

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

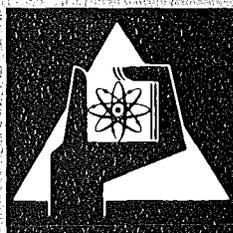
Oktober 1977

KFK 2523

Institut für Material- und Festkörperforschung
Projekt Schneller Brüter

**FR2-Loop-Versuchsgruppe 5
Bestrahlung, Nachuntersuchung und Analyse
der mechanischen Wechselwirkung
Brennstoff/Hülle**

I. Müller-Lyda



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

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2523

Institut für Material- und Festkörperforschung
Projekt Schneller Brüter

FR2-Loop-Versuchsgruppe 5 - Bestrahlung, Nachuntersuchung und
Analyse der mechanischen Wechselwirkung Brennstoff/Hülle

von

I.Müller-Lyda

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe

Zusammenfassung

Im Rahmen der FR2-Loop-Versuchsgruppe 5 wurde die plastische Hüllaufweitung im Leistungswechselbetrieb von UO_2 - PuO_2 -Brennstoffprüflingen untersucht. Die Auslegung der Stäbe war gegenüber der SNR 300-Spezifikation im Hinblick auf starke mechanische Wechselwirkung Brennstoff-Hülle verändert. Die Bestrahlung erfolgte im thermischen Fluß in einer größeren Anzahl einzelner Zyklen (300-500 W/cm Leistung, 1-600 h Dauer) mit jeweils anschließender Vermessung des Prüflings. Dabei zeigte sich, daß auch bei sehr rauhem Zyklieren in dem erreichten Abbrandbereich (<2%) noch keine nennenswerten Hülldehnungen auftraten, mit der Ausnahme eines Falles mit sehr spezieller Stableistungs- und Hülltemperaturführung. Die Analyse der Betriebsbedingungen dieses Prüflings weist auf einen maßgeblichen Einfluß der Brennstofftemperatur während der Teillastphase hin. Die Modellvorstellungen über die mechanische Wechselwirkung im Leistungswechselbetrieb werden mit den experimentellen Resultaten sowie durch Modellrechnungen geprüft.

Abstract

FR2-Loop Experimental Series 5. Irradiation, Post-Irradiation Examination and Analysis of the FCMI

In the FR2-Loop-experiment series 5 the plastic cladding tube diametral strain of UO_2 - PuO_2 test pins was examined after load-following operation. The pin design was different from the SNR 300-specification with respect to a strong FCMI (Fuel-Cladding Mechanical Interaction). The irradiation was carried out in a high number of single cycles (300-500 W/cm linear power, 1-600 h duration) with a following diameter measurement.

It turned out that within the attained burnup range (<2%) no considerable diameter increases occurred, even after very rough cycling, except one case with a very special power- and temperature history. The analysis of the operating conditions of this pin shows an important influence of the fuel temperature during the reduced power phase. The ideas about FCMI during load-following operations are tested with the experimental results and model calculations.

Inhalt

	Seite
1. Einleitung	1
2. Spezifikation und Auslegung der Prüflinge	2
3. Durchführung der Bestrahlung und Messungen	3
4. Meßergebnisse	5
5. Ergebnisse der Nachbestrahlungsuntersuchung	6
6. Bestimmung der realen Betriebsparameter für die Prüflinge 29, 43 und 44	8
6.1 Hülltemperatur	9
6.2 Stableistung	9
7. Modellvorstellungen über Hülldehnungsmechanismen im Leistungswechselbetrieb	10
8. Hülldehnungsanalyse der Prüflinge 29, 43 und 44	12
8.1 Riß-Rastmechanismus	12
8.2 Rißausheilung	13
8.3 Transientes Schwellen	14
9. Vergleich mit Modellrechnungen	15
10. Schlußfolgerungen	17

1. Einleitung

In der FR2-Loop-Versuchsgruppe 5 wurden im Helium-Zentralloop des FR2 Experimente zum Lastwechselverhalten von Schnellbrüterbrennstäben durchgeführt. Mit zunehmender Kenntnis der Kriechdaten von oxidischem Schnellbrüterbrennstoff hatte sich gezeigt, daß unter stationären Bestrahlungsbedingungen keine Kriech- oder Fließverformungen des Hüllrohres infolge mechanischer Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle auftreten können. Im instationären Betrieb kann die mechanische Wechselwirkung jedoch durch thermische Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle genügend stark werden, um das Hüllrohr plastisch zu verformen. In den Experimenten dieser Versuchsgruppe sollte daher durch Messung der Hüllaufweitung nach einzelnen Bestrahlungszyklen Aufschluß über die mechanische Wechselwirkung im instationären Betrieb gewonnen werden.

Ein Reaktor wird evtl. in verhältnismäßig kurzen Teillast-Vollastzyklen gefahren (Teillastdauer <10 h), um die Leistung dem tageszeitlichen Bedarf anzupassen. Daneben können auch noch langzeitige Schwankungen auftreten - entweder lokal (z.B. bei der Umladung eines Brennelementes) oder auch gleichmäßig für alle Stäbe nach einer längeren Leistungsrücknahme, etwa infolge eines technischen Defekts. Es ist daher erforderlich, das Lastwechselverhalten von Oxidbrennstäben in Abhängigkeit von der Stableistung, der Hülltemperatur und der Zykliefrequenz zu untersuchen. Im Helium-Loop des FR2 können die Prüflingsleistung und die Hülltemperaturen in weiten Bereichen unabhängig voneinander eingestellt werden. Das bietet z.B. die Möglichkeit, die Stableistung bei fester Hülltemperatur zu verändern. Der Einfluß der für die thermische Differenzdehnung wesentlichen Betriebsbedingungen - Stableistung und Hülltemperatur, die im allgemeinen in Bestrahlungseinrichtungen nicht unabhängig sind - kann dann jeweils isoliert untersucht werden.

Die Bestrahlung erfolgte in Zyklen zwischen 1 h und 650 h Dauer bei unterschiedlichen Stableistungen und Hülltemperaturen. Nach jedem Zyklus wurde die Hüllaufweitung durch eine Vermessung des äußeren Hüllrohrprofils bestimmt. Durch die Bestrahlung im thermischen Neutronenfluß unterbleibt das in schnellen Reaktoren beobachtete Hüllmaterialschwellen, so daß in diesen Experimenten eine Hülldurchmesserergrößerung nur durch mechanische Einwirkung erfolgen konnte. Auch sind Kriechaufweitungen des Hüllrohres

infolge Spaltgasdruckes bei den niedrigen erreichten Abbränden noch ausgeschlossen.

Zur Untersuchung einer starken mechanischen Wechselwirkung sollte durch eine abweichende Auslegung (Heißspalt Null, hohe Brennstoff-Schmierdichte, relativ weiches Hüllmaterial) ein wesentlich früheres Einsetzen der plastischen Hülldehnung erreicht und somit die erforderliche Bestrahlungsdauer reduziert werden.

2. Spezifikation und Auslegung der Prüflinge

Insgesamt wurden für diese Versuchsgruppe 18 Prüflinge gemäß dem Auslegungs- und Spezifikationsbericht /1/ hergestellt. In der folgenden Aufstellung werden die wichtigsten Kenndaten aufgeführt:

1. Brennstoff	Typ	UO ₂ - 18% PuO ₂ oder 6% PuO ₂
	Dichte	85% und 95% TD
	Tabl.Dmr.	6,15 mm
	Tabl.Höhe	8,0 mm
	O/M-Verhältn.	1,98
2. Hüllrohr	Material	Incoloy 800
	Außendurchm.	7,0 mm
	Wandstärke	0,4 mm
3. Prüfling	Diametr.Kaltspalt	50 µm
	Schmierdichte	83,6 und 91,5% TD
	Brennst.Säulenlänge	40 mm
	Plenumlänge	27 mm

Je zwei Prüflinge wurden zu einem Loop-Einsatz montiert (Abb.1,2). In zwei Fällen wurde anstelle des unteren Prüflings ein Dummy-Stab eingesetzt. Zur Messung und Kontrolle der Hülltemperatur wurden an die Prüflinge eines Einsatzes 4 Thermoelemente aufgepunktet. Davon befanden sich 3 am unteren Prüfling und 1 am unteren Ende des Prüflings (Abb.1,2). Die Durchmesserbestimmung erfolgt nur am oberen Prüfling.

3. Durchführung der Bestrahlung und Messungen

Die Bestrahlung wurde jeweils mit einem längeren Zyklus (>200 h) bei maximaler Stableistung begonnen, um die Ausbildung der typischen radialen Brennstoffverteilung und -struktur (Zentralkanal, Porositätsprofil, Pu-Konzentrationsprofil etc.) zu gewährleisten. Im Anschluß daran wurde ein für jeden Einsatz unterschiedliches Zyklierprogramm gefahren. Die Stableistungs- und Temperaturführung der wichtigsten Einsätze geht aus den Tabellen 2-5 hervor. Die dort ausgeführte nominelle Stableistung ist der aus der Gesamtleistung des Einsatzes bestimmte Mittelwert.

Die Bestrahlungszyklen waren einmal Vollastzyklen (Angabe nur eines Stableistungswertes) zum anderen Teillast-Vollastzyklen mit 70 oder 50% Teillast (Angabe von zwei Stableistungswerten). In den letztgenannten wurde die Zyklusdauer variiert (5 h - 650 h), die dann im allgemeinen mit einem fünfstündigem Vollastbetrieb abgeschlossen wurden. Die Stableistung wurde durch die Einfahrtiefe des Prüflingseinsatzes in den Reaktor eingestellt, die Hülltemperatur durch Regulierung des Heliumstromes- und -druckes. Die Prüflingsleistung wurde aus der Aufheizspanne des Kühlgases ermittelt.

Im Normalfall wurde der Einsatz mit einer Hubwerksgeschwindigkeit von 2 mm/sec in den Reaktor eingefahren. Dabei wurde das Hochfahren der Leistung durch halbstündige Intervalle bei konstanter Stableistung unterbrochen. Das Niederfahren der Leistung von 500 W/cm erfolgte ebenfalls nur mit 2 mm/sec, insgesamt in ungefähr 7 min; die mittlere Stableistungsänderungsgeschwindigkeit betrug somit 70 W/cm·min.

Der Übergang von Teillast auf Vollast erfolgte stetig mit normaler Hubwerksgeschwindigkeit. Infolge des sich mit zunehmender Einfahrtiefe verringenden axialen Neutronenflußgradienten im FR2 (Abb.3) liegt die Leistungsänderungsgeschwindigkeit für die Erhöhung von 350 W/cm auf 500 W/cm wesentlich unter dem oben genannten Mittelwert und beträgt ungefähr 20 W/cm·min. Die Hülltemperatur wurde nach Anzeige der Thermoelemente auf dem Hüllrohr geregelt. Trotz der geringen Länge des Einsatzes (2x40 mm Brennstoff, Abstand 46 mm, Abb.1) wurde ein sehr großer axialer Hülltemperaturgradient festgestellt. Typische Werte bei $\chi=500$ W/cm waren: Temperatur 650°C auf dem oberen Prüfling, minimale Anzeige auf dem unteren Prüfling 500°C. Diese Unterschiede in Stableistung und Hülltemperatur sind in

erster Linie auf den Stableistungsgradienten im Einsatz zurückzuführen und müssen bei der Deutung der Meßergebnisse berücksichtigt werden.

Nach jedem Stableistungszyklus wurde der Einsatz auf eine Abkühlposition gefahren und dort mit einer fernbedienten Apparatur vermessen. Sie bestand aus einem Tastersystem mit induktivem Wegaufnehmer, dessen Empfindlichkeit etwa 1 µm betrug. Die Vermessung erfolgte als Durchmesserbestimmung des oberen Prüflings an vierzehn axialen Positionen in jeweils 3 mm Abstand, beginnend auf dem Stopfen des oberen Prüflings (Pos. I bis L, Abb. 1). In jeder axialen Meßposition wurden 9 Durchmesserbestimmungen vorgenommen, wobei der Prüfling jeweils um 45° gedreht wurde. Gleichzeitig wurden der maximale und minimale Hülldurchmesser (Ovalität) bestimmt. Die vermessene Brennstoffzone umfaßt nur die oberen vier Tabletten des oberen Prüflings mit einer Länge von 30 mm. Eine weitergehende Vermessung ist wegen der an der Hülle angebrachten Thermolemente nicht möglich.

Aus den Meßwerten wurde das axiale Hülldurchmesserprofil durch Mittelung der unter den verschiedenen Azimuten erhaltenen Werte bestimmt. Wegen der unterschiedlichen Temperatur des Prüflings (je nach Abkühlungsdauer) bei den einzelnen Vermessungen sowie einer möglichen Drift der Meßwerkanzeige innerhalb des Bestrahlungszeitraumes (maximal 4000 h) war eine Korrektur des Ergebnisses erforderlich. Da eine plastische Verformung des massiven Endstopfens des oberen Prüflings während der Bestrahlung ausgeschlossen ist, müssen die unterschiedlichen Meßwerte für den Stopfendurchmesser durch derartige Effekte verursacht worden sein. Durch Subtraktion der gemessenen scheinbaren Durchmesseränderung des Stopfens von den Aufweitungen längs der Brennstoffzone können diese Fehler eliminiert werden.

Am Anfang der Brennstoffsäule verschwindet die Hülldéhnung, sofern überhaupt eine festgestellt wurde. Die in den Ergebnistabellen angegebene Hülldéhnung (ΔD bzw. ΔD_{Zykl}) ist daher nur als Mittelwert der 5 Meßwerte aus der Brennstoffzonenmitte (Meßpunkte G-L in Abb. 1) bestimmt.

Der Abbrand wurde nach der Beziehung

$$A[\%] = 1,39 \cdot 10^{-6} \cdot R_T^{-2} \cdot \chi[\text{W/cm}] \cdot t_{\text{Bestr}} [\text{h}]$$

berechnet unter der Annahme 1% Abbrand $\hat{=}$ 9800 MWd/tM (Pu²³⁹-Spaltung) und einer theoretischen Schwermetалldichte von 9,74 g/cm³. R_T ist der Tablettenradius in cm und ρ das Verhältnis von Brennstoffdichte/theor. Dichte.

4. Meßergebnisse

Die Ergebnisse sind für alle Prüflinge summarisch in Tabelle 1 aufgeführt. Auch wenn dort FR2-Vermessung "+" angegeben ist, ist der Hüllaufweitungswert der nach Bestrahlung in den heißen Zellen gemessene, der jedoch im allgemeinen befriedigend mit dem im FR2 gemessenen Wert übereinstimmt. In den Tabellen 2-5 sind Bestrahlungsdauer, Stableistung und Hülltemperatur in den einzelnen Zyklen sowie die anschließend gemessenen Durchmesseränderungen für die Prüflinge 20, 29, 30 und 43 aufgeführt. Die angegebenen Betriebsparameter sind folgendermaßen bestimmte Nominalwerte: Die Hülltemperaturen sind Maximalwerte aus Anzeigen der verschiedenen Meßstellen, die Stableistungswerte sind die aus der Gesamtleistung eines Einsatzes bestimmten Mittelwerte. Längs der Prüflingsachse können Stableistung und Hülltemperatur jedoch stark von den Nominalbedingungen abweichen. Dieses ist in erster Linie eine Folge der axialen Neutronenflußverteilung im FR2 (Abb.3). Vor einer modelltheoretischen Analyse der Hüllaufweitungen ist daher eine genauere Bestimmung der tatsächlichen Leistung und Bestrahlungstemperatur notwendig. Die erheblichen Unterschiede in den gemessenen Hüllaufweitungsprofilen der gleichzeitig bestrahlten Prüflinge 43 und 44 zeigen dieses deutlich (Abb.5).

Für eine große Hüllaufweitung sind jedoch offenbar nicht allein hohe Stableistung und Hülltemperatur maßgeblich. Der Prüfling Nr.29 wurde unter diesbezüglich vergleichbaren Bedingungen wie Nr.43 bestrahlt, jedoch betrug die Hüllaufweitung am Ende der Bestrahlung nur maximal 14 μm gegenüber 180 μm bei Prüfling 43. Der wesentliche Unterschied in den Betriebsbedingungen dieser beiden Prüflinge bestand in der Hülltemperaturführung während der Leistungszyklen. Die nominalen Betriebsbedingungen in den Zyklen und die jeweils gemessene Hüllaufweitung sind in den Tab.3 und 5 aufgeführt. Beide Prüflinge 43 und 29 wurden zumeist in Teillastzyklen variabler Dauer bei 350 W/cm mittlerer Stableistung gefahren, auf die eine fünfstündige Vollastphase bei 500 W/cm folgte. Unterschiedlich war jeweils die Hülltemperatur: Im Falle des Prüflings 29 wurde die Hüllaußentemperatur beim Übergang von Teillast auf Vollast bei 600°C konstant gehalten, während sie bei den Prüflingen 43 und 44 im Teillastbetrieb auf 650°C erhöht und im Vollastbetrieb auf 450°C abgesenkt wurde (Abb.4).

Aufgrund der hohen Hülldehnung an Prüfling 43 konnte dort die Abhängigkeit der Hülldehnung bei Leistungswechseln von den Parametern Teillastzyklusdauer und Leistungserhöhungsgeschwindigkeit untersucht werden. Abb.6 zeigt die Hülldehnung bei einer Sequenz von Teillast-Volllastzyklen mit jeweils abnehmender und zunehmender Teillastzyklusdauer. Kurze Volllastzyklen ohne vorherigen Teillastbetrieb brachten noch keine Hüllaufweitungen. Diese setzten erst bei einer Teillastzyklusdauer $\gtrsim 10$ h ein und gehen zwischen 50 und 1000 h asymptotisch gegen einen Wert, der mit den Ergebnissen von Modellrechnungen vergleichbar ist (s.Abschnitt 9). Bei der Variation der Teillastzyklusdauer wurde zudem ein Hystereseeffekt der Hülldehnung beobachtet in der Form, daß in einer Sequenz von Zyklen mit abnehmender Teillastdauer größere Hülldehnungen auftraten, als bei wieder zunehmender Teillastdauer.

Die Messungen in Abb.6 wurden mit der normalen mittleren Leistungsänderungsgeschwindigkeit von etwa 20 W/cm \cdot min durchgeführt.

Abb.7 zeigt dagegen die gefundene Abhängigkeit der Hülldehnung von der Leistungserhöhungsgeschwindigkeit. Diese Messung wurde nach langen Teillastzyklen gemacht. Bemerkenswert ist beim Prüfling 43 noch die Tatsache, daß hier meßbare Hülldehnungen schon nach dem ersten Leistungswechsel auftraten.

5. Ergebnisse der Nachbestrahlungsuntersuchung

Im Rahmen der zerstörungsfreien Nachuntersuchung wurden folgende Arbeiten vorgenommen:

- Demontage und visuelle Inspektion der Prüflinge
- Längenmessung und Durchmesser-Wendelschrieb
- Betatron-Aufnahme
- γ -Scan.

Wichtigstes Resultat war hier vor allem die Messung der Hüllaufweitung der unteren Prüflinge aus den Bestrahlungseinsätzen (Prüfling 21, 22, 23, 44). Die Ergebnisse sind mit in Tab.1 aufgeführt.

Die zerstörende Nachuntersuchung umfaßte eine radiochemische Abbrandbestimmung und eine keramographische Untersuchung. Der aus der Stableistung

und der Bestrahlungszeit berechnete Abbrand und der radiochemisch bestimmte Abbrand sind in Tab.1 gegenüber gestellt. Die Abweichungen geben bei insgesamt befriedigender Übereinstimmung keinen Anlaß für eine Korrektur der nominellen Stableistung im Einsatz.

Die keramographischen Schliffe (Abb.8-13) zeigen im allgemeinen das für bestrahlte Oxidbrennstäbe charakteristische Bild. Abb.8 zeigt den Querschliff durch den Prüfling Nr.20 (83,5% Schmierdichte) der zusammen mit dem Prüfling Nr.22 (Abb.9, untere Position im Einsatz, 91,5% Schmierdichte) in einem Einsatz bestrahlt wurde. Der Dichteunterschied führt zu den unterschiedlich großen Zentralkanälen. Die wesentlich kleinere Säulen-kristallzone des unteren Prüflings weist auf eine niedrigere Stableistung und Hülltemperatur im Vergleich zum oberen Prüfling hin.

Entsprechendes gilt auch für die Prüflinge Nr.43 und 44 (Abb.10,11). Hier war im unteren Prüfling die Leistung offenbar noch zu gering, um die typische Änderung der Gefügestruktur zu bewirken. Abb.12 zeigt einen Längsschliff von der Endzone des Prüflings Nr.43, die mit einem Rh-Plättchen zur axialen Abschirmung des Neutronenflusses versehen ist. Der Brennstoff zeigt dort nur eine sehr geringe Umstrukturierung. Hierfür kommen als Ursache die axiale Wärmeabfuhr über das Rhodiumplättchen und den Endstopfen sowie durch die Rhodium-Abschirmung verminderte Stableistung in Frage. Abb.13 zeigt einen entsprechenden Querschliff des Prüflings Nr.29. Die Hüllen zeigen zum Teil Innenkorrosion (Abb.10), es wurde jedoch in keinem Fall beobachtet, daß der Brennstoff über chemische Reaktionen mit der Hülle derart fest verklebt war, daß sich kein Abkühlungsspalt gebildet hat.

Bei den mit zwei Prüflingen belegten Einsätzen liegt die Stableistung als Folge des axialen Neutronenflußprofils im FR2 (Abb.3) im unteren Prüfling niedriger als im oberen. Dies wird durch den unterschiedlich gemessenen Abbrand in den Prüflingen 43 und 44 deutlich, der 1,6 bzw. 1,32% betrug. Aus diesen Werten ergibt sich, daß etwa 55% der Leistung des Einsatzes im oberen Prüfling und 45% im unteren Prüfling erzeugt werden. Bei einer Analyse der sehr unterschiedlichen Hüllaufweitung der Prüflinge 43 und 44 ist somit zu berücksichtigen, daß 350 W/cm nomineller Stableistung im oberen Prüfling etwa 385 W/cm und im unteren etwa 315 W/cm bedeuten.

Dasselbe Stableistungsverhältnis erhält man aus den Ergebnissen der Neutronenflußmessung am Prüfling (Abb.3). Der schnelle Neutronenfluß ϕ_S ist

in erster Näherung proportional der Spaltungsrate in den Prüflingen. Das Verhältnis der Flußmaxima am oberen Prüfling ($1,37 \cdot 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$) und am unteren Prüfling ($1,07 \cdot 10^{13}$) liegt ebenfalls bei 55% zu 45%.

Die γ -Scans weisen ebenfalls auf einen axialen Stableistungsgradienten hin. Das Verhältnis der Intensitäten über den Prüflingen beträgt 43:57 und entspricht dem Verhältnis der Abbrände. Diese Unterschiede stimmen qualitativ mit den unterschiedlichen Hülltemperaturen überein. Bei den einzeln bestrahlten Prüflingen 29 und 30 sind die axialen Effekte wesentlich geringer, so daß die Nominalbedingungen mit den tatsächlichen Werten von Stableistung und Hülltemperatur hinreichend übereinstimmen.

6. Bestimmung der realen Betriebsparameter für die Prüflinge 29, 43 und 44

Im folgenden soll untersucht werden, warum im Falle des Prüflings 43 derart große Hülldehnungen auftraten, während diese bei allen anderen Prüflingen ungefähr eine Größenordnung niedriger ausfielen. Am besten vergleichbar sind die Bestrahlungsbedingungen der Prüflinge 29 und 44 mit denen von Prüfling 43, sowohl hinsichtlich des erreichten Abbrandes (1,27% und 1,32% gegenüber 1,60%) als auch der Stableistung und Hülltemperatur (s.Tab.1) und der gegenläufigen Stableistungs- und Hülltemperaturführung (Prüfling 44). Für eine modelltheoretische Analyse der Hüllaufweitungen dieser drei Prüflinge ist zunächst eine genauere qualitative Bestimmung der realen Betriebsparameter erforderlich.

Infolge des axialen Neutronenflußprofiles im FR2 (Abb.3) ergeben sich also trotz der geringen Länge der Prüflinge (40 mm) und ihres geringen Abstandes (46 mm) merkbare Stableistungsunterschiede, die wiederum zu unterschiedlichen Hülltemperaturen führen. In der Längsrichtung der Prüflinge (und damit in der Bewegungsrichtung des Einsatzes) ist der Neutronenfluß im Reaktor $\phi \sim \cos z$ und damit $\phi''(z) < 0$. Das bedeutet, daß der axiale Stableistungsgradient von der Einfahrtiefe der Prüflinge abhängt und mit geringerer Stableistung anwächst. Im Falle der Prüflinge 43 und 44 heißt dies, daß der relative Stableistungsunterschied im Teillastbetrieb bei 350 W/cm größer ist als bei Vollast (500 W/cm nominal), wo sich die Prüflinge näher an der Coremitte befinden.

Die in den Prüflingen erzeugte Wärme wird durch strömendes Helium abgeführt. Bei dem (z.B. im Vergleich zu Natrium) schlechten Wärmeübergang an das Kühlgas besteht eine starke Abhängigkeit der Hülloberflächentemperatur von der lokalen Stabileistung und von der Helium-Strömungsgeschwindigkeit. Der Prüfling 29 wurde allein bestrahlt, so daß in diesem Falle die axialen Abweichungen von Stabileistung und Hülltemperatur von den Nominalbedingungen geringer sind. Für eine quantitative Bestimmung der tatsächlichen Bestrahlungsbedingungen kommen vor allem Temperaturmesswerte, keramographische Schliffe und eine radiochemische Abbrandbestimmung in Frage.

6.1 Hülltemperatur

Die Prüflinge 43 und 44 waren mit Thermoelementen zur Messung der Hülloberflächentemperatur versehen. In Abb. 14 ist die Differenz der mittleren Hülltemperatur zwischen beiden Prüflingen in Abhängigkeit von der Einfahrtiefe aufgetragen. Die zugehörigen nominellen Stabileistungen sind Werte, wie sie sich etwa in FR2-Zyklusmitte ergeben. Für die beiden Prüflinge waren die Nominalbedingungen im Teillastbetrieb $\chi = 350 \text{ W/cm}$, $T_{\text{Ha}} = 650^\circ\text{C}$ sowie 500 W/cm und 450°C im Vollastbetrieb. Aus dem Diagramm ergibt sich für den Prüfling 44 eine etwa 170° niedrigere Hülltemperatur, im Vollastbetrieb beträgt diese Differenz dagegen nur ungefähr 70°C . Für beträchtlich niedrigere Hülltemperaturen des Prüflings 44 spricht weiterhin auch die wesentlich geringere Hüllinnenkorrosion (Abb. 10 und 11), demzufolge die Maximaltemperaturen nur wenig über 550°C gelegen haben können.

6.2 Stabileistung

Da die Prüflinge 43 und 44 zu 90% der Gesamtbestrahlungszeit mit Teillast gefahren wurden entspricht das Stabileistungsverhältnis bei Teillast dem Verhältnis der radiochemischen Abbrände, d.h. 55% zu 45% (s. Abschn. 5). Über die maximale thermische Belastung gibt eine Gefügeanalyse Aufschluss. In Tab. 6 sind die gemessenen Radien von Zentralkanal (r_z), Säulenkristallzone (r_{1700°) und Kornwachstumszone (r_{1300°) aus der Mittelebene der Prüflinge aufgeführt. Wie die Bezeichnungen andeuten, werden den Gefügeradien die Temperaturen 1300 bzw. 1700°C zugeordnet. Eine Rückrechnung der Stabileistung aus dem Anteil des Zentralkanal-Volumens am Leervolumen

im Brennstab nach einer in /2/ verwendeten empirischen Formel liefert keine plausiblen Werte, weil die Ausbildung des Zentralkanals durch die niedrige Hülltemperatur des Prüflings 44 gehemmt wird, und weil im Falle des Prüflings 43 durch die großen Hüllaufweitungen beim Zyklieren noch ständig neues Leervolumen in den Brennstab eingebracht wird. Bessere Ergebnisse liefert eine Analyse der Gefügeradien (Abb.10,11,13, Tab.6). Dazu werden die radialen Temperaturverteilungen im Brennstab für verschiedene Stableistungs- und Hülltemperaturkombinationen berechnet, die berechneten Radien der 1300 bzw. der 1700°C-Isothermen werden mit den gemessenen Gefügeradien verglichen und diesen schließlich optimal angenähert. Als Wärmeübergangskoeffizient Brennstoff/Hülle bei Vollast wird dabei ein Wert von $1 \text{ W/cm}^2\text{K}$ angenommen. Dieser Wert ist wegen des geringen Anfangspaltes gerechtfertigt, der im Vollastbetrieb schon zu Bestrahlungsbeginn einen Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle gewährleistet. Bei den Prüflingen 43 und 44 wurde die Hülltemperatur beim Übergang auf Teillast erhöht, so daß sich der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle relativ weit öffnet. In diesen Fällen wird mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $0,75 \text{ W/cm}^2\text{K}$ gerechnet. Nach dem WIMS-Code beträgt die Flußabsenkung (im thermischen Neutronenfluß) 22% /1/.

Die Temperaturen werden unter der Annahme homogener Pu-, Stöchiometrie- und Porositätsverteilung entsprechend dem Verfahren in /2/ berechnet. Die so rekonstruierten Vollast-Stableistungen und die zugehörigen Hülltemperaturen sind in Tab.6 mit aufgeführt. Die Abb.15-17 zeigen die den Gefügeradien angepaßten radialen Temperaturverteilungen in Brennstoff und Hülle für die drei Prüflinge für den Teillast- und Vollastbetrieb.

7. Modellvorstellungen über Hülldehnungsmechanismen im Leistungswechselbetrieb

Im Hinblick auf seine mechanischen Eigenschaften läßt sich der Brennstoff radial in drei Bereiche einteilen (Abb.18):

1. Eine sehr heiße Innenzone, in der sich der Brennstoff infolge thermisch aktivierter Kriechvorgänge voll plastisch verhält. In /2/ wurde als Grenztemperatur für diesen Bereich ein Wert von 1400°C ermittelt. Wegen der sehr hohen Leistungsänderungsgeschwindigkeiten in dieser Versuchsgruppe kann hier jedoch von einer höheren Plastizitätstemperatur

ausgegangen werden, die dann im Bereich zwischen 1400 und 1500°C anzusetzen wäre.

2. Ein geschlossener tragender Ring, der sich überwiegend elastisch und nur geringfügig (infolge Bestrahlungskriechens) plastisch verhält. Hier können sich bei Leistungsänderungen große Radial- und Tangentialspannungen aufbauen.
3. Ein äußerer Ring, in dem sich der Brennstoff ebenfalls elastisch-plastisch verhält, jedoch durch Radialrisse in einzelne Segmente geteilt ist. Hierin können sich nur bei festem Kontakt mit der Hülle Tangentialspannungen aufbauen.

Der Anteil dieser drei Bereiche an der gesamten Querschnittsfläche des Brennstoffringes ist variabel und hängt von der Stableistung, Temperatur und den Zyklierbedingungen ab.

Meßbare Hüllaufweitungen infolge mechanischer Spannungen treten bei Oxidbrennstäben unter normalen Bedingungen nur bei Leistungswechseln auf. Wenn das bei den Leistungsabsenkungen im Brennstab entstandene Leervolumen (Risse und Spalte durch Brennstoffschrumpfung) für die jeweils folgenden Leistungserhöhungen nicht mehr oder nur noch teilweise zur Aufnahme der thermischen Differenzdehnung zwischen Brennstoff und Hülle wieder zur Verfügung steht, kann im Teillast-Vollastbetrieb die Hülle gedehnt werden. Es kommen im wesentlichen noch drei Mechanismen in Frage, durch die sich das verfügbare Leervolumen im Brennstab im Teillastbetrieb (neben der stationären Schwellung) verringern kann:

1. ein Riss-Rastmechanismus, der durch eine teilweise Blockade der nach einer Leistungsabsenkung entstandenen Risse im Brennstoff beim Wiederaufahren zu einer Umfangsvergrößerung der Brennstofftablette führt. Eine solche Blockade ist durch Brennstoff-Bruchstücke oder durch eine Verschiebung der Bruchflächen möglich /2/. Dieser Effekt hängt quantitativ von der Größe der Leistungssprünge beim Zyklieren ab.
2. Ausheilung von Rissen durch Materietransportvorgänge und stationäres Schwellen im Brennstoff. Diese Vorgänge werden durch hohe Temperaturen und hohen Abbrand sowie durch lange Teillastphasen begünstigt.

3. Transientes Schwellen nach einer mechanischen Entlastung des Brennstoffs oder einer Temperaturerhöhung. Dieser Vorgang entspricht einer kurzzeitigen schnellen Spaltgasschwellung und tritt erst oberhalb einer Abbrandgrenze auf, die wiederum durch die Brennstofftemperatur bestimmt wird. Als typische Größenordnung für diesen Effekt kann ein Schwellbetrag von etwa 1 Vol.% angesehen werden, der sich in 50 h voll einstellt /3,4/.

Es soll nun untersucht werden, durch welchen Mechanismus die großen Hülldehnungen im Falle des Prüflings 43 verursacht wurden und warum diese Hülldehnungen bei den Prüflingen 29 und 44 trotz ähnlicher Bestrahlungsbedingungen viel niedriger blieben.

8. Hülldehnungsanalyse der Prüflinge 29, 43 und 44

8.1 Riß-Rastmechanismus

Nach einer Teillastbetriebsphase können nur dann Hülldehnungen über Riß-Rastmechanismen ausgelöst werden, wenn der tragende Brennstoffring entweder durch Radialrisse in mehrere Sektoren aufgespalten oder aber durch Tangentialrisse von der äußeren Brennstoffzone losgelöst ist. Eine derartige Rißstruktur entsteht jedoch nur, wenn bei einer Leistungsabsenkung eine starke Haftung zwischen Brennstoff und Hülle besteht. Bei geringer oder fehlender Haftung zieht sich der Brennstoff lediglich auf den tragenden Ring zusammen. Die Herstellung eines hinreichend festen Kontaktes zwischen Brennstoff und Hülle geschieht durch chemische Reaktionen von Brennstoff, Hüllmaterial und Spaltprodukten, deren Ablauf eine hinreichende Höhe des Temperaturniveaus bzw. der Spaltproduktkonzentration erfordert. Die Schliffbilder der drei Prüflinge (Abb.10,11,13) zeigen jedoch außer einer geringen Hüllinnenkorrosion noch keinerlei weitere Anzeichen chemischer Reaktionen, und Brennstoff und Hüllrohr haben sich bei der Abkühlung voneinander gelöst. Dies bedeutet, daß die Hüllaufweitungen des Prüflings 43 nicht durch diesen Mechanismus verursacht sein können. Dagegen spricht auch die bereits erwähnte Abhängigkeit der Hülldehnung von der Teillastzyklusdauer (Abb.6).

8.2 Rißausheilung

Auch wenn keine Haftung zwischen Brennstoff und Hülle besteht, ist der Hülldehnungsmechanismus über Rißausheilung im Teillastbetrieb möglich. Die Voraussetzungen für eine Rißausheilung sind wegen der hohen Temperaturen in der Innenzone des Brennstabes am günstigsten. Im Schlifffbild des Prüflings 43 (Abb.10), in dem während der Teillastzyklen das Temperaturniveau von allen Prüflingen am höchsten lag, ist dieses am klarsten erkennbar, während beim Prüfling 44 keinerlei Anzeichen einer Rißausheilung bestehen.

Im Teillastbetrieb werden bei einem hinreichend hohen Temperaturniveau die Abkühlungsrisse ausgehend von der Brennstabmitte ausheilen, jedoch wird sich die Ausheilung normalerweise nicht bis in den Bereich des tragenden Brennstoffringes, d.h. in den Vollast-Temperaturbereich unterhalb 1450°C erstrecken. Vor der Leistungserhöhung grenzen von innen immer noch unausgeheilte Restrisse an den tragenden Brennstoffring, die einen Teil der Überschussdehnung der heißen Innenzone auffangen und so gewissermaßen als "Polster" wirken. Dadurch wird der tragende Ring beim Hochfahren weniger belastet und er reißt nicht auf.

Wenn jedoch unter besonderen Umständen, z.B. bei Prüfling 43, die Innenrisse im Teillastbetrieb bis zum tragenden Ring ausheilen, reißt dieser beim Hochfahren auf und es kommt zu einer schnellen Verschiebung des Brennstoffes in Richtung Hülle. Unter diesen Bedingungen entfällt die abschirmende Wirkung des tragenden Ringes, so daß eine Hülldehnung erfolgen kann, weil sich frühzeitig während der Leistungserhöhung ein Kontakt hoher Reibung zwischen der Hülle und den Segmenten des tragenden äußeren Brennstoffringes einstellt.

Mit diesem Mechanismus lassen sich die Hülldehnungen des Prüflings 43 und auch deren geringes Ausmaß im Falle der anderen beiden Prüflinge erklären. Aus Abb.19 geht hervor, daß der Prüfling 43 im Teillastbetrieb die höchsten Temperaturen aufwies. Hier heilen die Risse in einem wesentlich größeren Teil des Brennstabquerschnittes aus als in den anderen Prüflingen. Weiter kommt hinzu, daß beim Prüfling 43 der durch die Stableistungserhöhung bedingte Temperaturanstieg im Brennstoff durch die gleichzeitige Hülltemperaturabsenkung im Gebiet der Plastizitätsgrenze gerade

kompensiert wird (Abb.16). Die plastische Zone verschiebt sich somit nicht wie in den anderen Prüflingen nach außen in Bereiche mit unausgeheilten Rissen. Die gefundene Abhängigkeit der Hülldehnung von der Teillastzyklusdauer erklärt sich dann aus dem unterschiedlichen Grund der Rißausheilung, im besonderen in der engeren Nachbarschaft des tragenden Ringes.

8.3 Transientes Schwellen

Neben dieser Deutung des unterschiedlichen Hülldehnungsverhaltens kommt noch eine alternative Erklärung durch transientes Brennstoffschwellen in Frage. Bei einer Entlastung des tragenden Ringes bei einer Leistungsabsenkung kann kurzzeitig eine schnelle Spaltgasschwellung einsetzen, die einen Teil der thermischen Schrumpfung des Brennstoffes kompensiert, so daß das entsprechende Leervolumen beim Wiederhochfahren nicht mehr zur Verfügung steht. Ähnliches könnte auch durch die Brennstofftemperaturerhöhung bei einer Leistungsanhebung nach längerem Teillastbetrieb bei hinreichend großer transienter Schwellrate eintreten. Die Beträge des transienten Schwellens können die Größenordnung von ≈ 1 Vol.% haben (s.o.) und liegen damit in demselben Bereich wie die thermischen Dehnungen.

Merkliche Beträge transienter Schwellung zeigten sich bei tiefen Temperaturen ($\sim 500^{\circ}\text{C}$) erst bei einem mittleren Abbrand ($A \gtrsim 3\%$), der in dieser Versuchsgruppe nicht erreicht wurde. Bei höheren Temperaturen ist jedoch mit einem früheren Einsetzen der transienten Schwellung zu rechnen. Beim Prüfling 29 liegen die Temperaturen im tragenden Ring bei Vollast etwa zwischen 1500 und 1300°C und etwa zwischen 1300 und 1100°C bei Teillast. Im Falle des Prüflings 43 ändern sich die Temperaturen im tragenden Ring wegen der gegenläufigen Stabileistungs- und Hülltemperaturänderung nur sehr wenig (Abb.16). Damit verschiebt sich die Abbrandgrenze für den Beginn merklicher transienter Schwellung im tragenden Ring auf einen Wert, der möglicherweise unterhalb 1% liegt.

Die Parameter, die die Größe des Hülldehnungseffektes bestimmen, sind für die Rißausheilung und das transiente Schwellen dieselben (Temperatur und Abbrand). Deshalb kann hier nicht geklärt werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit bzw. zu welchen Anteilen diese beiden Effekte an den Hülldehnungen des Prüflings 43 beteiligt waren.

9. Vergleich mit Modellrechnungen

Die begleitenden Modellrechnungen zu diesem Experiment wurden mit einem Rechenprogramm durchgeführt, das in /2/ beschrieben ist. Hierin wird die radiale thermische Differenzdehnung von Brennstoff und Hülle berechnet. Der Brennstoff wird mechanisch in einem Zweizonenmodell behandelt, d.h. mit einer erstarrten Außenzone, die den tragenden Ring und den äußeren, gerissenen Bereich umfaßt, sowie der plastischen Innenzone (entspr. Abschnitt 7). Bei einer größeren Ausdehnung des Brennstoffes im Vergleich zur Hülle infolge einer Veränderung der Betriebsbedingungen verformt sich das System starre Außenzone-Hülle solange elastisch, bis die Tangentialspannung im Hüllrohr 75% der Hüllmaterialstreckgrenze beträgt. Danach setzt eine plastische Verformung des Hüllrohres ein.

Das Programm berechnet aus den eingegebenen Betriebsbedingungs-Änderungen die thermischen Dehnungen von Brennstoffring und Hülle, und daraus über den Kontaktdruck die resultierende Spaltungsverteilung in den Brennstabzonen, sowie ggf. die plastische Hüllaufweitung. Bei langsamen Rampen ($|\dot{\chi}| < 2 \text{ W/cm} \cdot \text{min}$) erfolgt während der Leistungsänderung ein merklicher Spannungsabbau durch bestrahlungsinduziertes Brennstoffkriechen, wodurch die Hülle entlastet wird. Bei einer modellmäßigen Behandlung werden solche Rampen durch eine Treppenfunktion mit einer Stufenhöhe von 1 W/cm und einer Dauer, die der Rampengeschwindigkeit entspricht, angenähert.

Bei den Rechnungen wurde jeweils unterstellt, daß zu Beginn der Leistungsänderung der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle vollständig ausgeheilt ist, was bedeutet, daß damit die maximale auf Grund thermischer Differenzdehnung mögliche plastische Hüllaufweitung berechnet wird. Für die Rechnungen werden die in Abschnitt 6 für die drei Prüflinge ermittelten Betriebsbedingungen eingegeben. Die für die Prüflinge 29 und 43 errechneten maximalen und die gemessenen Hüllaufweitungen pro Zyklus waren folgende: 0,2 und 0,13% (29) bzw. 0,26 und 0,28% (43).

Der aufgeführte Meßwert für den Prüfling 29 ist ein Einzelwert, der auch nach längerem Teillastbetrieb nicht reproduziert werden konnte, während der Wert für den Prüfling 43 nach jedem langen Teillastzyklus auftrat (Tab.3,5). Die Abweichung des Rechenwertes vom Meßwert ist im Falle des Prüflings 43 wegen der Unsicherheiten in den Materialparametern sowie

der vernachlässigten transienten Schwellung als sehr gering anzusehen.

Die Abnahme der Hülldehnung mit sinkender Leistungsänderungsgeschwindigkeit wird durch das verwendete Rechenmodell sehr gut beschrieben, wie aus dem parallelen Verlauf von gemessenem und errechneten Kurvenverlauf in Abb.7 ersichtlich ist. In diesem Diagramm ist die Hülldehnung des Prüflings 43 über der reziproken Leistungsänderungsgeschwindigkeit $\dot{\chi}^{-1}$ [min/(W/cm)] aufgetragen; die Abszissenwerte entsprechen somit der Zeitspanne, in der die Leistungserhöhung durchgeführt wurde. Bei $\dot{\chi}^{-1}=0$ ergeben sich die vorher erwähnten maximalen Hülldehnungen. Bei langsameren Rampen geschieht der Spannungsabbau über bestrahlungsinduziertes Kriechen in der starren Brennstoff-Außenzone. Dafür wird in dem Rechenmodell die Beziehung

$$\dot{\epsilon}[1/h]=0.56[MN/m^2] \cdot \dot{A}[Sp/schw.At \cdot h] \cdot \exp(-2626/T[K]) \cdot (1-0,125 p^2[\%])$$

verwendet /5,6/.

Die Modellrechnungen bestätigen die Aussage, daß die gemessenen plastischen Hülldehnungen durch thermische Differenzdehnung von Brennstoff und Hülle bei Leistungswechseln verursacht sein können. Da dieser Effekt nur nach längeren Teillastbetriebsphasen auftritt, kann er durch eine entsprechende langsame Änderung der Betriebsparameter begrenzt oder auch unterdrückt werden.

Für einen SNR 300-Brennstab sind die ohne plastische Hüllrohrverformung möglichen Leistungsrammenerhöhungen und Geschwindigkeiten wegen des höher warmfesten Hüllmaterials und der niedrigen Brennstoff-Schmierdichte erheblich größer, z.B. 80 W/cm bei $\dot{\chi} = 100$ W/cm·min oder 150 W/cm bei $\dot{\chi} = 1$ W/cm·min /7/.

Für eine genaue modellmäßige Beschreibung der mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr ist jedoch noch eine genauere Kenntnis der Vorgänge im Brennstoff während des Teillastbetriebes erforderlich, durch die erst die Voraussetzungen für derartige Hülldehnungsvorgänge geschaffen werden. Dies gilt vor allem für die Abbrandabhängigkeit und für den zeitlichen Verlauf der in Abschnitt 7 vorgestellten Mechanismen für die Blockierungen von Schrumpfungsrissen und -spalten in Brennstäben.

10. Schlußfolgerungen

Die Experimente der Loop-Versuchsgruppe 5 haben gezeigt, daß sich die Belastung des Hüllrohres im instationären Betrieb durch mechanische Wechselwirkung mit dem Brennstoff stark erhöhen kann. Bei einem Brennstab mit SNR-typischen Auslegungs- und Betriebsbedingungen kann es dadurch jedoch nicht zu nennenswerten Hüllaufweitungen kommen, im besonderen nicht bei niedrigem Abbrand ($\leq 2\%$).

Neben der Größe der Leistungsänderungen sind von entscheidendem Einfluß die Dauer und die Betriebsbedingungen der Teillastphasen, die als wesentliche Parameter den Grad der Ausheilung der Brennstoff-Abkühlungsrisse bestimmen. Aus der hier gefundenen Abhängigkeit der gemessenen Hülldehnung von der Teillastzyklusdauer kann man folgern, daß ein tageszeitlicher Lastfolgebetrieb nicht zu einer nennenswerten Mehrbelastung der Hülle im Vergleich zum stationären Betrieb führt. Dagegen ist jedoch eine Leistungserhöhung über ein während längerer Zeiten unverändertes Leistungsniveau kritisch. Es ist daher zu empfehlen, derartige Leistungsänderungen sehr langsam ($< 2 \text{ W/cm}\cdot\text{min}$) oder in Stufen vorzunehmen /7/, während im täglichen Lastfolgebetrieb beliebig schnelle Rampen gefahren werden können. Wegen der sehr geringen Zahl von Angaben über das transiente Schwellen können noch keine quantitativen Aussagen über eine mögliche Rolle dieses Effektes beim Leistungswechselbetrieb von Schnellbrüterbrennstäben gemacht werden.

In Zukunft sind noch weitere Leistungszyklischer-Versuche erforderlich, vor allem mit dem SNR-300-Referenz-Hüllmaterial 1.4970 und bis zu höherem Abbrand.

Literatur

- /1/ D.Brucklacher, H.Gerken, D.Freund, K.Lassmann
Bestrahlungsexperiment zur Untersuchung des integralen
Kriechens und des instationären Betriebsverhaltens von
Mischoxid-Brennstäben
(1972) unveröffentlicht
- /2/ I.Müller
Untersuchungen zur mechanischen Wechselwirkung zwischen
Oxidbrennstoff und Hülle bei Leistungswechseln in
Schnellbrüterbrennstäben
KFK 2376 (1976)
- /3/ W.Dienst
KFK 1277/1 (1977) S.112-28
- /4/ D.Clough
Creep Properties of Oxide and Carbide Fuels under Irradiation
Journal of Nuclear Materials 65 (1977), 30
- /5/ D.Brucklacher, I.Alecu
In-pile-Kriechversuche an porösem UO_2 - PuO_2 -Brennstoff
KFK 1272/3 (1972) S.112-31
- /6/ D.Brucklacher
Einfluß des Abbrands auf das bestrahlungsinduzierte
Kriechen von UO_2
KFK 1273/1 (1973) S.112-10
- /7/ I.Müller
Parameter-Modellstudien über die Belastbarkeit von
SNR-typischen Brennstäben bei Stableistungssprüngen
nach längerem stationären Betrieb
(1977) unveröffentlicht

Tabelle 1: Auslegungs- und Betriebsparameter und nach Bestrahlung gemessene Hüllaufweitung der Prüflinge der Loop-Versuchsgruppe 5

Prüfling Nr.	Pu-Anr. %	gemeinsam m.Prüfl. Nr.	Tabl. Dichte [% TD]	Bestr. Zyklen	Abbrand [%]		FR2- Vermes- sung	Bestr. Zeit [h]	Hüllaufweitung [μm]		max.Stab- leistung [W/cm]	max.Hüll- temperat. [$^{\circ}\text{C}$]
					rechn.	radioch.			Mittelwert Ausw.Zone	max.		
19	6	21	84,3	6	0,36	-	+	450	13	20	520	730
20	6	22	85,0	9	0,58	0,58	+	853	12	36	440	740
21	6	19	92,3	6	0,33	-	-	450	10	13	520	730
22	6	20	93,0	9	0,53	0,54	-	853	-3	-3	440	740
23	6	39	92,3	7	0,40	-	-	449	16	23	490	740
29	18	DUMMY	92,8	16	1,16	1,27	+	2229	9	14	510	610
30	18	DUMMY	92,7	10	0,72	-	+	1556	5	7	500	600
39	6	23	84,5	7	0,43	-	+	499	8	10	490	740
43	18	44	93,0	20	1,59	1,60	+	2810	162	180	510	650
44	18	43	93,0	20	1,59	1,32	-	2810	22	23	510	650

Tabelle 2: Bestrahlungsdaten und Hüllaufweitung des Prüflings Nr.20 aus der FR2-Loop Versuchsgruppe 5.

Temp. = Hüllaußentemperatur

ΔD = Durchmesseränderung

A = Abbrand

Zyklus	Dauer [h]	Stableist. [W/cm]	Temp. [°C]	ΔD [μm]	$\Delta D/\text{Zykl.}$ [μm]	A/Zykl. [%]	A/total [%]
1	52,0	425	650	+ 8,74	+ 8,74	0,04	0,04
2	143,7	415	650	+ 8,58	- 0,16	0,10	0,14
3	64,6	400	650	+ 9,58	+ 1,00	0,04	0,18
4	80,0	470	740	+10,12	+ 0,54	0,06	0,24
5	19,3	470	740	+11,34	+ 1,22	0,02	0,26
6	200,5	450	740	+11,02	- 0,32	0,15	0,41
7	20,3	400	600	+ 7,70	- 3,22	0,01	0,42
8	200,5	410	740	+12,38	+ 4,68	0,14	0,56
9	20,4	375	600	+ 9,58	- 2,80	0,01	0,57

Tabelle 3 : Bestrahlungsdaten und Hüllaufweitung des Prüflings Nr.29

Zyklus	Dauer [h]	Stableist. [W/cm]	Temp. [°C]	ΔD [μm]	$\Delta D/\text{Zykl.}$ [μm]	A/Zykl. [%]	A/total [%]
1	1,2	500	550	+ 0,32	+ 0,32	0,0	0,0
2	112,4	500	600	- 0,58	- 0,90	0,09	0,09
3	18,9	500	600	+ 0,46	+ 1,04	0,01	0,10
4	59,2	500	610	+ 0,04	- 0,42	0,04	0,14
5	242,2	350-500	600	+ 9,46	+ 9,42	0,13	0,27
6	103,5	350-500	600	+ 7,76	- 1,70	0,06	0,33
7	243,7	350-500	600	+11,08	+ 3,32	0,13	0,46
8	242,7	350-500	600	+ 9,52	- 1,56	0,13	0,59
9	503,1	350-500	600	+12,82	+ 3,30	0,27	0,86
10	33,9	250	550	+10,20	- 2,62	0,01	0,87
11	148,8	250-350	550	+ 9,46	- 0,74	0,06	0,93
12	280,5	250	550	+ 9,52	+ 0,06	0,11	1,04
13	68,1	250-350	550	+10,38	+ 0,86	0,03	1,07
14	26,3	500	600	+11,06	+ 0,68	0,02	1,09
15/16	144,2	250-500	600	10,56	- 0,50	0,06	1,15

Tabelle 4: Bestrahlungsdaten und Hüllaufweitung des Prüflings Nr.30

Zyklus	Dauer [h]	Stableist. [W/cm]	Temp. [°C]	ΔD [μm]	$\Delta D/\text{Zykl.}$ [μm]	A/Zykl. [%]	A/total [%]
1	15,75	300	500	- 8,25	- 8,25	0,01	0,01
2	501,9	300	500	-14,66	- 6,4	0,23	0,24
3	406,2	200-300	500	-13,66	+ 1	0,13	0,37
4	9,4	415	500	-13,76	0	0,01	0,38
5	10,7	500	500	-13,2	+ 0,5	0,01	0,39
6	204,7	500	500	-14,54	- 1,3	0,16	0,55
7	153,7	250	500	-17,04	- 2,5	0,06	0,61
8	8,2	250	500	-	-	0,00	0,61
9	109,6	250-500	500	-17,62	- 0,5	0,04	0,65
10	143,6	250-500	600	-14,80	+ 3,2	0,06	0,71

Tabelle 5: Bestrahlungsdaten und Hüllaufweitung des Prüflings Nr.43

Zyklus	Dauer [h]	Stableist. [W/cm]	Temp. [°C]	ΔD [μm]	$\Delta D/\text{Zykl.}$ [μm]	A/Zykl. [%]	A/total [%]
1	480	500-350	460-650	+ 9,51	+ 9,51	0,19	0,19
2	5	500	450	+ 28,3	+18,79	0,01	0,20
3	679	350-500	650-450	+ 45,3	+17,0	0,25	0,45
4	58,4	350	650	+ 40,1	- 5,2	0,02	0,47
5	161,2	350-500	650-450	+ 63,9	+23,8	0,06	0,53
6	446,9	350-500	650-450	+ 73,4	+ 9,5	0,17	0,70
7	5,2	500	450	+ 77,1	+ 3,7	0,01	0,71
8	28,2	350-500	650-450	+ 94,4	+17,3	0,01	0,72
9	15,6	350-500	650-450	+111	+16,6	0,01	0,73
10	11,3	350-500	650-450	+112	+ 1,0	0,01	0,74
11	17,8	350-500	650-450	+120	+ 8,0	0,01	0,75
12	5,2	500	450	+121	+ 1,0	0,01	0,76
13	5,4	500	600	+116	- 5,0	0,01	0,77
14	29,5	350-500	650-450	+118	+ 2,0	0,01	0,78
15	124,3	350-500	650-450	+132,6	+17,6	0,06	0,84
16	245,4	350-500	650-450	+150,7	+18,1	0,12	0,96
17	5,2	500	600	+152,7	+ 2,0	0,01	0,97
18	194,3	500	600	+158,8	+ 3,1	0,15	1,12
19	5,2	500	600	+157,9	- 0,9	0,01	1,13
20	63,9	350	600	+161	+ 3,1	0,03	1,16

Tabelle 6: Gefügeradien und rekonstruierte Betriebsbedingungen

Pr.	r_z (cm)	r_{1300}^o (cm)	r_{1700}^o (cm)	Poros. (%)	$\chi_{Teill.}$	$\chi_{Voll.}$	$T_{h.Teill.}$	$T_{h.Voll.}$
29	0,29	2,36	1,50	7,6	350	480	580	580
43	0,50	2,42	1,94	10,8	385	535	650	450
44	0	2,0	0	8,5	315	460	480	360

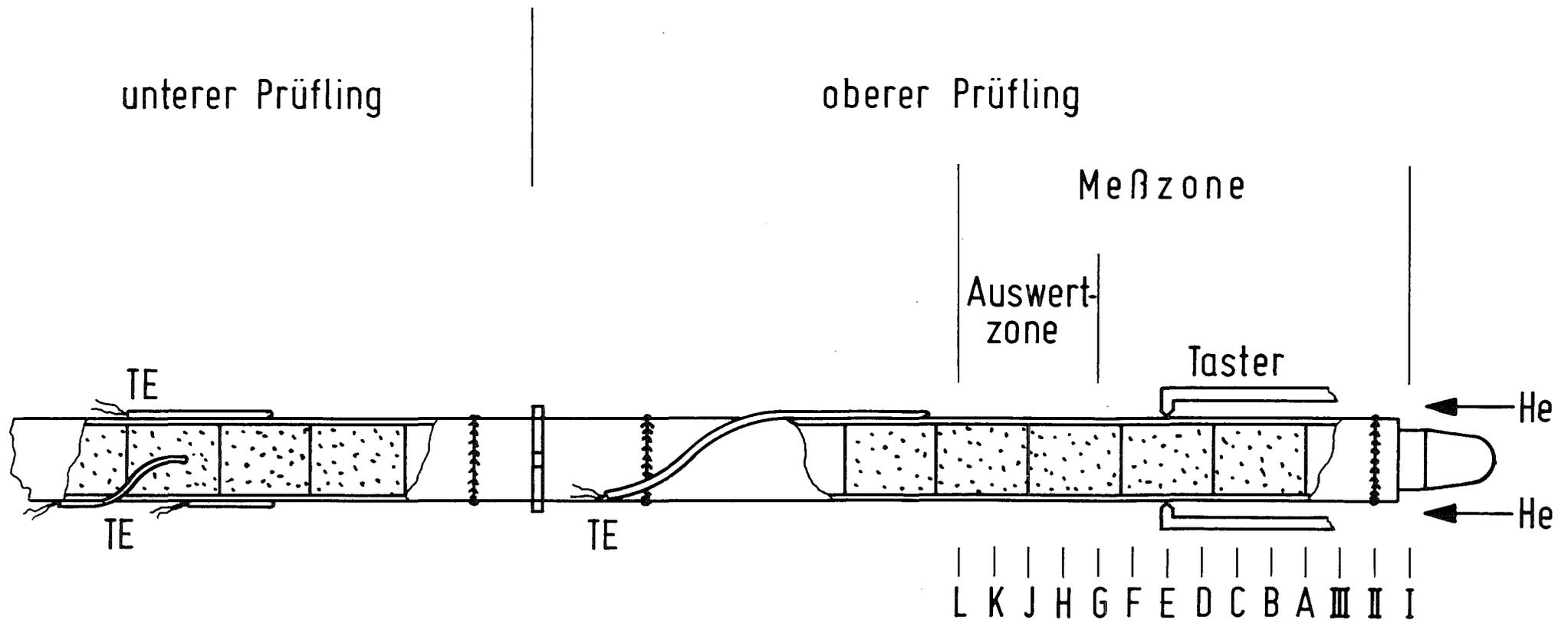


Abb.1 Schematische Darstellung eines Prüflingseinsatzes der FR2-Loop VG 5

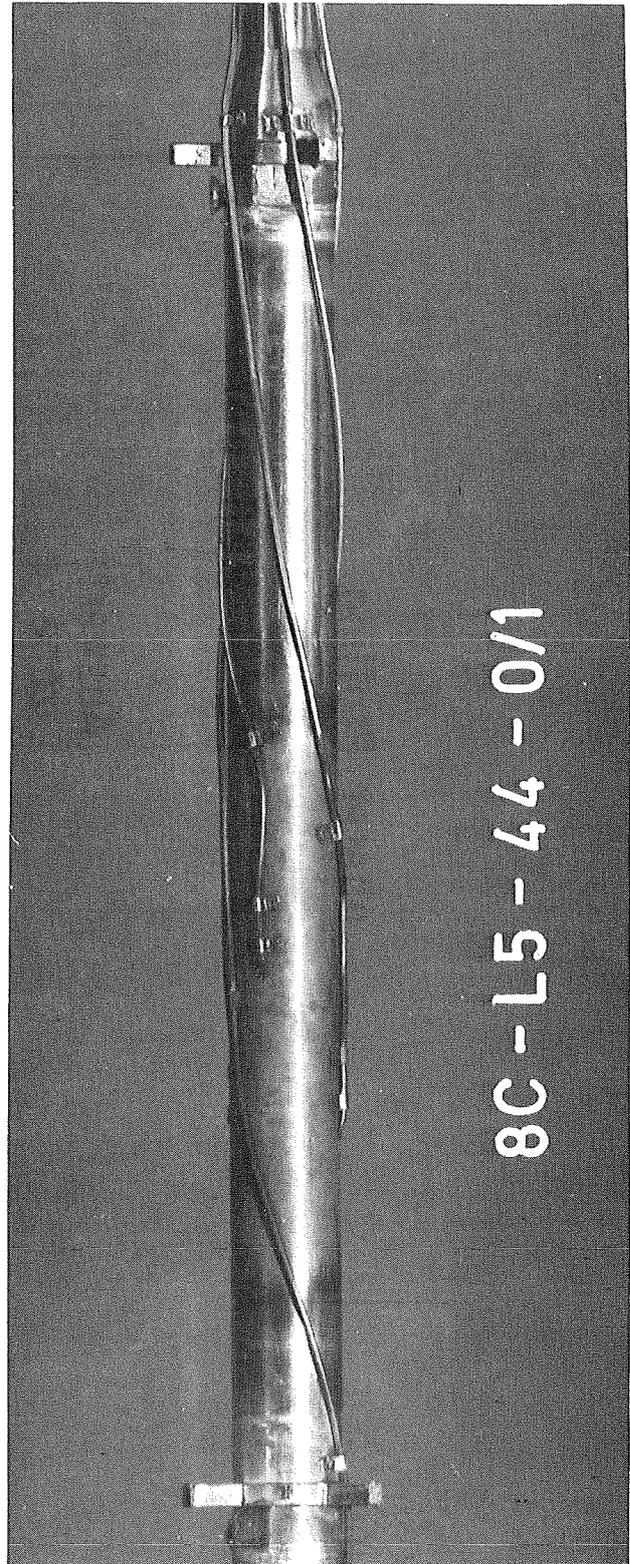
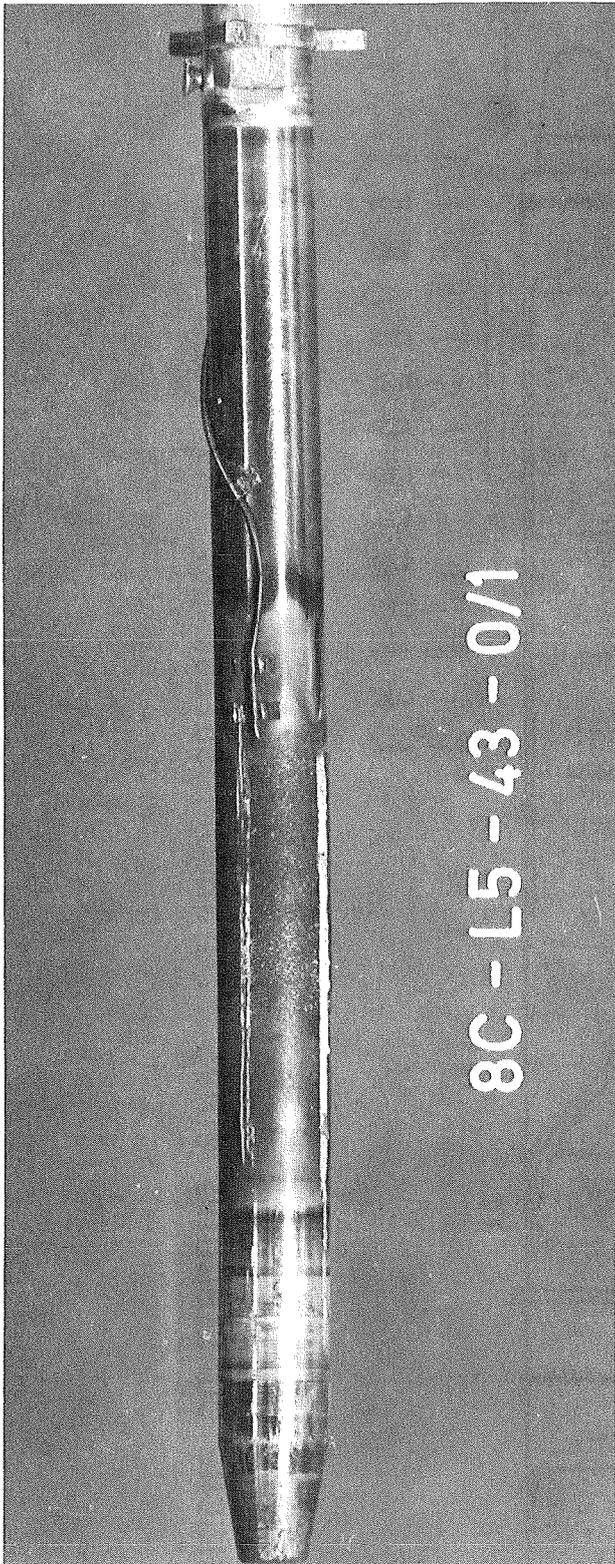


Abb.2: FR2-Loop-VG 5. Prüfling 43 und 44 nach der Bestrahlung

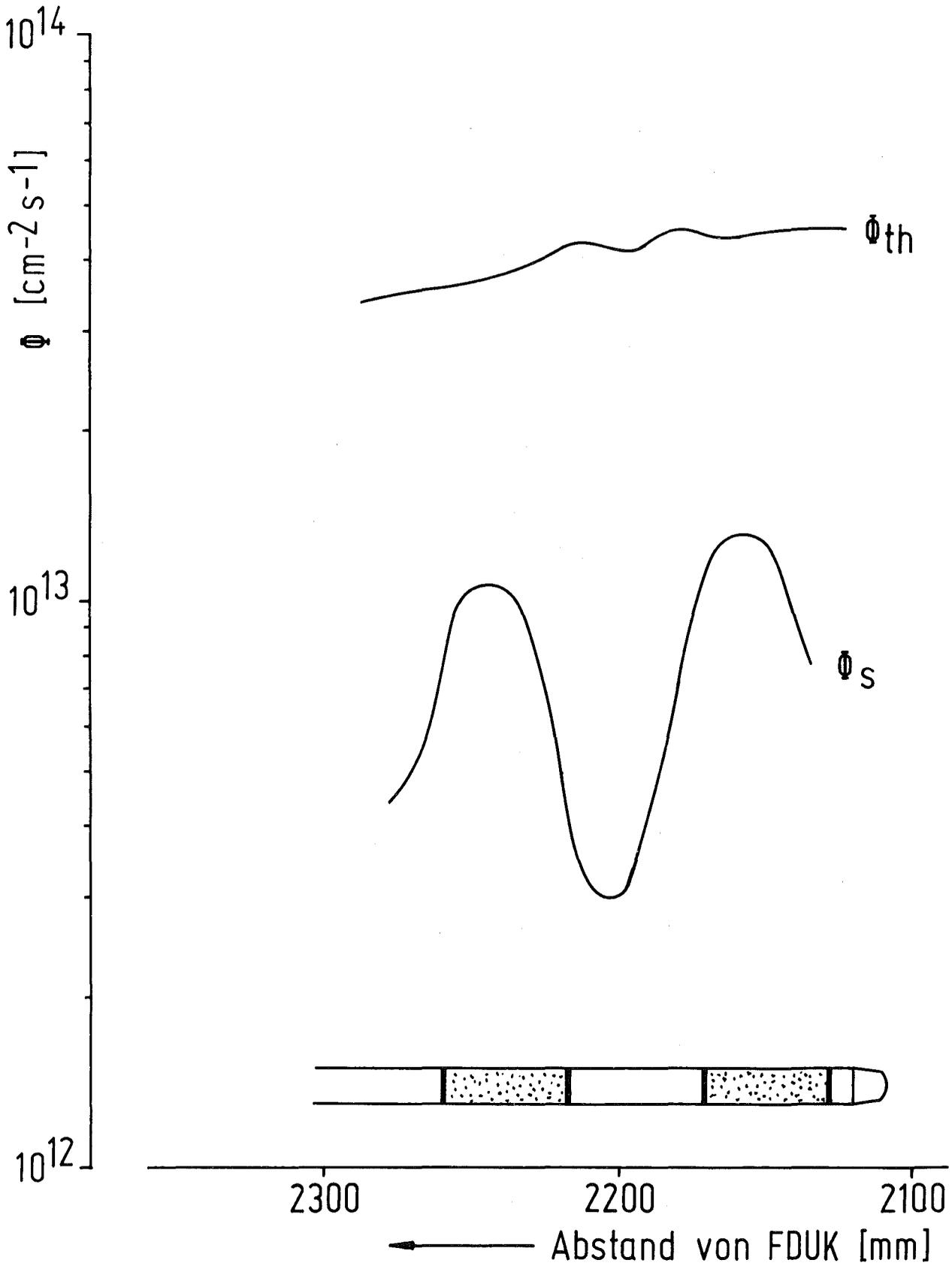


Abb.3 Gemessener thermischer und schneller Neutronenfluß im Helium-Zentralloop bei eingefahrenem Einsatz ($\chi = 500$ W/cm). FDUK = Festdeckelunterkante

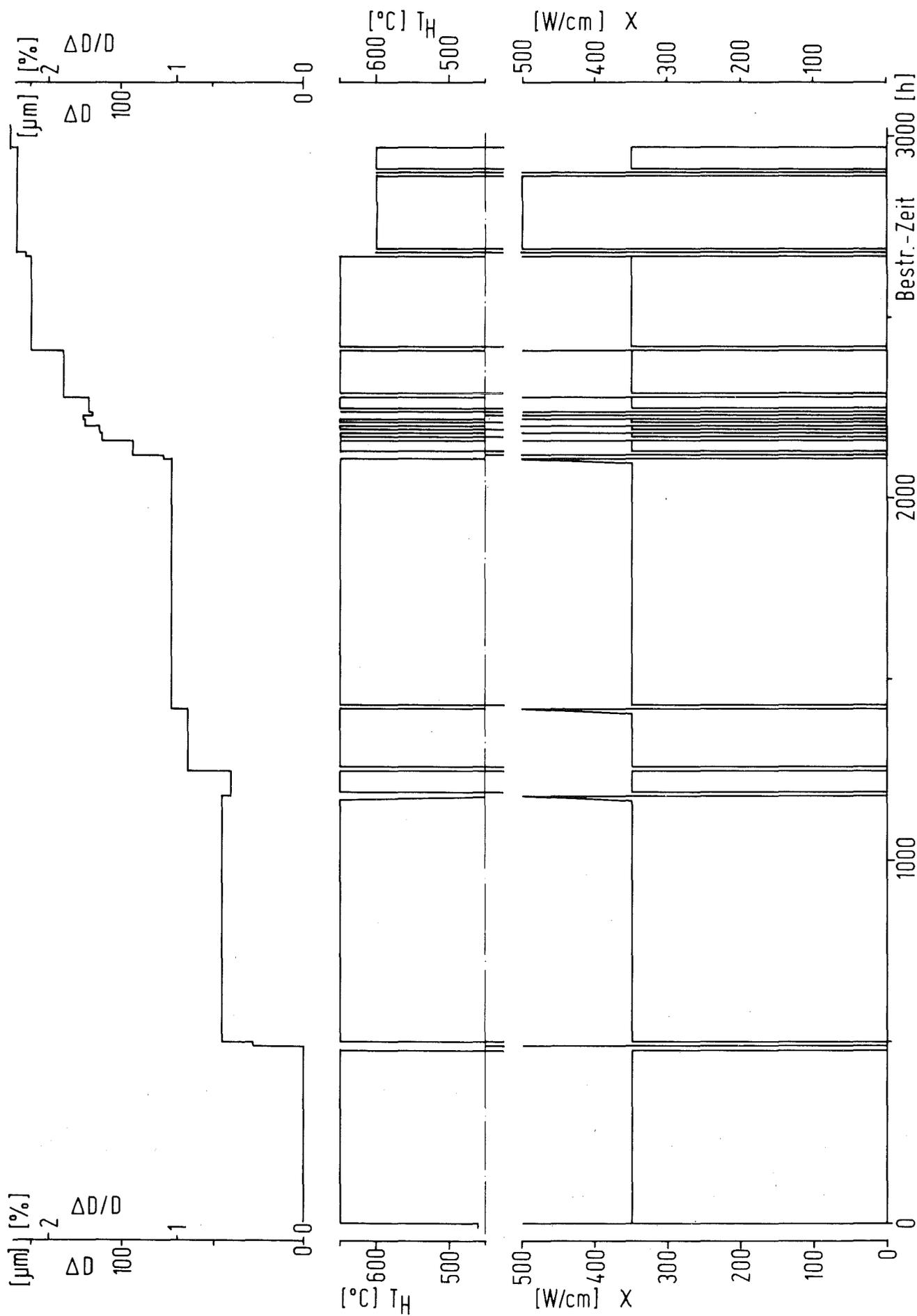


Abb.4 Stabileistungs - Hüllauflentemperatur- und Hüllaufweitungsverlauf (Loop VG 5, Prüfling 43)

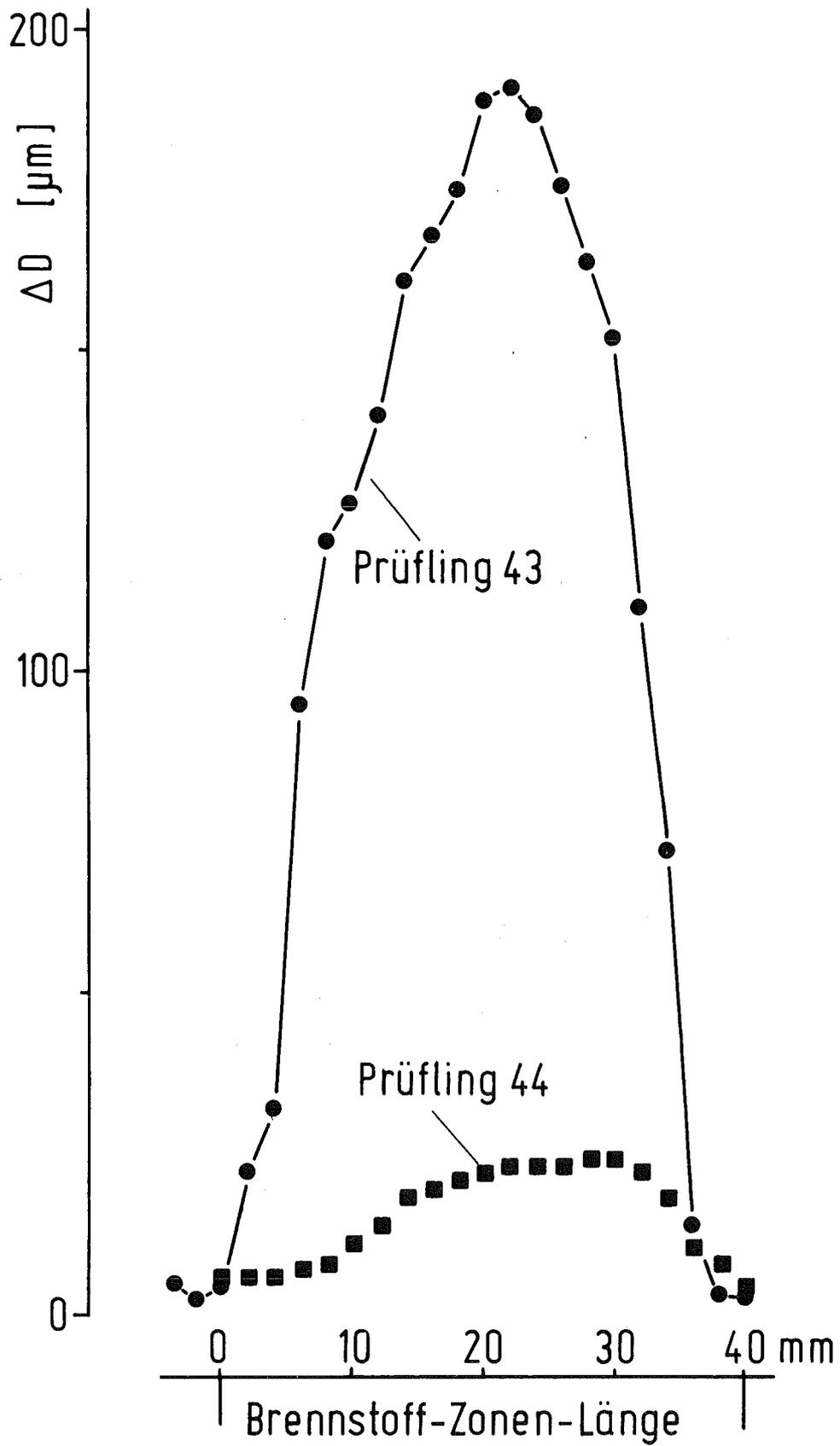


Abb.5 FR2-Loop-VG 5. Hüllaufweitungsprofile der Prüflinge eines Einsatzes. Vermessung nach Bestrahlung

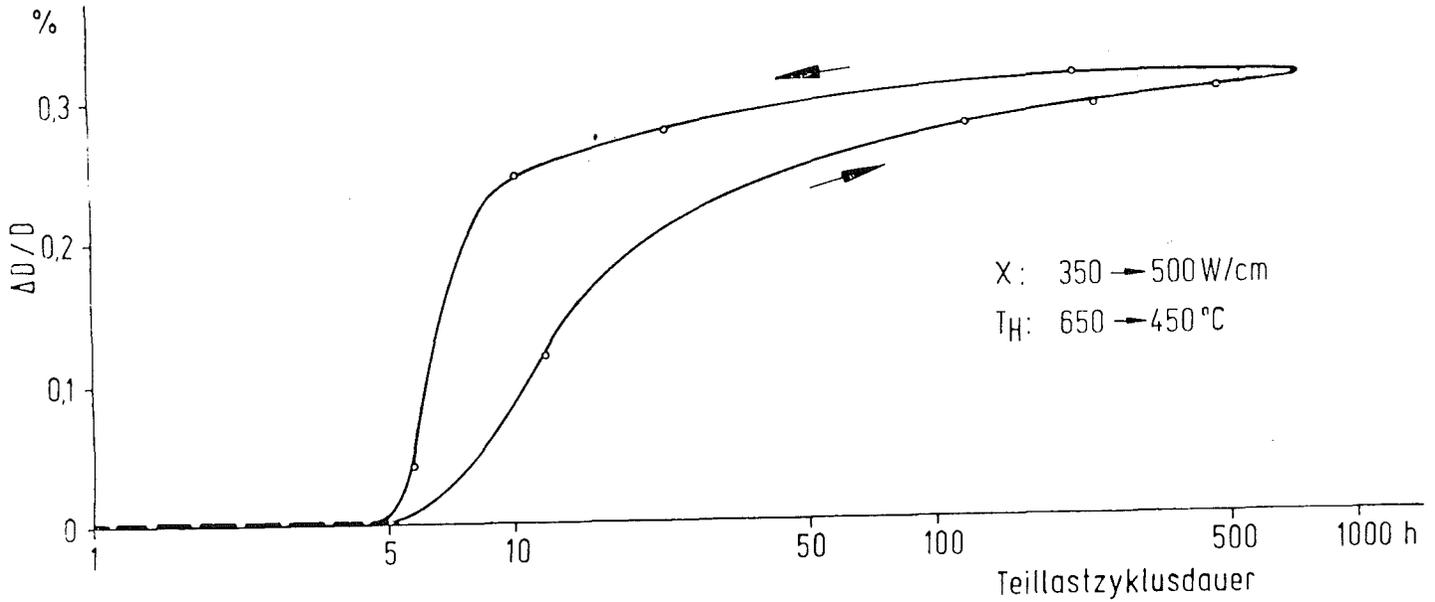


Abb.6: FR2-Loop-VG 5 Prüfling 43. Gemessene Hülldehnung in Abhängigkeit von der Teillastzyklusdauer nach einer Leistungserhöhung von 350 W/cm auf 500 W/cm und gegenläufiger Hülltemperaturänderung von 650°C auf 450°C nominal

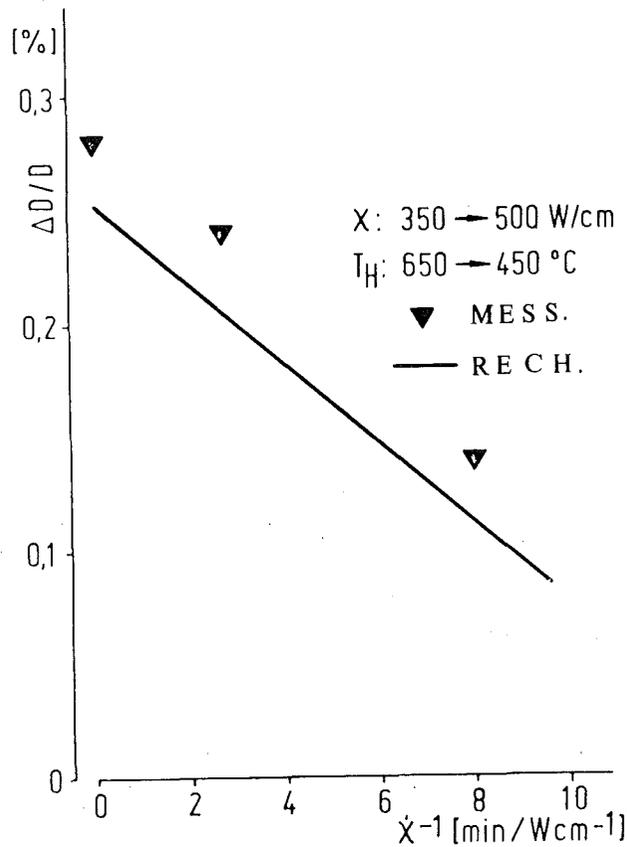
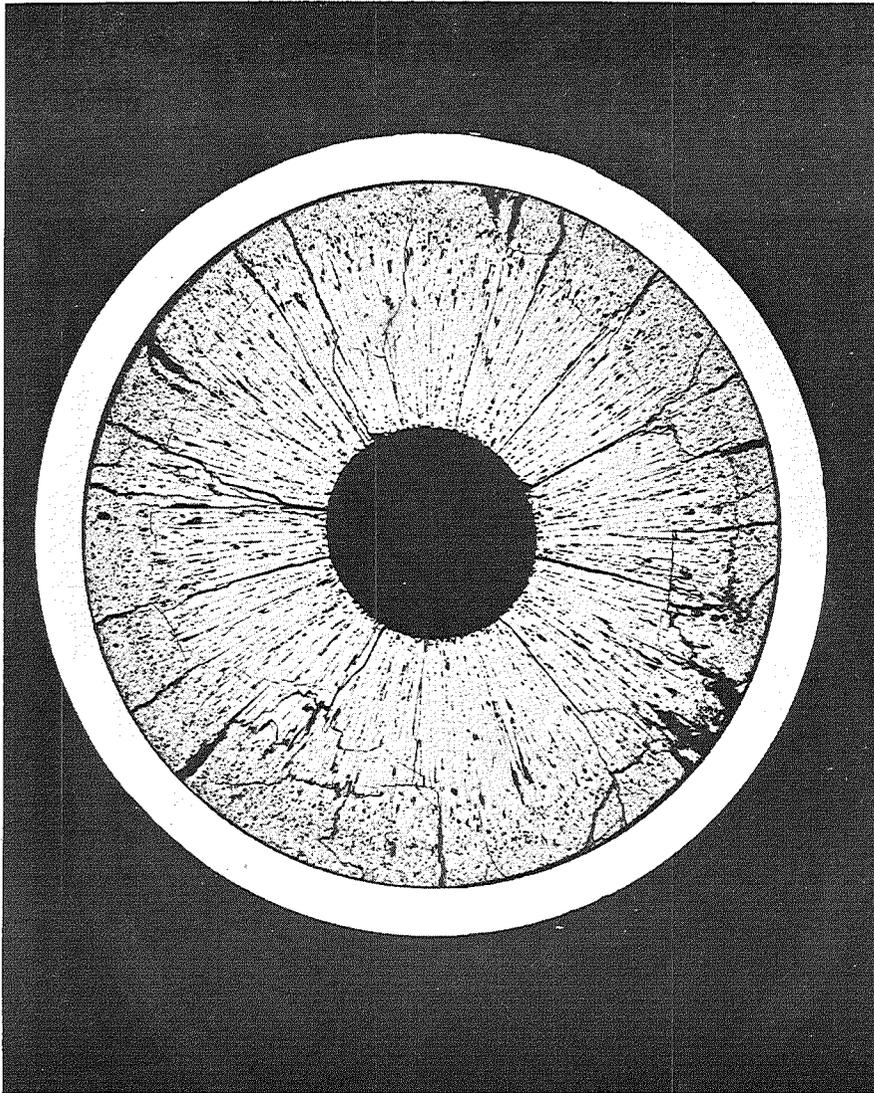
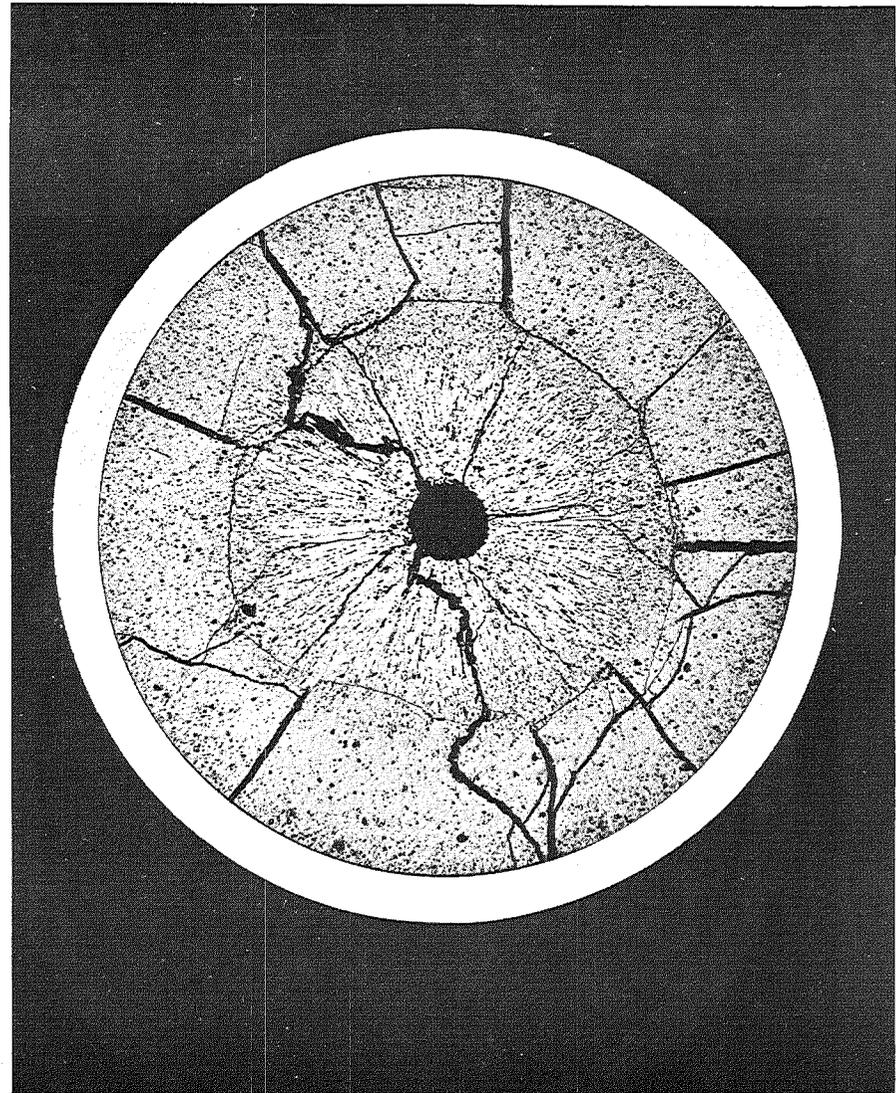


Abb.7: FR2-Loop VG 5 Prüfling 43. Gemessene Hülldehnung in Abhängigkeit von der Leistungserhöhungsgeschwindigkeit nach einer Leistungserhöhung von 350 W/cm auf 500 W/cm und gegenläufiger Hülltemperaturänderung von 650°C auf 450°C nominal



HZ-8c-L5-20-1/3 15x 1 mm

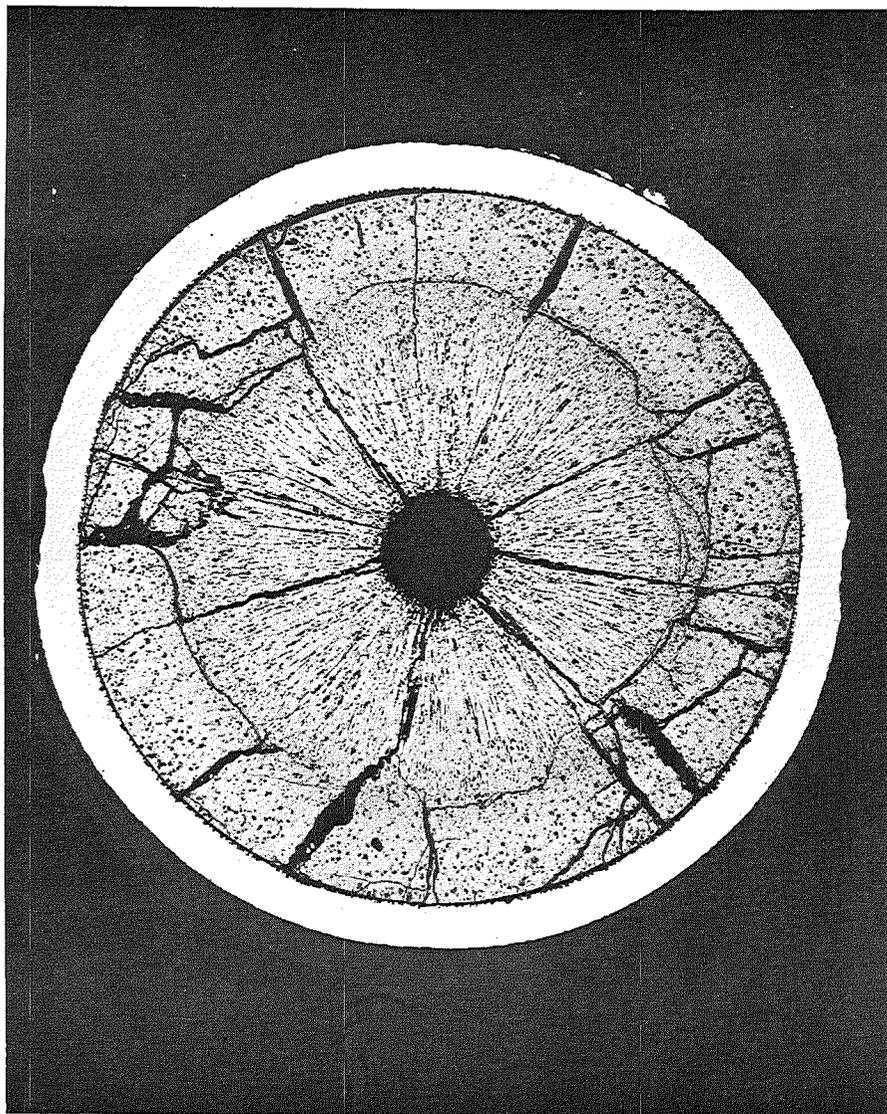
Abb.8



HZ-8c-L5-22-1/3 15x 1 mm

Abb.9

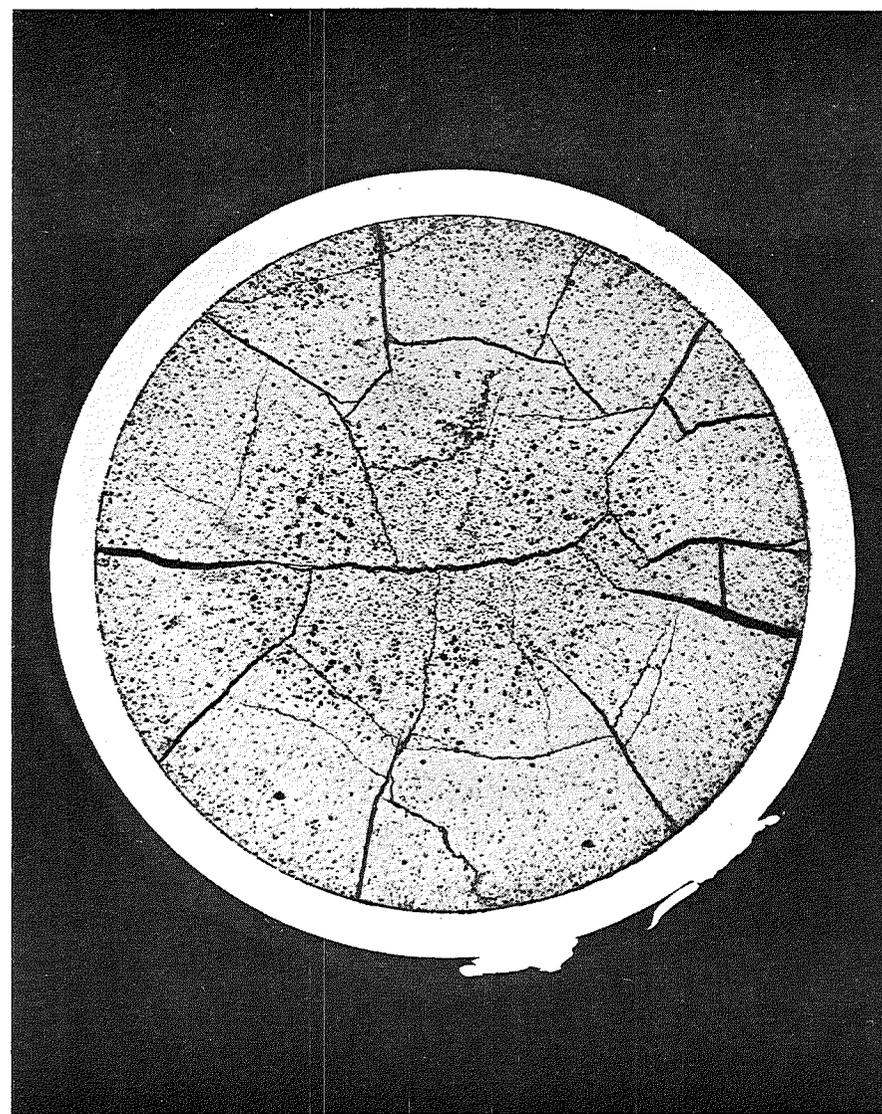
FR2-Loop-VG 5. Querschliffe der Prüflinge 20 (Abb.8, $\rho_{\text{Brennst.}} = 85\% \text{ TD}$) und 22 (Abb.9, $\rho_{\text{Brennst.}} = 95\% \text{ TD}$)



HZ-8c-L5-43-1/3 15x

1 mm

Abb. 10



HZ-8c-L5-44-1/3 15x

1 mm

Abb. 11

FR2-Loop-VG 5. Querschliffe der Prüflinge 43 (Abb.10) und 44 (Abb.11)

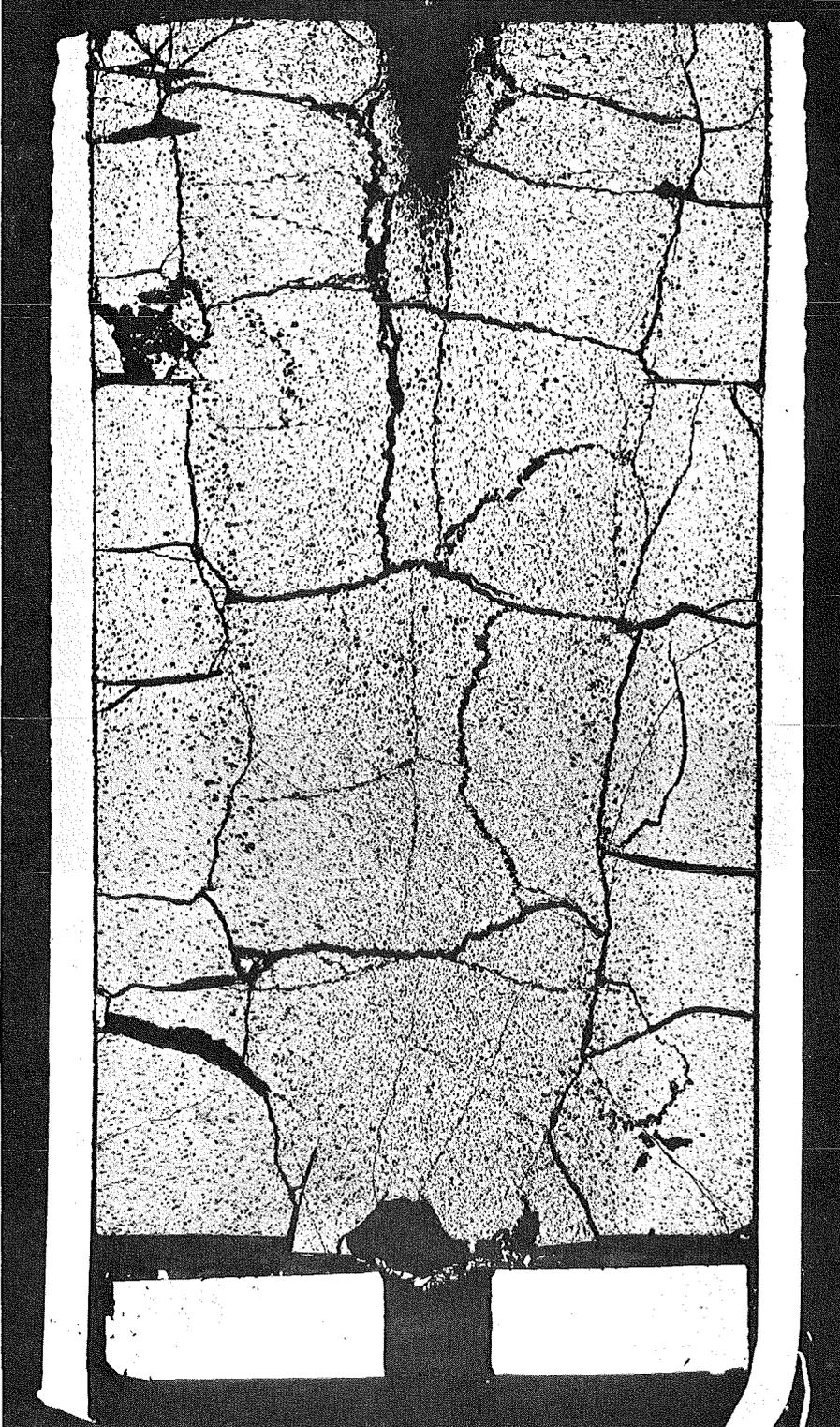
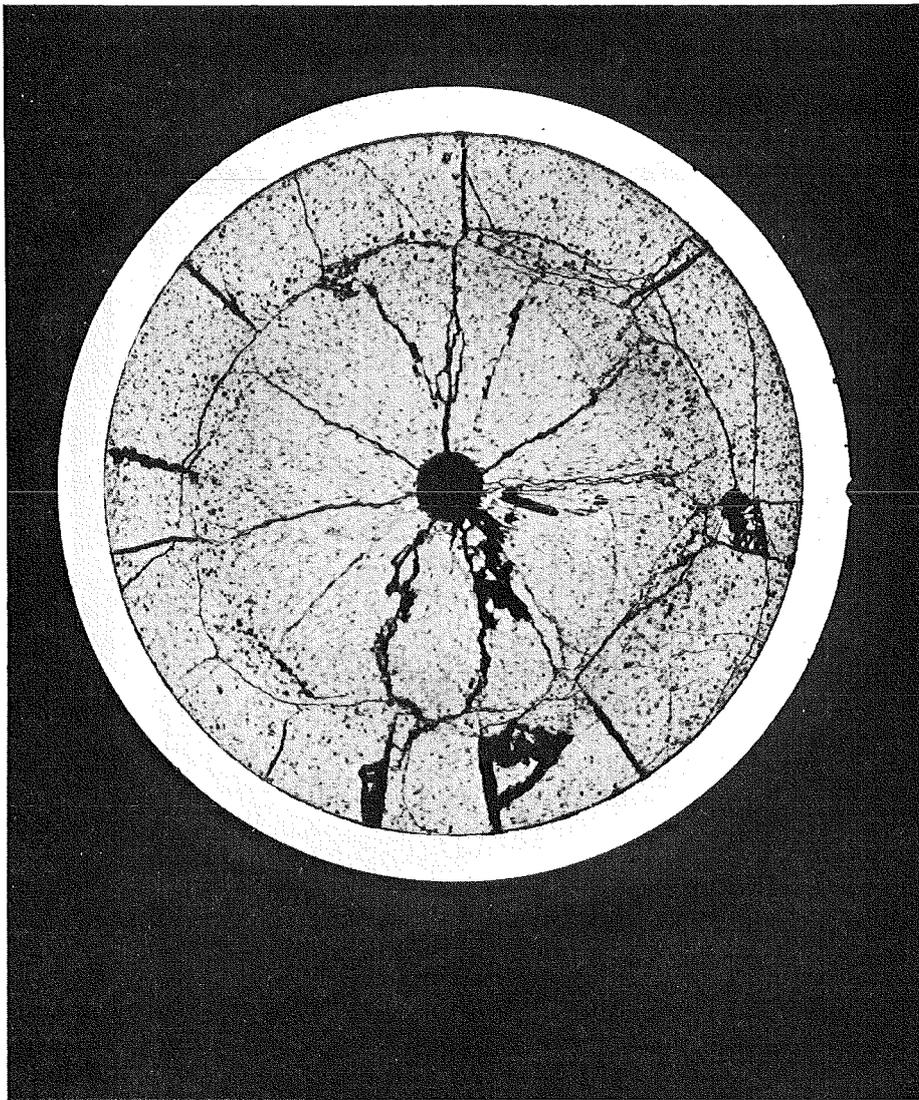


Abb. 12: Längsschliff von der Endzone des Prüflings 43



HZ-8c-L5-29-1/3 15x

1 mm

Abb.13: FR2-Loop VG 5. Querschliff des Prüflings 29

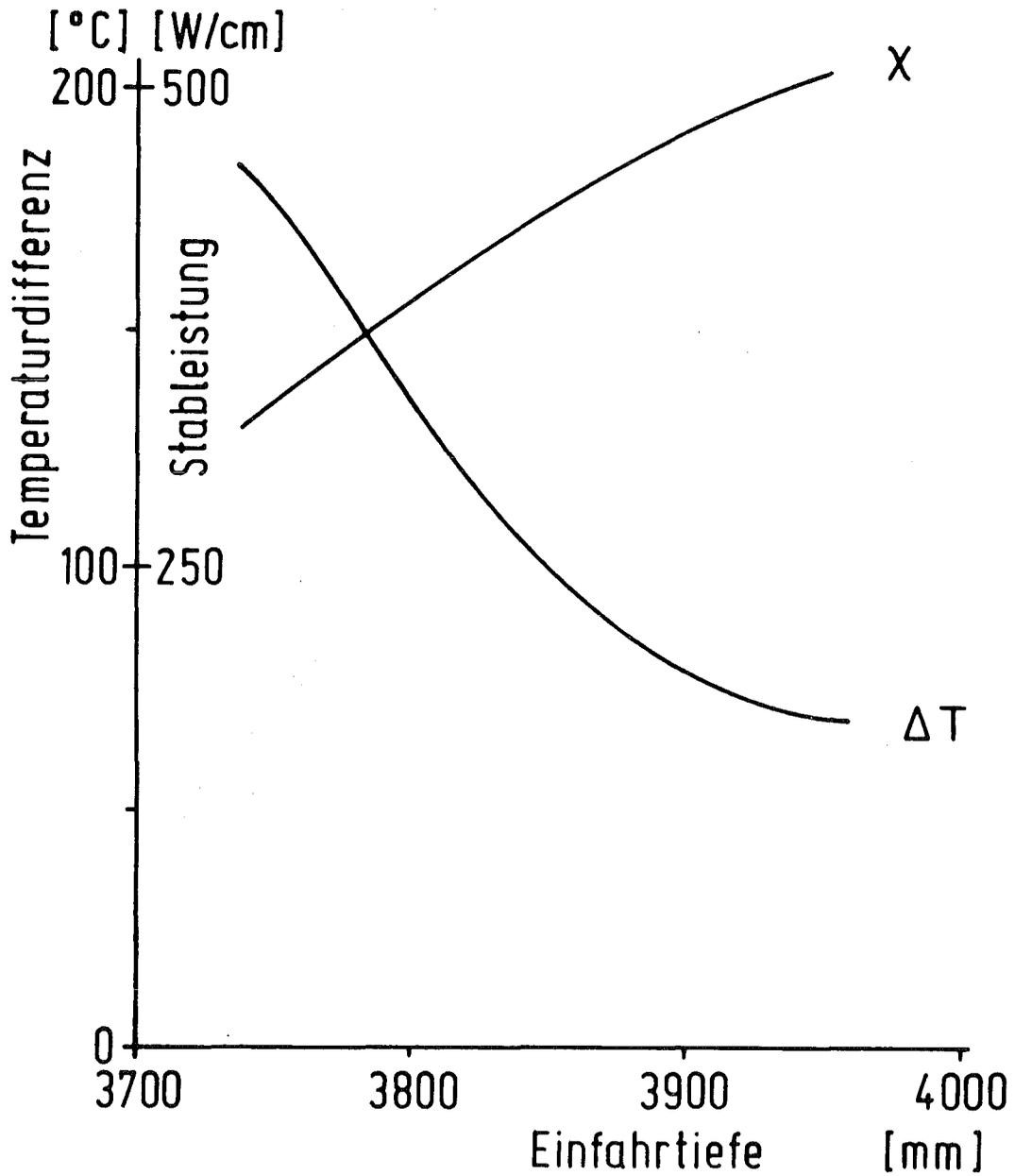


Abb. 14:

FR 2-Loop-Vers. Gruppe 5, Prüflinge 43 und 44. Mittlere Stableistung und Differenz der mittleren Hülloberflächentemperaturen der Prüflinge in Abhängigkeit von der Einfahrtiefe

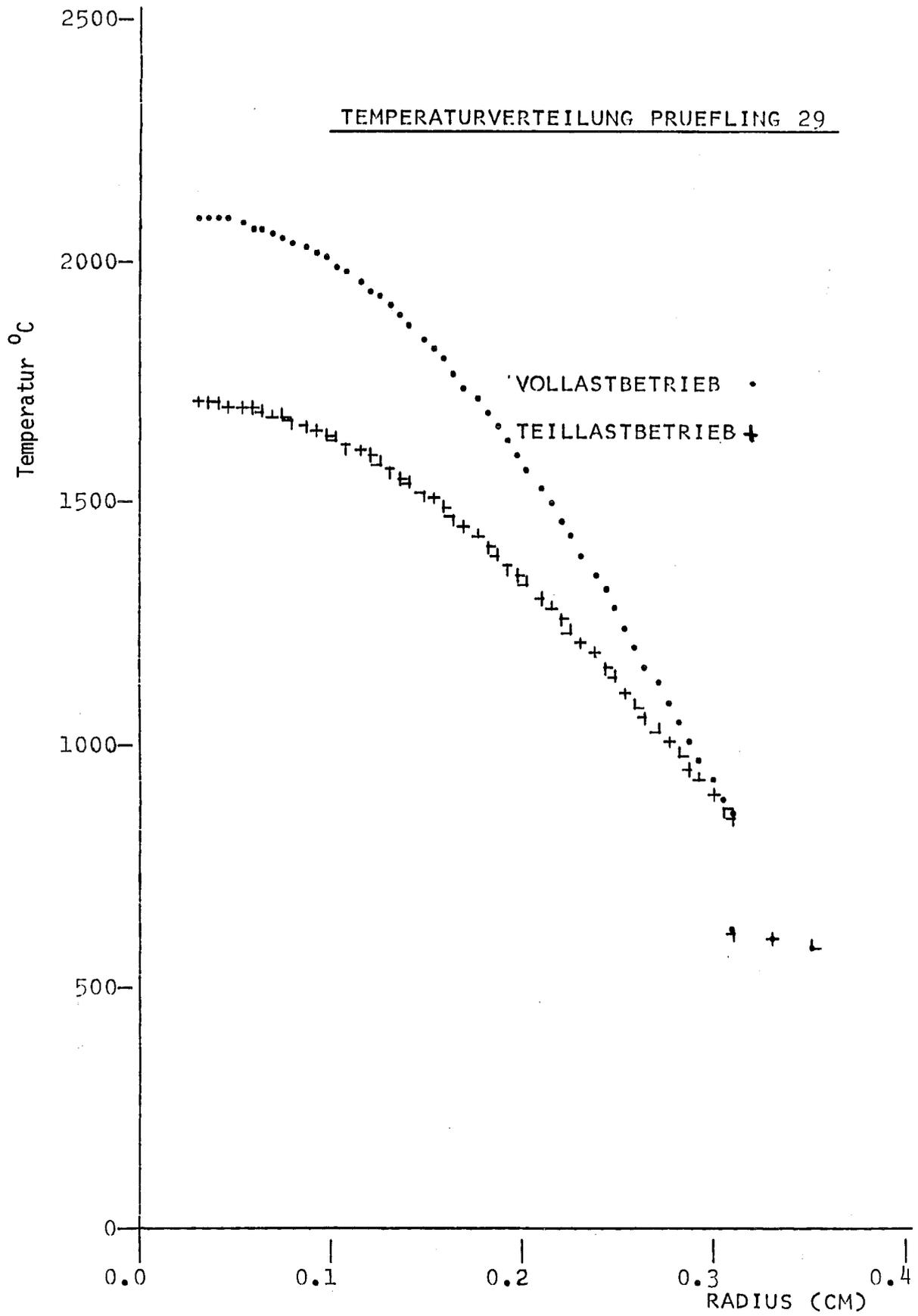


Abb. 15

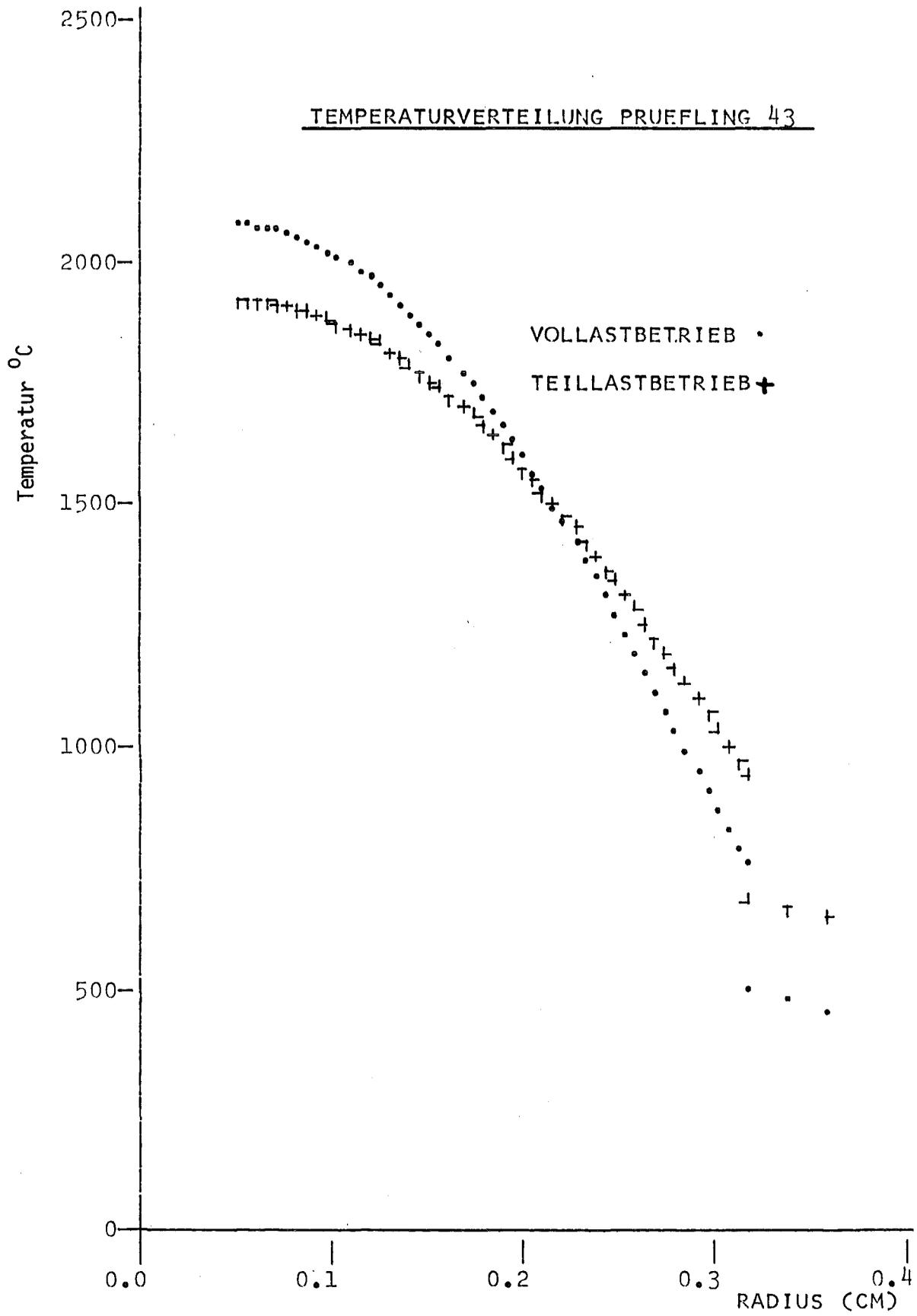


Abb. 16

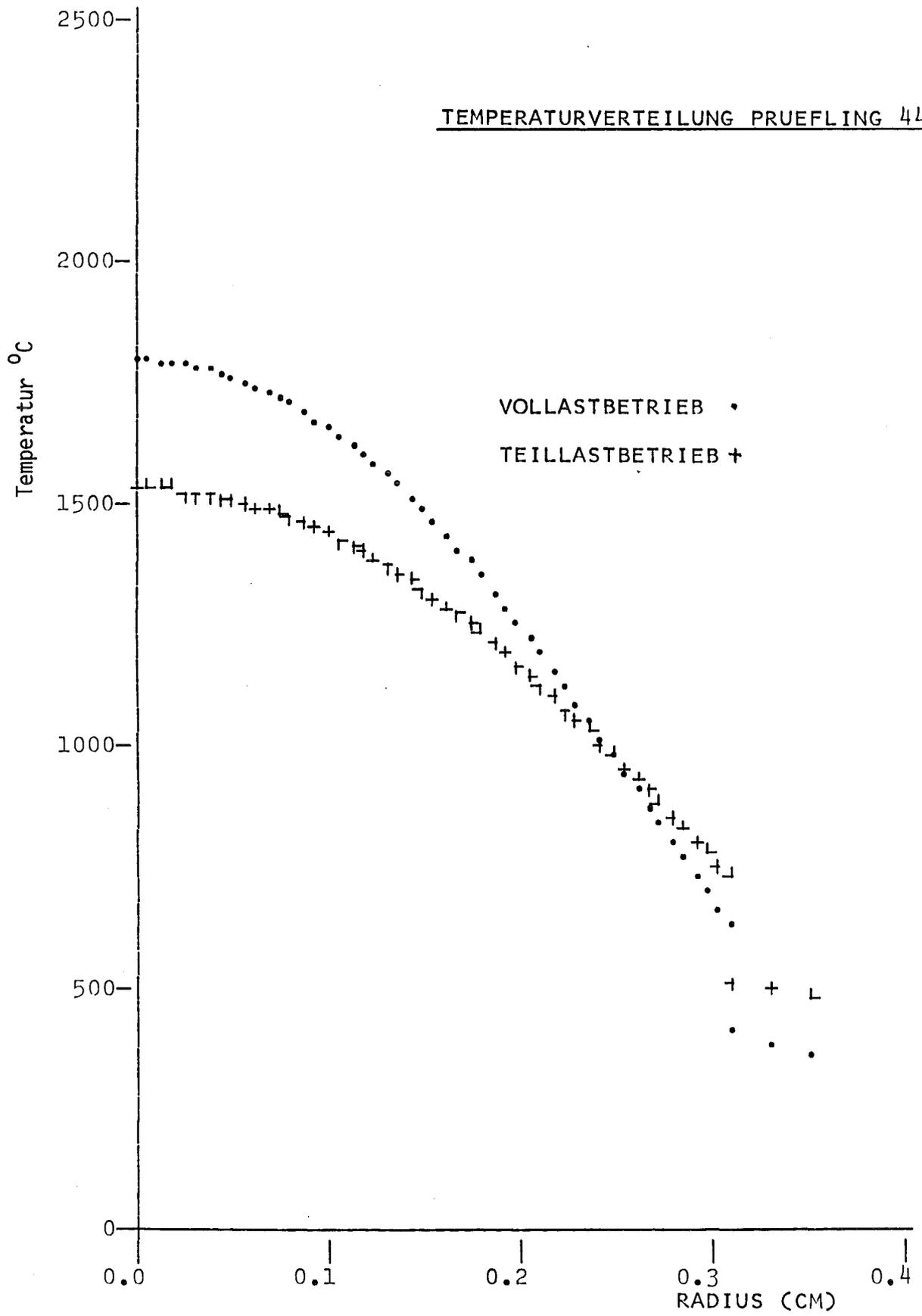


Abb. 17

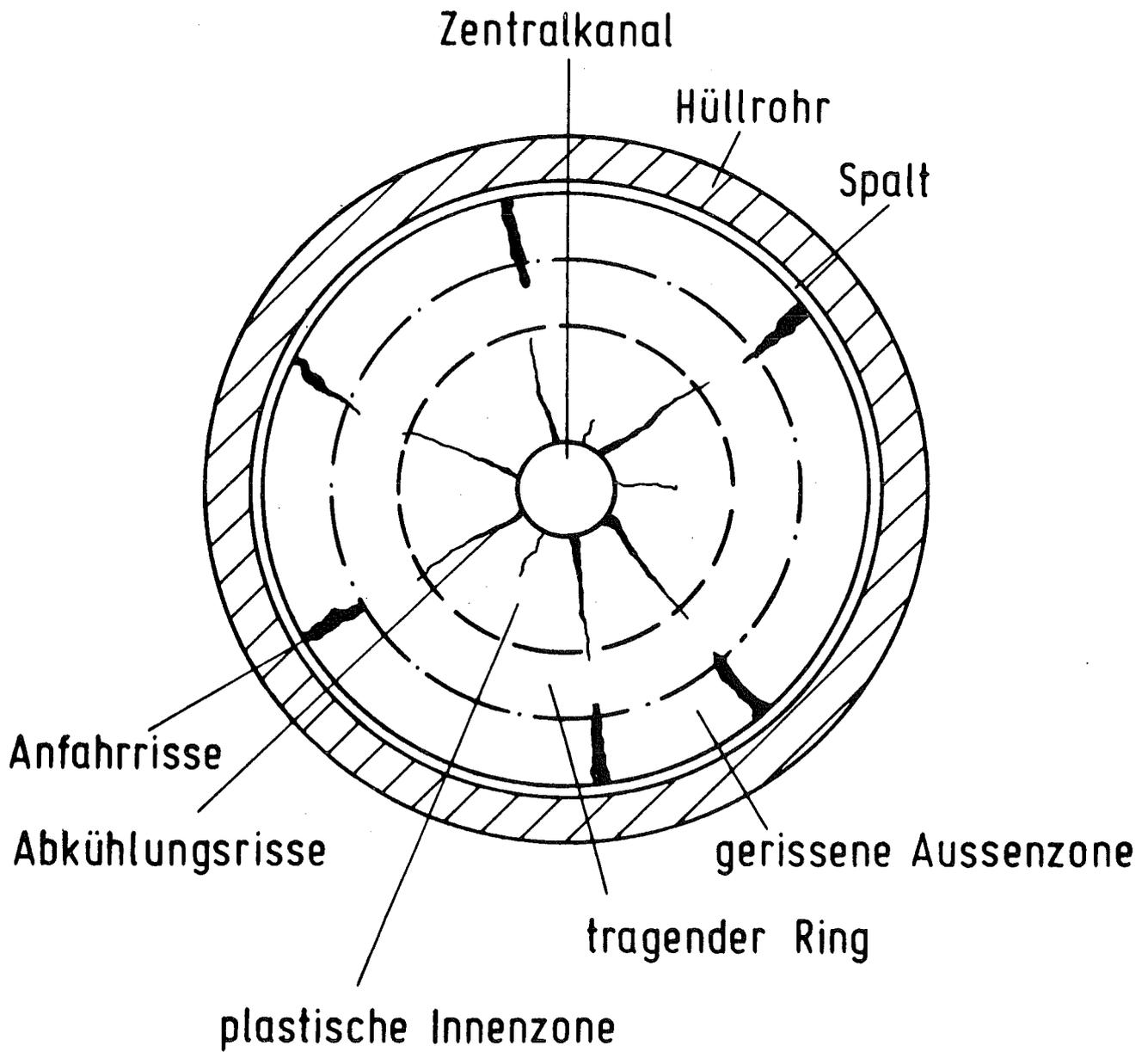


Abb. 18

Schematische Darstellung der Radialzone mit unterschiedlichem mechanischen Verhalten in einem Schnellbrüter-Oxidbrennstab

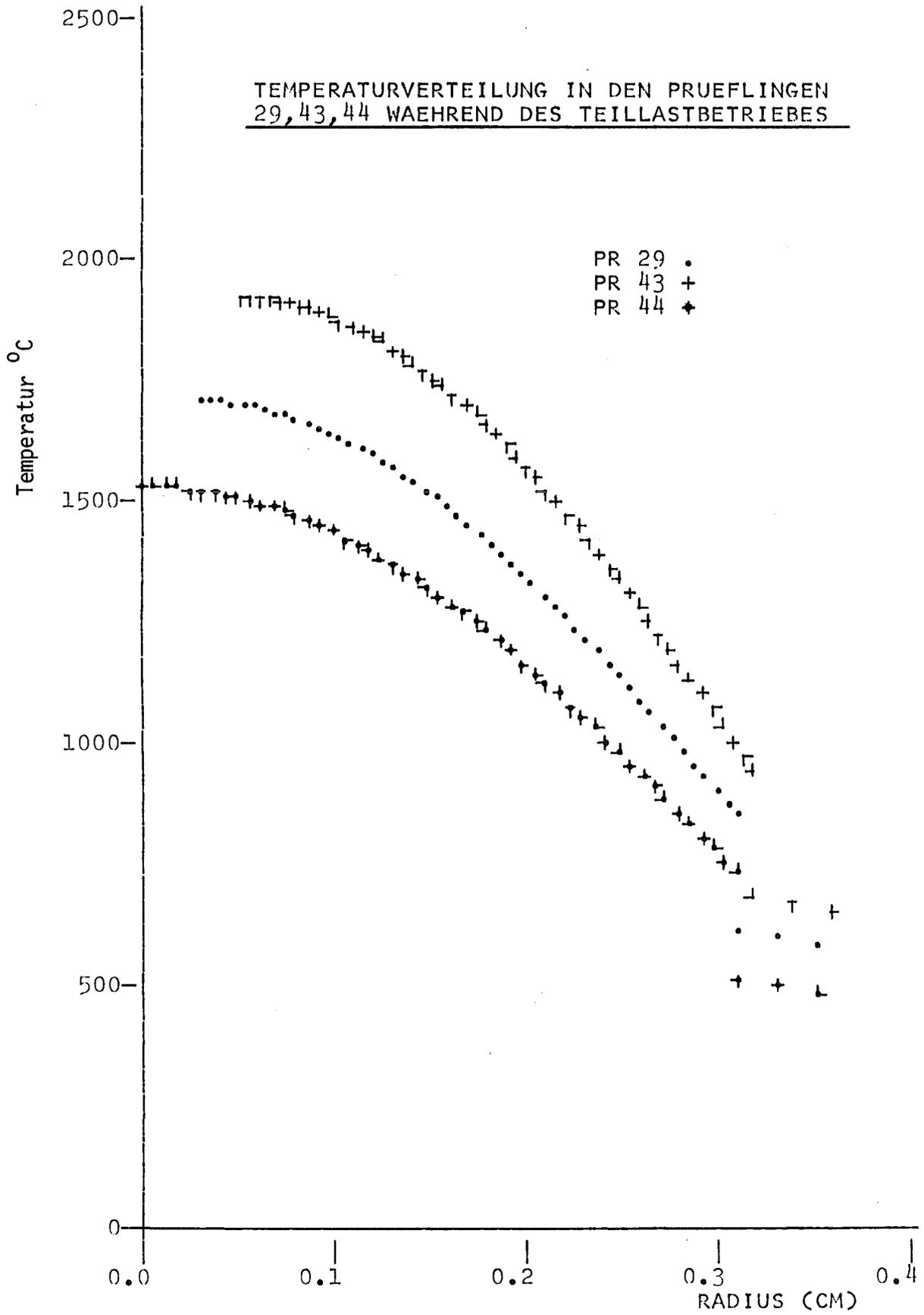


Abb. 19