzung ändernden Zweiphasengemisch durchströmt.

Die tatsächlichen Strömungsverhältnisse bei kombinierter Heiß- und Kalteinspeisung sind zwar gemäß neuerer Rechenergebnisse mit dem TRAC-Thermohydraulik-Code wesentlich komplizierter [1, 2], können aber in erster Näherung durch diese Beschreibung wiedergegeben werden.

Das sich beim Fluten einstellende Strömungs- und Wärmeübergangsbild läßt sich in verschiedene Zonen einteilen. Oberhalb der Benetzungsfront befindet sich der unbenetzte Hüllrohrteil mit den Wärmeübergangsbereichen Dampfkonvektion, Nebelkühlung und Filmsieden und unterhalb der Benetzungsfront im bereits wiederbenetzten Bereich sind das Blasensieden und die Flüssigkeitskonvektion zu finden. Diese Zonen bewegen sich mit fortschreitender Flutzeit in Strömungsrichtung nach oben [3]. Auch dieses Bild wird bei kombinierter Heiß- und Kalteinspeisung und von oben in das Bündel eindringenden Wassermassen durch Benetzungsfronten, die entgegen der Hauptkühlmittelströmung laufen, überlagert.

Während dieser Strömungs- und Wärmeübergangsverhältnisse in der Wiederauffüll- und Flutphase können die Hüllen auf Grund ihrer Temperatur- und Innendruckbelastung (Abb. 2) verformen und bersten, wobei sich zwischen der Hüllrohrverformung und der Notkühlung eine Wechselbeziehung einstellt. Diese Wechselbeziehung beeinflußt den zeitlichen Hüllrohrtemperaturverlauf und die axiale Lage des Temperaturmaximums, die Hüllrohrverformung bezüglich ihrer Umfangsdehnung und der axialen Position der Berststelle und damit die daraus resultierende Kühlkanalversperrung. Die Hüllrohrtemperaturen und Verformungen beeinflussen jedoch ihrerseits wieder die Strömungs- und Wärmeübergangsverhältnisse.

2. Stand des Wissens zu Beginn der Arbeiten

Über die Vorgänge und Randbedingungen beim Brennstabversagen während eines Kühlmittelverluststörfalles war wenig bekannt. Es wurden daher an verschiedenen Forschungsstellen im In- und Ausland entsprechende experimentelle und theoretische Untersuchungen durchgeführt [4-9].

Bei den bisher durchgeführten Experimenten handelte es sich entweder um rein metallkundliche Versuche zum Hüllrohrversagen ohne Berücksichtigung einer repräsentativen Kühlung oder um rein thermohydraulische Versuche zur Bestimmung von Wärmeübergangszahlen ohne Berücksichtigung von Hüllrohrverformungen. Alle Versuche wurden unter vereinfachten Randbedingungen und zum Teil an direkt beheizten Hüllrohrabschnitten mit gesteuerten und vorgegebenen Hüllrohrtemperaturtransienten durchgeführt. Bei diesen Versuchen konnte daher die Wechselwirkung zwischen dem Aufblähvorgang der Zircaloy-Hüllen und der Kühlwirkung des bei der einsetzenden Notkühlung entstehenden Wasser-Dampf-Gemisches nicht ermittelt werden. Der zeitabhängige Verformungsvorgang der Zircaloy-Hüllen wurde bei allen bisherigen Versuchen nicht erfaßt. Die verformten und geborstenen Hüllrohre wurden lediglich nach Versuchsende vermessen und untersucht. Die hierbei gewonnenen experimentellen Daten waren daher nur eine unvollständige Basis für die Entwicklung eines Codes zur Beschreibung des zeitlichen und örtlichen Verlaufes des Aufblähvorganges.

3. Merkmale des Vorhabens

Ein Merkmal der im folgenden beschriebenen Experimente besteht darin, daß sie unter reaktorähnlichen Versuchsbedingungen durchgeführt werden und eine Wechselwirkung zwischen Hüllrohrverformung und Kernnotkühlung eintritt.

Der Aufblähvorgang läuft hier nicht unter Vorgabe errechneter Hüllrohrtemperaturtransienten ab, sondern die Speicher- und Nachwärme eines Brennstabes, die zur Aufheizung der Hülle führen, werden durch den konstruktiven Aufbau des Brennstabsimulators und die elektrische Beheizung simuliert und ein repräsentativer Hüllrohrtemperaturverlauf stellt sich von selbst durch Vorgabe reaktorspezifischer Notkühlbedingungen ein.

Ein weiteres wesentliches Merkmal des experimentellen Vorhabens besteht darin, daß eine Erfassung des zeitabhängigen Aufblähvorganges der Zircaloy-Hülle durch Messung von Temperatur, Druck und Verformung an der aufblähenden Stelle durchgeführt wird [10, 11]. Hiermit wird eine wichtige Voraussetzung für die Entwicklung eines Codes zur Beschreibung des Brennstabverhaltens geschaffen.

4. Allgemeine Zielsetzung

Das Vorhaben hatte zum übergeordneten Ziel, experimentelle Informationen z.B. für das aus einzelnen Modulen aufgebaute Programmsystem SSYST, welches auch im Rahmen des PNS der KfK gefördert wurde, zu liefern. Es verfolgte im einzelnen folgende Ziele:

4.1 Einzeleffekt-Versuche

Systematische Einzelstabversuche hatten das Ziel, die Simulationsqualität der entwickelten Brennstabsimulatoren zu untersuchen und ein REBEKA-Verformungs- und Berstkriterium zu erstellen [12]. Dies geschah in folgenden Untersuchungsschritten:

Überprüfung des thermischen Verhaltens der Brennstabsimulatoren;

Überprüfung des gasdynamischen Verhaltens, d.h. der Gasströmung im Spalt von den Gasplena zur Beule [13, 14];

Experimente zum Hüllrohrverformungsmechanismus an verkürzten Brennstabsimulatoren (etwa 650 Versuche), sowie an Brennstabsimulatoren voller Stablänge mit axialem Leistungsprofil [15 - 22].

4.2 Integrale Versuche

Die Bündelexperimente in 5 x 5 - bzw. 7 x 7 - DWR-Anordnung dienen der Untersuchung des Einflusses der Kernnotkühlung auf die Hüllrohrverformung im Bündelverband. Dabei standen im Vordergrund:

- die Ermittlung der Beeinflussung des Aufblähvorganges durch die Kernnotkühlung
- die Untersuchung der thermischen und mechanischen Wechselwirkung benachbarter Stäbe beim Aufblähen im Stabbündel
- der Einfluß der Abstandshalter auf den Wärmeübergang und damit die Verformung
- der Einfluß kalter Regelstabführungsrohre im Bündelverband auf die Verformung
- die Gewinnung von Aussagen über mögliche Versagensfortpflanzung, sowie
- die Untersuchung über Ausmaß und Verteilung von Kühlkanalversperrungen.

5. Versuchsprogramm

Die Versuche wurden in aufeinander aufbauenden Versuchsserien durchgeführt, bestehend aus Einzelstabexperimenten und Bündelversuchen.

5.1 Einzelstabversuche

In Einzelstabexperimenten wurde der Verformungsmechanismus von Zircaloy-Hüllen systematisch untersucht. Dabei wurde der zeitliche Verlauf des Aufblähvorganges mit Hilfe einer Röntgendurchleuchtungsanlage und einer Filmkamera aufgezeichnet. Auf diese Weise war es möglich, den Innendruck, die Hüllrohrtemperatur und die Verformung zeitlich zu korrelieren.

In etwa 650 Einzelstabexperimenten [23] wurde das Aufbläh- und Berstverhalten von spannungsarm geglühten und von teilrekristallisierten Zircaloy-Hüllrohren untersucht.

Die Versuche wurden mit konstanten Aufheizraten von 1 - 30 K/s, mit konstanter Temperatur während der Verformung und auch mit stilisierten Temperaturverläufen durchgeführt.

Die Versuchsatmosphäre war in einigen Versuchen Luft, bei der überwiegenden Anzahl Wasserdampf und bei wenigen Versuchen Inertgas, um den Einfluß der Oxidation auf die Verformung zu eliminieren.

Die Wärmeübergangsbedingungen wurden von adiabaten Verhältnissen bis zu Wärmeübergangszahlen von etwa $100 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ variiert.

Der Innendruck der Hüllrohre wurde von 20 - 140 bar parametrisiert. Ziel dieser Einzeleffektversuche war die Entwicklung eines REBEKA-Verformungsmodells mit Berstkriterium [12]. Sie dienten ferner dem besseren Verständnis der in den integralen Bündelversuchen auftretenden Phänomene.

Die Ergebnisse der Einzelstabversuche werden in einem getrennten Bericht behandelt [23].

5.2 Bündelversuche

Versuchsbedingungen

Bei Beginn des Versuchsvorhabens war ursprünglich eine breite Parametrierung von Stableistung, Stabinnendruck, Systemdruck, Flutwassersteiggeschwindigkeit, Flutwassertemperatur und der Hüllrohrtemperatur bei Flutbeginn für die Bündelversuche vorgesehen.

Da die Bündelexperimente jedoch mit großem zeitlichen und finanziellen Aufwand verbunden sind, wurde die Parametrierung bei den Einzelstabversuchen durchgeführt. Für die Bündelversuche wurden unter folgenden Gesichtspunkten ausgewählte Versuchsparameter festgelegt.

Stableistung:

In Abb. 2 sind die Hüllrohrtransienten für die Heißstelle des Heißstabes ($F_q = 2,5$) sowie des Normalstabes ($F_q = 1,2$) aufgetragen.

Nach den bisherigen Erfahrungen ist beim Heißstab bereits während der Aufheizrampe in der Wiederauffüllphase, für die etwa 12 s veranschlagt werden, mit einem Brennstabversagen zu rechnen, wahrscheinlich bereits kurz nach Ablauf der Blowdown-Phase, die nach etwa 30 s und bei einer Hülltemperatur von etwa 850 °C beendet ist. Eine Wechselwirkung mit der einsetzenden Kernnotkühlung ist hierbei auszuschließen.

Der Normalstab erreicht in der Flutphase nur maximale Temperaturen von etwa 625 °C. Bei dieser Temperatur treten praktisch keine Brennstabdeformationen auf.

Es wurde vereinbart, einen Stab mit $F_q = 2,0$ zugrunde zulegen. Dies entspricht als Nachwärmeleistung (ANS-Standard + 20 %) in der Flutphase einer Stableistung von 20 W/cm. Von KWU durchgeführte Messungen und Rechnungen haben ergeben, daß nur 2,6 % aller Brennstäbe ein $F_q = 2,0$ überschreiten.

Stabinnendruck:

Nach KWU-Auslegung beträgt der auf die Hülle wirksame Differenzdruck nach Blowdown - Ende und weitgehend unabhängig vom Abbrandzustand etwa 70 bar.

Systemdruck:

Die genaue Simulierung des Systemdruckes ist bei Zwangsflutung von untergeordneter Bedeutung. Es wurde ein Systemdruck von 4 bar festgelegt.

Flutrate:

Die bei RS 36 und PKL gemessenen Flutraten sind nicht auf die Zwangsflutung bei REBEKA anwendbar. Die im FLECHT-Programm bei Westinghouse ebenfalls bei Zwangsflutung ermittelten Werte sind hierfür repräsentativer.

Unter der Annahme eines volumetrischen Dampfgehaltes von 50 % in der zweiphasigen Blasenschicht sowie eines als Dampf- und Wasseraustrag auftretenden Verlustes von 70 % wurde eine zweckmäßige, kalte Flutrate von 3 cm/s abgeschätzt, um zu realistischen Verweilzeiten in der axialen Bündelmitte bei einer Hüllrohrtemperatur von etwa 750 - 800 °C zu gelangen.

Flutwassertemperatur

Die Flutwassertemperatur wurde etwa 10 K unter Sättigungstemperatur eingestellt, da das Flutwasser im Reaktor das untere heiße Bündelende ebenfalls mit nahezu Siedetemperatur erreichen würde. (Gespeicherte Wärme im Reaktor-druckbehälter und Heißeinspeisung.) Messungen am PKL-Versuchsstand zeigten, daß bei kombinierter Einspeisung infolge der Heißeinspeisung ohnehin zu Flutbeginn mit Sättigung gerechnet werden kann.

Kühlung

Die Simulierung repräsentativer Kühlbedingungen hat für die Hüllrohrverformung eine zentrale Bedeutung. Für die höchstbelastete Zone im Reaktorkern wurden bei einem 2 F Bruch zwischen Pumpe und Reaktordruckbehälter etwa folgende Wärmeübergangszahlen zwischen Hülle und Fluid berechnet:

- bis 30 W/m² K in der Wiederauffüllphase.
- bis 100 W/m² K in der Flutphase, solange das Zweiphasengemisch die Heiße stelle noch nicht erreicht hat.
- etwa 200 W/m² K in der Flutphase, sobald das Zweiphasengemisch die Heiße stelle erreicht hat.
- etwa 7000 W/m² K nach Wiederbenetzung.

In den geplanten Bündelversuchen sollen diese Wärmeübergangszahlen verwirklicht werden, was durch forcierte Dampfströmung von etwa 2 m/s in der Wiederauffüllphase und durch Fluten mit etwa 3 cm/s kalter Flutwassersteiggeschwindigkeit in der Flutphase erreicht werden kann.

Hüllrohrtemperaturen bei Flutbeginn:

Bei Erreichen einer maximalen Hüllrohrtemperatur von etwa 750 - 800 °C wird die Flutung des Brennstabbündels eingeleitet.

5.2.1 REBEKA-1:

Diese bereits für den 1. Bündelversuch mit Fluten gewählten Versuchsrandbedingungen sind eine Parameterkombination, bei denen Hüllrohrtemperaturverläufe auftreten, die in einem Versuchsprogramm in Springfields, UK, [24, 25] zu großen Umfangsdehnungen geführt haben. Diese Einzelstabversuche, durchgeführt an direkt beheizten Hüllrohren mit stilisierten Temperaturtransienten der Wiederauffüll- und Flutphase ergaben lang ausgedehnte Verformungen mit gleichzeitig großen Umfangsdehnungen. Die Temperaturtransiente wurde jedoch durch Steuerung der Leistung erzielt und nicht als Ergebnis aus Nachwärmeleistung, Kühlung und Verformung [26].

Es sollte daher mit diesem ersten Versuch bereits zu einem frühen Zeitpunkt gezeigt werden, inwieweit sich im Stabbündelverband verformende Zircaloy-Hüllrohre bei vergleichbaren Hüllrohrtemperaturverläufen jedoch unter Kühlbedingungen, wie sie für die Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles repräsentativ sind, anders verhalten als bei diesen Einzelstabexperimenten. Zielsetzung des Tests war es, den dominanten Einfluß der Kühlung auf die Verformung zu zeigen. Durch frühzeitiges Fluten sollte der überwiegende Teil der Hüllrohrverformung bei starker Kühlung durch Nebelkühlung stattfinden, und unter dem Einfluß azimuthaler Temperaturverteilungen auf dem Hüllrohrumfang zu relativ geringen Hüllrohrverformungen führen.

5.2.2 REBEKA-2

In diesem Bündelversuch wurden höhere Hüllrohrumfangsdehnungen angestrebt, indem durch spätes Fluten die gesamte Verformung in der Wiederaufheizphase bei mäßiger Kühlung durch Dampfströmung, wie sie etwa in der Wiederauffüllphase vorliegt, abläuft.

Ziel auch diesen Tests war es, den wichtigen Einfluß der Kühlung auf die Verformung zu zeigen.

5.2.3 REBEKA-3

REBEKA-1 wurde durch einen Systemfehler in der Anlage während der ersten 2 Sekunden der Flutphase mit einer höheren Flutrate gefahren als ursprünglich vorgesehen. Dies hatte zur Folge, daß sich der Hüllrohrtemperaturverlauf auf einem niedrigen Niveau einstellte (etwa 750 °C) und die Verformungsgeschwindigkeiten geringer waren als vorgesehen, so daß das Bersten von nur zwei Stäben erst spät in der Flutphase stattfand. REBEKA-3 war daher eine Wiederholung von REBEKA-1, wobei nach geringfügigen Änderungen an der Teststrecke eine konstante Flutrate auch zu Beginn der Flutphase gefahren werden konnte.

5.2.4 REBEKA-4

Im REBEKA-4 Versuch wurde der Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres auf das Verformungsverhalten der Umgebungsstäbe untersucht. Das kalte Regelstabführungsrohr erzeugt auf den benachbarten Hüllen ausgeprägte Temperaturunterschiede und auf Grund theoretischer Untersuchungen [27] wurde eine relativ geringe Berstumfangsdehnung erwartet. Die thermohydraulischen Bedingungen in REBEKA-4 waren identisch mit denen des REBEKA-3 Versuchs, so daß ein unmittelbarer Vergleich aus den beiden Experimenten gezogen werden konnte.

5.2.5 REBEKA-Thermoelement-Tests

Bei der Messung der Hüllrohroberflächentemperatur durch auf die Zr-Hülle aufgepunktete Thermoelemente (TE) sowie bei der Verwendung verschiedener Brennstabsimulatortypen blieben bisher wichtige Fragen offen:

- Unter welchen Verhältnissen tritt eine ausgeprägte Kühlrippenwirkung durch die Anbringung eines aufgepunkteten TEs auf die Zircaloyhülle auf?
- Welchen Einfluß hat dabei die Höhe der Oberflächentemperatur, die äußere Kühlung, das verformte Hüllrohr sowie der Wärmewiderstand im Spalt?
- Kann ein aufgepunktetes TE auf einer stark verformten Zircaloyhülle das Benetzungsverhalten dieser Hülle beeinflussen?
- Wie und wodurch unterscheidet sich das Wiederbenetzungsverhalten von Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle mit und ohne Spalt von solchen mit Zircaloyhülle?

Zur Klärung der offenen Fragen wurden 14 Thermoelementtests durchgeführt, wobei im selben Bündel vier verschiedene Brennstabsimulatoren eingesetzt wurden.

5.2.6 REBEKA-Materialtest

Der unter dem Namen "REBEKA-Materialtest" geführte Bündelversuch wurde gezielt unter völlig reaktoruntypischen Randbedingungen durchgeführt. Er ist als reines Materialuntersuchungsexperiment anzusehen.

Das Ziel dieses Experimentes bestand darin, Zircaloyhüllrohre in einem Bündel durch mechanische Stab zu Stab-Wechselwirkung sich so stark wie möglich aufblähen zu lassen, d.h. möglichst "quadratische Hüllrohre" und eine möglichst große Kühlkanalversperrung über eine längere axiale Erstreckung zu erzeugen.

Dazu wurden Versuchsrandbedingungen gewählt, die im Reaktor zwar nicht auftreten können, von denen man jedoch aus Einzelstabexperimenten weiß, daß sie zu größtmöglichen Dehnungen führen, nämlich:

- Ein nahezu konstanter Hüllrohrtemperaturverlauf bei 750 °C über mehr als 7 min.
- Dabei nahezu adiabate Verhältnisse, d.h. die Heizleistung beträgt weniger als 5 % der Nachwärmeleistung und dient nur zur Deckung der Wärmeverluste einer gut isolierten Teststrecke.
- Der Innendruckverlauf der Stäbe wird während der Verformung der Hüllen nahezu konstant gehalten.

Eine unter vereinfachenden Modellannahmen durchgeführte rechnerische Abschätzung des verbleibenden Kühlkanalquerschnitts in einem Bündel sich verformender Zircaloyhüllrohre ergab, daß es "theoretisch" unter gewissen Annahmen zu einer fast völligen Kühlkanalversperrung kommen könnte [28].

5.2.7 REBEKA-5

Das Ziel des Experimentes REBEKA-5 bestand darin, nachzuweisen, daß auch bei Verwendung von Brennstabsimulatoren mit homogenem cosinusförmigen axialen Leistungsprofil und einer deutlich höheren Anzahl von verformungsfähigen Zircaloyhüllen im Bündel keine größeren Kühlkanalversperrungen auftreten, verglichen mit den Ergebnissen bei kleineren Bündelanordnungen und Brennstabsimulatoren mit stufenförmigen axialen Leistungsprofil.

Die bei den bisherigen Experimenten verwendeten Brennstabsimulatoren wiesen bei voller Brennstablänge zwar ein axiales, Leistungsprofil auf, dieses war jedoch in 7 Leistungsstufen angelegt. Der axiale Mittelteil des Bündels hatte über eine Länge von 1300 mm konstante Leistung. Eine Frage, die offen blieb, war, ob ein homogenes cosinusförmiges axiales Leistungsprofil mit einem Leistungsmaximum in der axialen Mitte nicht möglicherweise doch zu einer verstärkten Koplanarität der Stellen maximaler Dehnungen im Bündel und damit zu einer höheren Kühlkanalversperrung führen könnte.

In den Bündelexperimenten R-3 und R-4 waren Hinweise zu erkennen, die vermuten ließen, daß bei größeren Bündelanordnungen, bei denen sich eine größere Anzahl von Brennstabhüllen gegenseitig beeinflussen können, auch größere Kühlkanalversperrungen, vor allem axial ausgedehntere, auftreten könnten. In den bisherigen Bündelversuchen waren jeweils nur 9 bzw. in REBEKA-4 nur 8 Brennstabsimulatoren mit Zircaloy-4-Hüllen und Innendruck versehen. Die äußere Reihe bestand bei diesen Experimenten aus nicht verformbaren Brennstabsimulatoren, die nur die thermische Umgebung für die inneren 3 x 3 Stäbe zu simulieren hatten. Ab REBEKA-5 wurde das Bündel nun auf 7 x 7 Stäbe vergrößert und, um eine ausgeprägte Stab-zu-Stab-Wechselwirkung zu ermöglichen, alle 49 Brennstabsimulatoren mit Zr-4-Hülle versehen und mit Innendruck beaufschlagt.

Das REBEKA-5-Experiment sollte möglichst ähnlich wie REBEKA-3 durchgeführt werden. Es sollte gezeigt werden, daß ein Verformungsexperiment unter kühl-mittelverluststörfallähnlichen thermohydraulischen Randbedingungen mit einem größeren Bündel, verglichen mit Ergebnissen aus kleineren Bündelversuchen, weder kleinere Kühlkanalversperrungen (wie im NUREG 0630 ausgewiesen [20]) noch größere Kühlkanalversperrungen (wie von B. Chapmann ORNL gezeigt [30, 31]) hervorbringen würde.

5.2.8 REBEKA-6

Das Bündelexperiment REBEKA-6 hatte das Ziel, den Einfluß der Durchströmungsrichtung auf die Zircaloyhüllrohrverformung und die Kühlkanalblockade zu untersuchen. Da in diesem Experiment keine Umkehr der Strömungsrichtung zwischen Aufheiz- und Flutphase simuliert wurde, d.h. gleiche Strömungsrichtung in beiden Phasen vorherrschte, wurde als Folge davon eine erhöhte Koplanarität der Berststellen erwartet, ähnlich wie dies in den NRU-Tests festgestellt wurde. (National Research Universal) [32, 33]. Eine solche Versuchsführung ist

zwar für deutsche Druckwasserreaktoren mit kombinierter Heiß-Kalteinspeisung wenig repräsentativ, kommt jedoch den Verhältnissen eines Druckwasserreaktors mit reiner Kalteinspeisung recht nahe.

Es sollte u.a. gezeigt werden, daß die erhöhte Koplanarität der Berststellen des NRU-In-pile-Experimentes nicht ein nuklearspezifisches, sondern ein strömungsspezifisches Ergebnis der experimentellen Versuchsführung ist.

Da dieses Experiment gemäß der Zielsetzung relativ einfache Kühlbedingungen ohne Strömungsumkehr während der Verformung der Zircaloyhüllen auswies, wurde es als geeignet befunden, als blindes Deutsches Standard Problem Nr. 7 (DSP 7) und als offenes Internationales Standard Problem Nr. 14 (ISP 14) zu dienen [34].

5.2.9 REBEKA-7

Das Bündelexperiment REBEKA-7 stellt im wesentlichen eine Duplizierung des REBEKA-6-Experimentes dar. Die thermohydraulische Simulation der Wiederauffüll- und Flutphase erfolgte wie bei REBEKA-6 ohne Strömungsumkehr. Durch geeignete Maßnahmen sollte eine ungestörte und maximale Wechselwirkung zwischen den Zircaloyhüllrohren im Bündelverband ermöglicht werden, mit dem Ziel, die größtmögliche Kühlkanalversperrung bei Hüllrohrverformung in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles zu erreichen.

Beim Bündelexperiment REBEKA-6 enthielt das 49 Stabbündel einen unbeheizten Zentralstab als Thermoelementführungsrohr für Fluidthermoelemente. Zwei Brennstabsimulatoren des Bündels wurden nur mit einem He-Innendruck von 5 bar gefüllt, so daß die Zircaloyhüllen im Experiment unverformt blieben. Vier Hüllrohre wiesen Lokalbeulen auf [35]. Es bestand damit Grund zur Annahme, daß sich durch diese Fakten keine maximale mechanische Wechselwirkung mit einer möglichen Versagenspropagation zu höheren Kühlkanalversperrungen hin eingestellt haben könnte. Folgende Maßnahmen wurden daher durchgeführt:

Alle Heizstäbe der Brennstabsimulatoren wurden überarbeitet, d.h. geglättet und um etwa 5/1000 mm im Außendurchmesser verringert. Damit wurde die Gefahr klemmender Ringpellets und die Entstehung von Lokalbeulen verringert. Im Bereich der erwarteten Berststellen wurden nur sehr wenige Thermoelemente auf der Zircaloy-4-Hülle aufgepunktet. Die Hauptmeßebeine für den Leistungsabgleich vor dem Experiment befand sich 150 mm unterhalb der

axialen Bündelmitte. Eine mögliche Beeinflussung durch zu viele Thermoelemente im Bereich der maximalen Hüllrohrverformungen konnte damit ausgeschlossen werden.

Alle 49 Brennstabsimulatoren wurden vor Versuchsbeginn mit 60 bar He-Innen-
druck beaufschlagt.

Diese Maßnahmen ließen eine ungestörte und maximale Wechselwirkung der Zircaloy-Hüllen und ein ähnliches Bild der axialen Hüllrohrverformungen mit möglicherweise höherer maximaler Kühlkanalversperrung wie bei REBEKA-6 erwarten.

6. Versuchseinrichtungen

6.1 Testkreislauf für Bündelexperimente und Versuchsablauf

Der Versuchskreislauf ist so aufgebaut, daß die Teststrecke 1 in der Wiederauffüllphase (Aufheizphase) wahlweise auf- oder abwärtsgerichtet vom Dampf durchströmt werden kann.

Abb. 3 zeigt ein stark vereinfachtes Schema des Testkreislaufs. Vom Dampfkessel (9) kommend, teilt sich der Dampfstrom nach dem Überhitzer bei A in zwei Teilströme. Der eine Teilstrom nimmt seinen Weg über Ventil 1.2 direkt zum Dampfumformer (4). Der zweite Teilstrom strömt über Ventil 7.2 durch einen Dampfverteiler in das untere Plenum der Teststrecke. Der Dampf tritt unmittelbar oberhalb des Wasserspiegels im unteren Behälterplenum in die Teststrecke ein. Ein Teil dieses zweiten Dampfteilstromes durchströmt nun das Testbündel während der Anfahr- und Aufheizphase von unten nach oben. Da während dieser Zeitphasen auch bereits das Flutwasser in die Teststrecke eingespeist wird, der Wasserspiegel in der Teststrecke jedoch noch nicht steigen darf, wird das Ventil 7.4 so weit geöffnet, daß alles in die Teststrecke eingespeiste Wasser wieder abfließen kann. Ein Teil des über Ventil 7.2 zuströmenden Dampfes verläßt die Teststrecke jedoch auch durch das Ventil 7.4, so daß nur ein bestimmter, aus Mengenbilanzen zu bestimmender Anteil des Dampfteilstromes \dot{m}_2 die Teststrecke von unten nach oben durchströmt.

Bei abwärtsgerichteter Dampfströmung ist Ventil 7.2 geschlossen und der Dampfstrom teilt sich erst an Stelle B. Der eine Teilstrom durchströmt den Abscheidetank (2) und die Teststrecke (1) in Abwärtsrichtung und tritt am unteren Ende der Teststrecke gemeinsam mit dem Flutwasser wieder aus. Der zweite Dampfteilstrom nimmt seinen Weg über den Dampfumformer (4) und vereinigt sich vor dem Eintritt in den Kondensator (5) wieder mit Teilstrom 1. Hinter der Kühlmittelpumpe (7) wird das notwendige Speisewasser für den Kessel abgezweigt. Das Flutwasser wird am Boden der Teststrecke eingespeist und verläßt während der Wiederauffüllphase die Teststrecke wieder am unteren Ende zusammen mit dem jeweiligen Dampfteilstrom durch Ventil 7.4. In der Anfahrphase werden alle Dampf- und Wasserwerte (Druck, Temperatur und Menge) eingestellt und konstant gehalten. In der Wiederaufheizphase wird das Bündel elektrisch aufgeheizt und bei Erreichen einer bestimmten Hüllrohrtemperatur im Bündel die Ventile 7.4 und gegebenenfalls 7.2 geschlossen. Damit wird die Dampfströmung unterbrochen, und das Bündel wird von unten zwangsgeflutet. Nicht verdampftes Wasser wird im Kopf der Teststrecke 1 und in einem Zyklonabscheider des Wasserauswurfsammeltanks (2) abgeschieden und

aufgefangen. Der Containmentsimulator (3) ist ein leerer Pufferbehälter, der dazu dient, Druckstöße im System zu dämpfen.

Der spezielle Versuchsablauf der verschiedenen Bündelexperimente ist in folgenden Berichten wiedergegeben:

REBEKA-1 [36, 37, 38], REBEKA-2 [39], REBEKA-3 [40, 41], REBEKA-4 [42], REBEKA-Materialtest [43], Thermoelementtests [44], REBEKA-5 [35, 36], REBEKA-6 [46, 47] und REBEKA-7[48, 49].

6.2 Brennstabsimulator (BSS)

Voraussetzung für die Durchführung des gesamten Versuchsprogramms war die Bereitstellung eines geeigneten Brennstabsimulators (BSS). Mit Hilfe eines Wärmeleitprogramms wurde ein Brennstabsimulator ausgelegt mit dem Ziel, diesen in seinem thermischen Verhalten und bezüglich der Gasströmung im Spalt einem nuklearen Brennstab anzupassen.

Die Auslegungsgesichtspunkte für den BSS sind in Abb. 4 wiedergegeben. Das Ergebnis dieser Bemühungen wird im folgenden dargestellt.

Der Brennstabsimulator für die Hauptversuche ist ca. 5 m lang, wovon der elektrisch beheizte Teil 3,9 m lang ist und ein cosinusförmiges axiales Leistungsprofil aufweist. Der radiale Aufbau von Innen nach Außen sieht wie folgt aus:

- Magnesiumoxid als Stützkeramik
- stufenförmiger Rohrheizleiter aus Inconel (REBEKA 1-4, M und TE)
- Kontinuierlicher Profilrohrheizleiter aus Inconel (REBEKA 5-7)
- Bornitrid als Isolation
- Heizstabhülle aus Inconel (Außendurchmesser: 6 mm)
- Aluminiumoxid-Ringpellets
- Original Zircaloy-4-Hülle (DWR-Abmessung)

Abb. 5 zeigt die Konstruktionszeichnung des BSS mit stufenförmigem axialen Leistungsprofil, wie er für die REBEKA-Bündelversuche 1-4, M und die Thermoelement-Tests verwendet wurde. Die Gasvolumina des oberen und unteren Stabplenums entsprechen denen eines DWR-Brennstabes. Der prinzipielle Aufbau des BSS blieb in der neuen Version, wie er für die REBEKA-Versuche 5-7 verwendet wurde, bis auf das axiale Leistungsprofil unverändert. Abb. 6 gibt die Nennmaße des BSS mit stufenlosem, cosinusförmigen Leistungsprofil wieder. Die

daraus resultierende axiale Leistungsverteilung sowie die axiale Positionierung der Abstandshalter sind in Abb. 7 wiedergegeben. Zur Endkontrolle der in den Brennstabsimulatoren verwendeten Heizstäbe werden eine zerstörungsfreie sowie, bei wenigen Stäben, eine zerstörende Prüfmethode angewendet.

Bei der zerstörungsfreien Qualitätskontrolle wird von allen Heizstäben ein Temperaturscan angefertigt. Die 6 mm dicken Heizstäbe werden dabei von Raumtemperatur mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/s aufgeheizt und bei ≈ 860 °C auf Platte fotografiert. Auf der gleichen Platte werden vorher die Stäbe bei bekannten konstanten Temperaturen (z.B. 820, 840, 860, 880 und 900 °C) fotografiert, um zur Eichung des Densitometers die Schwärzungsgrade der Platte bei bekannten Temperaturen zu erhalten (Linien gleicher Temperatur, s. Abb. 8). Als Beispiel ist der Stab Nr. 54 mit einem ausgeprägten Temperaturpeak bei 1810 - 1825 mm von etwa 12 K herausgegriffen. Die zum Einsatz gelangten Stäbe zeigten kleinere Abweichungen. Wird der Temperaturscan an einem komplett montierten Brennstabsimulator mit Zircaloyhülle durchgeführt, so zeigen die gemessenen Temperaturen an der Stelle eines Temperaturpeaks auf dem Heizstab nur eine etwa halb so große Abweichung.

Bei der zerstörenden Prüfmethode werden die Heizstäbe in Abschnitte zerschnitten, Querschnittsschliffe angefertigt und die Querschnittsfläche der Heizleiter an verschiedenen axialen Positionen vermessen. Das Ergebnis einer derartigen Vermessung mit Umrechnung auf das axiale Leistungsprofil gibt Abb. 9 wieder.

Durch den Vergleich von Rechnungen mit Experimenten wurde nachgewiesen, daß der Brennstabsimulator die an ihn von der Auslegung her gestellten Anforderungen erfüllt. Da die Wärmekapazität des BSS jedoch etwa 20 % höher liegt als die von nuklearen Brennstäben und der Hüllrohrtemperaturanstieg in der Wiederauffüllphase (= Wiederaufheizphase) bei der Hüllrohrverformung eine Rolle spielt, wurde bei allen Experimenten die Heizleistung während der Aufheizphase 20 % höher eingestellt als während der Flutphase. Vergleichende Rechnungen zwischen BSS und dem nuklearen Brennstab haben gezeigt, daß die etwas höhere gespeicherte Wärmemenge keinen Einfluß auf den Hüllrohrtemperaturverlauf in der Flutphase zeigt. Über diese Ergebnisse wurde bereits früher berichtet [19].

Darüber hinaus wurde die thermische Simulationsqualität des REBEKA-Brennstabsimulators im Rahmen des IFA 511 Programms des OECD Halden Reaktor Projekts untersucht. Abb. 10 vergleicht gemessene Hüllrohrtemperaturtran-

sienten von nuklearen Brennstäben mit denen von REBEKA-BSS [50]. Die Abbildung verdeutlicht, daß die elektrisch beheizten REBEKA-BSS das thermische Verhalten von nuklearen Brennstäben hervorragend wiedergeben.

Berstexperimente, die mit nuklearen Brennstäben, sowie mit REBEKA-BSS in einem Experimentierloop des FR2-Reaktors in der KfK unter simulierten thermischen Bedingungen der Wiederauffüll- und Flutphase eines KVS durchgeführt wurden, haben keine Einflüsse der nuklearen Umgebung auf den Versagensmechanismus der Brennstabhüllen gezeigt. Durch diese Experimente konnte der Nachweis erbracht werden, daß die Ergebnisse über den Hüllrohrverformungsmechanismus aus out-of-pile-Versuchen mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren als repräsentiv für das Verformungsverhalten von nuklearen Stäben angesehen werden können [51, 52].

In den Bündelexperimenten REBEKA 1 bis 4 bestand die äußere Stabreihe des 25 Stabbündels aus speziellen Brennstabsimulatoren für die Umgebung (BSU). Diese BSU unterscheiden sich von den oben beschriebenen BSS nur dadurch, daß statt einer Zircaloy-4-Hülle von 0.725 mm Wandstärke ein Inconel-600-Hüllrohr mit einer Wandstärke von 1.00 mm bei gleichem Außendurchmesser von 10.75 mm verwendet und das Al₂O₃-Ringpellet durch ein entsprechend dünnwandigeres Zircaloy-Ringpellet ersetzt wurde. Die BSU sind ebenfalls gasdicht, jedoch nur mit einem He-Innendruck von 2 bar beaufschlagt. Die BSU haben die gleiche Wärmekapazität wie die BSS, da die höhere Wärmekapazität der Inconelhülle gegenüber der Zircaloyhülle der BSS durch Verwendung von Zircaloypellets kompensiert wird.

6.3 Teststrecke

Die Versuche REBEKA 1-4, der REBEKA-Materialtest (M) und die Thermoelement-Tests (TE) wurden in 5 x 5-Stabanordnung durchgeführt. Das äußere Druckrohr der Teststrecke hatte die Abmessungen 114,3 Ø x 2 mm. Im Druckrohr saß der quadratische Bündelführungskasten aus Edelstahl mit Innenabmessungen 73 x 73 mm. Für die Versuche REBEKA 1 - 4, M und TE betrug die Wandstärke 0,5 mm. Zwischen dem Bündelführungskasten und dem Teststreckendruckrohr befand sich stagnierender Wasserdampf.

In den Experimenten REBEKA 5 - 7 wurde die Stabanordnung auf 7 x 7 erhöht, was eine Änderung der Teststrecke zur Folge hatte. Das Druckrohr hatte die

Abmessungen $159 \text{ } \varnothing \times 3 \text{ mm}$ und der quadratische Bündelkasten $101 \times 101 \text{ mm}$ Innenabmessung bei 1 mm Kastenwandstärke.

Bei den Versuchen in 5×5 -Anordnung befand sich das untere beheizte Ende des Bündels 170 mm oberhalb des Wasserspiegels im unteren Behälterplenum. Als Flutbeginn wurde bei den Bündelversuchen der Zeitpunkt definiert, bei dem der Flutwasserspiegel das untere beheizte Ende des Bündels (axiale Position = 3900 mm) übersteigt. Dies bedeutete, daß zwischen dem Schließen des Ventils 7.4 (Abb. 3) und dem Flutbeginn eine gewisse Zeit verstrich. Da jedoch der Flutbeginn bei Erreichen einer festgelegten (bestimmten) Hüllrohrtemperatur erfolgen sollte und die Temperatur in der Aufheizphase des Bündels (Wiederauffüllphase) mit etwa 7 K/s anstieg, mußte die Zeit zwischen dem Schließen des Flutventils 7.4 und dem Erreichen des unteren beheizten Bündelendes aus Vorversuchen bestimmt werden.

6.4 Stromversorgung

Für Experimente mit den 25-Stabbündeln standen als Stromversorgung 7 Thyristoren zur Verfügung. 6 Thyristoren zu je 120 kW versorgten jeweils 4 parallel geschaltete Stäbe und auf den 7. Thyristor mit 40 kW war der Zentralstab geschaltet.

Für die Experimente mit dem 49-Stabbündel reichte die Leistung der Thyristoren nicht mehr aus. Die Stromversorgung übernahmen 2 dreiphasige Transduktoren zu je 600 kVA sowie ein kleinerer mit 200 kVA . Die dreiphasigen Transduktoren wurden im Normalfall mit je 8 parallel geschalteten Stäben beschaltet. Der einphasige 200 kVA -Transduktor diente der Versorgung des Zentralstabes. Die von der Normalschaltung gegebenenfalls abweichende Beschaltung ist in den Datenberichten von REBEKA 5, 6 und 7 beschrieben [45, 47, 49].

6.5 Leistungsabgleich der BSS

Bei der Herstellung der Brennstabsimulatoren treten gewisse Toleranzen in der beheizten Länge und damit im Gesamtwiderstand der einzelnen BSS auf. Da die plastische Verformung der Zircaloyhüllen sehr sensibel von der Temperatur abhängt und in den Experimenten die größtmögliche Wechselwirkung zwischen den Zircaloyhüllen erzielt werden sollte, mußte dafür Sorge getragen werden,

daß die spezifische Stableistung, d.h. die Aufheizrampe im Bereich der plastischen Verformung für die einzelnen Stäbe im Bündel möglichst gleich war.

Bei der Stromversorgung des 25-Stabbündels lagen jeweils nur vier parallel geschaltete Verbraucher an einer regelbaren Stromversorgungsquelle, so daß die Bestimmung eines Vorschaltwiderstandes vor die jeweiligen Brennstabsimulatoren durch Handrechnungen möglich war. Bei der Leistungsversorgung des 49 Stabbündels durch die Transduktoren war die Situation sehr viel schwieriger und der Leistungsabgleich wurde mit Hilfe eines Rechenprogramms durchgeführt. Der Vorgang soll für diesen Fall beschrieben werden.

Jeweils 8 BSS liegen parallel an einer Phase eines Transduktors d.h. 24 BSS an einer gemeinsamen Stromversorgungsquelle, einem Transduktor. Der leistungsgeregelte Transduktor kann jedoch nur als Einheit geregelt werden; das bedeutet, daß geringe Unterschiede in den Gesamtwiderständen der einzelnen Stäbe zu unterschiedlichen Aufheizrampen in der Wiederauffüllphase führen müssen. In einem Abgleichsexperiment wurden Vorschaltwiderstände für die einzelnen Stäbe so bestimmt, daß die Stäbe in einer bestimmten axialen Ebene gleiche Hüllrohrtemperaturen aufwiesen. Da die Widerstände über nicht lineare Beziehungen mit den Temperaturen verknüpft sind (mit den geänderten Widerständen ändert sich die gesamte Temperaturverteilung) wurde dieser Vorgang iterativ so lange wiederholt, bis alle Hüllrohroberflächentemperaturen ausreichend genau (± 3 K) gleich waren.

Dazu wurde das Bündel von einer gleichmäßigen Ausgangstemperatur von etwa 140 °C mit einer Stableistung von etwa 8 KW/Stab auf ca. 450 - 500 °C bei schwacher Kühlung (etwa 2 m/s Dampfströmung) aufgeheizt. Der Abgleich erfolgte in zwei Gruppen für Transduktor 1 und 2, jedoch gleichzeitig. Der Stab mit der niedrigsten Aufheizrampe in jeder Gruppe wurde als Referenzstab gewählt und festgehalten. Die übrigen Stäbe jeder Gruppe erhielten Vorwiderstände, die von einem Erweiterungsprogramm des Programmsystems "Neff" (Unterprogramm "WABGL") errechnet werden. Dieser Vorgang des Abgleichversuchs wurde etwa drei- bis viermal wiederholt, bis die Hüllrohroberflächentemperaturen am Ende der Rampe bei etwa 450 - 500 °C ausreichend genau gleich waren. Bei diesem Abgleichsvorgang werden auch unterschiedlich hohe Wärmeverluste z.B. der Eckstäbe an die kältere Bündelkastenwand ausgeglichen, d.h. diese Stäbe erhielten eine etwas höhere Stableistung als die übrigen Stäbe der Gruppe. Für die Stäbe, die nur Innenthermoelemente besaßen, wur-

den die Bezugs-Hüllrohrtemperaturen bestimmt, indem bei Nachbarstäben mit Innen- und Außenthermoelementen der Temperaturunterschied zwischen Innen-TE und Außen-TE errechnet wurde und von der gemessenen Innentemperatur der Stäbe ohne Außenthermoelemente abgezogen wurde.

6.6 Instrumentierung

6.6.1 Instrumentierung der Teststrecke

Abb. 11 zeigt das Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur-, Druck-, Niveau- und Durchflußmeßstellen.

6.6.2 Instrumentierung des Bündels

Als Beispiel für eine typische Instrumentierung wird diejenige von REBEKA-5 herangezogen.

Abb. 12 zeigt die Bündelgeometrie mit Stabdurchmesser, Stabmittenabstand, Abstandshalterstärke, Kasteninnenmaß und Kastenwandstärke sowie die Positionierung der Thermoelemente in der Draufsicht im Bündel.

In den Kreisen sind neben den Stabnummern Punkte mit den Zahlen 1, 2 und 3 eingezeichnet, die die radiale Position der Innenthermoelemente angeben. In der 0,7 mm starken Inconel-600-Hülle des Heizstabes sind 0,36 mm starke Mantelthermoelemente in Nuten eingelegt. Die Thermopaarung ist NiCr/Ni, die Isolierung MgO, die Meßspitze isoliert. Im Bereich der Meßspitze von ca. 30 mm sind die Thermoelemente eingelötet, in der übrigen Nut lediglich verstemmt. Die Normalinstrumentierung sieht drei im Winkel von 120° versetzte Thermoelemente in gleicher axialer Position (Mittlebene) vor. Links in Abb. 13 ist eine Detailvergrößerung der Thermoelement-Einbettung gezeigt (Ti).

Die Punkte außen an den Kreisen zeigen Winkelpositionen der Außenthermoelemente an. Zur Messung der Temperaturen der Zircaloyhüllen werden Mantelthermoelemente verwendet, deren vorderes Ende an der Meßspitze mit einer etwa 30 mm langen Platinhülse versehen ist. Es handelt sich dabei ebenfalls um NiCr/Ni-Mantelthermoelemente mit isolierter Meßspitze und einem Außendurchmesser von 0,5 mm, über die jedoch ein Platinröhrchen der Abmessung 0,75 x 0,12 mm geschoben und auf einen Enddurchmesser von 0,72 mm heruntergehämmert wird. Dieses Thermoelement wird mit Hilfe einer kleinen Spezialpunktschweißmaschine durch fünf Punktschweißungen im Bereich der Platinhülse auf der Zry-4-Hülle befestigt, wodurch ein enger Kontakt zwischen

Brennstabsimulatorhülle, Platinhülle und Thermoelement entsteht. Der Schweißstrom fließt dabei überwiegend durch die Platinhülle ohne das Thermoelement zu beschädigen. Das nach oben bzw. unten aus der Platinhülle austretende Mantelthermoelement wird auf kürzestem Wege in die äußeren Kühlkanäle des Bündels geführt, um zwischen äußerer Stabreihe und der Kastenvand das Bündel zu verlassen. Rechts in Abb. 13 ist eine Ausschnittsvergrößerung eines mit Platinhülle versehenen Thermoelementes gezeigt. Die wiedergegebene Schnittstelle liegt zwischen zwei Punktschweißungen. Sie zeigt einen guten Kontakt zwischen Brennstabsimulatorhülle, Platinhülle und Thermoelement. Sind mehrere Thermoelemente auf einer Mantellinie auf verschiedenen axialen Höhen angeordnet, so stehen an den Punkten mehrere Zahlenwerte, z.B. 1 - 8. Die Tabelle auf Abb. 12 gibt die Stabposition, die Stabnummern, die axialen Positionen der Innen-, Mantel- und Kastenthermoelemente an sowie die Gesamtzahl der TE's, die auf jedem Stab angebracht sind. Z.B. enthält Stab 23 drei Innen-TEs (TI) auf 1950 mm Höhe (axiale Mitte), 8 axial versetzte Mantelthermoelemente (TH) auf 150, 500 und 3900 mm und ein Ispra-TE (TS) auf 1950 mm (Ispra TE = ein im Blowdown-Prüfstand (LOBI) in Ispra verwendeter Thermoelementtyp).

Die axialen TE-Positionen werden von oben nach unten gezählt, wobei sich das obere beheizte Bündelende bei 0 mm und das untere beheizte Bündelende bei 3900 mm befindet.

Die Bezeichnungen auf den Kurvenabbildungen sind wie folgt zu lesen: z.B. TH 23/8 = das 8. Thermoelement auf Stab 23 von oben gezählt, also auf Position 3900 mm = unteres beheiztes Ende.

6.6.3 Instrumentierung der Abstandshalter mit Fluidthermoelementen

Die axialen Positionen der 8 Abstandshalter (AH) sind in Abb. 7 angegeben. Die Steghöhe der Abstandshalterbleche beträgt 38 mm. An einigen ausgewählten Positionen im Bündel sind Fluidthermoelemente (0,5 mm \varnothing Mantelthermoelemente NiCr/Ni) an Abstandshaltern angebracht, und zwar an den Abstandshaltern I, IV und V. Die Meßspitzen befinden sich 5 mm unterhalb der jeweiligen Abstandshalterunterkante (UK) als auch 15 mm oberhalb der jeweiligen Abstandshalteroberkante (OK). Die radialen Positionen im Bündel sind aus Abb. 12 zu entnehmen.

6.6.4 Instrumentierung des Bündelkastens

Die auf der Kastenaußenwand befestigten 0,5 mm \varnothing Mantelthermoelemente sind auf Abb. 12 mit K 1 - K 10 gekennzeichnet. Davon befinden sich K 1 - 7 auf einer Mantellinie an den axialen Positionen von 150 - 3750 mm. In der axialen Mittelebene des Bündels ist der Kasten zusätzlich mit 3 weiteren Thermoelementen K 8 - K 10 versehen (1950 mm).

6.6.5 Angaben zur Meßgenauigkeit

Der maximale Fehler bei der Meßwertfassung setzt sich aus dem systematischen und dem statistischen Fehler des Rechners und der Meßwertgeber zusammen.

1) Rechner PDP 11/03:

Die Einzelfehler des Datenerfassungssystems vom Eingang der Verstärker über den Rechner bis zur Aufzeichnung auf der Magnetplatte ergeben folgenden Gesamtfehler: $< \pm 0,05 \%$

2) Thermoelemente:

Die Thermoelemente wurden nach 1/2 DIN-Genauigkeit bestellt und laut Eichschein innerhalb dieser Toleranz geliefert.

1/2 DIN-Genauigkeit heißt:

Abweichung bis 400 °C $< \pm 1,5 \%$

Abweichung bis 800 °C $< \pm 0,375 \%$

Stichprobenweise Nacheichungen im eigenen Hause haben bestätigt, daß die Meßwertgenauigkeit, die in den Eichprotokollen angegeben wird, auch nach dem Aufhämmern der Platinhülsen unverändert gut geblieben ist.

3) Meßblenden

Die Meßblenden wurden nach dem Versuch ausgebaut und nachgeeicht. Die Abweichungen gegenüber der Blenden-Auslegungsrechnung ergeben Werte $< 1. \%$

4) Druck- und Differenzdruckaufnehmer

Alle Druck- und Differenzdruckaufnehmer wurden vor jedem Versuch bei Betriebstemperatur geeicht und die Eichwerte ins Rechenprogramm eingegeben.

a) Stabinnendrucke:

Meßwertgeber: 0 - 2000 psi (137,88 bar)

Nichtlinearitäts- und Hysteresisfehler $< \pm 0,5 \% \text{ FS}^*$

Durch eine Zweipunktekalisierung bei 50 und 70 bar ist der o.g. Fehler auf 70 bar zu beziehen. Die Folge davon ist eine hohe Genauigkeit im experimentellen Druckbereich; gewisse Abweichungen der Druckmessung nach dem Bersten der Hüllrohre bei etwa 4 bar werden in Kauf genommen.

Eichmanometer: 0 - 160 bar

Klassengenauigkeit: 0,1

Ablesegenauigkeit: $< \pm 0,1 \text{ bar}$

b) Systemdrücke in Testanlage:

Meßwertgeber: 0 - 10 bar

Nichtlinearitäts- und Hysteresisfehler $< \pm 0,4 \% \text{ FS}^*$

Eine Zweipunktekalisierung erfolgte bei 0 und 2 bar.

Eichmanometer: 0 - 2 bar

Klassengenauigkeit: 0,1

Ablesegenauigkeit: $< \pm 0,1 \text{ bar}$

c) Differenzdruckgeber:

Meßwertgeber: 0 - 0,25 bar

Meßwertgeber: 0 - 0,5 bar

Nichtlinearitäts- und Hysteresefehler: $< \pm 0,25 \% \text{ FS}^*$

Eine Zweipunktekalisierung erfolgte bei 0 und 0,25 bzw. 0,5 bar.

Eichmanometer: 0 - 2 bar

Klassengenauigkeit: 0,1

Ablesegenauigkeit: $< \pm 0,1 \text{ bar}$

(FS* Full Scale (Vollausschlag))

7. Letzte Kontrollen unmittelbar vor Versuchsbeginn

Nach erfolgreichem Leistungsabgleich der Brennstabsimulatoren wurden unmittelbar vor Versuchsbeginn noch einmal folgende Arbeiten durchgeführt:

- Überprüfung der Sicherheitsabschaltsysteme
- Rechnerabgleich (Meßwertverstärker)
- Eichung aller Druck- und Differenzdruckaufnehmer über den Rechner
- Überprüfung der Flutwassermenge mit Flutwassertemperatur
- Überprüfung aller Stäbe auf Dichtheit bei 70 bar über 10 min
- Überprüfung aller Ventilstellungen
- Überprüfung des in der Wiederauffüllphase abwärts bzw. aufwärts durch das Bündel strömenden Dampfmassenstromes und der Dampftemperatur

Während dieser Arbeiten wurde das Bündel bei etwa 4 bar mit Dampf von 150 °C von oben nach unten bzw. in umgekehrter Richtung durchströmt (Gleichgewichtszustand).

8. Ergebnisse:

Für die Entstehung typischer Hüllrohrverformungen in Simulationsexperimenten mit Hilfe von Brennstabsimulatoren in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles ist die zeit- und ortsabhängig richtige Simulation folgender Einflußgrößen von entscheidender Bedeutung:

- die erzeugte Wärmemenge im Inneren des Brennstabsimulators
- der Wärmetransport über den Spalt an die Hülle
- die Wärmekapazität der Hülle und deren Wärmeleitfähigkeit
- die äußeren Kühlbedingungen in den verschiedenen Phasen eines Kühlmittelverluststörfalles.

Die Simulation der ersten drei Einflußgrößen läßt sich durch konstruktive Maßnahmen bei der Auslegung der Brennstabsimulatoren (s. Auslegungsmerkmale der BSS in Abb. 4) erfüllen.

Bei repräsentativer Vorgabe des Massenstroms des eingespeisten Notkühlwassers stellt sich bei Verwendung derartiger BSS die typische Qualität der zweiphasigen Vorkühlung und damit der typische Hüllrohrtemperaturverlauf, der die Hüllrohrverformung dominant beeinflusst, von selbst ein, und zwar in Wechselwirkung zwischen erzeugter Leistung, der Hüllrohrverformung und der Kühlung.

8.1 Einfluß der Bündelgröße auf die maximale Kühlkanalversperrung bei Hüllrohrverformungsexperimenten in der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles

Wenn man Hüllrohrverformungsexperimente mit Bündeln kleiner radialer Erstreckung (in 5x5 oder 7x7 Anordnung) durchführt, wobei der Bündelführungskasten selbst nicht beheizt ist, und die Brennstabsimulatoren dessen Aufheizung mit übernehmen müssen, stellt sich die Frage, ob oder in welcher Weise die Hüllrohrverformung durch die "kalte Umgebung" beeinflusst wird.

Die Frage kann auch anders gestellt werden, nämlich: Wieviel Reihen von Brennstabsimulatoren genügen, um bei Hüllrohrverformungsexperimenten in der Flutphase die Brennstabumgebung eines größeren Cores zu simulieren. Um diese Fragen zu klären, sollen das radiale Temperaturprofil im Bündel sowie die Verformung selbst betrachtet werden.

8.1.1 Radiales Temperaturprofil

Die Abb. 14 zeigt 4 Temperaturmeßstellen in einer axialen Ebene in Bündelmitte des Experimentes REBEKA 1 [36, 37, 38]. Mit Erreichen von etwa 520 °C sind alle vier Temperaturen gleich. Da der Kasten an dieser Stelle und zu diesem Zeitpunkt mit etwas über 400 K kälter ist, geben die Außenstäbe Wärme an den Kasten ab und kühlen sich während der 50 Sekunden dauernden, isothermen Ausgleichszeit um etwa 10 K ab. In der Aufheizrampe vergrößert sich diese Differenz zwischen Innen- und Außenstäben geringfügig.

Mit Beginn des Flutens aber ändert sich dieses Bild völlig. Die Hüllrohrtemperaturen der Außenstäbe (BSU), die nur einen Spalt von 50 µm zwischen Pellet und Simulatorhülle aufweisen, reagieren auf die einsetzende Zweiphasenströmung bei Flutbeginn nur sehr wenig. Bei beiden Innenstäben hat die Zircaloyhülle jedoch zu diesem Zeitpunkt bereits etwas abgehoben, und die Zweiphasenkühlung vermindert die Hüllrohrtemperatur deutlich. Der weitere Temperaturverlauf, der sich auch in der Flutphase weiter verformenden Zircaloyhüllen liegt bis zum Versuchsende daher unterhalb der Temperaturen der Umgebungsstäbe.

Daraus leitet sich die Erkenntnis ab, daß eine einzige Stabreihe von Brennstabsimulatoren ohne verformungsfähige Hüllen in einem Bündelexperiment ausreichend ist, um für die inneren Brennstabsimulatoren einen großen Bündelverband zu simulieren, und zwar speziell in der Flutphase.

8.1.2 Hüllrohrverformung

An Hand des REBEKA-5-Experimentes, welches ähnlich wie REBEKA-3 durchgeführt wurde, soll gezeigt werden, daß durch ein Verformungsexperiment mit einem größeren Bündel, unter kühlmitteverluststörfall-ähnlichen thermohydraulischen Randbedingungen, verglichen mit Ergebnissen aus Experimenten mit kleineren Bündeln, weder kleinere Kühlkanalversperrungen, wie von Powers und Meyer ausgewiesen [29], noch größere Kühlkanalversperrungen, wie von Chapman gezeigt [30], hervorgebracht werden.

Für den Vergleich der mittleren maximalen Dehnungen von REBEKA-3 und REBEKA-5 ergibt sich folgendes Bild:

Die mittlere maximale Dehnung der inneren 9 Stabhüllen (3x3) bei REBEKA-3 betrug 44 %. Abb. 15 zeigt die Bündelquerschnitte von REBEKA 3 und 5 mit den eingetragenen Berstdehnungen und Berstlagen.

Errechnet man den gleichen Wert für REBEKA-5 für die inneren 24 Stabhüllen (Stab 54 wird nicht berücksichtigt, da er unverformt blieb), so erhält man einen Wert von 52 %. Da sich unter diesen 24 Stäben zwei Stabhüllen mit lokal sehr großen Verformungen befinden, deren Verformungsverhalten für die Bündelthermohydraulik wegen der Lücken in der Pelletsäule nicht repräsentativ sind, ergibt sich bei der Berechnung der mittleren maximalen Dehnung ohne die Stäbe 54, 49 und 4 ein Wert von 48,6 %. Würde man die großen lokalen Berstdehnungen der beiden Stäbe fälschlicherweise bei der Berechnung der mittleren maximalen Berstdehnung berücksichtigen, so würden diese beiden Stäbe einen unrepräsentativen großen Beitrag zum Ergebnis liefern. Die etwas höhere mittlere max. Dehnung von REBEKA-5 mit 48,6 % verglichen mit 44 % bei REBEKA-3 ist durch die etwas unterschiedlichen Kühlbedingungen während der Verformung zu erklären. Der etwas höhere Innendruck bei REBEKA-5 führte zu einem etwas früheren Beginn der plastischen Verformung in der Wiederaufheizphase, d.h. einer plastischen Verformung unter geringeren azimuthalen Temperaturunterschieden auf der Hülle und damit zu größeren Berstdehnungen. Auch das frühere Bersten in der Flutphase liefert einen Beitrag in derselben Richtung, da der Wärmeübergang zu Beginn der Flutphase zwar höher als in der Wiederauffüllphase, aber ebenfalls noch gering ist.

Trotz der etwas höheren mittleren maximalen Berstdehnungen bei REBEKA-5 zeigen die maximalen Kühlkanalversperrungen bei REBEKA 3 und 5 gleiche Werte mit 52 %. Dies ist auf ein flacheres axiales Temperaturprofil während der Verformung bei REBEKA-5, vor allem während der Flutphase, zurückzuführen (axial weiterverteilte Berststellen). Die Hüllen mit den großen Dehnungen liefern zur maximalen Kühlkanalversperrung praktisch keinen Beitrag, da der Ort der lokalen Beulen statistisch zufällig war und nicht durch die Thermohydraulik bestimmt wurde.

Die Frage, welchen Einfluß die Bündelgröße auf das Verformungsbild der Brennstabsimulatorhüllen hat und ob eine oder zwei äußere Reihen von Brennstabsimulatoren genügen, um Wandinflüsse des Bündelkastens auszuschalten, läßt sich auch anders beantworten. Es werden die Mittelwerte der maximalen Dehnungen für den Außenring (s. Abb. 16), den Zwischenring und den Innenring gebildet. Das Ergebnis zeigt, daß der Außenring durch die kältere Kastenwand beeinflusst wird. Die Hüllrohrverformung beginnt in der Wiederaufheizphase und die äußeren Stäbe weisen während dieser Phase der Verformung azimuthale Temperaturen auf, weil praktisch die gesamte Wärme-

abfuhr des Bündels durch radiale Wärmestrahlung an die Wand erfolgt. Die Stäbe auf dem Zwischenring merken davon praktisch nichts. Die dominante Dehnungszunahme liegt in der Flutphase, in der die Wärmeabfuhr der Stäbe durch Zweiphasenkühlung erfolgt. Auftretende azimutale Temperaturunterschiede, die die Verformung beeinflussen, werden in der Flutphase für alle Stäbe des Bündels von der Zweiphasenkühlung geprägt [35]. Selbst wenn die Hülle des Stabes 49 mit der großen lokalen Dehnung bei der Mittelwertbildung der maximalen Dehnung für den Zwischenring nicht berücksichtigt wird, weist der Zwischenring immer noch einen höheren Mittelwert auf als der Innenring und der Zentralstab.

Das Ergebnis macht deutlich, daß bei einem Bündelexperiment mit Verformung der Hüllen in der Flutphase nur eine einzige äußere Stabreihe ausreichend ist. Der Rest der Stabhüllen im Bündel sieht von Randeinflüssen des Kastens nichts mehr. Bei Hüllrohrverformungsexperimenten mit Fluten und einer äußeren, nicht zu berücksichtigenden Stabreihe, hat die Bündelgröße auf das Verformungsbild keinen Einfluß.

8.2 Einfluß der Kühlung auf die maximale Hüllrohrumfangsdehnung - die azimutale Temperaturverteilung -

In seinem wärmeabgebenden Bereich besteht ein Brennstab aus einer Pelletsäule und einer Zircaloyhülle. Zwischen Pelletsäule und Hülle befindet sich ein gasgefüllter Spalt, der für den Wärmetransport von Innen nach Außen einen Widerstand darstellt. Eine von allen möglichen Positionen der Pellets im Hüllrohr ist die absolut konzentrische Lage. Alle anderen Lagen sind exzentrisch, d.h. über den Hüllrohrumfang existiert ein unterschiedlich großer Spalt.

Abhängig von den Kühlbedingungen, d.h. von der Höhe des Wärmeübergangs vor und während der Hüllrohrverformung, bilden sich unterschiedlich große Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang, azimutale Temperaturverteilungen, aus.

8.2.1 Geringe Kühlung

Die kleinsten azimutalen Temperaturunterschiede entstehen, wenn die Hüllrohrverformung bei nahezu adiabater und isothermer Versuchsführung stattfindet. Das bedeutet, daß die Versuche in einer gut isolierten Teststrecke bei nahezu Nulleistung durchgeführt werden. Derartige Versuchsbedingungen wurden für den REBEKA-Materialtest (M) gewählt, obwohl sie im Reaktor nicht

auftreten können, da es Störfallsituationen ohne Nachwärmefreisetzung nicht gibt.

Folgende Versuchsrandbedingungen lagen vor:

- ein nahezu konstanter Hüllrohrtemperaturverlauf bei 750 °C über mehr als 7 Minuten.
- dabei fast adiabate Verhältnisse, d.h. die Heizleistung betrug weniger als 5 % der Nachwärmeleistung, also weniger als 0,25 % der Vollastleistung und diente nur zur Deckung der Wärmeverluste einer gut isolierten Teststrecke und
- der Innendruckverlauf der Stäbe wurde während der Verformung der Hüllen praktisch konstant bei 69 bar gehalten.

Das Ergebnis waren sehr kleine azimutale Temperaturunterschiede (s. Abb. 17) mit der Folge großer Berstumfangsdehnungen bis zu 89 % (Zentralstab).

Kleine azimutale Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang ergeben sich nur, wenn sich ein Brennstab mit exzentrischer Pelletlage unter adiabaten Bedingungen oder nur sehr schwacher Kühlung aufheizt. Dann ist der Wärmefluß über den Spalt zwischen Pelletsäule und Hülle sehr klein und auf dem Umfang nahezu gleich groß, da Wärme praktisch nur an die Hülle zu deren Aufheizung transportiert werden muß. Findet die Hüllrohrverformung unter derartigen Bedingungen statt, so bleiben auch die Temperaturunterschiede auf dem Hüllrohrumfang klein und die Verformung der Hülle symmetrisch, was zu relativ großen Hüllrohrumfangsdehnungen führt. Derartige Bedingungen liegen zumindest in Teilen eines Reaktorcores während der Wiederauffüllphase eines KVS vor. Sie wurden im Bündelexperiment REBEKA-2 durch eine schwach abwärtsgerichtete Dampfströmung simuliert. Die gemessenen azimutalen Temperaturunterschiede betragen zum Berstzeitpunkt etwa 5 bis 15 K. Die maximal aufgetretenen Berstumfangsdehnungen betragen bis zu 64 %.

8.2.2 Intensive Kühlung

Erfolgt die Aufheizung und die Verformung der Hülle unter äußerer Kühlung der Hülle, so bilden sich größere azimutale Temperaturverteilungen aus (Abb. 18). Der Wärmetransport von der Pelletsäule über den Spalt an die Hülle und an das Kühlmedium ist nicht mehr gleichmäßig über den Umfang verteilt, sondern abhängig von der Spaltweite, d.h. dem Wärmewiderstand des Spaltes. Im Bereich des engsten Spaltes fließt die meiste Wärme über den Spalt und führt zur

höchsten Hüllrohrtemperatur auf dem Umfang. Beginnt im Bereich der höchsten Temperatur die plastische Verformung der Hülle, so führt das anisotrope Verhalten des Zircaloy-4-Materials in der α -Phase, d.h. seine Textur, zu einem axialen Materialfluß. Die Folge davon ist, daß die Hülle auf der heißen Rohrseite schrumpft. Der Spalt auf der heißen Seite schließt sich, und da der Vorgang von plastischer Verformung begleitet ist, hebt die Hülle auf der gegenüberliegenden kälteren Seite ab, d.h. der Spalt und damit der Wärmewiderstand vergrößern sich. Dies hat einen Rückkopplungseffekt auf die azimuthale Temperaturverteilung, die mit wachsender Verformung größer wird. Schließlich birst das Hüllrohr auf der heißen Seite. Die Wandstärkenverschwächung ist bei Verformung unter azimuthalen Temperaturverteilungen auf einen kleinen Bereich des Hüllrohrumfanges konzentriert. Die Berstumfangsdehnung ist gering.

Äußere Begleiterscheinungen für Zircaloyhüllrohrverformung in der α -Phase (hexagonales Gitter) sind die axiale Hüllrohrverkürzung (Abb. 19) und unter azimuthaler Temperaturverteilung, die Hüllrohrverbiegung und die auf einen Teil des Umfangs begrenzte Wandstärkenverschwächung mit geringer Berstumfangsdehnung (Abb. 20). Dieser Effekt wurde systematisch in Einzelstabexperimenten untersucht und eine systematische Abhängigkeit zwischen Berstumfangsdehnung und azimuthaler Temperaturverteilung gefunden (Abb. 21).

Dem Zusammenhang zwischen dem äußeren Wärmeübergang, d.h. der Kühlung, der sich ausbildenden azimuthalen Temperaturverteilung und der daraus resultierenden Berstumfangsdehnung veranschaulicht Abb. 22. Die Wärmeübergangs- und Hüllrohrverformungsrechnungen (mit SSYST-Code) wurden unter folgenden vereinfachenden Annahmen durchgeführt:

- konstante spez. Stableistung von 20 W/cm
- konstanter innerer Überdruck von 65 bar und
- eine vollständig exzentrische Lage des Pellets im Hüllrohr von Beginn der adiabat gerechneten Wiederaufheizphase.

Die Abbildung zeigt, daß mit steigendem Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Hülle und Kühlmittel die azimuthale Temperaturdifferenz zunimmt und die Berstumfangsdehnung abnimmt. Derartige Versuchsbedingungen, d.h. Hüllrohrverformung bei Zweiphasenkühlung, lagen bei den Bündelversuchen REBEKA-1, 3, 4, 5, 6 und 7 vor. Die azimuthalen Temperaturverteilungen lagen zwischen 30 und etwa 70 K.

Abb. 23 demonstriert den Einfluß der Kühlung auf die Hüllrohrverformung und die Kühlkanalversperrung anhand von Bündelschnittbildern im Bereich der maximalen Kühlkanalversperrung für unterschiedliche Kühlbedingungen während der Verformung.

Von REBEKA-M (Materialtest) mit nahezu adiabaten Kühlbedingungen, über REBEKA-2, REBEKA-3 bis zu REBEKA-1 steigen die Wärmeübergangskoeffizienten bis zu $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ während der Verformung an. Mit steigender Kühlung nehmen die entstehenden azimutalen Temperaturdifferenzen zu, was sich auch in den Querschnittsbildern aus den verschiedenen Bündelversuchen wieder spiegelt. REBEKA-M zeigt für die inneren 3x3 Hüllrohre eine sehr gleichmäßige Wandstärkenabnahme auf dem Hüllrohrumfang. Bei REBEKA-1 ist die Wandstärkenabnahme bei dem geborstenen und den beiden "stärker" verformten Rohren auf einen Teil des Hüllrohrumfangs begrenzt. Die mittlere Berstdehnung und die Kühlkanalblockade, bezogen auf die inneren 3x3 Hüllrohre, nehmen, wie erwartet, mit zunehmender Kühlung während der Hüllrohrverformung ab.

8.2.3 Einfluß von kalten Regelstabführungsrohren

Brennelemente enthalten auch Regelstabführungsrohre, die nicht mit Steuer- und Abschaltstäben besetzt sind. Im Kühlmittelverluststörfall sind dies leere Rohre mit einem Außendurchmesser von 13,72 mm, die sich mit Flutwasser füllen können. Sie stellen durch ihre niedrige Temperatur im sich aufheizenden Bündelverband lokale Wärmesenken dar und verursachen auf den sie umgebenden Nachbarstäben azimutale Temperaturverteilungen. Im Bündelexperiment REBEKA-4 wurde der Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres (RF) auf seine Umgebung untersucht[42]. Das RF befand sich im Zentrum einer 5x5-Stabbündelanordnung.

Abb. 24 zeigt Temperaturverläufe in axialer Bündelmitte, gemessen am Regelstabführungsrohr, an der Zircaloyhülle des Stabes 22, und zwar an der dem RF zu- und abgewandten Seite und an der Hülle des Umgebungsstabes 82 mit Inconelhülle sowie den Innendruckverlauf des Stabes 22. Die Abbildung zeigt, daß die Entwicklung der azimutalen Temperaturdifferenzen bereits in der Wiederaufheizphase beginnt, ebenso wie die plastische Verformung, was am Absinken des Innendruckes zu erkennen ist.

Der Vorgang des Verformungsprozesses soll anhand der folgenden Abbildung beschrieben werden.

Abb. 25.1 stellt schematisch ein Regelstabführungsrohr, einen Stab mit Zircaloyhülle und einen Stab der Außenreihe dar. Die kältere Seite der Zircaloyhülle beginnt sich - wie erwartet - von der Wärmequelle abzuheben und sich gegen das Regelstabführungsrohr hin auszubeulen (Abb. 25.2). Wenn der Abstand zum kalten RF groß genug wäre, würde die Hüllrohrverformung weiter in die gleiche Richtung verlaufen und die Zircaloyhülle unter Ausbildung großer azimuthaler Temperaturunterschiede mit kleiner Dehnung zum Bersten kommen. Bei einer Umfangsdehnung von 19 % jedoch berührt die Zircaloyhülle das kalte RF mit der Konsequenz, daß nun die gegenüberliegende heiße Seite des Hüllrohres gezwungen wird, von ihrer Wärmequelle abzuheben. Der Spalt zwischen Wärmequelle und Hülle auf der heißen Seite vergrößert sich und damit der Widerstand im Spalt, was dazu führt, daß sich einerseits die Aufheizgeschwindigkeit der Hülle auf der heißen Seite verringert, andererseits der Temperaturunterschied zwischen heißer und kalter Seite kleiner wird (Abb. 25.3). Beide Effekte, die niedrigere Aufheizgeschwindigkeit sowie die kleinere azimuthale Temperaturdifferenz führen zu größeren Berstdehnungen (Abb. 25.4). Diesem mechanischen überlagert sich jedoch auch noch ein thermohydraulischer Effekt, der in Abb. 24 zu erkennen ist. Mit einsetzendem Fluten zeigt das Thermoelement TH 22/2, welches zum äußeren Kühlkanal hin positioniert ist, gegenüber dem zum kalten RF hingewinkelten Thermoelement TH 22/1 einen stärkeren Hüllrohrtemperaturabfall. Die Effekte konnten an allen Zircaloyhüllen festgestellt werden. Dies bedeutet, daß in den äußeren Kühlkanälen zu Flutbeginn eine bessere Kühlung vorherrschte als im zentralen Kühlkanal, und zwar als Folge einer höheren Versperrung des zentralen Kühlkanals und möglicherweise einer Reduktion des Wassertropfenanteils im Zweiphasengemisch durch Tropfeneinfang aus dem Zentralkanal durch das kalte RF. Dieser thermohydraulische Effekt führte ebenfalls zu geringeren Aufheizraten auf der heißen Hüllrohrseite und kleineren azimuthalen Unterschieden und damit zu höheren Berstumfangsdehnungen. Querschnittsbilder durch das Bündel (Abb. 26) zeigen, daß direkt benachbarte Zircaloyhüllen das Regelstabführungsrohr in der jeweiligen Berstebene mit fast nicht verringerter Hüllrohrwandstärke berühren.

Kalte Regelstabführungsrohre erzeugen überwiegend in der Wiederaufheizphase auf den Nachbarstäben ihrer Umgebung rasch zunehmende azimuthale Temperaturunterschiede. Mit beginnender mechanischer Wechselwirkung zwischen Regelstabführungsrohr und Zircaloyhülle bei etwa 19 % Zircaloyhüllrohrumfangsdehnung wird eine weitere Vergrößerung azimuthaler Hüllrohrtemperaturunterschiede verhindert bei gleichzeitiger Verringerung des Temperatur-

anstiegs auf der heißen Hüllrohrseite. Dies führt dazu, daß die azimuthalen Temperaturdifferenzen und die Berstumfangsdehnungen etwa gleich groß sind wie bei Verformung unter gleichen thermohydraulischen Verhältnissen, jedoch ohne kaltes Regelstabführungsrohr.

Es besteht kein Einfluß eines kalten RF auf die Größe der Hüllrohrverformung.

8.3 Einfluß der Kühlmittelströmung auf die Lage der Dehnungsmaxima

- Die axiale Temperaturverteilung -

Die Durchströmungsrichtung des Kühlmittels durch ein Brennelement prägt das sich zeitlich ändernde axiale Temperaturprofil. Das Hüllrohrtemperaturmaximum verschiebt sich sowohl bei einphasiger als auch bei zweiphasiger Kühlung während eines KVS immer in Strömungsrichtung.

Abb. 27 stellt schematisch die zeitliche Entwicklung des axialen Hüllrohrtemperaturprofils für zwei Fälle dar:

- sich umkehrende Strömungsrichtung zwischen Wiederauffüll- und Flutphase,
- gleiche Strömungsrichtung in Wiederauffüll- und Flutphase.

In der Wiederauffüllphase mit überwiegend abwärts gerichteter Dampfströmung im Brennelement verschiebt sich die maximale Hüllrohrtemperatur in Strömungsrichtung nach unten. Mit einsetzendem Fluten dreht sich die Strömungsrichtung um. Das Notkühlwasser beginnt in den Kühlkanälen der aufgeheizten Brennelemente zu steigen. Dabei werden durch den aus der Wasseroberfläche austretenden Dampf Wassertropfen in das Bündel mitgerissen. Die Hüllrohrtemperaturen befinden sich oberhalb der Leidenfrosttemperatur, und die Hüllrohroberfläche kann durch das in der Zweiphasenströmung befindliche Wasser nicht benetzt werden. Beim Durchströmen der Kühlkanäle bildet das Zweiphasengemisch ein thermodynamisches Ungleichgewicht aus, d.h. die Dampfphase überhitzt, trotz Anwesenheit der Wasserphase. Ein Zweiphasengemisch unter diesen Bedingungen verhält sich thermodynamisch wie eine einphasige Strömung, d.h. die maximale Hüllrohrtemperatur verschiebt sich nun in der Flutphase wieder nach oben.

Ändert sich die Strömungsrichtung zwischen Wiederauffüll- und Flutphase nicht, so verschiebt sich das Hüllrohrtemperaturmaximum von Versuchsbeginn bis Versuchsende nur nach oben.

Die Abstandshalter als Hindernisse im Strömungskanal fördern die Zerteilung von Wassertropfen und deren Vermischung mit dem überhitzten Dampf. Dies hat eine Dampftemperaturabsenkung hinter jedem Abstandshalter zur Folge. Auf dem Strömungsweg bis zum nächsten Abstandshalter nimmt die Überhitzung des Dampfes jedoch wieder zu. Abb. 28 zeigt schematisch die Ausbildung des axialen Hüllrohrtemperaturprofils zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern in Abhängigkeit von der Zeit. Darüber hinaus zeigt die Abbildung, daß sich der axiale Temperaturgradient zwischen zwei Abstandshaltern mit zunehmender Zeit in der Flutphase vergrößert. Ursache hierfür ist, daß einerseits der Flutwasserspiegel (swell level) mit der Flutzeit ansteigt und damit die Dampfüberhitzungsstrecke bis zur betrachteten axialen Zone kürzer wird und andererseits der in dieser Zone ankommende Dampf mehr Wasseranteile enthält, welche durch die Abstandshalterturbulenz die Dampftemperatur stärker absenken. Durch beide Effekte wird mit fortschreitender Flutphase eine zunehmende axiale Temperaturdifferenz zwischen zwei Abstandshaltern verursacht.

Nun kann ein sich zeitlich veränderndes axiales Temperaturprofil die Lage der Dehnungsmaxima nur so lange beeinflussen, solange das Hüllrohr überhaupt in der Lage ist, sich plastisch zu verformen. Die Hüllrohrverformung ist jedoch beendet, wenn entweder Hüllrohrtemperatur und Innendruck weit genug abgesunken sind oder das Hüllrohr geborsten ist. In beiden Fällen hängt die axiale Lage des Dehnungsmaximum eines Hüllrohres von seiner Hüllrohrtemperatur-Zeit-Geschichte ab.

- Die Hüllrohr-Temperatur-Zeitgeschichte

Der Temperaturverlauf der Zircaloy-Hüllen von Brennstäben, die durch Nachwärmeentwicklung und Freisetzen von in den Stäben gespeicherter Energie aufgeheizt werden, erfolgt nicht für alle Stäbe in einem Brennelement gleichmäßig. Die Ursachen liegen in geringen Unterschieden in der Stableistung, in unterschiedlichen Zeitpunkten des Umschlagens von Blasensieden in Filmsieden während der Druckentlastungsphase, d.h. unterschiedlicher Abgabe von in den Stäben gespeicherter Wärme, unterschiedlichen Kühlverhältnissen in den verschiedenen Unterkühlkanälen durch Heiß- und Kalteinspeisung sowie in Unterschieden in den geometrischen Abmessungen innerhalb der Toleranzen.

Diese Effekte treten auch in einem durch elektrisch beheizte Brennstabsimulatoren nachgebildeten Brennelement auf. Experimentell und durch Rech-

nungen (s. Abb. 29) wurde gefunden, daß selbst kleine Unterschiede im Temperaturverlauf (± 10 K) zu erheblichen Unterschieden in der Berstzeit (± 30 s) führen. Bei einer derartig empfindlichen Abhängigkeit der plastischen Verformung und der Berstzeit von der Temperatur spielen eben nicht nur die zeitliche Verschiebung der Hüllrohrtemperaturmaxima zwischen den Abstandshaltern, sondern auch die unterschiedlichen Hüllrohrtemperatur-Zeit-Verläufe der einzelnen Stäbe im Brennelement eine dominante Rolle auf die axiale Verteilung der Berststellen im Bündel.

Das Zusammenspiel von axialem Hüllrohrtemperaturprofil und Hüllrohrtemperaturverlauf soll anhand der axialen Dehnungsprofile der REBEKA-Bündelexperimente 1-7 erläutert werden.

Abb. 30 zeigt die axialen Dehnungsprofile im hochbelasteten Bereich zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern.

8.3.1 Einphasige Dampfströmung

REBEKA 2:

Im Bündelexperiment REBEKA-2 verformen sich die Hüllrohre bei abwärts gerichteter einphasiger Dampfströmung. Durch die Aufheizung des Dampfes bildet sich ein axiales Hüllrohrtemperaturprofil aus, dessen Maximum sich zum unteren Abstandshalter hin verschiebt. Die Hüllrohre bersten etwa gleichzeitig mit dem Flutbeginn. Das zu diesem Zeitpunkt existierende axiale Temperaturprofil entspricht etwa dem 40 Sekunden Profil der Abb. 27a. Da die Hüllrohrverformung sehr empfindlich auf die Temperatur reagiert, befindet sich im Bereich der höchsten Temperatur auch die größte plastische Verformung der Hüllrohre.

8.3.2 Zweiphasenströmung mit Strömungsumkehr

REBEKA-1:

Im Bündelexperiment REBEKA-1 beginnt die Verformung ebenfalls in der Wiederaufheizphase bei abwärts gerichteter Dampfströmung, und zwar 8 Sekunden vor Flutbeginn. Der überwiegende Teil der Verformung findet jedoch in der Flutphase bei zweiphasiger Strömung statt.

Das Ergebnis dieses Experimentes zeigt, daß sich auch bei Kühlung der Brennstäbe durch eine zweiphasige Strömung ein axiales Temperaturprofil einstellt, dessen Maximum sich mit fortschreitender Flutzeit in Strömungsrichtung verschiebt.

Da der Flutbeginn mit einer verstärkten Kühlung eingeleitet wird, erleiden die Hüllrohrtemperaturen einen relativ starken Temperatureinbruch, so daß das Versagen der zwei in diesem Experiment geborstenen Zircaloyhüllrohre recht spät in der Flutphase erfolgt, und zwar zur Zeit eines axialen Temperaturprofils, das demjenigen der Abb. 27a im Zeitbereich zwischen 120 und 160 Sekunden entspricht. Die Temperaturen der übrigen Hüllrohre lagen etwas niedriger als die der geborstenen, so daß sie bei absinkender Hüllrohrtemperatur zwar weiter verformten, ohne jedoch zu bersten. Das sich während der Zeit der weiteren Verformung in Strömungsrichtung weiter verschiebende Temperaturmaximum ist an den axialen Dehnungskurven der nicht geborstenen Hüllen trotz der allgemein geringeren Umfangsdehnung deutlich zu erkennen (Abb. 30).

REBEKA-3:

Die Verformung der Hülle beginnt wie bei REBEKA-1 in der Wiederauffüllphase bei abwärts gerichteter Dampfströmung. Da das Hüllrohrtemperaturniveau in der Flutphase etwa 20 K höher liegt, erfolgt das Bersten der Hüllrohre deutlich früher, und zwar bei etwa 80 s. Die Verschiebung des Hüllrohrtemperaturmaximums während der Flutzeit von unten nach oben zwischen den Abstandshaltern konnte wegen der Kürze der Zeit nur bis in den axialen Mittelbereich erfolgen. Mit dem Bersten der Hüllrohre wurde der Verformungsvorgang unterbrochen, und die maximalen Dehnungen befinden sich im axialen Mittelbereich.

REBEKA-5:

Aufgrund des höheren Innendruckes in den Brennstabsimulatoren bei REBEKA-5 beginnt die plastische Verformung etwa 15 s vor Flutbeginn, und das Bersten erfolgt bereits in der frühen Flutphase (bei etwa 60 s). Das Ergebnis ist, daß das Dehnungsmaximum etwas unterhalb der axialen Bündelmitte liegt. Da sich die plastische Verformung bei Vorhandensein eines flacheren axialen Temperaturprofils vollzieht als bei REBEKA-3, ist auch die axiale Erstreckung der Berststellenpositionen bei REBEKA-5 größer als bei 3. Dies ist auf den stärkeren Einfluß von axialen Temperaturungleichmäßigkeiten bei flachem axialen Temperaturprofil zurückzuführen.

8.3.3 Zweiphasenströmung ohne Strömungsumkehr

Bei zwei Bündelexperimenten wurden die Strömungsrichtungen in der Wiederauffüll- und der Flutphase nicht verändert. Dies ist untypisch für DWRs

mit kombinierter Heiß- und Kalteinspeisung, entspricht jedoch weitgehend Verhältnissen, wie sie bei DWRs mit nur kaltseitiger Einspeisung vorliegen.

REBEKA-6:

Die Hüllrohrverformung setzt etwa 10 Sekunden vor Flutbeginn ein. Der überwiegende Teil der Verformung findet jedoch in der Flutphase bei im Mittel mit etwa 5 K/s abfallenden Hüllrohrtemperaturen statt. Im Unterschied zu den Experimenten mit Strömungsumkehr wird hier das Temperaturmaximum von Beginn des Versuchs an zum oberen Abstandshalter hin verschoben. Nach Ausbildung des axialen Temperaturprofils in der Aufheizphase verharret das Temperaturmaximum praktisch in seiner axialen Position. Nur der axiale Temperaturgradient vergrößert sich während der Flutphase. Daher können sich Ungleichförmigkeiten wie Heißstellen oder Hüllrohrtoleranzen auch nicht als Beitrag zu einer axialen Versetzung der Berststellen auswirken. Die Folge davon ist, daß die Berststellen (bei einer mittleren Berstzeit von etwa 70 s) (Abb. 27b) relativ eng beisammen liegen. Sie sind lediglich über eine axiale Erstreckung von 140 mm versetzt.

REBEKA-7:

Die Darstellung der axialen Dehnung zeigt in diesem Experiment nicht das erwartete Bild (wie bei REBEKA-6), nämlich ein durch die Strömungsrichtung des Kühlmittels ausgeprägtes axiales Dehnungsprofil mit erhöhter Koplanarität der Berststellen im axialen Bereich von 1800-1850mm (s. Abb. 30). Es ist dagegen eine relativ große axiale Erstreckung der Berststellen (etwa 200 mm) mit größeren Verformungen zu erkennen, und zwar entgegen der Strömungsrichtung. Die Analyse dieses Ergebnisses zeigt folgendes Bild:

Sechs Hüllen der inneren 25 Stäbe enthielten je zwei Thermoelemente bei 2100 mm und 1850 mm axialer Höhe. Die Temperaturen zeigen bei etwa 800 °C einen nahezu horizontalen Verlauf während etwa 20 Sekunden in der Flutphase, wobei die axial höher liegende Meßstelle auch - wie erwartet - den höheren Meßwert anzeigt.

Nur einer dieser Stäbe zeigt sowohl im weiteren Temperaturverlauf (Abb. 31) als auch im Dehnungsprofilverlauf das erwartete Bild (Abb. 32). Die Temperaturmeßstelle bei 1850 mm bringt bis zum Bersten den höheren Wert gegenüber der Meßposition bei 2100 mm. Das Verformungsbild zeigt den Einfluß der Strömungsrichtung und ein Dehnungsmaximum an der Berststelle bei 1790 mm.

Die übrigen Temperaturverläufe und Dehnungsbilder ergeben jedoch ein davon stark abweichendes Bild. 15 bis 20 Sekunden vor dem Bersten sinkt die Temperatur der bei 1850 mm sitzenden Meßstelle stark ab, und zwar deutlich unter den Meßwert der 2100 mm Position. Das Temperaturmaximum hatte sich auch bei diesen Stäben in Strömungsrichtung zum oberen Abstandshalter hin verschoben, wo auch die Verformung begann. Die zweiphasige Kühlung war jedoch stark genug, um die Hüllrohrtemperatur der von ihrer Wärmequelle abgehobenen Zircaloyhülle stark abzusenken (negative Temperaturrampe etwa 9 K/s). Dadurch wurde die Verformung in diesem Bereich verlangsamt bzw. gestoppt, und auch das Bersten und das Ende der Verformung hinausgezögert. In axial tiefer liegenden, bis dahin nur schwach verformten Hüllrohrbereichen reichte die Kühlung jedoch nicht aus, die Hüllrohrtemperaturen abzusenken, da der Wärmetransport über den geringeren Spalt zwischen Wärmequelle und Hülle ausreichend groß war (s. Abb. 33). Die Hüllrohrtemperaturen und die Innendruckbelastung waren hoch genug, so daß die tiefer liegenden Hüllrohrbereiche weiter verformen konnten. Dieser Effekt, daß sich stärker gedehnte Hüllrohrbereiche abkühlten und tiefer liegende axiale Bereiche weiterverformten, pflanzte sich axial entgegen der Strömungsrichtung nach unten fort (Abb. 34). Dies führte dazu, daß einige Hüllen sogar unterhalb der Bündelmitte barsten.

Durch Vergleich von Hüllrohrtemperaturverläufen in unverformten Stabebereichen an denselben Stäben in der gleichen Bündelposition und den Kastentemperaturverläufen aus den REBEKA-5 und -7-Experimenten konnte gezeigt werden, daß im Zeitbereich der plastischen Verformung bei REBEKA-7 in der Flutphase etwas bessere Kühlbedingungen vorlagen.

Diese Wechselwirkung zwischen Kühlung und sich verformenden Zircaloyhüllen, die sich aufgrund der intensiveren Kühlung bei REBEKA-7 gegenüber REBEKA-6 während der Flutphase einstellte, führte zu langen Verformungszeiten bis zum Bersten, begleitet von einer axialen Propagation der Hüllrohrdehnung, mit der Folge, daß im REBEKA-7 Experiment höhere Umfangsdehnungen über einen größeren axialen Bereich erzielt wurden.

8.4 Kühlkanalversperrung

Der Grad der Kühlkanalversperrung durch die plastische Verformung der Zircaloyhüllen während eines Kühlmittelverluststörfalls wird als Maß für die Behinderung der Notkühlungsmaßnahmen angesehen. Die Verengung der

Kühlkanäle hängt einerseits von der axialen Erstreckung und der Größe der Verformungen der einzelnen Zircaloyhüllen in einem Brennstabbandel, andererseits von der axialen Versetzung der Bereiche maximaler Dehnung der einzelnen Hüllrohre im Bündelverband ab. Selbst relativ große Hüllrohrumfangs- bzw. Berstdehnungen führen bei entsprechender axialer Versetzung der Berststellen zu relativ geringen Kühlkanalverengungen. Die größten Kühlkanalversperrungen treten auf, wenn durch gleichgerichtete Strömung während der Wiederauffüll- und FLutphase (REBEKA 6 und 7) eine erhöhte Koplanarität der Stellen maximaler Umfangsdehnung auftritt.

Die Ermittlung der Kühlkanalversperrung aus den REBEKA-Bündelexperimenten wurde folgendermaßen durchgeführt:

Nach durchgeführtem Versuch wurde das Bündel zerlegt. Zur Bestimmung der Zunahme der Umfangsdehnung wurden die Durchmesser der Hüllen der einzelnen Brennstabsimulatoren in Abständen von 5 cm vermessen. Im Bereich der Berststelle erfolgte die Umfangsbestimmung mit Hilfe eines Scotch-Linienbandes.

Aus den gemessenen Umfangsdehnungen wird unter gewissen Annahmen [45 - s. Anhang] die versperrte Querschnittsfläche für jeden Unterkühlkanal errechnet.

Bis 33 % Umfangsdehnungszunahme werden die Querschnittsflächen als wachsende Kreisflächen gerechnet. Bei größeren Umfangsdehnungen nehmen die Flächen immer mehr quadratische Form mit entsprechenden kreisförmigen Ecken an, bei Erreichen einer Umfangsdehnung von 69,4 %, das entspricht einer 100%igen Blockade eines Unterkühlkanals, eine reine quadratische Fläche. Mit Überschreiten der Umfangsdehnung von 69,4 % wächst das Quadrat weiter und für den entsprechenden Unterkühlkanal kann sich rein rechnerisch ein Versperungsgrad größer als 100 % ergeben. Die Aufsummierung der versperrten Unterkühlkanäle ergibt die Kühlkanalversperrung.

Die Abbildungen 35 bis 42 zeigen für die REBEKA-Bündelversuche die axialen Verteilungen der Umfangsdehnungen der Brennstabsimulatorhüllen und die daraus errechneten Kühlkanalversperrungen. Nach der Vermessung der Umfangsdehnungen der einzelnen Zircaloyhüllen wird das Bündel in seiner ursprünglichen Form wieder zusammengebaut und mit Epoxydharz ausgegossen. Vor dem Ausgießen mit Harz werden die Heizstäbe und Ringpellets entfernt. Bei den Bündeln REBEKA 1-4, die in der äußeren Reihe mit Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle bestückt waren, wurden diese vor dem

Ausgießen durch Leerrohrdummies ersetzt. Nach dem Erstarren des Harzes wird das Bündel an besonders ausgewählten axialen Positionen in Scheiben geschnitten und die Oberfläche geschliffen.

Die Abbildungen 43 bis 50 zeigen Bündelquerschnitte an der Stelle maximaler Kühlkanalversperrung aller REBEKA-Bündelexperimente mit Hüllrohrverformung. Die Bilder zeigen, daß selbst an der Stelle der größten Kühlkanalquerschnittsverengung keine Querschnittsreduktionen der freien Kühlkanäle stattgefunden haben, die zu einer schwerwiegenden Beeinträchtigung der Notkühlbarkeit führen könnten.

Tab. 1 gibt einen zusammenfassenden Überblick über die thermohydraulischen Daten während der Deformation, die mittleren Berstdaten und die daraus resultierenden Kühlkanalversperrungen.

8.5 Bewertung von Berstdaten

Will man Hüllrohrberstexperimente verschiedener Laboratorien miteinander vergleichen, so stößt man in den meisten Fällen auf Schwierigkeiten. Ursache hierfür sind vor allem unvollständige und/oder ungenaue Angaben der experimentellen Daten. Wichtig für einen korrekten Vergleich ist die genaue Kenntnis des Hüllrohrtemperaturverlaufs, des Innendruckverlaufs und des Oxidationsgrades während der Verformung. Die Berstdehnung bzw. die Berstspannung hängt nicht allein von den direkt meßbaren Berstdaten, wie Temperatur (θ_B), Druck (p_B) und Oxidationsgrad (Ox_B) ab, sondern von der Vorgeschichte der Hüllrohrverformung, die zum Bersten führt. In einem Vergleichsdiagramm sollten daher nur Daten verglichen werden, bei denen sich die Verformung und das Bersten mit der gleichen Vorgeschichte entwickelt hat. Sollen Experimente mit unterschiedlichen Hüllrohrabmessungen miteinander verglichen werden, so wird die "Bersttemperatur" über der "Erstsatzberstspannung" σ_B' (engineering burst stress) aufgetragen. Diese errechnet sich aus dem gemessenen Berstdruck, dem Ausgangrohrdurchmesser und der Nominalwandstärke bei Raumtemperatur gemäß der Kesselformel. Diese Methode ist richtig, um die Abhängigkeit von θ_B und p_B darzustellen, wenn unterschiedliche Nominalgeometrien der Hüllrohre vorliegen. Dieses σ_B' hat jedoch nichts mit der "Berstspannung" zu tun.

Die beste Methode, die relativ genau die Berstspannungsverhältnisse am Rohr ermittelt ist, σ_B aus dem Berstdruck und den tatsächlichen azimuthalen Daten, d.h.

der lokalen Hüllrohrtemperatur σ_B und der Wandstärke an der Berststelle zu ermitteln. Dies macht jedoch eine Querschnittsschliffauswertung notwendig.

Ein spezielles Problem stellt dabei jedoch die Kenntnis der "wahren" Bersttemperatur dar. In den seltensten Fällen befinden sich die Temperaturmeßstellen tatsächlich an der heißesten Stelle, d.h. an der Berststelle. Es wäre also notwendig, neben einer Korrektur des Temperaturverlaufs, bzw. der Bersttemperatur, bei innenliegenden oder aufgepunkteten Temperaturmeßstellen, besonders in Phasen intensiver Kühlung, zusätzlich eine axiale und eine azimutale Temperaturkorrektur vorzunehmen.

Wie schwierig, ja praktisch unmöglich, eine derartige Korrektur einer an einer beliebigen Stelle gemessenen Temperatur auf die Bersttemperatur ist, wenn auch noch komplizierte thermohydraulische Kühlbedingungen vorliegen, wird in einem KfK-Primärbericht [53] anhand von Messungen aus den REBEKA-Bündelexperimenten gezeigt.

Wenn in der Literatur also "Bersttemperaturen" angegeben werden, so sind dies in den seltensten Fällen die tatsächlichen Bersttemperaturen, sondern die Temperaturwerte der Thermoelemente, die am dichtesten an der Meßstelle liegen oder Werte, für die die Korrekturen abgeschätzt wurden. Diese werden dann als best-estimate-data angegeben.

Es ist daher nicht verwunderlich, daß graphische Darstellungen, z.B. θ_B über p_B , θ_B über σ_B , ε_B (Berstdehnung) über p_B oder ε_B über σ_B einen großen "Streubereich" aufweisen.

8.6 Meßfehler der verwendeten Thermoelemente (TE)

Zur Klärung der Frage, welchen Meßfehler eine Anordnung eines auf die Hülle aufgepunkteten Thermoelementes und dies speziell in der Flutphase mit sich bringen kann, wurde bei den Bündelexperimenten REBEKA 1-4 jeweils auf zwei Brennstabsimulatoren mit Inconelhülle (BSU) zusätzlich zu den eingebetteten TEs je ein Thermoelement mit Platinhülle aufgepunktet (Abb. 51). Das Aufpunkten auf der Inconelhülle erfolgt nach den gleichen Richtlinien wie bei der Zircaloyhülle, d.h. es sollen möglichst ähnliche Kontaktverhältnisse bei der Anbringung der TEs gewährleistet sein.

Abb. 52 gibt zwei Arten der Lage des eingebetteten TEs zum aufgepunkteten TE mit Platinhülle an. Die linke Seite der Abbildung zeigt die Anordnung, wenn

beide TEs nach unten aus dem Bündel geführt werden. Beide Thermoelementmeßspitzen sitzen auf gleicher axialer Höhe, jedoch um 45° versetzt. Die rechte Seite der Abb. 52 zeigt die Anordnung der beiden TEs, wenn die Meßspitzen auf einer gemeinsamen Mantellinie der BSU-Hülle sitzen. Der axiale Abstand der beiden Meßspitzen voneinander beträgt dann 15 mm.

Durch diese Anordnung wird erreicht, daß das aufgepunktete Thermoelement den Meßwert des eingebetteten möglichst wenig beeinflusst, falls dieses unter extremen Bedingungen als Kühlrippe wirken sollte.

8.6.1 Eingebettetes TE in Inconelhülle

Die Meßspitze des in die BSU-Hülle eingebetteten TEs liegt 0,3 mm unterhalb der Oberfläche. Das TE zeigt eine geringfügig höhere Temperatur als die Oberflächentemperatur an.

Bei einer Stableistung von etwa 20 W/cm, einer Wärmeübergangszahl von etwa 300 W/m²K bezogen auf 150 °C Fluidtemperatur, also kurz vor dem Quenchen, ergibt sich die größte Abweichung zwischen der gemessenen und der tatsächlichen (gerechneten) Oberflächentemperatur mit etwa 1,5 K.

8.6.2 Auf Simulatorhülle aufgepunktetes TE

Die durch eine solche Meßanordnung entstehenden Fehler bei der Bestimmung der Hüllrohroberflächentemperatur, z.B. des Zircaloyrohres, können im wesentlichen von zwei Ursachen herrühren (Abb. 53):

1. Zwischen Hüllrohroberfläche und Temperaturmeßspitze des TEs entsteht ein mehr oder weniger großer radialer Temperaturgradient.
2. Das aufgepunktete TE wirkt als Kühlrippe und senkt den Hüllrohrtemperaturverlauf mehr oder weniger stark gegenüber einem ungestörten Hüllrohrtemperaturverlauf ab.

Die auftretende Größe des durch diese Effekte entstehenden Fehlers hängt von einer Vielzahl von Variablen ab:

- vom Wärmestrom an der Pelletoberfläche (q_p),
- vom Wärmewiderstand im Spalt zwischen Pelletsäule und Hülle (S_{sp}/λ_g),
- vom Wärmewiderstand der Simulatorhülle ($S_w/\lambda_{Hü}$),
- vom Wärmewiderstand an der Kontaktfläche zwischen Simulatorhülle und TE (R_k),

- vom Wärmewiderstand zwischen Pt-Hülse, TE-Mantel und MgO-Isolierung des TEs (R_{TE}),
- von der Wärmeübergangszahl an das Fluid (α_F).

Abb. 53 erläutert die durch ein aufgepunktetes Thermoelement entstehenden Meßfehler zu einem beliebigen Zeitpunkt näher. Dargestellt ist schematisch die Positionierung eines eingebetteten (TEE) und eines aufgepunkteten (TEP) Thermoelementes sowie die über dem Radius des Simulators aufgetragenen Temperaturen.

Der Meßfehler, der durch ein auf die Simulatorhülle aufgepunktetes Thermoelement entstehen kann, setzt sich aus zwei sich addierenden Temperaturdifferenzen zusammen, die jedoch unter den sich während des Experiments ändernden Bedingungen sehr unterschiedliche Größen annehmen können:

1. Mit $\Delta\theta_K$ wird der Unterschied in der Oberflächentemperatur zwischen ungestörter und gestörter Geometrie bezeichnet und in der Darstellung als Differenz zwischen Punkt 2 und 3 ausgewiesen.

Punkt 2 stellt die wahre Oberflächentemperatur bei ungestörter Geometrie dar.

Punkt 3 sei die Oberflächentemperatur unter der Kontaktstelle des TEP.

2. Mit $\Delta\theta_g$ wird der radiale Temperaturabfall zwischen der Oberflächentemperatur, dargestellt durch Punkt 3, und der Temperatur an der Meßspitze des TEP, dargestellt durch Punkt 4, bezeichnet.

Die oben genannten Einflußgrößen wirken sich unterschiedlich auf das Verhalten von $\Delta\theta_K$ und $\Delta\theta_g$ aus. Mit größerem Wärmestrom q_p wird auch $\Delta\theta_g$ größer, $\Delta\theta_K$ jedoch kleiner. Mit größer werdenden Wärmewiderständen S_{sp}/λ_g , $S_w/\lambda_{Hü}$, R_K , R_{TE} wird $\Delta\theta_g$ kleiner, $\Delta\theta_K$ jedoch größer.

Bei sich verbesserndem Wärmeübergang an das Fluid nehmen sowohl $\Delta\theta_g$ als auch $\Delta\theta_K$ größere Werte an.

Versuchsabhängige Einflußgrößen sind dabei der Wärmestrom q_p , die Größe des Spaltes S_{sp} zwischen Pelletsäule und Simulatorhülle (bei plastischer Verformung des Zircaloyhüllrohres erfährt der Spalt eine beträchtliche Vergrößerung), die Wärmeleitfähigkeit des Gases λ_g (He-Gas bzw. Kr-He-Gemisch und bei geborstener Hülle Gas-Wasserdampfgemisch) die Wandstärke des Hüllrohres S_w , (bei

plastischer Verformung) sowie die Wärmeübergangszahl α_F (ändert sich in Wiederaufheiz- und Flutphase).

Die Größen Wärmeleitfähigkeit der Hülle $\lambda_{H\ddot{u}}$ und die Kontaktwiderstände R_K und R_{TE} sind praktisch als konstruktive Konstanten anzusehen. Es ist jedoch wichtig, den Kontaktwiderstand R_K zwischen Hülle und aufgepunktetem TEP so reproduzierbar wie möglich durch strenge Einhaltung der Punktschweißparameter zu halten.

8.7 Beeinflussung des Hüllrohrtemperaturverlaufs durch außen aufgepunktete TEs und der Einfluß der Umgebung auf damit gemessene Temperaturen.

Als Beispiel sollen zwei Vergleichsmessungen aus dem REBEKA-3-Versuch diskutiert werden.

Abb. 54 zeigt die Temperaturverläufe von einem eingebetteten und einem unter 45° versetzt aufgepunkteten Thermoelement auf Stab 82. Zusätzlich ist der Temperaturverlauf des BSS Nr. 22 geplottet. Alle Temperaturmeßstellen befinden sich auf gleicher axialer Höhe in Stabmitte.

Der Stab 22 zeigt zum Zeitpunkt 0 sec. bereits eine um etwa 20 K höhere Temperatur als der Stab 82, die er auch während der Wiederaufheizphase und zu Beginn der Flutphase aufweist. Das auf Stab 82 außen aufgepunktete TE TH 82/A hat gegen Ende der Wiederaufheizphase eine etwa 5 K höhere Temperatur als TH 82/2 angenommen. Zum Beginn der Wiederaufheizphase liegt kein Temperaturunterschied zwischen eingebettetem und aufgepunktetem TE auf Stab 82 vor. Dies macht deutlich, daß in Phasen geringer Kühlwirkung das aufgepunktete TE sogar höhere Temperaturen anzuzeigen vermag, als ein eingebettetes, falls die Umgebung, also Nachbarstäbe, höhere Temperaturen aufweisen. Kurz vor dem Bersten berührt die Zircaloyhülle von Stab 22 die Inconelhülle von Stab 82. Die Dehnungsmaxima liegen bei diesem Bündeltest praktisch in der axialen Mittelposition. Zwischen der 67. und 89. Sekunde bersten alle Stäbe (Berstintervall). Eine klare Zuordnung der Temperaturverläufe ist in dieser Phase der erhöhten Turbulenzen nicht möglich. Im weiteren Verlauf der Flutphase (nach 90 sec.) wird der Temperaturverlauf des auf den Stab 82 aufgepunkteten TEs wieder durch den Nachbarstab beeinflusst. Das Thermoelement TH 82/A sitzt in einem Keil, gebildet von Stab 82 und der stark gedehnten Hülle des Stabes 22, berührt jedoch die Zircaloyhülle direkt nicht.

Etwa um die 200. Sekunde benetzen sämtliche BSS in der Nachbarschaft des Stabes 82 und er sieht nun die kältere Umgebung. Das Bild ändert sich sofort. Im weiteren Verlauf der Flutphase zeigt nun, wie erwartet, das aufgepunktete Thermoelement TH 82/A die niedrigere Temperatur gegenüber dem eingebetteten TH 82/2 an.

Abb. 55 zeigt Temperaturverläufe einer weiteren Paarung eines eingebetteten und aufgepunkteten TEs zusammen mit dem Temperaturverlauf des benachbarten Umgebungsstabes. Die Meßspitze des aufgepunkteten TEs sitzt etwa 15 mm höher als diejenige des eingebetteten in axialer Mittelposition.

In der Wiederaufheizphase zeigt auch hier der Nachbarstab (TH 40) eine etwas höhere Temperatur, so daß auch hier das aufgepunktete TE gegen Ende der Wiederaufheizphase einen geringfügig höheren Wert zeigt, als das eingebettete TE. Mit einsetzender Flutphase zeigen TH 40 und TH 15/4 nahezu gleiche Temperaturen und TH 15/A einen geringfügig niedrigeren Wert, und zwar bis zum Einsetzen des Berstens der Zircaloyhüllen.

Die Zircaloyhülle des Stabes 40 hat sich in der axialen Mittelposition, der Meßebene, so stark gedehnt, daß die Hüllentemperatur aufgrund der Kühlung absinkt. Die niedrigere Temperatur der Zircaloyhülle beeinflusst nun zusammen mit dem Zweiphasengemisch den weiteren Temperaturverlauf des TH 15/A maßgeblich. Mit dem Wiederbenetzen der Hülle des Stabes 40 vergrößert sich die Temperaturdifferenz zwischen TH 15/4 und TH 15/A weiter, um kurz vor dem Benetzen des Stabes 15 sogar etwa 100 K aufzuweisen. Da TH 15/4 etwa 15 mm tiefer sitzt als TH 15/A, benetzt das eingebettete TE auch früher als das aufgepunktete.

Betrachtet man den Zeitbereich des Berstens der Zircaloyhüllen und vergleicht in diesem Intervall die Temperaturdifferenzen des eingebetteten und aufgepunkteten TEs auf den Umgebungsstäben, so erkennt man, daß sich die Temperaturdifferenz mit zunehmender Flutzeit, d.h. mit steigendem Wärmeübergang durch das Zweiphasengemisch vergrößert. Die maximale Temperaturdifferenz am Ende des Berstintervalls (Bersten der 9. Hülle) beträgt 20 K. Daraus läßt sich der Schluß ziehen, daß die Korrektur für die Hüllrohrtemperatur in der axialen Mittelebene für alle Zircaloyhüllen bis zum Berstzeitpunkt kleiner als 20 K sein muß.

Darüber hinaus zeigt das Beispiel, daß ein außen auf einer Hülle befestigtes Thermoelement empfindlicher auf seine thermische Umgebung (Hüllrohrtemperatur der Nachbarstäbe, Wärmeübergang an Kühlmedium) reagiert als ein in Nuten eingelegtes und eingelötetes Thermoelement. Es sagt jedoch nichts darüber aus, ob und unter welchen Bedingungen ein "Außenthermoelement" möglicherweise sogar die Hüllrohrtemperatur und das Benetzungsverhalten einer Zircaloyhülle beeinflusst, im besonderen dann, wenn zwischen Wärmequelle und Hülle ein sich vergrößernder, wärmetransporthemmender Spalt entsteht.

8.7.1 Einfluß eines aufgepunkteten TE

8.7.1.1 Versuchsanordnung

Zur Klärung unter anderem der oben aufgeworfenen Frage wurden spezielle "Thermoelementtests" in einer 5x5 Stabbündelanordnung durchgeführt (Abb. 56). Das Bündel enthält verschiedene Brennstabsimulatoren. Der Eckstab (79) ist ein solider Heizstab (ohne Spalt), wie er in den FEBA- [54], PKL- [55] und FLECHT-Experimenten [56] verwendet wurde. Der diagonal gegenüberliegende Eckstab (72) ist ein Brennstabsimulator vom Typ REBEKA BSU (s. Kap. 6.2). Der Eckstab (167) ist ein REBEKA-Brennstabsimulator mit Zircaloyhülle, der bei EG&G in USA mit außen auf die Hülle aufgeschweißten Thermoelementen vom Typ LOFT [57] instrumentiert wurde. Die Brennstabsimulatoren (132, 126, 131 und 137) sind Brennstabsimulatoren mit Zircaloyhülle, bei denen jedoch die Hülle im axialen Mittelbereich über eine Länge von etwa 20 cm auf eine 30 % größere Umfangsdehnung vorverformt wurde. Die übrigen Stabpositionen sind mit normalen Brennstabsimulatoren vom Typ REBEKA (s. Kap. 6.2) besetzt.

Um den Einfluß der von außen auf der Hülle befestigten Thermoelemente zu untersuchen, wurde folgende Vorgehensweise gewählt: Zwei bzw. vier zu vergleichende Stäbe wurden jeweils punktsymmetrisch zum Zentralstab angeordnet. Es wurde dabei angenommen, daß bezüglich der globalen Kühlbedingungen Punktsymmetrie zum Zentralstab besteht. Ein Stab jeden Vergleichspaares wird mit einem Außenthermoelement versehen, der andere enthält kein Außenthermoelement. Durch den Vergleich der Innentemperaturverläufe läßt sich feststellen, ob ein außen auf der Hülle angebrachtes Thermoelement den Hüllrohrtemperaturverlauf und vor allem die Wiederbenetzungszeit beeinflusst. Die vier Stäbe mit den vorverformten Hüllen erhielten zusätzliche Thermoelemente, die

in axialer Mitte auf der Innenseite der vorverformten Zircaloyhülle angepunktet wurden.

Vor Beginn der durchzuführenden Versuchsreihen wurde ein Leistungsabgleich der Stäbe vorgenommen.

8.7.1.2 Versuchsführung

Das Bündel wird bei schwacher abwärtsgerichteter Dampfströmung mit etwa 2,5 K/s aufgeheizt. Mit Erreichen einer vorgegebenen Temperatur wird die Leistung erhöht, so daß die weitere Aufheizgeschwindigkeit im axialen Mittelbereich etwa 7 K/s beträgt, was einer spezifischen Stabileistung von 20 W/cm entspricht. Gleichzeitig mit dem Hochschalten der Bündelleistung wird das Flutventil geschlossen, wodurch etwa 4-8 sec, je nach Größe der kalten Flutwassersteiggeschwindigkeit, der Flutwasserspiegel das untere Ende des heißen beheizten Bündels erreicht. Heizleistung und äußere Kühlbedingungen bestimmen den weiteren Hüllrohrtemperaturverlauf und den Wiederbenetzungszeitpunkt. Nach dem Wiederbenetzen des oberen Bündelendes wird die bis dahin konstant gehaltene Bündelleistung abgeschaltet.

8.7.2 Einfluß von Thermoelementen vom Typ REBEKA

Vergleicht man die Innentemperaturverläufe und die Benetzungszeiten von REBEKA-Stäben mit unverformten Zircaloyhüllen (z.B. Stab 29 und 136, Abb. 56) für kalte Flutraten $\leq 3,5$ cm/s (Nachwärmeleistung 20 W/cm, Systemdruck 4 bar, Flutwassertemperatur bis 130 °C, max. Hüllrohrtemperatur bei Flutbeginn etwa 700 °C) miteinander, so läßt sich kein Einfluß eines außen auf der Hülle befestigten Thermoelementes erkennen. Stab 29 benetzt bei den meisten Versuchen sogar später als die Stäbe 40, 136 und 73. Bei höheren Flutraten läßt sich an diesen Stäben ein wenn auch nur geringer Einfluß der Außenthermoelemente auf das Benetzungsverhalten erkennen.

Viel deutlicher werden diese Effekte, wenn der Vergleich an Stäben mit größerem Wärmewiderstand zwischen Pelletsäule und Hülle durchgeführt wird.

Abb. 57 zeigt Temperaturverläufe in axialer Stabmitte von zwei Brennstabsimulatoren, deren Hülle in axialer Mitte über eine Länge von etwa 20 cm vorverformt ist. Die Simulatoren sind mit Heliumgas von etwa 5 bar gefüllt. Die obersten beiden Kurvenverläufe sind in der Heizstabhülle gemessene Temperaturen an den radialen Positionen, an denen auch innen an der verformten Zircaloyhülle die Thermoelemente mit dem Symbol .../B angebracht sind (mittlere beide

Kurven). Nur der Stab 131 besitzt außen auf der Hülle ein angepunktetes TE. Aus den sehr nahe beieinander liegenden Temperaturverläufen der Thermoelemente auf der Innenseite der Zircaloyhülle beider Stäbe kann der Schluß gezogen werden, daß bei Flutraten, die nicht höher als 3,5 cm/s sind, eine Beeinflussung der Hüllrohrtemperatur durch ein außen auf die Hülle aufgepunktetes REBEKA-TE selbst bei einer 30 %ig verformten Hülle noch vernachlässigbar ist, mindestens jedoch bis zur 230. Sekunde. Eine Auswirkung auf das Wiederbenetzen ist ebenfalls nicht zu erkennen. Der zeitliche Unterschied des Wiederbenetzens liegt innerhalb der Streubreite der übrigen Zircaloyhüllrohre ohne jedes Außen-TE.

Schon bei einer Flutrate von nur 4,3 cm/s bei sonst nahezu identischen Bedingungen (Abb. 58) wird der Einfluß des auf der Hülle aufgepunkteten TE sichtbar. Bis zum Flutbeginn laufen nicht nur die Temperaturen der Heizstabhüllen, sondern auch die der Zircaloyhüllen auf den Innenseiten und auf der Außenseite für beide Stäbe gleich. Nach Flutbeginn zeigen zwar die Heizstabhüllen immer noch die gleichen Temperaturen (bis zum Wiederbenetzen der Hülle des Stabes 137), die an der Innenseite der Zircaloyhülle gemessenen Temperaturen weichen jedoch bereits voneinander ab. Die Meßstelle TH137/B zeigt den niedrigeren Wert, beeinflusst durch das außen auf der Hülle befestigte Thermoelement TH 137/A. Bei etwa 170 Sekunden erfolgt dann auch ein frühzeitiges Wiederbenetzen dieser Stabposition.

8.7.3 Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf den Wiederbenetzungszeitpunkt

Zur Messung der Hüllrohrtemperaturen in LOFT werden verschiedene Mantelthermoelemente verwendet. Ein Brennstabsimulator mit Zircaloyhülle wurde bei EG&G Idaho Falls, USA, mit vier auf dem Umfang angeordneten TE versehen. Der Mantel bestand aus Titan, Außendurchmesser etwa 1 mm, die Adernpaarung war Pt/PtRh. Die Thermoelemente waren etwa alle 3 cm mittels Laserstrahlschweißung mit Zusatzmaterial über eine Länge von etwa 0,5 cm beidseitig mit der Zircaloyhülle verschweißt. Die Thermoelemente TH 167/1 und /3 sind in axialer Mittelposition auf Stab 167. angebracht.

Vergleicht man die Innentemperaturverläufe (TE in Heizstabhülle) eines Brennstabsimulators mit Zircaloyhülle ohne jedes äußere Thermoelement mit denen eines Simulators, der vier wie im LOFT-Experiment angebrachte TE besitzt, so ist bei niedrigen Wärmeübergangszahlen unmittelbar nach Flutbeginn bei allen untersuchten Flutraten kein deutlicher Unterschied

zwischen den Innentemperaturverläufen der zu vergleichenden Simulatoren festzustellen (Abbn. 59-61). Mit ansteigender Wärmeübergangszahl in der Flutphase fällt jedoch die Innentemperatur des Stabes mit den LOFT-TEs ab. Wie weit die Hüllrohrtemperatur durch die Anbringung der LOFT-TEs heruntergezogen wird im Vergleich zu der bei ungestörter Geometrie, wird rechnerisch ermittelt. Der Unterschied im Benetzungszeitpunkt zwischen dem Brennstabsimulator mit den LOFT-TEs (167) und dem Stab ohne äußere TEs (36) wird umso größer, je höher die Wärmeübergangszahlen in der Flutphase des einzelnen Experiments sind. Abb. 59 zeigt praktisch keinen Unterschied im Wiederbenetzungszeitpunkt (Experiment mit niedriger Flutrate und kaltem Flutwasser (35 °C)). Die Abbn. 60 und 61 zeigen die Temperaturverläufe aus zwei weiteren Experimenten, und es ist zu erkennen, daß mit höheren Flutraten, d.h. höheren Wärmeübergangszahlen, die Wirkung der LOFT-Thermoelemente als Kühlrippe deutlich größer wird.

8.8 Das Wiederbenetzungsverhalten

8.8.1 Wiederbenetzungsverhalten verschiedener Brennstabsimulatoren

Bereits mit dem ersten REBEKA-Bündelexperiment im Jahre 1977 wurde gezeigt, daß Brennstabsimulatoren unterschiedlichen Aufbaus auch unterschiedliche Wiederbenetzungszeiten zeigen. In den REBEKA-Thermoelementtests wurden, wie bereits erwähnt, verschiedenartige Brennstabsimulatoren in einem Bündel angeordnet und unter verschiedenen Kühlbedingungen untersucht. Abb. 62 soll an einem Beispiel die Situation erläutern:

Verglichen werden ein REBEKA-Brennstabsimulator (BSS) mit Zircaloy-4-Hülle und einem Spalt zwischen Pelletsäule und Hülle, ein REBEKA-Brennstabsimulator (BSU) mit dickwandiger Inconel-Hülle und Spalt, jedoch gleicher Gesamtwärmekapazität und ein Brennstabsimulator BS mit Inconelhülle, ohne Spalt und etwas höherer Wärmekapazität, wie er in FLECHT, PKL und FEBA-Experimenten verwendet wurde. BSU und BS besitzen in Nuten in der Inconel-Hülle eingelegte und verlötete Mantelthermoelemente, d.h. die Hüllrohroberfläche ist ein außen glattes Rohr. Der BSS mit Zircaloyhülle trägt ebenfalls kein außen auf der Hülle sitzendes TE (s. Abb. 56). Der Wiederbenetzungszeitpunkt der Hüllrohroberfläche läßt sich jedoch auch einwandfrei an einem innen im BSS angeordneten TE ablesen, nämlich an einem TE, welches in der Heizstabhülle des 6 mm dicken Heizstabes angeordnet ist.

Da ein radiales Temperaturprofil existiert, zeigt das in der Heizstabhülle angeordnete TE höhere Temperaturen bis zum Wiederbenetzen der Zircaloyhülle, als die in der Außenhülle der anderen Simulatoren eingelegten Thermolemente. Die Abb. 62 gibt Temperaturverläufe in axialer Stabmitte, d.h. 1,95 m oberhalb des unteren beheizten Endes, wieder. Der BSS, der Stab mit Zircaloyhülle wiederbenetzt als erster in der Flutphase bei etwa 300 Sekunden. Deutlich später, etwa bei 470 Sekunden, findet die Wiederbenetzung des BSU, des Stabes gleicher Gesamtwärmekapazität, statt. Als letzter der drei verglichenen Brennstabsimulatoren benetzt der BS (FEBA-Heizer), und zwar erst 37 Sekunden nachdem die Leistung des Bündels abgeschaltet worden ist. Die Ursache hierfür liegt einerseits im Wärmewiderstand zwischen Pelletsäule bzw. Wärmequelle und Hülle, andererseits in der Wärmekapazität der Hülle bei gleicher Wärmeaustauschoberfläche zum Zweiphasengemisch. Je größer der Wärmewiderstand im Spalt und je niedriger die Wärmekapazität ist, desto eher findet die Wiederbenetzung statt.

Umfangreiche Experimente zu dieser Thematik wurden im SEFLEX-Programm [58] durchgeführt.

8.8.2 Wiederbenetzungsverhalten von verformten und geborstenen Hüllrohren

Beginnt die Hülle eines Brennstabes bzw. eines Brennstabsimulators plastisch zu verformen, so vergrößert sich der Abstand zwischen Wärmequelle und Hülle und damit der Wärmewiderstand im Spalt. Die gleiche Wirkung zeigt eine Veränderung der Gaszusammensetzung. Mit steigendem Anteil der Spaltgase wächst der Wärmewiderstand. Das Kühlmedium ist in der Lage, die stärker von ihrer Wärmequelle entkoppelte Hülle rascher abzukühlen und früher wiederzubenetzen als Hüllrohre, die einen guten Wärmekontakt zu ihrer Wärmequelle besitzen.

Vorzeitiges Wiederbenetzen führt natürlich auch zu einer früheren Ausspeicherung der im Innern der Stäbe gespeicherten Wärme und führt damit zu einer Verbesserung der Kühlbedingungen im unbenetzten höher liegenden Brennstabbereich (precursory cooling).

Der höchste Grad der Entkopplung der Hülle von der Wärmequelle liegt bei geborstenen Zircaloyhüllen vor. Das Helium bzw. das Spaltgas ist aus dem Brennstab ausgetreten und Wasserdampf ist in die Berstöffnung eingetreten. In den Bereichen größerer Dehnung ist das Gas durch Wasserdampf mit seiner sehr viel schlechteren Wärmeleitfähigkeit ersetzt, zumindest jedoch durchmischt.

Hinzu kommt, daß die Berstlippen, die am stärksten von der Wärmequelle entkoppelten Stellen, in die Kühlkanäle hineinragen und dem Zweiphasengemisch ein rasches Herunterkühlen und vorzeitiges Benetzen dieser Stelle ermöglichen. Die Folge davon ist, daß eine neue Benetzungsfront beginnt, sich von der Berststelle aus auszubreiten. Die reguläre Benetzungsfront der ungestörten Geometrie kann sich zu diesem Zeitpunkt noch weit unterhalb der geborstenen Hüllrohrposition befinden. Abb. 63 zeigt diesen Vorgang schematisch.

Zum Zeitpunkt t_2 befindet sich die reguläre Benetzungsfront an einer Stelle x_A und zeitgleich birst das Hüllrohr an einer axial höher liegenden, höher belasteten Stelle x_B . Von der axialen Position x_B breiten sich nun zwei neue Benetzungsfronten aus. Die eine läuft in Strömungsrichtung weiter nach oben, die andere bewegt sich entgegen der Strömungsrichtung nach unten. Zum Zeitpunkt t_4 trifft die sich nach unten ausbreitende Benetzungsfront mit der vom unteren Bündelende regulär nach oben ansteigenden primären Benetzungsfront zusammen. Die sekundäre Benetzungsfront erreicht das obere Bündelende bereits zum Zeitpunkt t_5 , also eher als die reguläre. Die gesamte Stablänge ist also eher wiederbenetzt. Wichtigste Auswirkung des Entstehens sekundärer Benetzungsfronten ist jedoch die frühzeitige Kühlung der höchstbelasteten Bereiche im Brennelement, d.h. der Bereiche mit den höchsten Hüllrohrtemperaturen.

Im Rahmen des REBEKA-Programmes [60] konnten diese Phänomene nachgebildet und meßtechnisch erfaßt werden. Aufgrund der in den Experimenten vorgegebenen axialen Leistungsverteilung der Stäbe und der thermohydraulischen Randbedingungen war die Lage der Bereiche maximaler Dehnungen und der Berststellen weitestgehend vorauszusehen. Dementsprechend erfolgte die Instrumentierung der interessierenden Bereiche.

Abb. 64 zeigt gemessene Zircaloy-Hüllrohrtemperaturverläufe an verschiedenen axialen Positionen zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern sowie den Innendruckverlauf des Stabes 29 aus dem REBEKA-6-Experiment. Es ist zu erkennen, daß sich die Benetzungsfront in Strömungsrichtung rascher ausbreitet als in entgegengesetzter Richtung. Die reguläre Benetzungsfront einer unverformten Zircaloyhülle, die nicht durch vorzeitiges Benetzen durch Nachbarstäbe beeinflusst wird, erreicht die axiale Position von 1850 mm erst 135 Sekunden später (s. Temperaturverlauf des Stabes 54 in Abb. 64).

In Abb. 65 sind die Hüllrohrtemperaturverläufe verschiedener axialer Positionen über die gesamte Stablänge einer unverformten Zircaloyhülle dargestellt. Überträgt man die Wiederbenetzungszeit t der axialen Position 1850 mm des gebor-

stenen Stabes 29 aus der Abb. 64 in diese Abbildung, so findet man, daß zur $t = 156,3$ s die reguläre Benetzungsfront erst die axiale Höhe von etwa 3000 mm erreicht hat (3900 mm = unteres beheiztes Stabende, 0 mm = Oberes beheiztes Stabende). Dies bedeutet, daß die durch eine Berststelle ausgelöste sekundäre Benetzungsfront mehr als 1000 mm (etwa 1150 mm) vor der regulären Benetzungsfront herläuft.

Darüber hinaus zeigt die Abb. 65, daß auch an einer unverformten Hülle (Stab 14) eine frühere Wiederbenetzung durch die Berührung der Berstlippe eines Nachbarstabes (Stab 36) (s. Abb. 66) ausgelöst werden kann. Die axiale Position 1850 mm des Stabes 14, die regulär erst bei etwa 290 Sekunden benetzen dürfte (s. Abb. 64, Stab 54) benetzt bereits bei 190 Sekunden, also etwa 75 Sekunden früher als die axial 100 mm tiefer liegende Position 1950 mm und beeinflusst dadurch natürlich auch die axial höher liegenden Stabpositionen des unverformten Stabes durch die der regulären Benetzungsfront vorauslaufende sekundäre. Dies unterstreicht, daß durch verformte und geborstene Hüllrohre nicht nur eine Propagation der Benetzungsfront in axialer, sondern auch in radialer Richtung im Bündel erfolgt.

Derartige sekundäre Benetzungsfronten entstehen immer dann, wenn durch lokal erhöhten Wärmeübergang und vergrößerten Wärmewiderstand zwischen Wärmequelle und Hülle oder durch Berststellen die Hülle vorzeitig auf Benetzungstemperatur abgekühlt werden kann. Dies kann eintreten, lange bevor die reguläre Benetzungsfront diese axialen Stellen im Bündel erreicht hat. Die sekundäre Benetzungsfront kann sich auch auf Nachbarstäbe ausbreiten. Hierdurch werden die heißen Bereiche im Bündel mit geborstenen Hüllen rasch abgekühlt.

Diese Effekte konnten in Experimenten, die Hülsen zur Simulation geborstener Hüllrohre verwendeten, nur unzureichend nachgebildet werden. Sie sind in bisherigen Rechenprogrammen nicht modelliert, weisen jedoch auf einen erhöhten Sicherheitsabstand bei der Beurteilung der Kühlbarkeit beim Kühlmittelverluststörfall eines Druckwasserreaktors hin.

9. Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Die zur Hüllrohrdeformation und Kernnotkühlung durchgeführten Arbeiten haben zu einem für die Beurteilung der Sicherheit eines Druckwasserreaktors ausreichend abgesicherten Verständnis der wesentlichen Mechanismen geführt. Noch offene Teilaspekte stellen die erzielten Ergebnisse und ihre Verwendung bei Genehmigungsverfahren nicht in Frage.

- Die thermohydraulischen Randbedingungen zeigen einen dominanten Einfluß auf die Hüllrohrverformung und auf die Kühlkanalversperrung und damit auf die Kühlbarkeit.
- Die Berstumfangsdehnung der Zircaloyhüllrohre wird entscheidend durch die Größe der azimuthalen Temperaturverteilung auf dem Hüllrohrumfang bestimmt.
- Im Falle ungleichförmiger Temperaturverteilungen bleiben die Hüllrohrdehnungen auf Heißstellenbereiche begrenzt, wodurch große Umfangsdehnungen verhindert werden.
- Bündelbereiche mit kalten Regelstabführungsrohren zeigen wegen auftretender mechanischer und thermohydraulischer Wechselwirkungen keine Verringerung der Umfangsdehnung von Zircaloyhüllrohren.
- Die sich beim Fluten verstärkt ausbildende Kühlwirkung des Zweiphasengemisches vergrößert axiale und azimuthale Temperaturdifferenzen auf dem Hüllrohr und trägt auf diese Weise zur Begrenzung ausgedehnter und großer Dehnungen bei.
- Die Durchströmungsrichtung durch ein Brennelement prägt das sich zeitlich ändernde axiale Temperaturprofil.
- Das Hüllrohrtemperaturmaximum verschiebt sich sowohl bei einphasiger als auch bei zweiphasiger Kühlung während eines KVS immer in Strömungsrichtung.
- Durch die starke Abhängigkeit der Zircaloyverformung von der Hüllentemperatur ist das Deformationsbild der Zircaloyhüllrohre ein zwangsläufiges Ergebnis der herrschenden Strömungs- und Kühlbedingungen während eines KVS.

- Die sich von der Wiederauffüll- zur Flutphase umkehrende Strömungsrichtung in Druckwasserreaktoren der KWU trägt dazu bei, Kühlkanalversperrungen aufgrund der axial gestreuten Berststellen relativ klein und kühlbar zu halten.
- Sekundäre Benetzungsfronten, ausgehend von verformten oder geborstenen Hüllrohren, führen dazu, daß die heißen Bereiche im Brennelement früher und rascher abgekühlt werden als unverformte kältere Bereiche. Diese Effekte sind in bisherigen Rechenprogrammen nicht modelliert.
- Sämtliche im REBEKA-Programm gewonnenen Ergebnisse zeigen, daß die Kühlbarkeit eines Druckwasserreaktors im Falle eines Kühlmittelverluststörfalles als gesichert angesehen werden kann. Viele Effekte, die sich günstig auf die Kühlkanalversperrung auswirken und die Kühlbarkeit eines Reaktorkernes eines DWR im Falle eines KVS verbessern, wurden im Rahmen des REBEKA Programmes aufgezeigt. Sie weisen auf einen erhöhten Sicherheitsabstand bei der Beurteilung der Kühlbarkeit beim KVS eines DWR hin.

Danksagung

Die Arbeiten zu diesem Bericht konnten nur durch hohen persönlichen Einsatz einer Reihe von Mitarbeitern des IRB durchgeführt werden. Der Autor dankt allen diesen Kolleginnen und Kollegen.

Die kooperative Zusammenarbeit mit Außenstellen, vor allem auch mit Herren der KWU, möchte ich besonders erwähnen.

Die Betreuung und Förderung dieses Vorhabens im Kernforschungszentrum Karlsruhe erfolgte im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit durch Herrn A. Fiege. Auch ihm sei herzlich gedankt.

10. Literatur

- [1] Pütter, B.M., "Simulation of a Double-Ended Break in the Cold Leg of a Reactor Coolant Loop with TRAC-PF1", Report GRS-A-862, Aug. 83.
- [2] Wiehr, K., Erbacher, J., "Einfluß der Durchströmungsrichtung im Reaktorkern auf die Hüllrohrverformung", VGB Kraftwerkstechnik 64, Heft 11, Nov. 1984, S. 978-981.
- [3] Hein, D., "Modellvorstellungen zum Wiederbenetzen durch Fluten", Dissertation der Fakultät für Maschinenbau der Universität Hannover, 1980.
- [4] Class, G., Fiege, A., Fischer, M., Hofmann, G., Karb, E., Leistikow, S., Schmidt, Th., Schmidt, W.P., "Memorandum zur Simulation der Kernnotkühlung von LWR in USA", PNS - Sept. 1972.
- [5] Riedle, K., "Experimentelle Untersuchungen zur Notkühlung des DWR", KTG-Fachtagung, Jülich, März 1973.
- [6] Schneider, Thomas, "Kühlungsverhältnisse des Reaktorkerns beim größtannehmbaren Unfall während des Wiederauffüllens durch das Sicherheitseinspeisesystem" (Abschlußbericht Inv. Reaktor 45b) Siemens RT (15.4.1971).
- [7] Blank, Riedle, Seidelberger, Thomas, Ulrych, "Flooding Experiments in a Single Tube and in a 340 Rod Bundle Test Section with PWR-Geometry". Siemens RT 51-FE 1164/ne (29.5.1972).
(presented at the European Two-Phase-Flow Group Meeting 1972).
- [8] Riedle, K., Winkler, F., "ECC-Reflooding Experiments with a 340 rod bundle", AED-Conf-72-598-007 (presented at The CREST-Meeting, Munich 18. Okt. 1972).
- [9] Stehle, H. "Progress in Zircaloy-4-Canning Technology for PWR-Fuel", AED-CONF-71-200-26, Germany, May 1971.
- [10] Neitzel, H.J., "Übertragungsverhalten eines Druckmeßsystems zur Bestimmung des lokalen Berstdrucks", IRB-Bericht 4238/10-191, KfK, 8.10.1976.

- [11] Müller, St., Thun, G., "Arbeitsweise der Röntgenanlage zur Untersuchung des Aufblähvorganges von LWR-Brennstabsimulatoren", KfK-Ext. 7/76-2, Juli 1977.
- [12] Neitzel, H.J., Rosinger, H.E., "The Development of a Burst Criterion for Zircaloy Fuel Cladding under LOCA Conditions", KfK 2893, AECL-6420.
- [13] Reimann, M. "Analytische Untersuchung von Gasströmungen in Ringspalten beim Aufblähvorhang von Zircaloy-Hüllrohren", KfK 2280, Mai 1976.
- [14] Gaballah, I. "Theoretische Untersuchungen zur Gasströmung in aufblähenden LWR-Brennstäben", KfK 2656, Sept. 78.
- [15-21] Wiehr, K. et al., "Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Brennstäben mit Zircaloy-Hülle und einsetzender Kernnotkühlung", PNS-Halbjahresberichte:
KfK 2050, Aug. 74, S. 181-189; KfK 2130, Mai 75, S. 219-230;
KfK 2195, Sept. 75, S. 270-284; KfK 2262, Juni 76, S. 300-317;
KfK 2375, Nov. 76, S. 339-380; KfK 2435, Apr. 77, S. 361-376;
KfK 2500, Dez. 77, S. 395-403.
- [22] Wiehr, K., Schmidt, He., "Out-of-Pile Versuche zum Aufblähvorgang von Zircaloy-Hüllen; Ergebnisse aus Vorversuchen mit verkürzten Brennstabsimulatoren", KfK 2345, Okt. 77.
- [23] Schmidt, He., "Hüllrohrverformungsverhalten von Zircaloy-4-Hüllrohren - Einzelstabversuche", in Vorbereitung.
- [24] Hindle, E.D., "Zircaloy Fuel Clad Ballooning Tests at 700 - 1070 K in steam" ND-R-6(s) June 1977.
- [25] Mann, C.A.; Hindle, E.D., Parsons, P.D., "The Deformation of PWR Fuel in a LOCA", ND-R-701 (S)/ISBN-0-85-356149-4, April 82.
- [26] Powers, D.A., Meyer, R.O., "Evaluation of Simulated LOCA Tests that Produced Large Fuel Cladding Ballooning", NUREG-0536, March 1979.
- [27] Burton, R.J., "PWR Long Ballooning - The effect of Control Rod Guide Tubes", Transactions of ANS 79, Vol. 31, 1979, pp. 340-342.

- [28] Hackenbroich, J.D. "Abschätzungen zum Aufblähen von Hüllrohren mit gegenseitiger Abstützung während eines Kühlmittelverluststörfalles", Primärbericht 06.01.04 P 14C, April 81.
- [29] Powers, D.A., Meyer, R.O., "Cladding Swelling and Rupture Modells for LOCA Analysis", Technical Report NUREG-0630, April 80.
- [30] Chapman, R.H. et al. "Effect of Bundle Size on Cladding Deformation in LOCA Deformation Tests", Sixth International Conference of Zirconium in the Nuclear Industry, June/July 1982, Vancouver, BC, Canada.
- [31] Chapman, R.H. "Multirod Burst Test Program Status Report", Eighth Water Reactor Safety Research Information Meeting, October 27-31, 1980, Gaithersburg, MD. (weitere Literaturangaben).
- [32] Mohr, C.L. et al. "LOCA Simulation in the National Research Universal Reactor Program. Data Report for the Third Materials Experiment (MT3)", NUREG/CR2528/PNL-4166, April 1983.
- [33] Rausch, W.N. "LOCA Simulation in the National Research Universal Reactor Program. Postirradiation Examination Results for the Third Materials Experiment (MT3)" NUREG/CR-3350, PNL 4933, April 1984.
- [34] Karwat, H. "Behaviour of a Fuel Bundle Simulator during a Special Heatup and Flooding Period", ISP 14, CNSI Report no 98, Febr. 85.
- [35] Wiehr, K. et al., "Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung" (REBEKA-Programm, REBEKA-5) in PNS-Jahresbericht 82, KfK 3350, S. 4200/94-162, Juli 1983.
- [36] Wiehr, K. et al. "Brennstabverhalten in der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles", Jahreskolloquium 1977 des PNS, KfK 2570, S. 154-194 Dez. 77.
- [37, 38] Wiehr, K. et al. (REBEKA-Programm) REBEKA 1 in
PNS-Halbjahresbericht 77/2, KfK 2600, Mai 78, S. 383-400.
PNS-Halbjahresbericht 77/1, KfK 2700, Nov. 78, S. 4200/103-120.
- [39] Wiehr, K. et al. REBEKA-Programm REBEKA-2 in PNS-Halbjahresbericht 78/2, KfK 2750, Okt. 79, S. 4200/109-144.

- [40] Wiehr, K., "Bündelexperiment REBEKA-3", Primärbericht 06.01.09 P 02B, Juli 79.
- [41] Wiehr K. et al. (REBEKA-Programm, REBEKA-3 in PNS-Halbjahresbericht 79/1, KfK 2800, Febr. 80, S. 28-31.
- [42] Wiehr, K., Erbacher, F.J., Neitzel, H.J., "Influence of a Cold Control Rod Guide Thimble on the Ballooning Behaviour of Zircaloy Claddings in a LOCA", Proceedings of a CSNI-Spezialist Meeting, Espoo, Finland, 1-4 Sept. 1980, pp. 141-154.
- [43] Wiehr, K., et al. (REBEKA-Programm), REBEKA-Materialtest, PNS-Jahresbericht 81, KfK 3250, S. 4200/90-121, Juni 82.
- [44] Wiehr, K. et al. (REBEKA-Programm), REBEKA-Thermoelementtests, PNS-Jahresbericht 80, KfK 2950, S. 4200/155-183, Aug. 81.
- [45] Harten, U., Wiehr, K., "Datenbericht REBEKA-5", KfK 3842, März 85.
- [46] Wiehr K., et al. (REBEKA-Programm) "REBEKA-6", PNS-Jahresbericht 83, KfK 3450, S. 4200/42-96, Juni 84.
- [47] Wiehr, K., Harten, U., "Datenbericht REBEKA-6", KfK 3986, März 86.
- [48] Wiehr K. et al. (REBEKA-Programm) "REBEKA-7", PNS-Jahresbericht 85, KfK 4000, S. 4200/5-44, Juli 86.
- [49] Wiehr, K., Harten, U., "Datenbericht REBEKA-7", KfK 4145, Febr. 87.
- [50] Vitanza, C., Johnsen, T., "Results of Blowdown/Reflood Tests with REBEKA Electric Simulators", (IFA-511.4, Cycle 2) OECD-Halden Reactor Project, HWR85, May 1983.
- [51] Prüßmann, M., Karb E.H., Sepold, L., "FR2-In-Pile-Versuche zum LWR Brennstabverhalten mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren", KfK 3255, 1982.
- [52] Karb, E.H. et al. "LWR Fuel Rod Behavior in the FR2 In-Pile Tests Simulating the Heatup Phase of a LOCA - Final Report", KfK 3346, März 1983.

- [53] Wiehr, K., "Temperaturmessungen an Brennstabsimulatoren im REBEKA-Experiment", KfK-Primärbericht 06.01.09 P 02C, PNS-Nr. 405/79, Juli 1979.
- [54] Ihle, P., Rust, K., "FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays - Evaluation Report", KfK 3657, März 1984.
- [55] Kremin, H., Mandl, R., Ringer, R., Schmidt, H., "Wiederauffüllversuche mit Berücksichtigung der Primärkreisläufe", Bd. 1, Beschreibung der Versuchsanlage. RE 23/011/79, KWU - Oct. 1979.
- [56] Loftus, M.J., Hochreiter, L.E. "Reflood Heat Transfer in the FLECHT-SEASET 163-Rod Bundle with Flow Blockage and Bypass", ASME Paper 83-WA/HT-16, 1983.
- [57] Eaton, A.M., Tolman, B.L., Solbrig, "LOFT Experimental Support Branch Data Report for LOFT Fuel Rod Calibration Test Rod IH-8029-1", LTR-141-87, Sept. 1978.
- [58] Ihle, P., Rust, K. "SEFLEX, Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments", Part 1, Evaluation Report, KfK 4024, May 1986.
- [59] Erbacher, F.J., Ihle, P., Rust, K., Wiehr, K., "Temperature and Quenching Behavior of Undeformed, Ballooned and Burst Fuel Rods in a LOCA". Fifth International Meeting on Thermal Reactor Safety, Karlsruhe, Sept. 84, Proc. Vol. 1, KfK 3880/1, Dec. 1984, S. 516-524.
- [60] Wiehr, K., Erbacher, F.J., "Temperatur- und Wiederbenetzungsverhalten von Brennstäben beim Kühlmittelverluststörfall: Vorzeitiges Wiederbenetzen durch verformte und geborstene Hüllrohre", Jahrestagung Kerntechnik, ISSN 0720-9207, Mai 1984, S. 69-72.
- [61] Erbacher, F.J., Neitzel, H.J., Reimann, M., Wiehr, K. "Out-of-Pile Experiments on Ballooning in Zircaloy Fuel Rod Claddings in the Low Pressure Phase of a Loss-of-Coolant Accident", Proc. of the Spec. Meeting on the Behavior of Water Reactor Fuel Elements under Accident Conditions, Spatind, Nord Torpa (Norwegen), Sept. 76, Session II.2..

- [62] Rust, K., Wiehr, K., Ihle, P. "Wärmeübergang in einem 5x5-Stabbündel während der Wiederauffüll- und Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles", REBEKA-1, Primärbericht PNS 268/78 - IRB 267/78, März 1979.
- [63] Erbacher, F.J., Leistikow, S. "A Review of Zircaloy Fuel Cladding Behavior in a Loss-of-Coolant Accident. KfK 3973, Sept. 1985.
- [64] Wiehr, K., Erbacher, F.J., Neitzel, H.J. "Influence of Thermohydraulics on Fuel Rod Behavior in a LOCA", Proc. of a CSNI Spec. Meet. on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-Normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, Sept. 1980, pp. 59-73.
- [65] Erbacher, F., Neitzel, H.J., Wiehr, K., "Studies on Zircaloy Fuel Clad Ballooning in a Loss-of-Coolant Accident - Results of Burst Tests with Indirectly Heated Fuel Rod Simulators", Proc. of the Fourth International Conference on Zirconium in the Nuclear Industry, Stratford-upon-Avon, England, ASTM-STP 681, pp. 429-446, June 1978.
- [66] Erbacher, F.J. et al., "Burst Criterion of Zircaloy Fuel Claddings in a Loss-of-Coolant Accident", Proc. of the Fifth Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, Boston, MA, USA, ASTM-STP 754, pp. 271-283, August 1980.
- [67] Erbacher, F.J. "LWR Fuel Cladding Deformation in a LOCA and its Interaction with the Emergency Core Cooling", Topical Meeting on Reactor Safety Aspects on Fuel Behavior, Sun Valley, Idaho, Aug. 2-6, 1981, Vol. 3, pp. 86-105.
- [68] Erbacher, F.J., Neitzel, H.J., Wiehr, K., "Effects of Thermohydraulics on Clad Ballooning, Flow Blockage and Coolability in a LOCA", OECD-NEA-CSNI/IAEA Spec. Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Risø National Laboratory, Denmark, May 1983.
- [69] Erbacher, F.J., Ihle, P., Wiehr, K., Müller, U., "Reflood Heat Transfer in PWR Rod Bundles Deformed in a LOCA", Int. Symp. on Heat Transfer, Oct. 1985, Beijing, China, pp. 643-650.

- [70] Wiehr, K., Erbacher, F.J., "Significant Safety Research Results of the REBEKA-Programm on Fuel Behavior in a LOCA", Proc. of the Int. ANS/ENS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety. San Diego / Calif., ISBN 0-89448-121-5, Vol. 4, Febr. 1986, pp. XXIX.4/1-7.

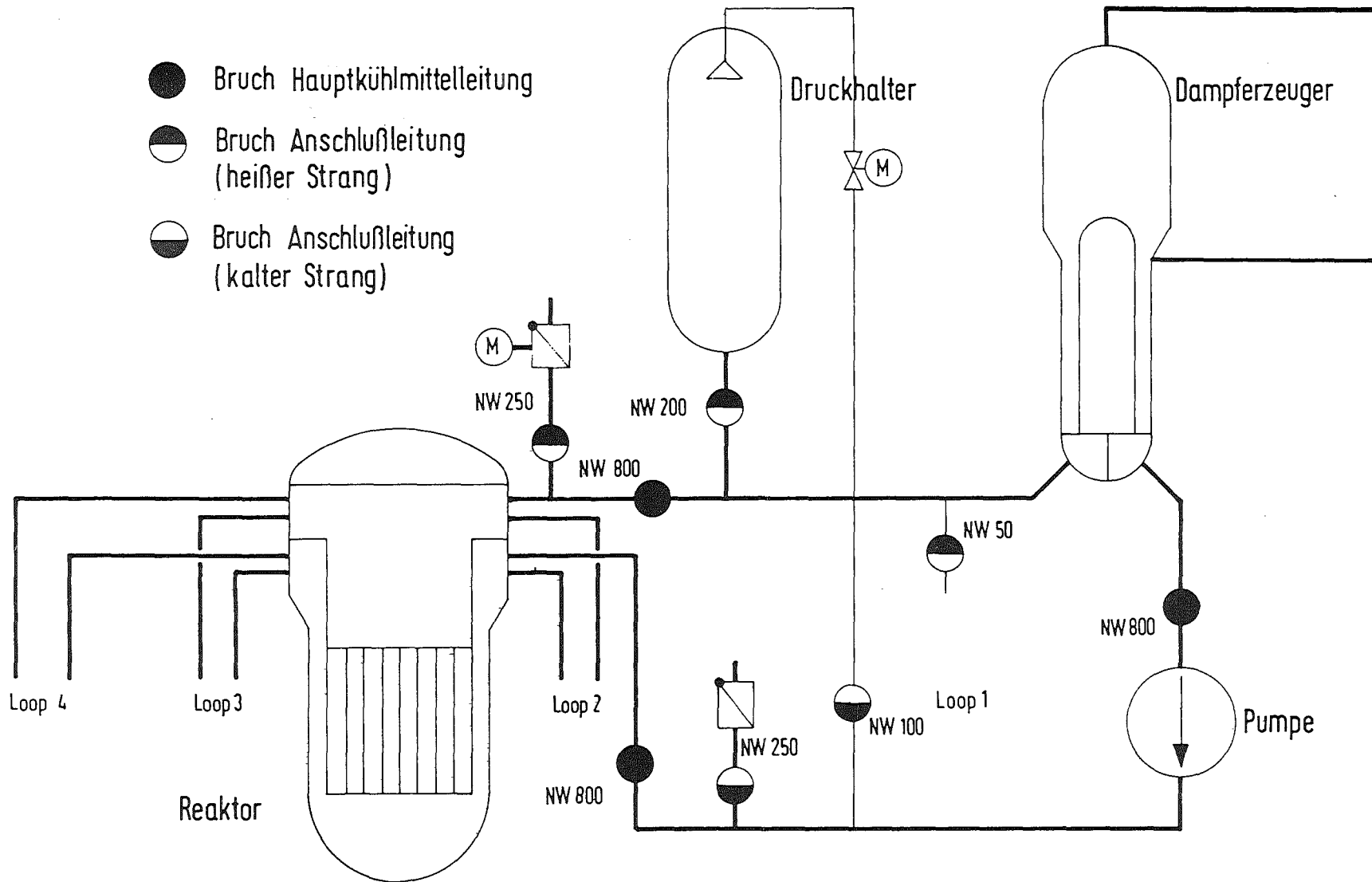


Abb. 1 Rohrbrüche im Reaktorkühlsystem

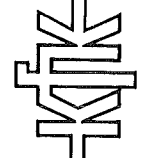
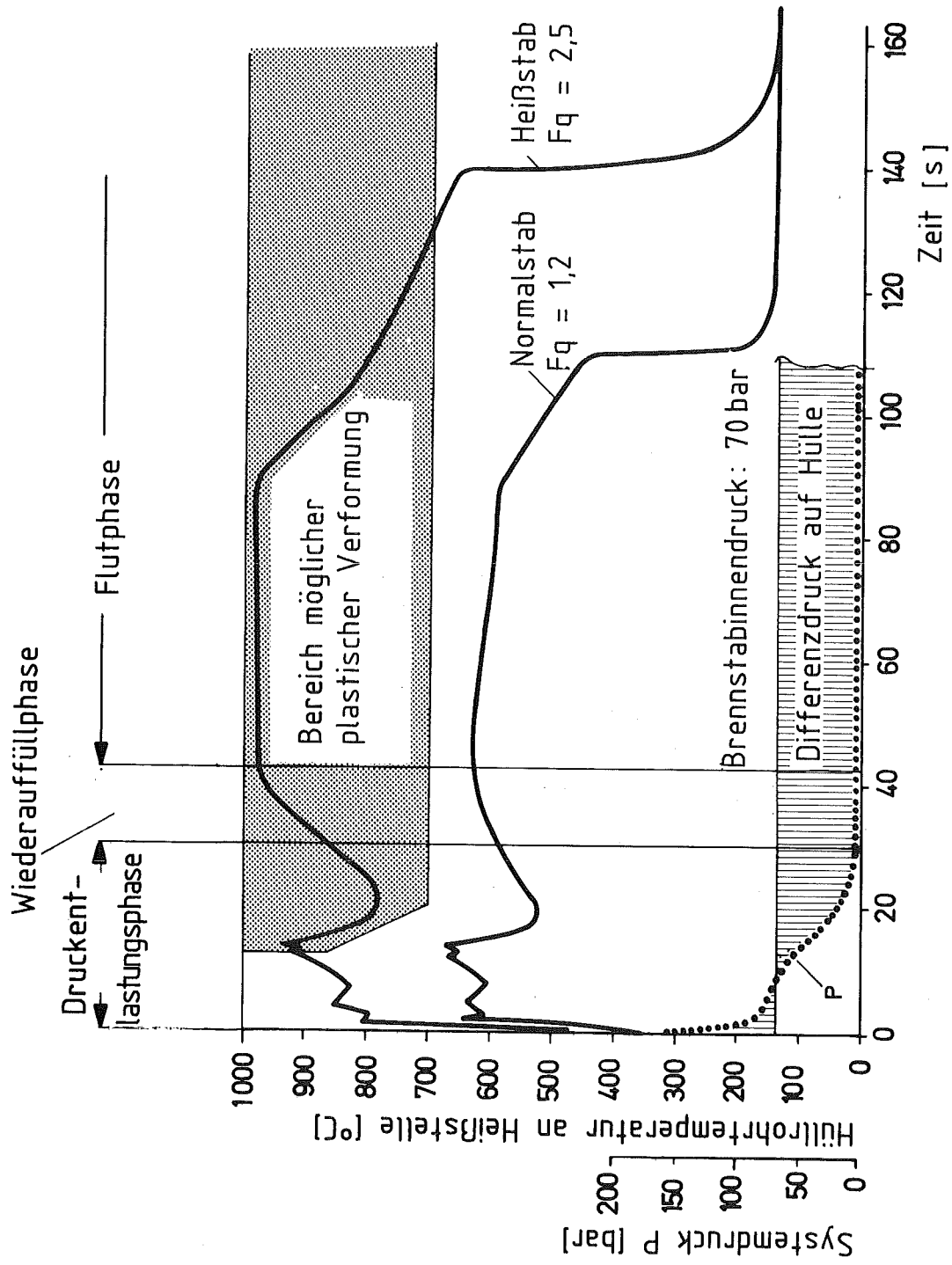
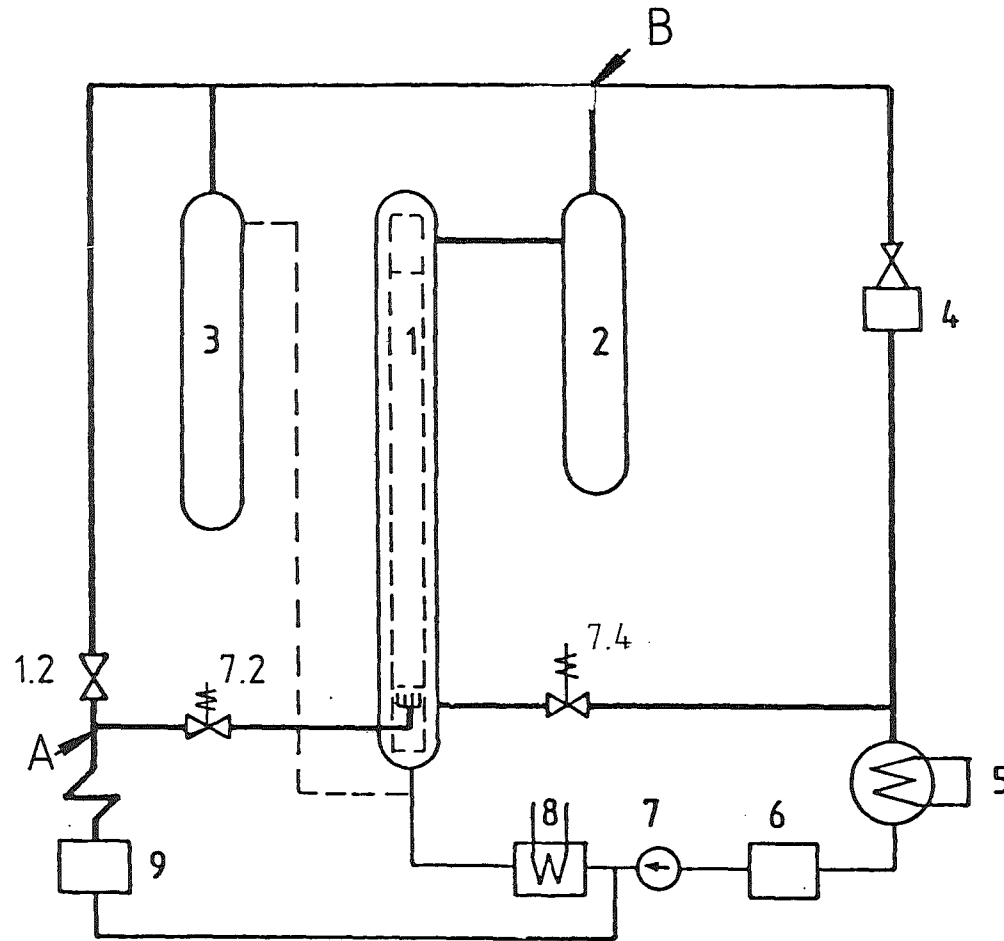


Abb. 2 Brennstabbelastung beim Klmittelverluststrfall
2F-Bruch im kalten Strang



- 1 Teststrecke
- 2 Wasserauswurf-sammeltank
- 3 Containment-simulator
- 4 Dampfumformer
- 5 Kondensator
- 6 Speisewasser-behälter
- 7 Kühlmittelpumpe
- 8 Wasservorwärmer
- 9 Dampfkessel



Abb. 3 REBEKA
 Versuchskreislauf für Hüllrohrverformungsexperimente, Bündel-Tests

Auslegungskriterien (im Vergleich zum Brennstab)	Auslegungsmerkmale
Thermisches Verhalten	Wärmekapazität und Wärmetransport durch geometrische Anordnung und Wahl geeigneter Werkstoffe
Wärmezufuhr zur Zircaloyhülle von innen	Indirekt beheizter elektr. isolierter Brennstabsimulator
Axiales Leistungsprofil	Stufenförmiges bzw. cosinusförmiges axiales Leistungsprofil
Gasströmung im Spalt von den Plena in den verformenden Bereich	<ul style="list-style-type: none"> — Volle Brennstablänge: 3,90 m beheizt — mittlerer Einfüllspalt (kalt): 50 μm radial — Plenagröße: oben $\sim 9 \text{ cm}^3$, unten $\sim 17 \text{ cm}^3$
Wärmetransport im Spalt	Materialien gleicher Wärmedehnung und Strahlungszahl (Al_2O_3 -Ringpellet, Zircaloy-Hüllrohr)
Zircaloy-4 Hülle	Zircaloy-4 Hüllrohr (KWU-Spezifikation): $\varnothing 10,75 \times 0,72 \text{ mm}$
Innerer Gasdruck bei Betriebstemperatur: 70 bar (frischer Brennstab), 130 bar (max. Abbrand)	Innendruck durch Helium von 70 bis 130 bar (Betriebstemperatur)
Repräsentative Thermohydraulik im Kühlkanal	Volle Brennstablänge mit Originalabstandshaltern



Abb. 4 Auslegung des REBEKA-Brennstabsimulators

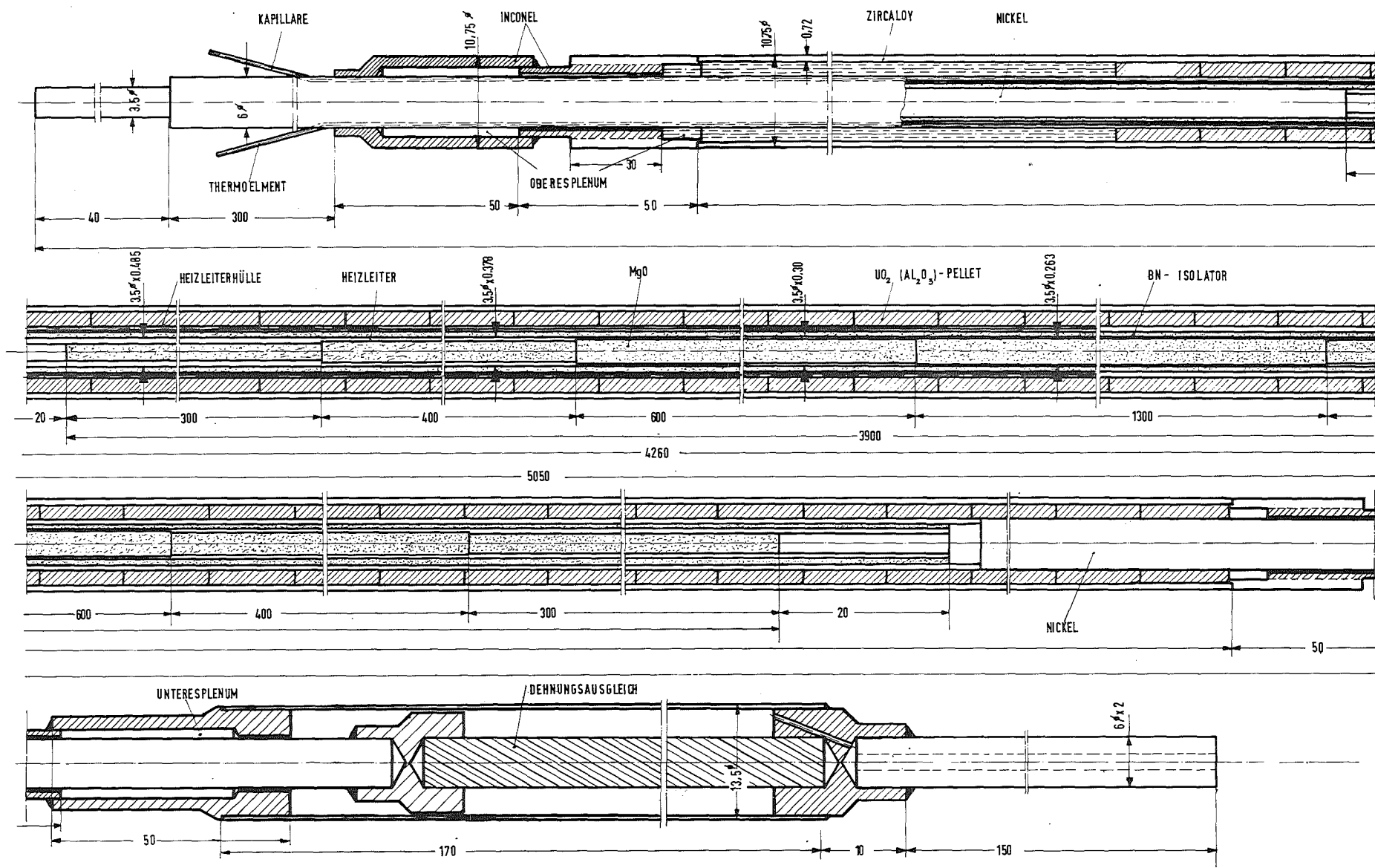


Abb. 5 REBEKA 5
Konstruktionszeichnung des Brennstabsimulators mit Stufenheizleiter

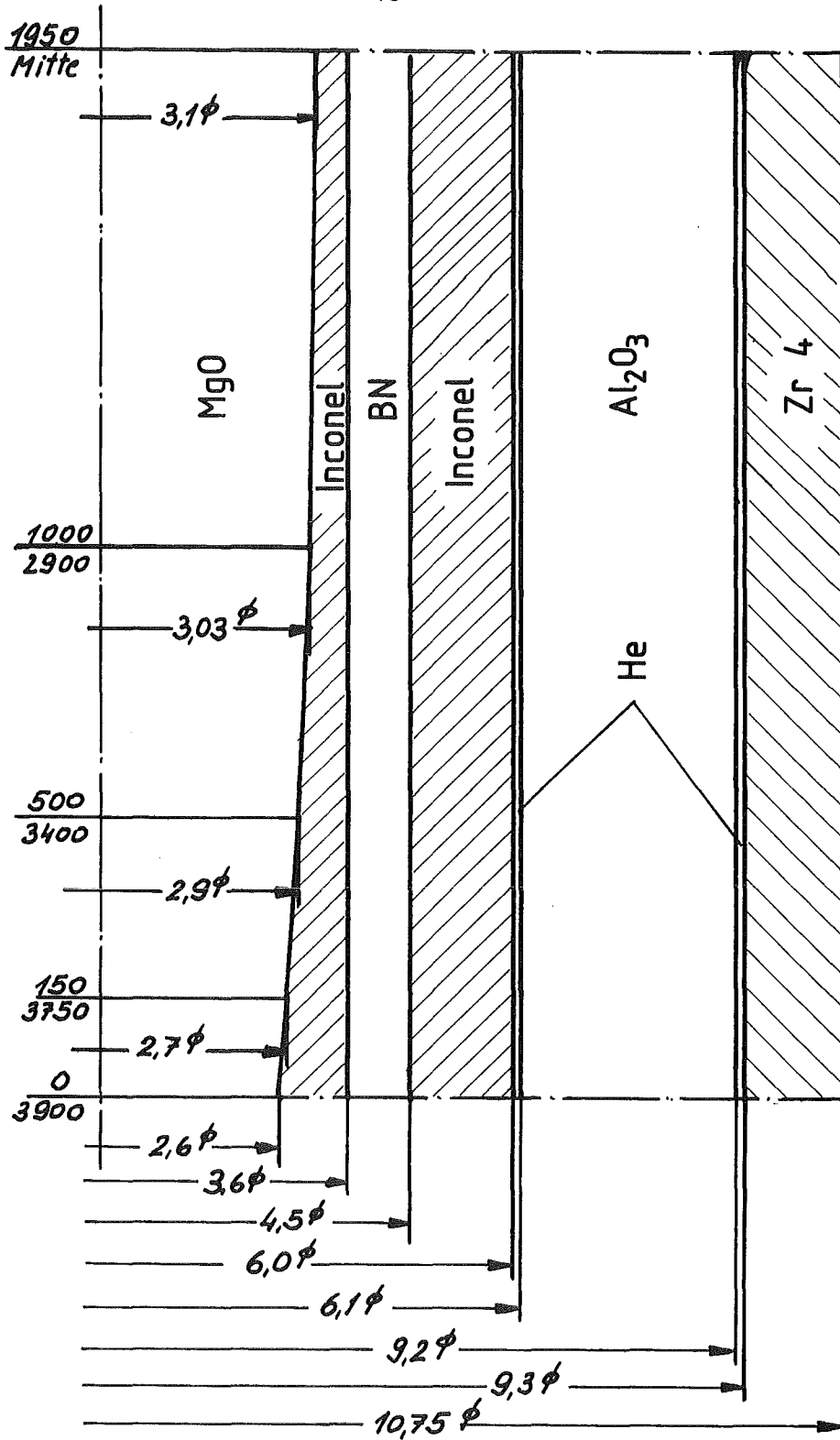


Abb.6 Nennmaß des Brennstabsimulators

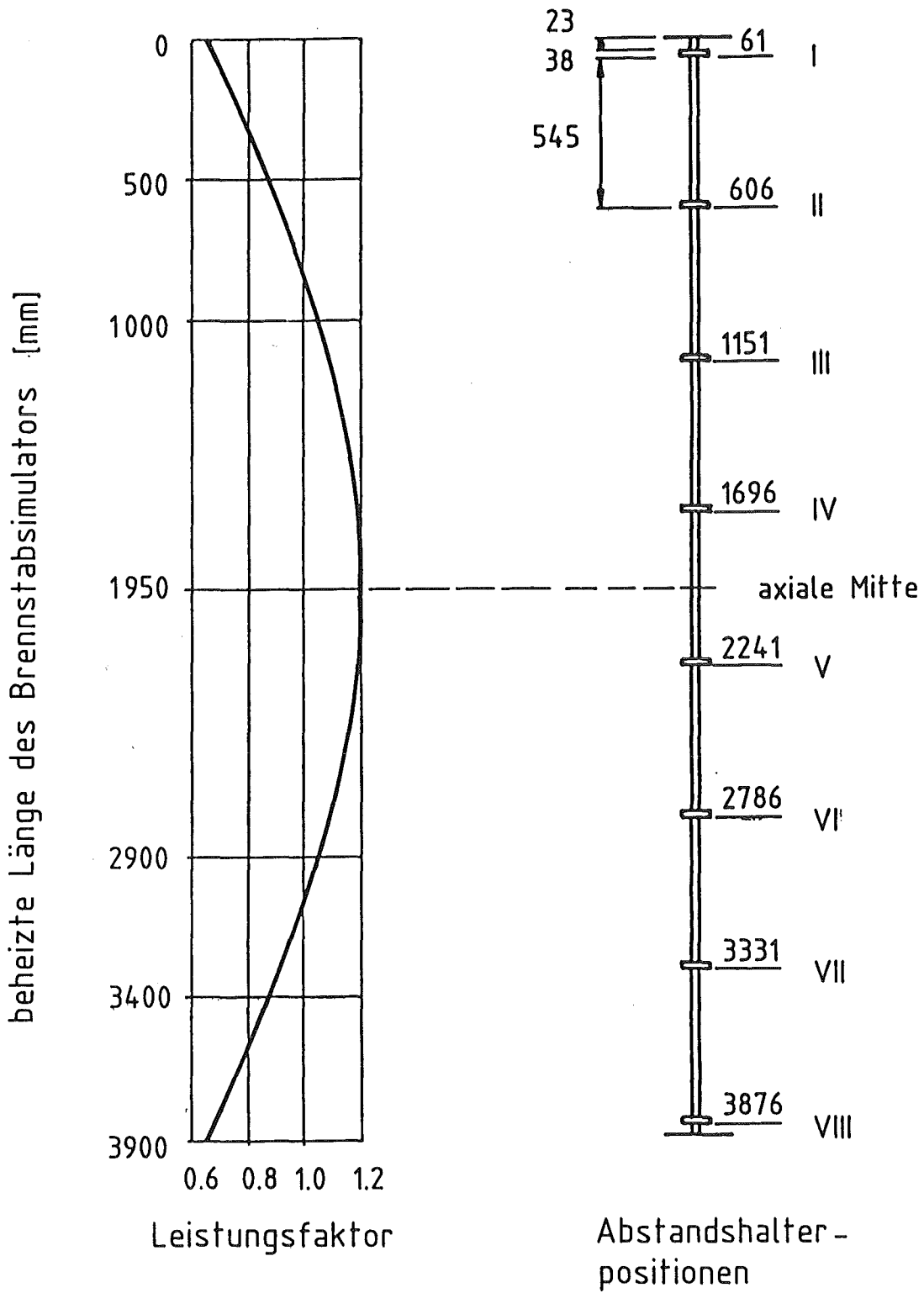


Abb. 7 REBEKA
Axiales Leistungsprofil des Brennstab-
simulators und der Abstandshalteranordnung

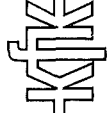
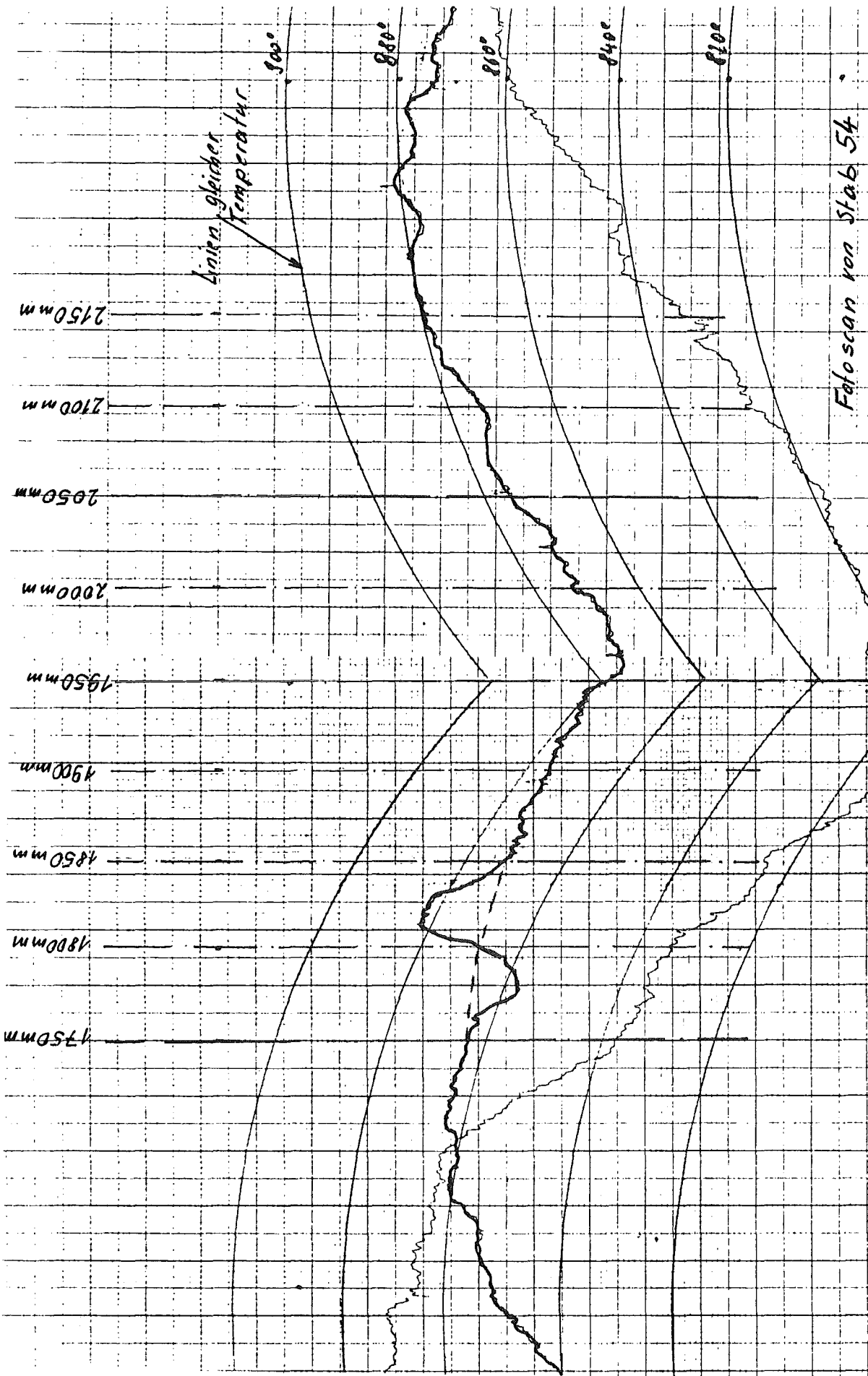


Abb. 8 REBEKA
Temperaturscan eines Heizstabes

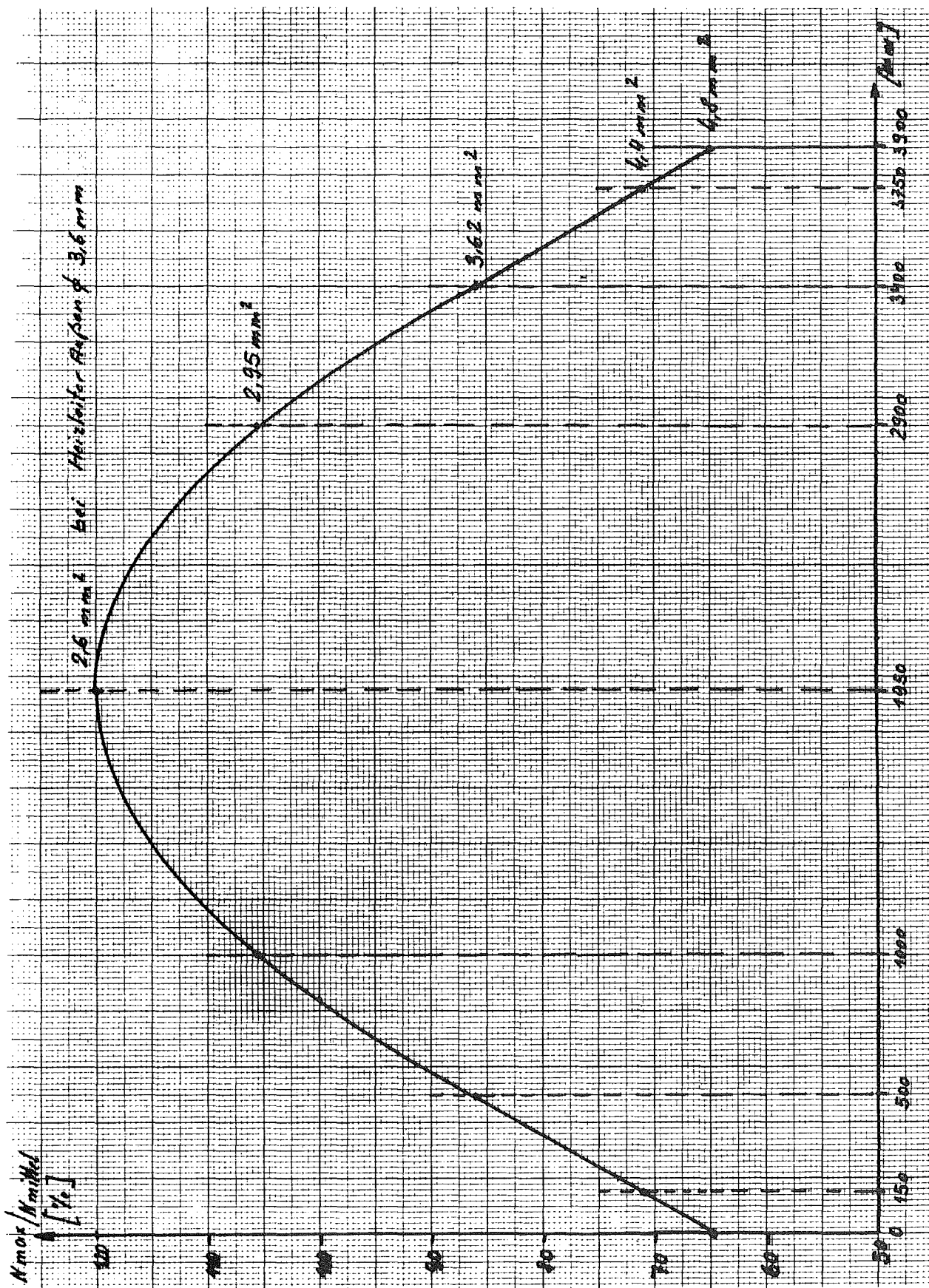
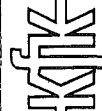


Abb. 9 Heizleiterprofil



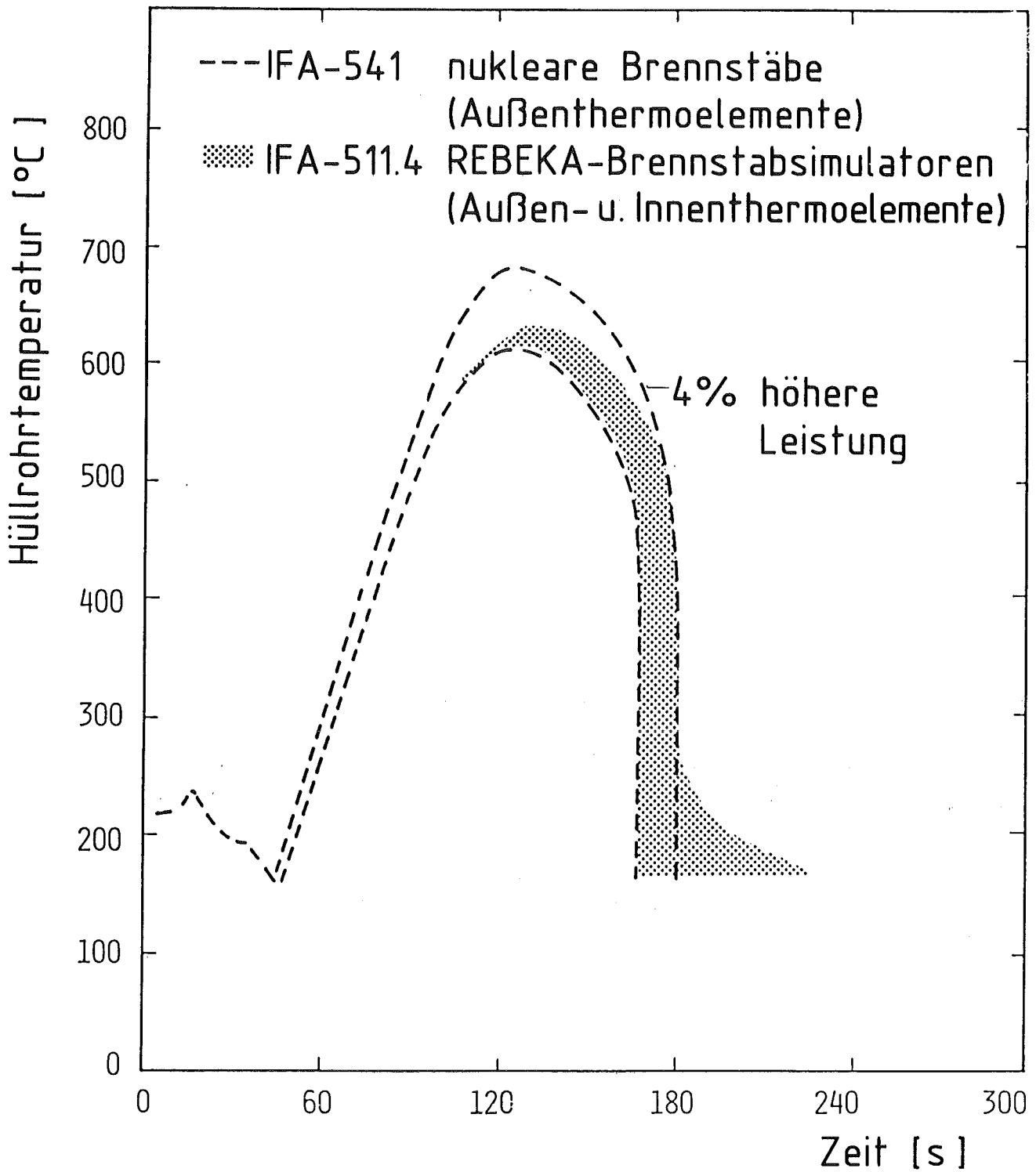


Abb. 10 Vergleich zwischen nuklearen Brennstäben und elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren

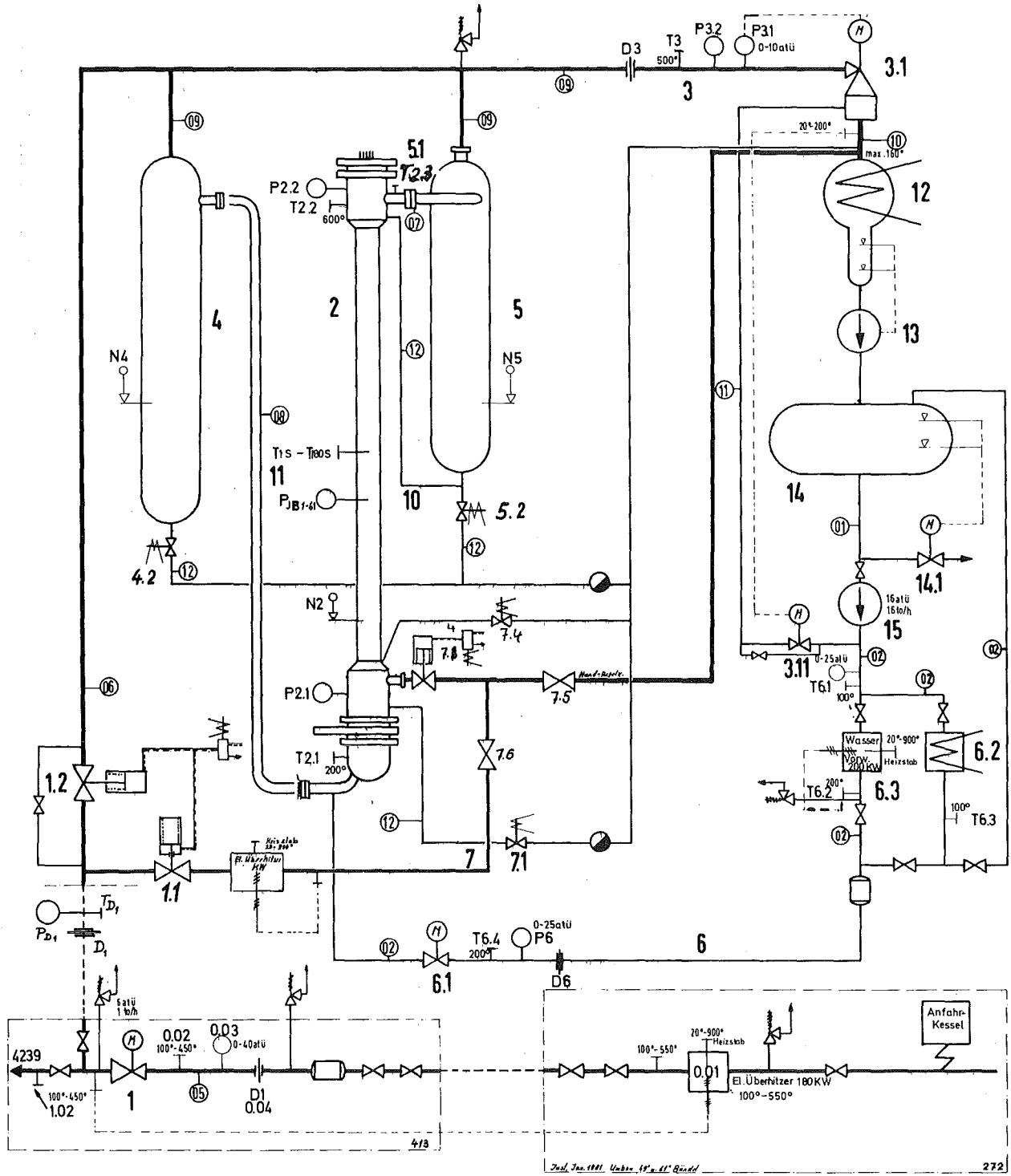
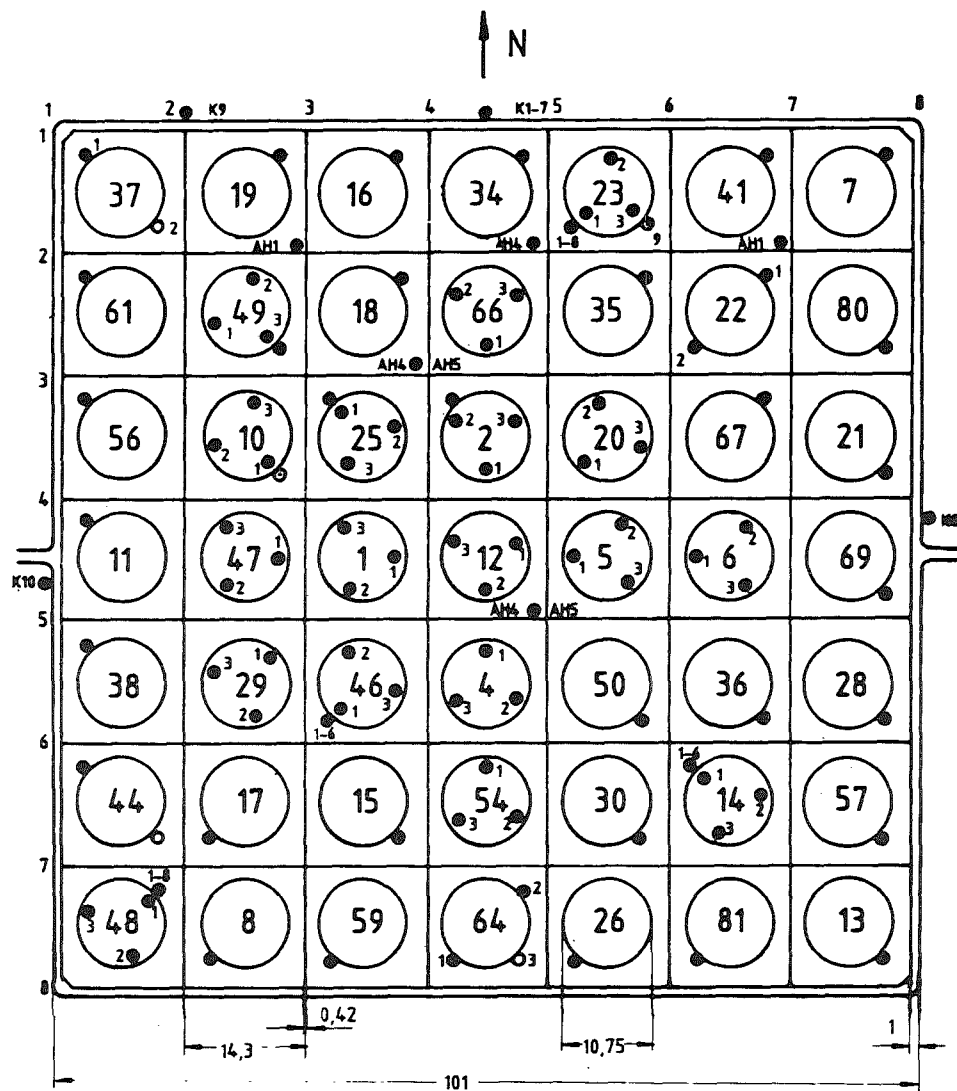


Abb. 11 Schaltbild der Teststrecke mit Temperatur-, Druck-, Niveau- und Durchflußmeßstellen



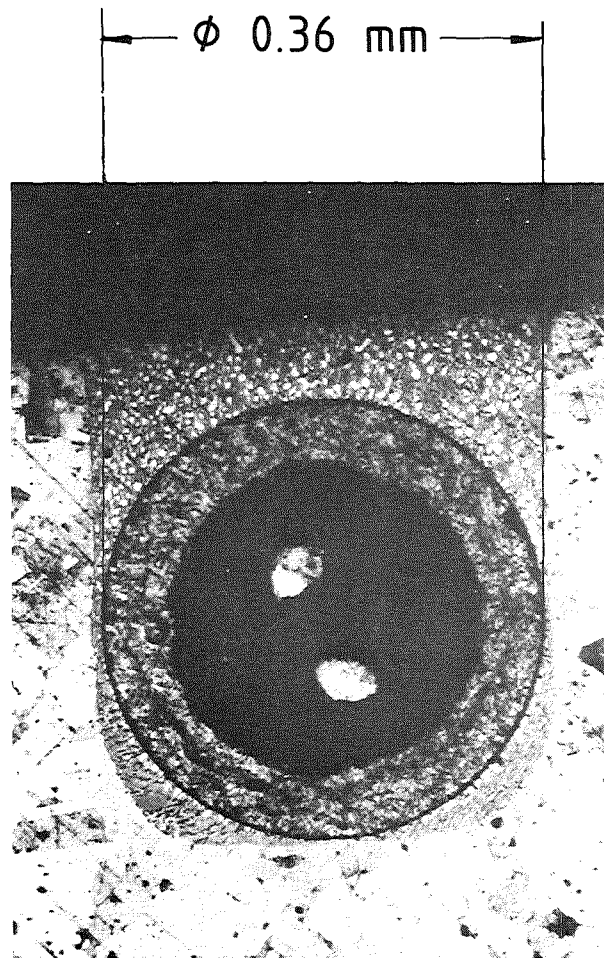
oberes beheiztes Bündelende = 0 mm
 unteres beheiztes Bündelende = 3900 mm

TE-Positionen werden in axialer Richtung von oben nach unten angegeben,
 z.B. TH 46/3 - Stab 46, 3. TE in Tabelle auf 1807 mm

Position	Stab-Nr.	Ti-Posit.	TE-Positionen		Anzahl
			axial	axial /mm/	
1/1	37		1950	Ispra \emptyset 1 - 1950(O)	2
1/2	19		1950		1
1/3	16		1950		1
1/4	34		1950		1
1/5	23	3x1950	150, 500, 1000, 1950, 2900, 3400, 3750, 3900		12
1/6	41		1950	Ispra \emptyset 0,5 - 1950	1
1/7	7		1950		1
2/1	61		1950		1
2/2	49	3x1950	1950		4
2/3	18		1950		1
2/4	66	3x1950			3
2/5	35		1950		1
2/6	22		2x1950		2
2/7	80		1950		1
3/1	56		1950		1
3/2	10	3x1950	1950	Ispra \emptyset 0,5 - 1950 (O)	5
3/3	25	3x1950	1950		4
3/4	2	3x1950	1950		4
3/5	20	3x1950			3
3/6	67		1950		1
3/7	21		1950		1
4/1	11		1950		1
4/2	47	3x1950			3
4/3	1	3x1950			3
4/4	12	3x1950			3
4/5	5	3x1950			3
4/6	6	3x1950			3
4/7	69		1950		1
5/1	38		1950		1
5/2	29	3x1950			3
5/3	46	3x1950	1677, 1707, 1807, 1950, 2057, 2157		9
5/4	4	3x1950			3
5/5	50		1950		1
5/6	36		1950		1
5/7	28		1950		1
6/1	44		1950	Ispra \emptyset 1 - 1950	2
6/2	17		1950		1
6/3	15		1950		1
6/4	54	3x1950			3
6/5	30		1950		1
6/6	14	3x1950	1677, 1707, 1807, 1950, 2057, 2157		9
6/7	57		1950		1
7/1	48	3x1950	150, 500, 1000, 1950, 2900, 3400, 3750, 3900		11
7/2	8		1950		1
7/3	59		1950		1
7/4	64		1950	Ispra \emptyset 0,5 u. \emptyset 1 - 1950	3
7/5	26		1950		1
7/6	81		1950		1
7/7	13		1950		1
Kaaten			150, 500, 1000, 1950, 2900, 3400, 3750, 3x1950		10
Fluid			Abstandshalter 1,4, 5 mm unterhalb AH, 15 mm oberhalb AH		13

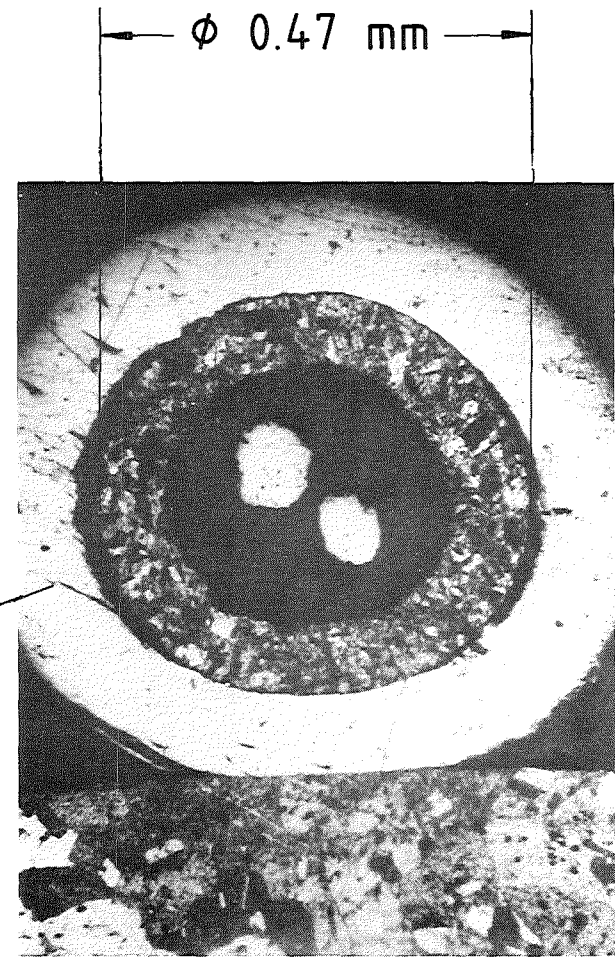


Abb. 12 Instrumentierungsplan des Bündels (Temperaturmeßstellen)



In Heizstabhulle eingebettetes Thermoelement

Platin-Hulle



Auf Zircaloy-Hulle aufgepunktetes Thermoelement

KfK

Abb. 13 Thermoelementanbringung am Brennstabsimulator

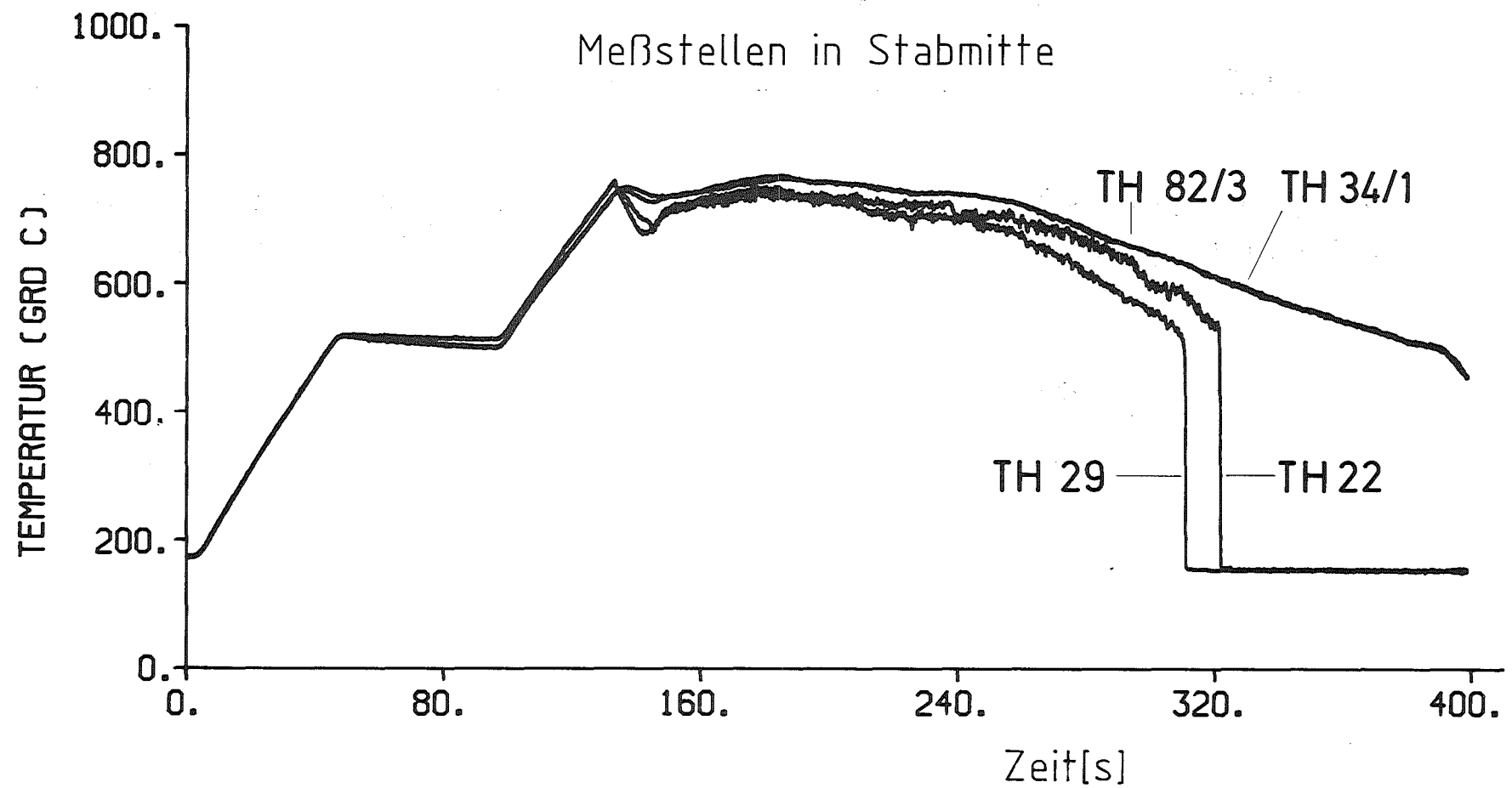
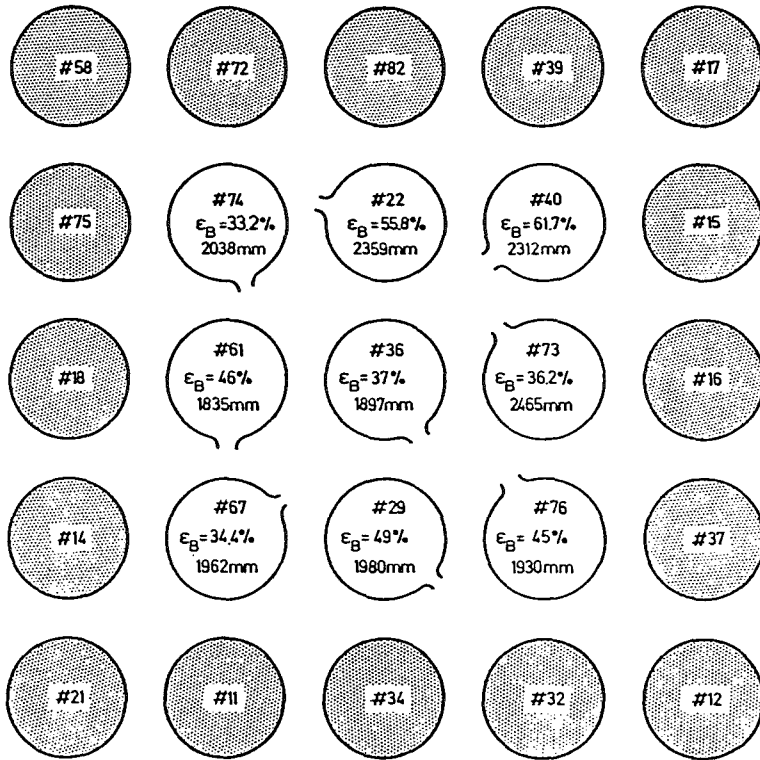


Abb. 14 Bündelversuch
 Radiale Temperaturverteilung im Bündel

mittlere Berstdaten
 -51bar ~830°C 44%

mittlere Berstdaten
 ~68bar 800°C



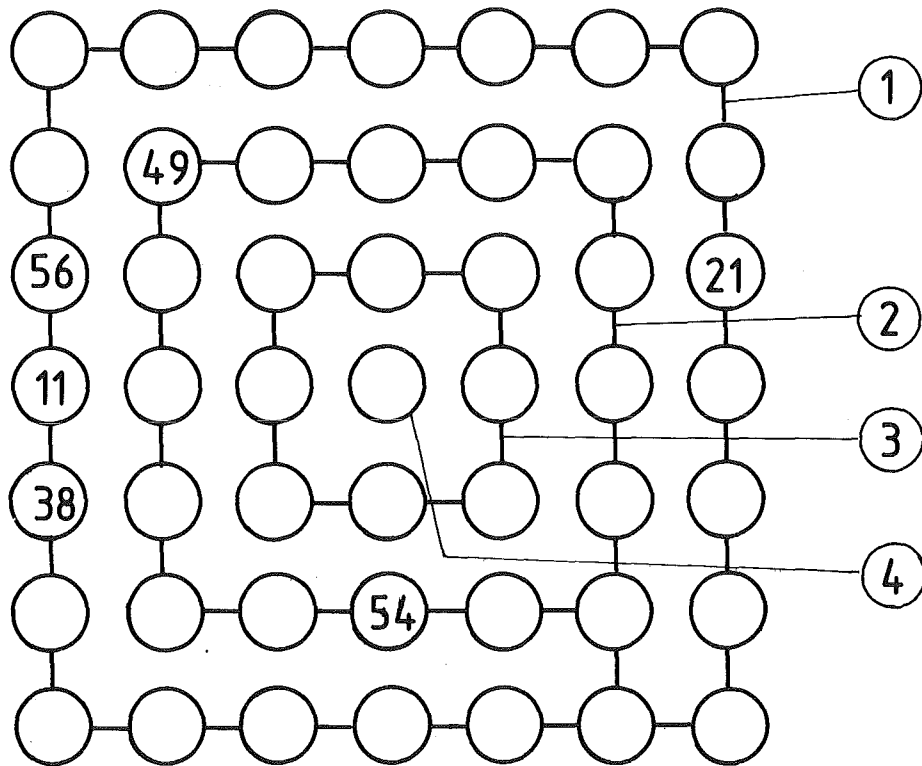
REBEKA 3



REBEKA 5



Abb. 15 Berstdehnungen und Berstlagen



- ① Außenring: 35,3 % (incl. der 4 nicht geborstenen Hüllen 56, 11, 38 und 21)
 36,6 % (ohne die 4 nicht geborstenen Hüllen)
- ② Zwischenring 54,7 % (ohne Stab 54: kein Innendruck)
 51,3 % (mit Stab 54)
 51,2 % (ohne Stab 54 und 49)
 (49 besitzt sehr lokale Beule)
- ③ Innenring: 48,8 %
 ④ Zentralstab: 49,2 % } 9 Innenstäbe: 48,87 %

KfK

Abb. 16 REBEKA 5
 Mittelwerte der maximalen Dehnungen der Zr-Stabhüllen

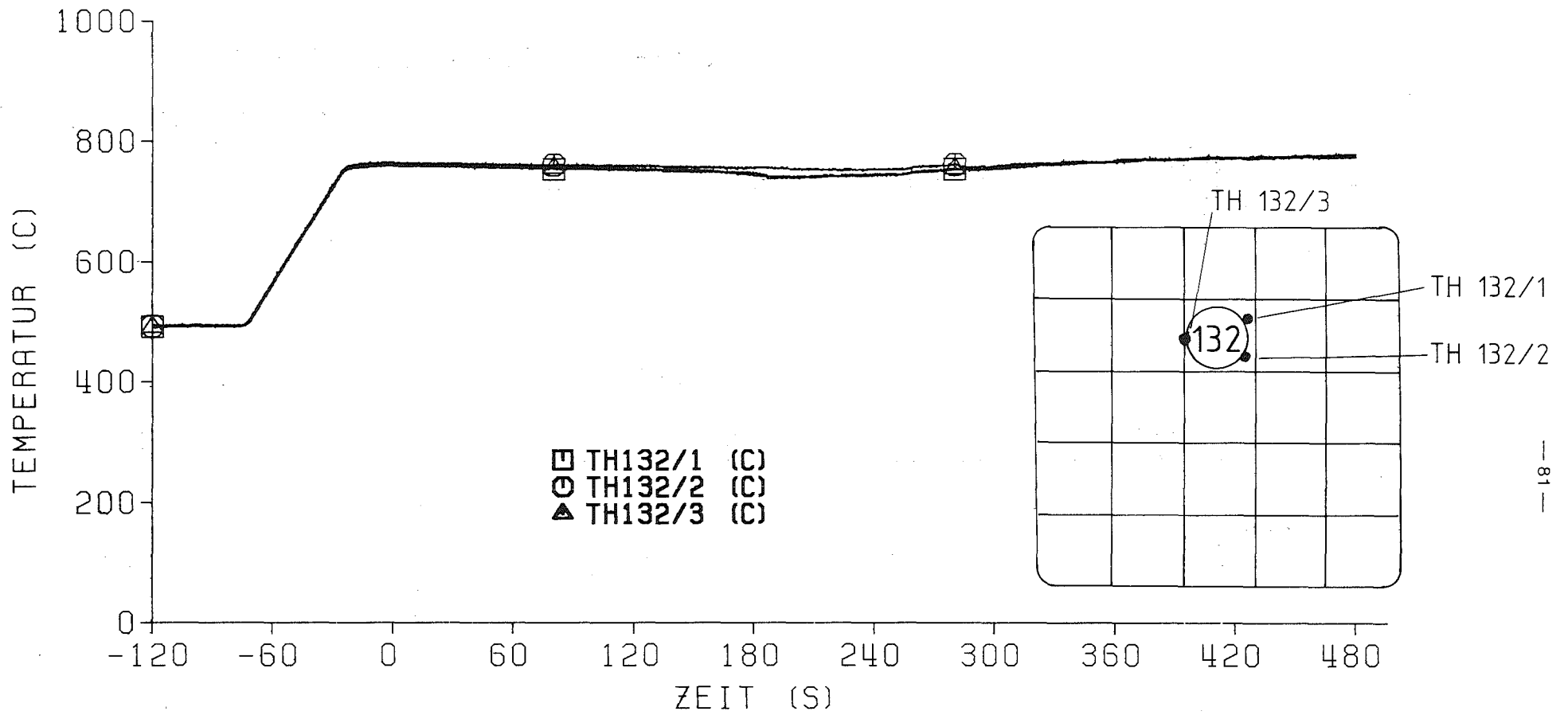


Abb. 17 REBEKA Materialtest
Azimutale Hüllrohrtemperaturen eines Innenstabes

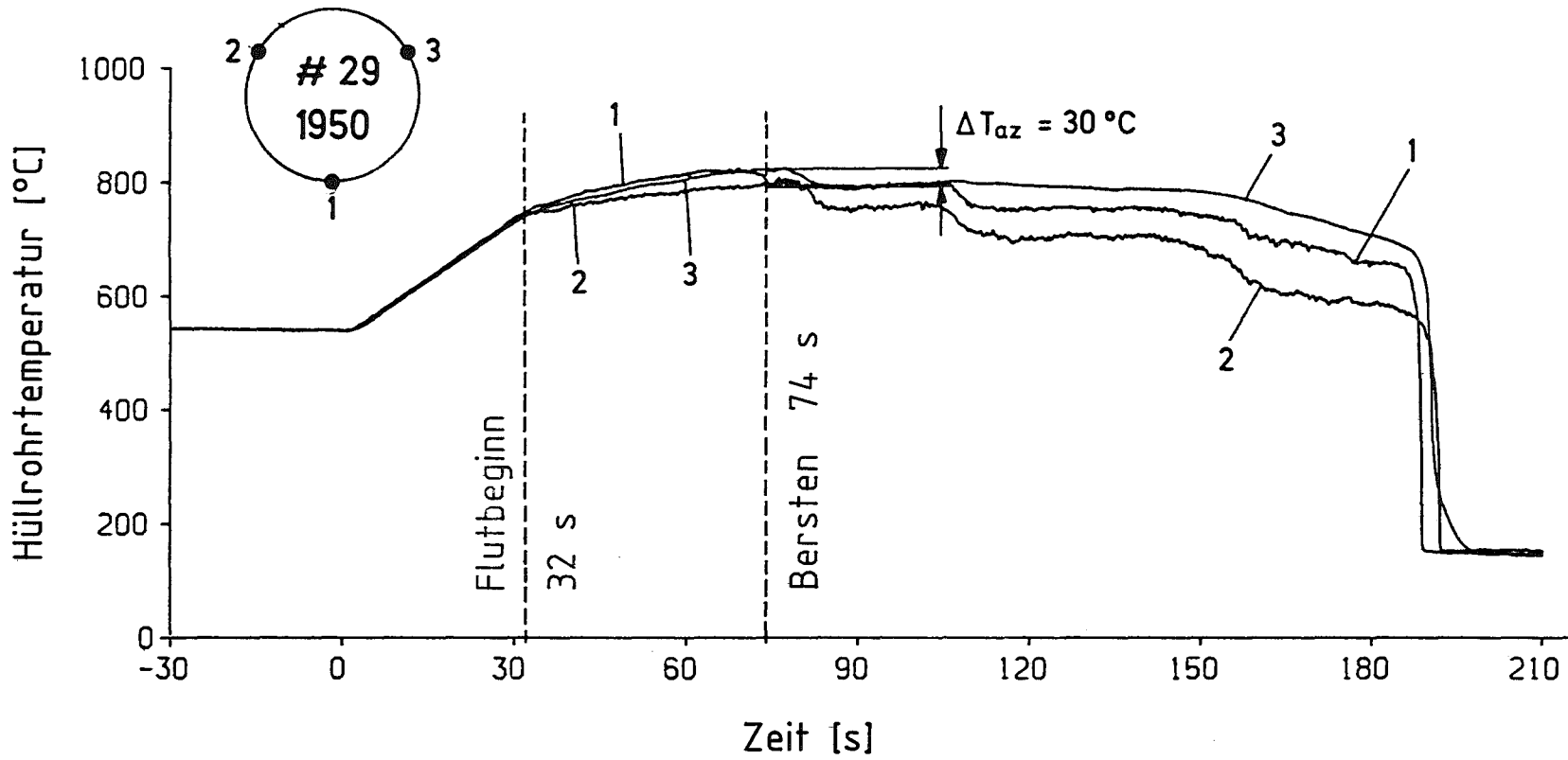


Abb. 18 REBEKA 3
Azimutale Temperaturverteilung

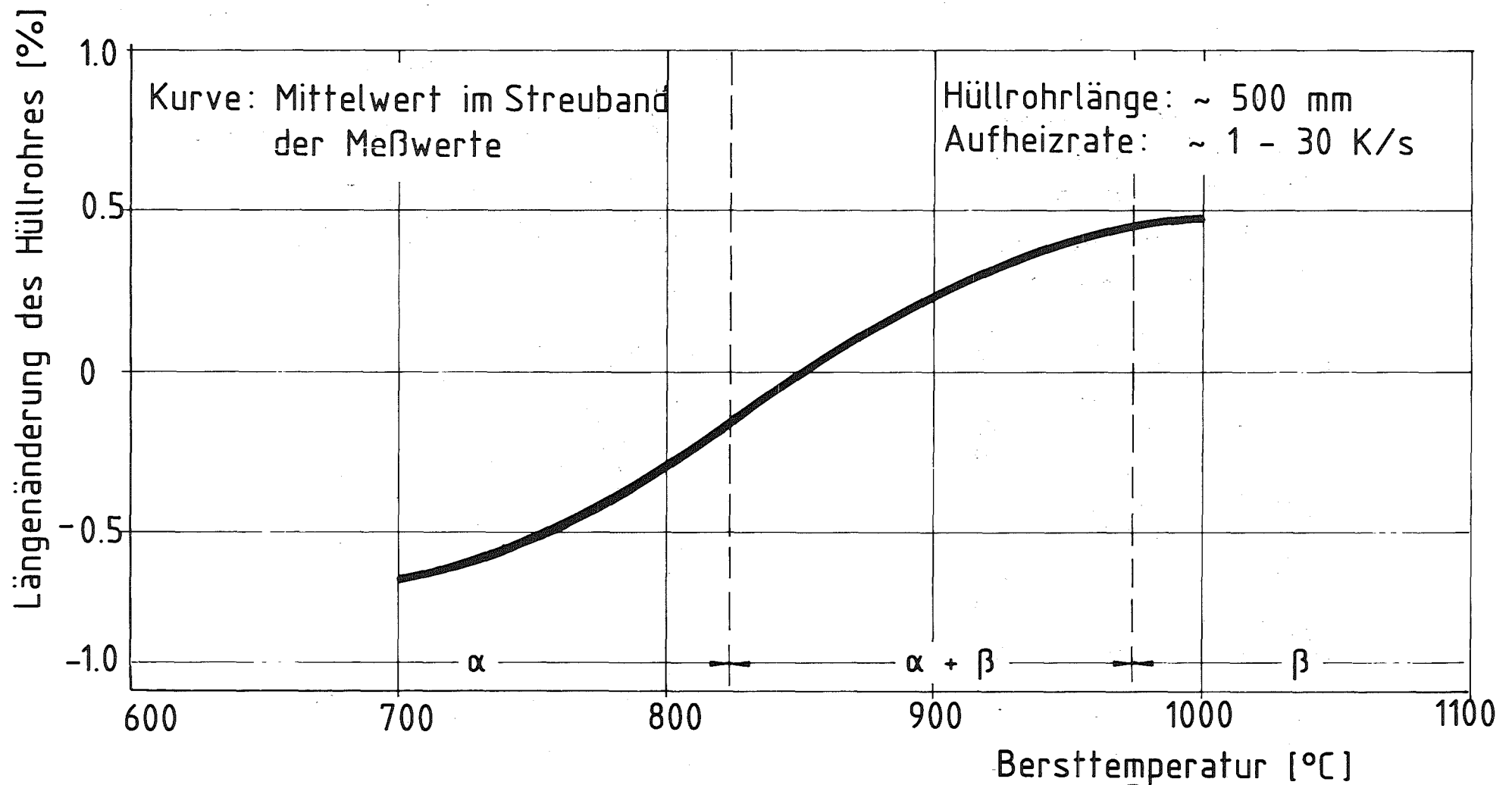
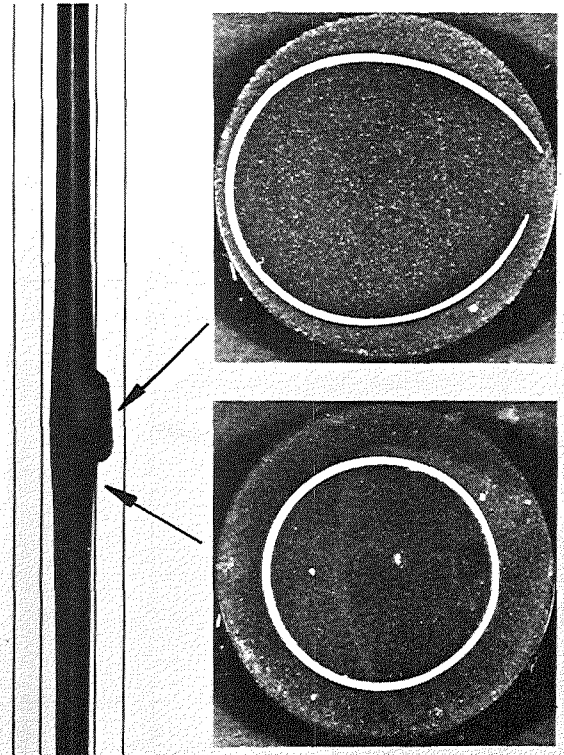


Abb. 19 REBEKA
 Einzelstabversuche (mit beheiztem Umgebungsrohr)
 Längenänderung des Hüllrohres als Funktion der Bersttemperatur

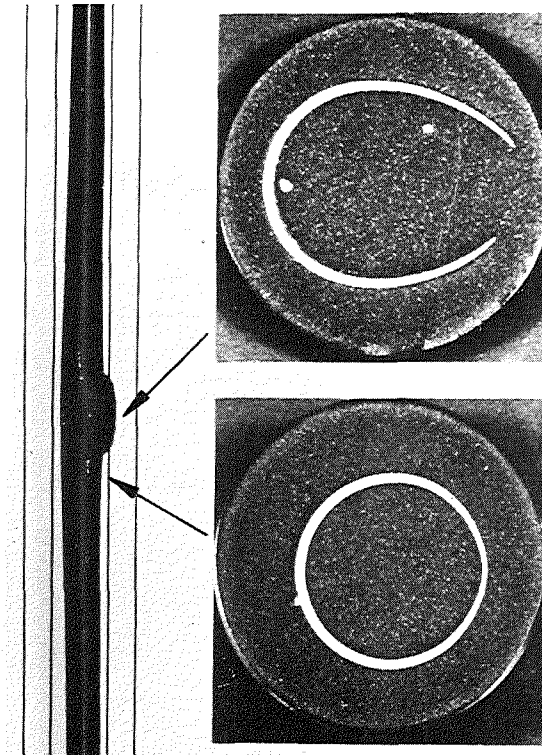


Gleichmäßige Temperatur
am Hüllrohrumfang



- symmetrische Deformation
- gleichmäßige Wandstärkenabnahme am Hüllrohrumfang
- ⇒ große Berstumfangsdehnung

Ungleichmäßige Temperatur
am Hüllrohrumfang



- unsymmetrische Deformation und Rohrverbiegung
- Wandstärkenabnahme nur auf heißer Seite
- ⇒ kleine Berstumfangsdehnung



Abb. 20 Deformationsmechanismus von Zircaloyhüllrohren

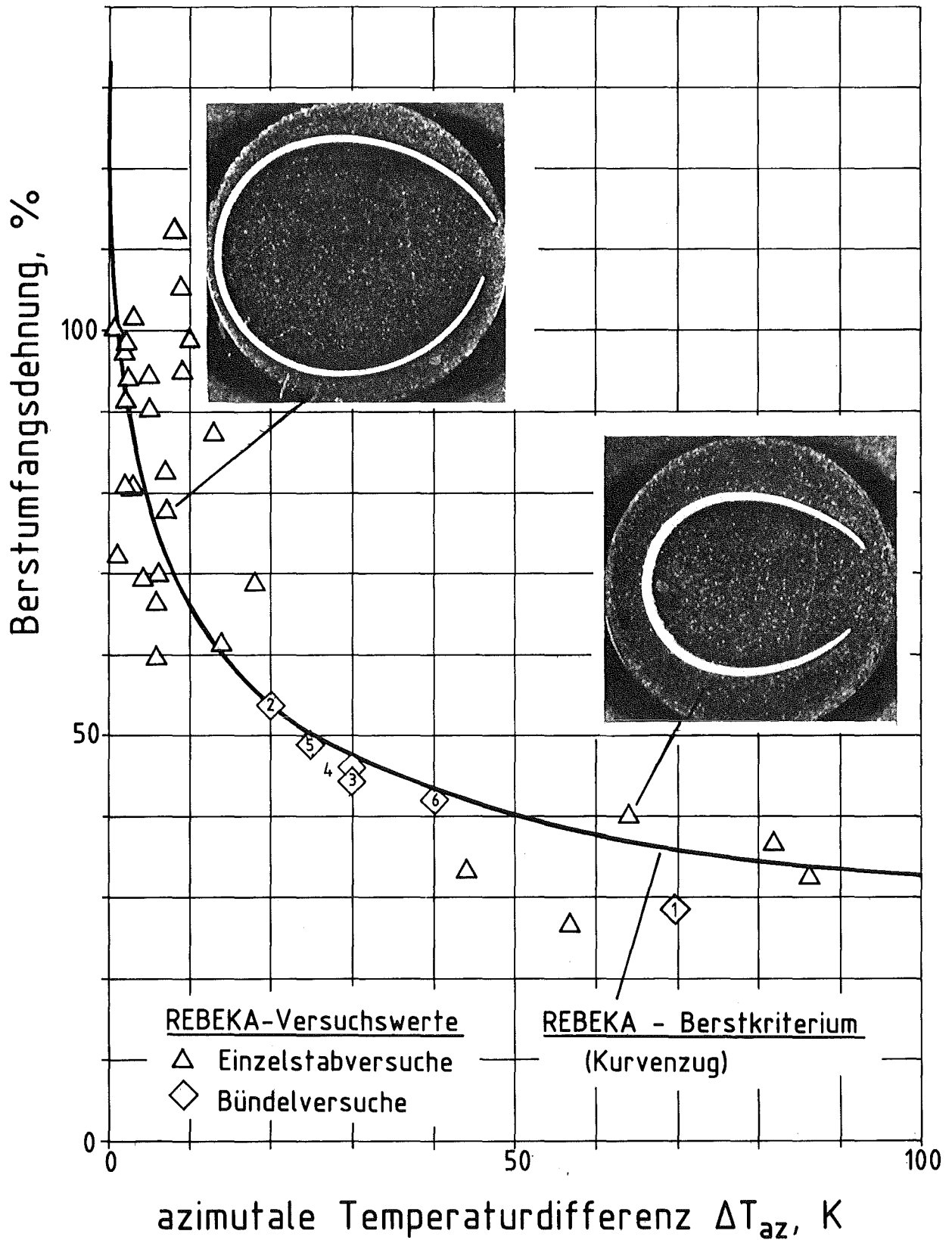


Abb. 21 Berstumfangsdehnung als Funktion der azimuthalen Temperaturdifferenz

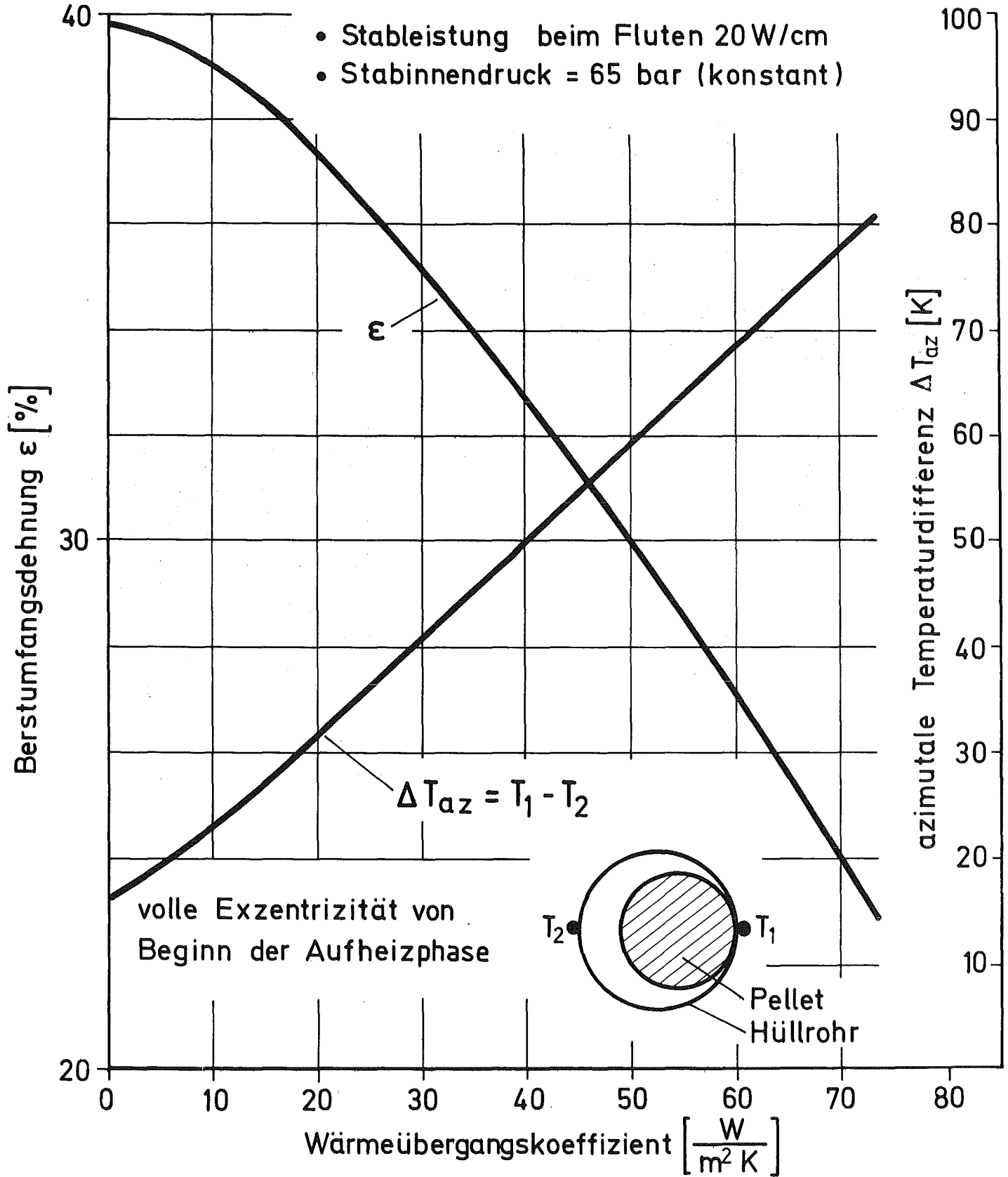


Abb. 22 Einfluß des Wärmeübergangs auf die Hüllrohrverformung

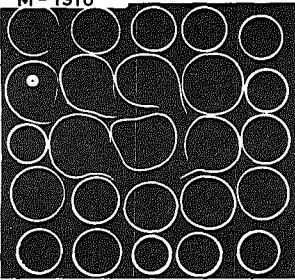
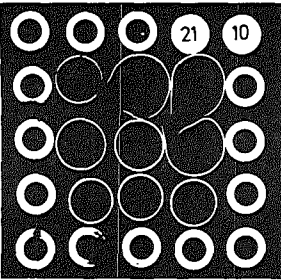
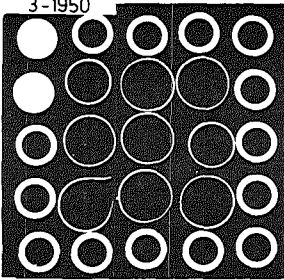
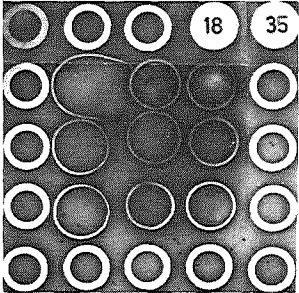
	REBEKA - Mat.	REBEKA - 2	REBEKA - 3	REBEKA - 1
Bündelquerschnitt bei max. Kühlkanalver- sperrung	M-1910 		3-1950 	
Kühlmittelströmung	stagnierender Dampf bzw. Naturkonvektion	Dampfströmung	Zweiphasenströmung	Zweiphasenströmung
Wärmeübergangs- koeffizient [W/m ² K]	< 10	~30	~30 ÷ 100	~30 ÷ 150
azimutale Temperatur- differenz [K]	< 5	~5 ÷ 20	~30	~70
mittl. Berstumsfungs- dehnung der inneren 3x3 Stäbe [%]	63	54	44	28
Kühlkanalversperrung der inneren 3 x 3 Stäbe [%]	84	60	52	44

Abb. 23 Einfluß der Kühlung auf die Hüllrohrverformung
und die Kühlkanalversperrung

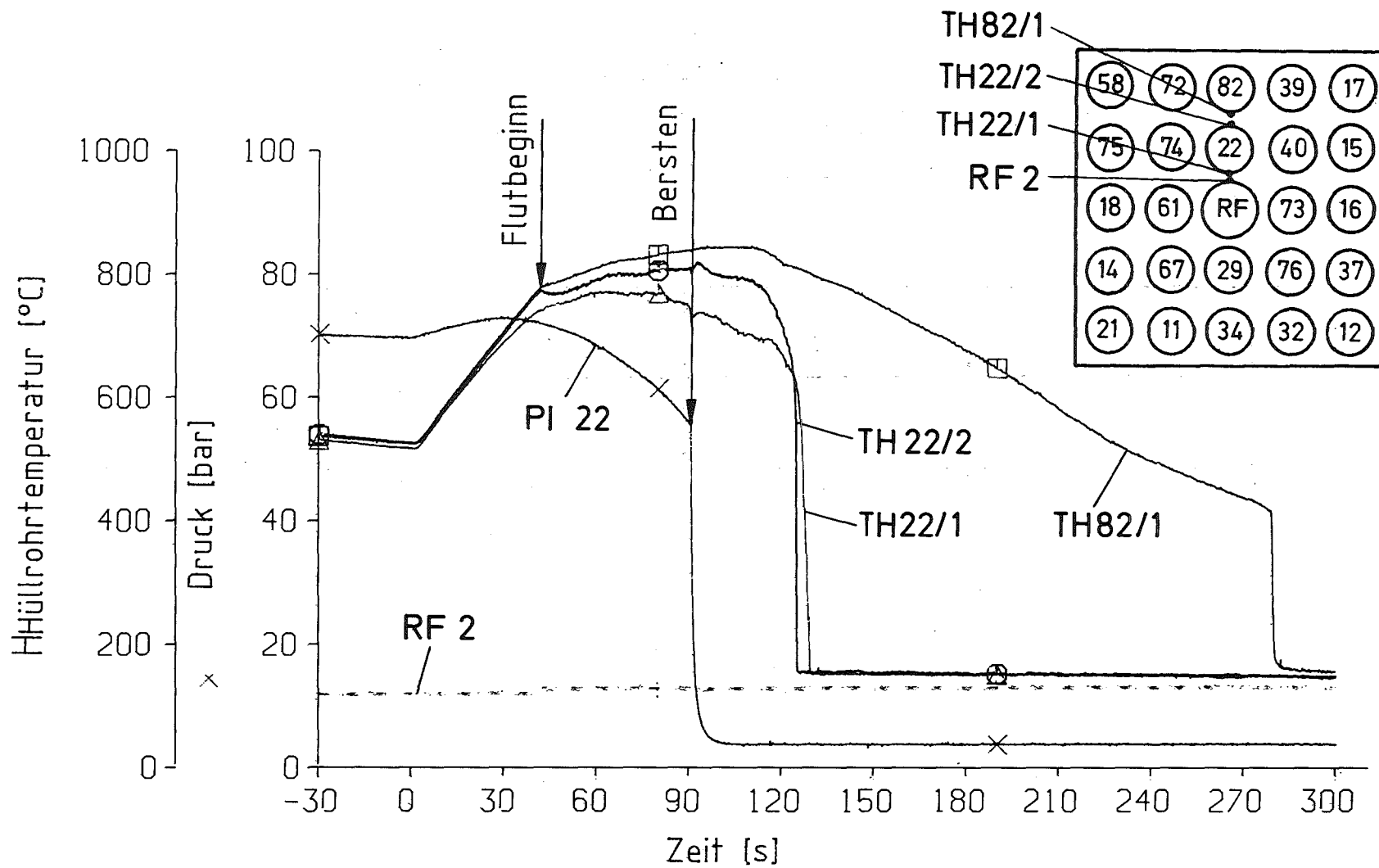


Abb. 24 REBEKA 4
Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres auf die Hüllrohrtemperatur

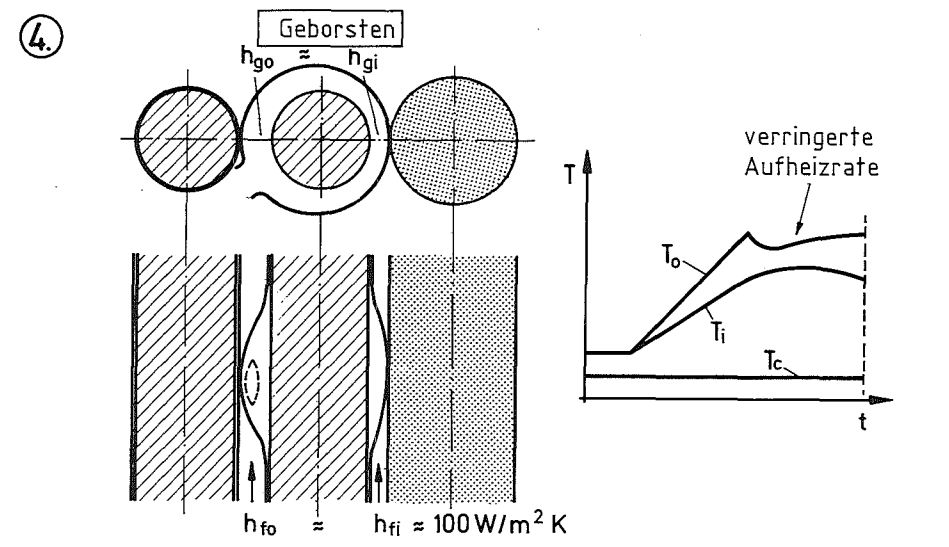
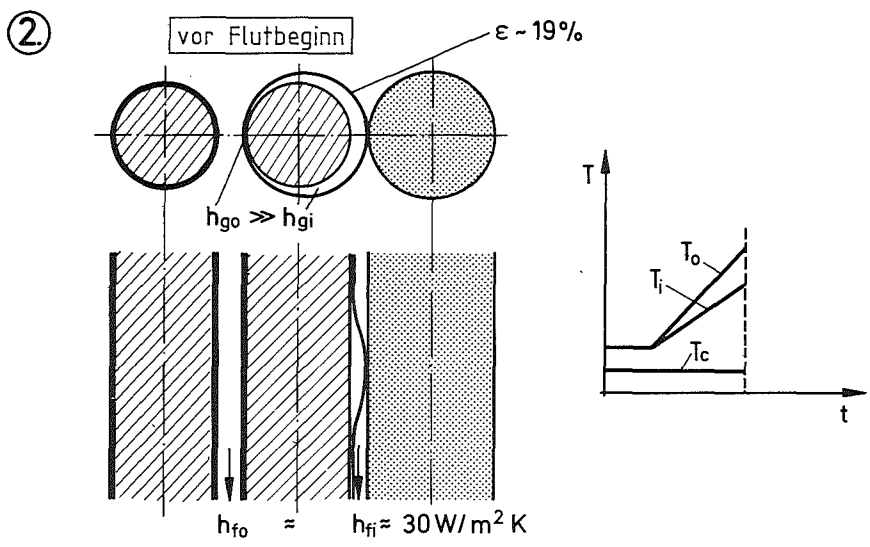
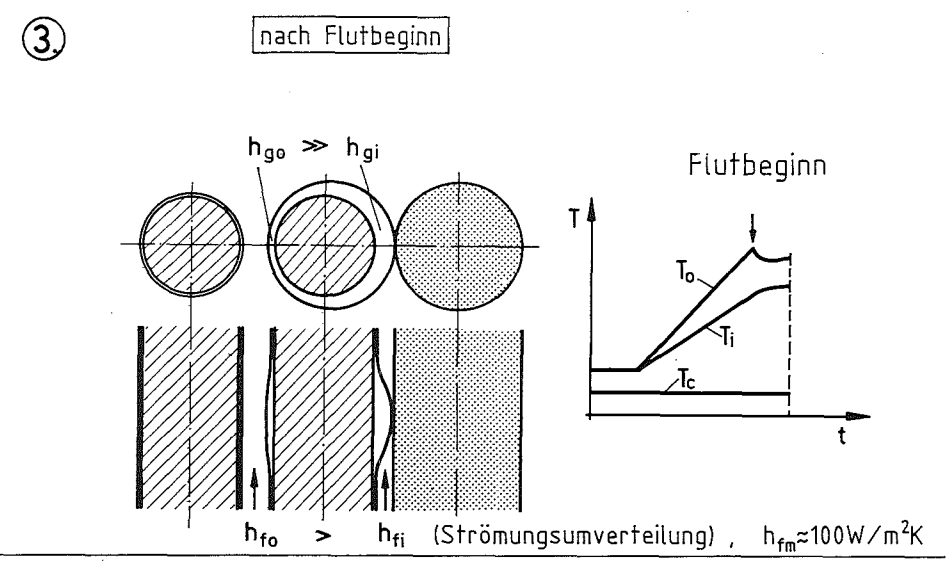
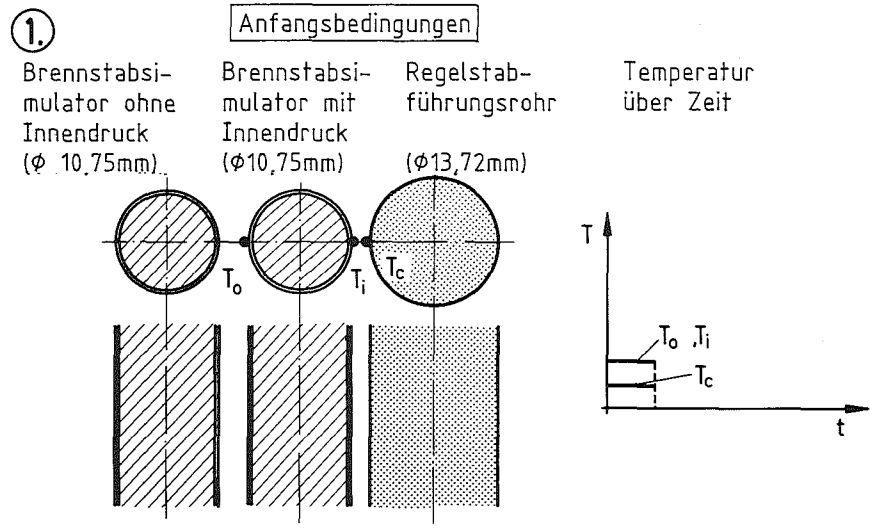


Abb. 25 Hüllrohrverformungsmechanismus unter dem Einfluß eines kalten Regelstabführungsrohres (schematisch)

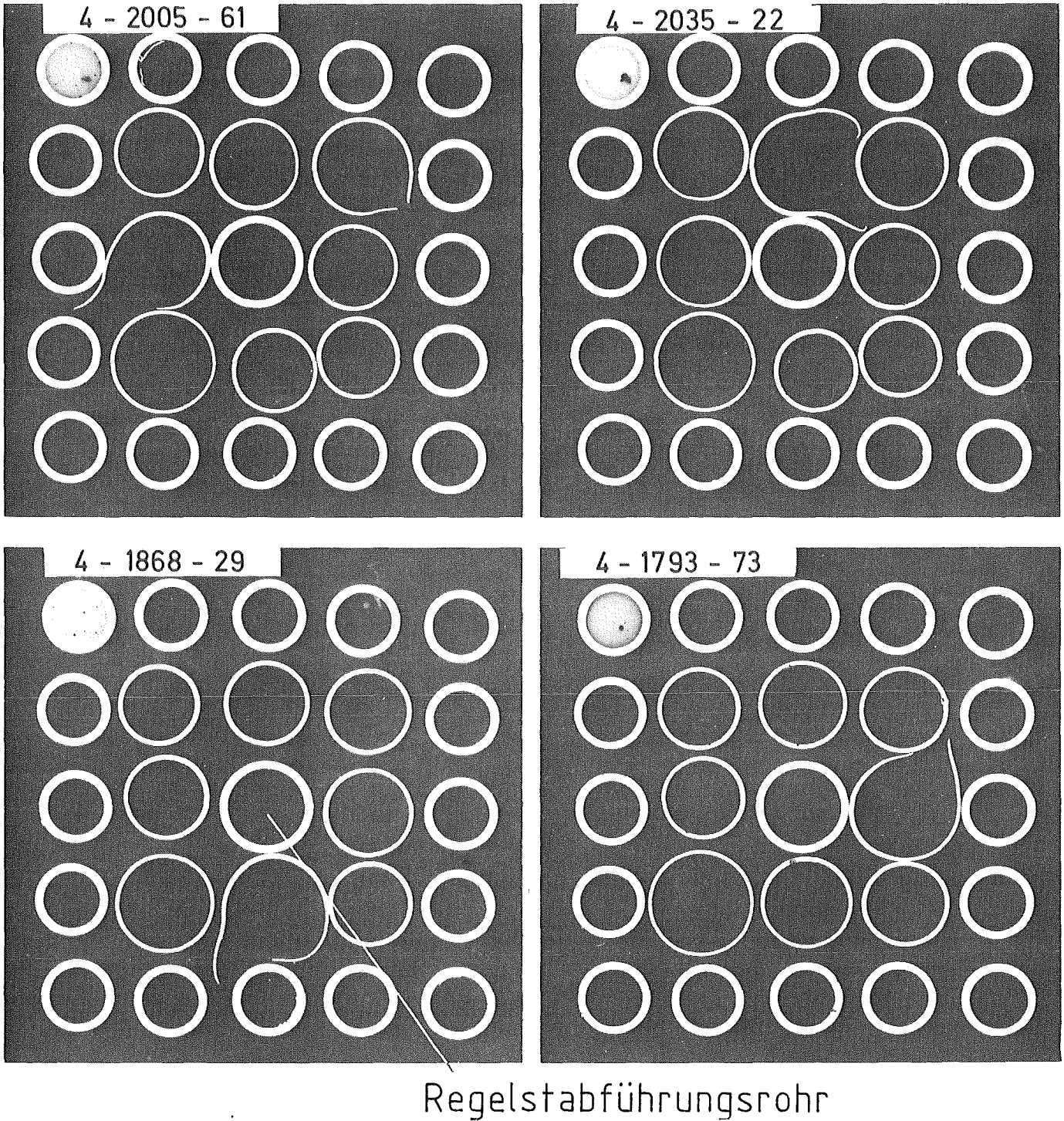


Abb. 26 REBEKA 4

Bündelquerschnitte in den Berstebenen der dem Regelstabführungsrohr direkt benachbarten Zircaloyhüllrohre



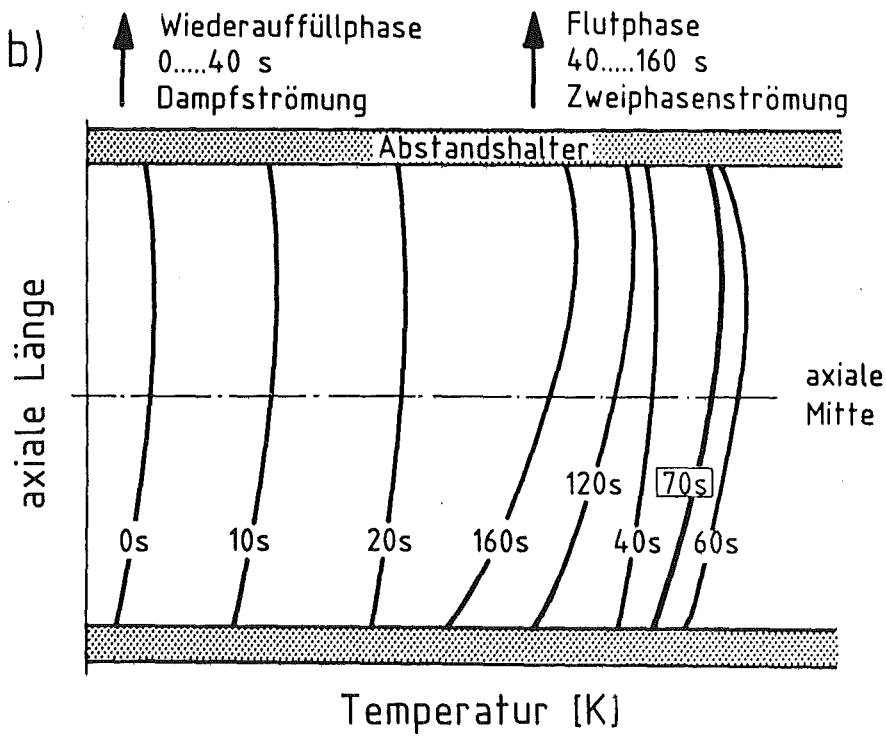
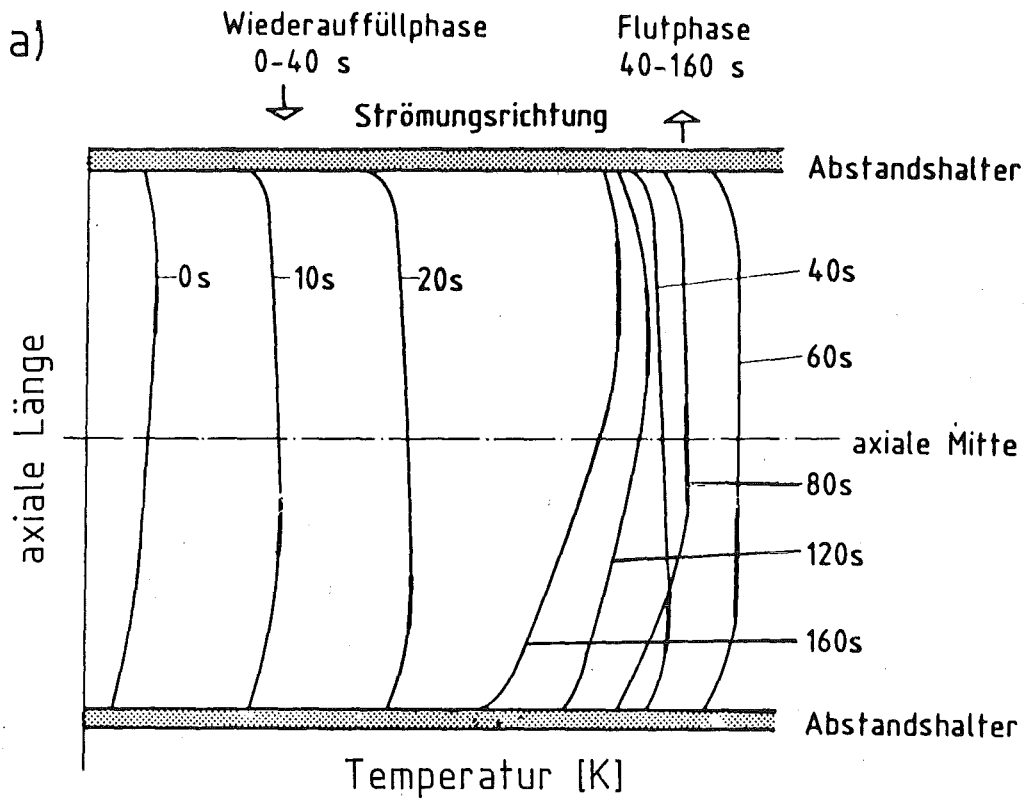


Abb. 27 Ausbildung der axialen Hüllrohrtemperatur (schematisch)

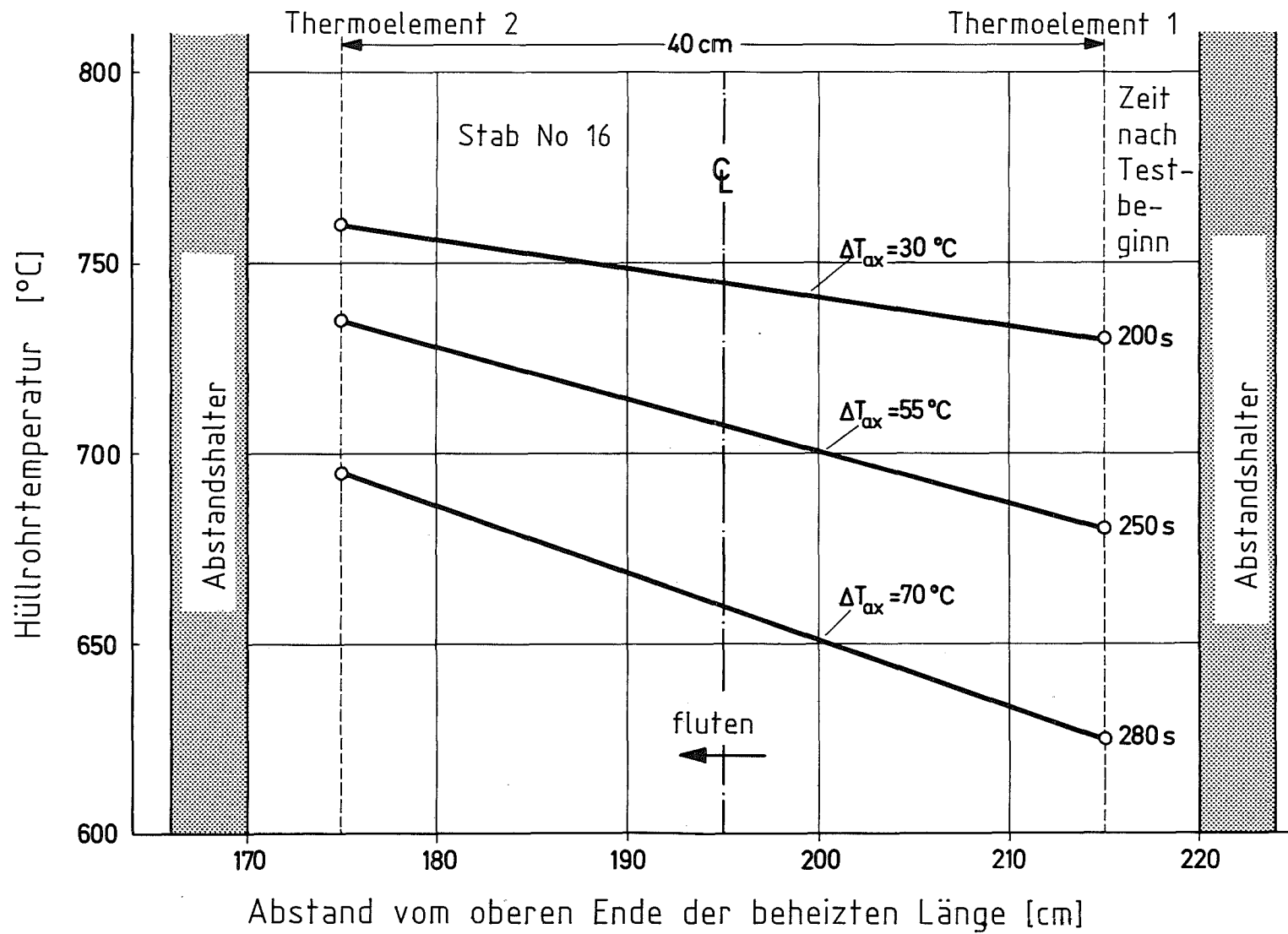


Abb. 28 REBEKA 1

Axiales Temperaturprofil zwischen den beiden mittleren Abstandshaltern

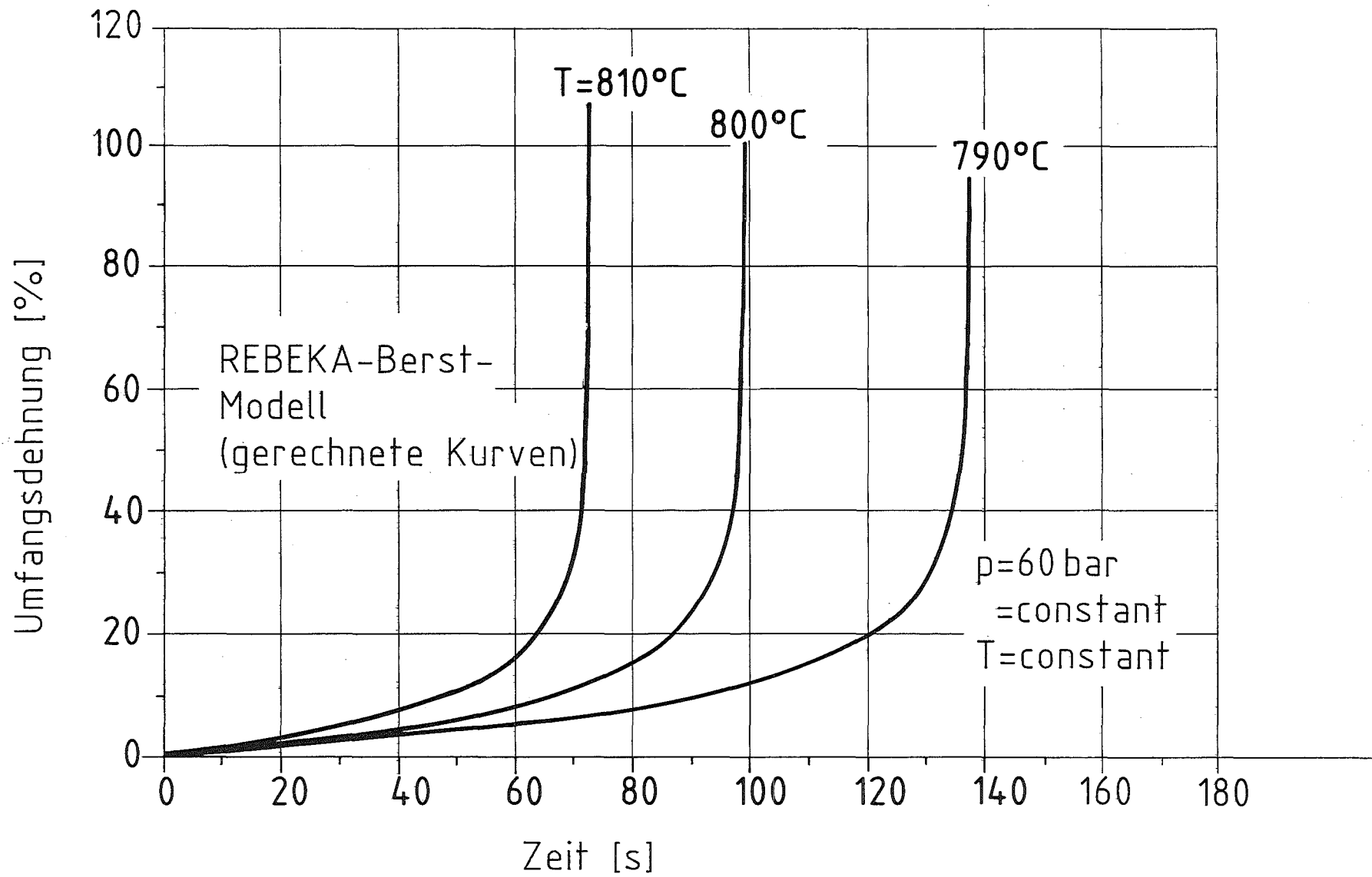


Abb. 29 Temperaturabhängigkeit der Zircaloy-4-Hüllrohr Verformung

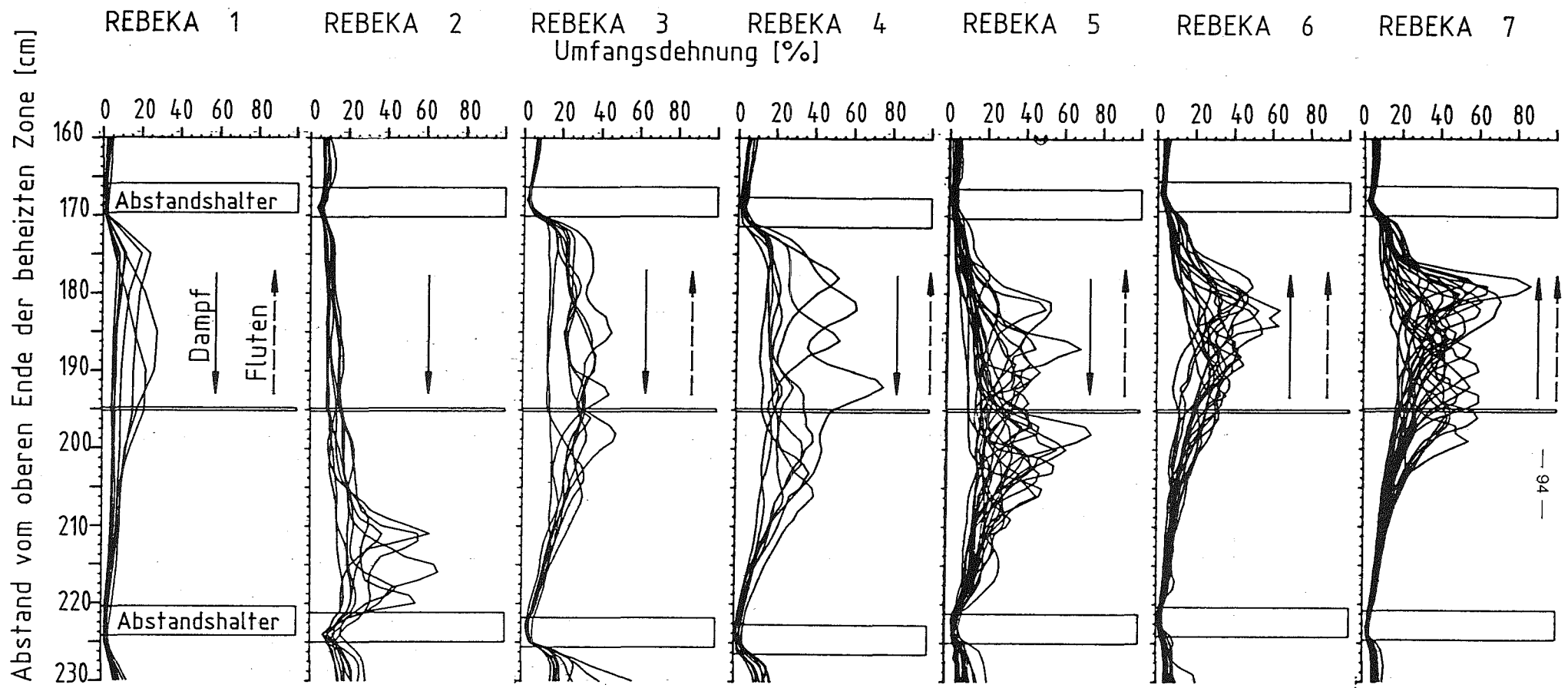


Abb. 30 Einfluß der Strömungsrichtung auf das Verformungsbild

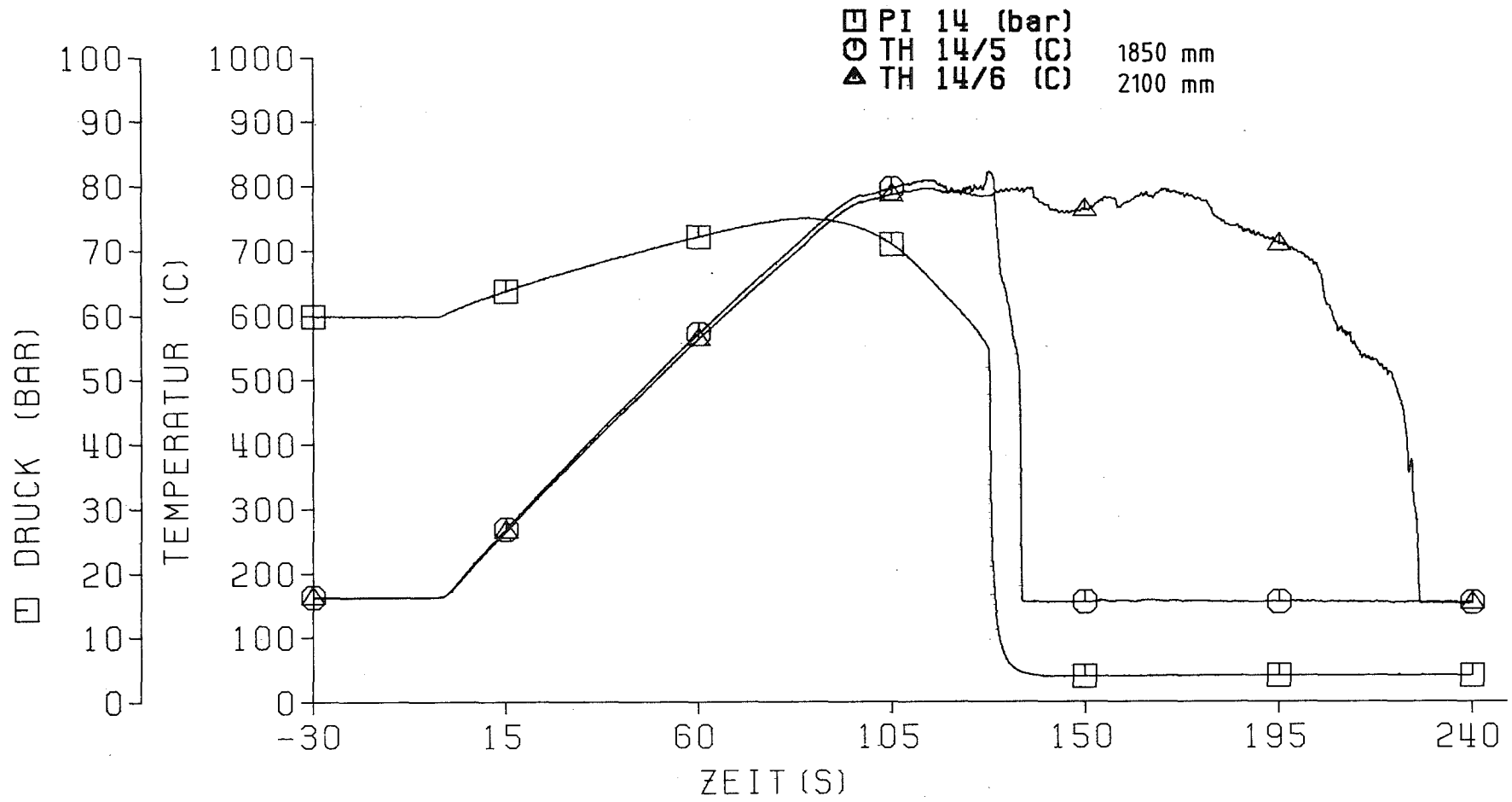


Abb. 31 REBEKA 7
 Druck und Temperaturverläufe von Stab Nr. 14 in 1850 mm und 2100 mm
 axialer Höhe

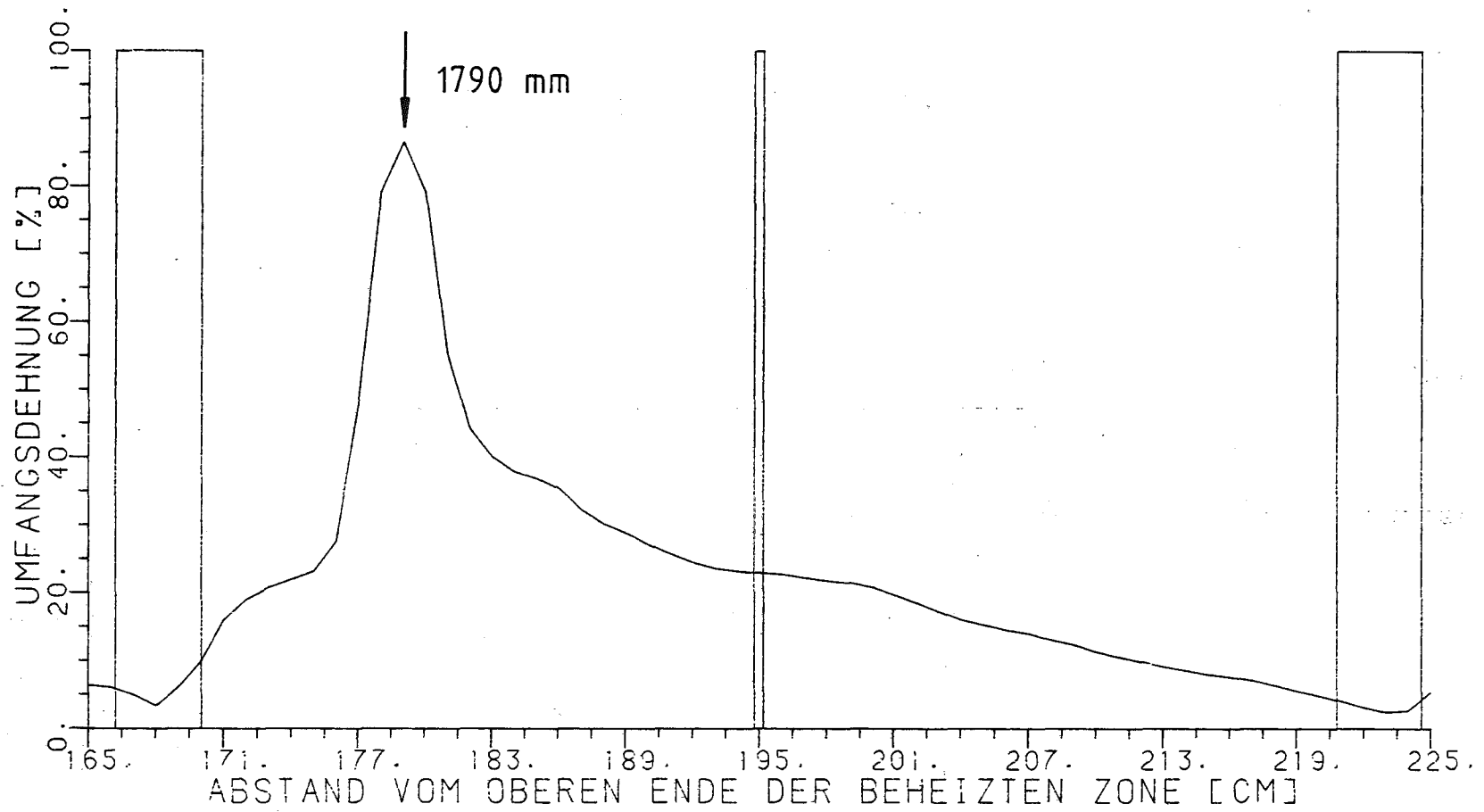


Abb.32 REBEKA 7
 Umfangsdehnung von Stab Nr. 14

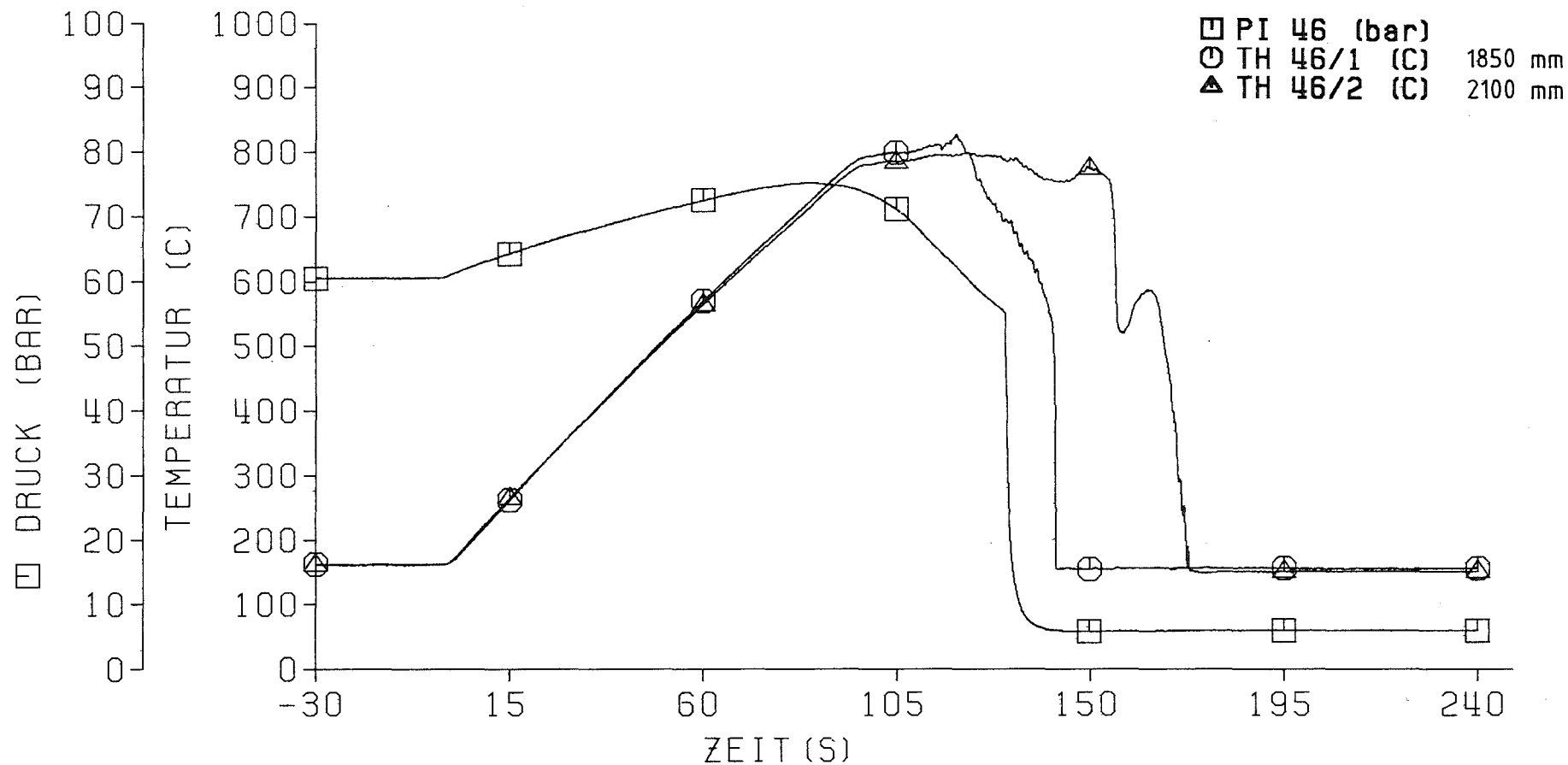


Abb. 33

REBEKA 7

Druck und Temperaturverlauf von Stab Nr. 46 in 1850 mm und 2100 mm axialer Höhe

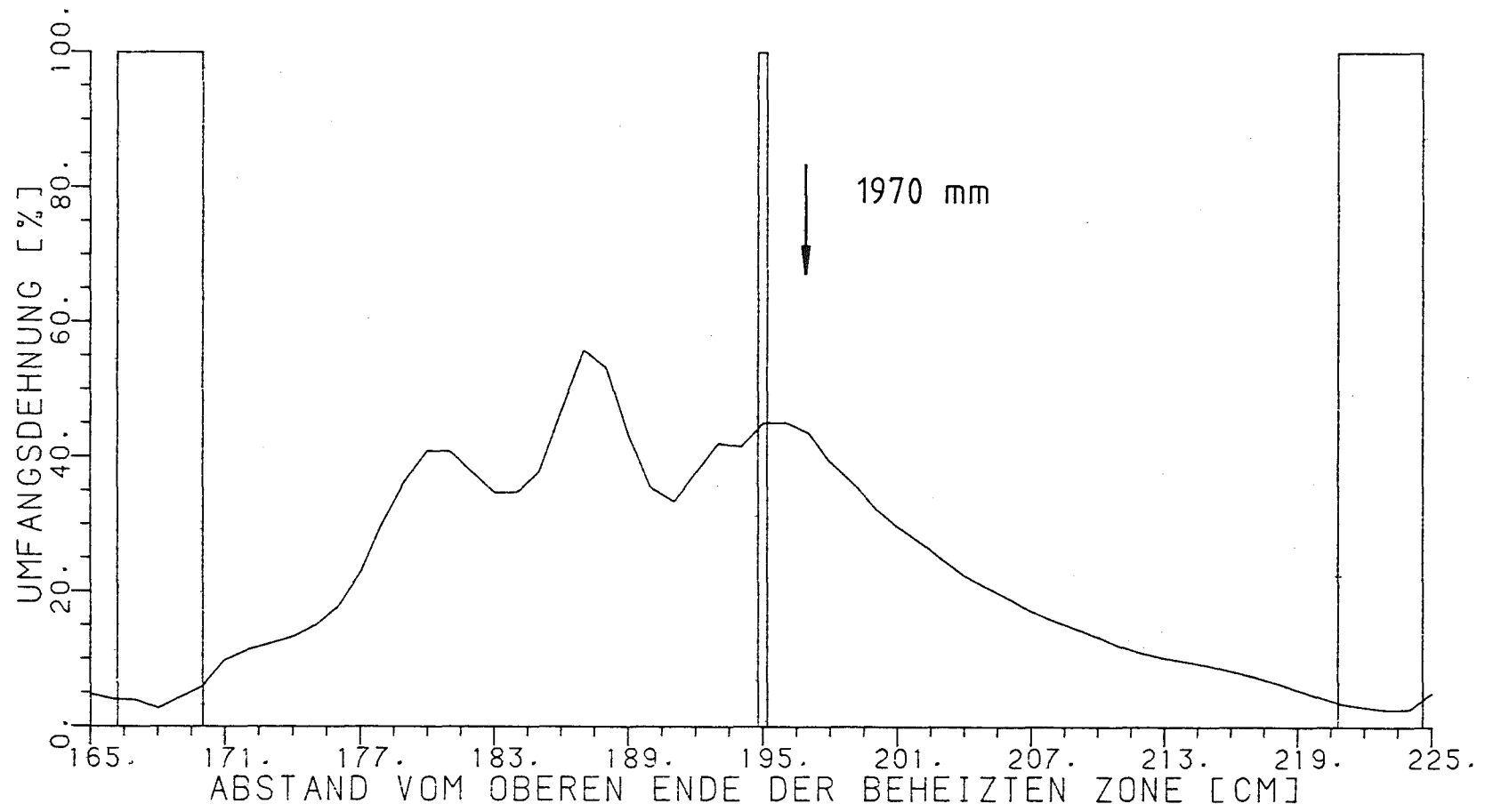


Abb. 34 REBEKA 7
 Umfangsdehnung von Stab Nr. 46

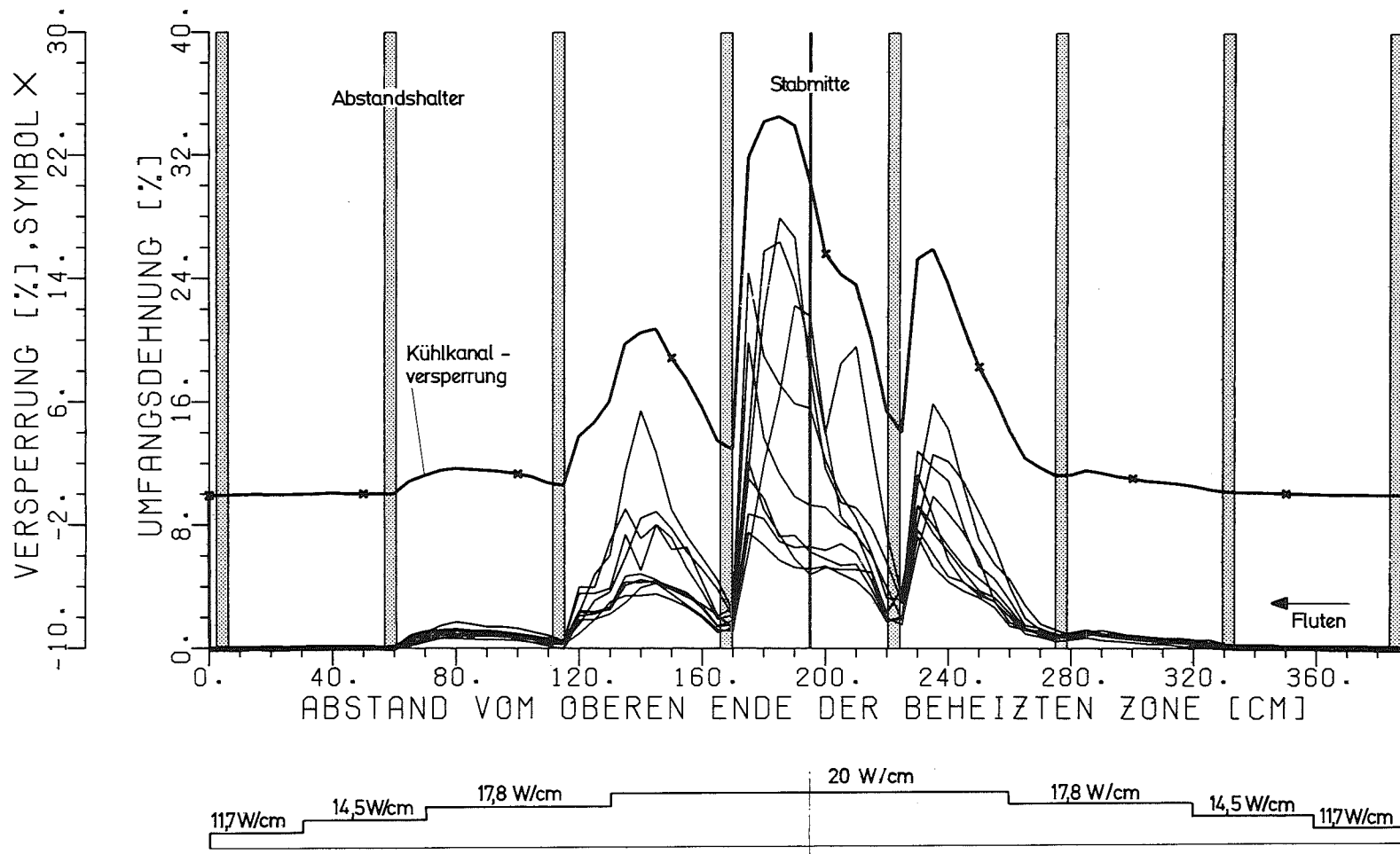


Abb. 35 1.Bündelversuch
 Umfangsdehnung der 9 Zircaloy Hüllrohre und Kühlkanal-
 versperrung

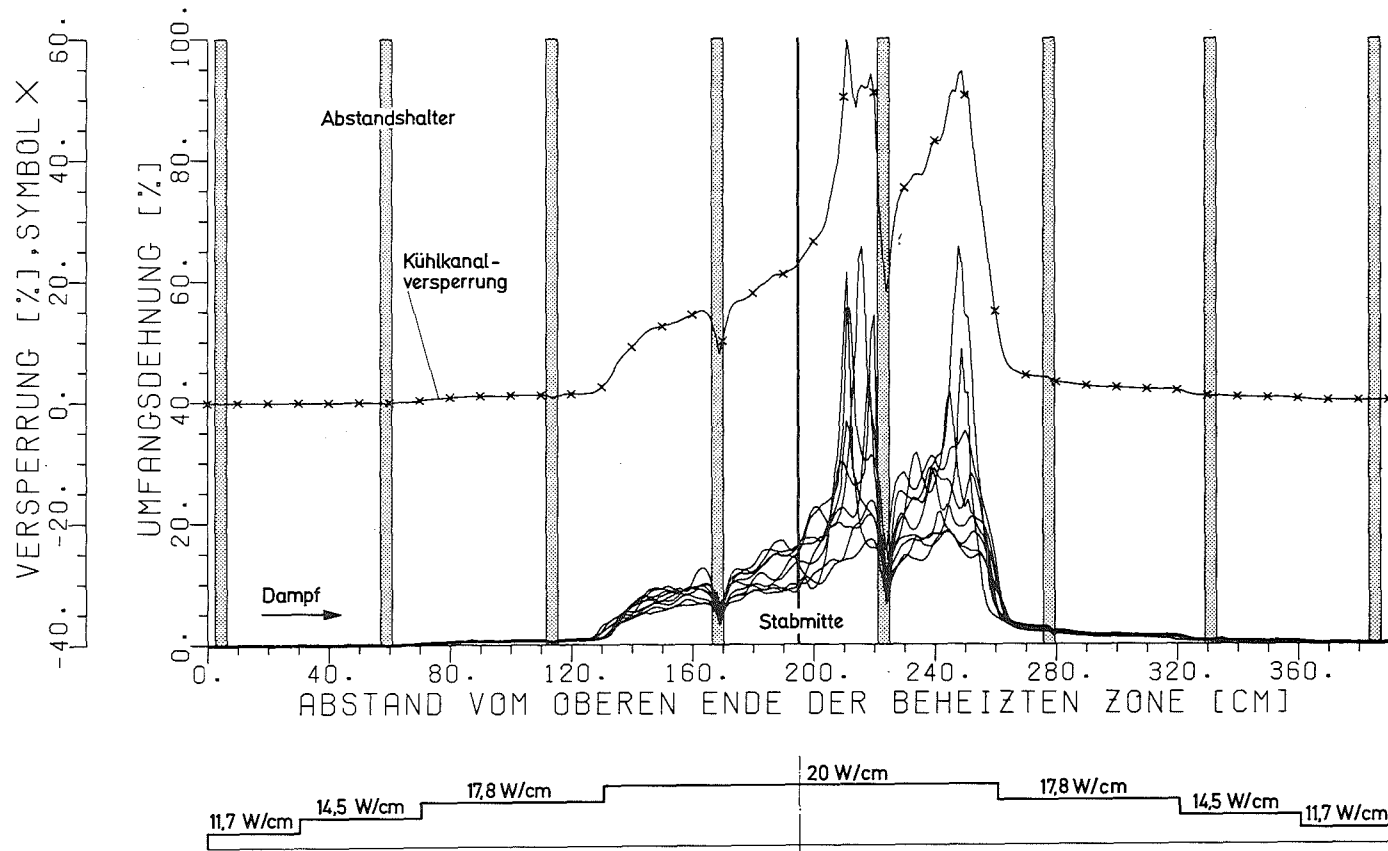
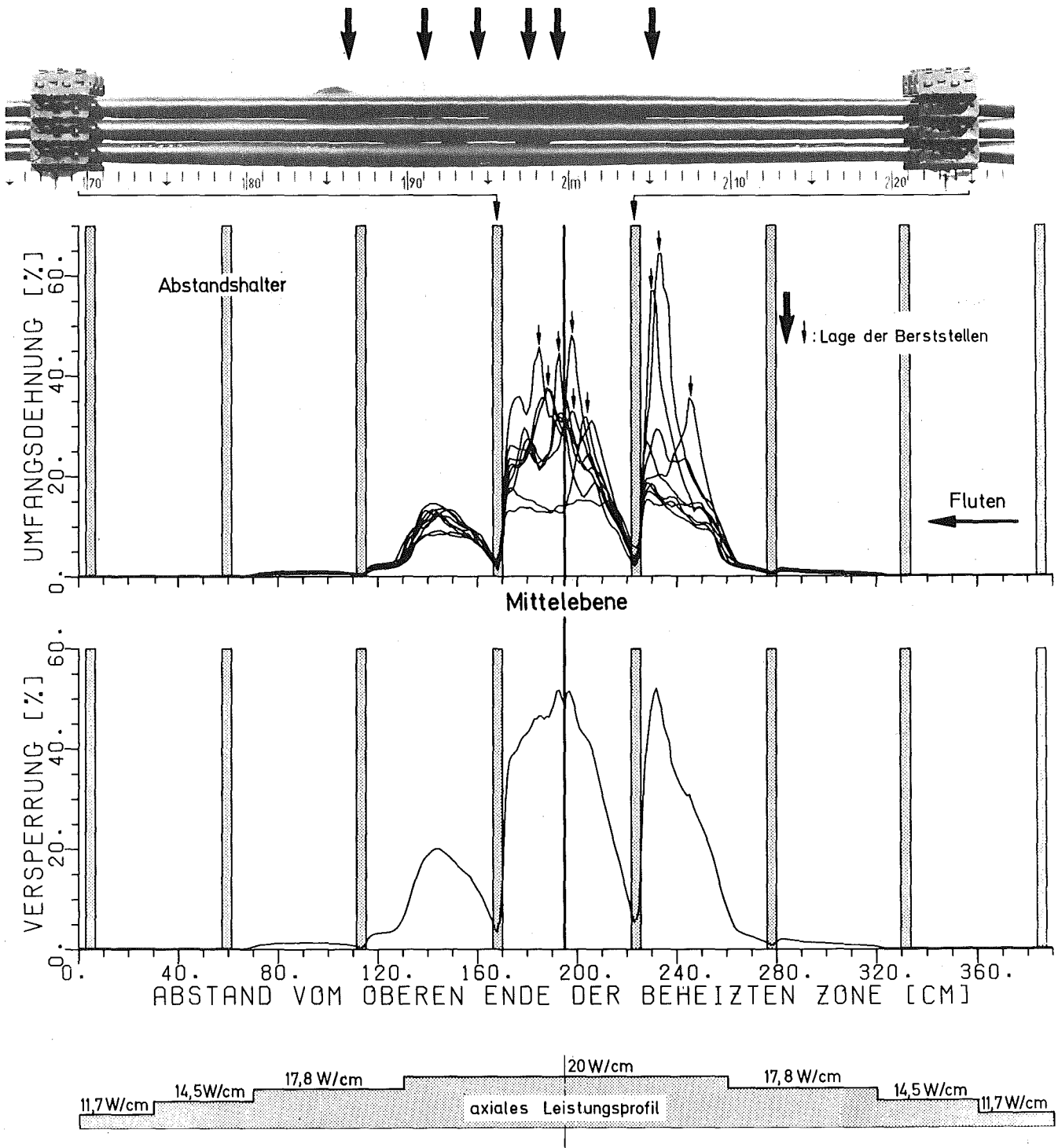


Abb. 36 REBEKA 2
 Umfangsdehnung der 9 Zircaloy - Hüllrohre und
 Kühlkanalersperrung



kfk

Abb. 37 REBEKA 3
Umfangsdehnung der 9 Zircaloy - Hüllrohre und
Kühlkanalversperrung

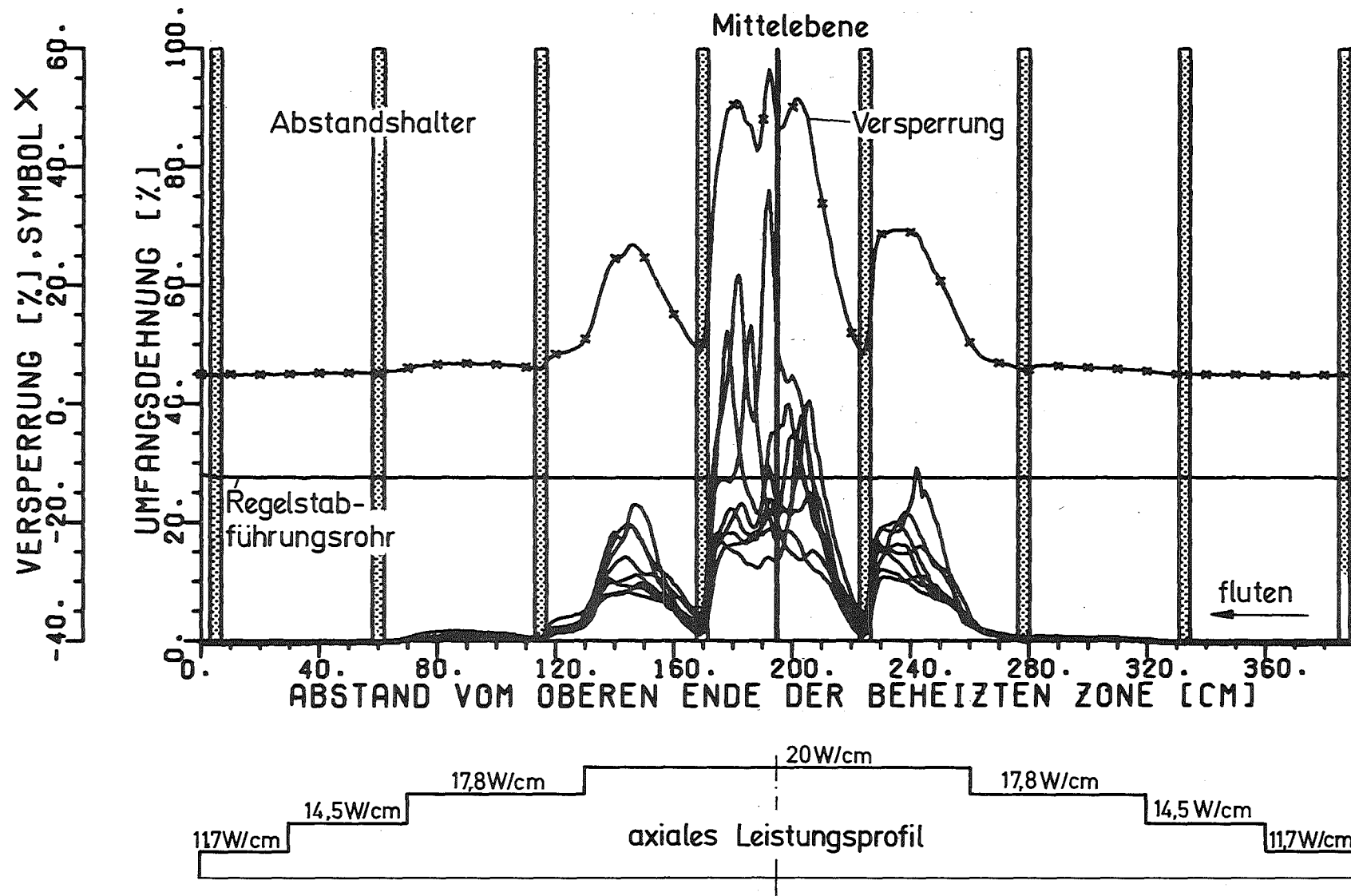


Abb. 38 REBEKA 4
 Umfangsdehnung der 8 Zircaloy - Hüllrohre und
 Gesamtkühlkanalversperrung

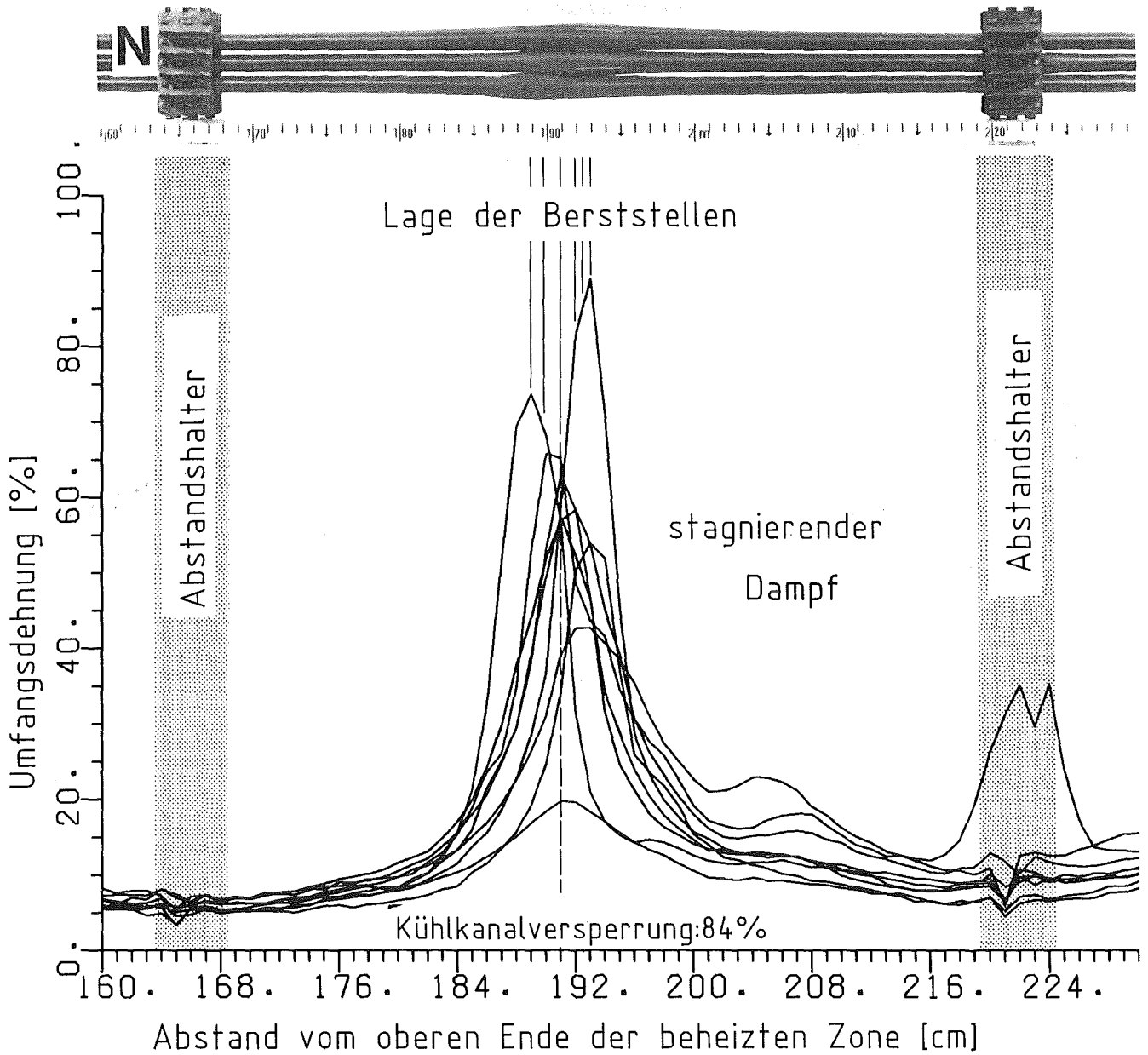


Abb. 39 REBEKA Material Test
Axiale Verformungsprofile der Zircaloy -
Hüllrohre

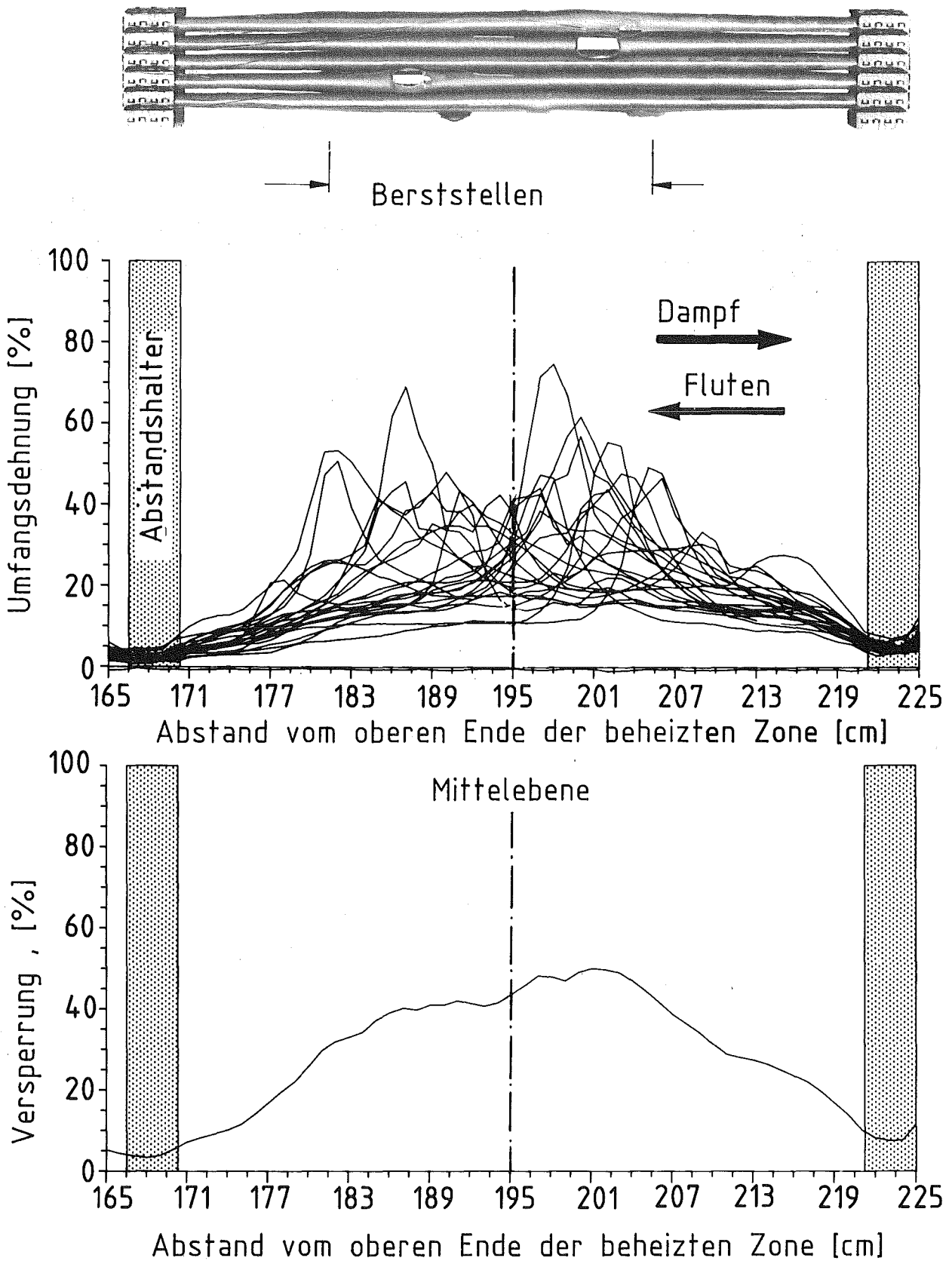


Abb. 40 REBEKA 5
Verformung und Kühlkanalversperrung von
22 inneren Stäben.

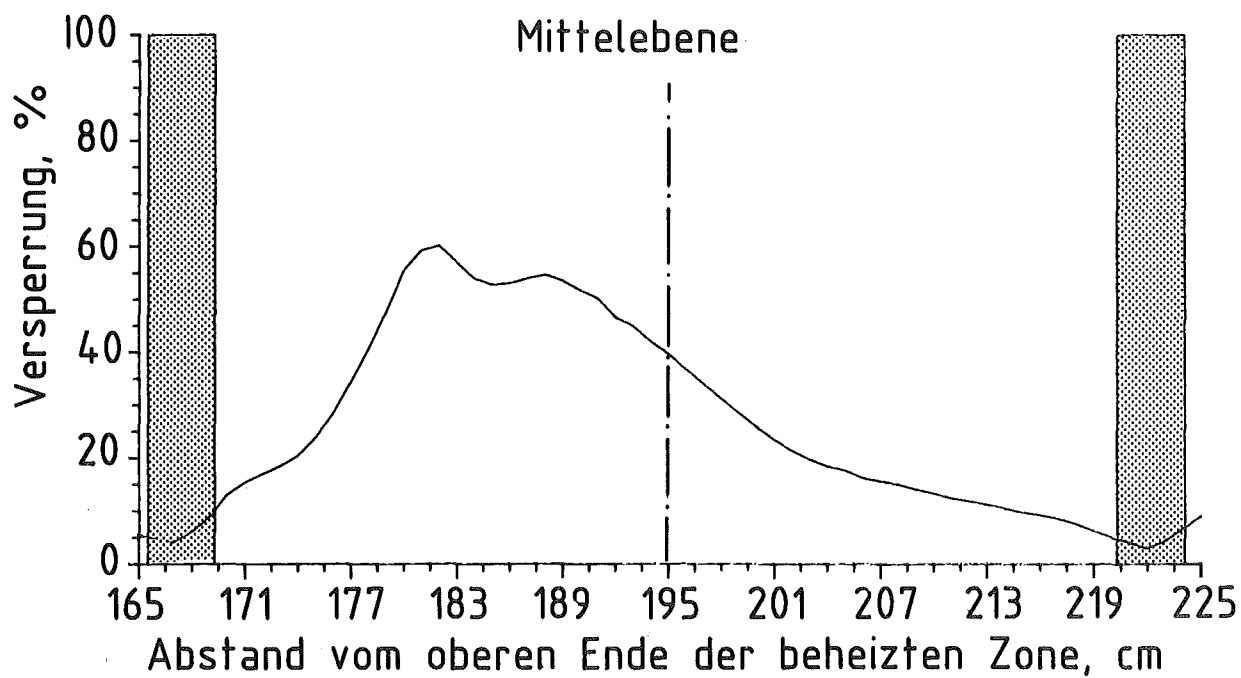
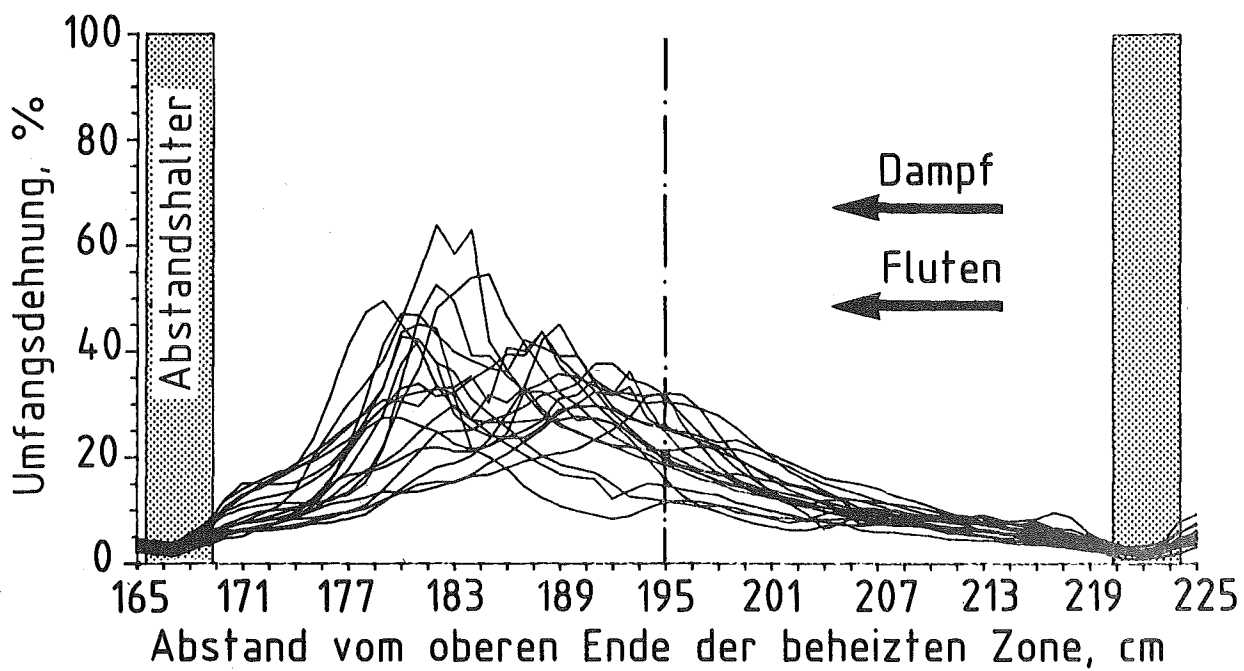
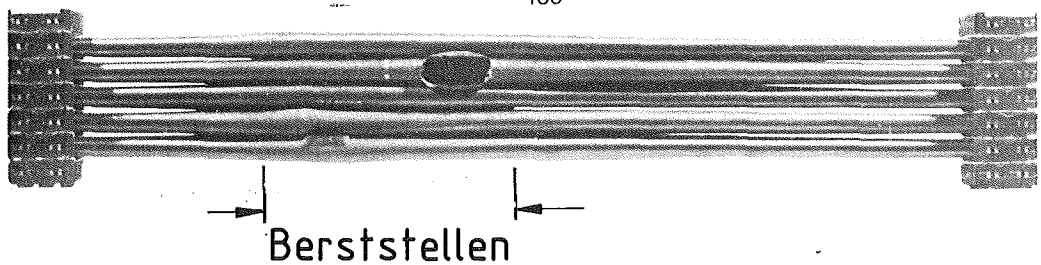


Abb. 41 REBEKA 6
Verformung und Kühlkanalversperrung von
18 inneren Stäben.

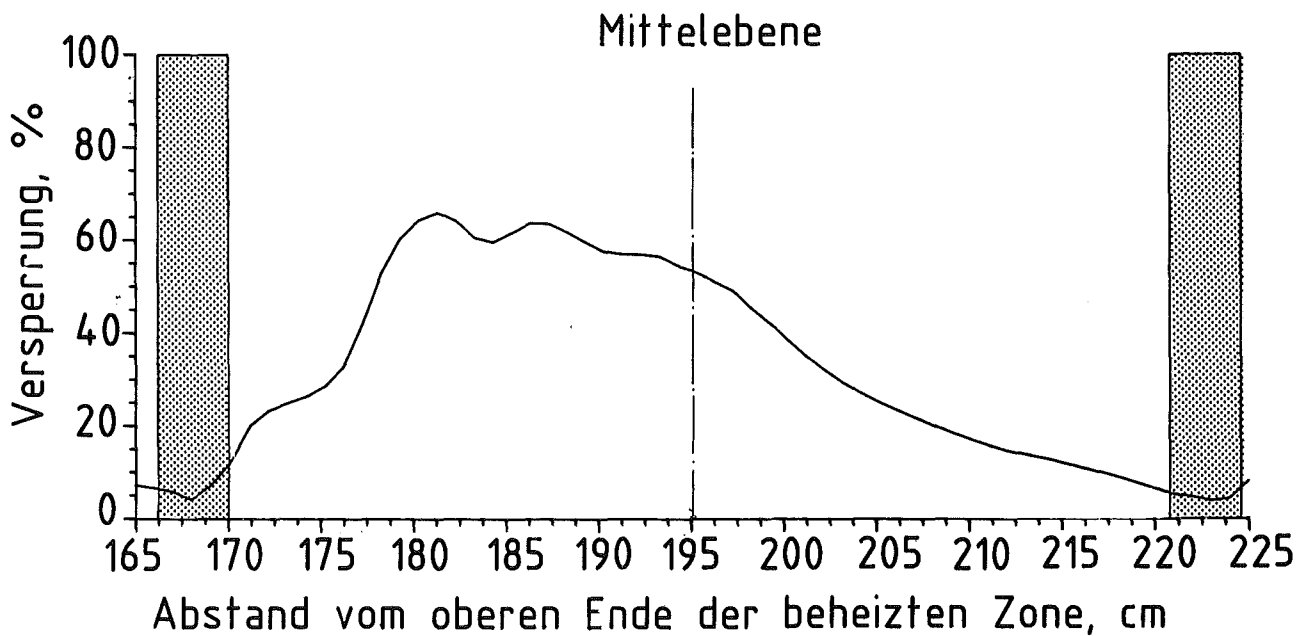
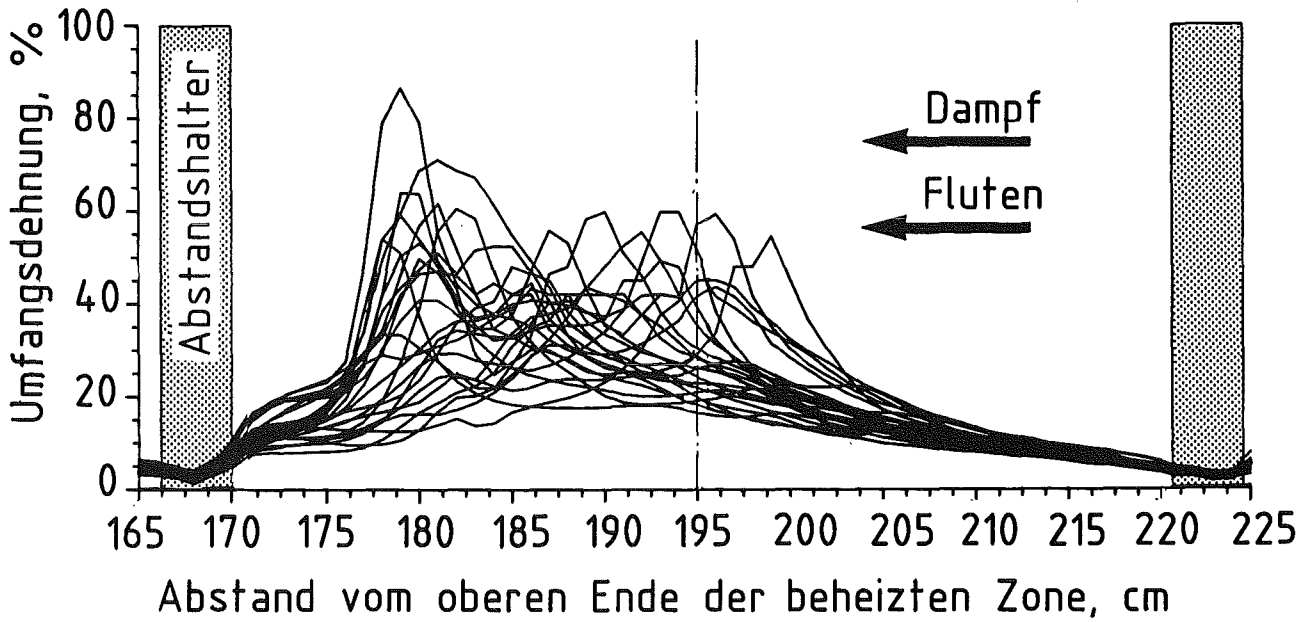
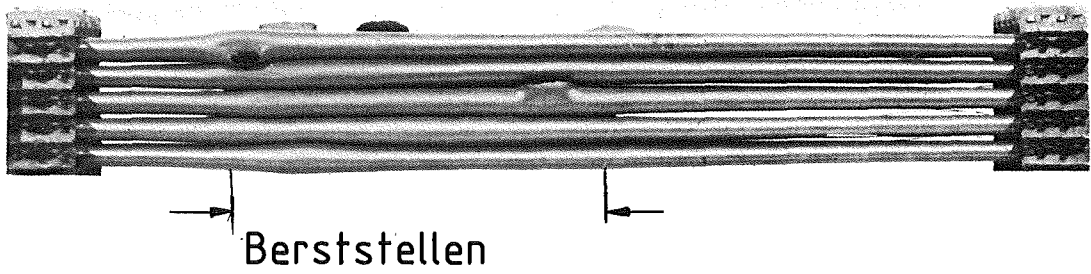
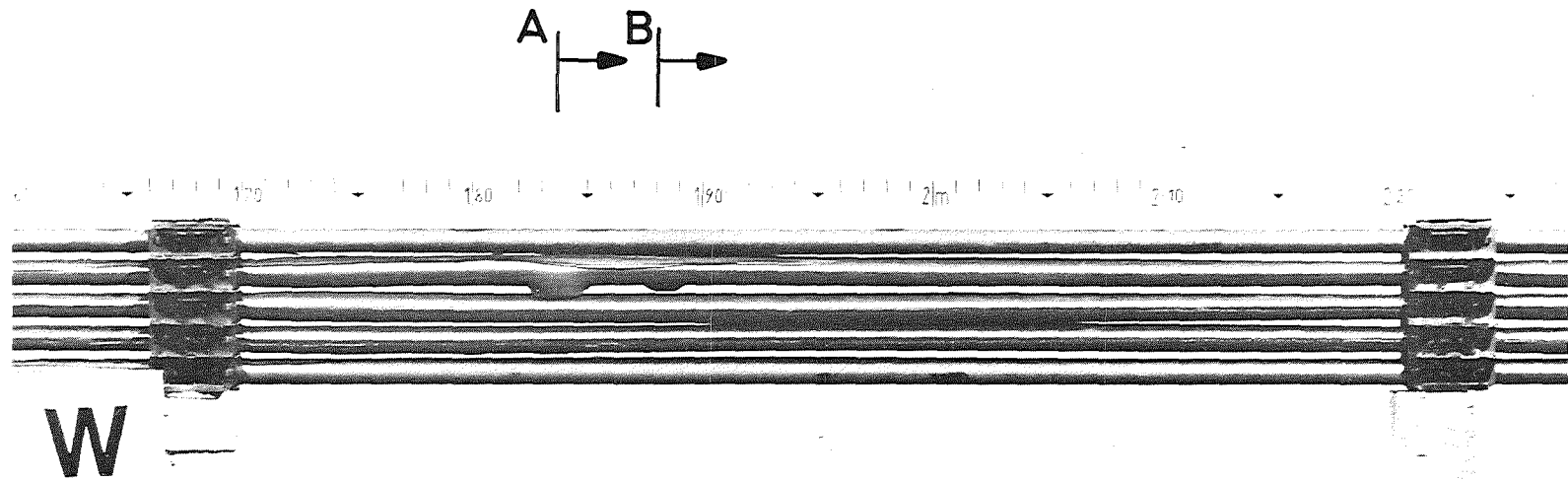
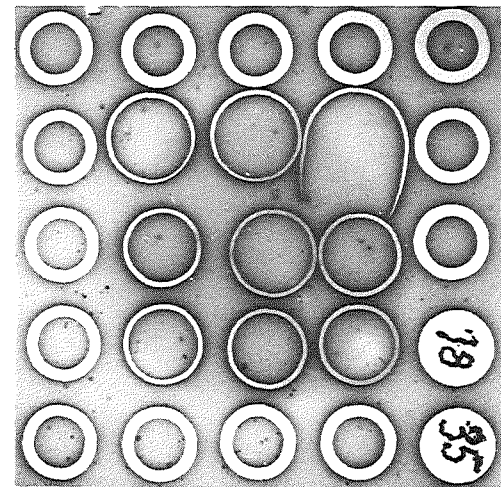


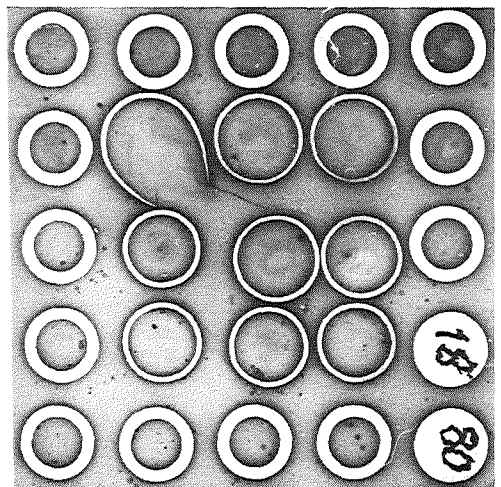
Abb. 42 REBEKA 7
Verformung und Kühlkanalversperrung von 24 inneren Stäben.



W



Schnitt
A

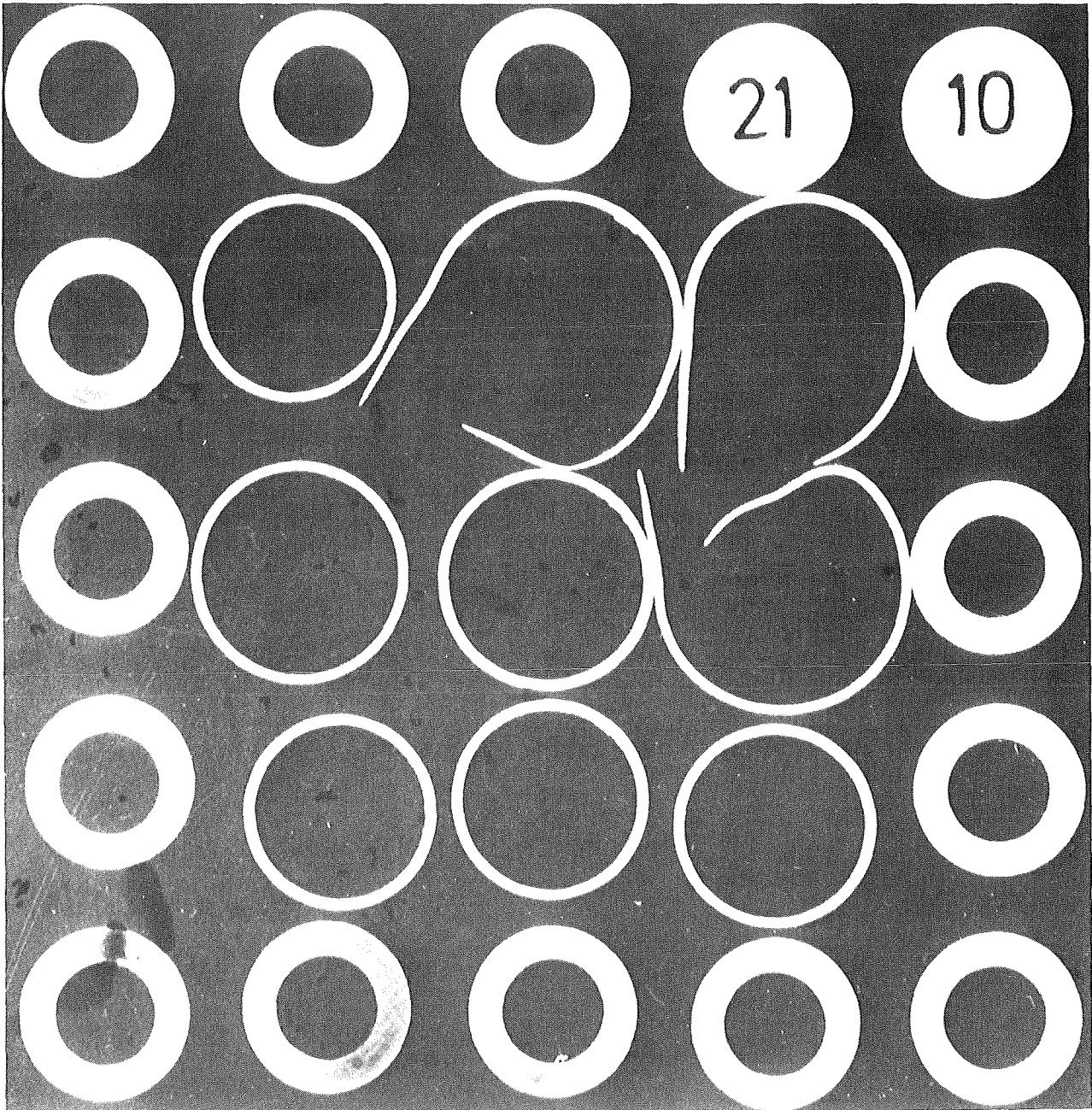


Schnitt
B



Abb. 43 1.Bündelversuch
Kühlkanalversperrungen im höchstbelasteten Teil des Stabbündels

axiale Ebene max.Kühlkanalversperrung: 2110 mm



Kühlkanalversperrung der inneren 9 Stäbe: 60%



Abb. 44 REBEKA 2
Bündelquerschnitt

axiale Ebene max Kühlkanalversperrung:1950mm

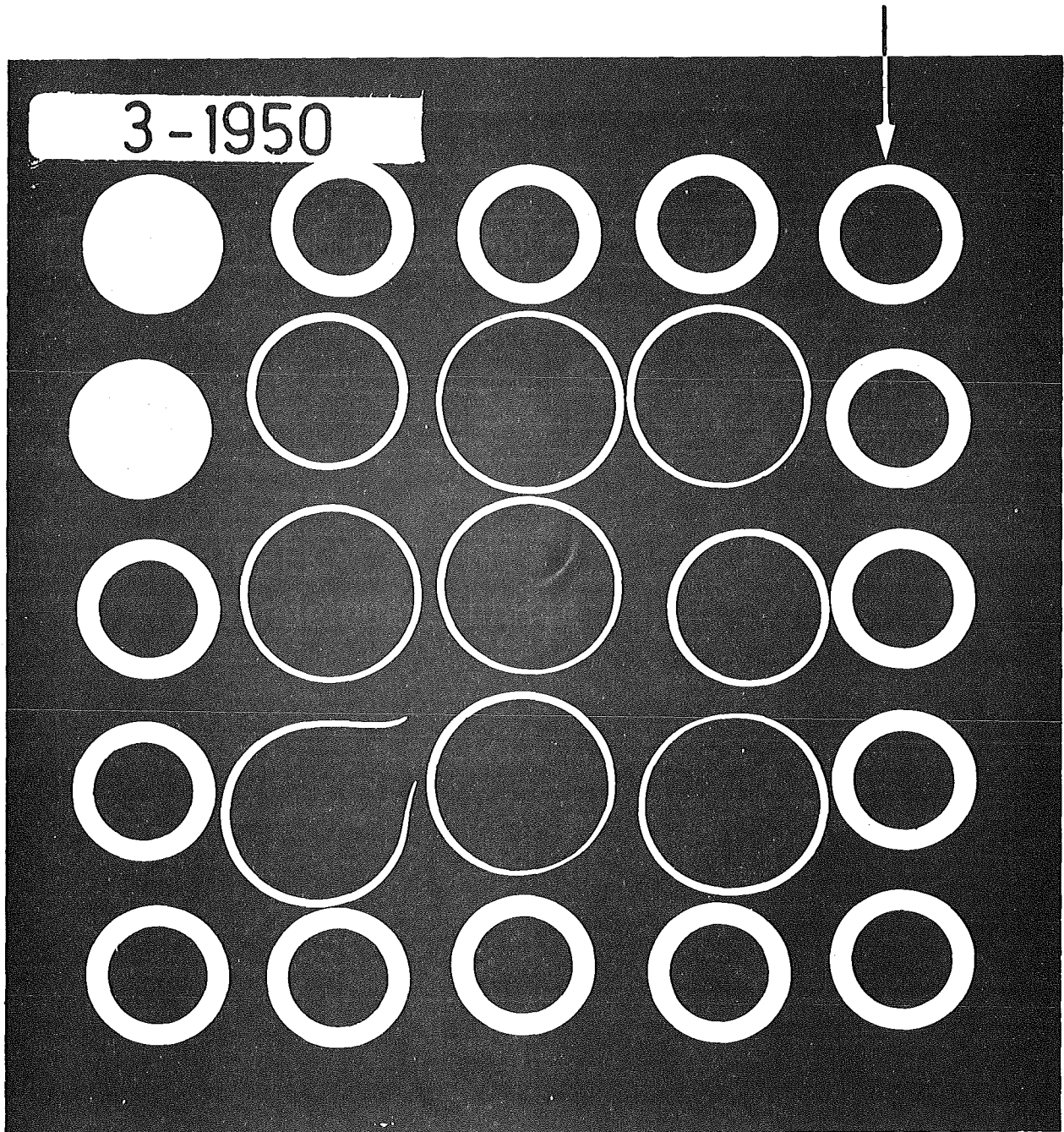
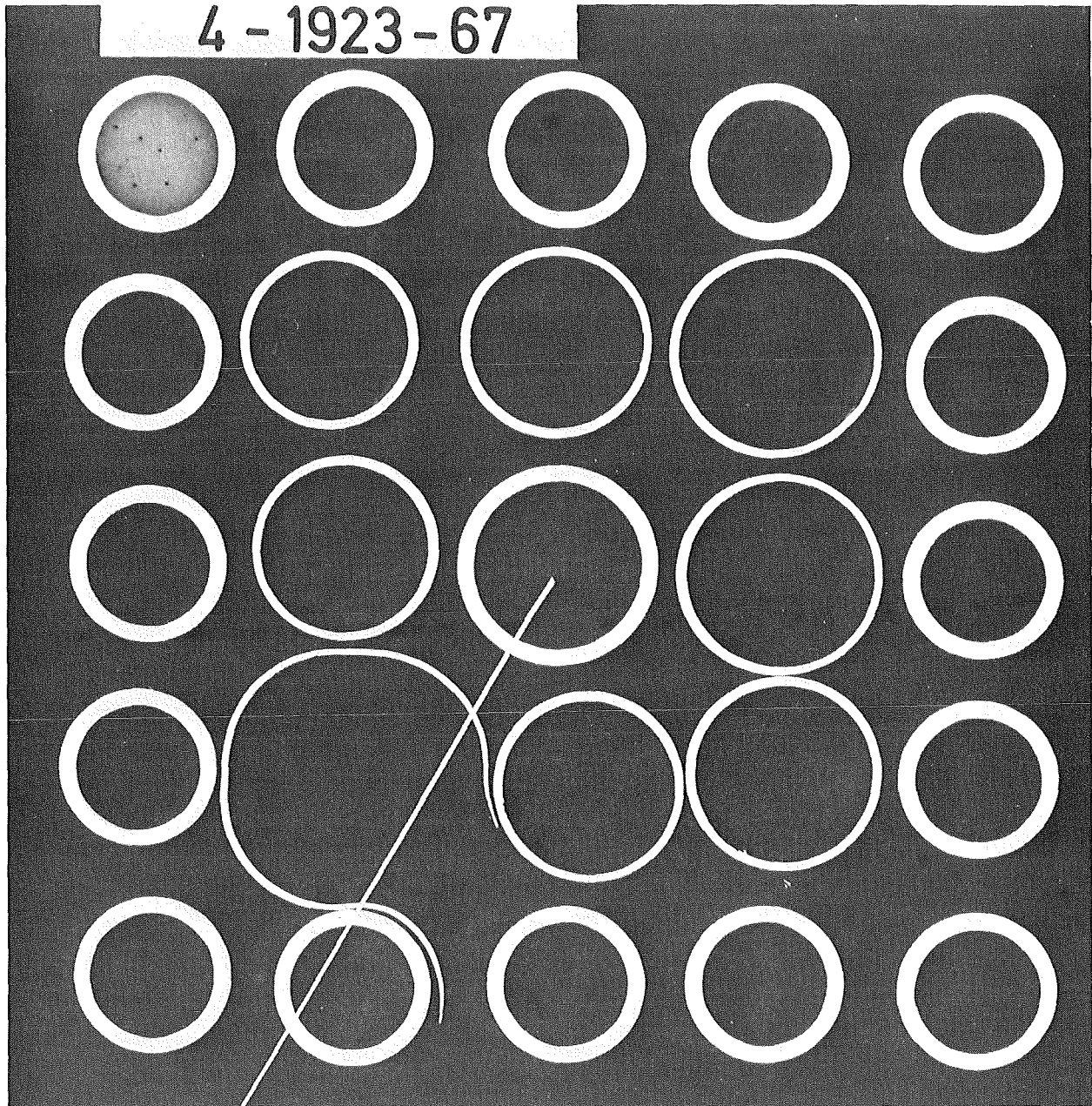


Abb. 45 REBEKA 3
Bündelquerschnitte

axiale Ebene max. Kühlkanalversperrung: 1923 mm



Regelstabführungsrohr

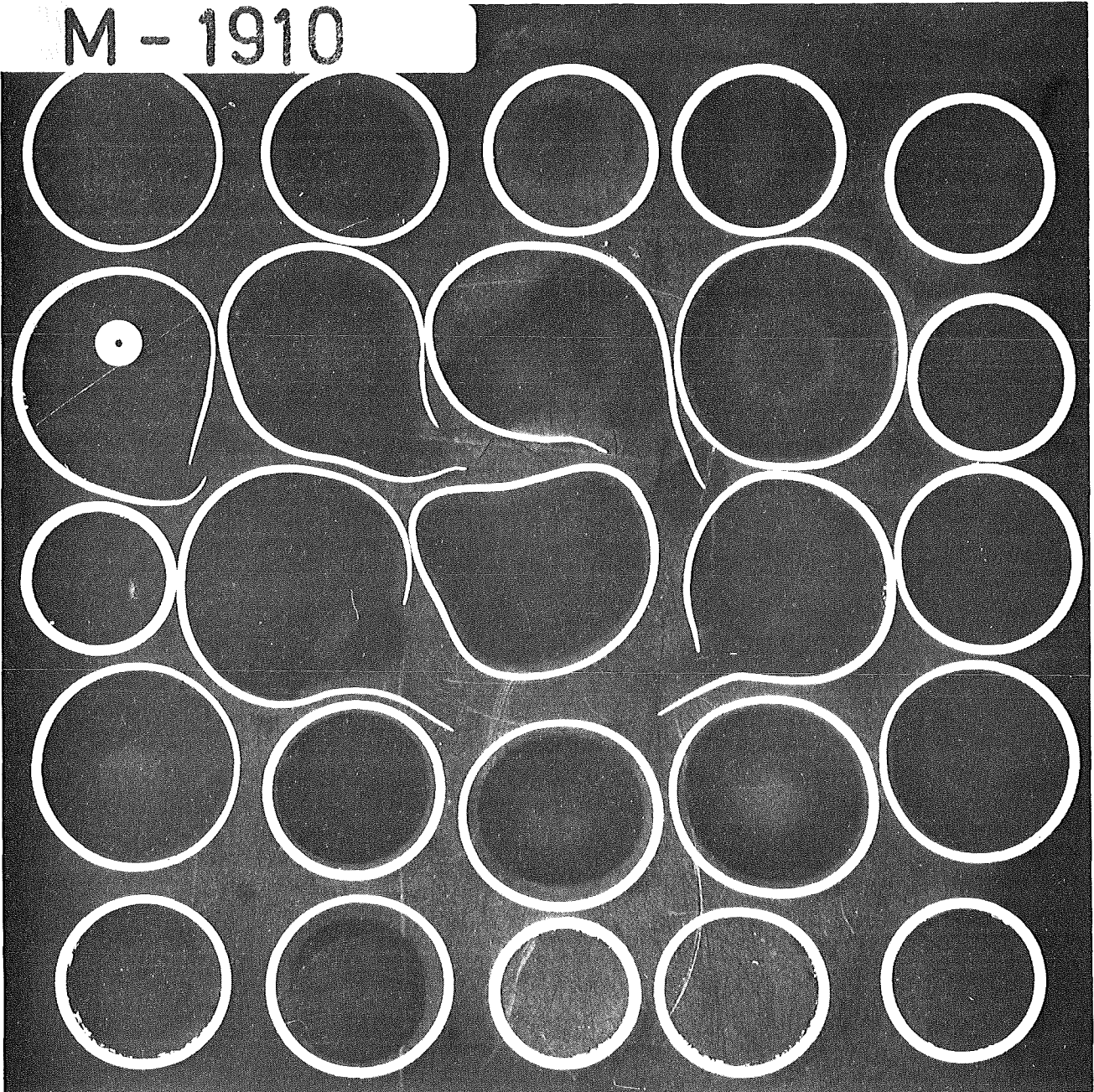
Kühlkanalversperrung der inneren 8 Stäbe: 46%

kfk

Abb. 46 REBEKA 4
Bündelquerschnitt

axiale Ebene max. Kühlkanalversperrung : 1910 mm

M - 1910



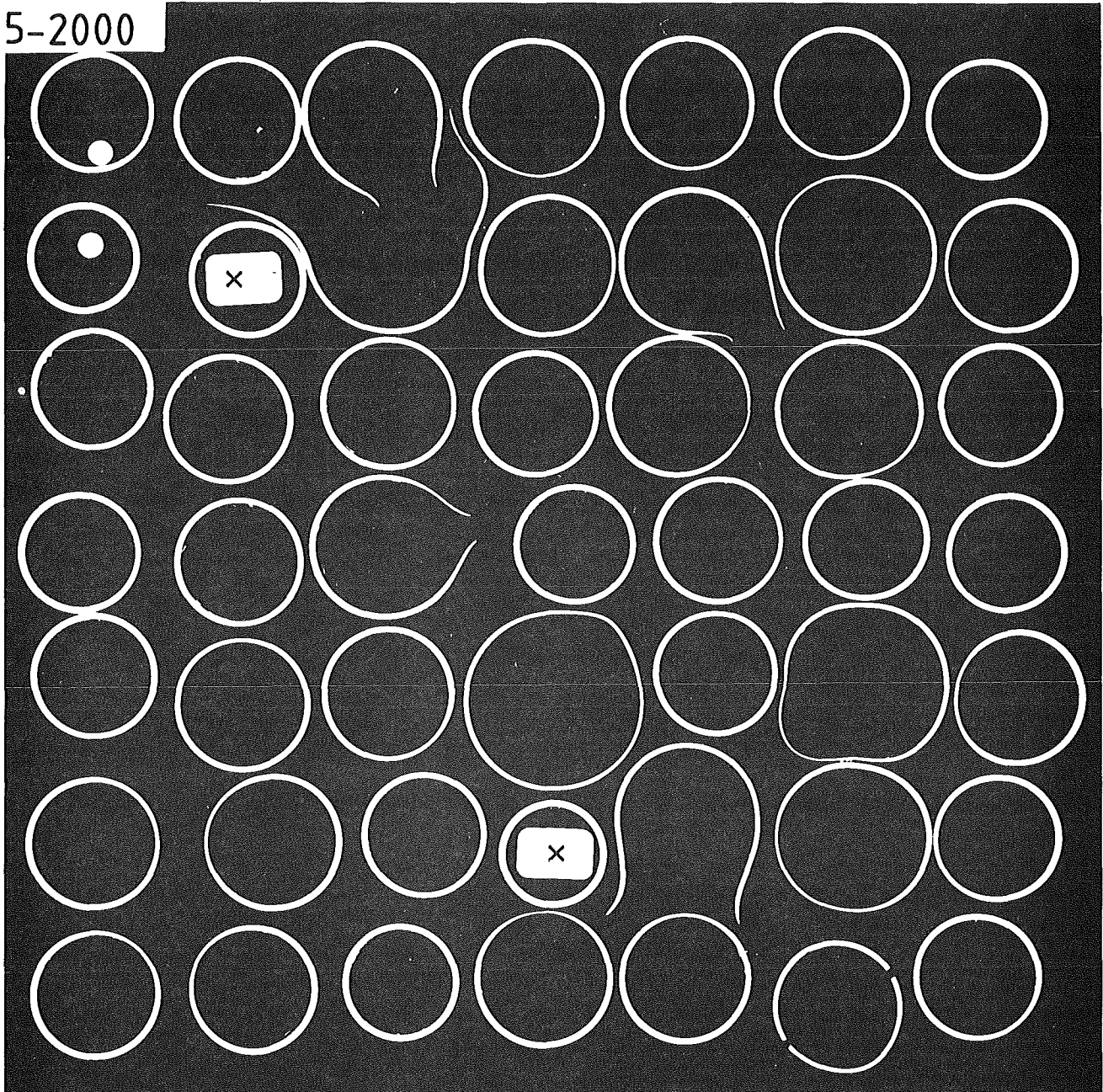
Kühlkanalversperrung der inneren 9 Stäbe : 84 %

kfk

Abb. 47 REBEKA Materialtest
Bündelquerschnitt

axiale Ebene max.Kühlkanalversperrung: 2000 mm

5-2000

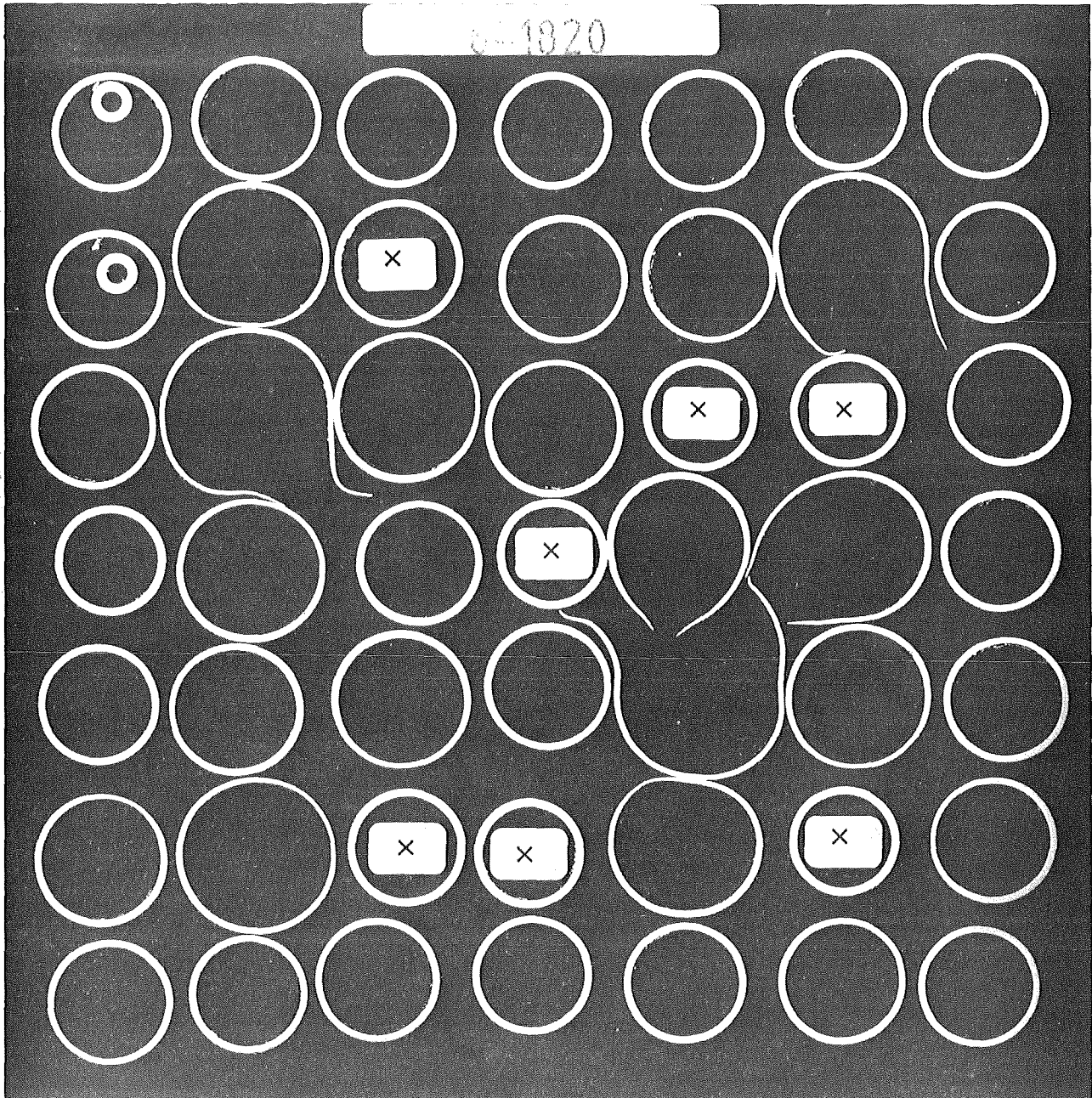


Kühlkanalversperrung der inneren 23 Stäbe:52%
ohne (x)

kfk

Abb. 48 REBEKA 5
Bündelquerschnitt

axiale Ebene max.Kühlkanalversperrung:1820 mm



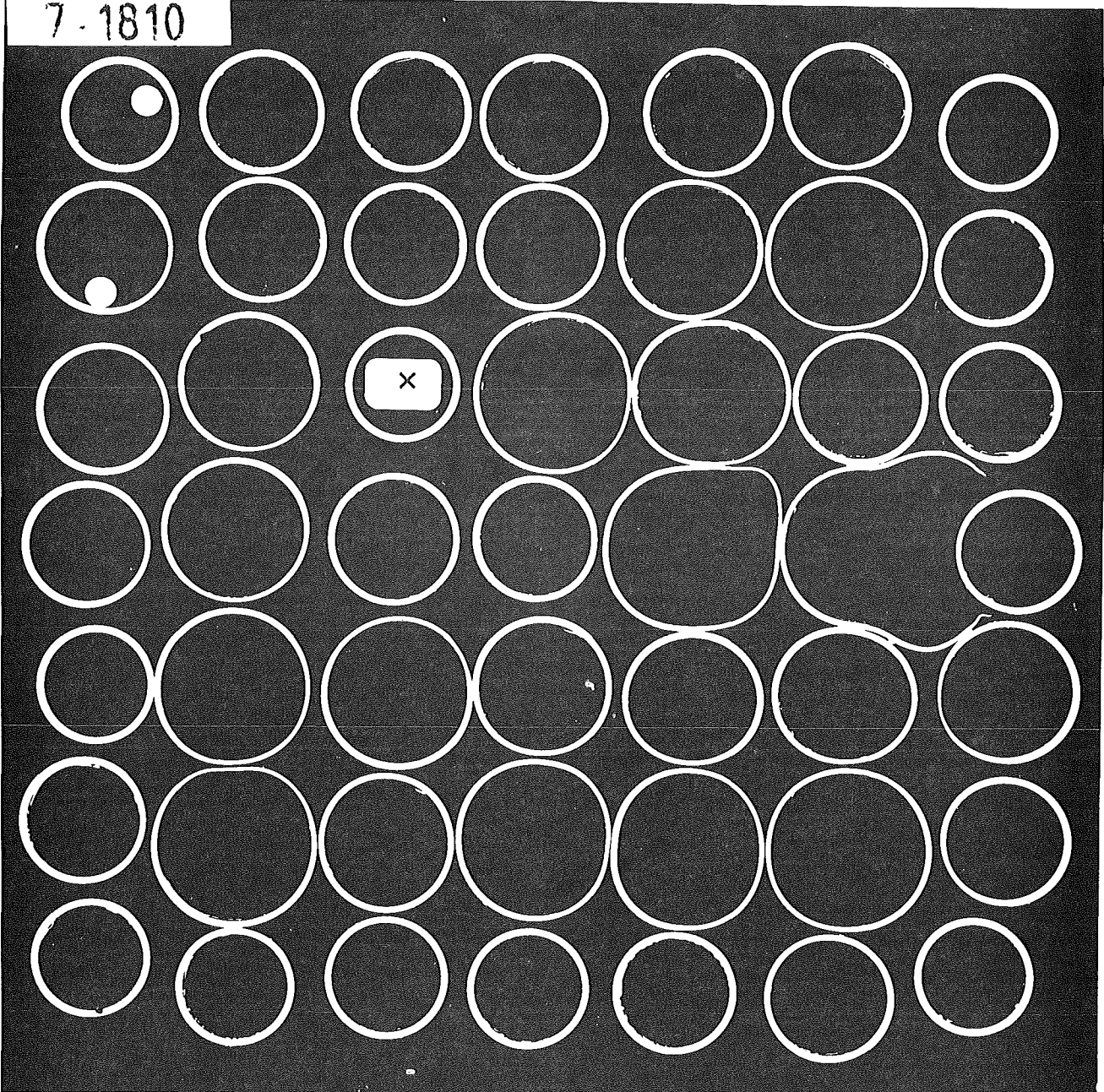
Kühlkanalversperrung der inneren 18 Stäbe:60%
ohne x . Erklärung s.Text



Abb. 49 REBEKA 6
Bündelquerschnitt

axiale Ebene max. Kühlkanalversperrung: 1810 mm

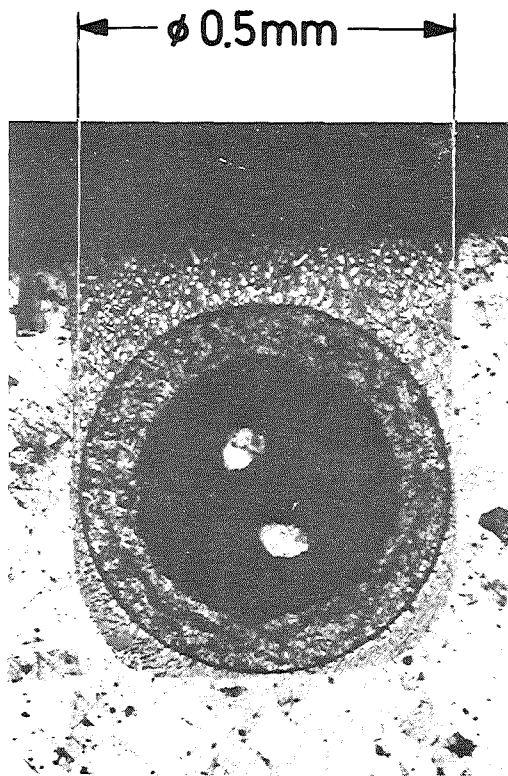
7 - 1810



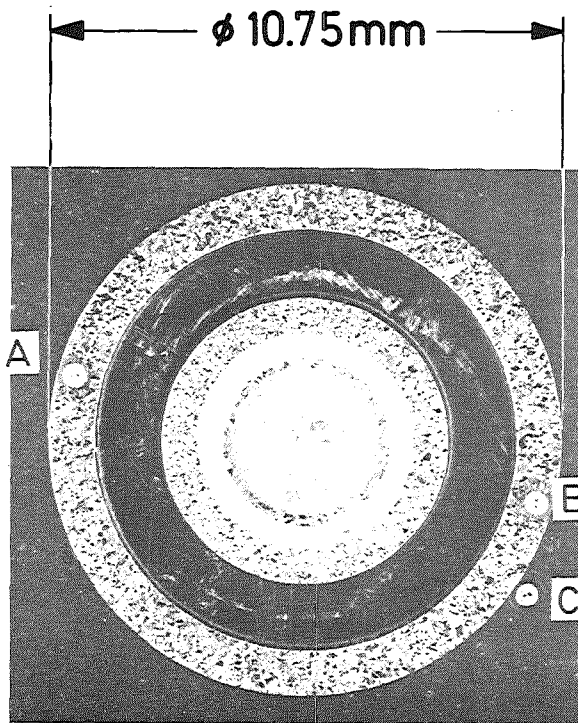
Kühlkanalversperrung der inneren 24 Stäbe: 66%
ohne (x) Erklärung s. Text



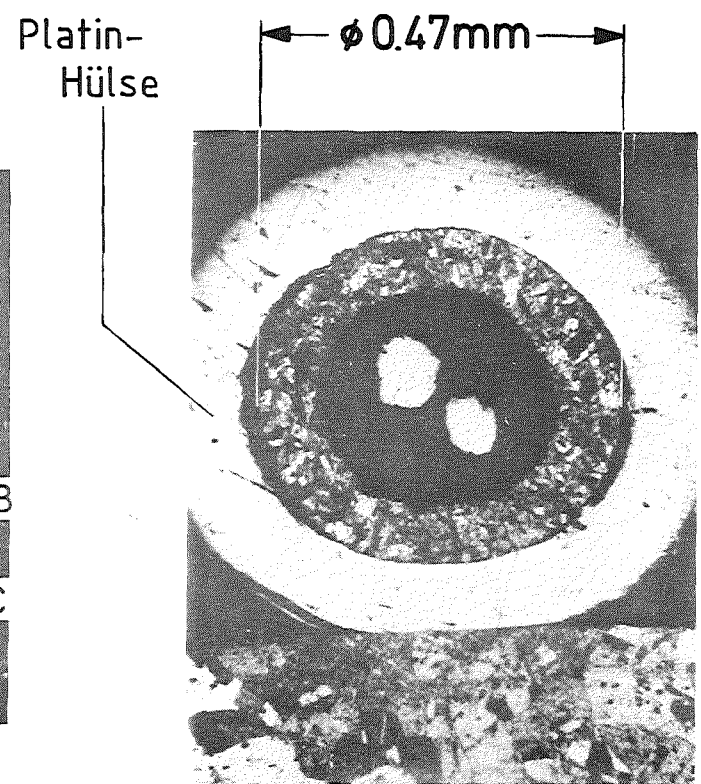
Abb. 50 REBEKA 7
Bündelquerschnitt



Detail A,B: Thermoelement
eingelötet in Hüllrohrnut



Brennstabsimulator
mit Inconelhülle



Detail C: Thermoelement
punktgeschweißt mit
Platin-Hülse



Abb. 51 Schnitt durch einen Brennstabsimulator mit in die Inconelhülle eingebetteten TEs sowie einem aufgetunktetem TE

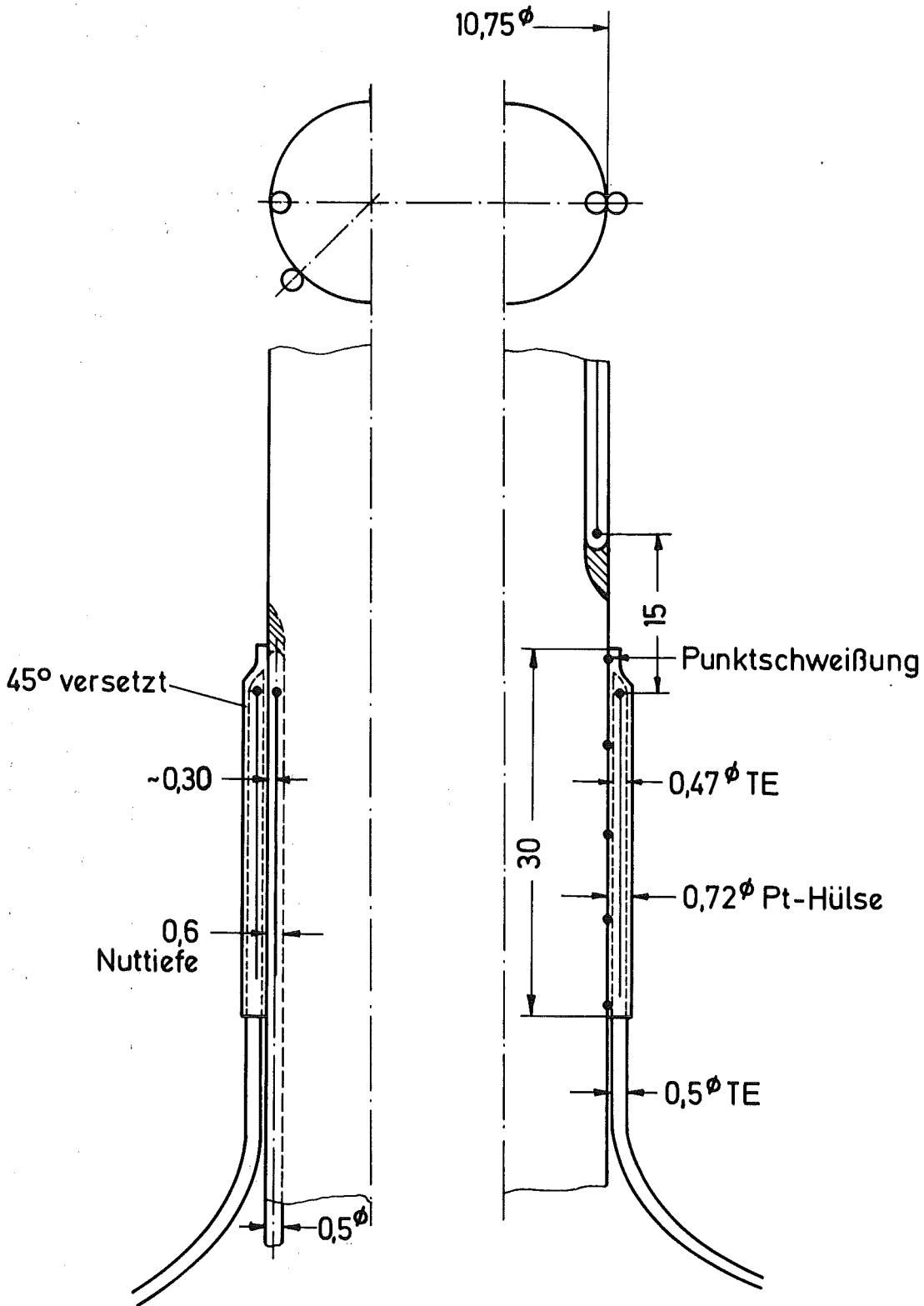
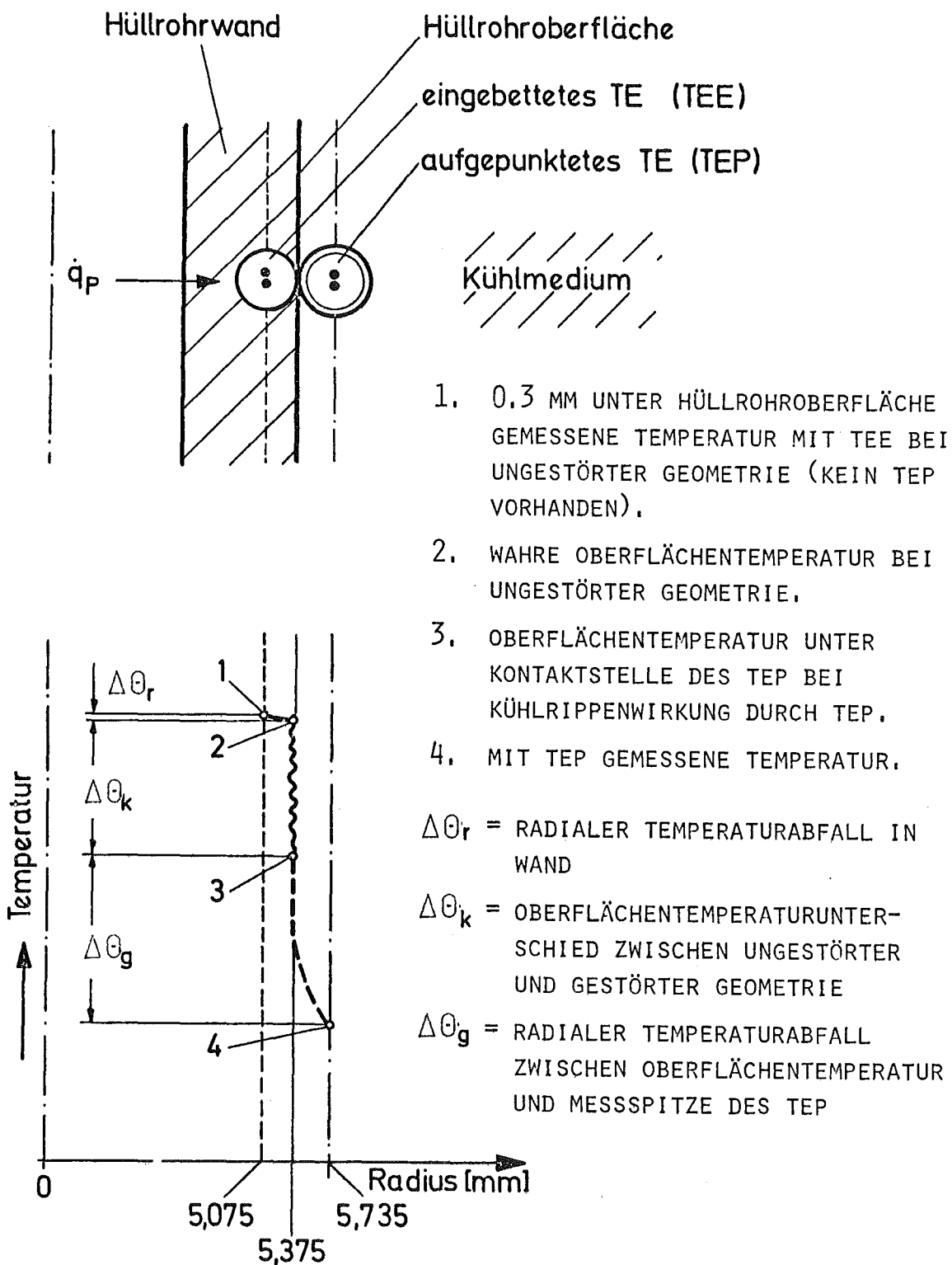


Abb. 52 Lage des eingebetteten zum aufgepunktetem TE



KIK

Abb. 53 Meßfehler durch aufgepunktetes Thermoelement

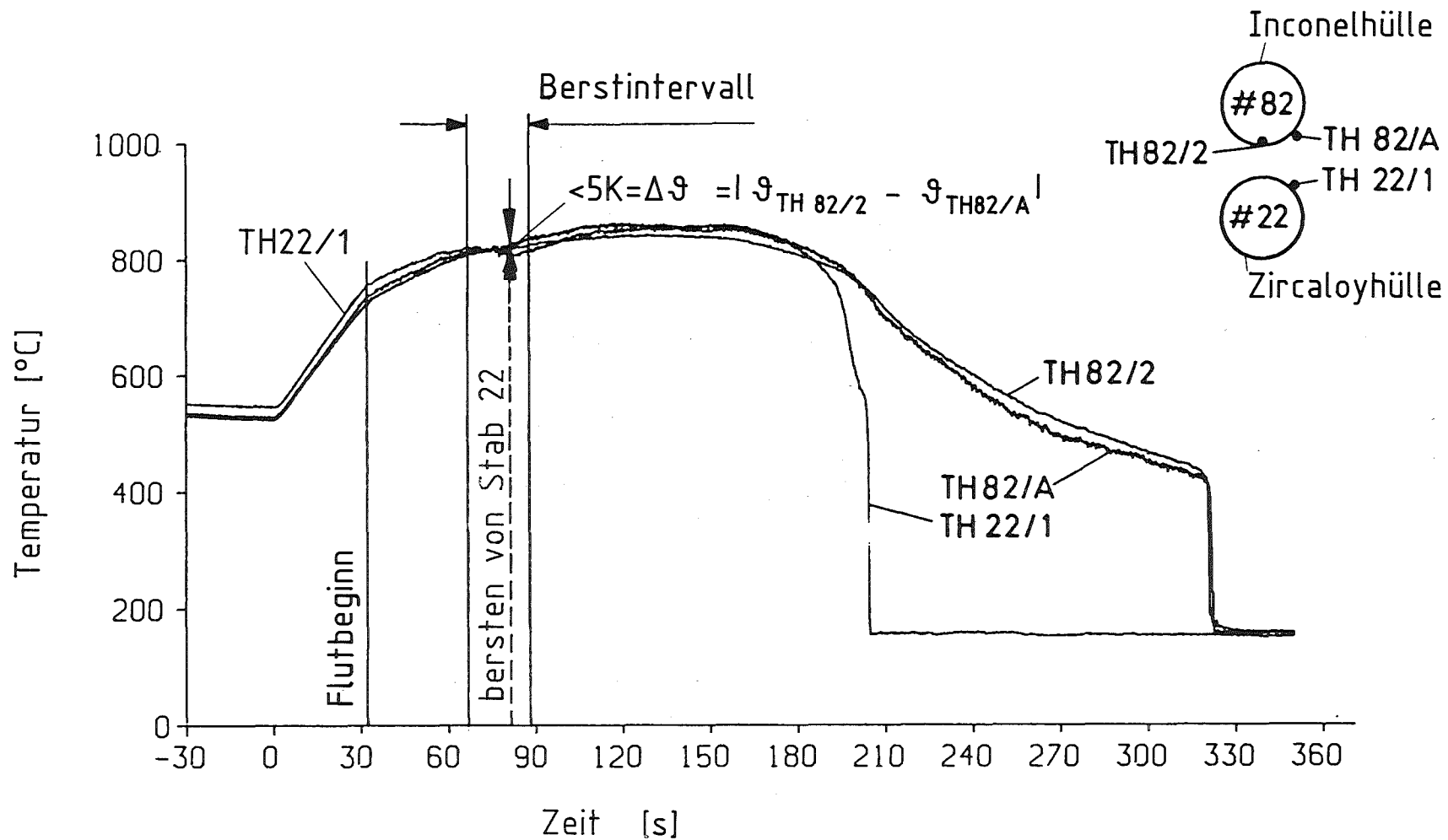


Abb. 54

REBEKA 3

Einfluß von Nachbarstäben auf den Temperaturverlauf zwischen eingebetteten und aufgepunkteten TEs



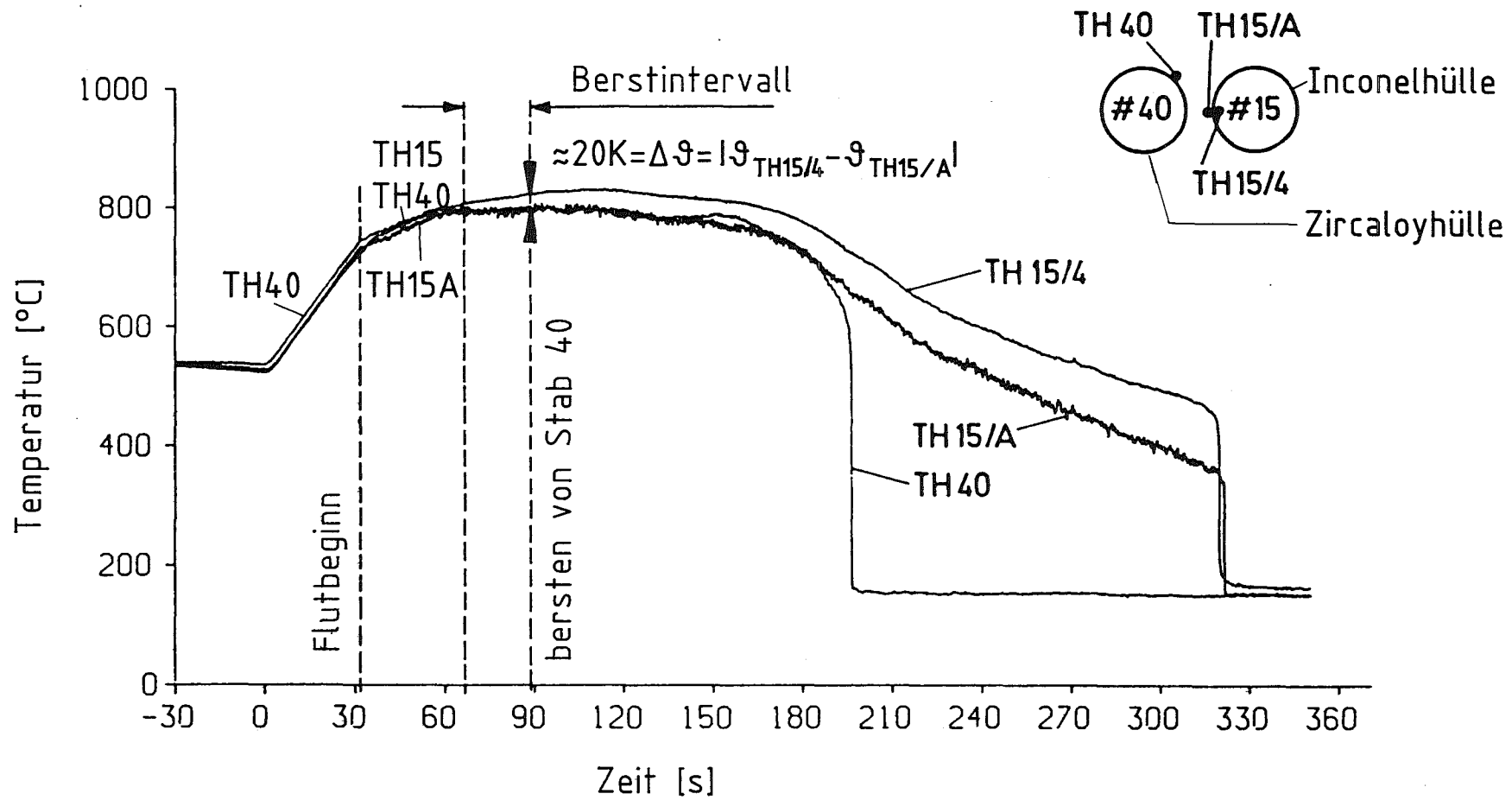
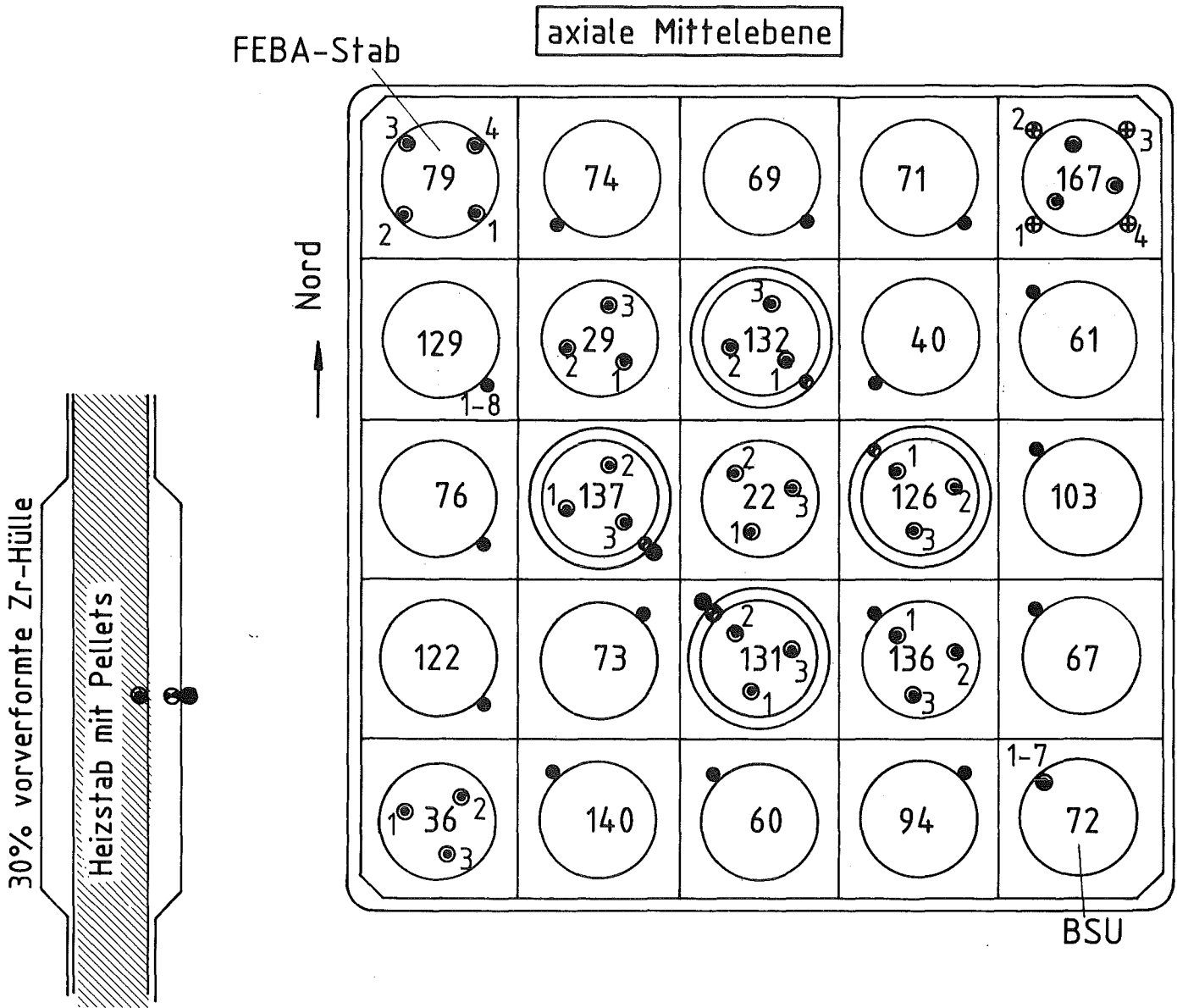


Abb. 55 REBEKA 3
Einfluß von Nachbarstäben auf den Temperaturverlauf zwischen eingebetteten und aufgepunkteten TEs





Typ von Thermoelementen

- in Nuten eingebettete TEs in Heizstabhülle und in Inconelhülle des FEBA-Stabes und des BSU
- REBEKA-TE auf Zr-Hülle gepunktet
- ⊙ TE auf Innenseite von vorverformter Hülle gepunktet
- ⊕ LOFT-TE auf REBEKA-Brennstabsimulator



Abb. 56 REBEKA Thermoelement-Test Bündelanordnung, Lage der Thermoelemente

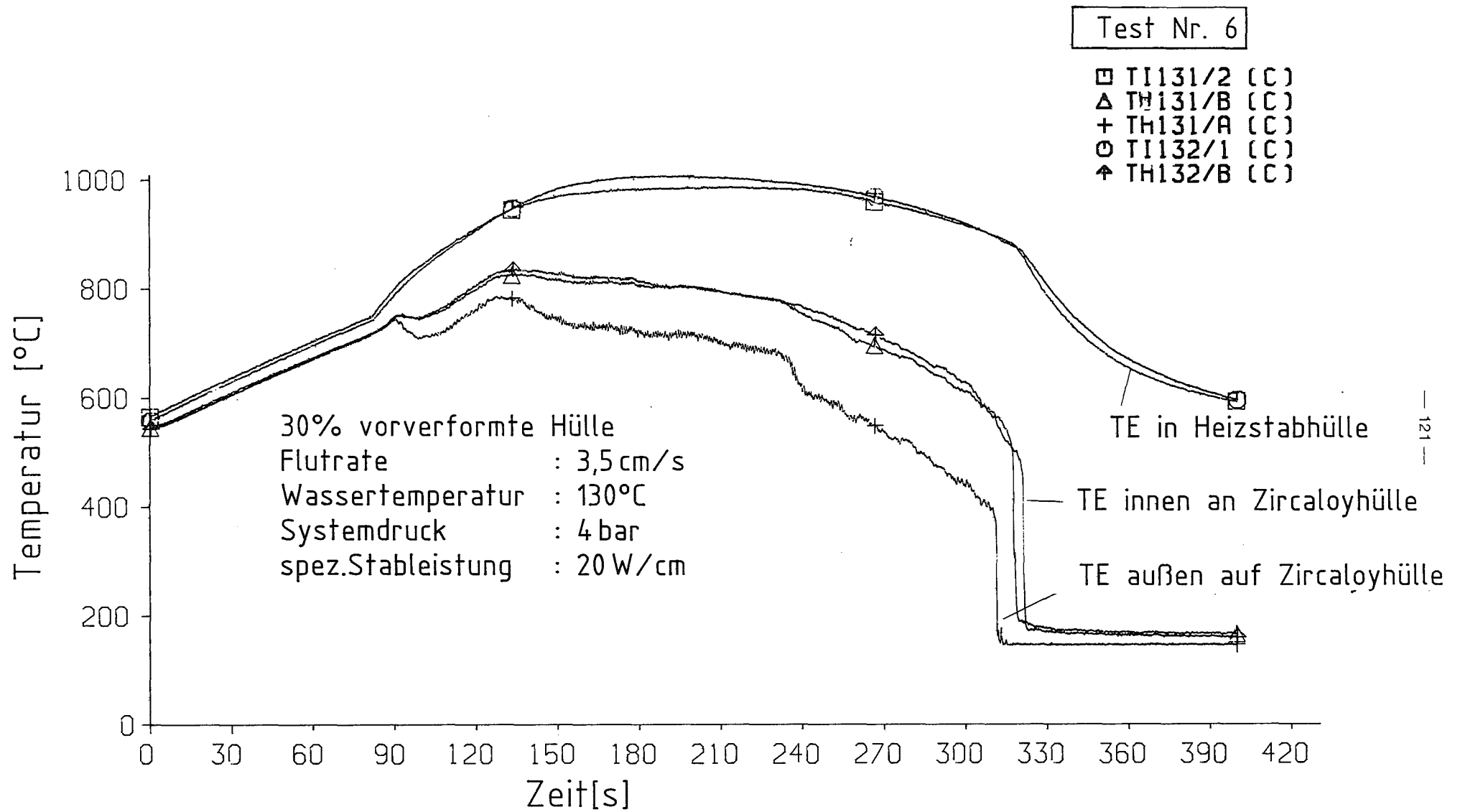


Abb. 57 REBEKA Thermoelement - Test
 Einfluß eines Außenthermoelementes auf die Hüllrohrtemperatur - und den Wiederbenetzungsverlauf

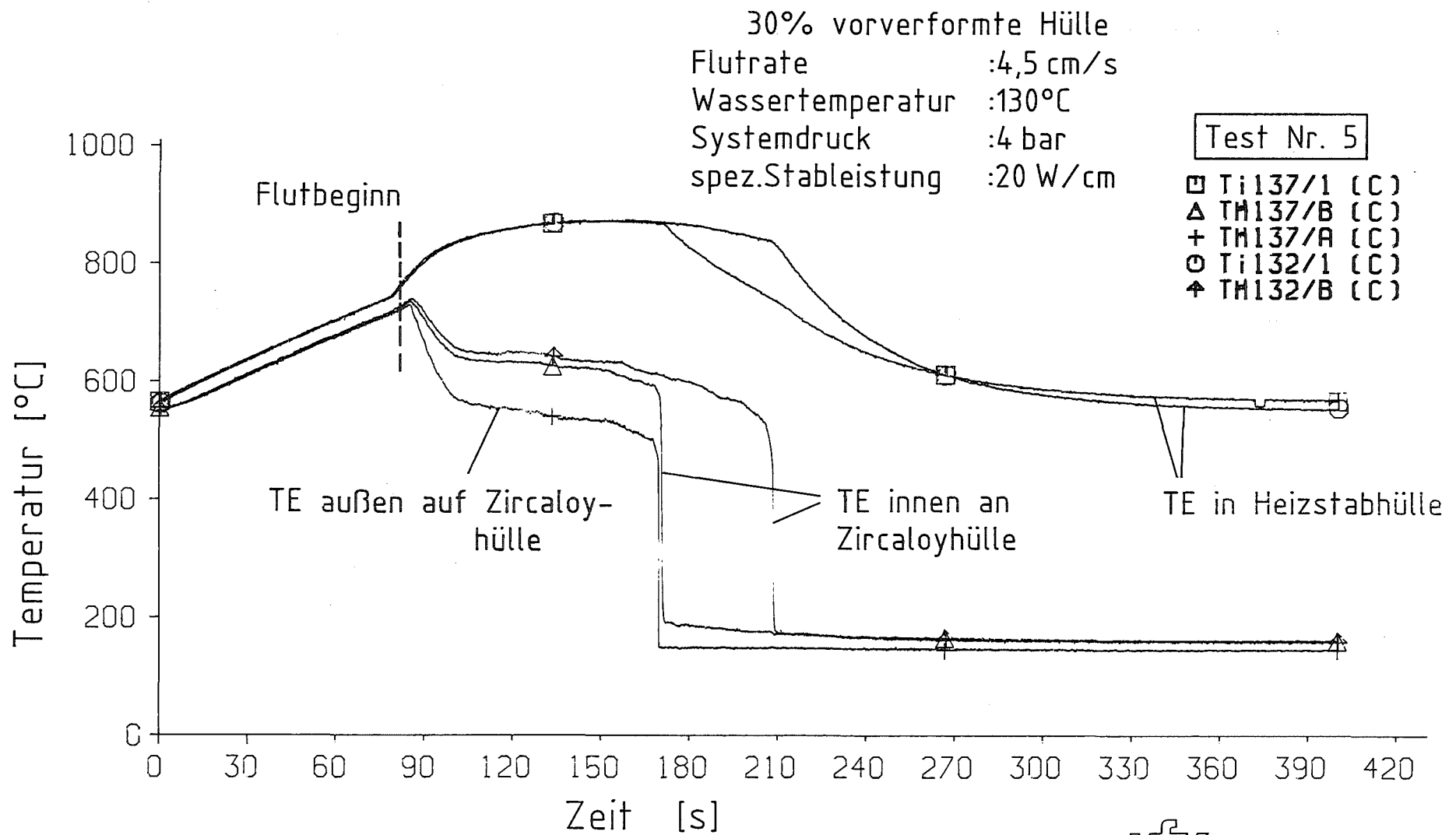


Abb. 58 REBEKA Thermoelement-Test
 Einfluß eines Außenthermoelementes auf die Hüllrohrtemperatur- und den Wiederbenetzungsverlauf

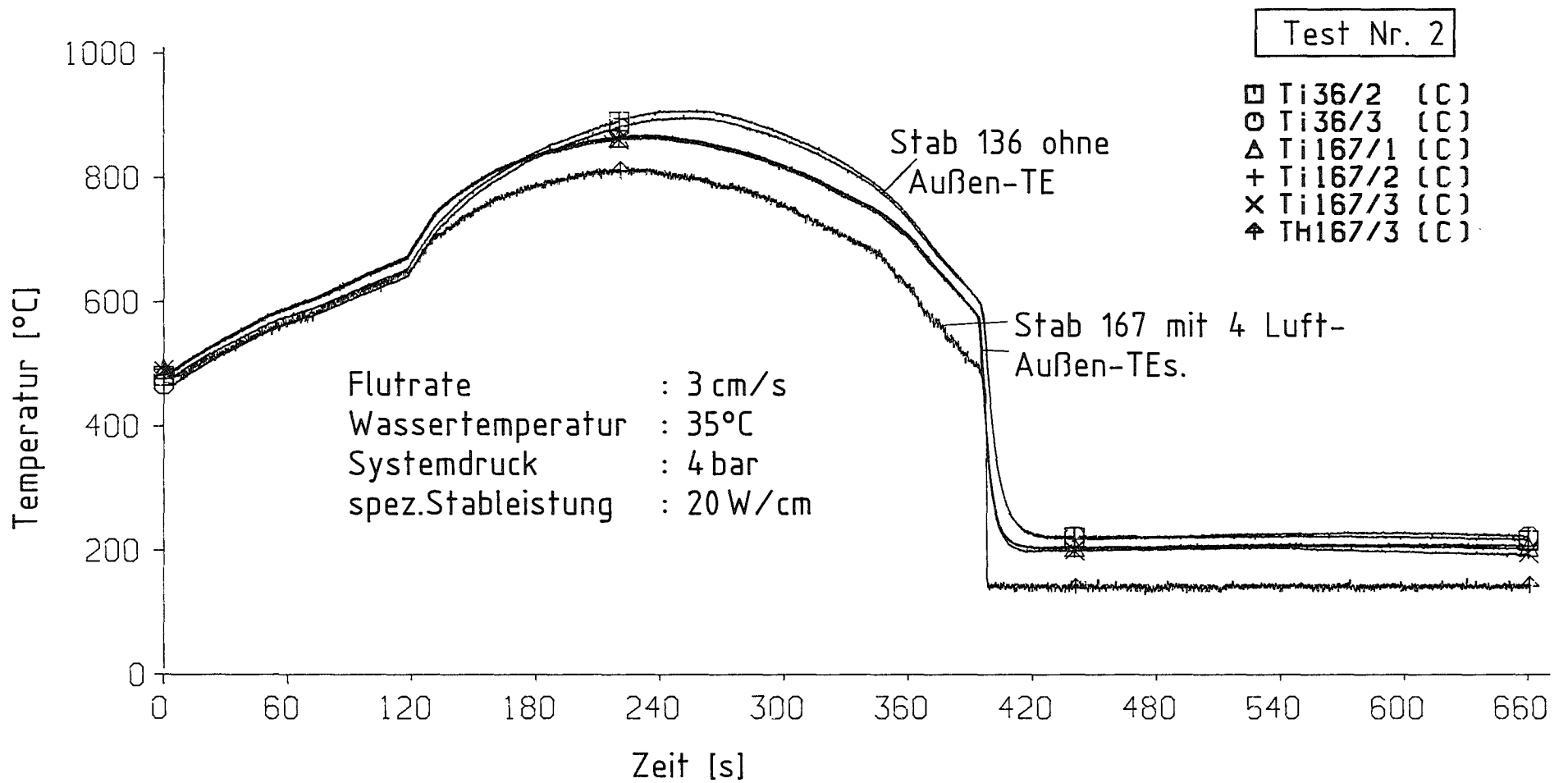


Abb. 59 REBEKA Thermoelement - Test
Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf die Hüllrohrtemperatur und das Wiederbenetzen

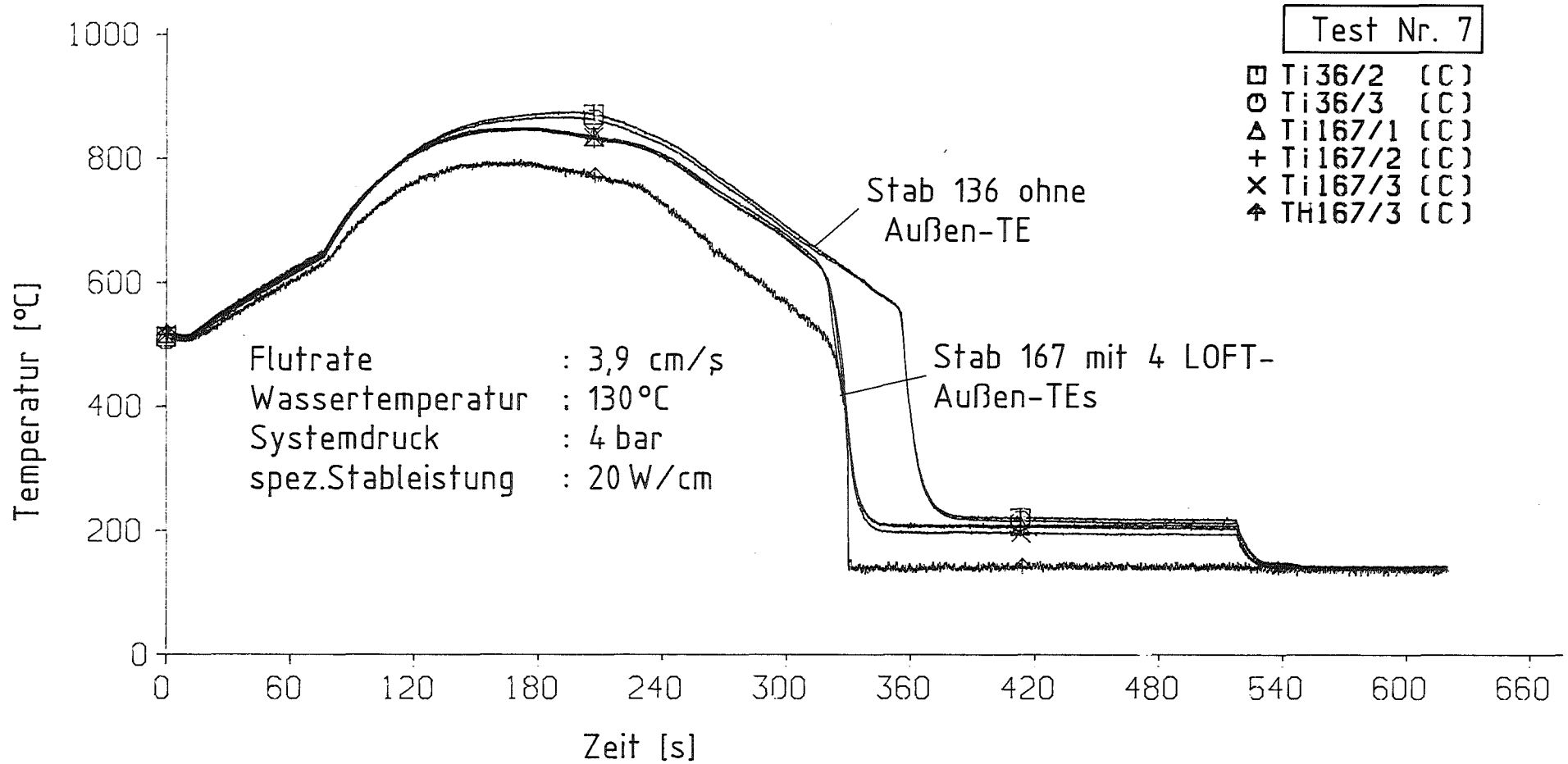


Abb. 60 REBEKA Thermoelement-Test
 Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf die Hüllrohr-
 temperatur und das Wiederbenetzen.

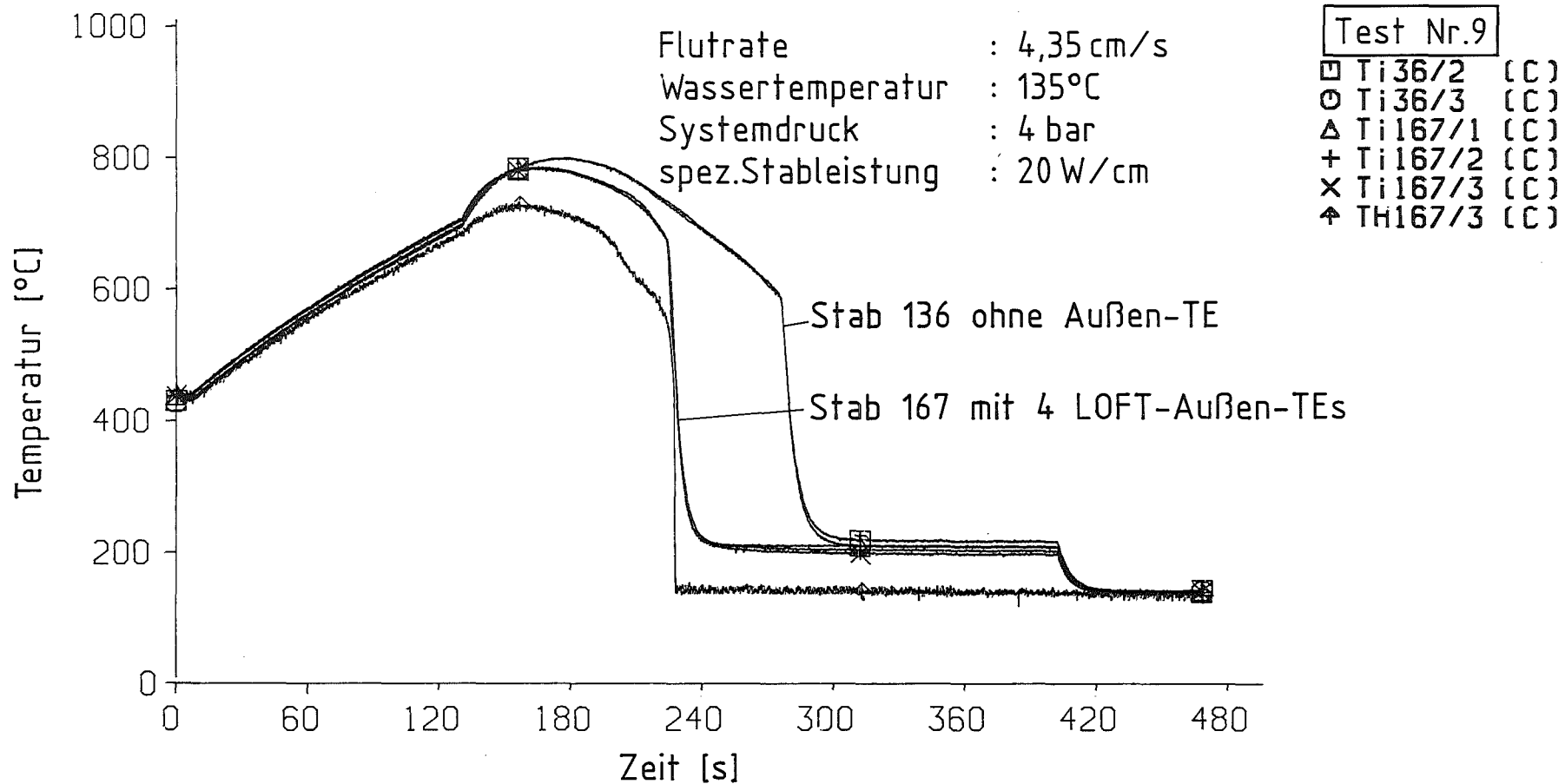


Abb. 61 REBEKA Thermoelement-Test
 Einfluß von LOFT-Thermoelementen auf die Hüllrohrtemperatur
 und das Wiederbenetzen

Flutrate: 3,5 cm/s
 Wassertemperatur: 130 °C
 Systemdruck: ~4 bar
 spez. Stableistung: 20 W/cm

Test Nr. 6

- TH79/1 (GRD C)
- △ TI29/1 (GRD C)
- + TH72/4 (GRD C)

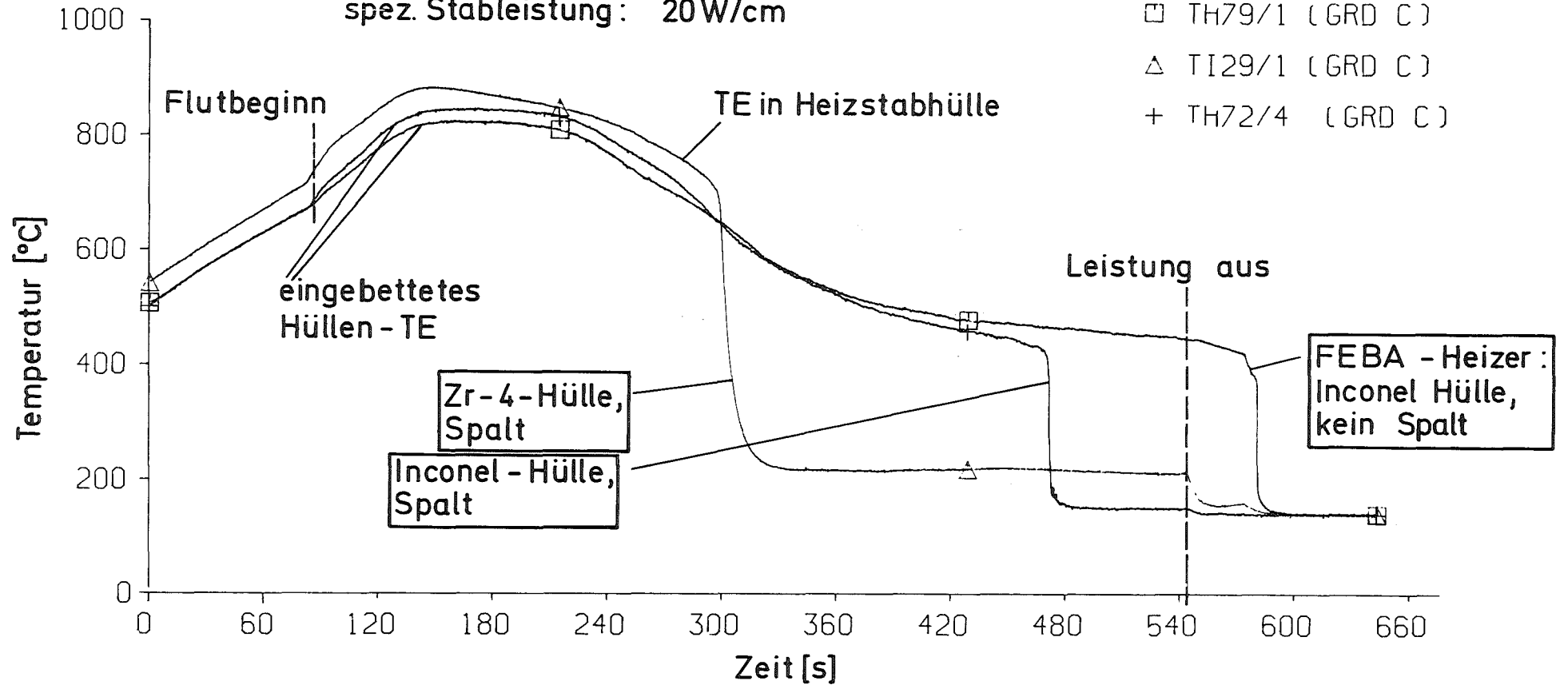


Abb. 62 REBEKA Thermoelement - Test
 Wiederbenetzungszeiten bei verschiedenen Brennstabsimulatoren

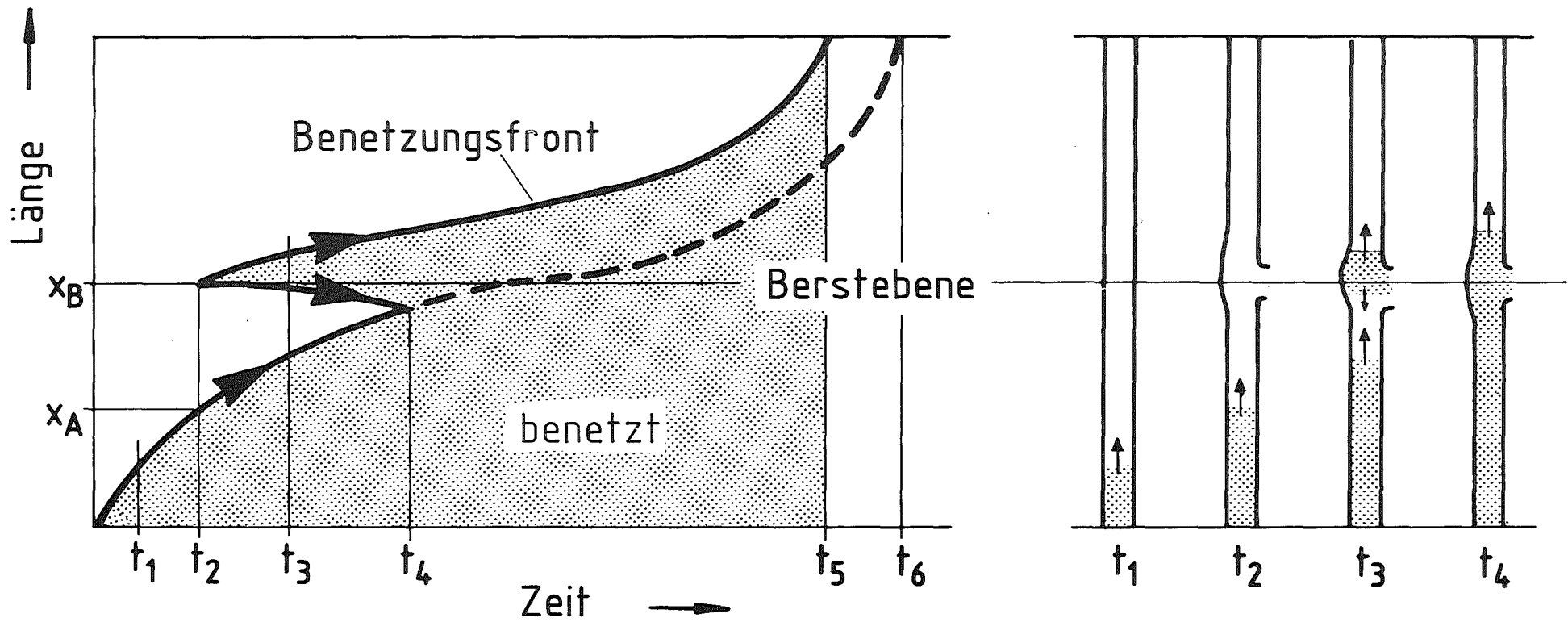


Abb. 63 Wiederbenetzung geborstener Zircaloyhüllrohre (schematisch)

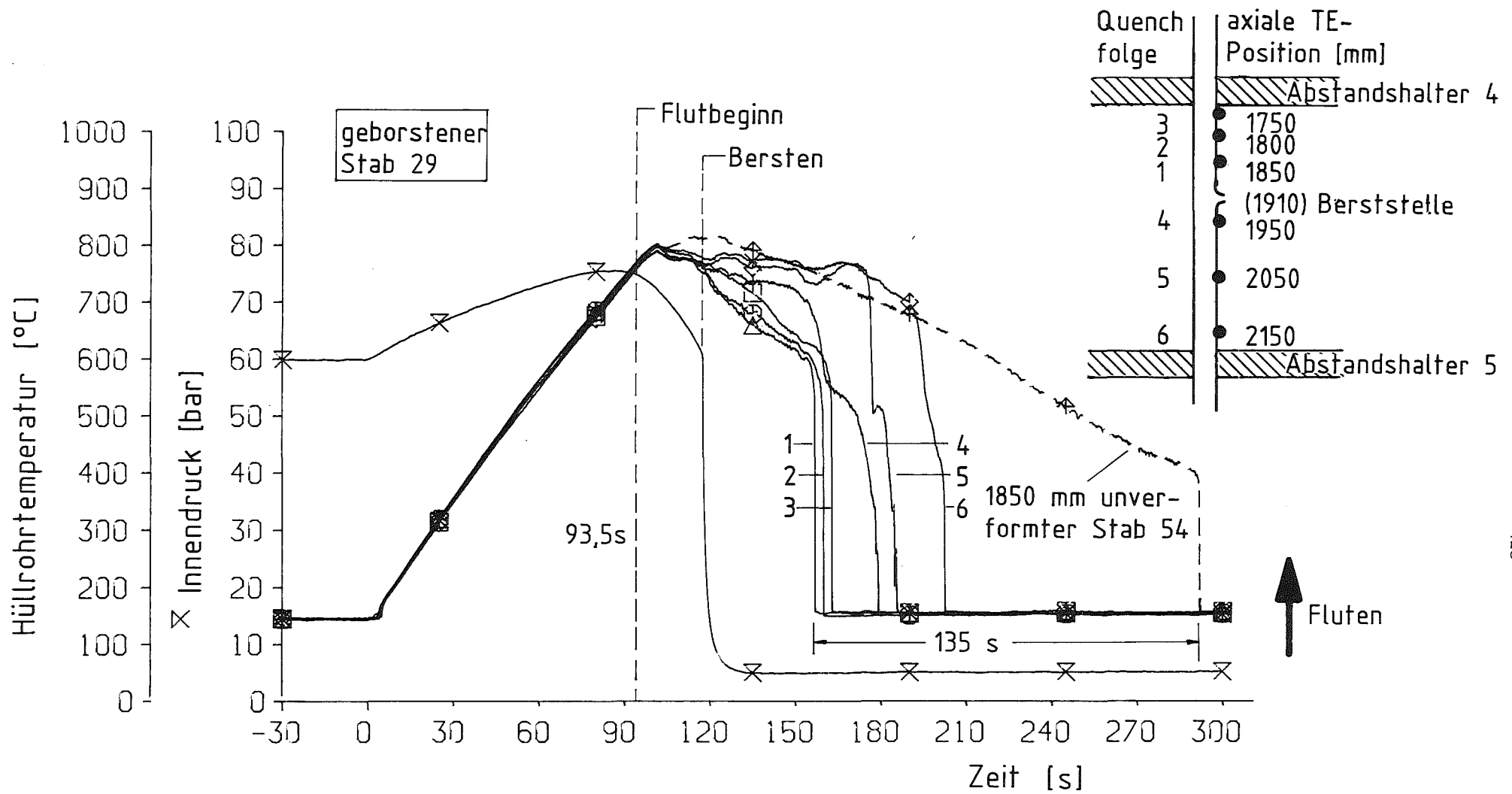


Abb. 64 REBEKA 6
 Temperatur- und Wiederbenetzungsverhalten eines geborstenen Hüllrohres

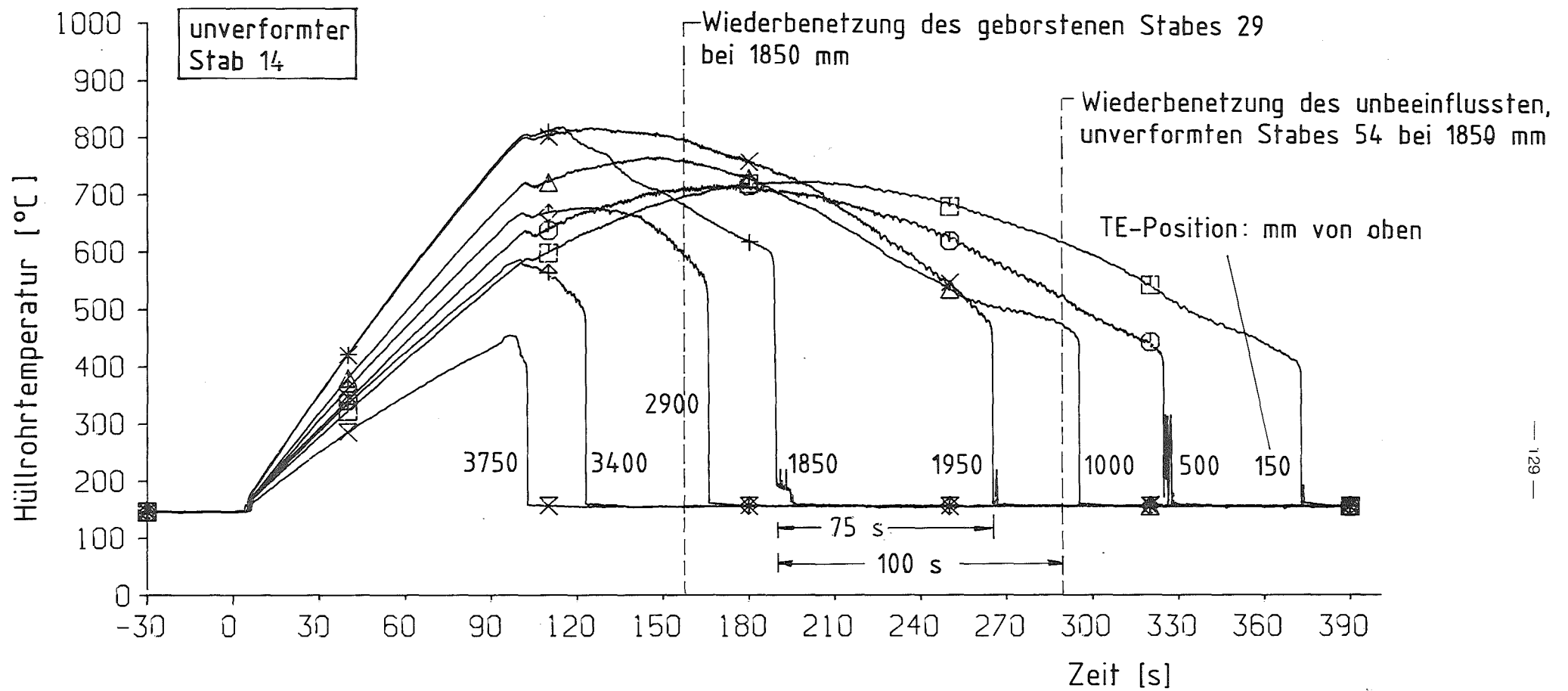
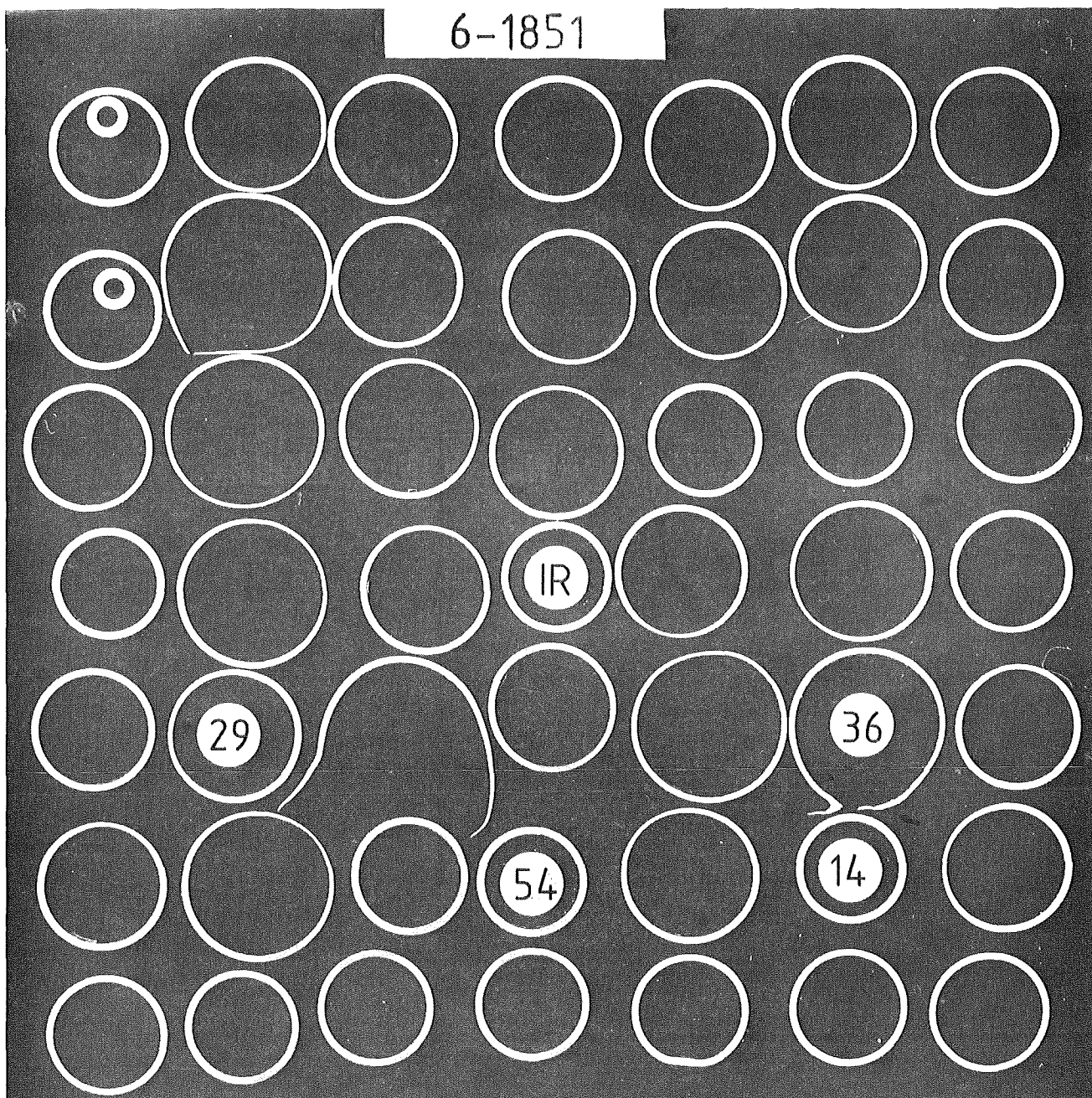


Abb. 65 REBEKA 6
 Temperatur und Wiederbenetzungsverhalten eines unverformten Hüllrohres



IR: Instrumentierungsrohr
54, 14: drucklos, unverformt



Abb. 66 REBEKA 6
Bündelquerschnitt bei Niveau 1851mm

Test-Bezeichnung	Bündelgröße	Thermohydraulische Bedingungen während der Hüllrohrverformung				Berstdaten (Mittelwerte)							max.Kühlkanalversperrung	Bemerkungen
		Aufheizrate	Art der Kühlung	Strömungsrichtung	Wärmeübergangskoeffizient	Temperatur		Druck	azimutale Temperatur. ΔT_{az}	Umfangsdéhnung	Berststellenbereich			
						3)	4)					bar		
1	5 x 5	7 ¹⁾ ... < 1 ²⁾	Dampf Fluten	Strömungsrichtungswechsel	30... 150	685	810	60	~ 70	28		25	<ul style="list-style-type: none"> ● innere 3 x 3 Hüllen druckbeaufschlagt ● nur 2 Hüllen bersten erhöhte Flutrate zu ● Flutbeginn 	
2		7 ¹⁾	Dampf	Abwärtsströmung	30	870	870	55	20	54	95	60	<ul style="list-style-type: none"> ● innere 3 x 3 Hüllen druckbeaufschlagt 	
3		7 ¹⁾ ... < 1 ²⁾	Dampf Fluten	Strömungsrichtungswechsel	30... 100	808	830	51	30	44	203	52	<ul style="list-style-type: none"> ● innere 3 x 3 Hüllen druckbeaufschlagt 	
4		7 ¹⁾ ... < 1 ²⁾	Dampf Fluten	Strömungsrichtungswechsel	30... 100	795	830	53	30	46	242	55	<ul style="list-style-type: none"> ● innere 3 x 3 Hüllen druckbeaufschlagt ● Regelstabführungsrohr im Bündelzentrum 	
M		0	stagnierender Dampf Naturkonvektion	-	< 10	754	754	70	< 3	63	28	84	<ul style="list-style-type: none"> ● 1 W/cm² ● alle Hüllen druckbeaufschlagt ● 2 Hüllen undicht 	
5	7 x 7	7 ¹⁾ ... 0 ²⁾	Dampf Fluten	Strömungsrichtungswechsel	30... 100	775	800	68	24	49	242	52	<ul style="list-style-type: none"> ● alle Hüllen druckbeaufschlagt 	
6		7 ¹⁾ ... -4 ²⁾		kein Strömungsrichtungswechsel	30... 100	765	790	62	40	42	140	60	<ul style="list-style-type: none"> ● 2 Hüllen drucklos ● Instrumentierungsrohr im Bündelzentrum 	
7		7 ¹⁾ ... -9 ²⁾		kein Strömungsrichtungswechsel	30... 100	755	790	57	nicht instrumentiert	55	200	66	<ul style="list-style-type: none"> ● alle Hüllen druckbeaufschlagt 	

Allgemeine Testbedingungen:
 beheizte Länge : 3900 mm ; Nachwärmeleistung in axialer Mitte: 20 W/cm ; axialer Leistungsfaktor: 1,19 ;
 axiales Leistungsprofil : 7 axiale Stufen (5 x 5 Anordnung), Cosinusprofil (7 x 7 Anordnung) ; Systemdruck : 4 bar ;
 Dampfströmung : ~ 2m/s ; Fluten: kalte Flutrate ~ 3cm/s , Zwangsfluten von unten ; Zircaloy - 4 Hüllrohre: 10,75 x 0,725 mm,
 spannungsarm gegläht.

- 1) während der Wiederaufheizphase
- 2) während der Flutphase im Zeitbereich hoher plastischer Verformung vor dem Bersten
- 3) gemessen am nächsten zur Berststelle zum Berstzeitpunkt
- 4) bestmögliche Abschätzung der Bersttemperatur



Tab. 1 REBEKA - Bündelversuche (Bersttests)