

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

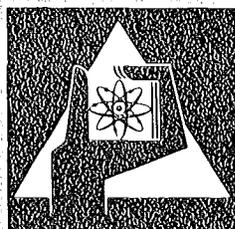
Dezember 1975

KFK 2152

Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik  
Projekt Schneller Brüter

**Untersuchungen zum Verhalten direkt elektrisch  
beheizter  $UO_2$ -Brennstäbe unter simulierten  
Reaktorleistungstransienten**

A. Alexas, W. Lindner



**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 2152

Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik  
Projekt Schneller Brüter

UNTERSUCHUNGEN ZUM VERHALTEN DIREKT ELEKTRISCH  
BEHEIZTER  $UO_2$ -BRENNSTÄBE UNTER SIMULIERTEN  
REAKTORLEISTUNGSTRANSIENTEN

von

A. Alexas

W. Lindner

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe



## Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
Zusammenfassung	I
Acknowledgements	IV
1. Einleitung	1
2. Stoffdaten von $UO_2$	4
3. Die stationäre radiale Temperaturverteilung	6
3.1 Die Temperaturverteilung im Brennstoff	6
3.2 Die Temperaturverteilung im Spalt Brennstoff - Hülle	10
3.3 Vergleich der Temperaturprofile eines elektrisch ge- heizten und eines nuklear betriebenen (SNR-300) $UO_2$ -Stabes	15
4. Der Betrieb des elektrisch beheizten $UO_2$ -Brennstabes	18
4.1 Der Referenzstab	18
4.2 Der Versuchsstand	20
4.2.1 Das Versuchsgefäß	20
4.2.2 Die elektrische Heizanlage	22
4.2.3 Der Kühlkreislauf	22
4.3 Meßtechnische Einrichtung am EPBF-Versuchsstand	24
4.3.1 Registrieren und Messen der elektrischen Daten	25
4.3.2 Axialer Druck auf die Pelletsäule	25
4.3.3 Visuelle Beobachtung und Registrierung des Versuchsablaufes	26
4.3.4 Messung von Gasdurchfluß und Gastemperatur	27

4.3.5	Messung der Oberflächentemperatur des Cannings und des Brennstoffs	27
4.3.5.1	Eichung der Meßanordnung für Temperatur- messungen am Canning	28
4.3.5.2	Eichung der Meßanordnung für UO <sub>2</sub> -Ober- flächentemperaturmessung	29
5.	Durchführung der Experimente	31
5.1	Vorheizen des UO <sub>2</sub> -Stabes	31
5.1.1	Indirektes Vorheizen	31
5.1.1.1	Vorheizen durch direkte Stromzufuhr durch das Canning	31
5.1.1.2	Vorheizen durch Verwendung eines StrahlungsOfens	32
5.1.2	Direktes Vorheizen	33
6.	Experimentelle Ergebnisse	36
6.1	Stationäre und quasidynamische Versuche ohne Helium-Zwangskühlung	36
6.2	Stationäre Versuche im He-Loop	49
7.	Zusammenfassung, Schlußfolgerungen und zukünftiges Vorgehen	54
Anhang 1	Stoffdaten von UO <sub>2</sub> (eigenes Inhaltsverzeichnis)	59
Anhang 2	Die elektrische Heizanlage (eigenes Inhaltverzeichnis)	84
Anhang 3	Das Rechenprogramm MASTER-1	96
8.	Nomenklatur	113
9.	Literaturangaben	115

## Zusammenfassung

Die Analyse von Notfällen mit geringer Eintrittswahrscheinlichkeit für einen schnellen Brutreaktor schließt unter anderem Untersuchungen zum Verhalten einzelner Brennstäbe sowie Brennstabbündel unter postulierten Störfallbedingungen ein.

Eine der Möglichkeiten zur Informationsbeschaffung dieser Art sind Out-of-Pile Experimente mit direkt elektrisch beheizten  $\text{UO}_2$ -Stäben unter simulierten Reaktorbedingungen. Die theoretischen Voraussetzungen für solche Experimente, deren praktische Durchführung und erste Resultate bilden den Inhalt dieser Arbeit.

Ausgehend von der theoretisch möglichen Beheizung eines  $\text{UO}_2$ -Stabes durch direkte elektrische Stromzufuhr wird beschrieben, unter welchen Randbedingungen und mit welchen technischen Hilfsmitteln die direkt elektrische Beheizung erfolgen muß, damit man

- allgemein einen stationären, stets reproduzierbaren Betrieb erreichen kann,
- sowie insbesondere einen stationären Betrieb erreichen kann, bei dem der thermische Zustand des elektrisch betriebenen  $\text{UO}_2$ -Stabes dem eines bestimmten, frischen SNR-300-Brennstabes unter Last entspricht.

Die bisher vorgelegten theoretischen Arbeiten werden durch neue Beziehungen der temperaturabhängigen Stoffdaten von  $\text{UO}_2$  und durch die Einbeziehung eines neuen Formalismus zur Berechnung des Temperaturabfalls im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle soweit erweitert, daß der stationäre thermoelektrische Zustand eines  $\text{UO}_2$ -Brennstabes im Betrieb zufriedenstellend berechnet werden kann.

Die durchgeführten Versuche erlauben hinsichtlich der Bewegung des Brennstoffes und des Canningmaterials unter transienter Belastung folgende Aussagen:

- Bei flachen (Zeitkonstante: 2 - 3 s), elektrisch ausgelösten Leistungstransienten konnte beim Canningmelzen kein "Stearin-Kerzen"-Effekt beobachtet werden. Der Brennstoff fließt tropfenweise aus dem unteren Stabende heraus.
- Bei steilen (Zeitkonstante: < 0,5 s) Leistungstransienten wird je

nach Rampensteilheit mehr oder weniger heftig geschmolzener und fester Brennstoff aus auf der Staboberfläche statistisch verteilten Stellen emittiert.

Abstract

Investigations on the behaviour of UO<sub>2</sub>-pins, heated electrically in a direct manner under simulated reactor-power-transients

The investigation of the LMFBR accidents with very small probability of occurrence requires the analysis of the behaviour of individual pins and pin bundles under postulated accident conditions.

One of the possible methods of simulating the behaviour of nuclear fuel pins are out-of-pile experiments where the UO<sub>2</sub> pins are heated electrically in a direct manner. The content of this paper describes a theoretical treatment for an analysis of this kind, the technical procedures and first experimental results.

Starting with the theoretically achievable heating of UO<sub>2</sub> pins, the necessary constraints and technical requirements for a direct electrical heating are specified

- to assure reproduceable condition under steady-state operation
- and especially a steady-state condition in which the thermoelectric state of an electrically heated UO<sub>2</sub> pin corresponds to the thermal steady-state operation of an actual unirradiated SNR-300 pin under load.

To describe satisfactorily the steady-state thermoelectric condition of a UO<sub>2</sub> pin under load, the existing theoretical models were augmented with a new derivation for the temperature drop in the gap between the fuel-pin and cladding and by widening the formalism which describes the temperature dependent material properties of UO<sub>2</sub>.

Concerning the motion of fuel and canning material under transient conditions, the experiments performed allow the following conclusions:

- for electrical power transients with time constants of the order of 2 - 3 sec, no "Stearin-Candle" effect could be observed. The molten fuel leaves the bottom of the pin in a dropwise manner.

- For power transients with time constants of  $< 0.5$  sec, molten and solid fuel particles are ejected from points on the surface which are distributed statistically. The degree of fuel ejection depends on the ramp of the power transient.

### Acknowledgements

Die Autoren bedanken sich bei Herrn J. Kind für seine Beiträge zu diesem Bericht (Anhang 2) und bei Herrn Dr. Schikarski für die vielen Diskussionen und wertvollen Anregungen, mit denen er diese Arbeit tatkräftig förderte. Für die Erstellung der Schliffe bedanken sie sich bei den Herren Spieler, IMF/I sowie Hellriegel und Pejša, RPT/HZ, die auch das Temperaturprofil über das Korngrößenspektrum ausrechneten (Abb. 26).

Dank gebührt ebenfalls Frl. Nanzig für die Sorgfalt, mit der sie sich um die Erstellung eines vervielfältigungsfähigen Manuskriptes bemühte.

## 1. Einleitung

Vorliegender Bericht gibt einen Überblick über den Stand der Arbeiten, die im Rahmen des sog. Electrical Pin Burst Facility (EPBF)-Programms mit dem Ziel durchgeführt werden, einen Beitrag zur Analyse "hypothetischer Unfälle" in schnellen Brutreaktoren zu liefern.

Unter dem Begriff "hypothetischer Unfall" wird in der Störfallanalyse jeder Reaktorunfall mit sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit verstanden. Das Hauptinteresse des EPBF-Programms gilt dabei zwei Arten solcher hypothetischer Unfälle, die im Genehmigungsverfahren für den SNR-300 verankert sind und deren Ablauf an dieser Stelle kurz skizziert sei:

1. Pumpenausfall mit gleichzeitigem Versagen beider voneinander unabhängigen Abschaltssysteme, auch Kühlmittelverlustunfall (Flow coast down accident) genannt.
2. Das Eintreten, aus welchem Grund auch immer, einer Reaktivitätsrampe mit gleichzeitigem Versagen beider unabhängiger Abschaltssysteme.

Die zeitliche Reihenfolge der Ereignisse wird zunächst grob in zwei Phasen unterteilt: die sog. Pre-Disassembly-Phase und die sich anschließende Disassembly-Phase.

Die Pre-Disassembly-Phase beim Kühlmittelverlustunfall beginnt mit dem Ausfall aller primären Pumpen (z.B. nach dem Ausfallen der Elektrizitätsversorgung) und dem Versagen der redundant und diversitär ausgelegten Abschaltssysteme. Dies hat zur Folge, daß das Natrium zunächst siedet, danach vom Reaktorkern ausgetrieben wird. Die Temperatur des Brennstoffs steigt und führt zum Niederschmelzen der Hülle. Danach tritt nach den bisherigen Modellvorstellungen das sog. Slumping ein.

Beim Reaktivitätsrampenunfall ist die Unfallkette in der Pre-Disassembly-Phase eine andere:

Nach Einleitung der Rampe erhöht sich die Reaktorleistung innerhalb kurzer Zeit (Zehntelsekunden-Bereich) auf ein Vielfaches. Da diese thermische Energie nicht abgeführt werden kann, steigt ebenso schnell die Brennstoff-

temperatur, was zum Brennstoffschmelzen führt. Dies hat ein Versagen der Hülle und Eintreten der Sog. Brennstoff-Natrium-Reaktion zur Folge.

Der arithmetische Wert dieser Rampe wird zwischen 5 \$/s und 18 \$/s angenommen. Sie ist nicht auf einen denkbaren hypothetischen Unfall zurückzuführen, sondern wird sie postuliert um den Unfallverlauf für einen charakteristischen Bereich hypothetischer Störfälle [H7] studieren zu können.

In beiden Unfalltypen ist die sich anschließende Disassembly-Phase die gleiche:

Es folgt das Austreiben des Brennstoffs und das Abschalten des Reaktors.

Die im EPBF-Programm angewandte Methode des direkt elektrisch beheizten  $UO_2$ -Brennstabes zur Teilsimulation dieser Unfalltypen wurde zuerst in [F3] vorgeschlagen. Das Prinzip der Methode basiert auf der Tatsache, daß es möglich ist, einen aus nahezu SNR-spezifischen  $UO_2$ -Pellets aufgebauten Brennstab durch direkte Stromzufuhr zu beheizen und durch eine elektrische Heizanlage stationär zu betreiben. Die Natrium-Kühlung des SNR-300 wird durch einen Helium-Kühlkreis simuliert, so daß die Einstellung von stationären Temperaturprofilen möglich ist, die die von SNR-Stäben im Betrieb zufriedenstellend wiedergeben.

Wird der  $UO_2$ -Stab dann elektrisch herbeigeführten Leistungsexkursionen ausgesetzt oder/und läßt man die Kühlung ausfallen, so ermöglicht die Studie und die Auswertung der dabei auftretenden Phänomäne Schlüsse über das Verhalten von SNR-300-Brennstäben unter Unfallbedingungen zu ziehen. Zusätzlich bietet die Helium-Kühlung die Möglichkeit analoger Aussagen über den Unfallablauf bei Gas-gekühlten-Brutreaktoren.

Die parallel zu den Experimenten durchgeführten theoretischen Untersuchungen zum dynamischen Verhalten eines elektrisch geheizten  $UO_2$ -Brennstabes [A2] werden einen direkten Vergleich zwischen Theorie und Experiment ermöglichen. Sodann wird sich eine Analogie, zumindest hinsichtlich der mechanischen und thermischen Beanspruchungen von frischen Reaktorbrandelementen bei Störfällen und den elektrisch geheizten  $UO_2$ -Stäben unter

Störfallbedingungen, wie in Abb. 1 schematisch dargestellt, ergeben:

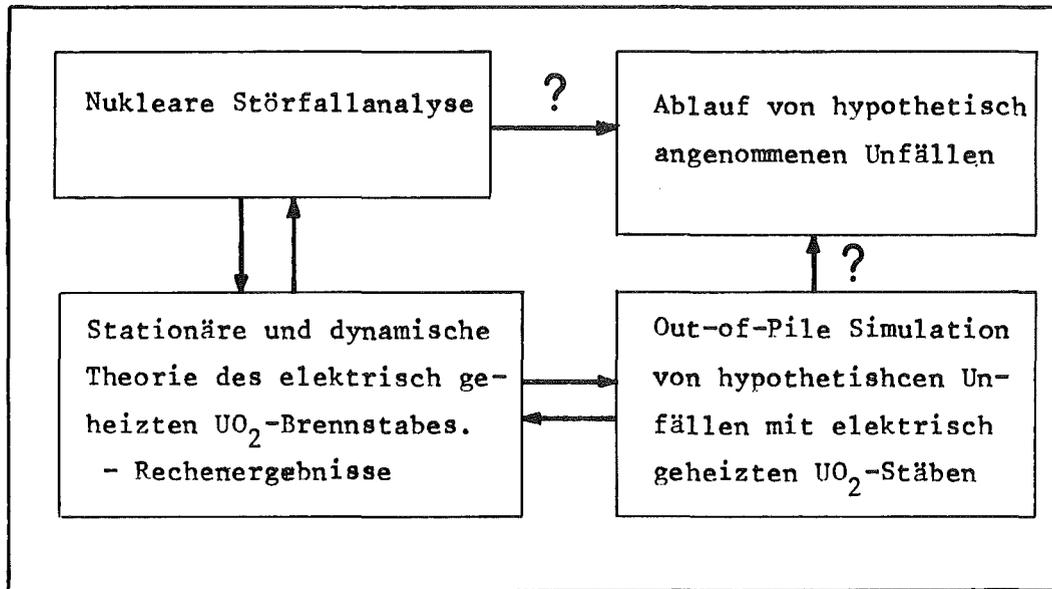


Abb. 1

2. Stoffdaten von  $UO_2$  (vgl. Anhang 1)

Bei den Berechnungen wurden folgende Beziehungen zur Erfassung der temperaturabhängigen Größen, spezifischer Widerstand, spezifische Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Dichte verwendet:

1) Spezifischer Widerstand,  $\rho$  [ $\bar{\Omega} \cdot \text{cm}$ ]

$$\frac{1}{\rho} = \exp \left( \sum_{n=0}^3 a_n \cdot T^{-n} \right) \quad (1)$$

$$a_0 = 9.646$$

$$a_1 = -2.087 \cdot 10^4$$

$$a_2 = 1.231 \cdot 10^7$$

$$a_3 = -6.484 \cdot 10^9$$

Gültigkeitsbereich:  $300^\circ \text{K} \leq T \leq 2800^\circ \text{K}$

2) Spezifische Wärme,  $c_p$  [ $\bar{\text{Joule/kg} \cdot \text{Grad}}$ ]

$$c_p = \sum_{n=0}^4 a_n \cdot T^n \quad (2)$$

$$a_0 = 12.58104$$

$$a_1 = 0.506789$$

$$a_2 = -0.493337 \cdot 10^{-3}$$

$$a_3 = 0.197 \cdot 10^{-6}$$

$$a_4 = -0.227 \cdot 10^{-10}$$

Gültigkeitsbereich:  $300^\circ \text{K} \leq T \leq 2800^\circ \text{K}$

Für den geschmolzenen Brennstoff ( $T_{\text{Sch}} = 3073^\circ \text{K}$ ) wurde  $c_p$  mit

$$c_p = 525.5$$

und die Schmelzwärme  $L$  mit

$$L = 280 \text{ Joule/g}$$

angenommen.

3) Wärmeleitfähigkeit,  $\lambda$  [ $\bar{\text{W/cm}\cdot\text{Grad}}$ ]

$$\lambda = \left( \frac{44}{163+T} + 0.29 \cdot 10^{-19} \cdot T^{5.18} - 10^{-38} \cdot T^{10.28} \right) \cdot P_K \quad (3)$$

$$P_K = \text{Porositätskorrektur} = 1 - \alpha \cdot P$$

P = Porosität

$$\alpha = 2.6 - 0.5 \cdot 10^{-3} \cdot T \quad T \text{ in } ^\circ\text{C} \quad (3a)$$

Gültigkeitsbereich:  $873^\circ \text{K} \leq T \leq 3073^\circ \text{K}$

Für den geschmolzenen Brennstab wurde  $\lambda$  mit

$$\lambda = 0.026 \text{ W/cm}\cdot\text{Grad}$$

angenommen.

4) Dichte (= "Theoretische Dichte"),  $\gamma$  [ $\bar{\text{g/cm}^3}$ ]

$$\gamma = \sum_{n=0}^3 a_n \cdot T^n \quad (4)$$

$$a_0 = 10.97$$

$$a_1 = -3.66872 \cdot 10^{-4}$$

$$a_2 = 6.65707 \cdot 10^{-8}$$

$$a_3 = -3.59165 \cdot 10^{-11}$$

Gültigkeitsbereich:  $0^\circ \text{C} \leq T \leq 2800^\circ \text{C}$

und

$$\gamma = -8 \cdot 10^{-4} \cdot T + 10.98 \quad (4a)$$

Gültigkeitsbereich:  $2800^\circ \text{C} \leq T \leq 3100^\circ \text{C}$

### 3. Die stationäre radiale Temperaturverteilung

#### 3.1 Die Temperaturverteilung im Brennstoff

Die Beheizung des  $UO_2$ -Referenzstabes erfolgt durch direkte elektrische Stromzufuhr. Somit läßt sich die gesamte dem Stab implizierte elektrische Leistung wie folgt darstellen:

$$L_G = \frac{U^2}{R_G} = \frac{U^2 \pi r_B^2}{l \cdot \rho} \quad (5)$$

Geht man davon aus, daß der Prozeß isobar verläuft und die zugeführte Wärmemenge nur zur Temperaturerhöhung und nicht zu einer der Speicherung latenter Wärme verknüpften Phasenänderung verwendet wird, so gilt im stationären Zustand die Bilanzgleichung

$$\int_V Q \cdot dv = \int_F q_n \cdot df \quad (6)$$

wobei  $Q$  die Wärmequellendichte und  $q_n \cdot df$  die Komponente des Vektors  $\dot{q}$  in Richtung der Normalen des Flächenelements  $df$  darstellen.  $\dot{q}$  ist die Wärmestromdichte.

Der Prozeß der Ausbreitung eines Wärmestroms innerhalb eines homogenen, aggregatfesten Körpers wird durch die wohlbekanntes Fourier-Gleichung

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \text{grad } T \quad (7)$$

vollständig beschrieben.  $\lambda$  ist die Wärmeleitfähigkeit, ein Proportionalitätsfaktor, der die Stoff- und Temperaturabhängigkeit des Prozesses erfaßt, und  $T = T(r)$  die Temperaturverteilung im Körper.

Durch Wärmebilanz an einem Volumenelement erhält man aus Gl. (5) und (6) die allgemeine DGL der Wärmeleitung für den stationären Fall:

$$\text{Wärmebilanz:} \quad L_r + Q \cdot 2\pi r l \cdot dr = L_{r+dr} \quad (8)$$

$$\text{Wärmeleitgesetz:} \quad L_r = -\lambda 2\pi r l \left( \frac{dT}{dr} \right)_r \quad (9)$$

$$L_{r+dr} = -\lambda 2\pi (r+dr) l \left( \frac{dT}{dr} \right)_{r+dr} \quad (10)$$

Daraus folgt:

$$\lambda 2\pi \cdot l \left( r \left( \frac{dT}{dr} \right)_r - (r+dr) \left( \frac{dT}{dr} \right)_{r+dr} \right) = Q \cdot 2\pi r l \cdot dr \quad (11)$$

und daraus die Differentialgleichung

$$\frac{d^2 T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} = - \frac{Q}{\lambda} \quad (12)$$

mit der homogenen Lösung

$$T_H = c_1 \cdot \ln r$$

und dem Partikularintegral

$$T_P = c_2 \cdot r^2 + c_3$$

Die homogene Lösung scheidet aus, weil sie in der Stabmitte das physikalisch unhaltbare Ergebnis

$$\lim_{r \rightarrow 0} T(r) = \infty$$

liefert. Setzt man die Partikularlösung in die DGL ein und berücksichtigt man, daß in der Stabmitte das Temperaturprofil ein Maximum besitzt, so folgt mit

$$\frac{dT}{dr} = 2 \cdot c_2 \cdot r \quad \text{und} \quad \frac{d^2 T}{dr^2} = 2 \cdot c_2$$

$$c_2 = - \frac{Q}{4\lambda} \quad \text{und} \quad c_3 = T_Z$$

Somit die Lösung

$$T(r) - T_Z = - \frac{Q}{4\lambda} r^2$$

$$\text{bzw.} \quad T_Z - T(r) = \frac{Q}{4\lambda} r^2$$

$$\text{und schließlich} \quad T_Z - T_A = \Delta T = \frac{Q}{4\lambda} r_B^2 \quad (13)$$

$$\text{Nun ist} \quad Q \cdot r_B^2 \cdot \pi l = L \quad (14)$$

die insgesamt im Stab erzeugte Wärmemenge und es gilt letztlich für die Temperaturdifferenz vom Stabzentrum bis zur Staboberfläche

$$T_Z - T_A = \Delta T = \frac{L}{4\pi\lambda l} \quad (15)$$

Die Berechnung des radialen Temperaturprofils setzt jedoch die Kenntnis des radialen Leistungsprofils  $L(r)$  bzw. des radialen Wärmequellendichteprofils  $Q(r)$  voraus.

Ausgehend von der Beziehung

$$\int dL = 2\pi l \int_0^r Q(r) \cdot r \cdot dr \quad (16)$$

und unter Zuhilfenahme von Gl. (5) läßt sich  $Q(r)$  errechnen

$$\text{zu} \quad Q(r) = \frac{U^2}{2l^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (17)$$

Eine analytische Behandlung der Gleichung (14) ist äußerst kompliziert. Deshalb wurde ein anderer, einfacherer Weg gegangen, der jedoch physikalisch sehr sinnvoll erscheint [F3].

Durch eine einfache Konstruktion wird der  $UO_2$ -Referenzstab in  $N$  Koaxialzylinder gleichen Querschnitts unterteilt, indem man für den Radius  $r_1$  des innersten Zylinders

$$r_1 = r_B / \sqrt{N}$$

und für jeden weiteren Radius

$$r_i = r_1 \cdot \sqrt{i}$$

$i = 2$  bis  $n$ ,  $r_n = r_B =$  Brennstabaußenradius

ansetzt.

Man nimmt nun zunächst an, daß entlang der Zylinderstärke

$$\Delta r_i = r_i - r_{i-1}, \quad i = 1 \text{ bis } n$$

die temperaturabhängigen Größen  $\lambda$  und  $\rho$  konstant bleiben. Somit läßt sich die Leistung eines beliebigen Zylinders  $i$  in der Form

$$L_i = \frac{U^2}{R_i} = \frac{U^2 \cdot \pi \cdot r^2}{l \cdot \rho_{i,i-1}} \quad (18)$$

schreiben. Das ist gerade die im Zylinder  $i$ , dies ist der Koaxialzylinder zwischen den Radien  $i-1$  und  $i$ , erzeugte Joulesche Wärme,

Die Leistungsbilanz für den äußeren Zylinder n lautet nun:

$$L_G = L_n + J_{n-1 \rightarrow n} \quad (19)$$

Dabei ist  $L_n$  die im Zylinder n erzeugte Joulesche Leistung und  $J_{n-1 \rightarrow n}$  der durch die Oberfläche des Zylinders n-1 in den Zylinder n fließende Wärmestrom. Betrachtet man das System eindimensional, d.h. vernachlässigt man die in axialer Richtung fließenden Ströme, so ist  $L_G$  gerade die dem Stab implizierte elektrische Gesamtleistung.

Der Wärmestrom  $J_{n-1 \rightarrow n}$  läßt unter Zuhilfenahme der Fourier-Gleichung sich schreiben

$$J_{n-1 \rightarrow n} = \bar{\lambda}_{n,n-1} \cdot 2\pi \cdot r_{n-1} \cdot l \cdot \frac{T_{n-1} - T_n}{r_n - r_{n-1}} \quad (20)$$

Mit  $F_{n-1} = 2\pi \cdot r_{n-1} \cdot l =$  Oberfläche des Zylinders n-1,

folgt aus der Gl. (18), (19) und (20) unmittelbar

$$T_{n-1} = T_n + \left( L_G - \frac{U^2 \cdot \pi \cdot r^2}{l \cdot N \cdot \bar{\rho}_{n,n-1}} \right) \frac{r_n - r_{n-1}}{\bar{\lambda}_{n,n-1} \cdot F_{n-1}} \quad (21)$$

Mit  $L_G - \frac{U^2 \cdot \pi \cdot r^2}{l \cdot N \cdot \bar{\rho}_{n,n-1}} = L_G - L_n = J_{n-1 \rightarrow n}$

und  $r_n - r_{n-1} = \Delta r_n$

kann man Gl. (21) in die übersichtliche Form

$$T_{n-1} = T_n + J_{n-1 \rightarrow n} \frac{\Delta r_n}{\bar{\lambda}_{n,n-1} \cdot F_{n-1}} \quad (22)$$

bringen.

Die Gleichung (22) gestattet nun die Berechnung der Temperatur  $T_{n-1}$  auf der (fiktiven) Oberfläche des Koaxialzylinders n-1.

Entsprechende Überlegungen für die Leistungsbilanz auf der Oberfläche des Zylinders n-1 führen zu der Beziehung

$$J_{n-1 \rightarrow n} = L_{n-1} + J_{n-2 \rightarrow n-1} \quad (23)$$

woraus sich für die Temperatur  $T_{n-2}$

$$T_{n-2} = T_{n-1} + J_{n-2 \rightarrow n-1} \frac{\Delta r_{n-1}}{\lambda_{n-1, n-2} F_{n-2}} \quad (24)$$

ergibt.

Durch diesen iterativen Prozeß erhält man schließlich die Temperatur  $T_1$  auf der Oberfläche des 1. Koaxialzylinders:

$$T_1 = T_2 + J_{1 \rightarrow 2} + \frac{\Delta r_2}{\lambda_{2,1} F_1} \quad (25)$$

Die Zentraltemperatur  $T_Z$  kann natürlich nicht iterativ berechnet werden und wird einfach gleich der Temperatur  $T_1$  gesetzt

$$T_Z = T_1$$

Der Einfluß des Einsetzens voneinander abweichender Darstellungen für  $\rho$  und  $\lambda$  wird in Anhang 1 diskutiert.

### 3.2 Der Temperaturverlauf im Spalt Brennstoff-Hülle

Bekanntlich sind in einem Reaktorbrennstab Brennstoff und Hülle nicht in unmittelbarem Kontakt; es existiert vielmehr aus Fertigungsgründen ein mehr oder weniger großer Spalt ( $10 \mu - 100 \mu$ ) zwischen beiden. Beim EPBF-Referenzstab ist jedoch aus elektrisch bedingten Randbedingungen ein Spalt von mindestens  $300 \mu - 350 \mu$  notwendig. Aus konstruktiven Gründen beträgt er momentan  $550 \mu$ .

Bei der Untersuchung der örtlichen Temperaturverteilung und der verschiedenen Betriebszustände eines Brennelementes ist zu berücksichtigen, daß die Spaltbreite durch die Wärmedehnung von Hülle und

Brennstoff eine Temperaturfunktion ist ("Kaltspalt", "Heißspalt").

Die Wärmeübertragung durch Leitung und - bei hohen Temperaturen und Gasfüllung - der Wärmeübergang durch Strahlung sind die zwei Komponenten des gesamten Wärmetransports im Spalt, während man bei den o. g. Abmessungen die Konvektion meist vernachlässigen kann.

Unter der Annahme einer eindimensionalen, stationären, quellenfreien Wärmeströmung läßt sich die sog. Spaltwärmeleitfähigkeit  $h$  sowohl für den Leitungs- als auch für den Strahlungsanteil rein formell aus der Fouriergleichung einfach berechnen. Es folgt:

$$\Delta T_{Sp} = \frac{q_{St}}{2\pi \cdot r_B} \frac{\delta}{\lambda_{Sp}} \quad (26)$$

wobei  $q_{St} = 2\pi \cdot r_B \cdot \dot{q}$  (27)

und  $\bar{\lambda}_{Sp} = \frac{1}{T_{BA} - T_{HI}} \int_{T_{HI}}^{T_{BA}} \lambda(T) dT$  (28)

wobei  $\bar{\lambda}$  die mittlere Wärmeleitfähigkeit des Gases im Spalt ist. Definitionsgemäß ist dann die Größe

$$\bar{h}_L = \frac{\lambda_{Sp}}{\delta} \quad (29)$$

die temperaturgemittelte "Spaltwärmeleitfähigkeit".

Die entsprechende Größe für den Strahlungsanteil läßt sich aus dem Stefan-Boltzmann'schen Gesetz

$$E = \epsilon \sigma T^4 \quad (30)$$

leicht errechnen zu

$$\bar{h}_{St} = \frac{\sigma \cdot (T_{BA}^2 + T_{HI}^2) (T_{BA} + T_{HI})}{\frac{1}{\epsilon_B} + \frac{1}{\epsilon_H} - 1} \quad (31)$$

Die Berechnung des Temperaturabfalls im Spalt erfolgt somit über die Beziehung

$$\Delta T_{Sp} = \frac{q_{St}}{2\pi r_B \bar{h}_{Sp}} \quad (32)$$

mit 
$$\bar{h}_{Sp} = \bar{h}_L + \bar{h}_{St} \quad (33)$$

wobei unter üblichen Reaktorbedingungen  $\bar{h}_L \approx 100 \bar{h}_{St}$  gilt [S8].

Die Gaswärmedurchgangszahl  $\bar{h}_{Sp}$  ist nicht nur temperatur-, sondern auch materialabhängig, d.h. sie ändert ihren Wert auch aufgrund der Bildung von Spaltprodukten während des Reaktorbetriebs.

Eine synoptische Darstellung, die jedoch letzteren Einfluß nicht mitberücksichtigt, liefert die "allgemeine Spaltgleichung" [K1]:

$$\delta = \frac{P_L T_{HI}^{S+1} \left[ \left( 1 + \frac{T_{Sp}}{T_{HI}} \right)^{S+1} - 1 \right]}{\frac{q_{St}}{2\pi R_{HI}} - P_{St} T_{HI}^4 \left[ \left( 1 + \frac{T_{Sp}}{T_{HI}} \right) \right]} \quad (34)$$

Der Temperaturabfall  $T_{Sp}$  ist darin als implizierte Funktion aller Parameter dargestellt und eine Auflösung nur durch numerische Näherungsmethoden möglich.

Die Größe S ist die gleiche, die in der allgemeinen Beziehung

$$\lambda = \text{const. } T^S \quad (35)$$

vorkommt, die die Wärmeleitfähigkeit von Gasen als Funktion der Temperatur darstellt.

Für ideale Gase folgt aus der kinetischen Gastheorie für S der Wert 0.5. Dieser Wert wird auch von H. Kampf in [K2] angenommen, obwohl Helium als Füllgas vorausgesetzt wird. Nach Pfriehm [P1] gilt jedoch für Helium

$$\lambda = \text{const. } T^{0.66} \quad (1 \text{ atm. } 500 - 3000^\circ \text{ K})$$

d.h.  $S = 0.66$

während Barnes und Jackson [ref. in P1] S zu

$$S = 0.58$$

errechneten.

Schließlich wählten Kampf und Karsten in [K3] S zu

$$S = 0.79$$

in dem Versuch, verschiedene Gase (He, Ar, Kr, Xe) gleichzeitig zu

berücksichtigen, basierend auf Messungen von H. von Ubische et al. [U1], wonach S für reaktortypische Gasgemische zwischen

$$S = 0.65 \div 0.90$$

liegt.

Setzt man alle diese S-Werte in Gl. (34) ein, so erhält man stark voneinander abweichende Ergebnisse. Dies führte zu einer Überprüfung des Definitionsbereiches der "allgemeinen Spaltgleichung" und einem Überdenken der gegenseitigen Beeinflussung der Parameter mit Hilfe einiger Iterationsrechnungen [A3].

Die wesentlichen Resultate dieser Arbeiten, an dieser Stelle zusammengefaßt, sind:

1. Die "allgemeine Spaltgleichung" ist nur in jeweils begrenzten Temperaturbereichen gültig, weil der Exponent S in der Beziehung

$$\lambda = f(\text{Materialkonstanten}) \cdot T^S$$

nicht konstant ist, sondern von der Temperatur abhängt.

2. Eine genaue Bestimmung von S kann erfolgen, wenn man die Gas-konzentration im Spalt sowie deren dynamische Änderung unter vorgegebenen Betriebsbedingungen kennt.
3. Die Emissivitäten von  $UO_2$  und Canning beeinflussen die Rechnung nicht sobald  $\delta < 50 \mu$  wird. Somit stellt deren Änderung während des Reaktorbetriebs kein Problem dar.
4. Eine halbempirische Berücksichtigung der Varianz von S erhält man, wenn man S als Funktion von  $\delta$  durch die Exponentialfunktion

$$\delta = a \cdot e^{b \cdot S} \quad (36)$$

Gültigkeitsbereich:  $25 \mu \leq \delta \leq 650 \mu$

ansetzt, wobei

$$a = 0.4545$$

$$b = 7.8855$$

ist (Abb. 2).

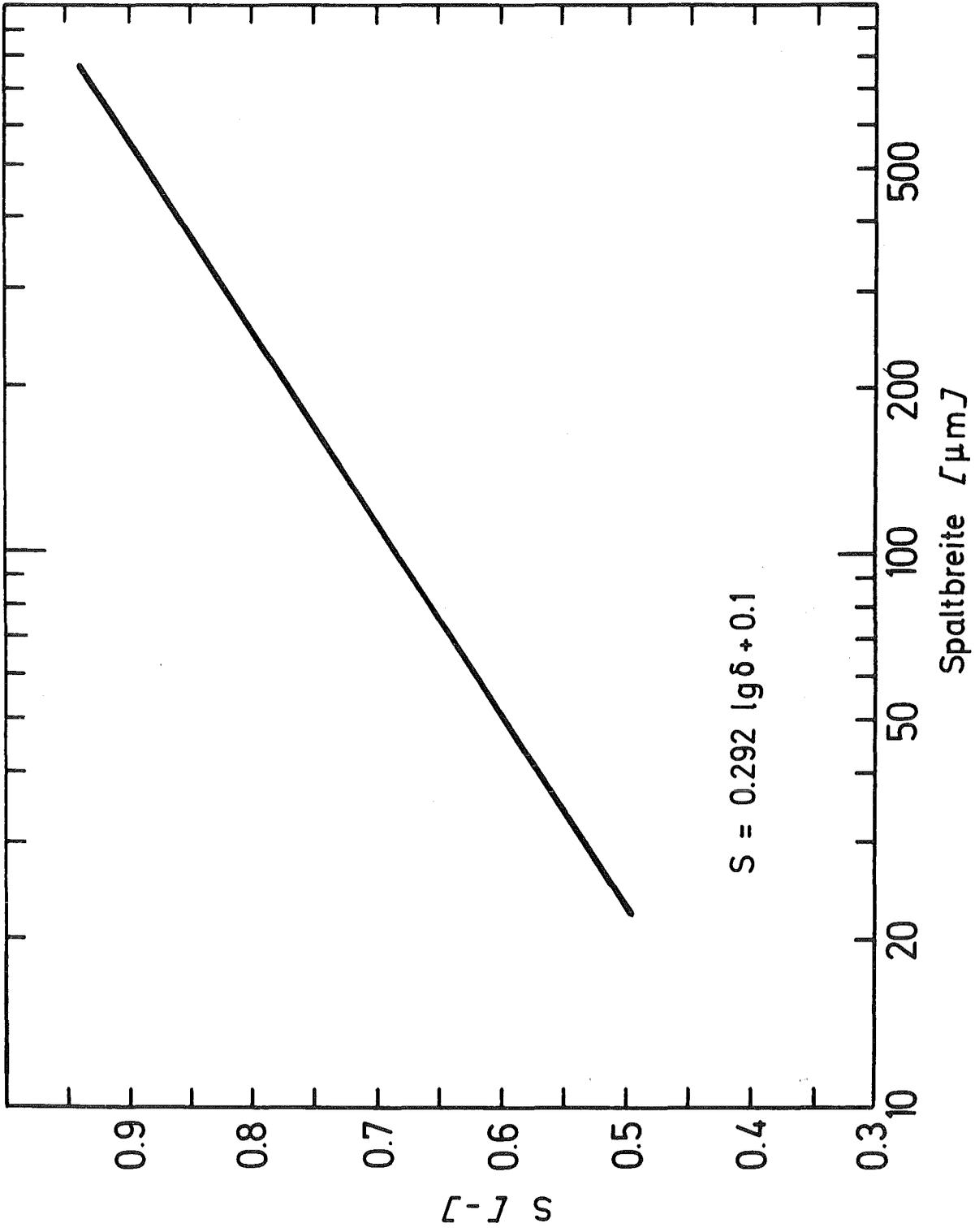


Abb. 2 Der Exponent  $S$  als Funktion der Spaltbreite

3.3 Vergleich der Temperaturprofile eines elektrisch geheizten (EPBF) und eines nuklear betriebenen (SNR-300)  $UO_2$ -Stabes

Eine Bilanz der Abschnitte 3.1 und 3.2 präsentiert Abbildung 3.

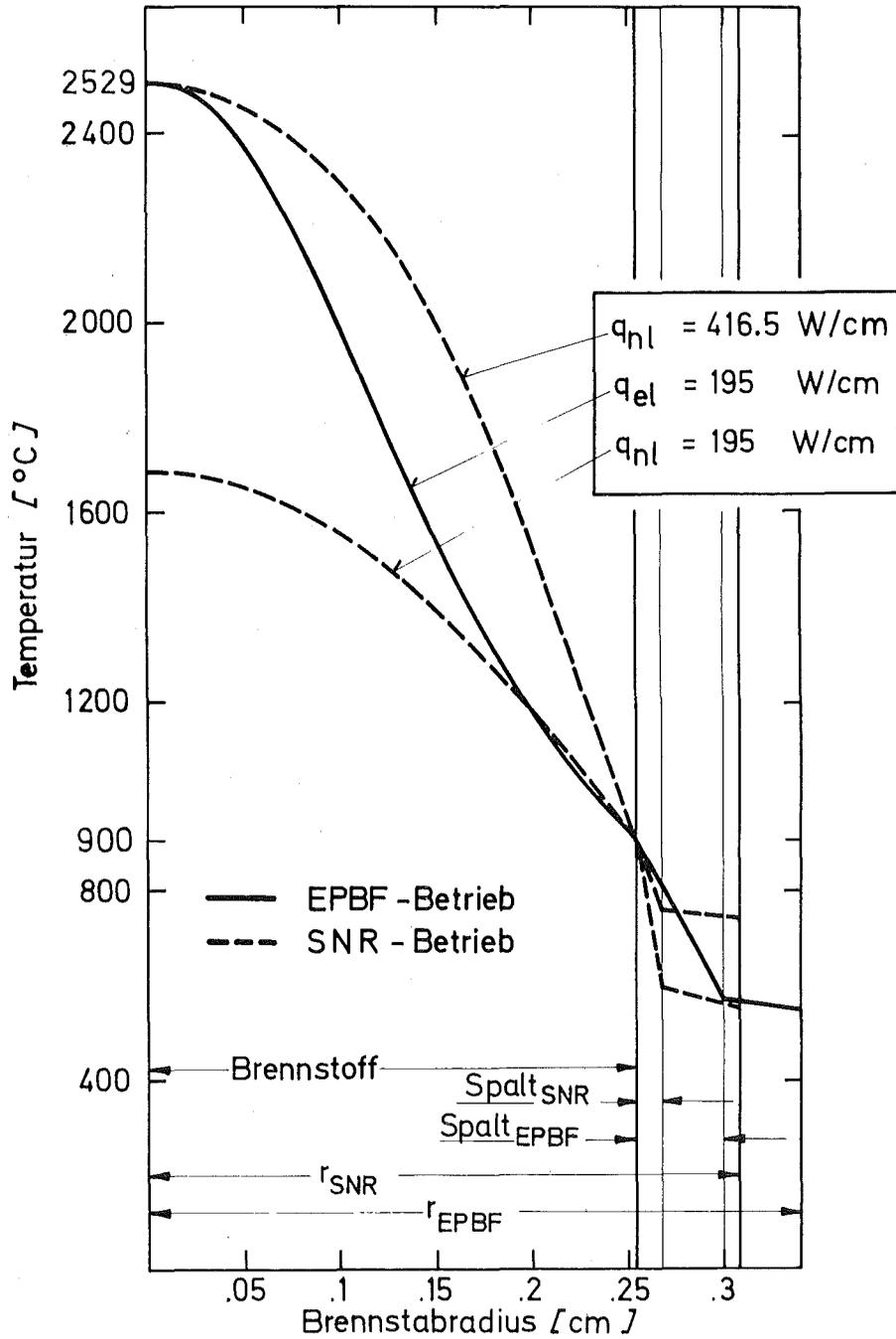


Abb. 3 Vergleich zwischen den Temperaturprofilen in einem EPBF-Stab und einem SNR-300-Brennstab

Die Abbildung verdeutlicht die theoretische Basis, auf der der experimentelle Teil des Programms aufgebaut wurde. Man kann daraus entnehmen, nach welchen Prämissen eine beliebig angenommene nukleare Stableistung im EPBF-Programm angeglichen wird:

- Zentral- und Brennstoffaußentemperatur sind sowohl im elektrisch als auch im nuklear betriebenen Brennstab gleich.
- Die Canningaußentemperaturen sollen nahezu gleich sein.

Diese Forderungen führen dazu, daß zwischen  $r = 0$  und  $r = r_B$  Temperaturdifferenzen auftreten. Dieser Zustand liegt in den physikalischen Randbedingungen des Problems und kann nur behoben werden, wenn man sich andere Formen der Anpassung ausdenkt, die wiederum Abweichungen an anderen Stellen bringen [F3].

In der Abb. 3 ist auch die Temperaturverteilung bei einer nuklearen Stableistung, die gleich der elektrischen Stableistung angenommen wurde um die Unterschiede, die in dem unterschiedlichen radialen Verlauf der Wärmequellldichten bei den zwei Leistungszufuhrarten liegen, zu verdeutlichen.

Bei den angenommenen Geometrie- und Betriebsbedingungen

Schrittzahl	I = 400
Probenlänge	PL = 10.00 cm
Probenradius	RP = 2.55 mm
Porosität	P = 0.05
Außentemperatur	TA = 900.00° C
Probenspannung	U = 147.7 V
Gesamtstrom	J = 13.2 A
Gesamtwiderstand	R = 11.2 Ω
El. Leistung	PS = 1950.0 W
Stableistung	CHI = 195.0 W/cm
Mittl. Temperatur	TM = 1429.7° C

ergab sich für Wärmequellldichte, Wärmestrom, elektrischen Widerstand und elektrischen Strom des Probestabes, der auf der Abb. 4 dargestellte radiale Verlauf.

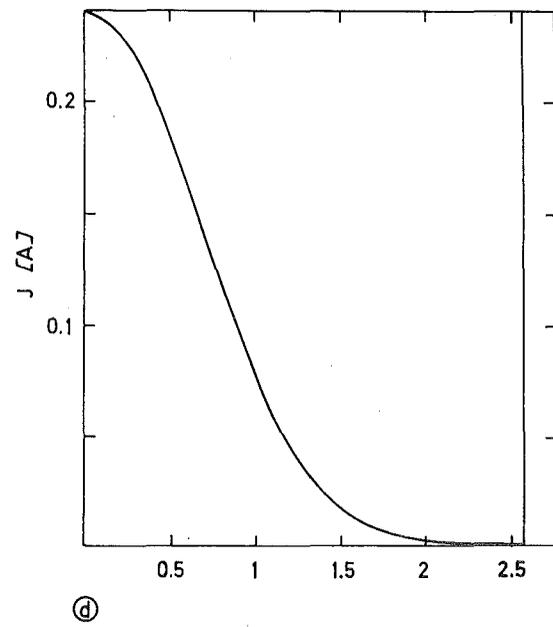
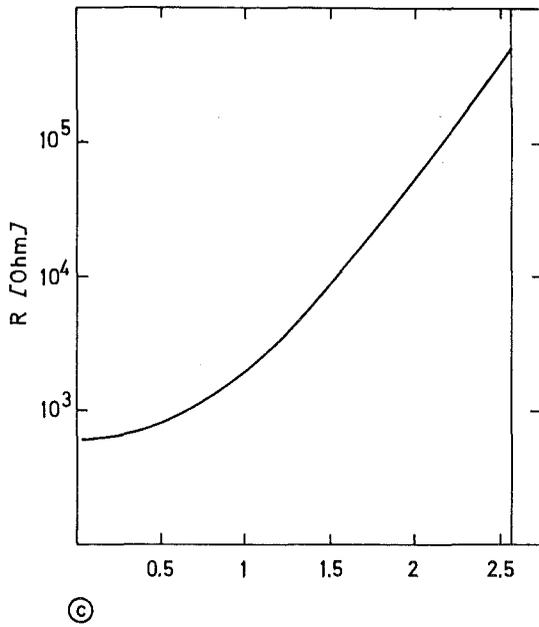
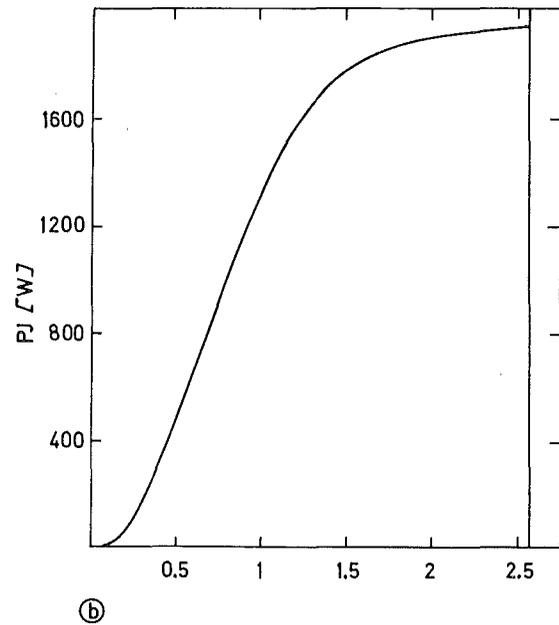
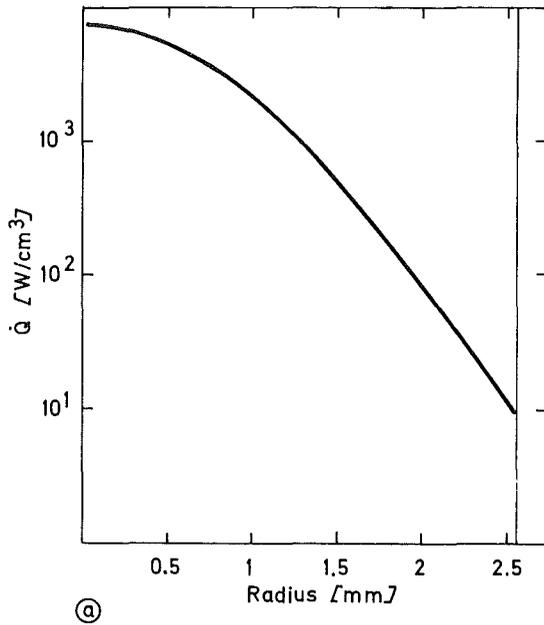


Abb. 4a-d Radiale Verteilung der Wärmequellendichte  $Q$ , des Wärmestroms  $P$ , des el. Widerstandes  $R$  und des el. Stroms  $J$  in einem  $UO_2$ -Brennstab unter den auf Seite 16 angegebenen Betriebsbedingungen.

#### 4. Der Betrieb des elektrisch beheizten $UO_2$ -Brennstabes

##### 4.1 Der Referenzstab

Der Referenzstab des EPBF-Programms (Abb.5, Tab.1) wird aus einzelnen  $UO_2$ -Pellets, die lose übereinander geschichtet sind, aufgebaut.

Der Einbau und die genaue Justierung der Pelletsäule im Versuchsbehälter ist ein technisch komplizierter Vorgang, dessen Schwierigkeitsgrad mit wachsender Stablänge zunimmt. Bei Versuchsstäben mit Canning wird die Pelletsäule in das Hüllrohr eingebracht, wobei keine Kontaktstellen zwischen Brennstoff und Hülle entstehen dürfen. An den Stabenden erfolgt die Justierung zwischen Pelletsäule und Canning durch elektrisch isolierende, hochtemperaturfeste Bornitrid-Büchsen. Die gesamte Montage kann nur außerhalb des Versuchsbehälters erfolgen. Der Stab wird anschließend manuell in Position gebracht.

Es ist leicht einzusehen, daß der Zusammenbau und der Transport langer Stäbe allein aus den o. g. Gründen schon sehr schwierig ist. Geringste Erschütterungen hätten eine Berührung zwischen Canning und Pelletsäule zur Folge und es käme während der elektrischen Beziehung des Stabes zu Kurzschlüssen über das Canning. Darüber hinaus jedoch ist die Stablänge von entscheidender Bedeutung für die Auslegung der elektrischen Heizanlage im Hinblick auf die Möglichkeit der Simulation sowohl des stationären SNR-300-Betriebs, als auch der Leistungsrampen, die bei den postulierten Unfällen (s. Einleitung) zu erwarten sind.

Optimierungsüberlegungen führten daraufhin zur Festlegung der Länge des Versuchsstabes auf 10 cm. Die Auslegungsdaten der elektrischen Heizanlage finden sich im Anhang 2.

Durch die Anforderungen des elektrischen Betriebes an dem Versuchsstab (vergl. Anhang 2) wurde der Spalt auf ca. 0.55 mm ("Kaltspalt") festgelegt. Darüber hinaus ermöglicht der große Spalt eine bessere Anpassung der Hüllenaußentemperatur des EPBF-Stabes an die des SNR-Stabes (vergl. Abschnitt 3.3). In Abb. 5 ist der EPBF-Referenzstab dargestellt; in der Tabelle 1 sind die Daten des SNR- und des Versuchsstabes aufgeführt.

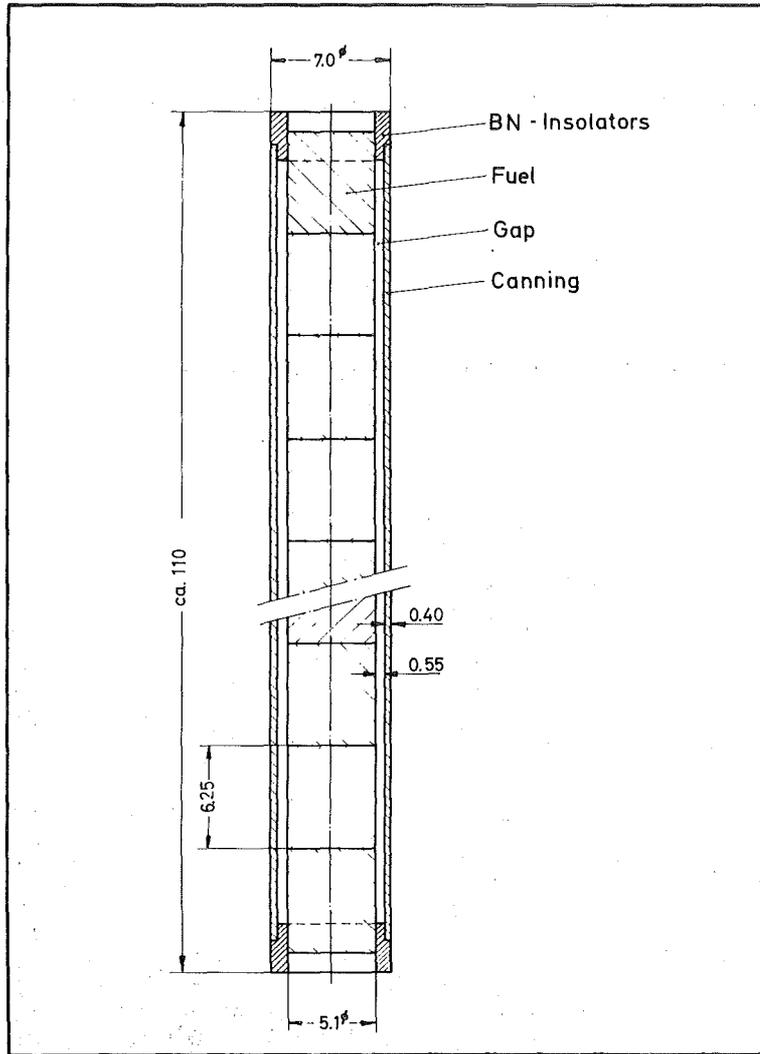


Abb. 5 Der EPBF-Referenzstab

	EPBF	SNR-300
Stablänge	100 mm	950 mm
Pelletdurchmesser	5.09 mm	5.09 mm
Pelletform	zylindrisch	zylindrisch
Brennstoffdichte	95% th. D.	85% th. D.
Stabdurchmesser	7 mm	6 mm
Canning-Material	Incoloy-800	1.4988
Canning-Wandstärke	0.40 mm	0.38 mm
Spalt Brennstoff-Hülle	0.55 mm	0.10 mm

Tab. 1 Technische Daten des EPBF- und des SNR-300-Stabes

#### 4.2 Der Versuchsstand

Der EPBF-Versuchsstand (Abb.6, Abb. 7) besteht im wesentlichen aus den drei Anlageteilen

- Versuchsgefäß
- elektrische Heizanlage (EHA)
- Kühlkreislauf

und einer Reihe von Meß- und Registriereinrichtungen.

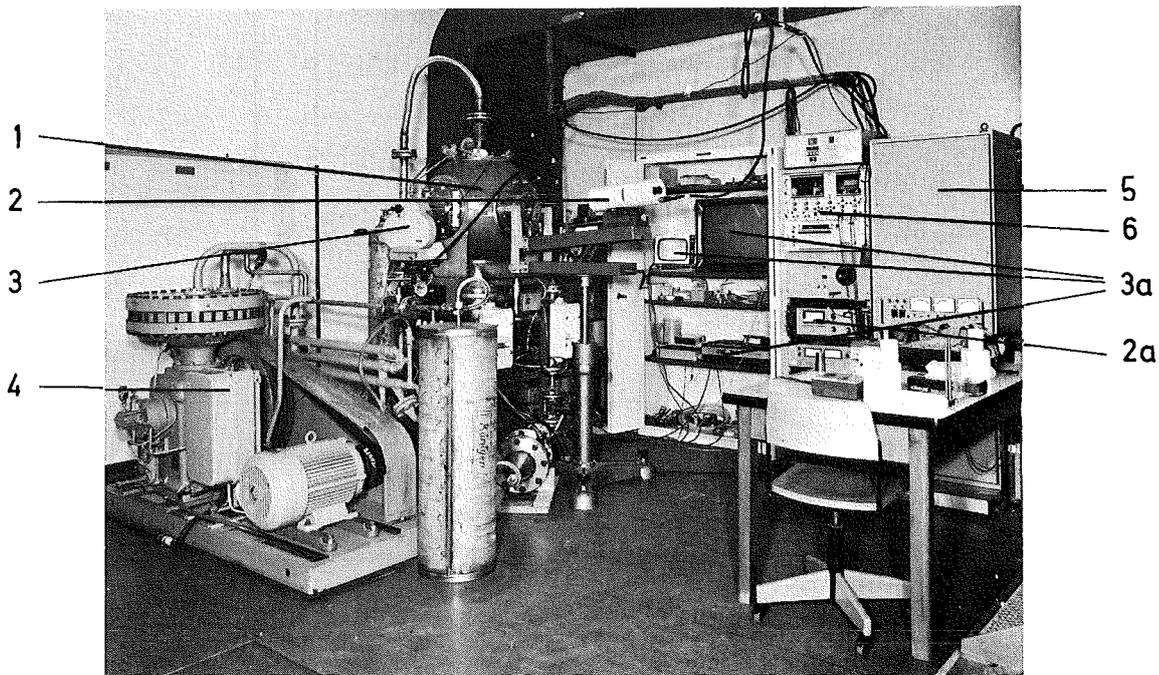


Abb. 6 Gesamtansicht des EPBF-Versuchsstandes

##### 4.2.1 Das Versuchsgefäß (Abb. 6 (1))

Das Versuchsgefäß ist als Kugelbehälter mit 600 mm Innendurchmesser ausgeführt und ist für einen Betriebsdruck von 16 at ausgelegt. Eine Wasserkühlung sorgt dafür, daß z.B. bei Dauerbetrieb an der Außenwand keine hohen Temperaturen auftreten. In der senkrechten Achse des Kugelgefäßes befinden

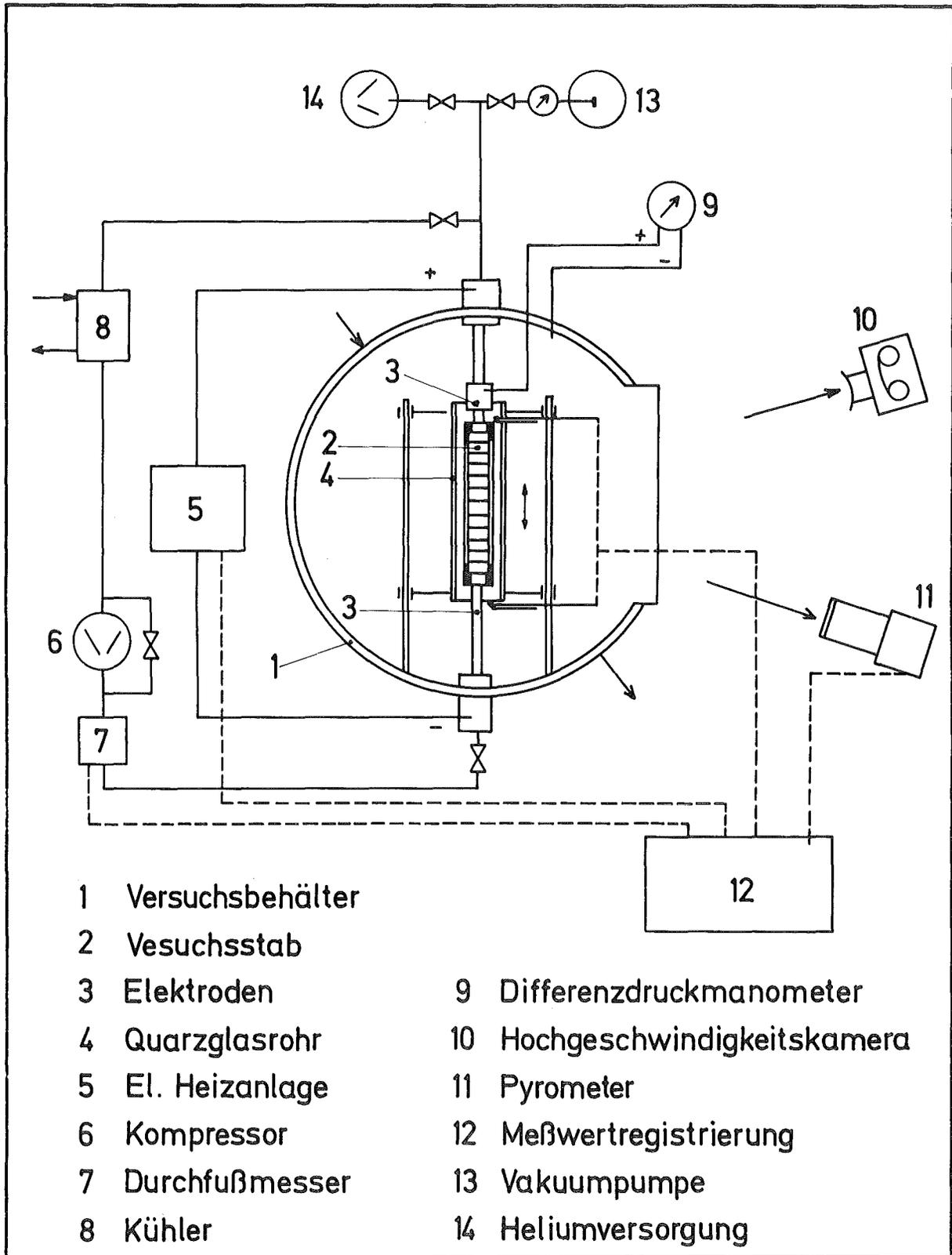


Abb. 7 Schematische Darstellung der Anlagenteile, sowie der Meß- und Registriereinrichtungen des gesamten EPBF - Versuchstandes.

sich die Einspannvorrichtungen für den Versuchsstab. Sie sind gleichzeitig Elektroden zur Zuführung des elektrischen Stromes für die Stabheizung und Zu- bzw. Ableitungsrohre des He-Kühlkreislaufes.

An den Kontaktstellen zwischen Elektroden und Pelletsäule sind plangeschliffene Tantalspitzen angebracht, deren sehr genau bearbeitete Oberfläche ermöglicht den Übergangswiderstand zwischen Elektrode und  $UO_2$  niedrig genug zu machen. Die obere dieser Tantalspitzen ist mit Hilfe eines pneumatischen Kolbens in axialer Richtung verschiebbar. Dadurch ist es möglich die Axialkraft auf die Pelletsäule kontinuierlich bis maximal 10 kp zu verändern, so daß über diese Vorrichtung axiale Spannungen, die bei der Beheizung des Stabes auftreten, ausgeglichen werden können. Nach jedem Versuch werden die Spitzen erneuert.

Um die notwendigen Versuchsvorbereitungen im Innern des Kugelbehälters treffen zu können sind am Mantel 4 Öffnungen angebracht. Drei dieser Öffnungen sind mit Glasscheiben versehen, damit der Versuchsablauf visuell beobachtet werden kann. Die 4. Öffnung ist mit Durchführungen für Versorgungsleitungen und Meßinstrumenten bestückt.

#### 4.2.2 Die elektrische Heizanlage (EHA)

(Abb. 6, (5))

Die Beheizung des  $UO_2$ -Stabes erfolgt wie bereits erwähnt durch direkte elektrische Stromzufuhr.

Die zur Verfügung stehende elektrische Heizanlage (EHA) ist so ausgelegt, daß ein "geregelter" Betrieb möglich ist, d.h. die Probe wird daran gehindert, unkontrolliert Strom zu ziehen, was das  $UO_2$  aufgrund seiner negativen Widerstands-Charakteristik bestrebt ist zu tun.

Die Anlage wurde auf 5 KW Gesamtleistung ausgelegt. Eine genaue Beschreibung der Anlage und deren Funktionsweise findet man im Anhang 2.

#### 4.2.3 Der Kühlkreislauf

Um in der EPBF-Versuchsanlage Kühlmittelverlustunfälle simulieren zu können, ist das Versuchsgefäß mit einem Kühlkreislauf ausgestattet. Als Kühlmittel wird Helium verwendet, das mit einem Membran-Kompressor (Abb. 6, (4)) mit  $234 \text{ Nm}^3/\text{h}$  Pumpleistung so umgepumpt wird, daß der Versuchsstab von unten angeströmt wird. Die dabei aufgenommene Wärme wird



durch einen Rückkühler abgeführt. Die Heliumtemperatur wird vor und nach der Kühlstrecke gemessen. Der Kühlkreis ist für einen Betriebsdruck von 10 at ausgelegt. Im Bereich des Versuchsstabes wird das Kühlmittel durch ein Quarzglasrohr, das den Stab umschließt, geführt, so daß der Versuchsstab während des Versuchsablaufes visuell beobachtet werden kann.

Bei der Simulation von LOF-Unfällen wird gleichzeitig die Heliumzufuhr durch ein Ventil unterbrochen und das Quarzglasrohr nach unten entfernt. Damit am Versuchsstab verschiedene radiale Temperaturprofile eingestellt werden können, werden Quarzglasrohre mit verschiedenen Durchmessern verwendet. Auf diese Weise ist der hydraulische Durchmesser des Kühlkanals variierbar.

Der  $UO_2$ -Versuchsstab kann nur in inerter Gasatmosphäre, d.h. im geschlossenen Versuchsbehälter geheizt werden. Es ist deswegen erforderlich, die erwähnten Quarzglasrohre zur Kühlgasführung fernbedient in Betriebsposition zu bringen und bei Kühlmittelausfall-Simulationsexperimenten ebenso fernbedient zu entfernen.

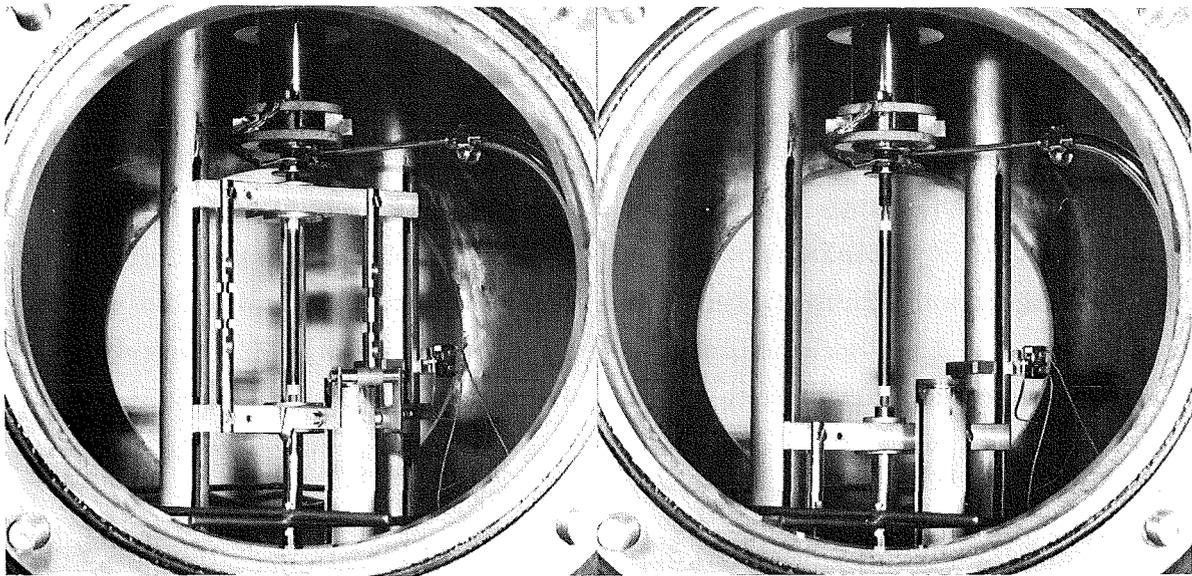
Mit der zu diesem Zweck entwickelten und in den Versuchsbehälter eingebauten Vorrichtung (Abb. 8) wird das Glasrohr von unten in die Höhe des Versuchsstabes gebracht (Position 1 und 2 in Abb. 8). Während des Hochfahrens werden 2 Federn, Position 23, gespannt. Soll nun das Glasrohr entfernt werden, wird es zunächst noch wenige Millimeter nach oben gefahren bis sich der Kipphebel, Position 42, bei Position 46 nicht mehr abstützen kann und umklappt. Die Halterung des Glasrohres, Position 26 bis 30, wird dann durch die vorgespannten Federn nach unten gedrückt, so daß der Versuchsstab nun frei zwischen den Elektroden steht und die ablaufenden Vorgänge, z.B. Canningschmelzen und  $UO_2$ -Ejektion nicht durch das Glasrohr oder andere Einbauten behindert werden. Abb. 9 zeigt den Versuchsstab einmal mit und einmal ohne Quarzglasrohr.

#### 4.3 Meßtechnische Einrichtungen am EPBF-Versuchstand

Der EPBF-Versuchsstand ist mit einer Reihe von meßtechnischen Einrichtungen ausgestattet, wodurch folgende Größen und Vorgänge registriert werden:

- elektrische Daten (Strom, Spannung, Leistung) der Pelletsäule während des stationären Betriebes und bei Leistungsexkursionen.
- axiale Kraft auf die Pelletsäule

- das Verhalten des Versuchsstabes während des stationären Betriebes und bei der Zerstörung (Hochfrequenzkinematographie, Abb.6 (3))
- Gasdruck im Versuchsgefäß, Gasdurchfluß und Gastemperatur bei Kühlmittelverlustexperimenten
- Temperatur des Cannings bzw. der  $UO_2$ -Oberfläche (Abb.6 (2))



(a)

(b)

Abb. 9 Der EPBF-Versuchsstab in Position, einmal mit Quarzglasrohr (a) und einmal ohne (b)

#### 4.3.1 Registrieren und Messen der elektrischen Daten

Die Messung der elektrischen Größen des Versuchsstabes ist Bestandteil der elektrischen Heizanlage (vgl. Anhang 2). Zum Registrieren des Verlaufes der Stableistung als Funktion der Zeit bei Leistungstransienten steht ein Lichtschreiber zur Verfügung (Abb.6 (6)), dessen Einstellzeit und Vorschub Meßwertänderungen im Millisekundenbereich erfaßbar machen. Mit dessen Hilfe erfolgte z.B. das Registrieren der Leistung-Zeit-Kennlinien auf den Abbildungen des Abschnittes 6.

#### 4.3.2 Axialer Druck auf die Pelletsäule

Wie in Kapitel 4.2.1 bereits beschrieben, ist die obere der beiden Stabhalterungen mit einem pneumatischen Kolben versehen. Der Kolbendruck und der Gasdruck im Versuchsgefäß wird mit einem Differenzdruckmanometer ge-

messen. Aus Kolbendruck und Kolbenfläche ergibt sich die axiale Kraft auf die Pelletsäule.

Die Kenntnis dieser Kraft und die Möglichkeit sie zu variieren ist bei der Durchführung der Experimente sehr wichtig. Bei Raumtemperatur ist eine Erwärmung des Versuchsstabes durch elektrischen Strom in vertretbaren Zeiten wie bereits erwähnt möglich, wenn dieser Strom den Wert von ca. 1 - 1.5 mA erreicht hat (vgl. Anhang 2). Dies ist entweder durch sehr hohe Spannungen oder durch relativ niedrige Widerstände der Pelletsäule erreichbar.

Mehrere Experimente und Überlegungen haben gezeigt, daß die Anfangsspannung bei Versuchsstäben mit Canning nicht höher als 1000 Volt sein darf, da es sonst zu Überschlügen durch den Gasspalt zwischen den Pellets und dem Canning kommt. Durch Erhöhung des Kolbendrucks ist es möglich den Kaltwiderstand des Versuchsstabes soweit zu verringern, daß die erwähnte Spannung von 1000 Volt ausreicht, um den Stab zu erwärmen. Im weiteren Verlauf des Experimentes kann nun diese Kraft wieder verringert werden, damit spezifische Vorgänge nicht durch zu große Axialkräfte beeinflußt werden. Durch mehrere Messungen wurde ermittelt, daß Kräfte von 10 kp ausreichen, um den Kaltwiderstand auf maximal 1 M $\Omega$  zu senken (vgl. Anhang 2). Während des Betriebes wird dann diese Kraft auf 4 - 6 kp verringert.

Die beschriebenen Einrichtungen ermöglichen die Vorheizung und den Normalbetrieb des Versuchsstabes.

#### 4.3.3 Die visuelle Beobachtung und Registrierung des Versuchsablaufes

Erste Versuche im Rahmen des EPBF-Programmes haben gezeigt, daß eine visuelle Beobachtung und Registrierung der Vorgänge beim Niederschmelzen des Versuchsstabes unerlässlich ist.

Damit diese Vorgänge auch qualitativ und quantitativ ausgelegt werden können, wurde der EPBF-Versuchsstand mit einer Hochgeschwindigkeitsfilmkamera ausgerüstet (Abb. 6, (3)). Durch eines der Fenster am Versuchsbehälter wird damit der Versuchsablauf gefilmt. Mit der Kamera können maximal 10.000 Bilder/sec aufgenommen werden. Das entspricht bei einer

Projektionsgeschwindigkeit von 24 Bildern/sec einer Zeitdehnung um den Faktor 400. Dadurch ist es möglich, die Flugbahn und Geschwindigkeit der aus dem Versuchsstab emittierten Bruchstücke bzw. Tropfen geschmolzenen Materials zu bestimmen. Durch die Kenntnis der Leistungszeitfunktion ist es weiterhin möglich, die beobachtete Ejektion der elektrischen Stabileistung bzw. der aufgenommenen Gesamtenergie des Stabes zuzuordnen.

#### 4.3.4 Messung von Gasdurchfluß und Gastemperatur

Zum Messen und Registrieren des Gasdurchflusses bei Kühlexperimenten wird ein Durchflußmesser, dessen Funktionsprinzip von Gasdruck, Gastemperatur und Viskosität unabhängig ist, verwendet. Dies ist notwendig, da während des Kühlexperimentes der Druck im Kühlkreislauf verändert werden muß.

Der Durchflußmesser hat ein elektrisches Ausgangssignal von max. 5 V Gleichspannung, so daß eine Erfassung der Durchflußmenge-Zeit-Abhängigkeit möglich ist. Der Verlauf der elektrischen Stabileistung und die Abnahme des Kühlgasdurchflusses bei Kühlmittelausfallexperimenten können gleichzeitig registriert werden. Die Temperatur des Kühlgases wird am Anfang und Ende des Kühlkanals mit Thermoelementen gemessen.

#### 4.3.5 Messung der Oberflächentemperatur des Cannings und des Brennstoffs

An die Meßmethode zur Bestimmung der Temperaturen des Cannings und des Brennstoffs während eines EPBF-Experiments sind folgende Bedingungen gestellt:

- Meßbereich von 500° C bis ca. 3000° C
- das Temperaturprofil des Stabes und die Vorgänge während des Stabversagens dürfen durch Meßfehler nicht gestört werden
- der Meßpunkt muß in axialer Richtung verschiebbar sein, damit evtl. vorhandene axiale Temperaturgradienten am Versuchsstab gemessen werden können
- die Ansprechzeit des verwendeten Meßgerätes muß sehr klein sein, da bei der Durchführung von Leistungstransienten-Experimenten Zeitkonstanten von 1 - 2 ms den Leistungsanstieg bestimmen

Diese Forderung erfüllt am besten ein photoelektrisches Pyrometer, das im folgenden kurz beschrieben wird:

Das Gerät ist mit einem Indium-Antimon Detektor ausgerüstet. Für Indium-Antimon ist die relative Empfindlichkeit im Wellenlängenbereich von 0,5 - 8  $\mu\text{m}$  nicht wie bei anderen Detektoren durch ein ausgeprägtes Maximum sondern durch ein breites Plateau mit einer relativen Empfindlichkeit zwischen 70 % und 90 % gekennzeichnet. Das bedeutet, daß dieses Gerät für den geforderten großen Temperaturbereich gut verwendbar ist. Seine Ansprechzeit beträgt im gesamten Temperaturbereich ca. 1 ms. Der Maximalfehler liegt bei 3000<sup>o</sup> C um die 10 %.

Das Gerät ist an eines der Fenster am Versuchsgefäß montiert (Abb. 6, (2)), dessen Scheibe aus einem Spezialglas (Arsensulfidglas) mit sehr hoher Durchlässigkeit hergestellt ist. Eine geeignete Vorrichtung ermöglicht Schwenkung und horizontale Verschiebung des Geräts im mm-Bereich, so daß es möglich ist, den Meßpunkt auf dem Versuchsstab beliebig zu wählen. Die jeweilige Position, bezogen auf die Stablänge, wird elektrisch angezeigt und registriert. Zur Durchführung der Temperaturmessungen bei den Experimenten war es unerlässlich, die Ausgangssignale des Meßgerätes unter Betriebsbedingungen zu eichen. In diese Eichung geht hier neben dem Emissionsfaktor des Strahlers - Canning oder  $\text{UO}_2$  - die Absorption des Quarzglasrohres und die des Sichtfensters am Versuchsbehälter ein.

#### 4.3.5.1 Eichung der Meßanordnung für Temperaturmessungen am Canning

Zu diesem Zweck wurde nur die Hülle der Referenzstabes in den Versuchsbehälter montiert. Dieses Canning wurde auf der dem oben beschriebenen Pyrometer abgewandten Seite mit einem Längsschlitz versehen. Durch diesen Schlitz wurde ein PtRh/Pt Thermoelement mit 0,2 mm Aderdurchmesser eingeführt und an der Innenwand des Cannings festgeschweißt. Um Konvektionseinflüsse im Inneren des Cannings auszuschließen wurde es mit einem hochtemperaturfesten Isolationsmaterial ausgefüllt. Das Canning wurde durch elektrischen Strom geheizt und das Meßsignal des Pyrometers als Funktion der Thermospannung des Thermoelements aufgezeichnet. Durch Langzeitmessungen bei ca. 900<sup>o</sup> C wurden Alterungseinflüsse auf der Oberfläche des Cannings eliminiert. In der Abb. 10 ist das Ergebnis der Messungen dargestellt.

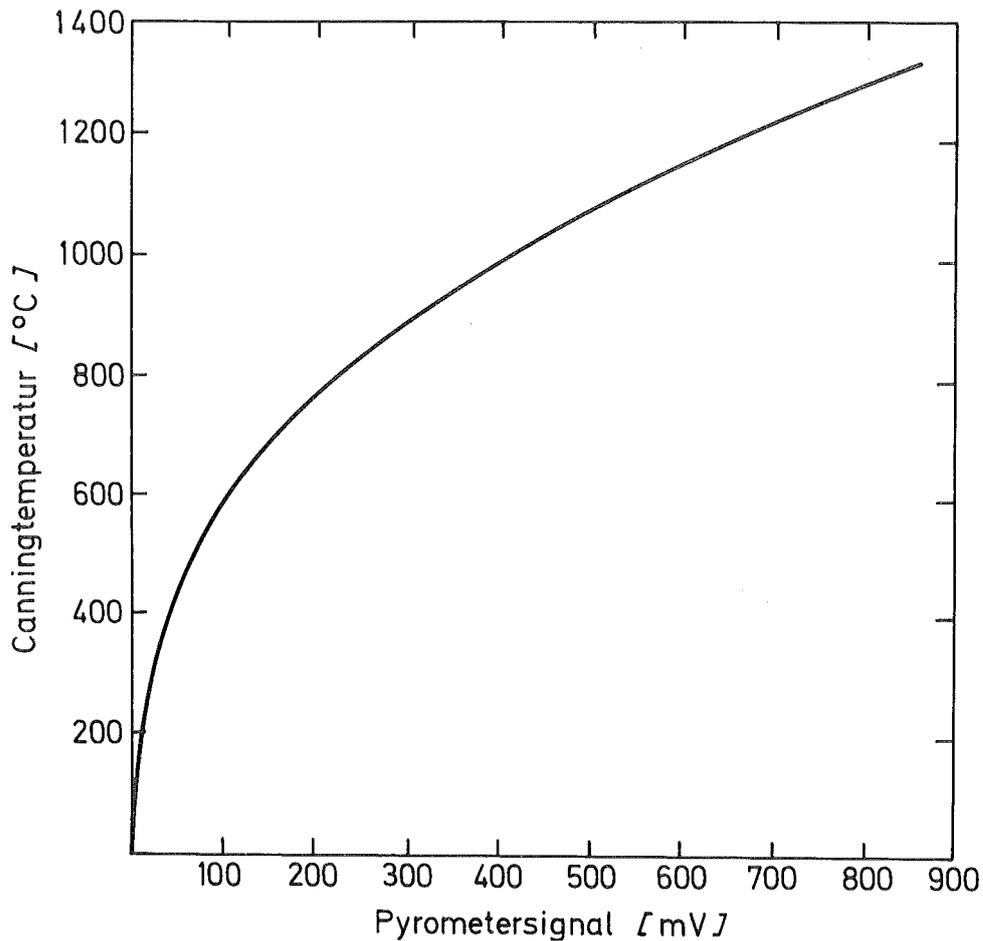


Abb. 10 Eichkurve des am EPBF-Stand verwendeten Temperaturmeßgerätes

#### 4.3.5.2 Eichung der Meßanordnung für $UO_2$ -Oberflächen-Temperaturmessung

Die Eichung des Pyrometers zur Messung der  $UO_2$ -Oberflächentemperatur ist erheblich schwieriger als die für die Messung der Canningtemperatur. Die Schwierigkeiten resultieren einmal aus der hohen Temperatur des  $UO_2$ , die mit ca.  $2500^\circ C$  deutlich über dem Meßbereich von Thermoelementen liegt, d.h. die Eichkurve müßte über einen weiten Bereich extrapoliert werden. Zum anderen ist es nicht möglich bei der gegebenen Versuchsanordnung ein Thermoelement so am  $UO_2$  anzubringen, daß große Fehlerquellen wie Gasspalte oder zu große Wärmeabfuhr an der Befestigungsvorrichtung ausgeschlossen werden können.

Durch metallurgische Bestimmung der  $UO_2$ -Oberflächentemperatur wurde versucht, die Eichung des Pyrometers ohne die erwähnten Schwierig-

keiten durchzuführen. Dazu wurden von den elektrisch beheizten Pellets metallurgische Schliffe angefertigt und die radiale Temperaturverteilung durch Bestimmung des Kornwachstums ermittelt (Abschnitt 6.2). Es zeigte sich, daß diese Methode für niedrige Temperaturen zu ungenau ist, da hier die Bestimmung der Korngröße des  $UO_2$  mit großen Fehlern behaftet ist.

Es wird nun versucht, die Eichung des Pyrometers für  $UO_2$ -Oberflächentemperaturen durch die Kombination zweier Methoden durchzuführen. Für den Temperaturbereich bis ca.  $1500^{\circ} C$  sollen Thermoelemente verwendet werden, die mit neu auf dem Markt befindlichen hochtemperaturfesten Klebstoffen am  $UO_2$  befestigt werden. Zur Stützung der Extrapolation der dadurch gewonnenen Eichkurve für den Temperaturbereich bis  $2500^{\circ} C$  wird die metallurgische Temperaturbestimmung über das Korngrößenwachstum herangezogen.

## 5. Durchführung der Experimente

Die bisherigen Versuchsreihen können in drei Gruppen unterteilt werden:

1. Vorheizen des EPBF-Referenzstabes bis zum stationären Betrieb
2. Stationäre und quasidynamische Versuche ohne He-Kühlung
3. Versuche im He-Loop (LOF-Experimente)

### 5.1 Vorheizen des UO<sub>2</sub>-Stabes

Urandioxid ist bei niedrigen Temperaturen ein schlechter elektrischer Leiter. Um die Leitfähigkeit des Referenzstabes zu erhöhen wurden zwei Methoden verwendet:

- Indirektes Vorheizen auf eine mittlere Temperatur von ca. 700° - 800° C mit Hilfe eines Heizofens
- Hochheizen auf diese Temperatur durch Anlegen einer hohen Spannung

Ist diese Vorheizphase positiv abgeschlossen, so wird die Probe für den weiteren Betrieb an einen geregelten Stromkreis angeschlossen. Die Regelung verhindert, daß der UO<sub>2</sub>-Stab unkontrollierbar Strom zieht, was er aufgrund der negativen Widerstandscharakteristik des UO<sub>2</sub> täte, und sich somit selbst zerstört. Im weiteren wird dieses Anschließen an den geregelten Stromkreis durch den Ausdruck "Übernahme durch die EHA" ersetzt.

#### 5.1.1 Indirektes Vorheizen

##### 5.1.1.1 Vorheizen durch direkte Stromzufuhr durch das Canning

In den ersten Versuchsserien wurde das Canning direkt hochgeheizt und wirkte somit als Strahlungs-ofen, der die UO<sub>2</sub>-Pelletsäule auf die gewünschten Temperaturen brachte. Danach wurde die Probe an die EHA angeschlossen und die direkte Beheizung des Canning unterbrochen. Dieses Vorgehen wurde jedoch fallengelassen, weil folgende Punkte experimentiertechnisch schwierig zu bewältigen waren:

- a) Die zwei Cu-Elektroden (Abschnitt 6.1, Abb. 12), die man zur Stromzufuhr benötigt, durften den Versuchsablauf nicht stören, was jedoch selten gelang:
- hatte man sie zu eng angelegt, konnte man sie schlecht entfernen, ohne daß die Pelletsäule zum Vibrieren kam, was Kurzschlüsse zur Folge hatte;
  - saßen die Elektroden etwas locker, so war die Stromzufuhr an das Canning mehr oder weniger ungenügend. Demzufolge schmolzen auch die Cu-Elektroden ab, ehe man das Canning und somit die  $UO_2$ -Pelletsäule genügend hochgeheizt hatte;
  - ließ man sie schließlich dran und unterbrach lediglich die elektrische Stromzufuhr an das Canning nach der Übernahme des Heizbetriebes durch die EHA, so führte dies zu starken Inhomogenitäten in der Stabtemperaturverteilung und zu damit verbundenen Störungen des Versuchsablaufes.
- b) Die Durchschlagfestigkeit des Heliums war bei Drücken  $< 3$  atü nicht genügend groß.

Es wurde beobachtet, daß bei den Versuchen unter Formiergasatmosphäre (92 %  $N_2$ , 8 %  $H_2$ ) die Übernahme durch die EHA einwandfrei funktionierte, dieselbe jedoch unter Heliumatmosphäre mißlang. Durchschläge zwischen Canning und Hülle während des Aufheizens zwangen zum vorzeitigen Abbrechen des Versuchs. Überlegungen führten zu dem Schluß, daß die Ursache für dieses Verhalten in den unterschiedlichen Durchschlagfestigkeiten von Helium und Formiergas lagen. Um auch unter Heliumatmosphäre bedenkenlos experimentieren zu können, müßte man den Systemdruck auf ca. 10 atü erhöhen, was jedoch in der 1. Phase der Experimente nicht geschehen durfte, da der bis zu 16 atü ausgelegte Versuchsstand noch nicht vom TÜV abgenommen worden war.

#### 5.1.1.2 Vorheizen durch Verwendung eines StrahlungsOfens

Nach diesen Erfahrungen ging man daran, einen StrahlungsOfen zu verwenden, der den gesamten Stab auf die zur Übernahme durch die EHA notwendigen Temperaturen vorheizen sollte.

Die technischen Schwierigkeiten bei dieser Methode waren relativ gering. Der Strahlungssofen (ein zylinderförmig gebogenes Tantal-Blech mit einer ca. 10 mm axialen Öffnung zum Heran- und Wegfahren) wurde nach der Übernahme der Probe durch die EHA seitlich entfernt und beeinflusst nicht den weiteren Versuchsverlauf. Die Versuchsauswertungen zeigten jedoch, daß die axiale Öffnung typisch das thermische Stabverhalten beeinflusste. Das während des Vorheizens ausgebildete radiale Temperaturprofil war wegen der Strahlungsverluste an der offenen Seite des Strahlungssofens asymmetrisch. Nach der Übernahme durch die EHA konnte diese Asymmetrie wegen der negativen Widerstandscharakteristik des  $UO_2$  selten ausgeglichen werden (vgl. Abschnitt 6.1, Versuch-Nr. 25, Abb. 19). Abhilfe hätte man sich verschaffen können, wenn man als Strahlungssofen ein Rohr verwendet hätte, das man in axialer Richtung entfernen würde. Dies jedoch scheiterte an Schwierigkeiten, die die diesbezüglich notwendigen Umbauten an der Versuchskugel mit sich brächten.

#### 5.1.2 Direktes Vorheizen

Währenddessen führte eine Meßreihe, die den Stab-Gesamtwiderstand (bei Zimmertemperatur) neu ermitteln sollte - dies erschien notwendig, weil zwischendurch mit 90 %-igen  $UO_2$ -Pellets gearbeitet wurde - zu einem Ergebnis, das sich stark von älteren Angaben unterschied. Demnach betrug der Gesamtwiderstand des  $UO_2$ -Referenzstabes  $400\text{ M}\Omega$  -  $1.2\text{ M}\Omega$ , je nach Elektroden-Anpreßdruck. Dieses Ergebnis stand im krassen Widerspruch zu einer früheren Angabe, wonach der Widerstand des gleichen Stabes bei  $50\text{ M}\Omega$  -  $100\text{ M}\Omega$  liegen sollte. Diese Angabe, bei der offenbar kein Anpreßdruck berücksichtigt worden war und möglicherweise auch keine sauber planparallel geschliffenen  $UO_2$ -Pellets verwendet wurden, war zunächst nicht angezweifelt worden. Dies ließ auch Versuche, den Referenzstab durch elektrische Stromzufuhr vorzuheizen, irrelevant erscheinen. Geht man davon aus, daß die maximal erlaubte Spannung (vgl. Abschn. 4.3.2), die man am Stab anlegen darf, bei ca. 800 V liegt, und nimmt man einen mittleren Probewiderstand von ca. 75 - 80  $M\Omega$  an, so ergibt eine grobe Abschätzung unter Zugrunde-

legung eines Wärmekapazitätswertes von

$$W_{C,UO_2} \approx 1 \text{ cal/Grad}$$

bei Zimmertemperatur, daß man etwa 8 h benötigt, um den Stab von Zimmertemperatur auf ca. 150° C zu bringen. Dieser Zeitmaßstab erschien irrelevant zur Durchführung des Programms, was die Suche nach anderen Methoden (vgl. Abschnitt 5.1.1.1, 5.1.1.2) zur Folge hatte.

Nach der bereits erwähnten Meßreihe erschien jedoch gerade der Weg der direkten Vorheizung als die optimale Lösung. Eine anschließend durchgeführte Versuchsreihe zeigte auch, daß diese Methode die bisher geeignetste war. In der Mehrzahl der Fälle konnte der Probestab nach 10 - 15 min auf eine Temperatur vorgeheizt werden, die eine Übernahme durch die EHA ermöglichte (Tab. 2).

Versuch Nr.	Spannung [V]	Druck [atü]	Gasart	Widerstand [M $\Omega$ ]	Strahlungs- ofen	Durchschlag	Übernahme durch EHA	Bemerkungen
1	≈ 940	10	He	0.75	nein	nein	ja	Alle Widerstands- messungen erfolgten bei Zimmer- Temperatur
2	≈ 940	8.5	He		ja	ja	nein	
3	≈ 940	10	He	5	nein	nein	nein	
4	≈ 940	10	He	2	ja	nein	ja	
5	≈ 400	2.5	He	1.7	ja	ja	nein	
6	≈ 200	1	He	3.5	ja	ja	nein	
7	≈ 600	3	He	1.7	ja	nein	ja	
8	≈ 600	3	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	ja	nein	ja	
9	≈ 600	3	He	1	ja	nein	ja	
10	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	Änderung der Gasart nach dem Vorheizen
11	≈ 940	2.5	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	ja	nein	ja	
12	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	ja	nein	ja	
13	≈ 940	2	He	1	nein	nein	ja	
14	≈ 940	2	He	1	ja	ja	nein	
15	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	
16	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	
17	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	
18	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	0.85	nein	nein	ja	
19	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	
20	≈ 940	2	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub>	1	nein	nein	ja	

Tabelle 2

6. Experimentelle Ergebnisse

6.1 Stationäre und quasidynamische Versuche ohne He-Kühlung

Im folgenden werden einige dieser Versuche, deren Auswertung sinnvolle qualitative Aussagen erlauben, analytisch beschrieben; in der Tabelle 3 sind des besseren Überblicks wegen mehrere Daten zusammengefaßt.

Versuch	$q_A$	$q_E$	$T_{BA}$	$T_{BZ}$	$T_{BM}$	Canning	$E_S$
19	40	230	1172	1334	1246	Ja	-
20	40	400	1172	1334	1246	Ja	-
24	40	430	1172	1334	1246	Ja	3
25	40	100	1172	1334	1246	Ja	3.5
26	40	430	1172	1334	1246	Ja	3.5
36	90	430	1497	1957	1700	Nein	3
39	60	430	1326	1604	1451	Nein	-
40	60	430	1326	1604	1451	Nein	3.4
56	80	380	1445	1846	1623	Nein	-
$q$ in W/cm		A : Anfang		BA : Brennstofffaßen			
$T$ in °C		E : Ende		BZ : Brennstoffzentral			
$E_S$ in KWs/gr-UO <sub>2</sub>				BM : Brennstoffmittel			

Tabelle 3 Zusammenfassung der wichtigsten Daten der in diesem Bericht beschriebenen EPBF-Versuche. Der Versuch K 11 (Kühlmittel-ausfall-Versuch) ist hierbei nicht aufgeführt.

Versuch-Nr. 19

Beobachtungen:

1. Leistungserhöhung entsprechend Abb.11
2. Zwischen 64 W/cm und 66 W/cm abruptes Abschmelzen des Cannings entlang des Stabes (Abb.12). Ein "Stearin-Kerze" -Effekt konnte nicht beobachtet werden. An manchen Stellen erstarrte das geschmolzene Canning-Material wieder.
3. Der Stab blieb bis zum Ende des Versuches quasi intakt
4. Ab 140 W/cm konnte man schwache Ejektion von geschmolzenem  $UO_2$ -Material beobachten.
5. Der Versuch endete bei  $q = 230$  W/cm, da der elektrische Kontakt unterbrochen wurde.

Abb.12 zeigt den Stab nach dem Versuch.

6. Die Untersuchung der Pellets nach dem Versuch zeigte deutlich die Bildung eines axial symmetrisch verlaufenden Schmelzkanals (Abb.13, Abb.14), dessen Querschnitt ca. 25 % des gesamten Pellet-Querschnitts betrug.

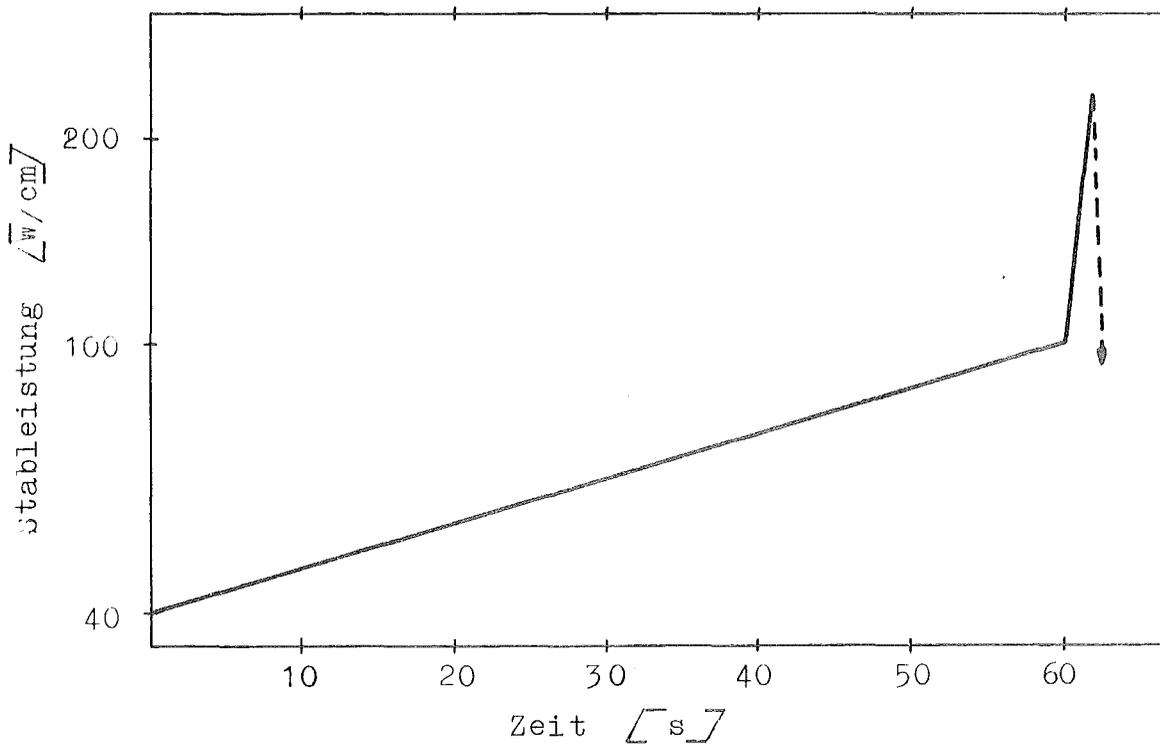


Abb. 11 Stableistung als Funktion der Zeit

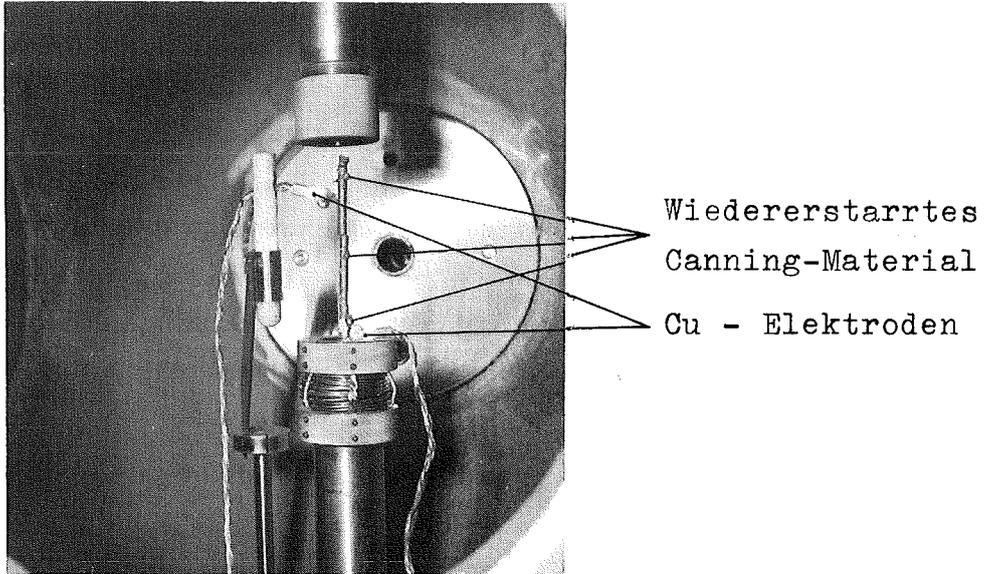


Abb. 12 Der  $\text{UO}_2$ -Brennstab  
nach dem Versuch 19

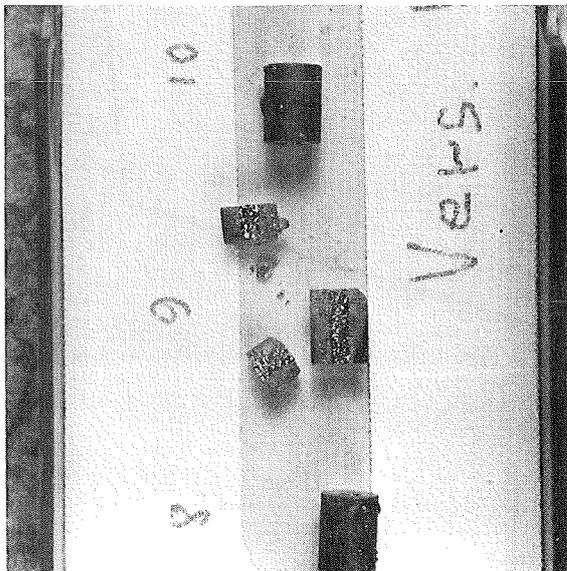


Abb. 13 Einzelne Pellets  
nach dem Versuch 19

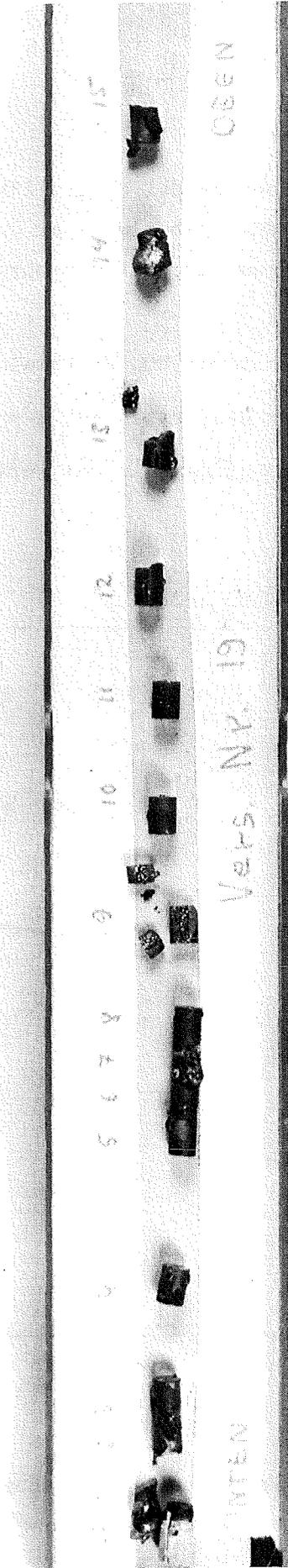


Abb. 14 Aufnahme der Pellets des  $UO_2$ -Brennstabes nach den Versuch 19

Versuch-Nr. 20

Bemerkungen:

1. Leistungserhöhung entsprechend Abb. 15
2. Canning schmilzt nur in der oberen Hälfte ab, läuft nach unten und kontaktiert am unteren Ende des Stabes mit der Cu-Elektrode. Dadurch ist die gesamte Leistung nur auf der oberen Hälfte des Stabes aufgeprägt.
3. Schwache Ejektion von geschmolzenen  $UO_2$ -Partikeln bei  $q = 170$  W/cm.
4. Katapultartiges Wegschleudern des Stabes bei  $q = 400$  W/cm.
5. Zentraler Schmelzkanal und sonstiges wie bei Versuch 19.

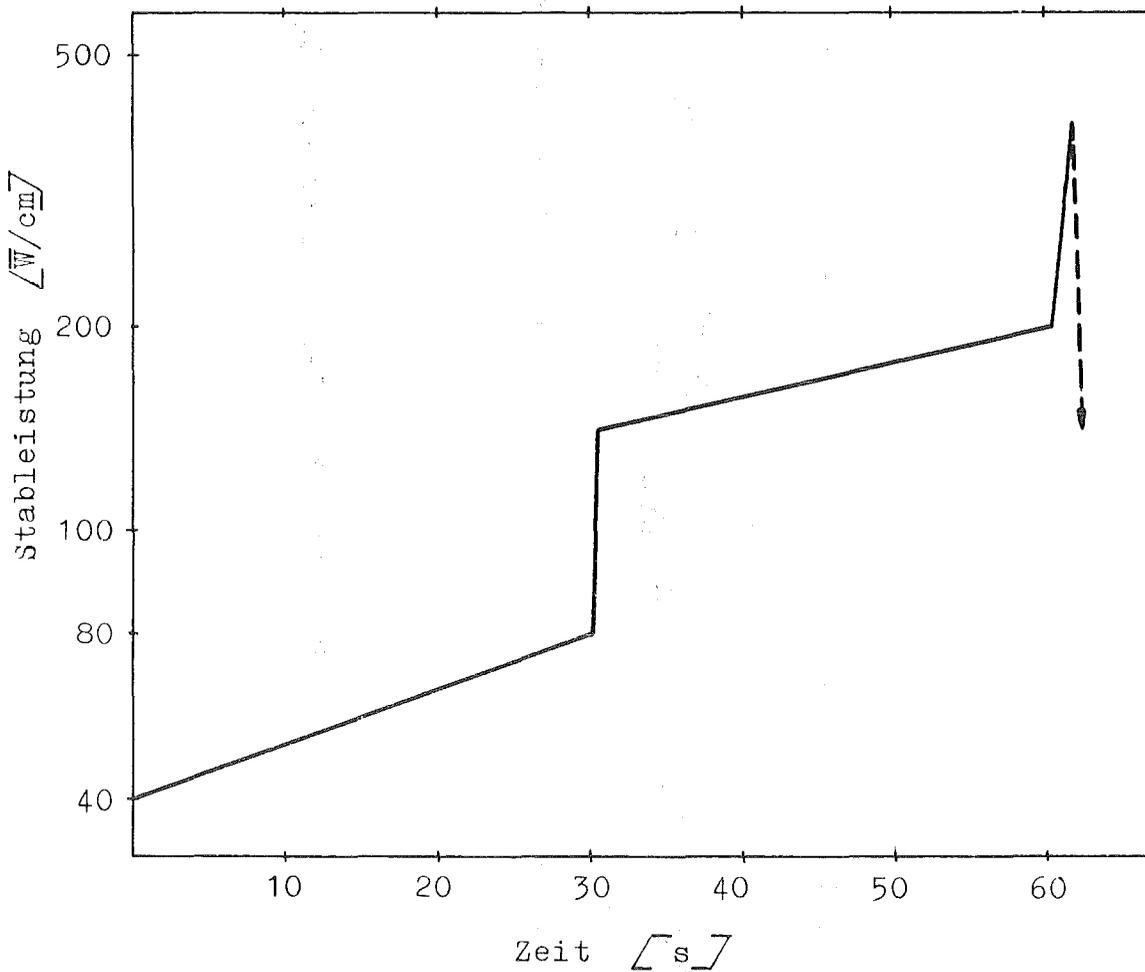


Abb. 15 Stableistung als Funktion der Zeit

Versuch-Nr. 24

Beobachtungen:

1. Leistungserhöhung von  $q = 40 \text{ W/cm}$  auf  $q = 420 \text{ W/cm}$  durch Schalterbetätigung. Der Leistungsausstieg erfolgt mit einer Zeitkonstante in der Größenordnung von 1 - 2 sec (Abb. 16).
2. Rasches Abschmelzen des Cannings ca. 1 sec nach Aufprägung der Leistung bei ca.  $80 \text{ W/cm}$ . Kein "Stearin-Kerzen"-Effekt.
3. Das Abschmelzen des Cannings verursachte elektrischen Kontakt (s. a. Versuch-Nr. 20), der bewirkte, daß die gesamte Leistung von  $N = 1700 \text{ W}$  nur der 4 oberen Pellets aufgeprägt wurde, also auf eine Länge von 2.5 cm. Heftige Ejektion von geschmolzenen  $\text{UO}_2$ -Partikeln bei  $q = 680 \text{ W/cm}$ .
4. Schmelzkanal in der Mitte des Stabes (Abb. 17), Nimmt jedoch von oben nach unten stark zu, entsprechend den Abb.19a und 19b.

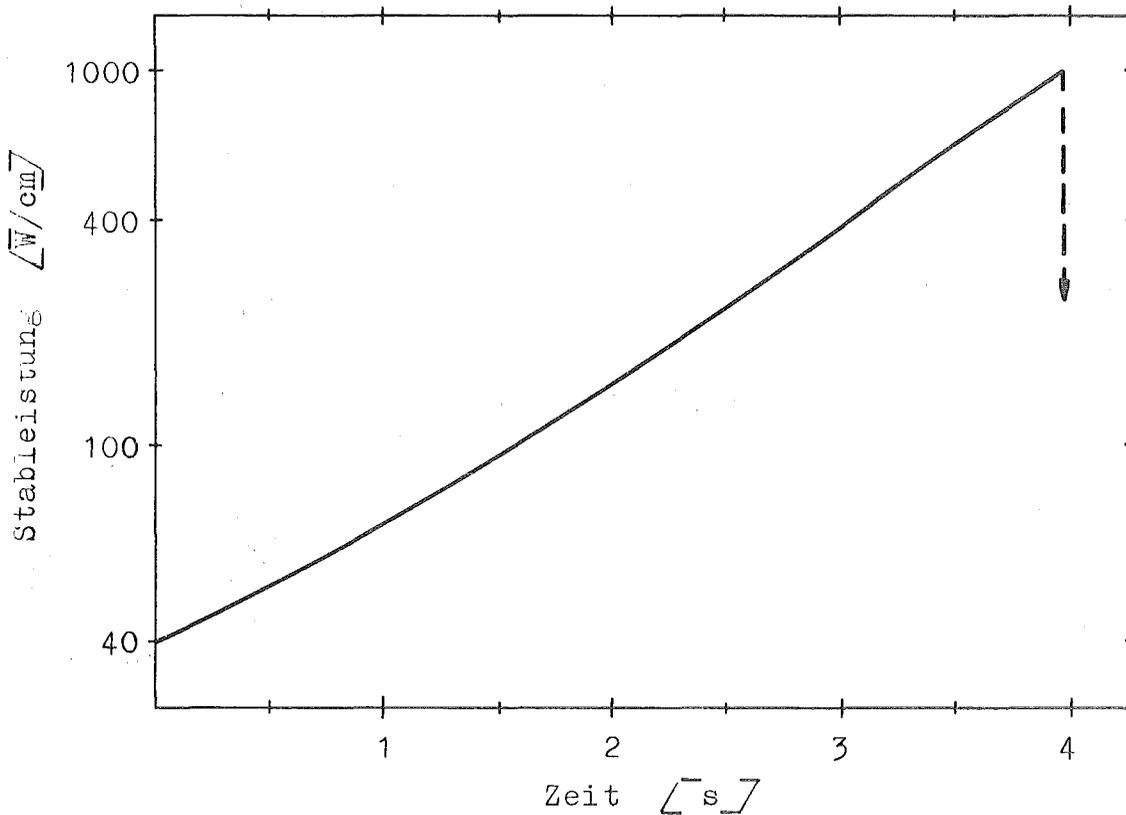


Abb. 16 Stableistung als Funktion der Zeit

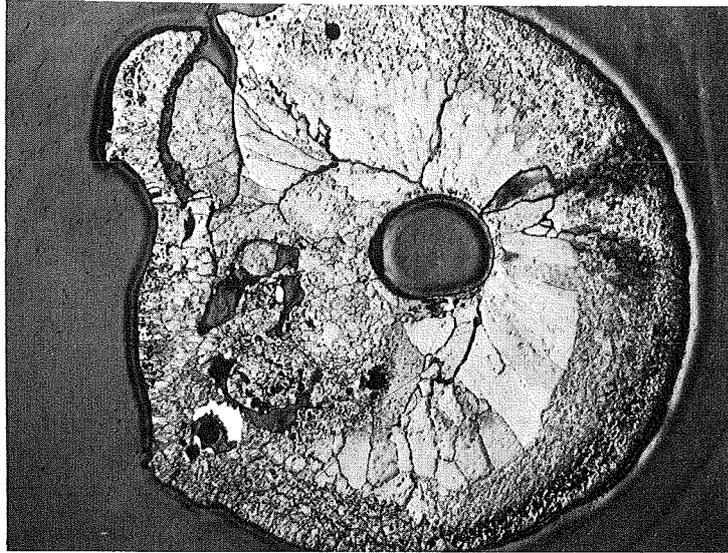


Abb. 17a

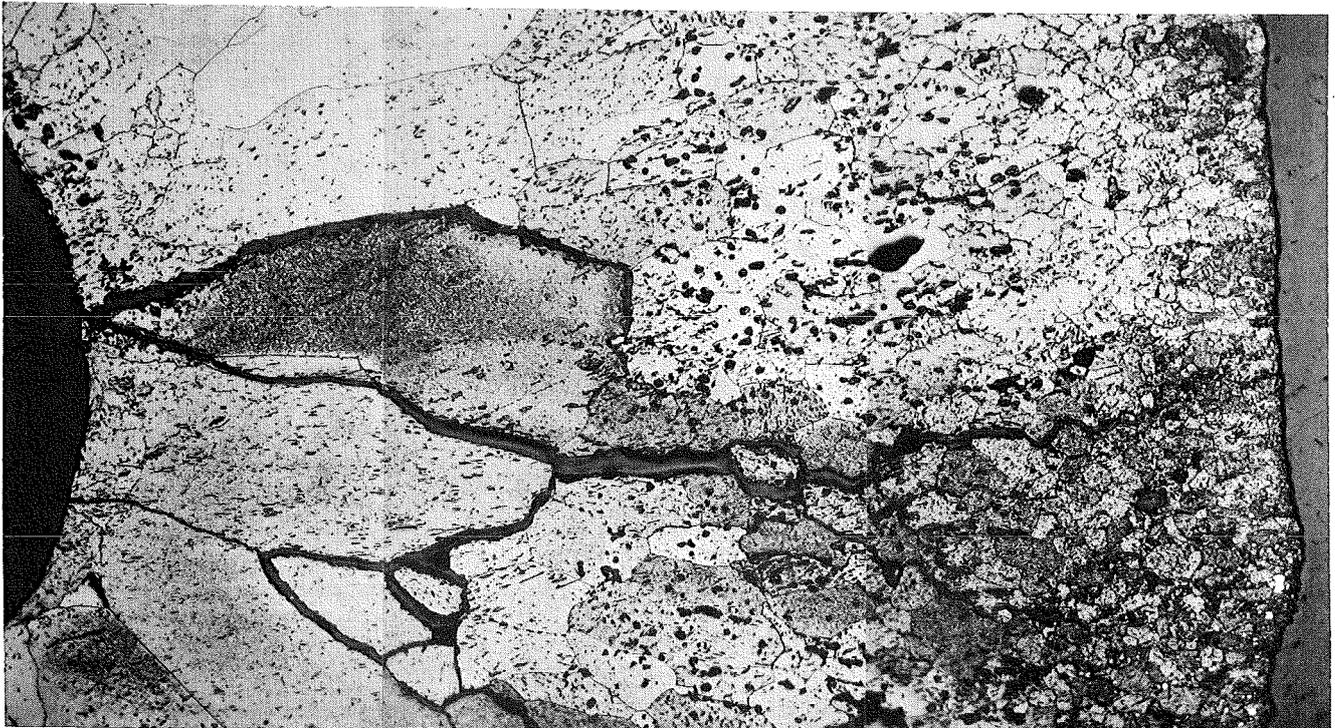


Abb. 17b

Abb. 17 Aufnahme eines UO<sub>2</sub>-Pellet-Schliffes, Abb. 17a,  
und Teilvergrößerung desselben auf 100:1, Abb. 17b

Versuch-Nr. 25

Beobachtungen:

1. Stableistung von  $q=40$  W/cm auf  $q=100$  W/cm erhöht und konstant gehalten (Abb. 18 ).
2. Heftige  $UO_2$ -Partikel-Ejektion 4.1 sec nach Erreichung der 100 W/cm aus mehreren axialverteilten Stellen des Stabes.
3. Zusammenbruch des Stabes auf Grund der axialen Ausdehnung und Pellet-Verkantungen nach weiteren 1.7 sec.
4. Schmelzkanal radial verschoben, Abb.19, und axial nicht symmetrisch verlaufend, ein Phänomen, das in Abschnitt 5.1.1.2 erklärt wurde.

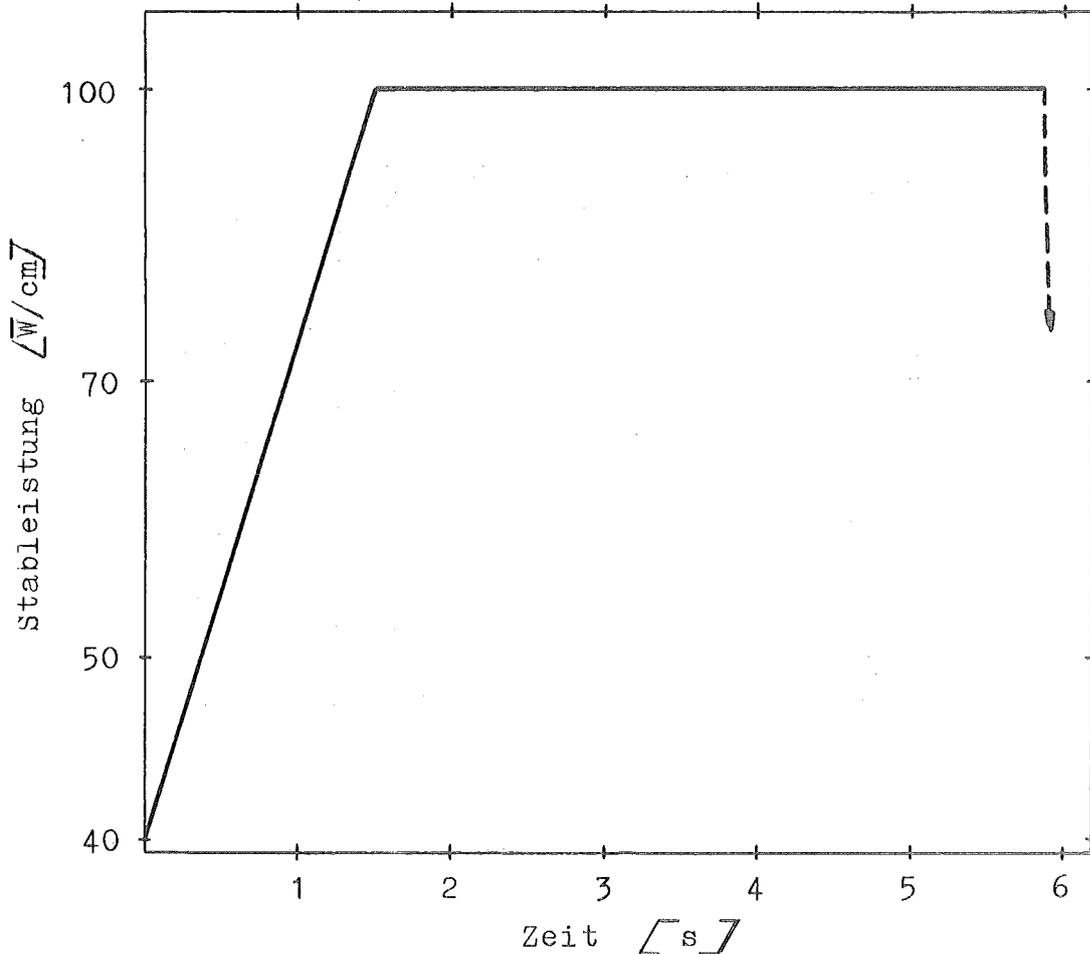


Abb. 18 Stableistung als Funktion der Zeit

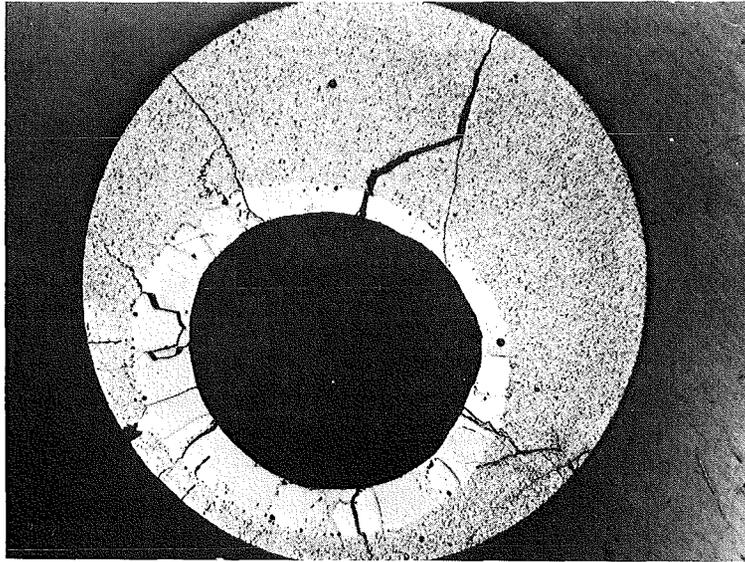


Abb. 19a

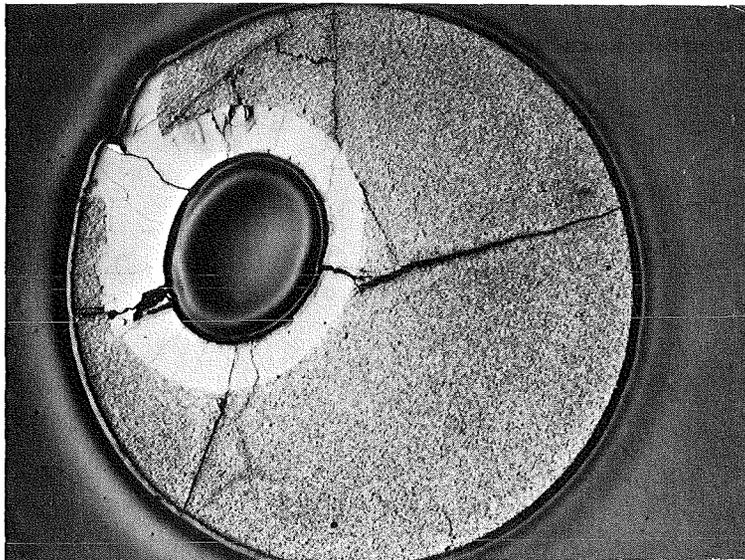


Abb. 19b

Abb. 19 Lage und Ausmaß des Schmelzkanals in zwei Pellets des Brennstabes ( Versuch-Nr. 25)

Versuch-Nr. 26

1. Stableistung von  $q = 40 \text{ W/cm}$  auf  $q = 430 \text{ W/cm}$  durch Schalterbetätigung erhöht und konstant gehalten (Abb. 20).
2. Wiedererstartetes Canningmaterial stört nicht den Versuchsablauf (kein Kurzschluß).
3. Heftige  $\text{UO}_2$ -Partikel-Ejektion, angefangen bei  $q = 200 \text{ W/cm}$  bis Umfallen des Stabes, 1.8 sec nach Erreichung der maximalen Stableistung von  $q = 430 \text{ W/cm}$  (vgl. Abb. 20).

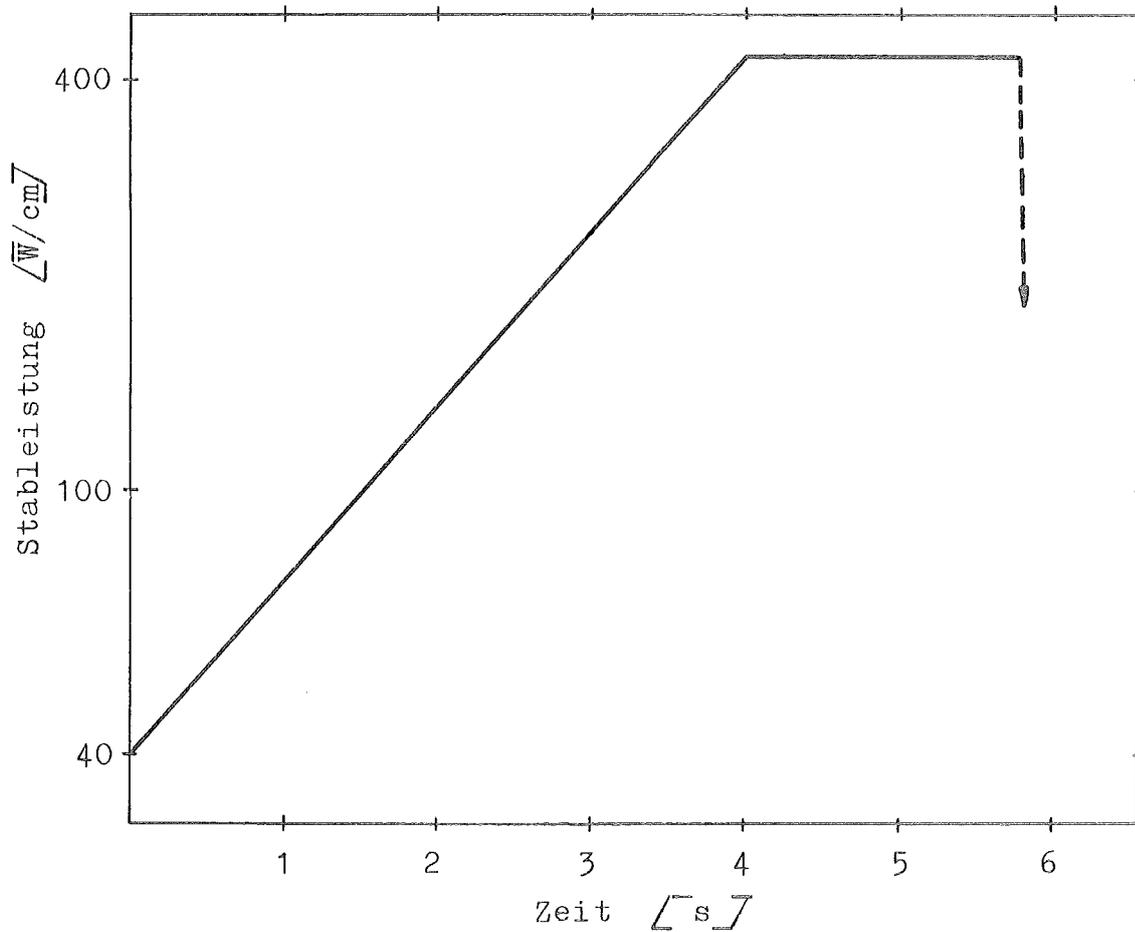


Abb. 20 Stableistung als Funktion der Zeit

Versuch-Nr. 36

90 % Pellets, Kein Canning

1. Leistungsverlauf entsprechend Abb. 21 von  $q = 90 \text{ W/cm}$  auf  $q = 430 \text{ W/cm}$ .
2. Ejektion von  $\text{UO}_2$ -Partikeln setzte bei  $q = 180 \text{ W/cm}$  ein. Das geschmolzene Material erstarrte jedoch zum Teil wieder nachdem es auf der Oberfläche des  $\text{UO}_2$ -Stabes erschien. Die Ejektionen verliefen nicht so heftig, wie bei den bisherigen Versuchen.
3. Umkippen des Stabes 1.5 sec nach Erreichung der maximalen Stableistung von  $q = 430 \text{ W/cm}$ , Abb. 21.

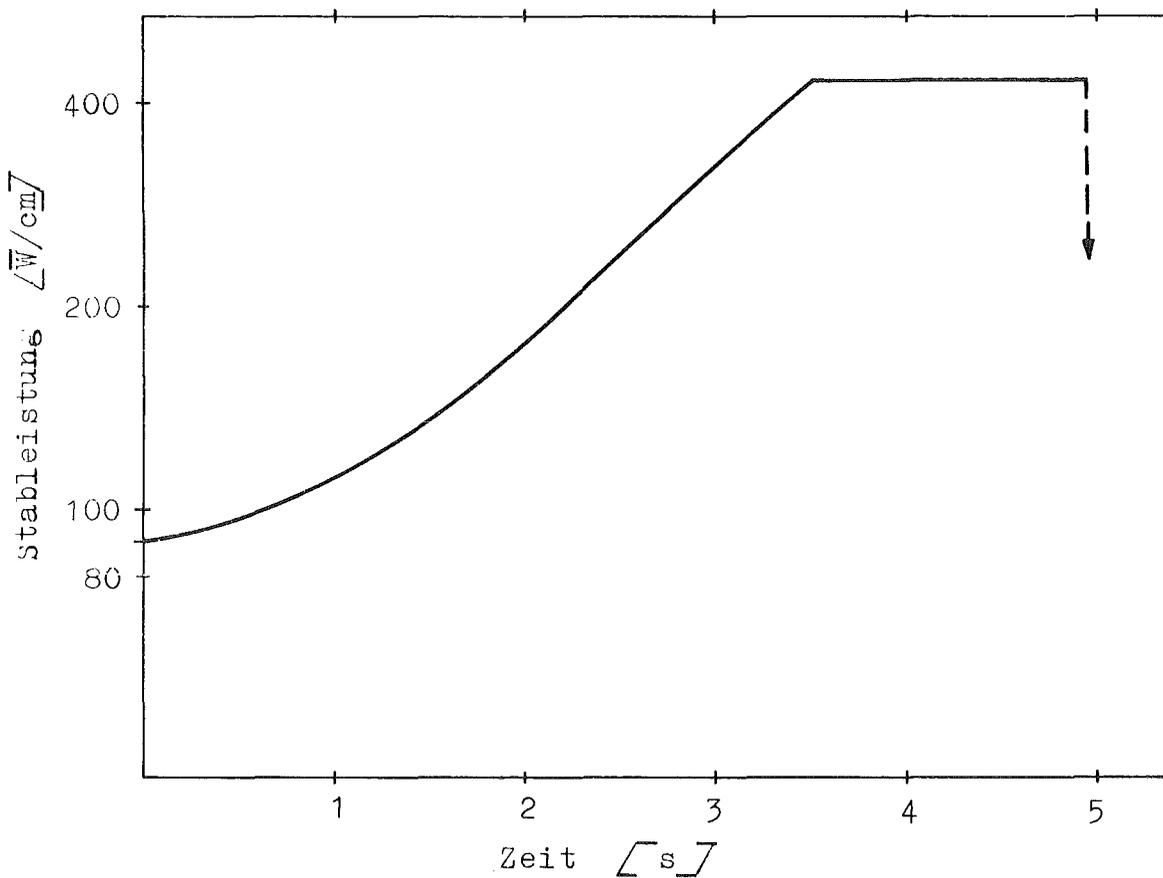


Abb. 21 Stableistung als Funktion der Zeit

Versuch-Nr. 39 und 40

90 % Pellets, kein Canning

1. Leistungssteigerung entsprechend Abb. 22
2. Bei diesen Versuchen kam es nicht, wie bisher, zur mehr oder minder heftigen  $UO_2$ -Partikel-Ejektion. Das geschmolzene Material tropft vielmehr aus dem unteren Stabende heraus. In Abb.22 ist der Beginn dieser "Fließphasen" beim Versuch 40 eingezeichnet.
3. Umkippen des Stabes 2 sec nach Erreichung der maximalen Stableistung von  $q = 430 \text{ W/cm}$ .

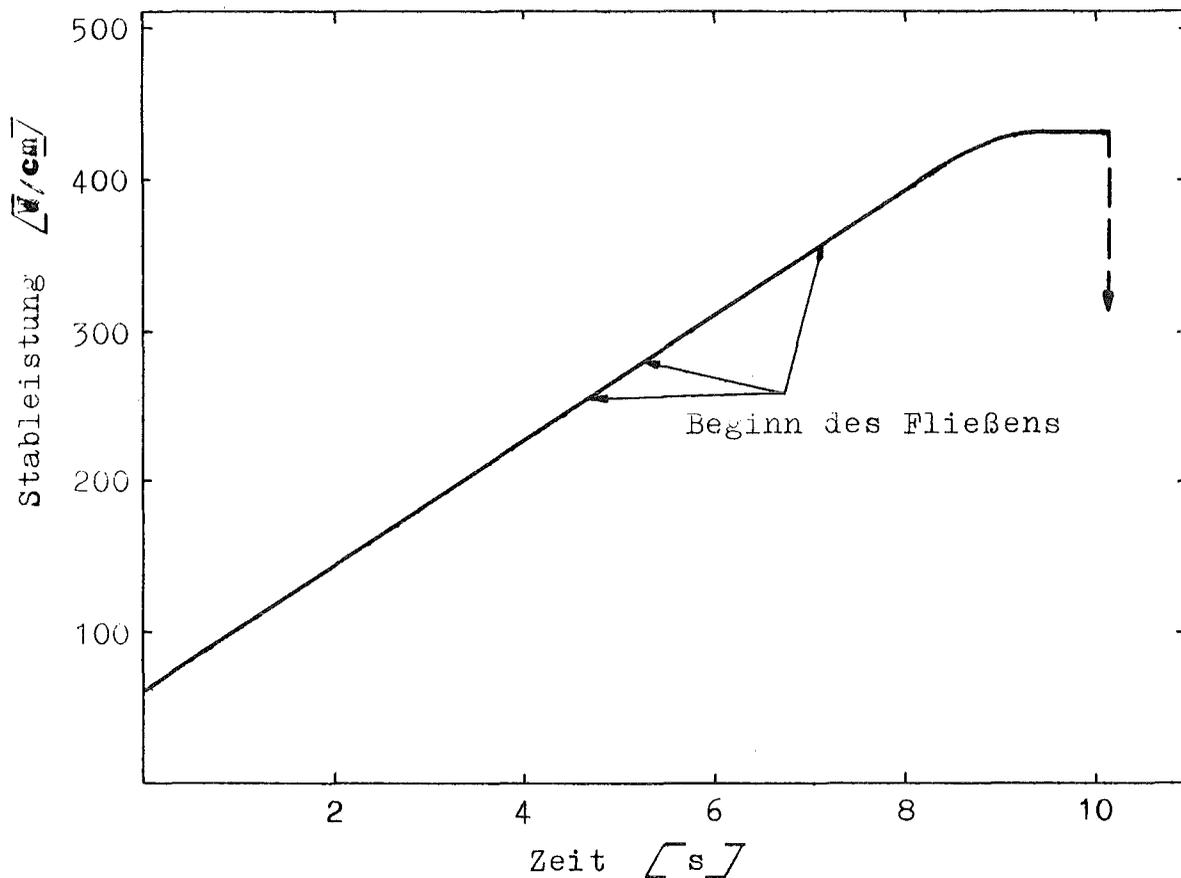


Abb. 22 Stableistung als Funktion der Zeit

Versuch-Nr. 56

90%-Pellets, kein Canning

Beobachtungen:

1. Leistungsverlauf entsprechend Abb. 23
2. Ejektion von geschmolzenem  $UO_2$ -Material setzt bei ca.  $q = 230$  W/cm ein und dauert bis zum Versuchsende an.
3. Umkippen des Stabes und Beendigung des Versuchs vor Erreichung der Soll-Leistung von  $q = 430$  W/cm.

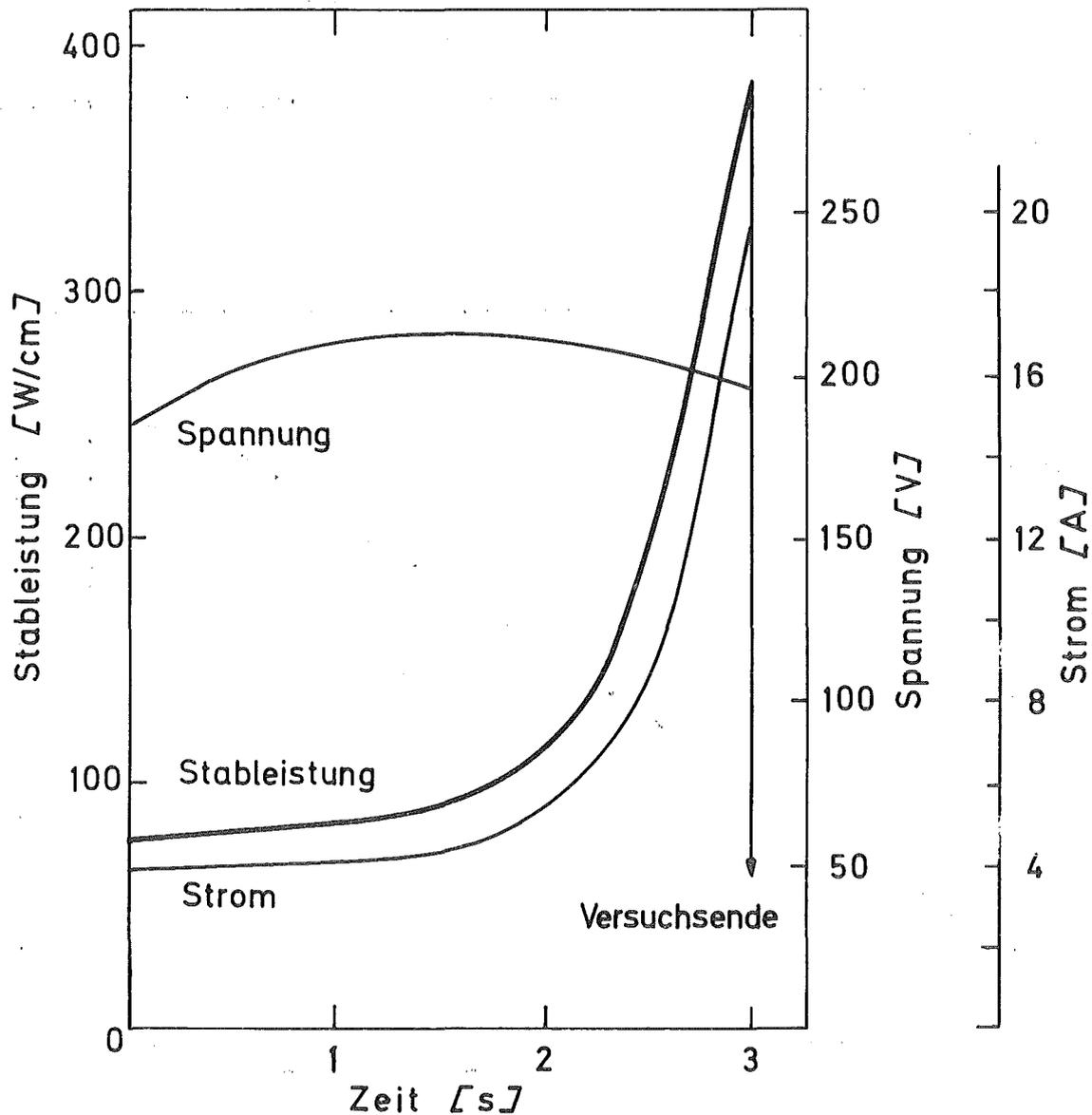


Abb. 23 Strom-, Spannungs- und Stableistungsverlauf als Funktion der Zeit beim Reaktivitätsunfall-Simulationsversuch Nr. 56

## 6.2 Stationäre Versuche im He-Loop

Die ursprüngliche Version der Gasführung wurde dahingehend geändert, daß durch das Anbringen eines Quarzrohres um den Stab das Gas in definierter Form am Brennstab entlang strömt, somit reproduzierbare Betriebsbedingungen ermöglicht und die Berechnungen vereinfacht. Das Quarzrohr ist über eine elektrische Vorrichtung fernbedienbar und wird bei der Simulation des Kühlmittelverlust-Unfalls entfernt, so daß der Ablauf des Unfalls nicht untypisch beeinflusst wird (vgl. Abschn. 4.2.3). In der Abb. 8 ist diese Vorrichtung detailliert dargestellt.

Als erstes Ergebnis sei an dieser Stelle folgender Versuch samt Auswertung beschrieben:

Kühlmittelausfallversuch Nr. K 11:

Stationärer Zustand erreicht nach ca. 1 Std. In Abb. 24 wird dargestellt, wie die verschiedenen Größen bis zur Erreichung des stationären Zustandes sich veränderten.

Stationäre Betriebsdaten:

	gemessen	berechnet
$T_{HA}$	657 °C	654.4 °C
$T_{BA}$	1450 °C	920 °C
$B_{BZ}$	2160 °C/2290 °C	2247.2 °C
$q_{St}$	150 W/cm	150 W/cm

Nach ca. 15 min stationären Betriebs wurde der Versuch abgebrochen. In Abb. 25 sind Übersichtsaufnahmen eines Pellets in Längsschliff, das metallurgisch ausgewertet wurde, mit eingezeichnetem Temperaturprofil, (vgl. auch Abb. 26), zu sehen.

Das Temperaturprofil in diesem Pellet wurde über das Korngrößenspektrum ausgerechnet (Abb. 26).

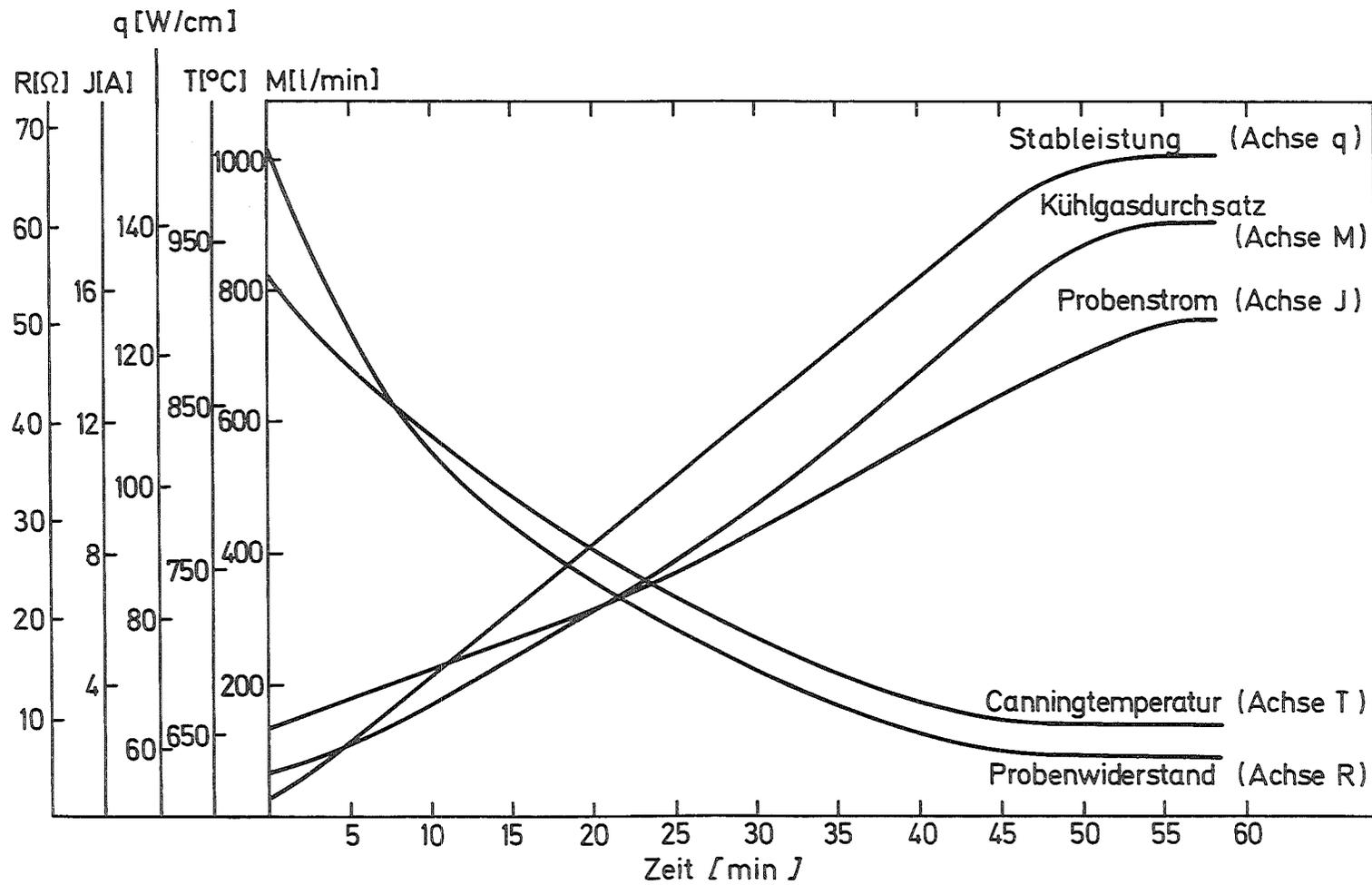


Abb. 24 Variation der Einflußparameter und -Größen bis zur Erreichung des angestrebten stationären Zustands beim Versuch K11 im He-Loop

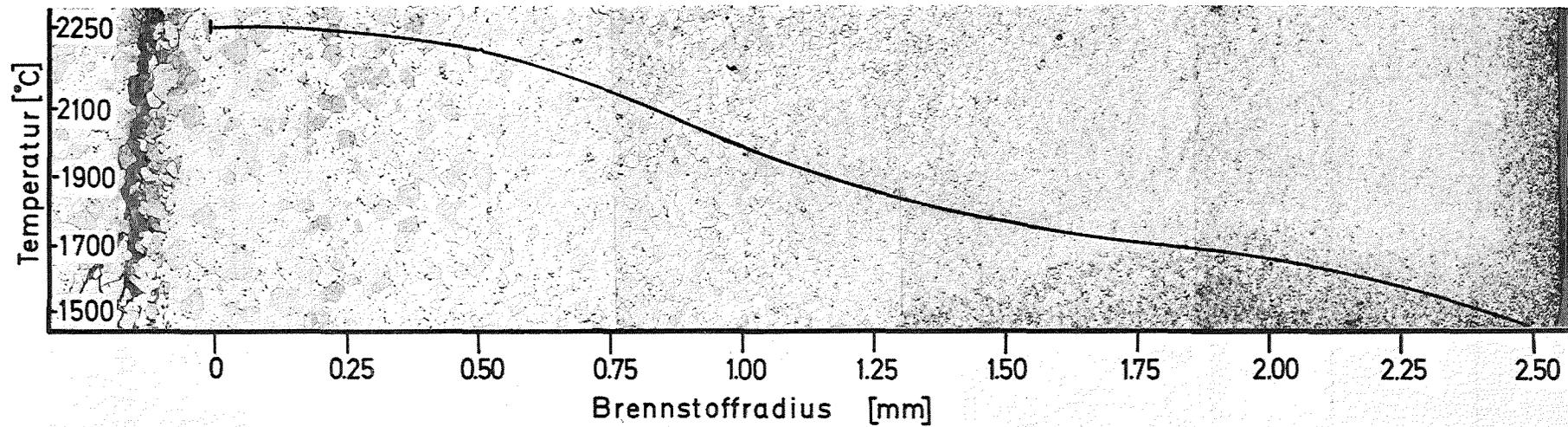


Abb. 25 Aufnahmen eines längsgeschliffenen UO<sub>2</sub>-Pellet nach dem Versuch K11. Das eingezeichnete Temperaturprofil wurde über das Korngrößenspektrum errechnet.

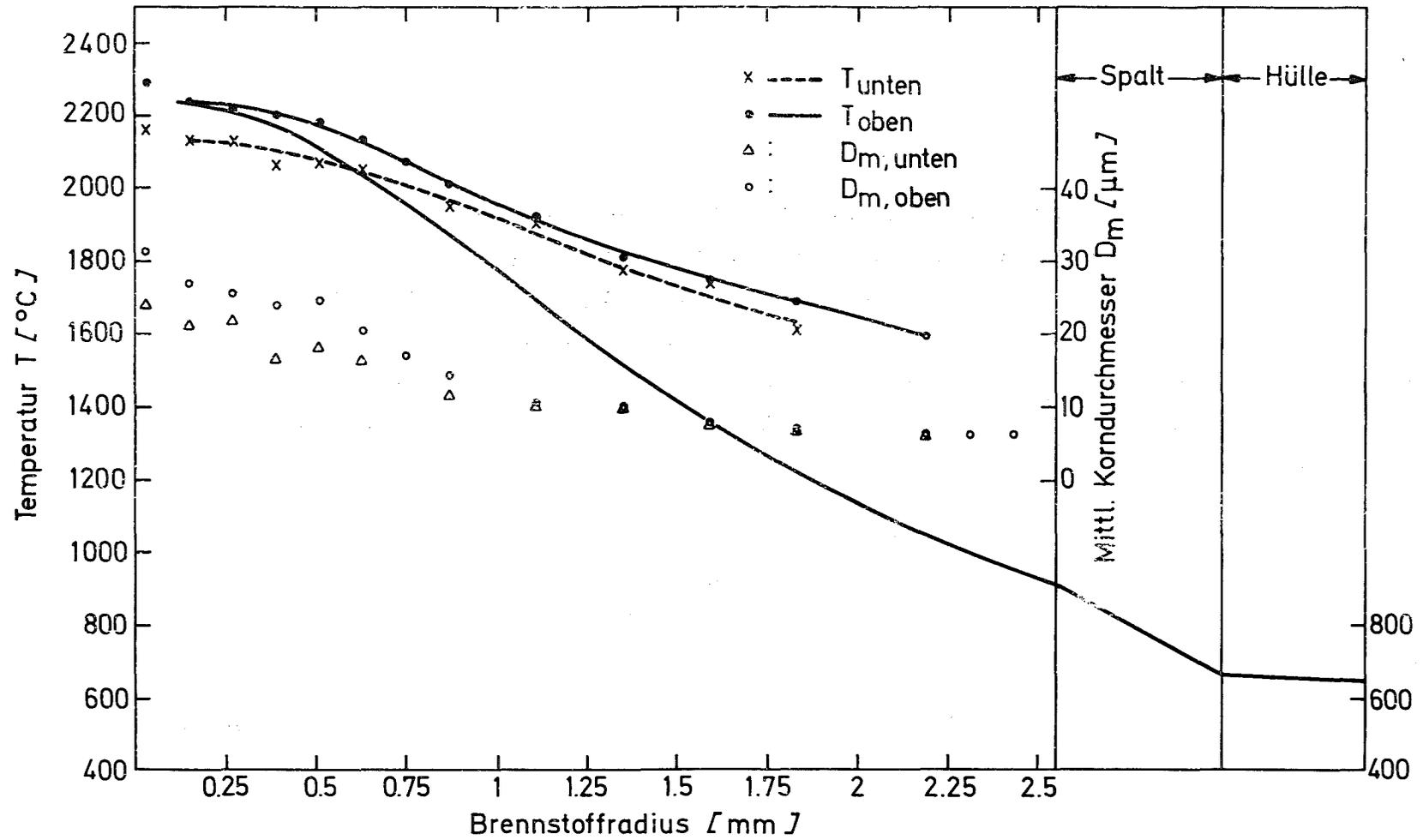


Abb. 26 Temperaturverteilung im  $\text{UO}_2$ -Brennstab errechnet nach dem Versuch K11.  
 Linien mit Punkte : Berechnung über das Korngrößenspektrum. Durchgezogene Linie ohne Punkte : MASTER-1. Canningaußentemperatur: gemeßen.

Dabei wurde einmal von der rechten Seite oben (Abb. 26 obere Kurve) und zum anderen von der rechten Seite unten (Abb. 25, Abb. 26 mittlere Kurve) des Pellets aus zur Mitte hin das Korngrößenwachstum gemessen und der Temperaturberechnung zugrunde gelegt. Die Übereinstimmung zwischen beiden Kurven kann als gut angesehen werden.

Eine Diskrepanz taucht auf beim Vergleich der Werte, die die metallurgischen Untersuchungen lieferten, mit denen, die mit MASTER 1 ermittelt wurden (Abb. 26, untere Kurve). Die nach MASTER 1 errechnete Temperaturkurve liefert einen Brennstoffzentraltemperaturwert von  $T_{BZ} = 2247^{\circ}\text{C}$ , fällt nach außen hin steiler ab und somit ergibt sich auf der Brennstoffoberfläche der Wert von  $T_{BA} = 920^{\circ}\text{C}$ , während die Berechnung aus dem Korngrößenspektrum Werte von  $T_{BZ} \approx 2245^{\circ}\text{C}$  und  $T_{BA} \approx 1450^{\circ}\text{C}$  lieferte. D.h. die beiden  $T_{BA}$ -Werte liegen um ca.  $500^{\circ}\text{C}$  auseinander, während die  $T_{BZ}$ -Werte sehr gut miteinander übereinstimmen.

## 7. Zusammenfassung, Schlußfolgerungen und zukünftiges Vorgehen

Die Untersuchungen zum Verhalten von direkt elektrisch beheizten  $UO_2$ -Brennstäben unter simulierten Reaktorleistungstransienten wurden sowohl auf der experimentellen Seite als auch bezüglich der theoretischen Interpretation erweitert. Experimentiertechnische Schwierigkeiten und Komplikationen bei der Versuchsdurchführung konnten im wesentlichen behoben werden. Ausgehend von der Methode der Beheizung von  $UO_2$ -Stäben durch direkte elektrische Stromzufuhr kann heute ein stationärer Zustand mit beliebigem Temperaturprofil reproduzierbar eingestellt werden.

Die von Freund und Schikarski [F3] bisher vorgelegten theoretischen Arbeiten wurden durch neue Beziehungen der temperaturabhängigen Stoffwerte von  $UO_2$  erweitert, und es wurde ein neuer Formalismus zur Berechnung des Temperaturabfalls im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle entwickelt. Somit kann mit dem modifizierten Rechenprogramm MASTER 1 der stationäre thermoelektrische Zustand eines  $UO_2$ -Stabes im Betrieb zufriedenstellend simuliert werden.

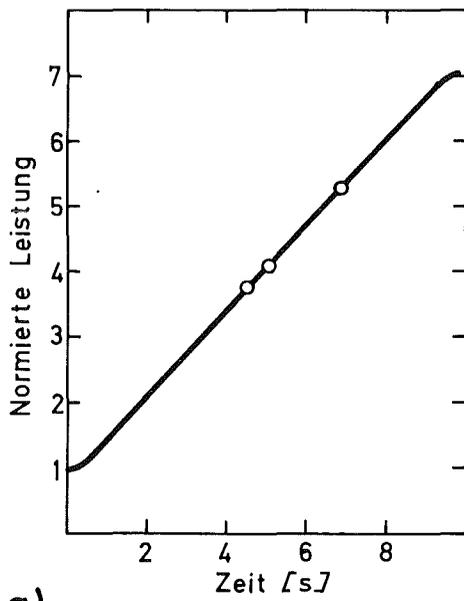
Aus den bisher durchgeführten Versuchen lassen sich, ausgehend von den in Abb. 27 a-d dargestellten charakteristischen Versuchsabläufen, folgende Schlußfolgerungen ziehen:

1. Die bereits früher [A3] vorgeschlagene funktionale Abhängigkeit zwischen dem Exponenten  $S$  (vgl. Gl. 35) und der Spaltbreite zwischen Brennstoff und Hülle wurde experimentell bestätigt (vgl. Abschnitt 6.2).
2. Bei langsamen Leistungstransienten schmilzt das Hüllrohr in wenigen Millisekunden. Ein "Stearin-Kerzen"-Effekt konnte bei keinem der Versuche beobachtet werden. Das geschmolzene Canningmaterial erstarrt, sobald es mit den kälteren Tantal-Elektroden am unteren Stabende in Berührung kommt (Abb. 12).
3. Im stationären Betrieb ohne Canning und ohne Helium-Kühlung bilden sich ab Brennstoffoberflächentemperaturen von  $900^\circ C$  wiederholt sogenannte Hot-Spots auf der Staboberfläche. Diese heißen Stellen treten azimuthal verteilt auf der Brennstoffoberfläche auf und haben eine wesentlich höhere Temperatur als der Brennstab selbst.

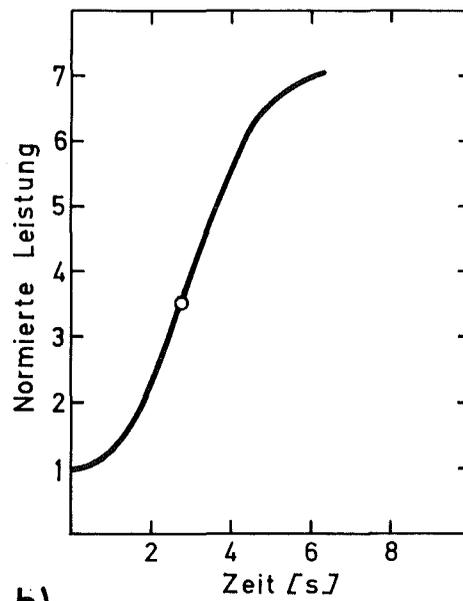
4. Die Brennstoffaustreibung bzw. die Bewegung von flüssigen Materialien aus dem Stabinneren bei TOP (Transient Over Power)-Versuchen erfolgt in Abhängigkeit von der Rampensteilheit im wesentlichen nach zwei Mechanismen:
- a) Je nach Leistungsrampe wird geschmolzener und fester Brennstoff mehr oder weniger heftig aus auf der ganzen Staboberfläche beliebig verteilten Stellen ejektiert (Abb. 28). Die Pelletstoßkanten sind in keiner Weise bevorzugte Punkte für diesen Ejektionsmechanismus.
  - b) Bei sehr langsamen Leistungssteigerungen dagegen fließt der Brennstoff tropfenweise aus dem unteren Ende des Brennstabes (Abb. 29) (vgl. Versuch-Nr. 39 und 40).

Bei der Fortführung des Programms stehen folgende Schwerpunkte im Vordergrund:

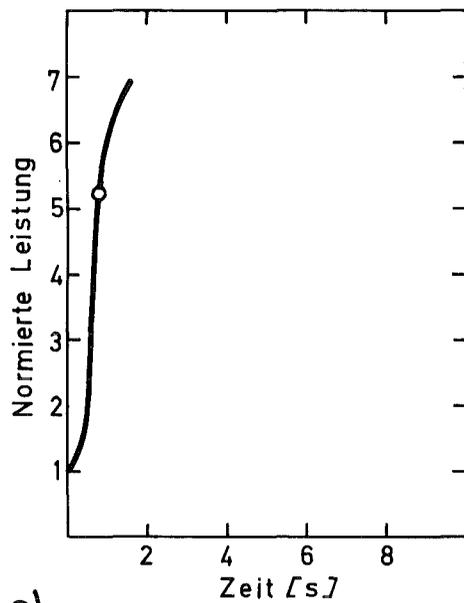
1. Ergänzung der bisherigen Experimente auf Versuche mit einzelnen Stäben unter mit Helium simulierten SNR-Kühlbedingungen.
2. Erweiterung der Versuche auf Bündel (hexagonale Anordnung, zentraler Pin, bestehend aus  $UO_2$  und Hülle, wird wie bisher beheizt, die restlichen 6 Pins sind lediglich nur Hüllen, die getrennt beheizt werden, so daß ihre Temperatur gleich der Canningtemperatur des zentralen Pins ist).
3. TOP-Experimente mit Leistungsrampen, die Reaktivitätsrampen von 5  $\$/s$  - 10  $\$/s$  entsprechen.



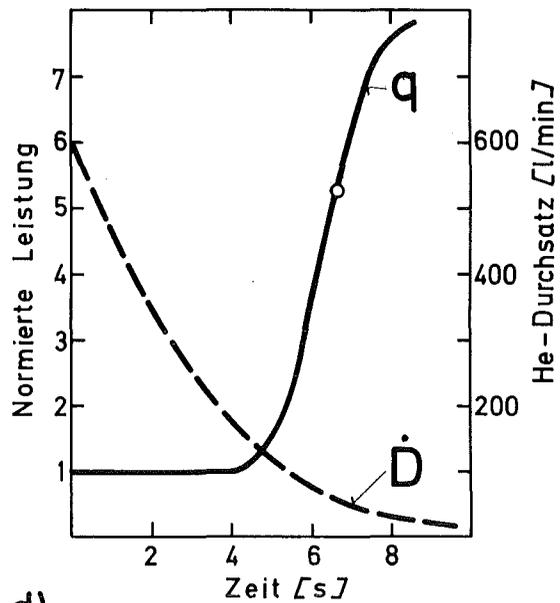
a)



b)



c)



d)

o : Ejektions- und Fließbeginn

Abb. 27 Leistungsverlauf bei der Simulation von hypothetischen Unfällen am EPBF-Stand (a: Vers.-Nr. 39; b: Vers.-Nr. 56; c: Vers.-Nr. 79 (in diesem Bericht nicht besprochen); d: Vers.-Nr. K11)

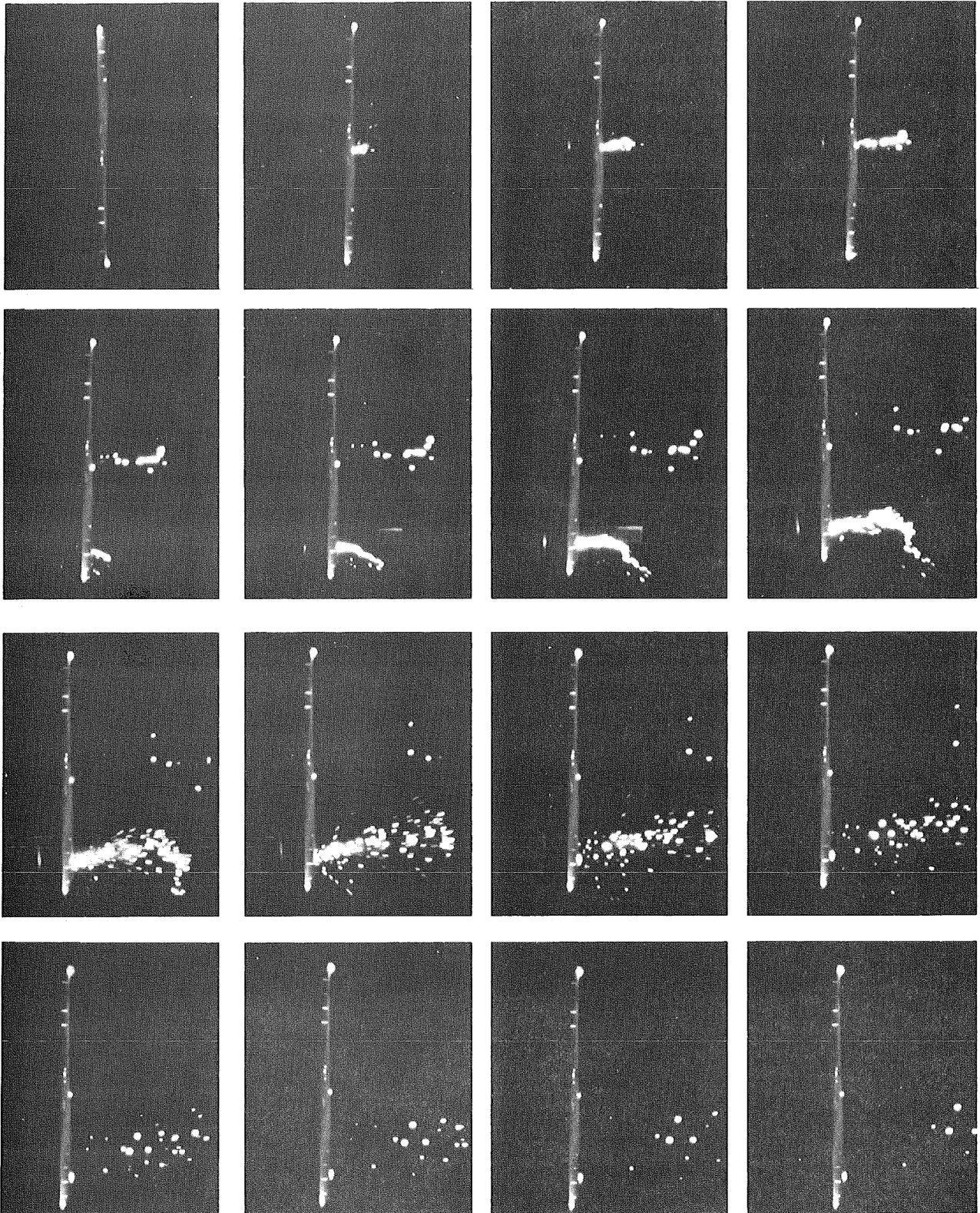
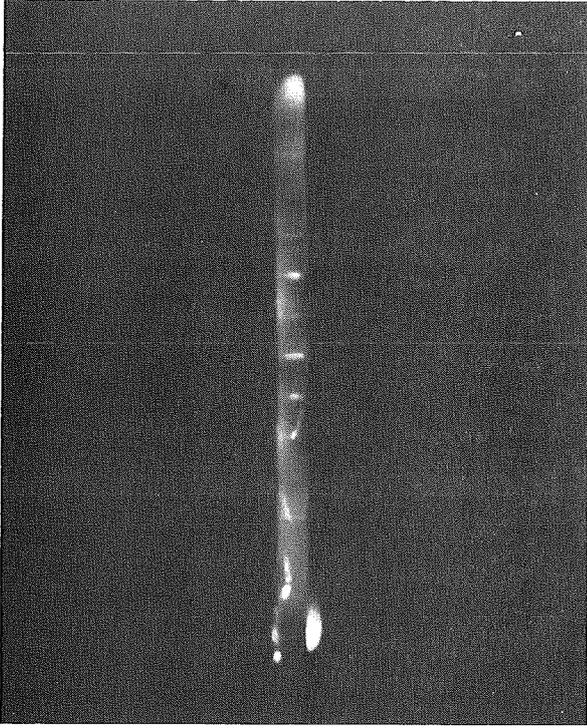
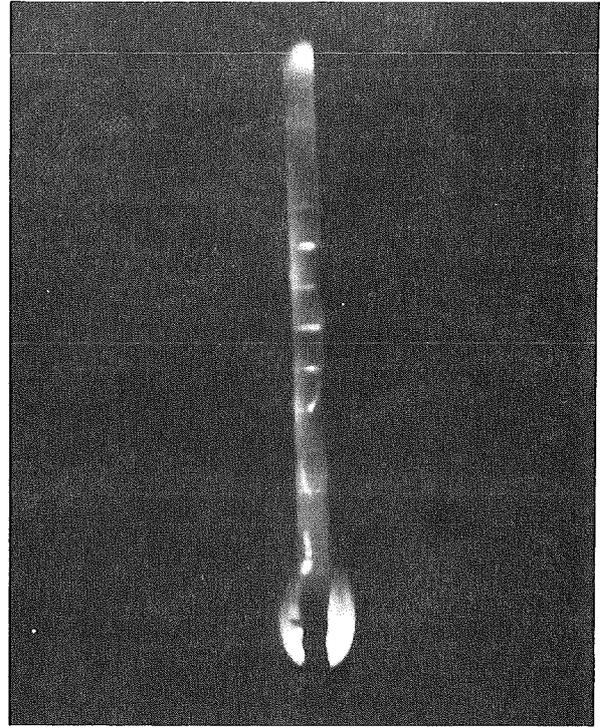


Abb. 28

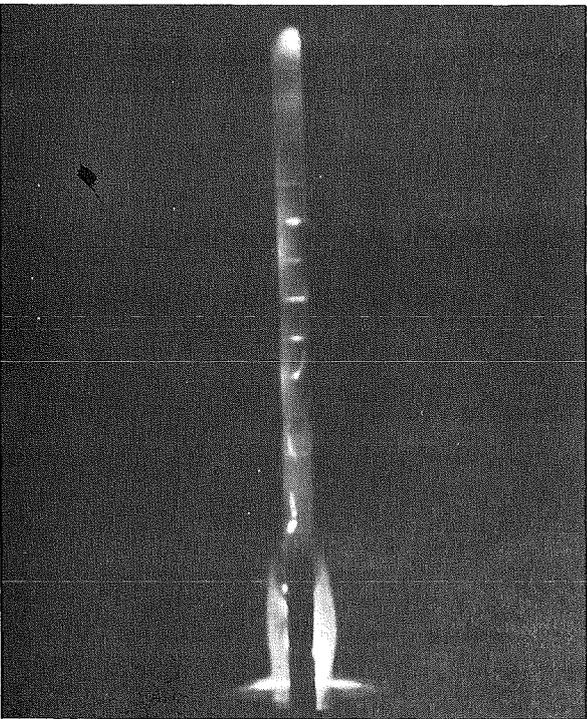
$UO_2$ -Bewegung bei steilen, elektrisch ausgelösten Leistungstransienten. Bildzeitfolge : 3 ms.



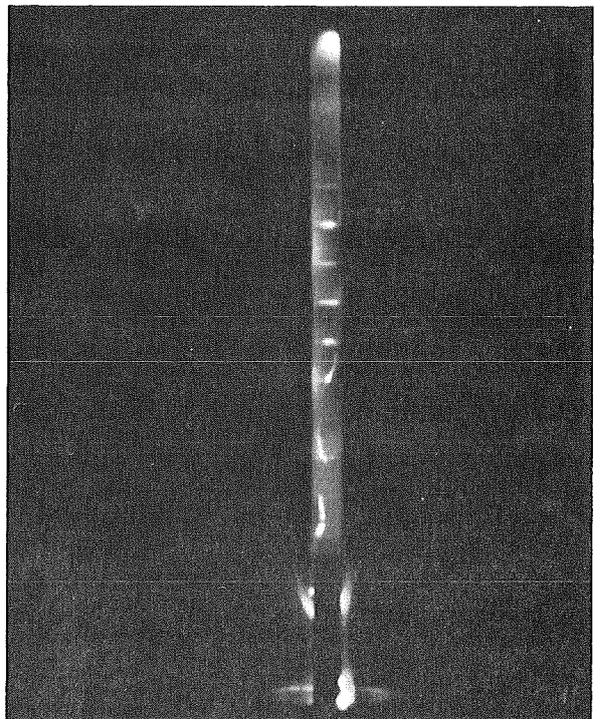
1



2



3



4

Abb. 29

$UO_2$ -Bewegung bei flachen, elektrisch ausgelösten Leistungstransienten. Bildzeitfolge : 100 ms.

A n h a n g 1

Stoffdaten von UO<sub>2</sub>

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	60
2. Die elektrische Leitfähigkeit des UO <sub>2</sub>	60
3. Die spezifische Wärme von UO <sub>2</sub>	62
4. Die Wärmeleitfähigkeit	64
5. Die Dichte des UO <sub>2</sub>	66
6. Die Wärmeleitzahl von UO <sub>2</sub>	67
7. Abbildungen und Tabellen	68-83

## 1. Einleitung

Eine genaue Kenntnis der Transportkoeffizienten und der thermodynamischen Zustandsgrößen

- elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$
- Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$
- spezifische Wärme  $c_p$
- Dichte  $\gamma$

des Urandioxids bzw. seiner Mischungen mit Plutoniumdioxid ist für die Unfallanalyse und die Auswertung von Simulationsexperimenten zum Verhalten eines Reaktorbrandstabs während eines Unfalls von besonderer Bedeutung.

Vorliegender Bericht stellt einige Literaturdaten zusammen, vergleicht die Abweichungen, die bei der Berechnung des radialen Temperaturprofils eines elektrisch beheizten  $UO_2$ -Stabes, je nach angenetzter Formel entstehen und schlägt zwei neue Darstellungen zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit,  $\lambda$  und der Temperaturleitfähigkeit  $a$  des  $UO_2$  vor.

## 2. Die elektrische Leitfähigkeit des $UO_2$

Die Temperaturabhängigkeit des spezifischen elektrischen Widerstandes  $\rho$ .

$$\rho = \frac{1}{\sigma} \quad [ \Omega \text{ cm} ] \quad (1)$$

des  $UO_2$  ist bei hohen Temperaturen von nur wenigen Forschern untersucht worden.

Bei niedrigen Temperaturen liegen weitaus mehr Versuchsergebnisse vor. Jedoch liegen manche Meßwerte um Größenordnungen weit voneinander entfernt (Abb. 1).

Zur konkreten numerischen Berechnung des  $\rho$  bei hohen Temperaturen kann man von der allgemeinen theoretischen Darstellung

$$\rho = C e^{-E/k T} \quad (2)$$

mit

$C = \text{const.}$

$E = \text{elektr. Aktivierungsenergie, oft ist } E = E(T)$

$k = \text{Boltzmann-Konstante}$

ausgehen.

Die Beziehungen

$$\rho = 0.769 \cdot 10^{-9} T e^{1.9 \cdot 10^4/T} \quad T > 1000^\circ \text{ K} \quad (3)$$

$$\rho = 0.28 \cdot 10^{-3} e^{1.15/k T} \quad T > 1400^\circ \text{ K} \quad (4)$$

$$\rho = 47.53 T^{-1.4} e^{0.9157/k T} \quad T > 1900^\circ \text{ K} \quad (5)$$

sind halbempirische Berechnungsformeln, die auf der theoretischen Basis von Gl. 2 entwickelt wurden [B4, W2].

In [B4] wird darüber hinaus die den Meßwerten angepaßte Darstellung

$$\sigma = \exp(9.646 - 2.087 \cdot 10^4 T^{-1} + 1.231 \cdot 10^7 T^{-2} - 6.484 \cdot 10^9 T^{-3}) \quad (6)$$

vorgeschlagen, deren Vorteil darin liegt, daß deren Gültigkeitsbereich relativ groß ist:

$$300^\circ \text{ K} \leq T \leq 2800^\circ \text{ K}$$

In der Abb. 2 sind die Beziehungen (3), (4), (5) und (6) graphisch dargestellt. Berücksichtigt man die Tatsache, daß die Formeln (4), (5) und (6) aus der selben Literaturstelle [B4] stammen und sich quasi ergänzen, so reduzieren sich die sich zum Vergleich anbietenden Darstellungen auf zwei ((3) und (6)).

Beide Darstellungen ((3) und (6)) wurden bis auf  $3000^{\circ}$  K extrapoliert. Man sieht, daß die Unterschiede mehr als eine ganze Größenordnung ausmachen.

Trotzdem ist der Einfluß von  $\rho$  auf die Berechnung der Temperatur relativ gering:

Berechnet man die Temperaturverteilung in einem  $UO_2$ -Brennstab (direkt elektrische Beheizung) zum einen mit  $\rho$  aus Gl. (3) und zum anderen mit  $\rho$  aus Gl. (6) unter sonst gleichen Bedingungen, so ergeben sich relativ kleine Temperaturunterschiede (Abb. 3). Die maximale Abweichung (Stabmitte) beträgt ca. 5 %.

Bei den Widerstandsmessungen an EPBF-Referenz- $UO_2$ -Stäben wurde eine Hysterese beobachtet:

Beim Aufheizen lagen die Widerstandswerte höher als beim Abkühlen. Der Effekt verschwand oberhalb 400 W Gesamtleistung ( $\approx 1250^{\circ}$  C mittlere Stabtemperatur)(Abb. 4).

Der Systemdruck übt keinen Einfluß auf den elektrischen Widerstand der  $UO_2$ -Stäbe aus.

### 3. Die spezifische Wärme von $UO_2$

Die Abhängigkeit der spezifischen Wärme  $c_p$  des  $UO_2$  bei konstantem Systemdruck von der Temperatur war in den letzten Jahren Objekt zahlreicher Untersuchungen [A1, F2, G1, G2, H1, H2, H3, H6, L1, L2, L3, N1, O1, S3, S5, S6, T1]. Dies erschien auch notwendig, nachdem einzelne Messungen zeigten, daß sich die von A. Goldsmith et al. [G2] und auch von J.C. Hesson et al. [H6] und J. Simon-Weidner [S5] gefundene bzw. verwendete lineare Abhängigkeit der spezifischen Wärme von der Temperatur ab etwa  $2000^{\circ}$  K nicht mehr mit dem Experiment deckte.

Nach den neuesten Messungen [A1, H1, H2, L1] steigt, entgegen den theoretischen Erwartungen, die spezifische Wärme von  $UO_2$  oberhalb  $2000^{\circ}$  K stark an, was nach R.A. Hein et al. [H2] auf die Bildung von Fehlstellen in der Gitterstruktur zurückzuführen ist. Die Konzentration solcher Fehlstellen nimmt bei Annäherung des Schmelzpunktes rapide zu und wurde auch bei anderen Festkörpern ähnlicher Struktur

(Flußspatgitter) beobachtet [D3, D4, J1]. Dieses Verhalten soll nach A.R. Ubbelohde [ref. in H2] auch die Ursache für den Anstieg der elektrischen Leitfähigkeit und der thermischen Ausdehnung in solchen Festkörpern sein.

In Tabelle 1 wurde eine Reihe der in der Literatur gefundenen Darstellungen über die funktionale Abhängigkeit der spezifischen Wärme bzw. Enthalpie  $H$  des  $UO_2$  von der Temperatur zusammengefaßt. Außerdem wurde in der Tabelle noch eine Darstellung, Gl. (9), für festes  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{1.98}$ , die von R.L. Gibby et al. [G1] errechnet und von E.A. Fischer [F2] zur Verwendung für die Unfallanalysen empfohlen wird, sowie zwei Beziehungen, die den Einfluß der Stöchiometrie nach Ch. Atfortit [1] berücksichtigen, aufgenommen. Darüber hinaus wurden auch zwei Angaben (Gl. 10 und 11) über die spezifische Wärme der flüssigen Phase aufgeführt.

Alle Gleichungen wurden so umgeformt, daß  $c_p$  in Joule/kg Grad und  $H$  in Joule/kg angegeben werden.

Zum optischen Vergleich wurden alle Darstellungen in der Abb. 5 graphisch zusammengefaßt und bis  $3073^\circ$  K extrapoliert, obwohl bei manchen Darstellungen die obere Grenze anders liegt (vgl. Tabelle 1).

Einen numerischen Vergleich ermöglicht die Tabelle 2, die die arithmetische Auswertung aller Beziehungen der Tabelle 1 enthält.

Um das Bild zu vervollständigen, wurden in der Tabelle 3 noch einige Angaben über die Schmelzwärme und den Schmelzpunkt von  $UO_2$  zusammengefaßt.

Für die im Rahmen des EPBF-Programms durchgeführten Rechnungen wurden die  $c_p = f(T)$ -Darstellungen von U. Schumann [S3] (Tab. 1, Gl. 7) verwendet.

Für den flüssigen Brennstoff wurde der Wert  $c_p = 525$  Joule/kg Grad angenommen, der den Mittelwert aus den Angaben von [L2] und [S3] darstellt, für die Schmelzwärme wurde der Wert  $L = 280$  Joule/g [H7] gewählt. Schließlich wurde der Schmelzpunkt von  $UO_2$  bei  $3073^\circ$  L entsprechend den Messungen von J.L. Bates [B6] gelegt.

Abb. 6 gibt den graphischen Verlauf der spezifischen Wärme für festes und flüssiges  $UO_2$  unter den o.g. Gesichtspunkten wieder.

#### 4. Die Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit des  $UO_2$  und auch die seiner Mischungen mit  $PuO_2$  war in den letzten Jahren Objekt zahlreicher Untersuchungen (Abb.7). Etwa 300 Arbeiten in den letzten 30 Jahren weisen auf die Wichtigkeit der Größe hin, die in der Reaktortechnik mit der Entwicklung und Auslegung von Brennelementen eng gekoppelt ist.

Trotz der zahlreichen Untersuchungen konnte man sich jedoch bis heute nicht unbedingt auf eine Darstellung einigen, die die funktionale Abhängigkeit zwischen Wärmeleitfähigkeit und Temperatur physikalisch und mathematisch mit einem Fehler unter 5% beschreibt. Die komplexe Natur des Problems, die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des  $UO_2$ ,  $\lambda = f(T)$ , physikalisch einleuchtend und mathematisch sicher zu ermitteln wird deutlich, wenn man die wichtigsten Einflußparameter betrachtet; die sind im einzelnen:

- die Porosität des Brennstoffs ( $P = f(T)$ )
- die stöchiometrische Zusammensetzung
- die Bestrahlungsdosis
- die Mikrostruktur und Herstellungsart des Brennstoffs
- das Meßverfahren
- vorhandene oder auftretende Verunreinigungen

Berücksichtigt man noch die diversen Meßfehler, so ist die Streuung der Meßpunkte auf der Abb. 7 nicht allzu verwunderlich.

In der Tab. 4 wurde eine Reihe von Darstellungen zusammengefaßt, die z. T. so umgeformt wurden, daß  $\lambda$  stets in  $W/cm \cdot Grad$  angegeben werden konnte. In der Abb. 8 wurden diese Darstellungen graphisch aufgetragen, während Tab. 5 deren arithmetische Auswertung wiedergibt.

An Original- und weiterführender Literatur sei ferner empfohlen:

A4, B1, B2, B5, C1, C2, D1, D2, F1, G2, H4, H6, K4, M1, M2, N1, N2, O2, R1, R2, R4, S1, S4, W1\_7, wobei es sich bei den unterstrichenen

Arbeiten um die, nach Meinung des Autors dieses Berichts, wichtigsten Beiträge handelt.

Für die eigenen Rechnungen wurde die Gl. (10), Tab. 4 entwickelt. Dabei ist man davon ausgegangen, daß die Wärmeleitfähigkeit von  $UO_2$  im gesamten Temperaturbereich zwischen  $373^\circ$  K und Schmelzpunkt von  $UO_2$  ( $3073^\circ$  K) durch vier Terme dargestellt werden kann:

$$\lambda_o = \lambda_p + \lambda_E + \lambda_S + \lambda_F \quad (7)$$

Diese Beiträge sind im einzelnen:

- $\lambda_p$  Phononenleitung
- $\lambda_E$  Elektronenleitung
- $\lambda_S$  Photonenleitung (Strahlung)
- $\lambda_F$  Beeinflussung der W. durch Bildung von Fehlstellen im Gitter.

Dieser Mechanismus wirkt sich erst bei hohen Temperaturen aus und wurde nach Vergleich mit entsprechenden Literaturstellen [B5, N1, W1] wie folgt angesetzt:

$$\lambda_p = \frac{44}{163+T} \quad (8a)$$

$$\lambda_E = 0.29 \cdot 10^{-19} T^{5.18} \quad (8b)$$

$$\lambda_F = 10^{-38} T^{10.28} \quad (8c)$$

Der Photonenbeitrag wurde dabei vernachlässigt [W1].

Die Abb. 9 gibt den graphischen Verlauf der einzelnen Beiträge und dazu die Gl. (10) (aus Tab. 4) selbst wieder.

Der Einfluß der Gl. (1), (2) und (10) aus Tab. 4 auf die Temperaturverteilung im  $UO_2$ -Stab ist der Abb. 10 zu entnehmen. Er ist größer als der Einfluß des spezifischen Widerstands (Abb. 3). In der Mitte des Stabes liegen die Abweichungen bei  $\pm 7\%$ .

Zur Ermittlung des Einflusses der Porosität des Brennstoffes auf dessen Wärmeleitfähigkeit stehen ebenfalls eine Reihe von Vorstellungen und Theorien zur Auswahl. Einige der Berechnungsformeln, die

fast alle den Produktansatz

$$\lambda_p = \lambda_o f(P) \quad (9)$$

zugrunde legen, sind auf der Tab. 6 zusammengefaßt.

Den eigenen Rechnungen wurde die Beziehung Nr. 9, empfohlen in [N1], zugrunde gelegt. Diese Porositätskorrektur stellt einen sinnvollen Kompromiß dar, und die in [N1] angeführten Meßergebnisse werden dadurch am besten angenähert.

Schließlich wurde bei den durchgeführten Rechnungen die Wärmeleitfähigkeit des flüssigen Brennstoffs mit

$$\lambda_{FL} = 0.026 \text{ W/cm Grad} \quad (10)$$

angenommen. Der Wert liegt um ca. 30 % niedriger als der des festen Brennstoffs bei der gleichen Temperatur ( $T = 2800^\circ \text{ C}$ ). Dieser Abschätzung liegen die Beziehung

$$\lambda = a c_p \gamma \quad (11)$$

und die Werte der spezifischen Wärme und der Dichte von  $\text{UO}_2$  für den flüssigen Zustand zugrunde.

##### 5. Die Dichte des $\text{UO}_2$

Die Dichte des  $\text{UO}_2$ ,  $\gamma$  (= "theoretische Dichte"), ist für das feste Material eine schwache Funktion der Temperatur. Der Phasenwechsel am Schmelzpunkt des  $\text{UO}_2$  ist mit einer Dichteabnahme um ca. 9,6 % verbunden [H10]. Im Bereich zwischen  $0^\circ \text{ C}$  und  $2800^\circ \text{ C}$  ließen sich die verschiedenen Meßpunkte [S8, H10] mit Hilfe eines Gauss-Approximations-Programms durch die Beziehung

$$\gamma = 10.97 - 3.66872 \cdot 10^{-4} T + 6.65707 \cdot 10^{-8} T^2 - 3.59165 \cdot 10^{-11} T^3 \quad (12)$$

$$\gamma \text{ [g/cm}^3\text{]}, \quad T \text{ [}^\circ \text{C]}$$

mit einem mittleren Fehler von  $\pm 1.67$  % gut wiedergeben.

Für das geschmolzene Material gilt die Beziehung

$$\gamma = -8 \cdot 10^{-4} T + 10.98 \quad (13)$$

Der Zusammenhang  $\rho = f(T)$ , wie er sich aus den Gl. (12) und (13) ergibt, ist in der Abb. 11 graphisch aufgetragen.

#### 6. Die Wärmeleitzahl von $UO_2$

Faßt man die in diesem Bericht empfohlenen Beziehungen für  $c_p$  (Tab. 1, Gl. (7)),  $\lambda$  (Tab. 4, Gl. (10)) und  $\gamma$  (Gl. (12)) zusammen, so läßt sich die Temperaturleitzahl  $a$  von  $UO_2$  theoretisch errechnen, wenn man den Rechnungen Gl. (11) zugrunde legt:

$$a = \frac{\lambda}{c_p \gamma} \quad [ \text{cm}^2 / \text{s} ] \quad (14)$$

In Abb. 12 ist dieser Zusammenhang  $a = f(T)$  graphisch aufgetragen. Er läßt sich mit einem mittleren Fehler von  $\pm 3.9\%$  durch ein Polynom 10. Grades

$$a = \sum_{n=1}^{10} a_n T^n \quad (15)$$

mit den Koeffizienten

$$\begin{aligned} a_0 &= 3.08350 \cdot 10^{-1} \\ a_1 &= - 1.70272 \cdot 10^{-3} \\ a_2 &= 4.84638 \cdot 10^{-6} \\ a_3 &= - 8.36180 \cdot 10^{-9} \\ a_4 &= 9.38040 \cdot 10^{-12} \\ a_5 &= - 7.05468 \cdot 10^{-15} \\ a_6 &= 3.58251 \cdot 10^{-18} \\ a_7 &= - 1.21121 \cdot 10^{-21} \\ a_8 &= 2.61054 \cdot 10^{-25} \\ a_9 &= - 3.24357 \cdot 10^{-29} \\ a_{10} &= 1.76729 \cdot 10^{-33} \end{aligned}$$

mathematisch wiedergegeben.

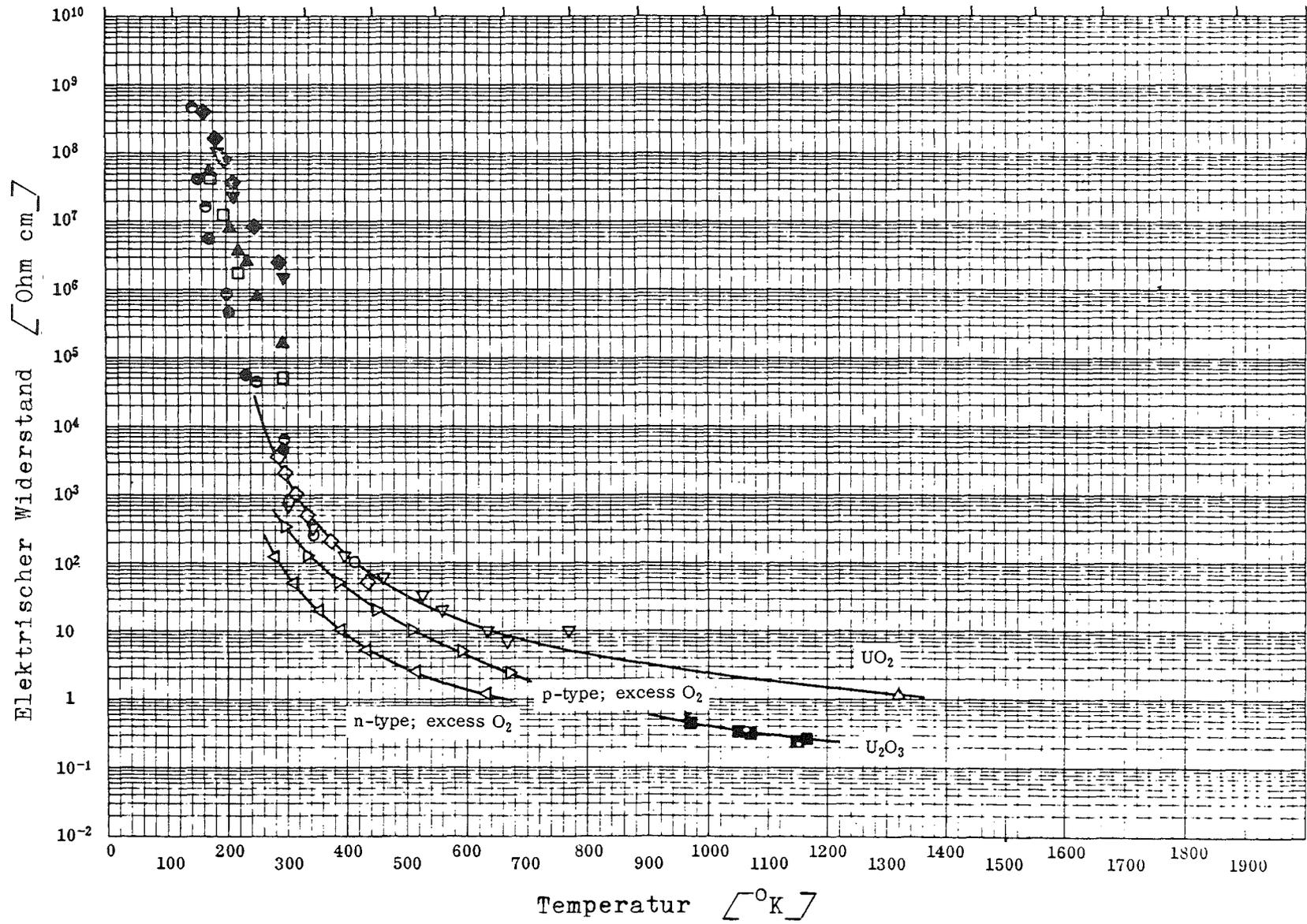


Abb. 1 Spezifischer elektrischer Widerstand von Uranoxiden nach verschiedenen Autoren [T1]

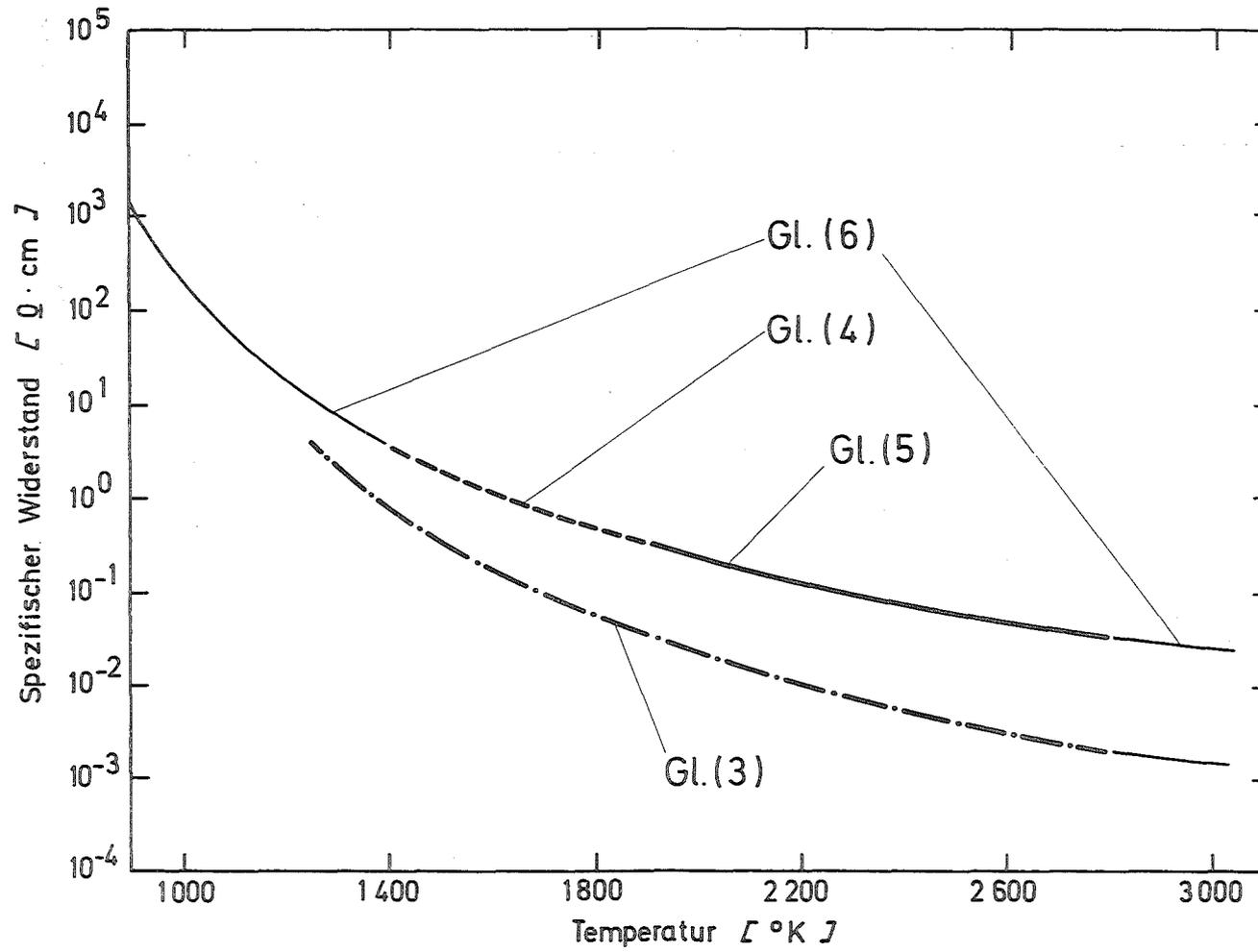


Abb. 2 Spezifischer elektrischer Widerstand von  $UO_2$  als Funktion der Temperatur

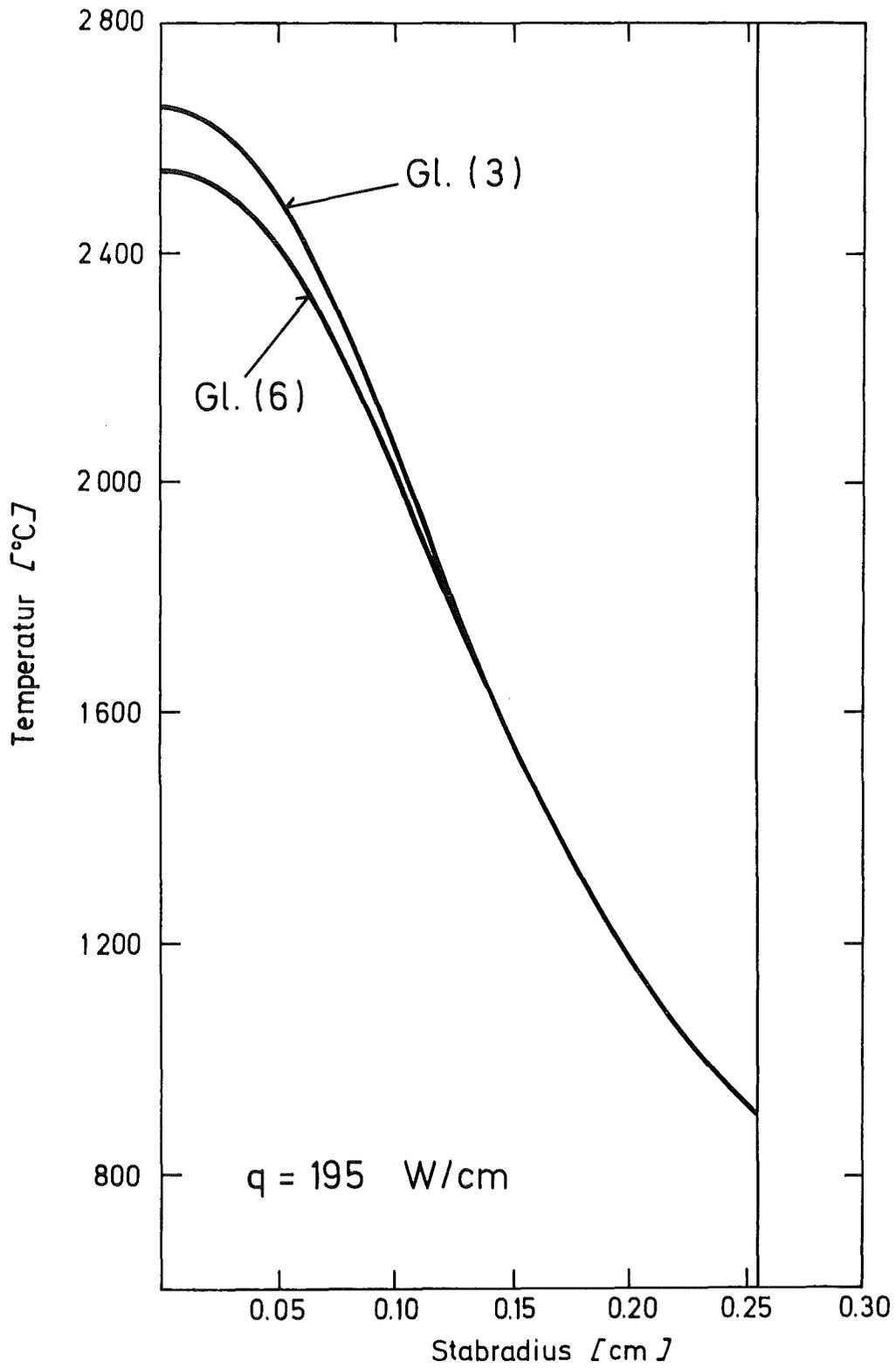


Abb. 3 Einfluß der verwendeten  $\rho$  - Darstellung auf die Temperaturverteilung im  $UO_2$ -Brennstab

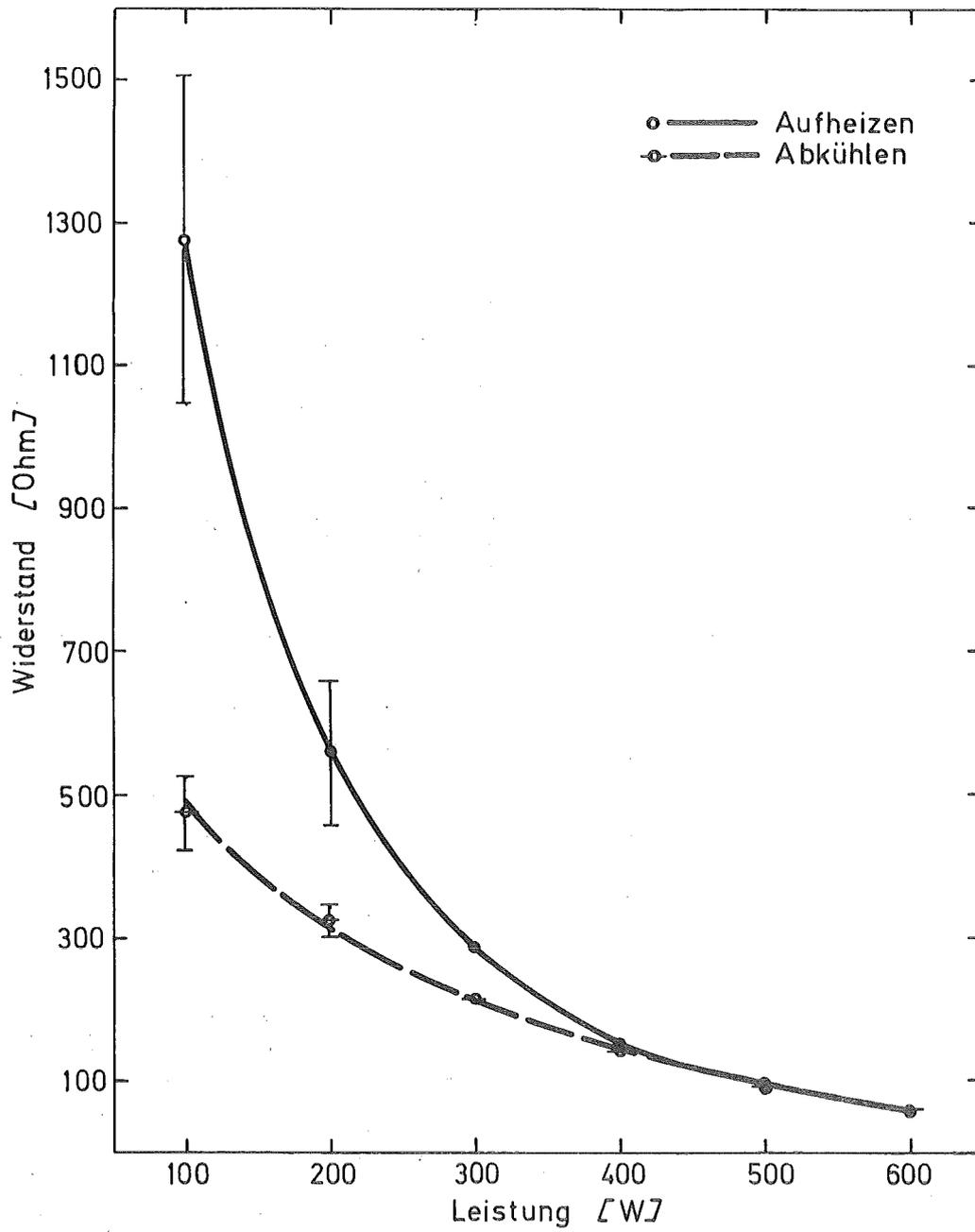


Abb. 4 Hysterese-Erscheinung bei der Bestimmung des el. Widerstandes eines  $UO_2$ -Stabes als Funktion der Leistung.

Spezifische Wärme von $UO_2$ [ $\bar{Joule/kg \cdot Grad}$ ]		
Formel	Definitionsbereich	Ref.
1. $c_p = 284.7 + 0.0314 T$	$400 \text{ } ^\circ K \leq T$	/S5/
2. $c_p = 319.1 + 4.8563 \cdot 10^{-3} T + 2.82 \cdot 10^{10} \frac{X}{R T^2 (1+X)^2}$ $X = \exp(6.25 - 42659/R T)$	$1175 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 3115 \text{ } ^\circ K$	/H1/
3. $c_p = 299.1 + 0.015 T + 2.326 \cdot 10^{12} T^{-2} \exp(-41000/R T)$ gültig für $UO_{2.0045}$	$1350 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 3150 \text{ } ^\circ K, T \text{ in } ^\circ C$	/A1/
4. $c_p = 274.45 + 0.026 T + 5.27 \cdot 10^{11} T^{-2} \exp(-35000/R T)$ gültig für $UO_{2.009}$	" " " "	"
5. $c_p = 923 - 0.722 T + 2.242 \cdot 10^{-4} T^2$	$1300 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 2300 \text{ } ^\circ K$	/H1,01/
6. $c_p = 47.41 + 0.198 T + 1.152 \cdot 10^7 T^{-2}$	$2500 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 3123 \text{ } ^\circ K$	/L1/
7. $c_p = 12.6 + 0.506789 T - 0.493337 \cdot 10^{-3} T^2 + 0.197 \cdot 10^{-6} T^3 - 0.227 \cdot 10^{-10} T^4$	$300 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 3113 \text{ } ^\circ K$	/S3/
8. $c_p = 228.87 + 0.387 T - 8.328 \cdot 10^{-4} T^2 + 1.07 \cdot 10^{-6} T^3 - 7.78 \cdot 10^{10} T^4 + 2.89 \cdot 10^{13} T^5 - 4.08 \cdot 10^{-17} T^5$	$300 \text{ } ^\circ K \leq T \leq 2800 \text{ } ^\circ K, T \text{ in } ^\circ C$	/B5/
9. $c_p = 194.51 + 0.264 T - 1.81 \cdot 10^{-4} T^2 + 4.752 \cdot 10^{-8} T^3$ gültig für $U_{0.75} Pu_{0.25} O_{1.98}$	$T \leq T_{Sch}$	/G1/
10. $c_p = 503.268$ , $H_T^O - H_{298}^O = 503.268 T - 172947.3$	flüssig	/L2/
11. $c_p = 548$	"	/S3/

Tabelle 1

SPEZIFISCHE WAERME VON UO2 [ JOULE / KG*GRAD ]									
T	/H1/	/S5/	/A11/	/A12/	/L1/	/S3/	/H1,01/	/G1/	/B5/
700	322.5	306.7	305.7	285.5		300.9		306.9	303.8
900	323.5	313.0	308.7	290.7		311.0		320.1	313.6
1100	324.5	319.3	311.7	295.9		315.3		329.1	320.2
1300	325.7	325.5	314.7	301.1		318.9	363.3	336.2	325.2
1500	328.4	331.8	317.8	306.4		325.9	344.4	343.6	330.0
1700	335.7	338.1	321.3	312.5		339.8	343.5	353.7	337.8
1900	353.2	344.4	326.5	320.5		363.1	360.6	368.6	354.6
2100	387.6	350.7	335.4	332.0		397.2	395.5	390.8	387.4
2300	442.5	356.9	351.2	348.5		443.1	448.4	422.4	441.2
2500	513.6	363.2	377.1	371.1	545.2	500.5		465.8	513.7
2700	586.3	369.5	415.9	400.3	584.6	568.4		523.2	588.6
2900	641.0	375.8	469.4	435.9	624.0	645.0		596.9	
3100	664.4	382.1	538.4	477.4	663.5	727.5		689.2	

Tabelle 2

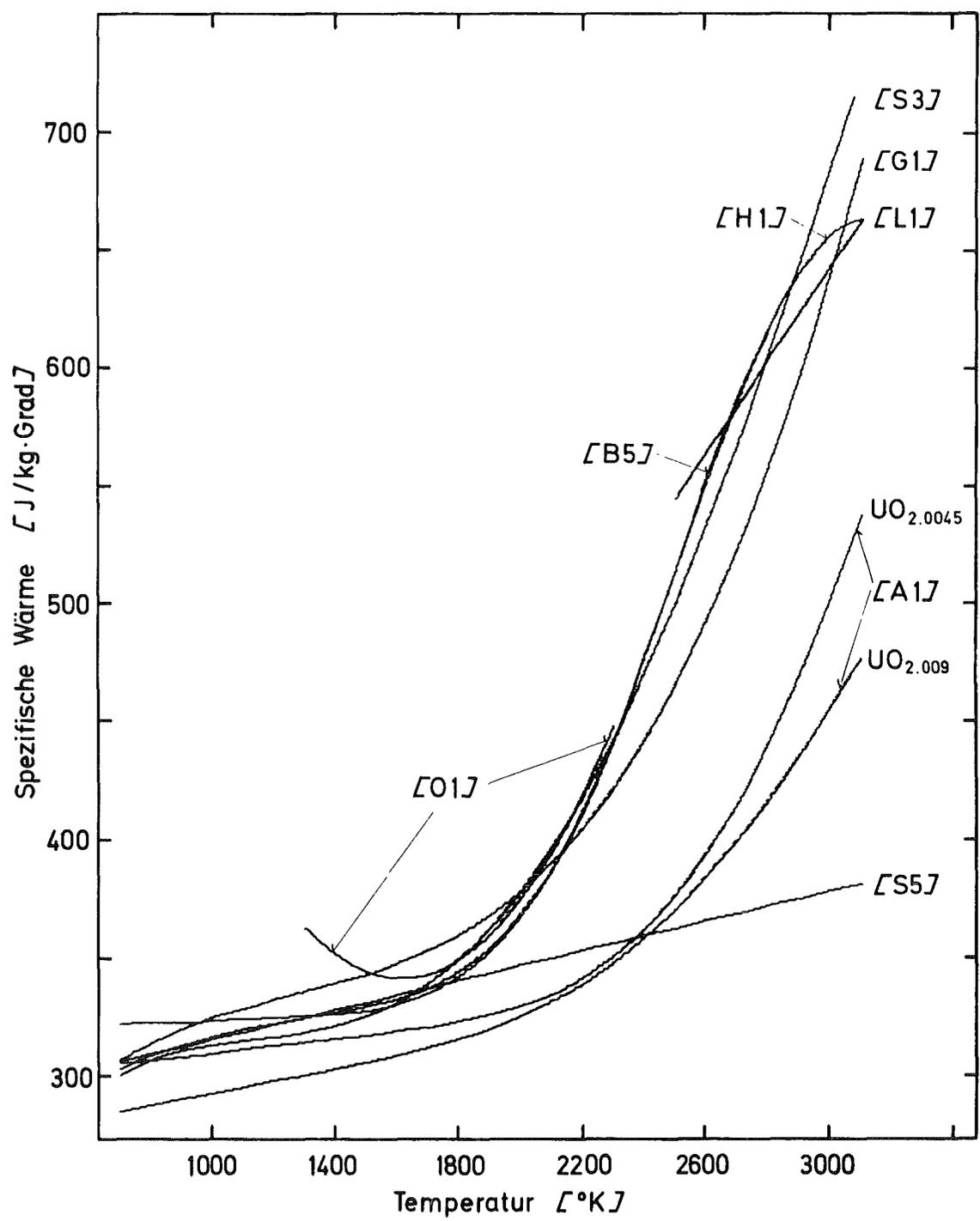


Abb. 5 Zusammenfassung von  $c_p = f(T)$ -Darstellungen für  $UO_2$ ,  $UO_{2+x}$  sowie  $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{1.98}$  [G1]

Schmelzwärme L [Joule/g]	Schmelzpunkt $T_{Sch}$ [°K]	Ref.
290	3000	[G1]
174.45	3123	[L2]
282.2	3115 <sup>+25</sup> <sub>-15</sub>	[H1]
274.45	3113	[S3]
280	3040	[H7]
	3073	[B6]
	3138	[S6]

Tab. 3 Schmelzwärme und Schmelzpunkt von  $UO_2$  (Literaturvergleich)

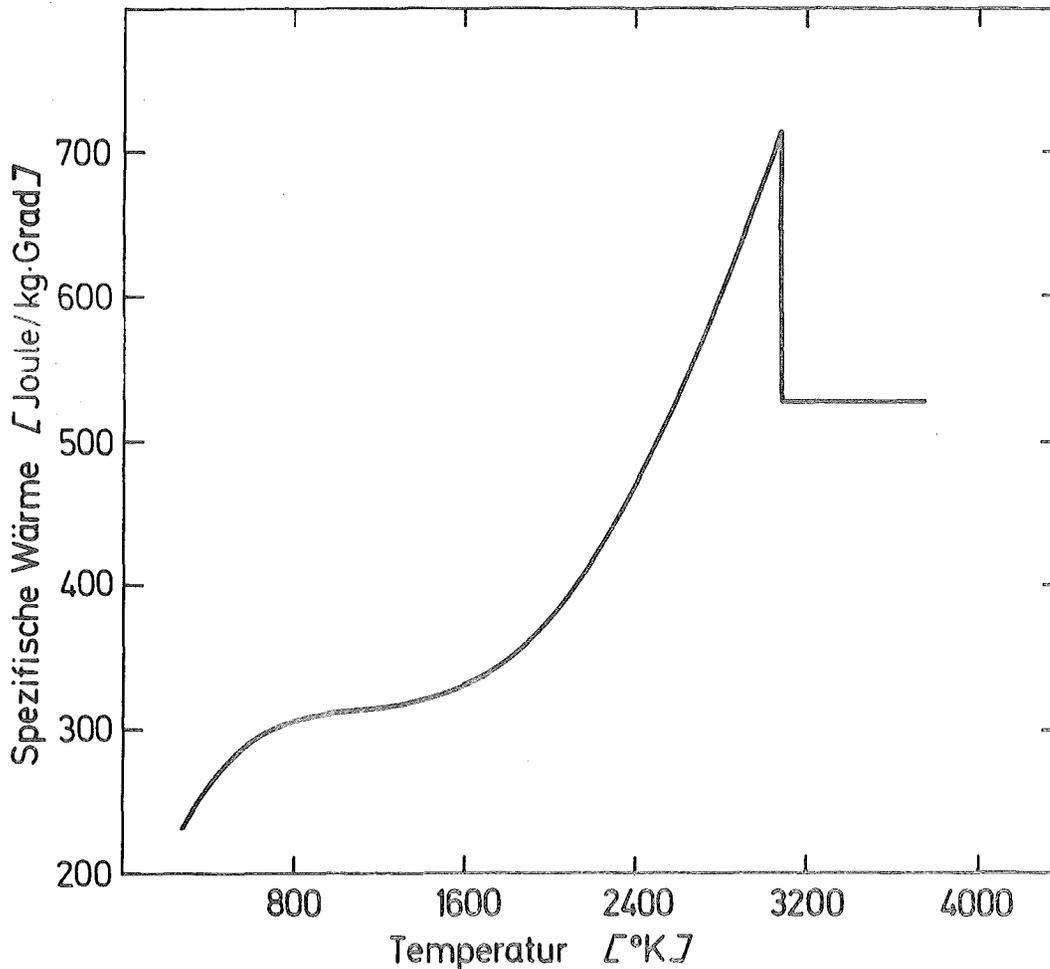


Abb. 6 Spezifische Wärme von  $UO_2$  als Funktion der Temperatur:  
 - Feste Phase : [S3]  
 - Schmelzpunkt: [B6]  
 - Flüssige Phase: dieser Bericht

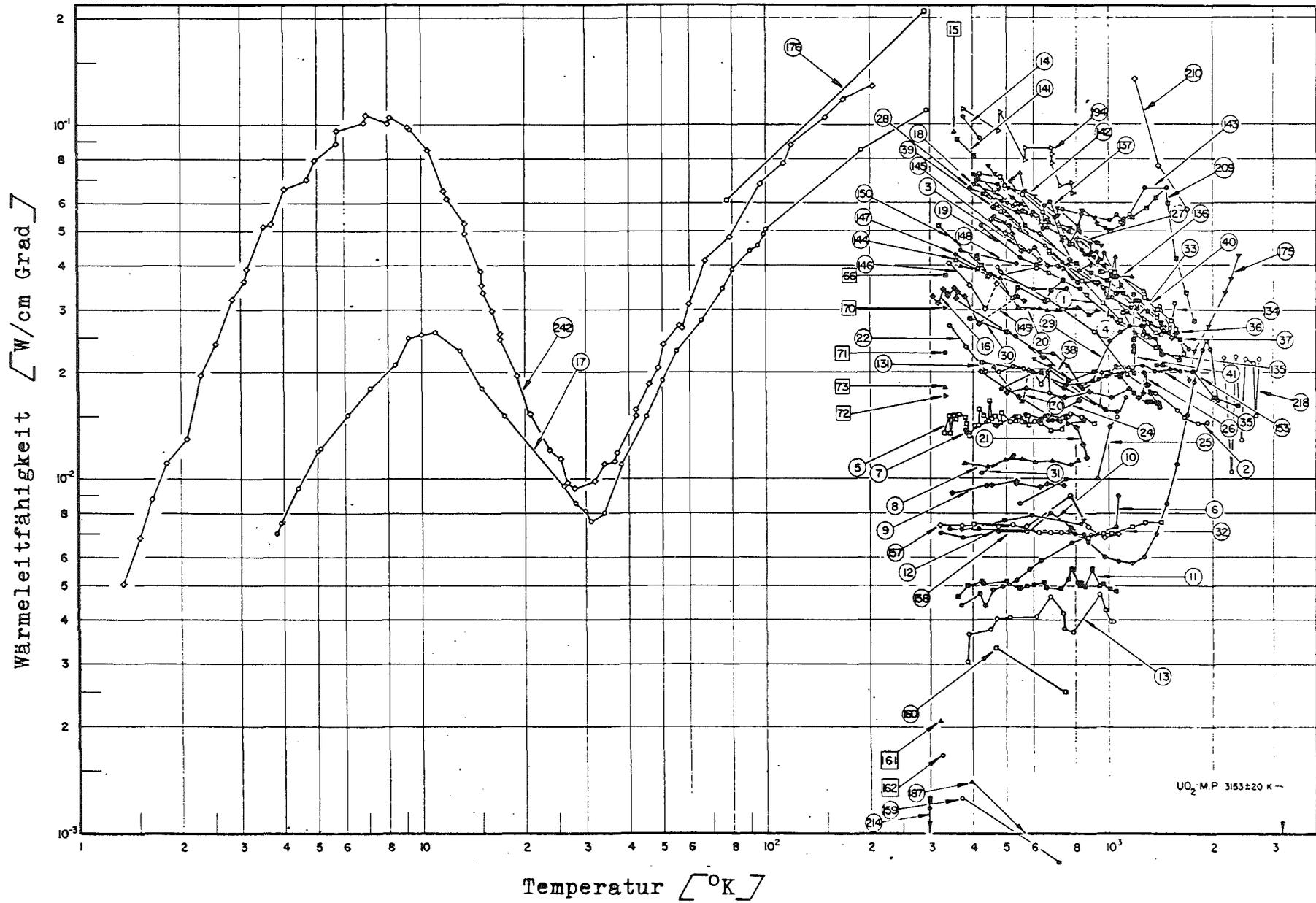


Abb. 7 Wärmeleitfähigkeit von UO<sub>2</sub> nach verschiedenen Autoren (Ref. in [T2]).

Wärmeleitfähigkeit von  $UO_2$  [ $\bar{W}/\text{cm Grad}$ ]

Beziehung	Bemerkungen	Ref.
1. $\lambda_o = \frac{41.2}{4.9 + T} + 6.55 \cdot 10^{-13} T^3$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $900^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3000^{\circ}\text{K}$	[K3]
2. $\lambda_o = \frac{1}{3.683 + 0.02253 T} - 0.0007 + 1.143 \cdot 10^{-19} T^5$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $873^{\circ}\text{K} \leq T \leq 2773^{\circ}\text{K}$	[02]
3. $\lambda_o = 0.06 - 0.0453 \cdot 10^{-3} T + 14.815 \cdot 10^{-9} T^2$	T in $^{\circ}\text{C}$ , $673^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3073^{\circ}\text{K}$	[H9]
4. $\lambda_o = \frac{1}{4.39 + 0.0216 T} + 11.2 \cdot 10^{-4} T \exp\left(-\frac{1.18}{k T}\right) - 4.18 \cdot 10^3 \exp\left(-\frac{3.29}{k T}\right)$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $373^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3023^{\circ}\text{K}$	[N1]
5. $= 0.0115 - 0.114 \cdot 10^{-3} T + 0.044 \cdot 10^{-6} T^2 - 0.005 \cdot 10^{-19} T^3$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $973^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3073^{\circ}\text{K}$	[M2]
6. $\lambda_o = \frac{1}{5 + 0.0195 T} + \exp\left(\frac{13340}{T}\right) 0.64 + 10^{-4} T + \frac{2140}{T}$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $373^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3073^{\circ}\text{K}$	[M2]
7. $\lambda_{98\%} = \frac{-4.61 \cdot 10^{-8} T^2 + 2.82 \cdot 10^{-14} T^4}{A + B \theta}$ $\theta = T$ für $T < T_o$ , $\theta = T_o$ für $T \geq T_o$ , $T_o, UO_2 = 2050^{\circ}\text{C}$ $A = 10.8$ , $B = 0.0218$	T in $^{\circ}\text{C}$ , $873^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3773^{\circ}\text{K}$	[S1]
8. $\lambda_o = 9.0482 \cdot 10^{-2} - 1.1011 \cdot 10^{-4} T + 6.3835 \cdot 10^{-8} T^2 - 1.712 \cdot 10^{-11} T^3 + 2.1933 \cdot 10^{-15} T^4$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $373^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3773^{\circ}\text{K}$	[B5]
9. $\lambda_o = \frac{1}{A + B T} + 9.58 \cdot 10^{-4} \exp\left(-\frac{1.13}{k T}\right) - 4.18 \cdot 10^3 \exp\left(-\frac{3.29}{k T}\right)$ $4.59 \leq A \leq 5.91$ , $0.0202 \leq B \leq 0.0237$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $373^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3023^{\circ}\text{K}$	[W1]
10. $\lambda_o = \frac{44}{163 + T} + 0.29 \cdot 10^{-19} T^{5.18} - 10^{-38} T^{10.28}$	T in $^{\circ}\text{K}$ , $873^{\circ}\text{K} \leq T \leq 3073^{\circ}\text{K}$	

Tabelle 4

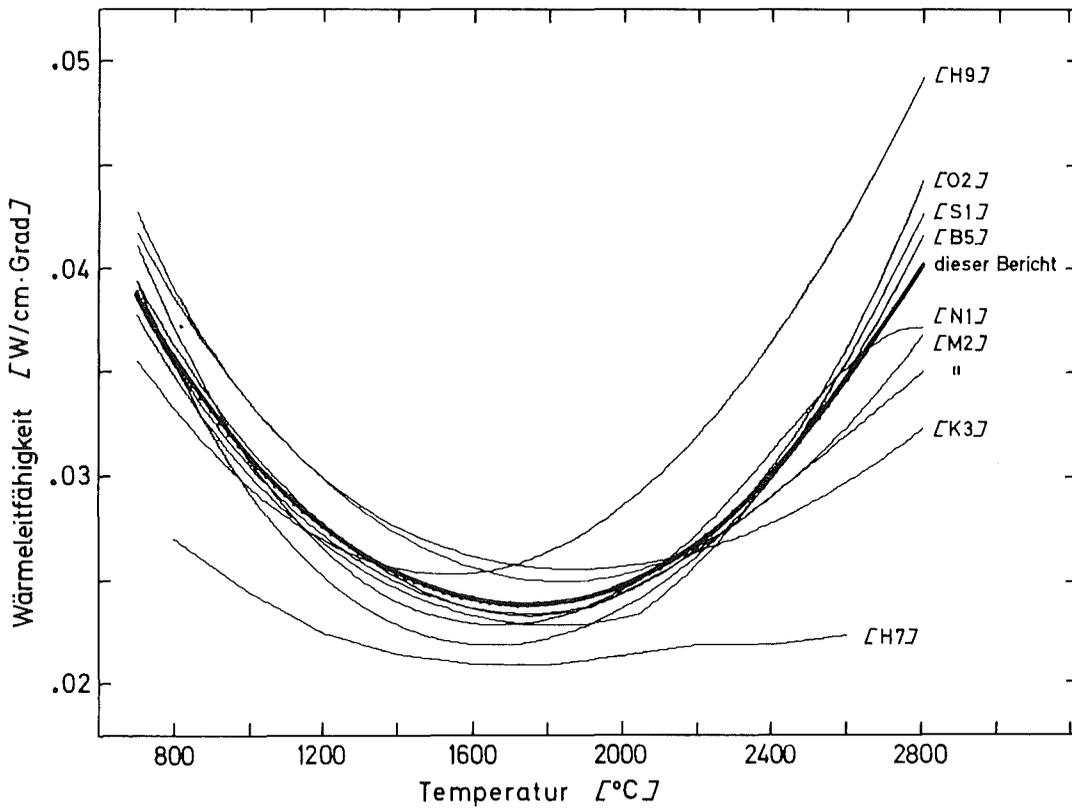


Abb. 8 Wärmeleitfähigkeit von  $UO_2$  als Funktion der Temperatur

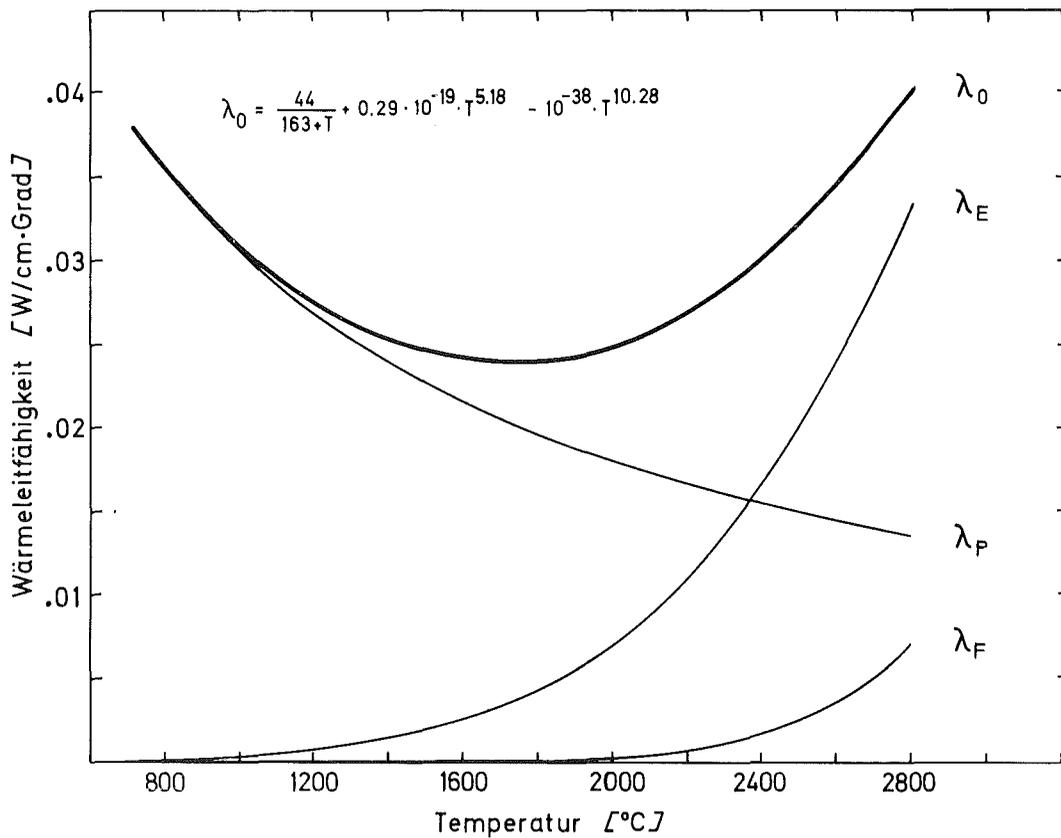


Abb. 9  $\lambda_0$  von  $UO_2$  als Funktion der Temperatur ; dazu die Beiträge  $\lambda_E$ ,  $\lambda_P$  und  $\lambda_F$

WAERMELEITFAEIGKEIT VON UO-2 [ W / CM*GRAD ]										
DICHTE = 100% DER TH. DICHTE										
T /C/	/K3/	/O2/	/H9/	/N1/	/M2/	/H7/	/M2/	/S1/	/B5/	
800	.0390	.0354	.0332	.0363	.0372	.0270	.0386	.0348	.0354	.0357
1000	.0336	.0306	.0295	.0314	.0309	.0245	.0336	.0301	.0293	.0310
1200	.0300	.0272	.0270	.0278	.0266	.0225	.0299	.0268	.0252	.0276
1400	.0276	.0250	.0256	.0252	.0240	.0215	.0273	.0246	.0229	.0254
1600	.0262	.0237	.0254	.0237	.0230	.0210	.0257	.0234	.0220	.0242
1800	.0257	.0235	.0265	.0234	.0232	.0210	.0250	.0229	.0223	.0239
2000	.0258	.0245	.0287	.0246	.0245	.0215	.0254	.0233	.0237	.0248
2200	.0265	.0267	.0320	.0274	.0266	.0220	.0268	.0259	.0263	.0269
2400	.0279	.0305	.0366	.0313	.0292	.0220	.0291	.0301	.0300	.0302
2600	.0299	.0363	.0424	.0354	.0321	.0225	.0325	.0356	.0350	.0347
2800	.0324	.0443	.0493	.0373	.0351	.0225	.0368	.0427	.0416	.0402

Tab. 5 Wärmeleitfähigkeit von UO<sub>2</sub> nach verschiedenen Autoren (letzte Spalte: dieser Bericht)

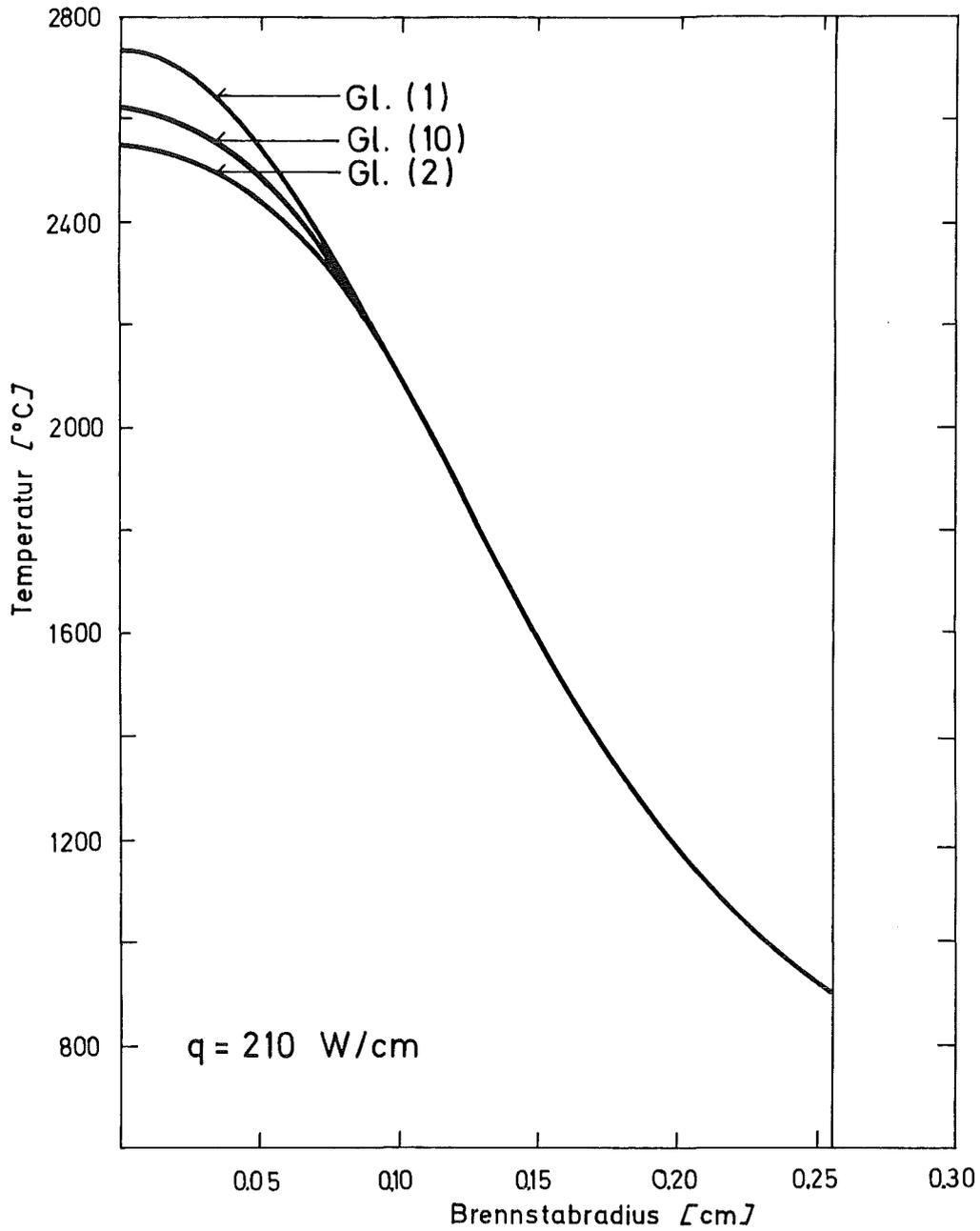


Abb. 10 Einfluß der verwendeten  $\lambda$  - Darstellung auf die Temperaturverteilung im  $\text{UO}_2$ -Brennstab

Formel	Bemerkungen	Literatur
1. $\lambda_P = \lambda_o \frac{1+2P \frac{1-Q}{2Q+1}}{1-P \frac{1-Q}{2Q+1}}$	$Q = \lambda_o / \lambda_{Air}$	Eucken, 1932, $[\bar{K}4]$
2. $\lambda_P = \lambda_o \frac{P^{\frac{2}{3}} + Q (1-P^{\frac{2}{3}})}{P^{\frac{2}{3}} - P + Q (1-P^{\frac{2}{3}} + P)}$	$Q = \lambda_o / \lambda_{Air}$	Russel, 1935, $[\bar{K}4]$
3. $\lambda_P = \lambda_{Air} P^{\frac{1}{3}} + \lambda_o (1-P^{\frac{2}{3}})$		Ribaud, 1937, $[\bar{K}4]$
4. $\lambda_P = \lambda_o (1-\alpha P)$	$1-\alpha = f(T,P,O/U) \leq 4$	Loeb, 1954, $[\bar{K}4]$
5. $\lambda_P = 0.013 + \frac{1}{T(c_1 - c_2(1-P))}$  $c_1 = 0.4848, c_2 = 0.4456$	$800^\circ C \leq T \leq 2000^\circ C$  $0.05 \leq P \leq 0.18$	$[\bar{A}4]$ , 1969
6. $\lambda_P = \lambda_o (1-P^{\frac{2}{3}})$		$[\bar{K}2]$ , 1969
7. $\lambda_P = \lambda_o \left( \frac{1-P}{a} (a-b) \right)$	$a = 4$ $b = \arctg 6.2 P$	$[\bar{M}2]$ , 1970
8. $\lambda_P = \lambda_o (1-P)^{\frac{3}{2}}$		$[\bar{O}2]$ , 1972
9. $\lambda_P = \lambda_o (1-\alpha P)$	$\alpha = 2.6 - 0.5 \cdot 10^{-3} T$ $T \text{ in } ^\circ C$	$[\bar{N}1]$ , 1973

Tab. 6 Porositätseinfluß auf die Wärmeleitfähigkeit des  $UO_2$  nach verschiedenen Autoren

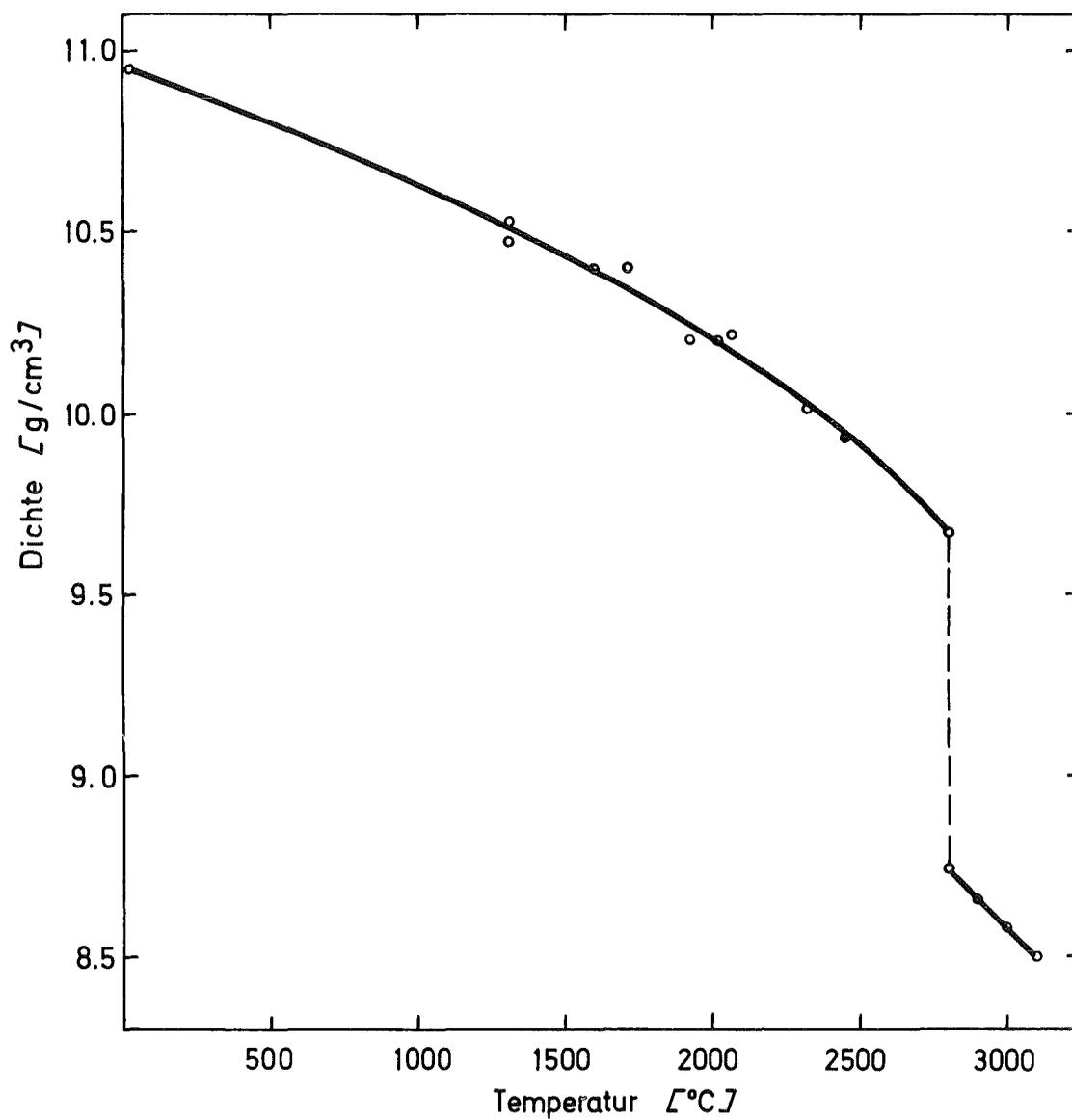


Abb. 11 Dichte von  $\text{UO}_2$  als Funktion der Temperatur nach Gl. 12 und 13. Dazu die Ausgangsmeßdaten aus [S8, H10].

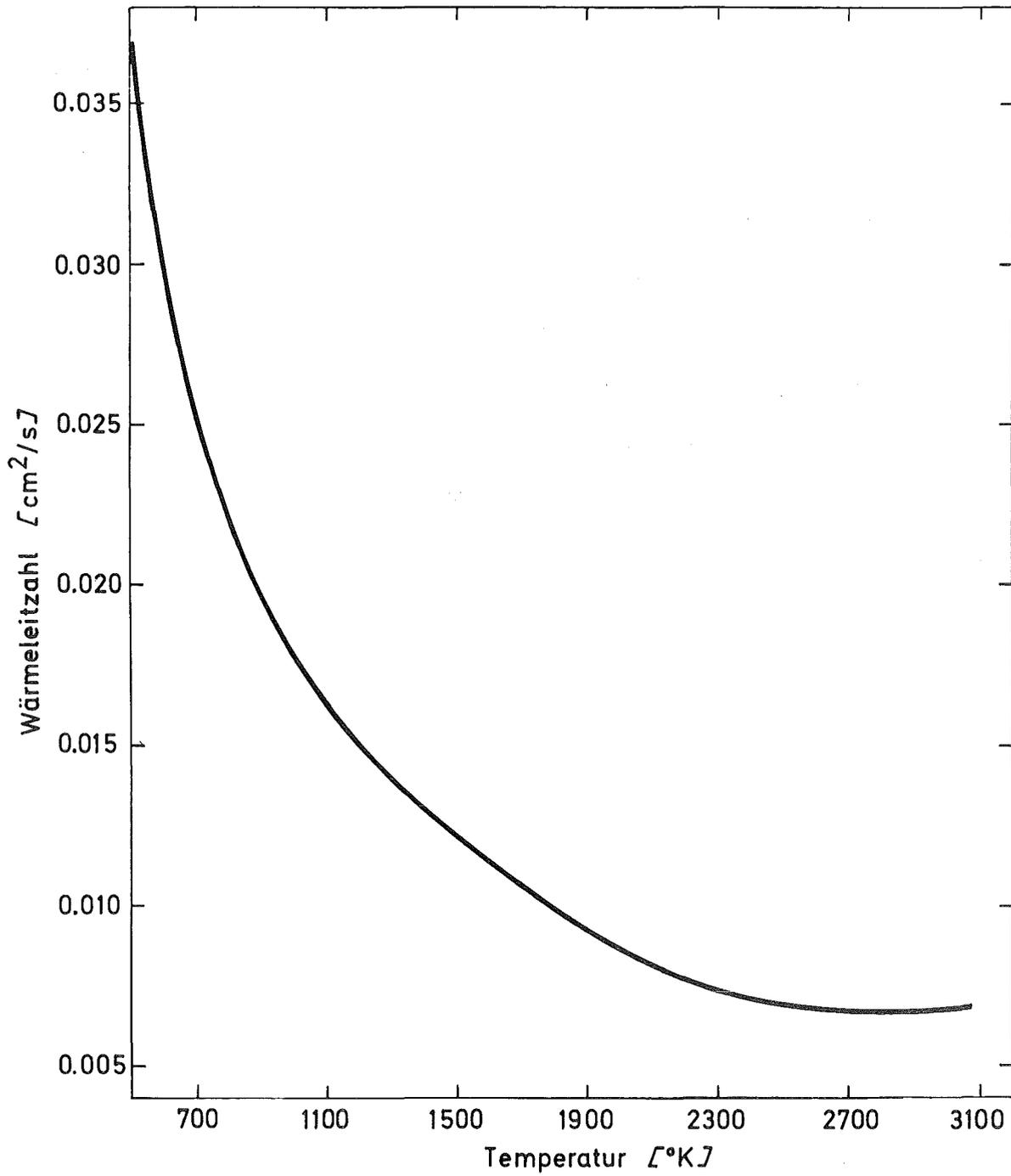


Abb. 12 Die Wärmeleitfähigkeit von  $\text{UO}_2$  als Funktion der Temperatur.

A n h a n g 2

Die elektrische Heizanlage (EHA)

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	85
2. Funktionsbeschreibung	87
2.1 Leistungsregelung	87
2.2 Aufbereitung der Meßwerte	90
2.2.1 Spannungsanzeige	90
2.2.2 Stromanzeige	91
2.2.3 Weitere Meßwerterfassungen	91
3. Abbildungen	92-95

## 1. Einleitung

Die Beheizung des EPBF- $\text{UO}_2$ -Brennstabes erfolgt durch direkte elektrische Stromzufuhr.

Die Natur der Experimente und die Ziele des Vorhabens stellten drei präzise Forderungen an die Heizanlage:

- ein stationärer Betrieb mußte gewährleistet sein
- definierte Leistungstransienten mußten gefahren werden können
- die Versuche mußten selbstverständlich reproduzierbar sein.

Die Erfüllung dieser Betriebsbedingungen war um so komplizierter, da es sich beim  $\text{UO}_2$  um einen sogenannten NCT (Negative Temperature Coefficient)-Widerstand handelt. Dies bedeutet, daß der Gesamtwiderstand des  $\text{UO}_2$ -Referenzstabes beim Anlegen einer konstanten Spannung stets abfallen würde, was eine Zerstörung des Stabes in einer unkontrollierbaren und nicht reproduzierbaren Weise zur Folge hätte.

Dieser elektrophysikalische Sachverhalt führte zu der Entwicklung einer Heizanlage, deren wesentliches Merkmal darin besteht, eine automatische Spannungsregelung zu ermöglichen, was ein stationäres Betreiben des  $\text{UO}_2$ -Stabes bei vorgegebener Leistung gestattet.

Die Grundausslegungsdaten für die Anlage ergeben sich aus den Grenzwerten der Kennlinie  $\text{UO}_2$ -Stab-Gesamtwiderstand-Temperatur (bzw. el. Leistung) (Abb. 1) und folgenden Überlegungen :

1. Die Gesamtleistung soll bei 5 KW liegen
2. Bei Zimmertemperatur liegt der Gesamtwiderstand des ca. 10 cm langen, im Versuchsstand montierten  $\text{UO}_2$ -Stabes bei ca. 0.5 - 1 M $\Omega$ , je nach Anpreßdruck (vgl. Abschnitt 3.3.2). Daraus ergibt sich beim Anlegen einer Spannung von 1000 V der den Stab durchfließende

Strom zu

$$I = \frac{1000}{(0.5-1) \text{ M}\Omega} = (1-2) \text{ mA} \quad (1)$$

Somit errechnet sich die Wärmemenge, die sich nach einer Sekunde im Stab erzeugt, zu

$$W = 0.239 (1-2) 10^{-3} 10^3 = (0.239-0.478) \text{ cal} \quad (2)$$

Bei Zimmertemperatur beträgt die spezifische Wärme von  $\text{UO}_2$  ca.

$$C_{p, \text{UO}_2, 293^\circ\text{K}} = 0.051 \text{ cal/g Grad} \quad (3)$$

Demnach beträgt die Wärmekapazität des 19 g-schweren  $\text{UO}_2$ -Brennstabes bei Zimmertemperatur

$$W_c = 19 \cdot 0.051 = 0.969 \text{ cal/Grad} \quad (4)$$

Aus Gl. A2 und Gl. A4 ergibt sich die Zeit, die man benötigt, um die Temperatur des Stabes von  $293^\circ\text{K}$  auf  $294^\circ\text{K}$  zu erhöhen zu

$$t_o = (2-4) \text{ s} \quad (5)$$

Eine grobe Abschätzung ergibt somit, daß man bei direkter Stromzufuhr ca. 10 - 20 min braucht, um den Stab auf eine mittlere Temperatur von ca.  $600^\circ\text{C}$  -  $700^\circ\text{C}$  hochzuheizen. Von da an erfolgt der weitere Betrieb über den Spannungsregelungsteil der Anlage.

Die maximal erforderliche Spannung, die die EHA ermöglichen soll, wurde somit auf

$$\text{Max. Spannung} = 1500 \text{ V}$$

gelegt.

Diese hohen Spannungen führten auch dazu, den Spalt zwischen Brennstoff und Hülle auf  $550 \mu$  festzulegen.

3. Der maximale Strom ergibt sich aus der Extrapolation des Gesamtwiderstandes auf 5 KW (Abb. 1). Es ergab sich ein Gesamtwider-

von ca.

$$R_{G,5KW} = 0.2 \text{ Ohm}$$

und daraus ein Strom von

$$I = \sqrt{\frac{L}{R}} = 158 \text{ A}$$

Um alle Fälle einschließlich Streuungen abzudecken, wurde  $I_{\max}$  auf

$$I_{\max} = 200 \text{ A}$$

festgelegt.

## 2. Funktionsbeschreibung (Abb. 2)

Der Betrieb der EHA erfolgt über 2 Leistungsbereiche:

Bereich 1: 0 - 1 KW

Bereich 2: 1 - 5 KW

und drei Stromspannungsstufen:

Stufe I : 1500 V, 3 A

Stufe II : 300 V, 50 A

Stufe III: 75 V, 200 A

Die EHA verfügt über folgende Meßausgänge:

Probenleistung: können am Einbauinstrument abgelesen werden  
Probenspannung: den und über externe Buchsen mit Zwischenverstärker zur weiteren Meßwertverarbeitung abgenommen werden.  
Probenstrom :

Die Leistungsregelung und Meßwertaufbereitung erfolgt über getrennte Funktionswege.

### 2.1 Leistungsregelung

Von der  $UO_2$ -Probe wird die Spannung über Meßleitungen abgegriffen und einem Spannungsteiler, Verhältnis 1:200, zugeführt. Der Spannungs-

anteil wird einem spannungsproportionalen Verstärker (K 5) zugeleitet. Die entsprechende Verstärkung für die Stufen I, II und III wird über Relais von der Spannungsauswahlschaltung gesteuert. Nach der Verstärkung wird das spannungsproportionale Signal dem Multiplizierer (K 6) zugeführt. Die Umschaltungen der Stufen werden automatisch bei Erreichen einer vorgegebenen Spannung von einer Spannungsauswahlschaltung vorgenommen. Jede Stufe hat einen eigenen Transformator mit dazugehöriger Thyristorbrücke.

Über den Shunt der jeweils im Betrieb befindlichen Stufe wird die Meßspannung abgegriffen, die dem Probenstrom proportional ist; diese wird dann dem stromproportionalen Verstärker (K 4) zugeführt. Die Umschaltung der Verstärkerstufen geschieht wie bei dem spannungsproportionalen Verstärker. Nach der Verstärkung wird das stromproportionale Signal dem Multiplizierer (K 6) zugeleitet. Abb. A3 zeigt die Ausgangssignale des spannungsproportionalen Verstärkers, das Ausgangssignal des Multiplizierers, das Signal des Integators und das Signal I-ist (N-ist = Ist-Wert der Probenleistung).

Am Multiplizierer werden beide Werte (U und I) miteinander multipliziert, Für den Multiplizierer gilt folgende Formel:

$$U_o = \frac{U_1 U_2}{10} \quad (6)$$

Diese Zehnerteilung ist durch die im Multiplizierer enthaltenen Operationsverstärker bedingt. Durch die Zehnerteilung ergibt sich zwangsläufig ein sehr kleines Ausgangssignal.

Ein Operationsverstärker hat lineares Verhalten bis 10 Volt. Bei sehr niedrigen Signalpegeln steigt der Einfluß von Störsignalen und Drift durch Temperaturschwankungen jedoch stark an. Aus diesem Grund müssen die maximal möglichen Signale angestrebt werden. Daraus ergeben sich folgende Punkte:

1. Bei einem maximalen Eingangssignal von 10 Volt Spitze ergibt sich bei Wechselstrom ein maximaler Effektivwert von  $10 \times 0.707 = 7.07$  V.
2. Daraus ergibt sich für die Stufe II die Verstärkung des spannungs-

proportionalen Verstärkers zu

$$V = \frac{U_{\text{eff max}} \text{ Teiler}}{U_{\text{Probe}}} = \frac{7.07 \cdot 200}{300} = 4.667 \quad (7)$$

3. Die Verstärkung des stromproportionalen Verstärkers errechnet sich dann zu

$$V = \frac{U_{\text{eff max}}}{I_{\text{Probe max}} \text{ Shunt}} = \frac{7.07}{50 \cdot 12 \cdot 10^{-3}} = 11.667 \quad (8)$$

4. Bei Einstellung auf 1 KW Leistung stellen sich an der  $UO_2$ -Probe bei einem Probewiderstand von 8.03 Ohm folgende Werte ein:

$$U_{\text{Probe}} = 90 \text{ Volt}, \quad I_{\text{Probe}} = 11.2 \text{ Ampere}$$

Die Ausgangsspannung an beiden Verstärkern ist dann:

$$U_{o1} = \frac{U_{\text{Probe}} \cdot V}{200} = \frac{90 \cdot 4.667}{200} = 2.1 \text{ V} \quad (9)$$

$$U_{o2} = I_{\text{Probe}} \text{ Shunt} \cdot V = 11.2 \cdot 12 \cdot 10^{-3} \cdot 11.667 = 1.57 \quad (10)$$

5. Der Multiplizierer gibt folgendes Ausgangssignal (Gl. 6):

$$U_o = \frac{U_1 \cdot U_2}{10} = \frac{2.1 \cdot 1.568}{10} = 0.329 \text{ V} \quad (11)$$

6. Das Ausgangssignal des Multiplizierers wird dem Integrator (K 11) mit nachfolgender "Track-and-Hold"-Schaltung zugeführt. Eine Impulserzeugungsstufe (K 10) sorgt dafür, daß der Integrationskondensator mit der Integrationszeit  $t_o = 10 \text{ ms}$  durch das Eingangssignal aufgeladen wird. Ein Nadelimpuls setzt den Integrationskondensator wieder auf Null zurück. Ein weiterer Impuls hält die integrierte Information jeweils 10 ms an der "Track-and-Hold"-Schaltung. Die Impulse müssen synchron laufen.

Die Formel für den Integrator lautet:

$$U_o = - \frac{1}{R \cdot C} \int_0^t U_e \, dt \quad (12)$$

Mit

$$\begin{aligned} U_e &= 0.329 \text{ V} \\ U_o &= 10 \text{ V} \\ t_o &= 10 \text{ ms} \\ C &= 50 \text{ nF} \end{aligned}$$

ergibt sich der benötigte Vorwiderstand bei 1 KW zu:

$$R = \frac{t_o}{C} \frac{U_e}{U_o} = \frac{10 \cdot 10^{-3} \cdot 0.329}{50 \cdot 10^{-3} \cdot 10^{-12} \cdot 10} = 6.58 \text{ K}\Omega \quad (13)$$

Das Ausgangssystem der "Track-and-Hold"-Schaltung ist proportional der an der  $UO_2$ -Probe befindlichen Leistung. Dieser L-Ist-Wert wird dem PID-Regler (K 12) zugeführt und mit dem eingestellten Soll-Wert verglichen.

Gilt

$$L\text{-Ist-Wert} < L\text{-Soll-Wert}$$

so wird die anliegende Spannung  $U_o$  erhöht. Droht der L-Ist-Wert den vorgegebenen L-Soll-Wert zu erreichen, so wird die Spannung heruntersetzt. Dieses Wechselspiel zwischen Spannung, Strom und Leistung (bzw. Stableistung) wurde in einem Demonstrationsversuch aufgezeichnet und in Abb. 5 graphisch dargestellt. Man erkennt auf der Abbildung deutlich, wie die Leistung im Begriff ist, ihren Soll-Wert zu erreichen.

## 2.2 Aufbereitung der Meßwerte

### 2.2.1 Spannungsanzeige

Vom Ausgang des spannungsproportionalen Verstärkers (K 5d) wird das Signal einem Effektivbildner (K 23) zugeführt. Aus der angeschnittenen, nach oben geklappten Signalhalbwellen (Abb. 3a) wird der RMS - Wert nach folgender Formel gebildet:

$$E_{\text{RMS}} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T E^2(t) dt} \quad (14)$$

Zur Effektivwertung wird der integrierte Baustein Burr Brown 4128 benutzt.

### 2.2.2 Stromanzeige

Von den Shunts der Stufen I bis III werden einem Operationsverstärker (K 25) zunächst über Relais die stromproportionalen Signale zugeführt. Diese Relais werden von der Spannungsauswahlschaltung gesteuert und sorgen für die entsprechende Signalverstärkung der einzelnen Stufen am Operationsverstärker. Diesem Operationsverstärker ist ein RMS-Baustein (B.B. 4128) nachgeschaltet. Er bildet den Mittelwert des stromproportionalen Signals.

### 2.2.3 Weitere Meßwerterfassungen

- Durch die Aussteuerbarkeit der RMS-Bausteine von max. 10 Volt entsteht als maximales RMS-Ausgangssignal 7.07 Volt. Die Verstärkung auf 10 V Ausgangssignal (Vollausschlag der Instrumente) geschieht im Meßverstärker (K 13). Von hier aus wird das Ausgangssignal als Meßsignal den Instrumenten und Meßbuchsen zugeführt.
- Ein weiterer RMS-Baustein erhält sein Signal invertiert (K 5k) vom Spannungsteiler. Die als Ausgangssignal entstehende Gleichspannung steht dem Triggerkreis der Spannungsauswahlschaltung als Schwellwert zur Verfügung.
- Beim Einschalten der Anlage würde sofort eine Spannung von 1500 V anliegen. Um diesen plötzlichen Spannungsstoß und die damit verbundene Durchschlagsgefahr an der  $UO_2$ -Probe bei Experimenten mit Canning zu verhindern, wurde eine Anfahrstufe (K 18) vorgeschaltet. Diese Stufe enthält eine einstellbare Zeitkonstante, die das Ansteigen der Spannung auf 1500 V verzögert.
- Zum selbsttätigen Ablauf vorgegebener Leistungszeitabläufe ist in die Anlage ein Zeitplangeber einbezogen. Durch vorgefertigte Kurven ist es damit möglich, programmierte Leistungszeitabläufe ablaufen zu lassen. Die zeitliche Zuordnung der Ausgabewerte L, U und I erfolgt mit einem angeschlossenen Lichtschreiber "Lumoscript", der den Ausgabewerten ausgedruckte Zeitmarken zuordnet.

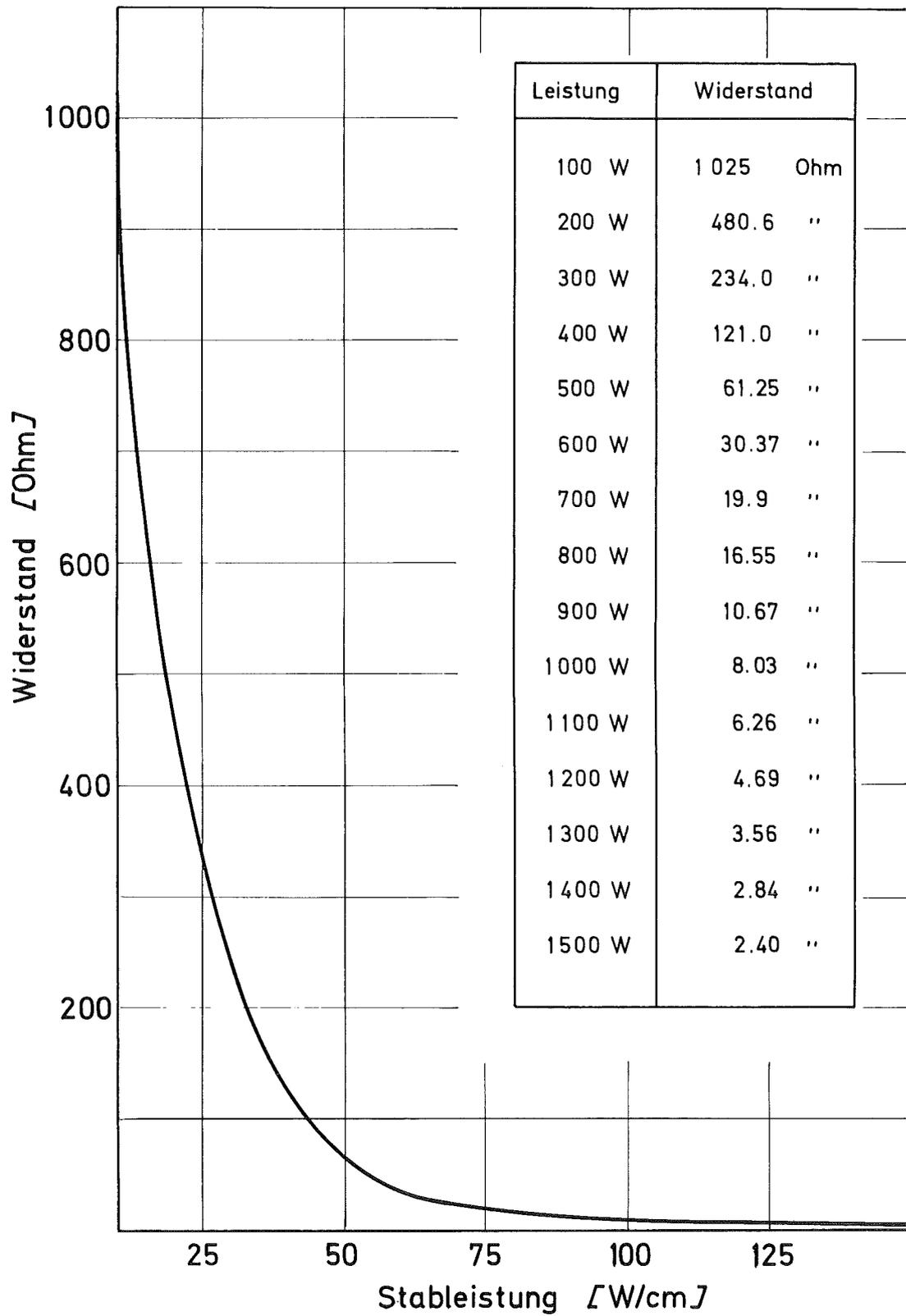


Abb. 1 Gesamtwiderstand eines 10 cm langen  $UO_2$ -Brennstabes als Funktion der Stableistung (Leistung proportional Temperatur)

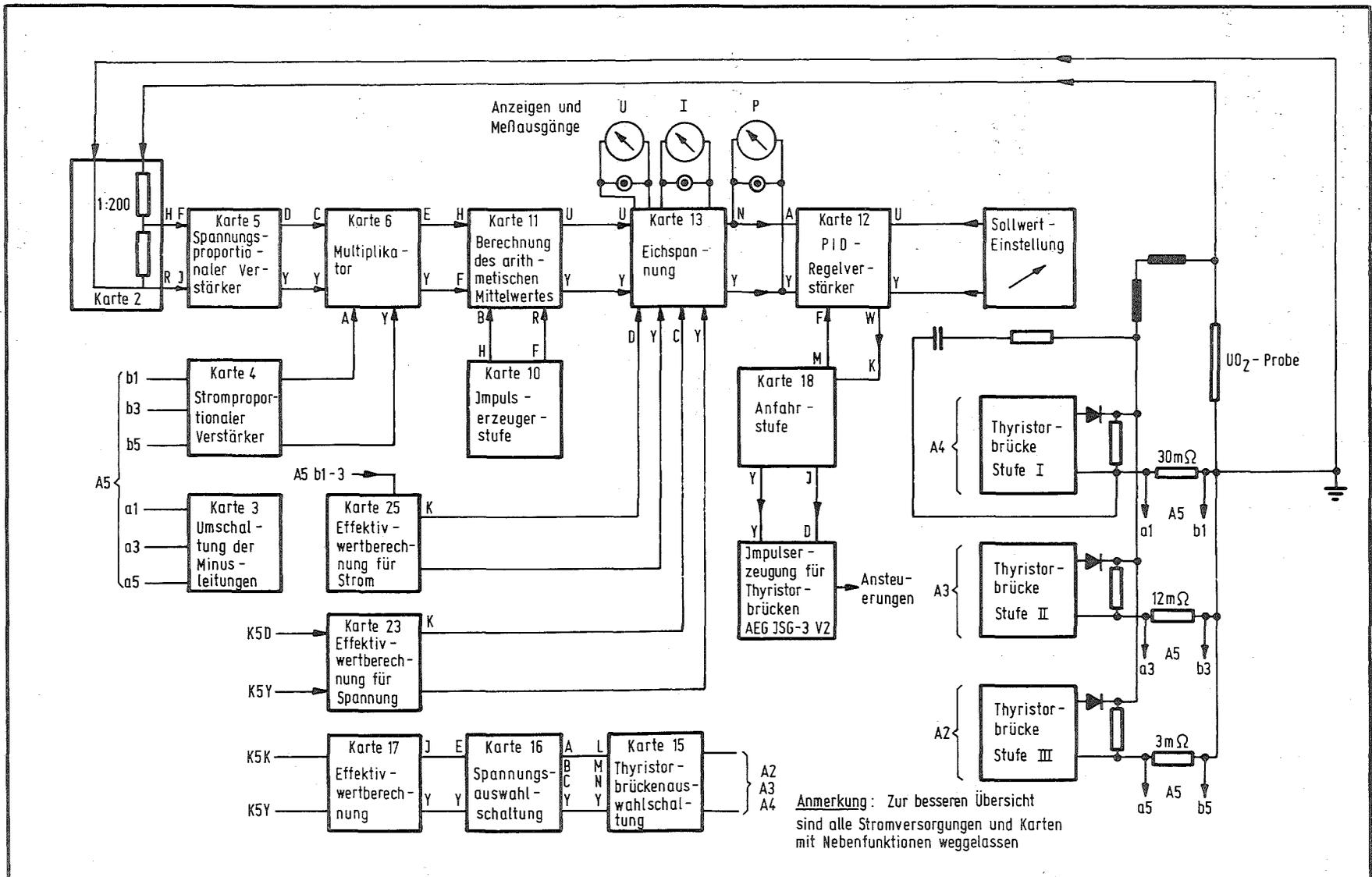
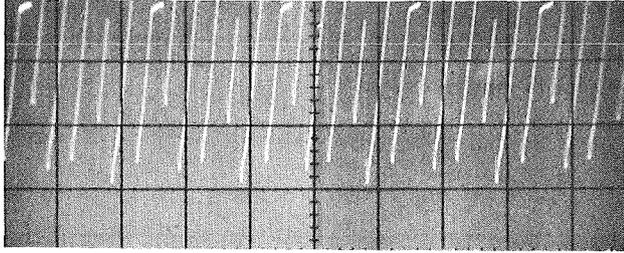


Abb. 2

Blockschaltbild der elektrischen Heizanlage

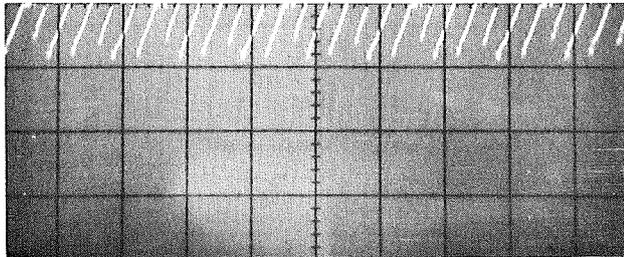
Abb. 3a



Ausgangssignal des  
spannungsproportionalen  
Verstärkers

vert. 2 V/cm  
horiz. 10 msec./cm  
Signalrichtung: negativ

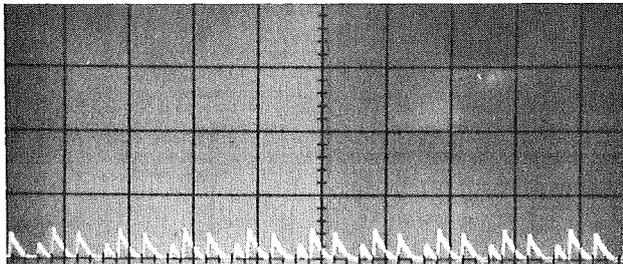
Abb. 3b



Ausgangssignal des  
stromproportionalen  
Verstärkers

vert. 2V/cm  
horiz. 10 msec./cm  
Signalrichtung: negativ

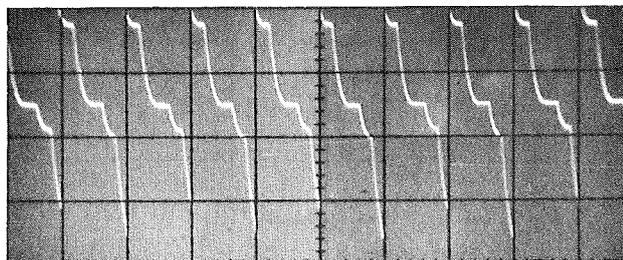
Abb. 3c



Ausgangssignal des  
Multiplizierers

vert. 2V/cm  
horiz. 10 msec./cm  
Signalrichtung: positiv

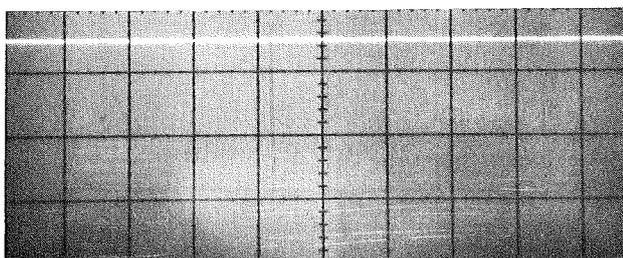
Abb. 3d



Signal am Integrator

vert. 2 V/cm  
horiz. 10 msec./cm  
Signalrichtung: negativ

Abb. 3e



Istwert der Proben-  
Leistung

vert. 2 V/cm  
horiz. 10 msec./cm  
Signalrichtung: Positiv

Abb. 3

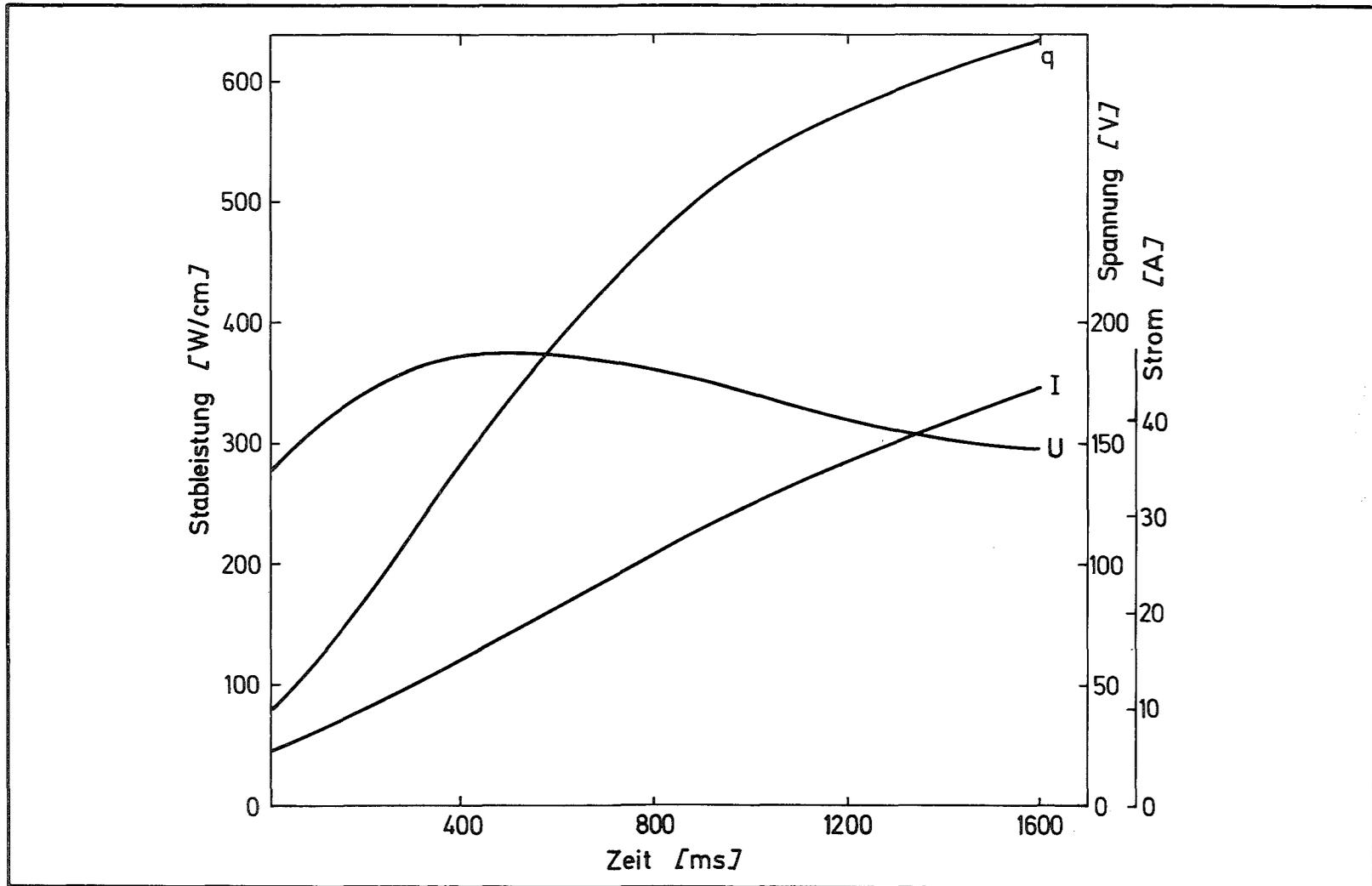


Abb. 4

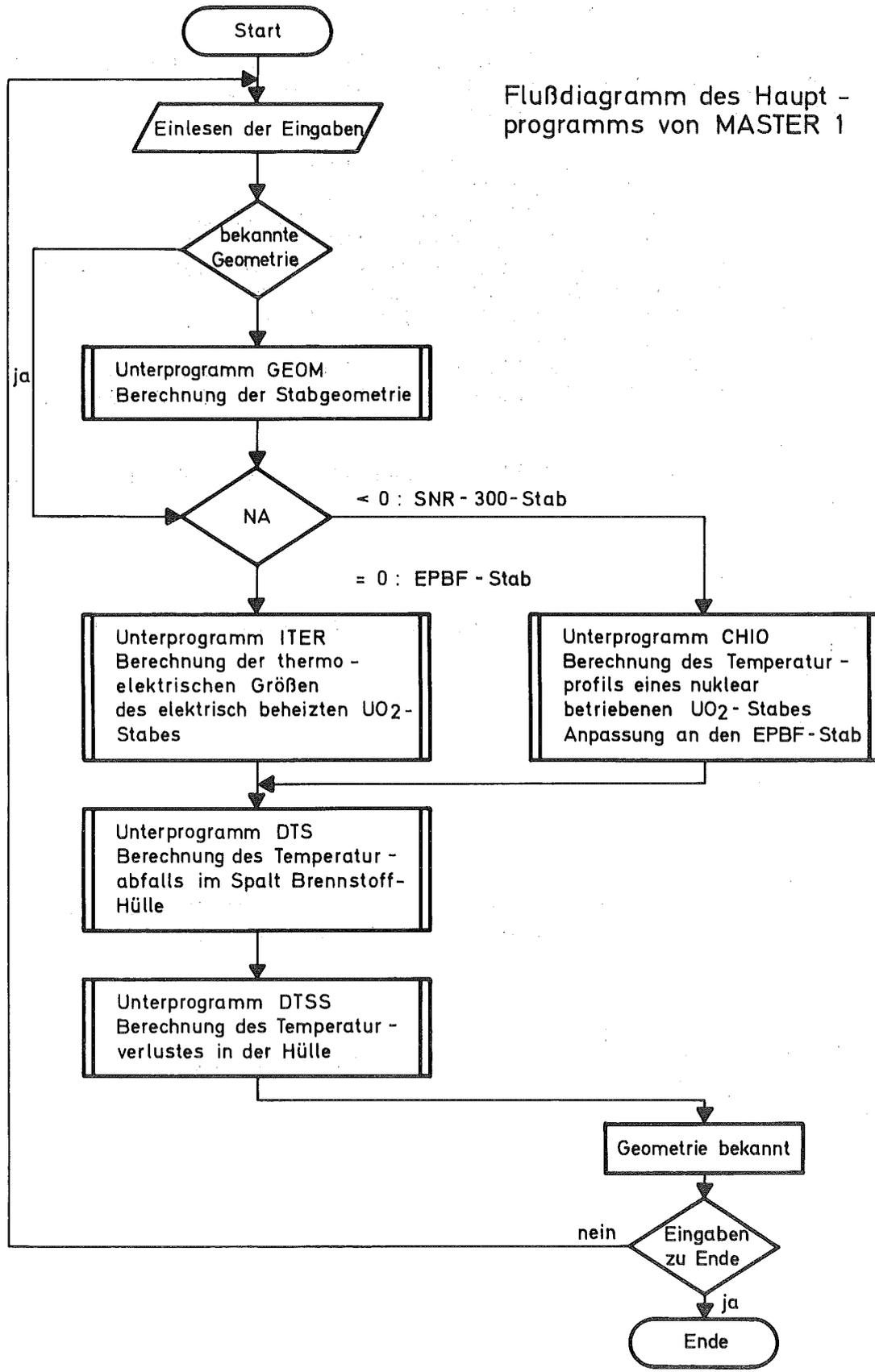
Strom (I) -, Spannungs (U) - und Stableistungsverlauf (q) bei einem Reaktivitätsstörfall-Simulationsversuch am EPBF-Stand

Anhang 3

Das Rechenprogramm MASTER - 1

	<u>Seite</u>
1. Flußdiagramm	97
2. Listing	98
3. Rechenbeispiele	110

Flußdiagramm des Hauptprogramms von MASTER 1



C H A U P T P R O G R A M M M A S T E R - 1

C DIMENSION RP( 400),DELTAR( 400),FJ( 400),Q( 400),T( 400),  
\* FRP( 405),FT( 405)

C COMMON N,PL,R1,PO,TA,TD,CHI,NA,DELTAR,FR,FJ,RP,Q,VOL,NPAR  
COMMON/GLEICH/FRP,FT,M1,M2,NPLOT,LOT,CT,ES  
COMMON /TT/T,R,S,PS,RHO,CP

- C N = ANZAHL DER ITERATIONSSCHRITTE
- C R1 = BRENNSTOFFRADIUS (IN CM)
- C TD = THEORETISCHE DICHT DES BRENNSTOFFS
- C PL = LAENGE DES REFERENZSTABES (IN CM)
- C SPALT = SPALT ZWISCHEN BRENNSTOFF UND HUELLE (IN CM)
- C ABS1 = ABSORBTIONSKOEFFIZIENT DES UO-2
- C ABS2 = ABSORBTIONSKOEFFIZIENT DES HUELLE
- C DRSS = HUELLENDICKE (IN CM)
- C PO = GESAMTELEKTRISCHE LEISTUNG IM STAB (IN WATT)
- C TA = BRENNSTOFFAUSSENTEMPERATUR (IN GRAD KELVIN)

NPLOT=0

1 READ(5,100,END=1000)N,R1,TD,PL,SPALT,ABS1,ABS2,DRSS,NA,NPAR,LOT  
NPLOT=NPLOT+1

NN1=0

RR1=0.

READ(5,300) PO,TA

TTA=TA-273.15

WRITE(6,200)N,R1,TD,PL,SPALT,ABS1,ABS2,DRSS,NA,NPAR,LOT,PO,TTA

RAD=R1

CHI=PO/PL

IF(NN1-N)3,2,3

2 IF(RR1-R1)3,4,3

3 CALL GEOM

4 IF(NA)6,6,5

5 CALL ITER

GO TO 7

6 CALL CHIDO

7 R2=R1+SPALT

CALL DTS(TA,R2,SPALT,ABS1,ABS2,THI,RAD,TBA,TGAP,CHI)

CALL DTSS(RAD,R2,DRSS,THI,TSS2,SPALT,TBA,TGAP)

NN1=N

RR1=R1

GO TO 1

100 FORMAT(I3,7F7.4,3I3)

200 FORMAT(1H1,5X,'EINGABEN',3X,I3,7F8.3,3I4,3X,F5.0,3X,F5.0/////////)

300 FORMAT(2F10.2)

1000 STOP

END

SUBROUTINE GEOM

C DIMENSION RP( 400),DELTAR( 400),FJ( 400),Q( 400)

C COMMON N,PL,R1,PO,TA,TD,CHI,NA,DELTAR,FR,FJ,RP,Q,VCL,NPAR

C BERECHNUNG DER STABGEOMETRIE

C RP = DIE N-RADIEN DER N-KOAXIALZYLINDER

C FR = ZYLINDERQUERSCHNITT (IN CM\*\*2)

C VOL = VOLUMEN DER N KOAXIALZYLINDER (IN CM\*\*3)

C FJ = ZYLINDERMANTELOBERFLAECHE (IN CM\*\*2)

C XN=N

RP(1)=R1/SQRT(XN)

DELTAR(1)=RP(1)

FR=3.1416\*RP(1)\*\*2

VOL=FR\*PL

FJ(1)=6.2832\*RP(1)\*PL

DO 1 I1=2,N

XI1=I1

RP(I1)=RP(1)\*SQRT(XI1)

DELTAR(I1)=RP(I1)-RP(I1-1)

FJ(I1)=6.2832\*RP(I1)\*PL

1 CONTINUE

RETURN

END

SUBROUTINE ITER

C

```

DIMENSION RP( 400),DELTAR( 400),FJ( 400),T( 400),R( 400),S( 400),
* PS( 400),PJ( 400),Q( 400),TEW( 400),RHO( 400),CP( 400),
* FRP( 405),FT( 405),TII(55),RHOII(55)

```

C

```

COMMON N,PL,R1,PO,TA,TD,CHI,NA,DELTAR,FR,FJ,RP,Q,VOL,NPAR
COMMON/GLEICH/FRP,FT,M1,M2,NPLOT,LOT,CT,ES
COMMON /TT/T,R,S,PS,RHG,CP

```

C

C

C

C

C

C

C

C

C

C

C

C

C

```

P      = POROSITAET DES BRENNSTOFFS
UNULL  = EINGABESPANNUNG (IN VOLT)
RHO    = SPEZ. EL. WIDERSTAND DES UO-2 (IN OHM CM)
R      = GESAMTWIDERSTAND DES UO-2 (IN OHM)
S      = EL. STRCM DURCH DIE N KOAXIALZYLINDER (IN A)
PS     = EL. LEISTUNG DER N KOAXIALZYLINDER (IN WATT)
PJ     = WAERMESTROM VOM ZYLINDER J-1 NACH J (IN WATT)
Q      = WAERMEQUELLDICHTHE DER N KOAXIALZYLINDER (IN WATT/CM**3)
WK     = WAERMELEITFAEIGKEIT DES UO-2 (IN WATT/CM**2 GRAD K)
PE     = BERUECKSICHTIGUNG DES EINFLUSSES VON P AUF WK

```

```

PHI=3.14159
FC=1.0E-06
FPO=0.1
DU=10.0
NC=1
NU=0
P=1.-TD
UNULL=.0
U=UNULL
1 U=U+10.
IF (PO) 5555,5555,1000

```

C

C

C

C

C

C

C

C

C

```

BERECHNUNG DER TEMPERATUR T(N-1) AUF DER FIKTIVEN
OBERFLAECHE DES KOAXIALZYLINDERS N-1.
BEI L=1 BERECHNUNG EINES TEMPERATURWERTES T(N-1) UNTER DER
ANNAHME, DASS RHO UND WK IM TEMPERATURBEREICH T(N)-T(N-1)
KONSTANT GEBLIEBEN SIND. BEI L=2 VERBESSERUNG DIESES WERTES
DURCH MITTELWERTBILDUNG UND NEUBERECHNUNG VON RHO UND WK.

```

```

1000 T(N)=TA
TEW(N)=TA
DO 1111 L=1,2
SLN=9.646-2.087E+04/TEW(N)+1.231E+07/(TEW(N)**2)-6.484E+09/(TEW(N)
**3)
SLN=EXP(SLN)
RHO(N)=1./SLN
PS(N)=U**2*PHI*R1**2/(PL*N*RHO(N))
PE=1.-(2.6-.5E-3*(TEW(N)-273.15))*P
WK=(44./((163+TEW(N))+.29E-19*TEW(N)**5.18-1.E-38*TEW(N)**10.28))*PE
T(N-1)=DELTAR(N)*(FO-PS(N))/(WK*FJ(N-1))+T(N)
TEW(N)=(T(N)+T(N-1))/2.

```

```

1111 CONTINUE

```

C

C

C

```

BERECHNUNG VON R, S, PJ UND Q FUER DEN N-TEN KOAXIALZYLINDER

```

```

R(N)=RHC(N)*PL/FR
S(N)=U/R(N)

```

PJ(N)=PO-PS(N)  
Q(N)=PS(N)/VCL

C  
C  
C DO-SCHLEIFE ZUR BERECHNUNG DER RADIALEN VERTEILUNG VON  
C A) T(I)  
C B) RHO(I)  
C C) R(I)  
C D) S(I)  
C E) PS(I)  
C F) Q(I)  
C G) PJ(I)  
C MIT I = N-1 BIS 2  
C

NM2=N-2  
TEW(N-1)=T(N-1)  
DO 2222 I2=1,NM2  
I=N-I2  
DO 2000 L=1,2  
SLN=9.646-2.087E+04/TEW(I)+1.231E+07/(TEW(I)\*\*2)-6.484E+09/(TEW(I)  
\*\*\*3)  
SLN=EXP(SLN)  
RHO(I)=1./SLN  
PS(I)=U\*\*2\*PHI\*R1\*\*2/(PL\*N\*RHO(I))  
PE=1.-(2.6-.5E-3\*(TEW(I)-273.15))\*P  
WK=(44./(163+TEW(I))+.29E-19\*TEW(I)\*\*5.18-1.E-38\*TEW(I)\*\*10.28)\*PE  
T(I-1)=DELTA R(I)\*(PJ(I+1)-PS(I))/(WK\*FJ(I-1))+T(I)

C  
C SICHERHEITSABFRAGEN  
C  
C IF (U.GT.500.) GO TO 61  
C IF (T(I-1).GE.3073.) GO TO 1  
C AAB=ABS(T(I)/.8)  
C IF (T(I-1).GE.AAB) GO TO 61

C  
C TEW(I)=(T(I)+T(I-1))/2.  
C TEW(I-1)=T(I-1)

2000 CONTINUE  
R(I)=RHO(I)\*PL/FR  
S(I)=U/R(I)  
PJ(I)=PJ(I+1)-PS(I)  
Q(I)=PS(I)/VCL  
2222 CONTINUE

C  
C BERECHNUNG DIESER GROESSEN FUER  
C DEN ERSTEN KCAXIALZYLINDER.  
C

SLN=9.646-2.087E+04/T(1)+1.231E+07/(T(1)\*\*2)-6.484E+09/(T(1)\*\*3)  
SLN=EXP(SLN)  
RHO(1)=1./SLN  
R(1)=RHO(1)\*PL/FR  
S(1)=U/R(1)  
PS(1)=U\*S(1)  
PJ(1)=.0  
Q(1)=PS(1)/VOL

C  
C VERGLEICH DER ERRECHNETEN LEISTUNG SOM MIT DER  
C EINGEGEBENEN LEISTUNG PO UND DARAUSS BERECHNUNG  
C

C DER AM UO-2-STAB ANLIEGENDEN SPANNUNG U.

C

```

SOM=0.0
SMR=0.0
STRCM=.0
DO 3000 I12=1,N
SOM=SOM+PS(I12)
SMR=SMR+1.0/R(I12)
STROM=STROM+S(I12)

```

3000 CONTINUE

RGES=1./SMR

XNC=NC

AB=ABS(SOM-PO)

IF(AB-FPO) 36,36,31

31 IF(SOM-PO) 32,36,35

32 IF(NU-1) 33,34,34

33 U=UO+XNC\*DU

NC=NC+1

GO TO 1000

34 U=U+DU/XNC

NC=NC+1

GO TO 1000

35 U=U-DU/XNC

NC=NC+1

NU=NU+1

GO TO 1000

36 CONTINUE

C

C UMRECHNUNG DER TEMPERATUREN AUF GRAD CELSIUS  
C UND BERECHNUNG DER MITTLEREN STABTEMPERATUR.

C

```

TS=.0
DO 3333 I=1,N
T(I)=T(I)-273.15
3333 TS=TS+T(I)
TM=TS/N
AT=TA-273.15

```

C

C ENDE DER BERECHNUNG

C

WRITE(6,150)

C

```

FR=FR*100.
R1=R1*10.
WRITE(6,200) N,U,PL,STROM,R1,RGES,FR,PO,P,CHI,AT,TM
WRITE(6,300)
WRITE(6,400)
WRITE(6,400)
WRITE(6,500)
WRITE(6,400)
WRITE(6,400)
WRITE(6,600)
FR=FR/100.
R1=R1/10.
W=N
NW=SQRT(W)
DO 4000 J=1,NW
I=J*J

```

```

4000 WRITE(6,700) I,RP(I),R(I),S(I),PS(I),T(I),Q(I),PJ(I)
      WRITE(6,400)
      WRITE(6,800)

```

```

C
C IF (LOT.GT.-2) GO TO 5555

```

```

C
C BERECHNUNG UND GRAPHISCHE DARSTELLUNG DES
C SPEZ. ELEKTRISCHEN WIDERSTANDES DES UO-2.
C

```

```

      TII(1)=300.
      DO 4444 I=1,51
      TII(I+1)=TII(I)+50.
      SLNII=9.646-2.087E+04/TII(I)+1.231E+07/(TII(I)**2)-6.484E+09/
      *(TII(I)**3)
      SLNII=EXP(SLNII)
      RHOII(I)=100./SLNII
4444 RHOII(I)=ALOG10(RHCII(I))
      DO 5000 I=1,N
      R(I)=ALOG10(R(I))
5000 Q(I)=ALOG10(Q(I))

```

```

C
      CALL PLCTA (TII,RHCII,51,2,0,1,2,0,1,4600.,300.,0,20.,0.,0,1H ,11,
      *1,300.,100.,4600., 'F5.0',1,-1,1,2,-1,1.E 0,0.,1.E20,'E6.0',1,1,-1,
      *2)
      CALL PLCTA (RP,R,N,2,0,1,2,0,1,0.800,0.,0,12.,2.,0,1H ,1,
      *1,0.,0.025,0.80,'F4.3',1,-1,1,2,-1,1.E2,0.,1.E12,'E6.0',1,1,-1,2)
      CALL PLOTA (RP,S,N,2,0,1,2,0,1,0.800,0.,0,0.60,0.,0,1H ,2,
      *1,0.,0.025,0.80,'F4.3',1,-1,1,2,1,0.,0.025,0.60,'F5.3',1,1,-1,1)
      CALL PLCTA (RP,PJ,N,2,0,1,2,0,1,0.800,0.,0,5000.,0.,0,1H ,3,
      *1,0.,0.025,0.80,'F4.3',1,-1,1,2,1,0.,200.,5000.,'F6.0',1,1,-1,1)
      CALL PLOTA (RP,Q,N,2,0,1,2,0,1,0.800,0.,0,10.,0.,0,1H ,4,
      *1,0.,0.025,0.80,'F4.3',1,-1,1,2,-1,1.E0,0.,1.E10,'E6.0',1,1,-1,2)

```

```

C
C BESEITIGUNG DER SINGULARITAET IN DER STABMITTE DURCH
C DIE GLEICHSETZUNG T(0)=T(1) UND SPEICHERUNG
C DER WERTE ZUR GRAPHISCHEN DARSTELLUNG.
C

```

```

5555 M1=1
      FRP(M1)=0.
      FT(M1)=T(1)
      DO 6000 I4=1,N
      M1=M1+1
      FRP(M1)=RP(I4)
6000 FT(M1)=T(I4)
      GO TO 62
      61 WRITE(6,100) I,T(I+1),T(I),U,RHO(I),PS(I),PE,WK,T(I-1)
      PO=.0
      62 CONTINUE

```

```

C
      CT=T(1)+273.15

```

```

C
C 100 FORMAT(1H ,5X,'FEHLER      ',I8,8E12.5)
C 150 FORMAT(1H1,'|',126X,'|'////////)
C 200 FORMAT(1H0,24X,'DER EPBF-UO2-BRENNSTAB IM STATIONAEREN BETRIEB'/
      *1H ,24X,46(' ')//
      *1H ,6X,'SCHRITZAHL',7X,' I =',I5,14X,'PROBENSPIANNUNG',7X,'U =',F7
      *.1,' VOLT'/

```

```

*1H ,6X,'PROBENLAENGE',6X,'PL =',F8.2,' CM',8X,'GESAMTSTROM',10X,
*'J =',F7.1,' AMPERE'/
*1H ,6X,'PROBENRADIUS',6X,'RP =',F8.2,' MM',8X,'GESAMTWIDERSTAND',
*5X,'R =',F7.1,' OHM'/
*1H ,6X,'ZONENQUERSCHNITT Q =',F8.2,' MM*MM',5X,'EL. LEISTUNG',8X
*, 'PS =',F7.1,' WATT'/
*1H ,6X,'POROSITAET',8X,' P =',F8.2,11X,'STABLEISTUNG',7X,'CHI ='
*,F7.1,' W/CM'/
*1H ,6X,'AUSENTEMPERATUR',2X,'TA =',F7.1,' GRAD C',4X,'MITTL. TEM
*PERATUR',3X,'TM =',F7.1,' GRAD C'//
*1H ,7X,'EL. WIDERSTAND, EL. STRCM, EL. LEISTUNG, WAERMESTRCM, WAER
*MEQUELLDICHTE SCWIE'/1H ,7X,'BRENNSTOFFTEMPERATUR ALS FUNKTIONEN D
*ES PROBENRADIUS BZW. DER ZONENAUFTEILUNG')

```

```

300 FORMAT(1H0,5X,81(' '))
400 FORMAT(1H ,5X,'|',79X,'|')
500 FORMAT(1H+,9X , 'I',5X, 'RP /CM/      R /OHM/      J /A/      PS /W/      BT
*/C/      Q /W/CM**3/      PJ /W/ ')
600 FORMAT(1H+,6X,79(' '))
700 FORMAT(1H ,5X,'|', I5,5X,F5.4,4X,F8.1,4X,F5.4,3X,F5.1,4X,F6.1,5X,F7
*.1,5X,F6.1,2X,'|')
800 FORMAT(1H+,6X,79(' '))
RETURN
END

```

SUBROUTINE CHICC

```
C
  DIMENSION RP( 400),DELTAR( 400),FJ( 400),Q( 400),T( 400),
  *      FRP( 405),FT( 405),WL(3000),T1(3000)
```

```
C
  COMMON N,PL,R1,PO,TA,TD,CHI,NA,DELTAR,FR,FJ,RP,Q,VOL,NPAR
  COMMON/GLEICH/FRP, FT, M1,M2,NPLOT,LOT,CT,ES
  COMMON /TT/T,R,S,PS,RHG,CP
  AT=TA-273.15
  FC=0.01
  P=1.-TD
  PHI=3.14159
  M=CT
  L=TA
  IF(NPAR) 1000,1000,2000
```

```
C
  C      BERECHNUNG DER ZENTRALTEMPERATUR.
  C
```

```
1000 SUMWL=0.0
  DO 12 I=L,M
    T1(I)=I
    PE=1.-(2.6-.5E-3*(T1(I)-273.15))*P
    WL(I)=(44./(163+T1(I))+.29E-19*T1(I)**5.18-1.E-38*T1(I)**10.28)*PE
    SUMWL=SUMWL+WL(I)
    ABB=I-L
    IF (ABB) 12,12,11
  11 WLQUER=SUMWL/ABB
    DT=T1(I)-TA
    WLP=CHI/(4*PHI*DT)
    IF(WLP-WLQUER) 13,13,12
  12 CONTINUE
  13 T(1)=T1(I)
  GO TO 3000
```

```
C
  C      BERECHNUNG DER NUKLEAREN STABLEISTUNG,
  C      WENN DIE ZENTRALTEMPERATUREN GLEICH SIND.
  C
```

```
2000 SUMWL=0.0
  DO 21 I=L,M
    T1(I)=I
    PE=1.-(2.6-.5E-3*(T1(I)-273.15))*P
    WL(I)=(44./(163+T1(I))+.29E-19*T1(I)**5.18-1.E-38*T1(I)**10.28)*PE
  21 SUMWL=SUMWL+WL(I)
    ABA=M-L
    WLQUER=SUMWL/ABA
    DT=T1(I)-TA
    CHI=4*PHI*DT*WLQUER
    T(1)=T1(I)
  3000 CONTINUE
  B=(44.-120.4*P)*ALCG(163.+T(1))+.022*P*(T(1)-163.*ALOG(163.+T(1)))
  C=(1.-2.736575*P)*.29E-19*T(1)**6.18/6.18
  D=+.5E-3*P*.29E-19*T(1)**7.18/7.18
  E=-(1.-2.736575*P)*1.0E-38*T(1)**11.28/11.28
  F=-.5E-3*P*1.0E-38*T(1)**12.28/12.28
  G=B+C+D+E+F
```

```
C
  C      BERECHNUNG DES RESTTEMPERATURPROFILS.
  C
```

```

DO 4000 I1=2,N
A=G-CHI*RP(I1)**2/(4.*PHI*R1**2.)
T(I1)=T(I1-1)
41 T(I1)=T(I1)-1.0
42 B=(44.-120.4*P)*ALOG(163.+T(I1))+.022*P*(T(I1)-163.*ALOG(163.+T(I1
*)))
C=(1.-2.736575*P)*.29E-19*T(I1)**6.18/6.18
D=+.5E-3*P*.29E-19*T(I1)**7.18/7.18
E=-(1.-2.736575*P)*1.0E-38*T(I1)**11.28/11.28
F=-.5E-3*P*1.0E-38*T(I1)**12.28/12.28
Y=B+C+D+E+F
AB=ABS(A-Y)
IF (AB-FC) 4000,4000,43
43 IF (A-Y) 41,4000,44
44 T(I1)=T(I1)+0.1
GO TO 42
4000 CONTINUE
TS=.0
DO 5000 I=1,N
T(I)=T(I)-273.15
5000 TS=TS+T(I)
TM=TS/N
T(N)=TA-273.15
M1=1
FRP(M1)=0.
FT(M1)=T(1)
DO 6000 I=1,N
M1=M1+1
FRP(M1)=RP(I)
6000 FT(M1)=T(I)
R1=R1*10.
FR=FR*100.
WRITE (6,150)
WRITE(6,100) N,P,PL,AT,R1,TM,FR,CHI,N
WRITE(6,200) (T(I),I=1,N,2)
WRITE(6,300)
R1=R1/10.
FR=FR/100.

```

C

```

150 FORMAT(1H1,'|',126X,'|'/////////)
100 FORMAT(1H ,26X,'TEMPERATURVERTEILUNG IM EPBF-UO2-BRENNSTAB'/
*1H ,26X,'UNTER ANNAHME VON SNR-BETRIEBSBEDINGUNGEN.'//
*1H ,5X,'SCHRITZAHL',9X,' I =',I5,13X,'POROSITAET',11X,' P =',F8.2,
*/1H ,5X,'PROBENLAENGE',8X,' PL =',F8.2,' CM',7X,'ALSENTEMPERATUR',
*4X,' TA =',F7.1,' GRAD C'/
*1H ,5X,'PROBENRADIUS',8X,' RP =',F8.2,' MM',7X,'MITTL. TEMPERATUR'
*,3X,' TM =',F7.1,' GRAD C'/
*1H ,5X,'ZONENQUERSCHNITT',5X,' Q =',F8.2,' MM*MM',4X,' STABLEISTUNG'
*,7X,' CHI =',F7.1,' W/CM'//
*1H ,26X,'TEMPERATURWERTE AN DEN',I4,' ZONEN (I=1,400,2)'/
*1H ,5X,82(' _'))
200 FORMAT(1H ,5X,'|',F7.1,9F8.1,1X,'|')
300 FORMAT(1H ,5X,'|',80(' _'),'|')
RETURN
END

```

```
C SUBROUTINE DTS(TA,R2,SPALT,ABS1,ABS2,THI,RAD,TBA,TGAP,CHI)
C DIMENSION FRP( 405 ),FT( 405)
C COMMON/GLEICH/FRP, FT,M1,M2,NPLOT,LOT,CT,ES
C TBA=TA-273.15
  THI=TBA
  DELTA=SPALT
  X=1.
  D=100.
  DIFFK=1.E-5
  PHI=3.14159
  PL=5.26E-05
  PST=5.77E-12/(1./ABS1+1./ABS2-1.)
  IF(DELTA.GT.0.0180) DELTA=.0180
  S=.126814*(ALCG(DELTA*1.E4))+.1
  ES=S
  DELTA=SPALT
1  A=PL*THI**(S+1.)*((TBA/THI)**(S+1.)-1.)
  B=CHI/(2.*PHI*R2)-PST*THI**4*((TBA/THI)**4-1.)
  DIFF=DELTA-A/B
  IF (DIFF) 5,5,2
2  X=X+1.
  IF(X.GT.1.E4) GO TO 5
  THI=THI-D/X
  GO TO 1
3  X=X+1.
  IF(X.GT.1.E4) GO TO 5
  IF (DIFF+DIFFK) 4,5,5
4  THI=THI+D/X
  GO TO 1
5  TGAP=TBA-THI
6  M1=M1+1
  FRP(M1)=R2
  FT(M1)=THI
  M2=M1
  RETURN
END
```

SUBROUTINE DTSS(RAD,P2,DRSS,TSS1,TSS2,SPALT,TBA,TGAP)

DIMENSION FRP( 405),FT( 405),V(10),Y(10),FFRP(2),FFT(2)

COMMON N,PL,R1,PO,TA,TD,CHI,NA,DELTAR,FR,FJ,RP,Q,VCL,NPAR  
COMMON/GLEICH/FRP,FT,M1,M2,NPLOT,LOT,CT,ES

A=0.14875  
B=1.125E-04  
DR=DRSS/10.  
C=A/B  
DO 1 I=1,10  
YI=I  
Y(I)=RAD+YI\*DR  
YY=Y(I)/RAD  
D=(TSS1+C)\*\*2-CHI/(3.14\*B)\*ALOG(YY)  
V(I)=-C+SQRT(D)

1 CONTINUE  
TSS2=V(10)  
IF (PO.LE..0) TSS2=TSS1  
DT=TSS1-TSS2  
R3=R2+DRSS  
M2=M2+1  
FRP(M2)=R3  
FT(M2)=TSS2  
M2=M2+1  
FRP(M2)=R3  
FT(M2)=0.0  
M3=M2  
SPALT=SPALT\*10.  
DRSS=DRSS\*10.  
FFRP(1)=.0  
FFRP(2)=.8  
FFT(1)=3200.  
FFT(2)=.0  
IF (NA) 4,4,2  
2 IF (LOT) 3,4,5  
3 CALL PLOTA(FFRP,FFT,2,1,1,1,1,5,1,1,1,0,1,1,0,1H ,1,1,.0,  
\*.025,0.8,'F4.3',1,-1,1,2,1,.0,200.,3200.,'F6.0',1,1,-1,2)  
4 CALL PLOTA(FRP,FT,M3,2,1,1,1,5,0,1,1,0,1,1,0,1H ,1)  
IF (NA) 6,6,5  
5 WRITE (6,400)  
WRITE (6,100)  
WRITE (6,400)  
WRITE (6,200) ES,SPALT,DRSS,TBA,TSS1,TSS1,TSS2,TGAP,DT  
WRITE (6,300)  
GO TO 8  
6 WRITE (6,800)  
WRITE (6,500)  
WRITE (6,800)  
WRITE (6,600) ES,SPALT,DRSS,TBA,TSS1,TSS1,TSS2,TGAP,DT  
WRITE (6,700)  
8 SPALT=SPALT/10.  
DRSS=DRSS/10.

100 FORMAT(1H ,5X,'| TEMPERATURABFALL IM SPALT BRENNSTOFF-HUELLE',4X,  
\*'TEMPERATURABFALL IN DER HUELLE |°/1H ,5X,'| ',43('°-'),4X,30('°-'),

```

*' |')
200 FORMAT (1H ,5X,'| S = ',F4.3,68X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'SPALTBREITE
*= ',F5.2,' MM',16X,'HUELL',
*' ENDICKE = ',F5.2,' MM',6X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'TBA',9X,'=',F7.1,
*' GRAD C',12X,'THI',10X,'=',F7.1,' GRAD C |'/1H ,5X,'|',8X,
*' THI = ',F7.1,' GRAD C',12X,'THA',10X,'=',F7.1,' GRAD C
* |'/1H ,5X,'|',79X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'DELTA T = ',F7.1,
*' GRAD',14X,'DELTA T = ',F6.1,' GRAD |'/1H ,5X,'|',8X,
*26(' '),14X,27(' '),4X,'|')
300 FORMAT(1H ,5X,81('='))
400 FORMAT(1H ,5X,'|',79X,'|')
500 FORMAT(1H ,5X,'| TEMPERATURABFALL IM SPALT BRENNSTOFF-HUELLE',5X,
*' TEMPERATURABFALL IN DER HUELLE |'/1H ,5X,'| ',43(' '),5X,30(' '),
*' |')
600 FORMAT (1H ,5X,'| S = ',F4.3,69X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'SPALTBREITE
*= ',F5.2,' MM',17X,'HUELL',
*' ENDICKE = ',F5.2,' MM',6X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'TBA',9X,'=',F7.1,
*' GRAD C',13X,'THI',10X,'=',F7.1,' GRAD C |'/1H ,5X,'|',8X,
*' THI = ',F7.1,' GRAD C',13X,'THA',10X,'=',F7.1,' GRAD C
* |'/1H ,5X,'|',80X,'|'/1H ,5X,'|',8X,'DELTA T = ',F7.1,
*' GRAD',15X,'DELTA T = ',F6.1,' GRAD |'/1H ,5X,'|',8X,
*26(' '),15X,27(' '),4X,'|')
700 FORMAT(1H ,5X,82('='))
800 FORMAT(1H ,5X,'|',80X,'|')
RETURN
END

```

Rechenbeispiele

DER EPBF-UO2-BRENNSTAB IM STATIONAEREN BETRIEB

SCHRITZAHL	I = 400	PROBENSPIANNUNG	U = 147.7 VOLT
PRCBENLAENGE	PL = 10.00 CM	GESAMTSTROM	J = 13.2 AMPERE
PRCBENRADIUS	RP = 2.55 MM	GESAMTWIDERSTAND	R = 11.2 OHM
ZONENQUERSCHNITT	Q = 0.05 MM*MM	EL. LEISTUNG	PS = 1950.0 WATT
POROSITAET	P = 0.05	STABLEISTUNG	CHI = 195.0 W/CM
ALSSSENTEMPERATUR	TA = 900.0 GRAD C	MITTL. TEMPERATUR	TM = 1439.7 GRAD C

EL. WIDERSTAND, EL. STRCM, EL. LEISTUNG, WAERMESTROM, WAERMEQUELLDICHTHE SOWIE BRENNSTOFFTEMPERATUR ALS FUNKTIONEN DES PROBENRADIUS BZW. DER ZONENAUFTEILUNG

I	RP /CM/	R /OHM/	J /A/	PS /W/	BT /C/	Q /W/CM**3/	PJ /W/
1	.0127	608.7	.2427	35.9	2528.9	7020.5	0.0
4	.0255	632.2	.2337	34.5	2504.2	6759.1	106.4
9	.0382	688.0	.2147	31.7	2459.7	6211.5	273.4
16	.0510	778.9	.1897	28.0	2396.7	5486.0	484.2
25	.0637	919.5	.1607	23.7	2316.4	4647.3	718.8
36	.0765	1134.5	.1302	19.2	2220.7	3766.7	956.6
49	.0892	1465.6	.1008	14.9	2112.1	2915.7	1179.6
64	.1020	1982.5	.0745	11.0	1994.3	2155.5	1374.4
81	.1147	2800.0	.0528	7.8	1871.8	1526.1	1534.2
100	.1275	4106.7	.0360	5.3	1749.1	1040.6	1658.5
121	.1402	6209.3	.0238	3.5	1630.2	688.2	1750.7
144	.1530	9607.7	.0154	2.3	1517.9	444.8	1816.7
169	.1657	15120.4	.0098	1.4	1413.8	282.6	1862.7
196	.1785	24098.0	.0061	0.9	1318.3	177.3	1894.0
225	.1912	38793.2	.0038	0.6	1231.3	110.2	1915.1
256	.2040	63009.7	.0023	0.3	1152.1	67.8	1929.0
289	.2167	103260.5	.0014	0.2	1080.2	41.4	1938.1
324	.2295	170872.6	.0009	0.1	1014.6	25.0	1943.9
361	.2422	285893.9	.0005	0.1	954.8	14.9	1947.6
400	.2550	484474.0	.0003	0.0	900.0	8.8	1950.0

TEMPERATURABFALL IM SPALT BRENNSTOFF-HUELLE

TEMPERATURABFALL IN DER HUELLE

S = .759

SPALTBREITE = 0.45 MM  
 TBA = 900.0 GRAD C  
 THI = 565.0 GRAD C

HUELLENDICKE = 0.40 MM  
 THI = 565.0 GRAD C  
 TFA = 543.6 GRAD C

DELTA T = 335.0 GRAD

DELTA T = 21.4 GRAD

TEMPERATURVERTEILUNG IM EPBF-UO2-BRENNSTAB  
 UNTER ANNAHME VON SNR-BETRIEBSBEDINGUNGEN.

SCHRITZZAHL	I = 400	POROSITAET	P = 0.14
PRCBENLAENGE	PL = 10.00 CM	AUSSENTEMPERATUR	TA = 900.0 GRAD C
PRCBENRADIUS	RP = 2.55 MM	MITTL. TEMPERATUR	TM = 1732.1 GRAD C
ZONENQUERSCHNITT	Q = 0.05 MM*MM	STABLEISTUNG	CHI = 416.5 W/CM

TEMPERATURWERTE AN DEN 400 ZONEN (I=1,400,2)

2528.9	2519.9	2513.1	2507.1	2500.4	2494.4	2487.7	2481.7	2474.8	2468.8
2461.9	2455.9	2449.1	2442.2	2436.2	2429.2	2422.2	2416.2	2409.2	2402.3
2395.5	2388.6	2381.8	2374.8	2367.9	2360.9	2353.9	2346.9	2339.9	2332.0
2325.0	2318.0	2311.0	2303.0	2296.0	2289.0	2281.0	2274.0	2266.0	2259.0
2251.0	2244.0	2236.0	2229.0	2221.0	2213.0	2205.0	2198.0	2190.0	2182.0
2174.0	2166.0	2158.0	2150.0	2142.0	2134.0	2126.0	2118.0	2109.0	2101.0
2093.0	2085.0	2076.0	2068.0	2060.0	2051.0	2043.0	2034.0	2026.0	2017.0
2009.0	2000.0	1992.0	1983.0	1974.0	1966.0	1957.0	1948.0	1939.0	1931.0
1922.0	1913.0	1904.0	1895.0	1886.0	1877.0	1868.0	1859.0	1850.0	1841.0
1832.0	1823.0	1814.0	1805.0	1796.0	1787.0	1778.0	1769.0	1760.0	1750.0
1741.0	1732.0	1723.0	1714.0	1705.0	1696.0	1686.0	1677.0	1668.0	1659.0
1650.0	1640.0	1631.0	1622.0	1613.0	1604.0	1595.0	1585.0	1576.0	1567.0
1558.0	1549.0	1540.0	1531.0	1521.0	1512.0	1503.0	1494.0	1485.0	1476.0
1467.0	1458.0	1449.0	1440.0	1431.0	1422.0	1413.0	1404.0	1395.0	1387.0
1378.0	1369.0	1360.0	1351.0	1343.0	1334.0	1325.0	1316.0	1308.0	1299.0
1290.0	1282.0	1273.0	1265.0	1256.0	1248.0	1239.0	1231.0	1222.0	1214.0
1206.0	1197.0	1189.0	1181.0	1172.0	1164.0	1156.0	1148.0	1140.0	1132.0
1124.0	1115.1	1107.1	1099.1	1091.1	1083.2	1075.3	1067.5	1060.5	1052.5
1044.5	1036.5	1028.6	1021.6	1013.6	1005.7	998.7	990.7	983.8	975.8
968.8	960.8	953.8	945.9	938.9	931.9	924.0	917.0	910.2	903.2

TEMPERATURABFALL IM SPALT BRENNSTOFF-HUELLE

TEMPERATURABFALL IN DER HUELLE

S = .717

SPALTBREITE = 0.13 MM  
 TBA = 900.0 GRAD C  
 THI = 591.1 GRAD C

DELTA T = 308.9 GRAD

HUELLENDICKE = 0.40 MM  
 THI = 591.1 GRAD C  
 THA = 545.7 GRAD C

DELTA T = 45.4 GRAD

TEMPERATURVERTEILUNG IM EPBF-UC2-BRENNSTAB  
UNTER ANNAHME VON SNR-BETRIEBSBEDINGUNGEN.

SCHRITZAHL	I = 400	POROSITAET	P = 0.14
PROBENLAENGE	PL = 10.00 CM	AUSSENTEMPERATUR	TA = 900.0 GRAD C
PROBENRADIUS	RP = 2.55 MM	MITTL. TEMPERATUR	TM = 1275.6 GRAD C
ZONENQUERSCHNITT	Q = 0.05 MM*MM	STABLEISTUNG	CHI = 195.0 W/CM

TEMPERATURWERTE AN DEN 400 ZONEN (I=1,400,2)

1687.9	1681.9	1676.9	1672.9	1668.9	1663.9	1659.9	1655.9	1651.9	1646.9
1642.9	1638.9	1633.9	1629.9	1625.9	1620.9	1616.9	1612.9	1608.9	1603.9
1599.9	1595.9	1590.9	1586.9	1582.9	1577.9	1573.9	1569.9	1565.9	1560.9
1556.9	1552.9	1548.9	1543.9	1539.9	1535.9	1530.9	1526.9	1522.9	1518.9
1513.9	1509.9	1505.9	1501.9	1496.9	1492.9	1488.9	1484.9	1479.9	1475.9
1471.9	1467.9	1463.9	1458.9	1454.9	1450.9	1446.9	1441.9	1437.9	1433.9
1429.9	1425.9	1421.9	1416.9	1412.9	1408.9	1404.9	1400.9	1395.9	1391.9
1387.9	1383.9	1379.9	1375.9	1371.9	1366.9	1362.9	1358.9	1354.9	1350.9
1346.9	1342.9	1338.9	1334.9	1330.9	1325.9	1321.9	1317.9	1313.9	1309.9
1305.9	1301.9	1297.9	1293.9	1289.9	1285.9	1281.9	1277.9	1273.9	1269.9
1265.9	1261.9	1257.9	1253.9	1249.9	1245.9	1241.9	1237.9	1233.9	1229.9
1225.9	1221.9	1217.9	1213.9	1209.9	1206.9	1202.9	1198.9	1194.9	1190.9
1186.9	1182.9	1178.9	1174.9	1171.9	1167.9	1163.9	1159.9	1155.9	1151.9
1147.9	1144.9	1140.9	1136.9	1132.9	1129.0	1126.1	1122.1	1118.1	1114.1
1110.1	1107.1	1103.1	1099.1	1095.2	1092.2	1088.2	1084.2	1081.2	1077.2
1073.2	1069.3	1066.3	1062.3	1058.3	1055.3	1051.3	1047.3	1044.3	1040.3
1037.3	1033.3	1029.3	1026.3	1022.3	1019.3	1015.3	1011.3	1008.3	1004.3
1001.4	997.4	994.4	990.4	986.5	983.5	979.5	976.5	972.5	969.5
965.5	962.5	958.6	955.6	951.7	948.7	944.8	941.8	937.9	934.9
931.9	927.9	925.0	921.0	918.0	914.1	911.1	908.1	904.1	901.1

TEMPERATURAEFALL IM SPALT BRENNSTOFF-HUELLE

TEMPERATURABFALL IN DER HUELLE

S = .717

SPALTBREITE = 0.13 MM  
TBA = 900.0 GRAD C  
THI = 755.0 GRAD C

HUELLENDICKE = 0.40 MM  
THI = 755.0 GRAD C  
THA = 735.5 GRAD C

DELTA T = 145.0 GRAD

DELTA T = 19.5 GRAD

8. Nomenklatur

$a_i, c_i$	$[ - ]$	Konstanten
$c_p$	$[ \text{Joule/kg} \cdot \text{Grad} ]$	Spezifische Wärme
$\delta$	$[ \mu\text{m} ]$	Spaltbreite Brennstoff-Hülle
$\epsilon$		Emissionszahlen
$f (...)$		Funktion von ...
$\gamma$	$[ \text{g/cm}^3 ]$	Dichte
$h$	$[ \text{W/cm}^2 \cdot \text{Grad} ]$	Wärmedurchgangszahl
$H$	$[ \text{Joule/kg} ]$	Enthalpie
$J$	$[ \text{W} ]$	Wärmestrom
$L$	$[ \text{Joule/g} ]$	Schmelzwärme
$L$	$[ \text{W} ]$	Elektrische Leistung
$\lambda$	$[ \text{W/cm} \cdot \text{Grad} ]$	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_o, \lambda_p, \lambda_E, \lambda_S, \lambda_F$		s. Anhang 1, S. 6
$P$	$[ - ]$	Porosität
$P_L$		} Stoffabhängige Konstanten (Gl. 34)
$P_{St}$		
$Q$	$[ \text{W/cm}^3 ]$	Wärmequellendichte
$\dot{q}$	$[ \text{W/cm}^2 ]$	Wärmestromdichte
$q_{St}$	$[ \text{W/cm} ]$	Stableistung
$R$	$[ \text{Ohm} ]$	Elektrischer Widerstand
$r$	$[ \text{cm} ]$	Radius
$\rho$	$[ \text{Ohm} \cdot \text{cm} ]$	Spezifischer elektrischer Widerstand
$\sigma$		Boltzmann-Konstante
$T$	$[ ^\circ\text{C} ]$ oder $[ ^\circ\text{K} ]$	Temperatur allgemein
$U$	$[ \text{V} ]$	Spannung

Indizes

Sch	Schmelzen
G	Gesamt
Z, BZ	Zentral (Brennstoffzentral - )
B	Brennstoff
A, BA	Außen (Brennstoffaußen - )
$i \rightarrow i+1$	... vom Zylinder i nach Zylinder i+1
Sp	Spalt
St	Strahlung
L	Leitung
HI	Hülle-Innen
HA	Hülle-Außen
H	Hülle
nl	unklar
el	elektrisch
A	Anfang
E	Ende

9. Literatur

- [A1] Afforit, Ch. BMFT-FB, K70-01, S. 476-488  
[A2] Alexas, A. KFK 1974/2, EUR 4979 d  
[A3] Alexas, A. et al. Beitrag zur Reaktortagung 1973, Karlsruhe  
[A4] Asamoto, R.R. et al. J. Nucl. Mat. 29, 1969, S. 67
- [B1] Barnes, R.H. Reactor Materials 8-2, 1965, S. 67  
[B2] Barnes, R.H. Reactor Materials 12-3. 1969, S. 163  
[B3] Bates, J.L. Nucleonics, June 1961, S. 83  
[B4] Bates, J.L. et al. J. Am. Ceram. Soc. 50, 1967, S. 652  
[B5] Bates, J.L. BNWL-1431, 1970  
[B6] Bates, J.L. J. Nucl. Mat. 36, 1970, S. 234
- [C1] Christensen, J.A. et al. Trans. Am. Nucl. Soc. 7-2, 1964, S. 391  
[C2] Cohen, J. WARD-228, 1960
- [D1] Daniel, J.L. et al. WW-69945, 1962  
[D2] Devold, J. AE-318, 1968  
[D3] Dworkin, A.S., Breeding, A.M. Phys. Chem. 67, 1963, S. 697  
[D4] Dworkin, A.S., Breeding, A.M. J. Chem. and Eng. Data 8, 1963, S. 416
- [F1] Feith, A.D. J. Nucl. Mat. 16, 1965, S. 231  
[F2] Fischer, E.A. R.S.-Notiz Nr. 12,  
Interne KFK-Notiz, 1974  
[F3] Freund, D., Schikarski, W. KFK 1031, 1970
- [G1] Gibby, R.L. et al. HEDL-TME 73-60, 1973  
[G2] Goldsmith, A. et al. Handbook of Thermoph. Properties  
of Solid Materials, Vol. III, Pergamon  
Press 1961
- [H1] Hein, R.H., Flagella, R.N. GEMP-578, 1968  
[H2] Hein, R.H. et al. J. Nucl. Mat. 25, 1968, S. 99  
[H3] Hein, R.H. et al. J. Am. Ceram. Soc. 51, 1968, S. 291  
[H4] Hetzler, F.J., Zebroski, E.L. Trans. Am. Nucl. Soc. 7-2, 1964

- [H5] Hetzler, F.J. et al. GEAP-4879, 1967
- [H6] Hesson, J.C. et al. ANL-7361, 1968
- [H7] Heusener, G. et al. KFK 1834, 1973
- [H8] Himmelstein, P. Technischer Bericht B, NUKEM GmbH., 65/66
- [H9] Hoensch, H. IKE-Bericht Nr. 6-68<sub>D</sub>
- [H10] Halden, F.A. et al. USAEC Report TID-5722, 1959
- 
- [J1] Janz, G.J. et al. Trans Farad. Soc. 59, 1963, S. 2718
- 
- [K1] Kämpf, H. KFK 751, 1968
- [K2] Kämpf, H., Karsten, G. KFK 1088, 1969
- [K3] Karsten, G. et al. KFK 878, 1968
- [K4] Kingery, W.D., Loeb, A.L. et al. J. Am. Ceram. Soc. 37, 1954, S.67-110
- 
- [L1] Leibowitz, L. et al. J. Nucl. Mat. 29, 1969, S. 356
- [L2] Leibowitz, L. et al. J. Nucl. Mat. 39, 1971, S 115
- [L3] Leibowitz, L. et al. Anl.-7325, S. 172
- [L4] Lyons, M.F. et al. Trans. Am Nucl.Soc., 6, 1963, S.1522
- [L5] Lyons, M.F. GEAP-4624, 1964
- 
- [M1] Müller, E.M. ATW,15, 1970, S. 434
- [M2] Müller, E.M. ATW,17, 1972, S. 37
- 
- [N1] Neuer, G. et al. Bericht SB 3 Hrsgb. IRS, Köln
- [N2] Nishijima, I. et al. J. Am Ceram Soc. 48, 1965, S. 31
- 
- [O1] Ogard, A.E., Leary, J.A. Therm. Nucl. Mat. IAEA, Vienna  
1968, S. 651
- [O2] Ondracek, G., Schulz, B. Interne KFK-Notiz, unveröffentlicht
- 
- [P1] Pfriem, H.J. KFZK-INR-Notiz Nr. 277/70
- 
- [R1] Ribaud, M. Chaleur e, ind. 18. 1937, S. 36
- [R2] Robertson, I.A.L. et al. J. Nucl. Mat. 7, 1962, S.225
- [R3] Ross, A.M. AECL-1096, 1960

- [S1\_] Schmidt, H.E. KFK 1400/EUR 4577, 1971, S.227
- [S2\_] Schulz, B. Nazaré PSB-Bericht Nr. 1055, 1973
- [S3\_] Schumann, U. KFK 1253, 1970
- [S4\_] Serizawa, M. et al. J. Nucl. Mat. 34, 1970, S. 224
- [S5\_] Simon-Weidner, J. Labor für Reaktorregelung, Garsching, MRR 100, 1972
- [S6\_] Skoutajan, R. et al. Battelle-Bericht im Auftrag RS 56 des BMI, 1972
- [S7\_] Slagle, O.D., Nelson, R.P. J. Nucl. Mat. 40, 1971, S. 340
- [S8\_] Smidt, D. Reaktortechnik, Bd. 1, G. Braun-Verlag
- [T1\_] Touloukian, Y.S. et al. Thermophysical Properties of High Temperature Solid Materials, Vol. 4, 1967
- [T2\_] Touloukian, Y.S. et al. Thermophysical Properties of Matter, Vol. 2, 1970
- [U1\_] v. Ubisch, H. et al. 2<sup>nd</sup> U.N. Int. Conf. P/143, S. 697, Sweden, 1958
- [W1\_] Weilbacher, J.C. High Temperatures - High Pressures, 4, 1972, S. 431
- [W2\_] Wolfe, R.A. WARD-270, TID-4500, 1963