

KfK 3144  
August 1983

# **Nachrechnung einiger FR2-In-pile-Versuche mit SSYST-2**

**K. Wagner, A. Scherer**  
**Hauptabteilung Ingenieurtechnik**  
**Projekt Nukleare Sicherheit**

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

HAUPTABTEILUNG INGENIEURTECHNIK

PROJEKT NUKLEARE SICHERHEIT

KfK 3144

Nachrechnung einiger FR2-In-pile-Versuche  
mit SSYST-2

---

K. Wagner  
A. Scherer

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
ISSN 0303-4003

## Zusammenfassung

Die hier vorgelegten Rechnungen wurden im Rahmen des F+E-Vorhabens In-pile-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten innerhalb des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) des Kernforschungszentrums Karlsruhe durchgeführt. Ziel des Vorhabens war es, den Einfluß der nuklearen Parameter auf das Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlust-Störfall zu untersuchen. Es wurden in der Länge verkürzte Druckwasserreaktor (DWR)-Brennstäbe als Prüflinge eingesetzt gegenüber den sonst bei solchen Experimenten verwendeten elektrischen Simulatoren. Die Untersuchungen waren begrenzt auf die zweite Aufheizphase eines Kühlmittelverluststörfalles (LOCA\*), schlossen also den "blow-down" nicht mit ein. Wie man heute weiß, tritt erst in dieser zweiten Phase des Störfallablaufs unter Umständen die gravierende Stabschädigung - das Blähen und Bersten - ein.

Die Versuche wurden im DK-Loop des FR2 im KfK durchgeführt.

Einige der Versuche wurden mit dem Brennstab-Verhalten-Code "SSYST-2" nachgerechnet. Diese Rechnungen zeigten folgende wesentliche Ergebnisse:

- a) In drei von vier Nachrechnungen stimmen sowohl der berechnete Berstzeitpunkt als auch der berechnete axiale Dehnverlauf mit den experimentellen Daten sehr gut überein. Nur in einem Fall wird ein Berstzeitpunkt errechnet, der ca. 10s nach dem experimentell bestimmten eintritt. Wir vermuten, daß in diesem Fall experimentell so starke örtliche Asymmetrien vorlagen, daß das Beulen und Bersten örtlich und zeitlich gegenüber dem gerechneten radialsymmetrischen Fall verschoben wurden.
- b) Bei der Berechnung realer Reaktorstäbe muß hohes Augenmerk auf den Einfluß der Abstandshalter gelegt werden, und zwar sowohl bezüglich der Wärmeübergangsbedingungen als auch bezüglich der mechanischen Einspannung.

\*) Loss-of-coolant accident

- c) Es wurde deutlich, daß in der Zone der maximalen Dehnung (Beulen und Bersten), im Bereich von 500 mm, also zwischen zwei Abstandshaltern, mindestens 20 axiale Maschen angeordnet werden sollten, um den Dehnverlauf ausreichend genau zu erfassen.
  
- d) Bei aller Vorsicht, die bei der schwierigen Bestimmung der Versuchsparmeter und der nur näherungsweisen Modellierung des Versuchsaufbaus geboten ist, kann doch gesagt werden, daß die Rechenergebnisse von SSYST-2 zufriedenstellend ausgefallen sind.

Post test calculations of some FR2-In-pile-Tests with the program system SSYST-2

---

### Summary

The computations presented here were made as part of the R+D task "In-pile Tests on LWR fuel rod behavior" within the framework of the Nuclear Safety Project (PNS) of the Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK). It was the purpose of this task to investigate the influence exerted by the nuclear parameters on the fuel rod behavior in a loss-of-coolant accident (LOCA). Shortlength pressurized-water reactor (PWR) fuel rods were used as specimens instead of the electrical simulators normally used in out-of-pile experiments of this type. The investigations had been restricted to the second heat-up phase of a loss-of-coolant accident which means that they did not include blow-down. It is known today that the rods possibly suffer serious damage - ballooning and bursting - in this second phase of the accident preferably.

The tests were performed in the DK-loop of the FR2 reactor at KfK.

Some of the tests were posttest calculated using the SSYST-2 fuel rod behavior code. These computations yield the following major results:

- a) In three out of four calculations both the calculated time of bursting and the calculated axial strain agree very well with the experimental data. Only in one case a time of bursting is calculated which occurs about ten seconds after the point of time determined in the experiment. We suppose that in this case the local asymmetries had been so considerable that ballooning and bursting got shifted both in terms of location and time as compared with the calculated case of radial symmetry.
- b) When making computations for real reactor rods great attention must be paid to the influence exerted by the spacers, with regard to both the conditions of heat transfer and to mechanical clamping.

- c) It became evident that within the zone of maximum cladding strain (ballooning and bursting) at least 20 axial meshes should be provided in the range of 500 mm, i.e. between two spacers, in order to record the development of strain with sufficient accuracy.
  
- d) With all due caution required in the difficult determination of the test parameters and considering that the test conduct could be modeled approximately only, it can nevertheless be said that the results of the computation with SSYST-2 have been satisfactory.

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>Seite</b>
<b>1. Einleitung</b>	1
<b>2. Beschreibung der Versuchsdurchführung</b>	2
2.1 Versuchsziel	2
2.2 Realisierung und Eingrenzung des Versuchsziels	2
2.3 Versuchsapparatur und Versuchsdurchführung	3
2.4 Stabaufbau	4
2.5 Mittlere Betriebsdaten	5
<b>3. Bestimmung der für die Rechnungen notwendigen Eingabe- und Vergleichsgrößen</b>	6
3.1 Eingabegrößen	6
3.1.1 Systemdruck	6
3.1.2 Mittlere lineare Prüflingsleistung	6
3.1.3 Axiales Leistungsprofil	7
3.1.4 Wärmeübergangszahlen	7
3.2 Vergleichsgrößen	8
3.2.1 Stabinnendruck	8
3.2.2 Temperatur der Hülle	8
3.2.3 Berstzeitpunkt	8
3.2.4 Axiales Dehnungsprofil	9
<b>4. Modellierung der Versuche mit SSYST-2</b>	9
4.1 Allgemeines	9
4.2 Modellierung der Prüflingsgeometrie	9
4.3 Die hier verwendeten Moduln	10
4.3.1 Allgemeines	10
4.3.2 Moduln ZET-1D und ZET-2D	11
4.3.3 Modul STADEF	13
4.3.4 Modul SPAGAD	14
4.3.5 Modul WUEZ	14
4.3.6 Hilfsmodul RANDM	14
4.3.7 Hilfsmoduln VARIO und ZWERG	14

	<b>Seite</b>	
4.4	Hilfsprogramm STATI-4	14
4.5	Dateneingabe	15
4.5.1	Äußerer Systemdruck	15
4.5.2	Stabinnendruck	15
4.5.3	Stableistung	16
4.5.4	Wärmeübergangszahl an der Hülle und Kühlmitteltemperatur	16
4.6	Auswertung der SSYST-Rechnungen	18
<b>5.</b>	<b>Vergleich von Nachrechnungen und Versuchen</b>	<b>19</b>
5.1	Vorbemerkungen	19
5.2	Versuch A2.3	20
5.2.1	Rechnung mit aufgeprägter Hüllrohrtemperatur	20
5.2.2	Rechnung mit Vorgabe der Leistung und des Wärmeüberganges	22
5.2.3	Vergleich beider Rechnungen	23
5.3	Versuch A1.1	23
5.4	Versuch F4	24
5.5	Versuch E1	26
<b>6.</b>	<b>Spezielle Effekte</b>	<b>28</b>
6.1	Einfluß der Thermoelementkabel	28
6.2	Einfluß der zweidimensionalen Wärmeleitrechnung	30
6.3	Einfluß der mechanischen Kopplung	32
<b>7.</b>	<b>Schlußfolgerungen</b>	<b>33</b>
7.1	Allgemeine Beurteilung der Nachrechnungen	33
7.2	Schlußfolgerungen aus Einzeleffekten	33
7.3	Anregungen zur Modellierung von Reaktorstäben in SSYST-2	34
7.4	Anregungen zur weiteren Verbesserung von SSYST-2	34
7.5	Anregungen zur Einarbeitung in SSYST-2	35
<b>8.</b>	<b>Literatur</b>	<b>36</b>
<b>9.</b>	<b>Typischer Input für SSYST-2 am Beispiel des Versuches F4</b>	<b>42</b>
<b>10.</b>	<b>Abbildungen</b>	<b>55</b>

## 1. Einleitung

Die hier vorgelegten Rechnungen wurden im Rahmen des Projektes Nukleare Sicherheit (PNS) des KfK durchgeführt. Bei dem hier vorliegenden Teilaspekt wird die Frage untersucht, wie sich die Reaktorbrennstäbe bei einem Scherbruch der Hauptkühlmitteleitung eines DWR (LOCA) in einem zeitlichen Teilbereich (zweite Aufheizphase) verhalten. Experimente dazu wurden mit verkürzten Reaktorbrenelementen der Biblis-Klasse am FR2 des KfK im Vorhaben "In-pile-Versuche zum LWR-Brennstabverhalten" durchgeführt. Sie sind in /1/ bis /4/ ausführlich beschrieben und die Ergebnisse sind abschließend in /31/ dargestellt.

Ziel dieser Versuche war es, den Einfluß echter Reaktorbedingungen auf das Brennstabverhalten zu untersuchen: Stabheizung durch Spaltwärme aus Kernbrennstoff verschiedenen Abbrands im Gegensatz zur elektrischen Heizung der in Out-of-pile-Versuchen benutzten Simulatoren.

Die hier dargestellten Nachrechnungen mit dem Brennstab-Verhaltens-Code SSYST-2 waren ursprünglich nicht vorgesehen, daher war die Versuchsinstrumentierung nicht auf die Anforderungen einer Codeverifizierung ausgelegt. Da der tatsächliche Versuchsaufbau von normaler Reaktorgeometrie abweicht (nur für diese ist SSYST-2 ausgelegt und problemlos einsetzbar), waren für die dann doch beschlossene Nachrechnung von Versuchen einige Hilfskonstruktionen bei der Rechnung erforderlich.

Es wurden die In-pile-Versuche A2.3, A1.1 gemeinsam mit F4 und dann E1 in dieser zeitlichen Reihenfolge mit SSYST-2 nachgerechnet und die Ergebnisse mit den entsprechenden Versuchsdaten verglichen und analysiert. Für die Vergleiche dienten hauptsächlich die transiente Hüllrohrtemperatur, der Brennstabinnendruck, der Berstzeitpunkt sowie das axiale Dehnprofil. Die zeitliche Reihenfolge der Nachrechnungen ist insofern von Bedeutung, als die Erfahrungen der vorangegangenen Rechnungen in die folgenden eingingen.

Anhand dieser Rechnungen wird gezeigt, wie die Brennstäbe und die Versuchsbedingungen modellmäßig mit SSYST-2 nachgebildet und welche Ergebnisse erzielt wurden. Anschließend werden einige Effekte diskutiert, die während der Nachrechnungen erkannt und näher untersucht wurden.

Es wird auf die Beeinflussung der Rechenergebnisse durch die gewählte Modellierung eingegangen.

## **2. Beschreibung der Versuchsdurchführung**

### **2.1 Versuchsziel**

Das Brennstabverhalten von LWR-Brennstäben beim Kühlmittelverluststörfall wurde und wird überwiegend mit elektrischen Brennstabsimulatoren untersucht. Der Vorteil dieser Out-of-Pile-Versuche besteht darin, daß die verschiedenen Phasen eines Kühlmittelverluststörfalles bezüglich der Brennstabkühlung recht gut nachgebildet und weitere Parametervariationen kostengünstig durchgeführt werden können. Der Nachteil dieser Versuche bestand bislang darin, daß nicht eindeutig klar war, ob das Verhalten realer Brennstäbe durch elektrisch beheizte Simulatoren, deren Aufbau sich von realen Brennstäben erheblich unterscheidet, so realistisch "simuliert" wird, daß die Versuchsergebnisse für Reaktoren typisch sind. Diese Frage zu klären, war das Ziel der vorliegenden Versuche. Dazu wurden - in der Länge verkürzte - nukleare Brennstäbe der Biblis-Klasse mit und ohne Vorbestrahlung in einem Testkreislauf im Reaktor FR2 thermohydraulischen Transienten ausgesetzt und mit Simulatoren verglichen, die - im selben Kreislauf - dem gleichen Versuchsablauf unterworfen wurden. Damit sollte der Einfluß der nuklearen Parameter (Wärmeproduktion in Pellets, Abbrand, realistisches thermisches Verhalten des Brennstabaufbaus, Spaltgasaufbau, eventuelle chemische Reaktionen Brennstoff-Hülle) untersucht werden. Weitere Details sowie Versuchsergebnisse finden sich in /1/ bis /4/ sowie abschließend in /31/.

### **2.2 Realisierung und Eingrenzung des Versuchsziels**

Um die Kosten in Grenzen zu halten, wurde zur Versuchsdurchführung das vorhandene DK-Loop im FR2 verwendet. Wegen dieser Einschränkung war es lediglich möglich, die zweite Aufheizphase eines LOCA zu untersuchen, der Blow-down konnte nicht nachgefahren werden. Wie sich gezeigt hat, ist jedoch gerade die zweite Aufheizphase für das Brennstabverhalten beim LOCA von entscheidender Bedeutung, während der Blow-down nur geringen Einfluß hat.

Wie in /33/ gezeigt, ist während der Blow-down-Phase selbst bei einem Innendruck von 120 bar (Anfangsdruck bei Betriebstemperatur) nur mit maximalen Dehnungen von ca. 7% zu rechnen.

In Bild 1 ist der berechnete Temperaturverlauf für einen DWR-Stab bei einem LOCA sowie der bei den vorliegenden Versuchen im DK-Loop erreichbare Verlauf dargestellt. Wie man sieht, liegt die Brennstoff-Zentraltemperatur im DWR-Stab sehr hoch und sinkt in der ersten Phase des LOCA (blow-down) rapide ab, während die Hüllentemperatur einen Peak aufweist. Diese Phase des LOCA konnte im Experiment nicht nachgefahren werden. Zentral- und Hüllentemperatur liegen zunächst auf einem sehr viel niedrigeren Niveau als beim DWR, streben jedoch im weiteren zeitlichen Verlauf in der zweiten Aufheizphase den Werten des Reaktorstabs zu. Bei der Philosophie, daß dieser Versuchsablauf eine ausreichend typische Simulation ist, wird von der Annahme ausgegangen, daß Brennstabinnendruck, Außendruck und Hüllentemperatur die wichtigsten Parameter für das Brennstabverhalten sind.

### 2.3 Versuchsapparatur und Versuchsdurchführung

Das DK-Loop im FR2 ist in seinen wesentlichen Bauelementen in den Bildern 2 und 3 dargestellt. Der Verdampfer erzeugt die für die Kühlung des Teststabes notwendige Dampfmenge (ca. 120 kg/h), die im Überhitzer überhitzt wird, um für die Leistungsberechnung am Prüfling eindeutige Verhältnisse zu schaffen. (Im Zweiphasengebiet wäre eine Leistungsbestimmung schwierig). Bei diesem Betriebszustand, der zunächst stationär ist und im Folgenden als "Stationärphase" bezeichnet wird, beträgt der Druck im System ca. 60 bar, die Temperatur bei T 115 ca. 320°C, die Stableistung ca. 40 W/cm.

Der überhitzte Dampf durchströmt die eigentliche Experimentiereinrichtung, den Reaktoreinsatz im FR2. Bild 4 zeigt einen schematischen Längsschnitt durch den Reaktoreinsatz. Die dort gezeigte äußere Hülle (Pressure Tube) ist noch von einem Tauchrohr umgeben, welches vom Reaktorkühlmittel (D<sub>2</sub>O) gekühlt wird. Einen maßstäblichen Querschnitt durch den Reaktoreinsatz in Höhe der aktiven Zone des Prüflings zeigt Bild 5. Der durch den Prüfling

aufgeheizte Dampf verläßt den Reaktoreinsatz, strömt durch das Drosselventil Ve 111 (Ve 128 ist während des Stationärbetriebes geschlossen) und wird im Kondensator-Entgaser wieder verflüssigt.

Diese als "Stationärbetrieb" (im Gegensatz zur Transiente) bezeichnete Phase wird so lange durchgeführt, bis der Mengenstrom, der Systemdruck und die Temperaturen stationären Zustand erreicht haben.

Danach beginnt der eigentliche Versuch mit Auslösen der Transiente. Das Ventil Ve 108 wird geschlossen, gleichzeitig das Ventil Ve 128 geöffnet. Da hinter Ve 128 nur ca. 0,1 bar Druck ansteht, strömt im ersten Zeitabschnitt nach dem Auslösen der Transiente ein größerer Dampfmengestrom am Prüfling vorbei, als während des Stationärbetriebes. Dieser kurzzeitige Massenstromanstieg kehrt sich sehr bald um, der Massenstrom sinkt rapide. Dadurch wird die Kühlung am Prüfling vermindert, die Hüllrohrtemperatur steigt an. Nach einiger Zeit stagniert der Dampf im gesamten Reaktoreinsatz, die Wärmeabfuhr vom Prüfling erfolgt nur noch über Strahlung und Leitung an die umgebende Geometrie. Durch geeignete Wahl der thermischen Daten des Stationärzustandes (Druck, Temperatur) und der Stableistung des Prüflings wurde erreicht, daß der Hüllrohrtemperaturverlauf während der Transiente den Forderungen der Kapitel 2.1 und 2.2 entspricht.

Der Abbruch eines Versuchs erfolgt im Normalfall bei Erreichen einer festgelegten maximalen Hülltemperatur (1200 K) durch Reaktorabschaltung.

#### 2.4 Stabaufbau

Die vorliegenden Rechnungen wurden alle an Nuklearstäben vollzogen, so daß die Simulationsstäbe hier außer Betracht bleiben können. Diese Nuklearstäbe entsprechen in ihren radialen Abmessungen genau den Reaktorstäben der DWR-Klasse Biblis, dagegen ist die aktive Länge auf 500 mm verkürzt. Vorausrechnungen haben gezeigt, daß es wegen der Nachbildungsqualität des Stabverhaltens gegenüber echten Reaktorstäben zweckmäßig ist, das Plenumvolumen bei den Teststäben ebenso groß wie bei den Reaktorstäben zu wählen /17/. Der schematische Aufbau und einige Abmessungen sind in Bild 6 angegeben.

## 2.5 Mittlere Betriebsdaten

Selbstverständlich wurden den einzelnen Rechnungen die realen Betriebsdaten des entsprechenden Versuches zugrunde gelegt. Nachstehend werden zur Orientierung einige mittlere Daten angegeben:

### a) Stationärbetrieb

Dampfmassenstrom	$\dot{m} \approx 100 \div 130 \text{ kg/h}$ (Meßstelle P64)
Systemdruck	$(P60+P61)/2 \approx 60 \text{ bar}$
Dampf­temperatur am Eintritt zur Teststrecke	$T_{115} \approx 280^\circ\text{C}$ bis $340^\circ\text{C}$
Überhitzung	$\Delta t_{ij} \approx 15$ bis $30 \text{ K}$
Stableistung	$q' \approx 40 \text{ W/cm}$
Reaktorleistung	$N_R : 10 - 30 \text{ MW}$ , abhängig vom Abbrand der Stäbe und der Kernbeladung.

### b) Transiente

Die während des Stationärbetriebes eingestellte Reaktorleistung und damit die Stableistung wurden unverändert beibehalten.

Der Systemdruck-Verlauf ist am typischen Beispiel des Versuches F4 in Bild 7 dargestellt. Sofern keine Störung im Versuchsablauf vorlag - was sehr selten vorkam -, war dieser Druckverlauf repräsentativ. Der transiente Massenstromverlauf konnte, da mit einer Blende mit zugeschalteten Kondensstöpfen gearbeitet wurde, nicht gemessen werden. Um diese für die spätere Berechnung der Wärmeübergangszahl notwendige Größe zu bestimmen, wurden Rechnungen mit dem Rechencode RELAP4 (speziell entwickelt für die Berechnung von Massenströmen und Wärmeübergangszahlen am Brennstab / Wasser- Wasserdampf-Zweiphasengebiet bei einem LOCA im DWR) durchgeführt /16/.\*) Das Ergebnis der Rechnungen ist in Bild 8 dargestellt. Als stationärer Massenstrom wurde dabei  $\dot{m} = 120 \text{ kg/h}$  zugrunde gelegt.

\*) Rechnungen D. Steiner, IKE Stuttgart

Die Dampftemperatur wurde vor und hinter dem Prüfling mit T115 und T116 (Bild 3) gemessen. Diese hatten je nach Überhitzung des Dampfes, dessen Anfangstemperatur und der Stableistung einen unterschiedlichen Verlauf, so daß hier keine repräsentativen Werte angegeben werden können. Sie lagen jedoch in der Größenordnung der Anfangstemperatur.

### 3. Bestimmung der für die Rechnungen notwendigen Eingabe- und Vergleichsgrößen

#### 3.1 Eingabegrößen

##### 3.1.1 Systemdruck

Ein typischer Verlauf des Systemdruckes ist in Bild 7 dargestellt. Für die Berechnung des speziellen Versuches wurden die dort aufgetretenen realen Daten benutzt.

##### 3.1.2 Mittlere lineare Prüflingsleistung

Die Bestimmung der mittleren linearen Prüflingsleistung wurde vor Ort mit Hilfe des zentralen Datenerfassungs- und Datenverarbeitungssystems CALAS des KfK vorgenommen. Sie wurde bestimmt nach der Gleichung

$$q' = \frac{\dot{m}_D \cdot c_{pD} \cdot (t_{116} - t_{115})}{L}$$

Darin bedeuten:

$\dot{m}_D$  : Dampfmassenstrom am Prüfling

$c_{pD}$  : Wärmekapazität des Dampfes am Prüfling

$t_{116}$  : Dampftemperatur hinter der aktiven Zone des Prüflings

$t_{115}$  : Dampftemperatur beim Eintritt in die aktive Prüflingszone

$L$  : Länge der aktiven Prüflingszone

Eichmessungen mit elektrisch beheizten Brennstabsimulatoren (BSS) zeigten Abweichungen zwischen der elektrisch zugeführten Leistung und der nach obiger Gleichung bestimmten Leistung von bis zu  $\pm 10\%$ . Wegen der aufwendigen Versuchstechnik im Reaktor war es nicht möglich, diesen Fehler zu reduzieren. Trotz aller Anstrengungen muß deshalb bei den Rechnungen mit einem Fehler der so bestimmten thermischen Leistung von  $\pm 10\%$  gerechnet werden.

### 3.1.3 Axiales Leistungsprofil

Mit dem in Kap. 3.1.2 geschilderten Verfahren wird die integrale, über die Stablänge gemittelte Leistung bestimmt. Bei unbestrahlten Stäben kann nun das axiale Leistungsprofil aus dem Neutronenflußprofil über der aktiven Zone bestimmt werden. Die Leistung ist dem Neutronenfluß direkt proportional. Da die integrale Leistung bekannt ist, braucht nur das relative Neutronenflußprofil bestimmt zu werden. Das geschieht in drei dem Prüfling benachbarten Kanälen im Reaktor. Es wird angenommen, daß das Mittel dieser drei Messungen das Neutronenflußprofil im Prüfling darstellt.

Bei abgebrannten Stäben muß dieses Profil mit dem Spaltstoffprofil gewichtet werden, welches sich relativ einfach aus dem Abbrandprofil ermitteln läßt.

### 3.1.4 Wärmeübergangszahlen

Der Wärmeübergang in der Stationärphase läßt sich leicht für Ringspalte nach /5/ ermitteln. Der zeitliche Verlauf der Wärmeübergangszahl während der Transiente wurde mittels RELAP4 ermittelt.\*) Das Ergebnis ist in Bild 9 dargestellt. Zugrunde gelegt wurde der Massenstromverlauf gemäß Bild 8. Entsprechend diesem Massenstromverlauf steigen die Wärmeübergangszahlen kurzzeitig an, um dann rapide abzufallen, bis bei ca. 8s Transientenlaufzeit praktisch stagnierender Dampf vorliegt. Die Wärmeabfuhr erfolgt von da an durch Strahlung und Leitung an die umgebende Geometrie. Weitere Details über die Berechnung der Wärmeübergangszahlen finden sich in /16/.

\*) Rechnungen von D. Steiner, IKE Stuttgart

## 3.2 Vergleichsgrößen

### 3.2.1 Stabinnendruck

Der Stabinnendruck wurde im Gasplenum des Prüflings über eine ca. 5 m lange Kapillare von 1,6 mm innerem  $\emptyset$  mit einem Druckaufnehmer mit elektrischem Ausgangssignal gemessen. Der Druckaufnehmer befand sich wegen seines Platzbedarfes, seines Temperaturganges und seiner mäßigen Beständigkeit gegen Reaktorstrahlung außerhalb des Versuchseinsatzes und des Strahlenfeldes. Versuche und Rechnungen haben gezeigt, daß weder der Strömungswiderstand in der Kapillare noch in dem Spalt zwischen Hülle und Pellets zu nennenswerten Druckanzeigeverzögerungen führten (/7/,/17/).

### 3.2.2 Temperatur der Hülle

Die Hülltemperaturmessung ist in /6/ beschrieben. Es wurden Thermoelemente mit 1 mm  $\emptyset$  verwendet, die auf die Hülle aufgepunktet wurden. Zwei Versionen kamen zum Einsatz, die sich in der Art und Weise der Anbringung unterschieden. Bild 10 zeigt die beiden Versionen, in Bild 11 sind die für diese Versionen gültigen Meßtoleranzen angegeben. Es zeigt sich, daß der Meßfehler, insbesondere bei Version A, erheblich ist. Die "Eichung" der Thermoelementmessung erfolgte an Brennstabsimulatoren. Die Aufheizcharakteristik dieser BSS entspricht der eines Nuklearstabes mit 40 W/cm dann, wenn die elektrische Leistung 50 W/cm beträgt. Bei Version A ist dann die Korrektur der Temperaturmessung  $+ 75 \pm 35$  K.

### 3.2.3 Berstzeitpunkt

Der Berstzeitpunkt wird aus dem gemessenen Verlauf des Stabinnendruckes bestimmt. Da der Systemdruck praktisch auf Null gesunken ist, muß der Stabinnendruck beim Bersten auf diesen Wert abfallen. Wie z.B. Bild 27 zeigt, erfolgt dieser Abfall in einem sehr eng begrenzten Zeitbereich, so daß der Berstzeitpunkt recht genau bestimmt werden kann.

### 3.2.4 Axiales Dehnprofil

Das axiale Dehnprofil eines Prüflings (z.B. Bild 18) wurde bis zur Rißzone mit einem Wendelschrieb ermittelt. In der Rißzone wurden, je nach deren Ausdehnung, einige Schnitte gelegt und die Dehnung aus den Schlifffbildern bestimmt.

## 4. Modellierung der Versuche mit SSYST-2

### 4.1 Allgemeines

SSYST-2 ist ein modular aufgebautes Programmsystem zur Modellierung des Brennstabverhaltens beim LOCA eines DWR. Das Programmsystem ist darüber hinaus auch geeignet, nicht LOCA-typische Reaktorstörungen bezüglich des Brennstabverhaltens zu untersuchen, soweit diese zum Beulen und Bersten, jedoch nicht zum Schmelzen der Stäbe führen. Durch Einfügen neuer Moduln ist es denkbar, SSYST-2 auch für solche (Schmelzen-Fälle) zu ertüchtigen.

Aufbau und Handhabung des Programmsystems sind in /8/, die Modellierung in /18/ beschrieben. Im folgenden werden die verwendeten Moduln und die Modellierung der Stabgeometrie kurz aufgeführt.

### 4.2 Modellierung der Prüflingsgeometrie

Der Brennstab kann für die Rechnung in beliebig viele axiale und radiale Maschen zerlegt werden. Bild 12 zeigt eine solche Maschenteilung. Das in jeder Masche befindliche Material wird mit einer Kennzahl belegt. Diese Kennzahl ist durch eine Vereinbarung im Rechenprogramm festgelegt. Sie gibt an, um welchen Stoff und um welches geometrische Bauteil es sich handelt. Im Beispiel des Bildes 12 ist die äußere Stabhülle aus Zry-4. Dafür ist die Kennzahl "3" im Programm festgelegt. Weitere für den Nuklearstab nötige Festlegungen siehe Bild 12.

Normalerweise wird der Stab als rotationssymmetrisch betrachtet, nur bei der Anwendung des Moduln AZI /19/ können radiale Asymmetrien berücksichtigt werden.

Bei allen hier durchgeführten Rechnungen wurde der Stab als rotations-symmetrisch modelliert.

Anhand der Ergebnisse verschiedener Rechenläufe hat sich gezeigt, daß die in Bild 12 angegebene Anzahl axialer Maschen (etwa 20 im Bereich der aktiven Zone) das bei uns vorliegende Problem in allen Fällen recht gut beschreibt. Bild /18/ zeigt am Beispiel des Tests A2.3 ein Rechenergebnis mit 10 Maschen in der aktiven Zone. Jede dort sichtbare Stufe in  $\epsilon_{u,ger}$  repräsentiert eine axiale Masche. Man sieht, daß die Nachbildung der Dehnung bei flachem Dehnverlauf recht gut ist, bei steilerem Verlauf jedoch (Maschen 3,4,5,6) ist diese Teilung offenbar zu grob. Nach unserer Erfahrung aus allen Rechnungen ist eine axiale Unterteilung des Bereiches, der  $> 2\%$  gedehnt ist, in 20 Maschen optimal. Einerseits können auch steile Dehnverläufe recht gut nachgebildet werden, andererseits sind die dann anfallenden Rechenzeiten vertretbar (z.B. bei der Nachrechnung des Versuchs E1 mit 20 axialen Maschen in der aktiven Zone: ca. 45 s Rechenzeit). Wie die REBEKA-Versuche /27/ zeigen, dürfte dieser Beulbereich bei einem LOCA im DWR bei einem Stab, der überhaupt beult, zwei- bis dreimal jeweils zwischen benachbarten Abstandshaltern auftreten. Nach unseren Erfahrungen würden wir diesen interessierenden Stabbereich mit 60 axialen Maschen für eine Rechnung modellieren.

Die in Bild 12 dargestellte radiale Maschenzahl wurde von früheren Rechnungen \*) an Reaktorstäben übernommen. Sie hat sich auch in unserem Fall bewährt.

#### 4.3 Die hier verwendeten Moduln

##### 4.3.1 Allgemeines

Das Brennstabverhalten wird charakterisiert durch die axiale und radiale Form der Hüllrohrdeformation, die schließlich zum Bersten führen kann. Diese Deformation wird bestimmt durch das Gesetz für elastische und plastische Dehnung (Kriechen).

\*) R. Meyder, IRE des KfK

Wichtige Parameter für dieses Gesetz sind die Hüllrohrtemperatur und die auf die Hülle wirkende Kraft (hier Druckunterschied zwischen innen und außen). Sowohl Hüllrohrtemperatur als auch wirkende Druckdifferenz werden vom Zustand der Deformation mitbestimmt, so daß es sich hier um ein gekoppeltes System handelt. Man kann weiter annehmen, daß die Druckdifferenzen auch vom Widerstand der Gasströmung von den Plena zum deformierenden Bereich abhängen, also der Innendruck axial unterschiedliche Werte annimmt. Für die Berücksichtigung dieses Effekts ist ein Modul vorhanden, es wurde aber in /17/ gezeigt, daß selbst beim Reaktorstab der Druckausgleichsvorgang im Spalt zwischen Hülle und Pellet (wie /7/ zeigt, auch bei in Stücke gebrochenen Pellets) bei realistischen Annahmen so schnell vor sich geht, daß mit konstantem Druck über die gesamte Stablänge gerechnet werden kann.

#### 4.3.2 Moduln ZET-1D und ZET-2D

Beide Moduln sind Wärmeleitprogramme. Sie dienen der Berechnung des Temperaturverlaufes in der betrachteten Geometrie (Pellets, Gasspalt, Hülle, Plena). Beide rechnen radialsymmetrisch, ZET-1D eindimensional, ZET-2D zweidimensional (axial und radial). Das numerische Lösungsverfahren ist implizit (siehe /9/, S. 159 u.f.). Bei diesem Verfahren wird ebenso wie bei der expliziten Methode mit einem endlichen Zeitschritt gerechnet. Der Vorteil des impliziten Verfahrens besteht darin, daß die Wahl der Größe dieses Zeitschrittes keiner Beschränkung durch die angewendete Numerik unterworfen ist. Dagegen ist das explizite Verfahren an eine maximale Zeitschrittweite gebunden, die sich aus der Geometrie und dem Stoff der Maschen errechnen läßt. Wird diese maximale Zeitschrittweite überschritten, wird die Rechnung instabil. Daraus folgt, daß bei der impliziten Lösungsmethode sehr viel kleinere Rechenzeiten als bei der expliziten nötig sind. Der Nachteil der impliziten Methode besteht darin, daß - solange keine Hilfskonstruktionen eingeführt werden - jede Masche mit einem Stoff mit endlicher Speicherkapazität gefüllt sein muß. Da bei einem Wechsel von Feststoff- zu Gasmaschen der Unterschied der spezifischen Wärmekapazität außerordentlich groß ist, kommt es bei impliziter Rechnung ebenfalls zu numerischen Schwierigkeiten.

Außerdem wird im Gasspalt keine Strahlung berücksichtigt (also wie eine echte Feststoffmasche gerechnet). Um den Vorteil des impliziten Verfahrens dennoch nutzen zu können, werden Hilfsprogramme eingeführt, bei denen der Wärmeübergang in Gasspalten separat berechnet und als Zusatzgröße dem Wärmeleitprogramm zugeführt wird. Dies ist hier durch Anfügen des Zusatzmoduls WUEZ (Kap. 4.3.5) geschehen. Aus unserer Erfahrung mit SSYST-2 Rechnungen läßt sich sagen, daß auch bei dem hier vorliegenden impliziten Verfahren zu große Zeitschritte schädlich sind. An einem Beispiel (Nachrechnung des E1) konnte gezeigt werden, daß eine Zeitschrittweite von 0,2 s während der Transiente zu Instabilitäten führt, die im allgemeinen schwer erkennbar sind, während eine Zeitschrittweite von 0,15 s bereits zu einem stabilen Ergebnis führt. Es wäre nützlich, ähnlich wie in dem nach dem expliziten Verfahren arbeitenden Wärmeleitprogramm STATI-4 /28/, in ZET-1D und ZET-2D eine Prüfroutine einzubauen, die Ungenauigkeiten der Rechnung erkennt und bei Überschreiten einer zulässigen Toleranz eine Meldung ausgibt.

Da das Programmsystem SSYST-2 für die Berechnung eines Stabes unter realen Reaktorbedingungen entwickelt wurde, bieten ZET-1D und ZET-2D auch nur für diesen Fall konsistente Modellierungsbedingungen. Bei einem LOCA im Reaktor wird der Reaktorstab zu jedem Zeitpunkt an seiner Oberfläche durch einen, wenn gelegentlich auch geringen, Dampfmengenstrom gekühlt. Demgemäß ist in den vorliegenden Wärmeleitmoduln auch nur die geometrische Modellierung des Reaktorstabes vorgesehen. An seiner Oberfläche ist eine  $\alpha$ -Zahl für die Kühlung als Randbedingung anzugeben. Eine weitere Modellierung der umgebenden Geometrie ist nicht vorgesehen. Da, wie in den vorangegangenen Kapiteln gezeigt wurde, unsere Experimentiereinrichtung geometrisch komplizierter ist, treten bei der Modellierung Schwierigkeiten auf. Diese werden in der Weise überwunden, daß bei SSYST-2-Rechnungen eine Quasi- $\alpha$ -Zahl angegeben wird, die in begleitenden Rechnungen ermittelt wurde. Hierzu siehe Kap. 4.5.4.

Diese Schwierigkeit würde bei Einsatz eines explizit arbeitenden Wärmeleitprogrammes wie STATI-4 nicht auftreten, da dort der Anzahl der radialen Maschen und der Anzahl der Gasspalte oder Spalte mit Konvektion keine Grenzen (außer praktischen) gesetzt sind. Wie folgendes Beispiel zeigt, wäre dann SSYST-2 jedoch wegen der auftretenden Rechenzeiten kaum noch anwendbar:

STATI-4, das nur eindimensional rechnet, benötigt bei der Nachrechnung eines radialen Schnittes durch den Brennstab und den Reaktoreinsatz bei Versuch A2.3 für 100 s Stationärbetrieb und 55 s Transiente (Realzeit) eine Rechenzeit von 38 s. Für 20 axiale Maschen, wie sie bei SSYST-2 benötigt würden, würde allein die Wärmeleitrechnung mit STATI-4 12,7 min Rechenzeit benötigen. Dagegen ist die Rechenzeit bei SSYST-2 einschließlich aller Moduln für diese 20 axialen Maschen bei gleicher Realzeit lediglich 1 Minute. Dies ist natürlich nicht allein auf die unterschiedlichen Lösungsmethoden der Wärmeleitprogramme zurückzuführen, sondern auch auf die Unterschiede in der Maschenzahl. Für die Problemlösung in STATI-4 werden pro Schnitt 28 radiale Maschen benötigt (Modellierung des gesamten Reaktoreinsatzes), während ZET-1D lediglich mit 9 radialen Maschen zu rechnen hat (Modellierungsende an der Staboberfläche).

Ein weiterer Mangel der in SSYST-2 implementierten Wärmeleitmoduln liegt darin, daß Relocation-Effekte nicht berücksichtigt werden können. Bei Relocation wandern Pelletbruchstücke von innen zur Hülle und ändern so den Spalt zwischen Hülle und Pellets. Wie in /10/ belegt wird, können dadurch bis zu 100 K unterschiedliche Temperaturen an der Hülle bewirkt werden.

#### 4.3.3 Modul STADEF

Dieser Modul ermittelt aus Druckdifferenz, Hülltemperatur und Geometrie die im Zeitschritt erfolgende Deformation. Zugrunde liegt das Modell NORA /20/, welches eine Variante des Norton'schen Kriechgesetzes auf neuer Datenbasis für Zry darstellt. Elastische und thermische Dehnungen werden ebenfalls berücksichtigt. Es besteht die Möglichkeit zur Wahl mechanisch gekoppelter oder nicht gekoppelter Dehnungen. Bei der Kopplung wird die Dehnung zweier axial hintereinander liegender Maschen mechanisch über die Biegung aufeinander abgestimmt. Über die Wirkung dieser Kopplung siehe Kapitel 6.3.

#### 4.3.4 Modul SPAGAD

Der Modul SPAGAD errechnet aus den Gas-Volumina der einzelnen Hüllrohrabschnitte (den Plenumvolumina, den Dishings und dem Spalt bzw. der Beule) sowie den zugehörigen Temperaturen den zum Zeitschritt gehörenden Stabinnendruck. Spaltgasfreisetzungen werden ebenfalls berücksichtigt, spielen aber bei der geringen Dauer eines LOCA keine Rolle.

#### 4.3.5 Modul WUEZ

Dieser Modul berechnet eine Ersatz- $\alpha$ -Zahl für den Wärmeübergang im Spalt zwischen Pellets und Hülle unter Berücksichtigung von Strahlung, Leitung und der jeweiligen Maschendeformation.

#### 4.3.6 Hilfsmodul RANDM

Dieser Hilfsmodul berechnet keine physikalischen Vorgänge, er dient der Bereitstellung der zeitabhängigen Randbedingungen und kann manuell eingegeben werden (wie in unserem Fall) oder von RELAP- und anderen Rechnungen bedient werden (wie bei Reaktorrechnungen der Fall).

#### 4.3.7 Hilfsmoduln VARIO und ZWERG

Diese Moduln dienen lediglich der Erleichterung der Datenein- und Datenausgabe sowie der Aufarbeitung der anfallenden Daten (Plots).

#### 4.4 Hilfsprogramm STATI-4

Es handelt sich hier um ein nach dem expliziten Lösungsverfahren arbeitenden Wärmeleitprogramm (Stabtemperatur instationaer), das speziell für die Nachrechnung der FR2-In-pile-Versuche entwickelt wurde. Das Programm ist in der derzeitigen Ausbaustufe auf eindimensionale Zylindergeometrie beschränkt. Die Anzahl der radialen Maschen ist lediglich durch praktische Gründe (Rechenzeit) begrenzt, prinzipiell jedoch beliebig. Das trifft auch auf die Anzahl der Spalte mit Gasfüllung (gerechnet mit Leitung und Strahlung) oder Spalte mit Konvektion zu.

Diesem Vorteil im Gegensatz zum impliziten Lösungsverfahren, bei dem Gas-  
spalte nur mit Hilfskonstruktionen berücksichtigt werden können, steht der  
Nachteil größerer Rechenzeiten gegenüber (siehe auch Kap. 4.3.2). Das Pro-  
gramm ist in /28/ beschrieben.

#### 4.5 Dateneingabe

Die Dateneingabe erfolgt mit Hilfe von Datenblöcken, die über das Steuer-  
programm bereitgestellt werden. Im einzelnen sind dies:

- a) äußerer Systemdruck,
- b) Stabinnendruck (Anfangswert),
- c) Stabileistung,
- d) Wärmeübergangszahl an der Hülle,
- e) Kühlmitteltemperatur.

##### 4.5.1 Äußerer Systemdruck

In Bild 7 ist der Verlauf des äußeren Systemdrucks während der Transiente  
dargestellt. Der Verlauf gemäß Versuch F4 stellt sich bei allen regulär ab-  
laufenden Versuchen ein.

Die Werte gemäß diesen Verläufen wurden im entsprechenden Datenblock vorge-  
geben.

##### 4.5.2 Stabinnendruck

Der Anfangswert des Stabinnendruckes wird gemäß den Versuchsprotokollen  
vorgegeben, den weiteren Verlauf in Abhängigkeit von Temperatur und Volu-  
mina berechnet SSYST-2.

#### 4.5.3 Stableistung

Die Stableistung (Wärmeerzeugung in den Pellets) ist abhängig von der axialen Position der betrachteten Masche. Die radiale Abhängigkeit der Stableistung durch Neutronenflußdepression x) wird vernachlässigt. In STATI-4-Rechnungen wurde nachgewiesen, daß der Einfluß auf die interessierende Hüllentemperatur klein ist.

Der axiale Verlauf der Stableistung ist abhängig vom Neutronenflußprofil über der aktiven Stabzone und dem Verlauf des Abbrandes der Pellets in axialer Richtung. Die Stableistungen der hier betrachteten Versuche sind in Bild 14 dargestellt. Da in den Protokollen die lineare Stableistung angegeben wird, SSYST-2 aber in den einzelnen Maschen die volumenbezogene Leistung verlangt, wird folgende Umrechnung vorgenommen:

$$W(l) = \frac{q'(l)}{F_q}$$

Es bedeuten:

l: Längenkoordinate der betrachteten Stelle

q'(l): lineare Stableistung im betrachteten Abschnitt

W(l): volumenbezogene Stableistung im betrachteten Abschnitt

F<sub>q</sub>: Querschnittsfläche der Pellets

#### 4.5.4 Wärmeübergangszahl an der Hülle und Kühlmitteltemperatur

Gemäß /18/ bestehen mehrere Möglichkeiten, die Randbedingungen für den Stab im Wärmeleitmodul anzugeben, hier kommt jedoch nur die Angabe der α-Zahl und der Fluidtemperatur in Betracht.

Nun ist bei der Versuchsbeschreibung bereits gesagt worden, daß die Wärme vom Stab während eines beträchtlichen Zeitraumes während der Transiente durch Leitung und Strahlung an die umgebende Geometrie abgeführt wird. Dieser Zustand kann von SSYST-2 so nicht gerechnet werden, wie in Kap. 4.3.2 geschildert wurde. Es war deshalb notwendig, die von SSYST-2 geforderten Werte über eine Zusatzrechnung zu ermitteln. Dies wurde in folgender Weise erreicht:

x) Rechnungen der Kapulla, KfK-IT/CP

Mit Hilfe von STATI-4 Rechnungen wurden für die Transiente bei nicht deformierender Hülle die längen- und zeitabhängigen Wärmeströme  $q(l, \tau)$  an der Brennstabhülle ermittelt. Die Gesamtgeometrie wurde dabei in 21 radialen Maschen dargestellt (siehe Bild 13 und vergleiche dazu Bild 12 für die Modellierung in SSYST-2).

Die Wärmeproduktion in den Pellets wurde gemäß den gemessenen Daten unter Berücksichtigung der Neutronenflußdepression, die Wärmeproduktion aus dem  $\gamma$ -Fluß in den Bauteilen proportional zur Reaktorleistung \*) eingegeben. Die konvektive Kühlung in den Maschen 8 (innerer Dampfführungskanal) und 12 (äußerer Dampfführungskanal) wurde bis  $\tau = 8s$  gemäß Bild 9 nach Maßgabe des jeweils bei dem Versuch vorhandenen stationären Massenstrom und gemäß Bild 8 eingegeben. Nach dieser 8s Transientenlaufzeit wurde in beiden Maschen auf Strahlung und Leitung in stagnierendem Wasserdampf umgeschaltet.

Die Definitionsgleichung für die  $\alpha$ -Zahl, angewendet auf den vorliegenden Fall ist:

$$q'(l, \tau) = \alpha(l, \tau) \cdot \frac{F_H}{L} \cdot (t_H(l, \tau) - t_{F1})$$

mit  $L$  : Gesamtlänge

$l$  : Längenkoordinate an der betrachteten Stelle

$\tau$  : Zeit

$q'$  : mit STATI-4 bestimmte Stableistung

$\alpha$  : Wärmeübergangszahl

$F_H$  : Hülleneroberfläche

$t_H$  : Hüllentemperatur

$t_{F1}$  : Temperatur des Kühlmediums

Diese Definitionsgleichung ist gültig für Wärmeabfuhr bei Konvektion eines Kühlmediums. In unserem Fall wird sie lediglich zur rechnerischen Vorgabe von  $q'$  in SSYST-2 benutzt. Im Folgenden werden wir deshalb immer von der Quasi- $\alpha$ -Zahl  $\alpha_q$  sprechen. Alle Größen außer  $\alpha$  und  $t_{F1}$  sind bekannt. Da in SSYST-2 sowohl  $\alpha_q$  als auch  $t_{F1}$  vorgegeben werden müssen, kann einer der beiden Werte frei gewählt werden. In dieser Arbeit wurde  $t_{F1} = \text{const.}$  gewählt und  $\alpha_q$  berechnet. Für  $t_{F1}$  wurde ein realistischer Wert um  $350^\circ\text{C}$  angesetzt. Ein Beispiel für die resultierende  $\alpha_q$ -Zahl zeigt Bild 15.

\*) Rechnungen Dr. Kapulla, KfK-IT/CP

Wie Computer-Experimente zeigten, hat dieses Vorgehen recht gute Ergebnisse gezeitigt. Rechnungen mit SSYST-2 nach diesem Verfahren trafen gemessene Temperaturverläufe auch im gedehnten Hüllbereich recht gut (Abweichung maximal 50K).

#### 4.6 Auswertung der SSYST-Rechnungen

Das bei einem SSYST-2-Lauf anfallende Datenmaterial bei einer Stabmodellierung mit 9 radialen und ca. 20 axialen Maschen ist äußerst umfangreich. Es wird bei den hier vorliegenden integralen Vergleichsrechnungen eingegrenzt auf einige interessierende Größen, nämlich:

- a) zeitlicher und axialer Verlauf der Hüllrohrtemperatur,
- b) zeitlicher und axialer Verlauf der Hüllrohrdehnung,
- c) zeitlicher Verlauf des Innendrucks.

Selbst bei dieser Eingrenzung ist es nicht möglich, alle anfallenden Daten mit den Meßergebnissen zu vergleichen. Es wird deshalb eine weitere Bescheidung auf ausgewählte Temperatur- und Dehnungsverläufe vorgenommen. Der Stabinnendruck ist glücklicherweise ein eindimensionaler Vektor, der leicht verglichen werden kann.

Im allgemeinen werden verglichen:

- a) der zeitliche Hüllrohrtemperaturverlauf an einigen Stellen (Vergleich Experiment und Rechnung) (siehe z.B. Bilder 38 bis 40).
- b) der zeitliche Deformationsverlauf an der Stelle der maximalen Dehnung
- c) das axiale Dehnungsprofil bei Abbruch der Rechnung (bei Erreichen der experimentell festgestellten Berstdehnung in einer axialen Masche)
- d) der zeitliche Innendruckverlauf
- e) in einigen ausgewählten Fällen wurde außerdem ein Vergleich der Volumenzunahme der Stäbe bis zum Bersten vorgenommen.

Punkt c) mußte in der angegebenen Weise definiert werden, weil in SSYST-2 kein Berstmodell implementiert ist. Bersten wird zahlenmäßig als größtzulässige Dehnung in der Masche mit maximaler Dehnung gegenüber den anderen axialen Maschen vorgegeben. Dadurch wird bewirkt, daß von diesem Zeitpunkt an Innen- und Außendruck ausgeglichen sind, so daß keine weitere Dehnung stattfinden kann. In den bei uns vorliegenden Fällen wurde dieser Druckausgleich bei der experimentell ermittelten Berstdehnung vorgegeben. Den Ort der maximalen Dehnung (axiale Masche) sucht das Programm selbständig.

Zur Datenaufbereitung, insbesondere zur Erstellung von Plots nach /11/, ist der Hilfsmodul ZWERG sehr nützlich.

Eine Besonderheit mußte bei der hier vorliegenden Auswertung beachtet werden, nämlich daß SSYST bei den vorliegenden Rechnungen die Dehnung auf den Innenradius des Stabes bezieht. Da nach internationalem Brauch die experimentellen Angaben auf den Außenradius bezogen sind, mußte folgende Umrechnung vorgenommen werden:

$$\epsilon_a = \frac{1}{D_{a,0}} \cdot \sqrt{D_{a,0}^2 + D_{i,0}^2 \cdot [(\epsilon_i + 1)^2 - 1]} - 1$$

Darin bedeuten:

$\epsilon_a$  : Umfangsdehnung bezogen auf Außendurchmesser  
 $\epsilon_i$  : Umfangsdehnung bezogen auf Innendurchmesser,  
wird von SSYST-2 geliefert

$D_{i,0}$ ,  $D_{a,0}$  : Innen - bzw. Außendurchmesser im Ausgangszustand

## 5. Vergleich von Nachrechnungen und Versuchen

### 5.1 Vorbemerkung

Es wurden die In-pile-Versuche A2.3, A1.1, F4 und E1 nachgerechnet. Aus der großen Zahl der Rechnungen, die der Prüfung von verschiedenen Modellierungsmöglichkeiten dienten, werden hier diejenigen wiedergegeben, bei denen unseres Erachtens die Nachbildung der realen Versuchsparameter möglichst weitgehend gelungen ist.

Die wichtigsten, für die Nachrechnung verwendeten Daten sind in Tabelle 1 (nächste Seite) zusammengefaßt.

## 5.2 Versuch A2.3

Die Versuchsergebnisse und Ausgangsdaten sind in /3/ vollständig dargestellt.

Die Nachrechnung dieses Versuches stellte unseren ersten "Gehversuch" mit SSYST-2 dar. Abweichend von dem eingangs geschilderten Verfahren wurde im ersten Schritt dieser Versuche auf eine Anwendung der Wärmeleitmoduln, die die Hülltemperatur berechnen, verzichtet und die gemessene Hülltemperatur vorgegeben, um das Verhalten des Systems kennenzulernen. Man erkennt an diesem Beispiel, daß SSYST-2 sehr flexibel einsetzbar ist.

### 5.2.1 Rechnung mit aufgeprägter Hüllrohrtemperatur

In Bild 16 ist der Verlauf der Hüllrohrtemperaturen dargestellt. Von T 131 zur Unterkante des Stabes wurde ziemlich willkürlich extrapoliert. Bei der Interpolation wurde stark geglättet, was wegen des großen Korrekturbandes der Temperaturen sicher zulässig ist. Die mittlere Leistung des Brennstabes war ca. 43 W/cm. Daraus resultiert gemäß Bild 11 bei der hier vorliegenden Thermoelementversion A eine Temperaturkorrektur von  $+ 75 \text{ K} \pm 35 \text{ K}$ . Für die bei SSYST aufgeprägten Temperaturen wurde als unterer möglicher Korrekturwert + 40 K gewählt, da dies zur besten Übereinstimmung von gemessenen und gerechneten Werten führte.

Bild 17 zeigt den zeitlichen Deformationsverlauf der maximal gebeulenen Zone. Es wurde im Modul STADEF mit Emmerich-Konstanten und nach dem NORA-Modell gerechnet.

Man sieht, daß die Rechnung mit dem NORA-Modell eine gute Übereinstimmung mit dem tatsächlichen Berstzeitpunkt liefert. Inzwischen wurde in SSYST-2 die Variante mit Emmerich-Konstanten fallengelassen.

Bild 18 zeigt den Vergleich der axialen Dehnverläufe zum Berstzeitpunkt. Von T 131 zur Stabunterkante ist deutlich zu erkennen, daß die Temperaturextrapolation offenbar fehlerhaft ist.

Tabelle 1

Test Nr.		A 1.1 <sup>1)</sup>	A 2.3 <sup>2)</sup>	E 1 <sup>3)</sup>	F4 <sup>4)</sup>
Mittlerer Abbrand	MWd/t	-	-	8000	20.000
Mittlere lineare Stabileistung	W/cm	ca. 22,0	ca.43	ca. 40	ca. 41
Dampfmengenstrom stationär	kg/h	111,1 <sup>5)</sup>	117,7 <sup>5)</sup>	117,0	116,3
Mittlere Dampftemp. stationär	°C	300 <sup>5)</sup>	328 <sup>5)</sup>	316	320
Mittlerer Unterkanaldruck stationär	bar	59,1 <sup>5)</sup>	58,0 <sup>5)</sup>	56,0	58,9
Stabinnendruck stationär	bar	53,4	26,4	25,8	83,0
Berstzeitpunkt	s	78,6	55,0	59,0	37,0
Berstdruck	bar	49,9	24,7	23,2	72,4
Mittlere Temperaturkorrektur für die Thermolemente					
T 131	K	56	75	10	69
T 133	K	45	75	10	69
T 135	K	36	75	10	69
Stationäre Wärmeübergangszahl	W/cm <sup>2</sup>	0,132 <sup>6)</sup>	0,132 <sup>6)</sup>	0,123 <sup>6)</sup>	0,123 <sup>6)</sup>
Volumenzunahme des Stabes nach dem Bersten	%	24 <sup>6)</sup>	38 <sup>6)</sup>	48 <sup>6)</sup>	46 <sup>6)</sup>

1) : Nach /25/

5) : Aus den Meßprotokollen

2) : Nach /22/

6) : Aus den Meßdaten berechnet

3) : Nach /34/

4) : Nach /35/

Auch die Lage des Maximums der Dehnung wird offenbar durch fehlerhafte Extrapolation verfälscht. Insgesamt kann man aber sagen, daß die Übereinstimmung recht gut ist.

### 5.2.2 Rechnung mit Vorgabe der Leistung und des Wärmeüberganges

In Bild 19 ist die an der Staboberfläche im Mittel abgeführte Leistung dargestellt. Daraus wurde die Quasi-Wärmeübergangszahl wie in Kap. 4.5.4 geschildert, berechnet. Mit dem Leistungsprofil gemäß Bild 14 ergaben sich Temperatur- und Dehnverläufe, die mit den Meßwerten schlecht übereinstimmen. Auch eine Variation der mittleren Leistung innerhalb der Bestimmungsunsicherheit (Kap. 3.1.2) von  $\pm 10\%$  ergab bei vorgegebenem Leistungsprofil keine ausreichende Übereinstimmung mit dem gemessenen Temperaturverlauf und dem gemessenen axialen Dehnprofil. Es schien das Leistungsprofil falsch zu sein.

Um die Rechnungen voranzubringen, wurde zunächst, ohne den verursachenden Effekt zu kennen, das Leistungsprofil zu den Stabrändern hin linear um 15% gemindert. Bild 20 zeigt einen Temperaturvergleich und den mit obigen Angaben errechneten Dehnungsverlauf der maximal gedehnten Zone.

Die zeitliche Dehnkurve verläuft recht nahe am gemessenen Berstzeitpunkt, die Übereinstimmung der Temperaturverläufe ist recht gut. Bild 21 zeigt den axialen Verlauf der Dehnung zum Berstzeitpunkt. Die Übereinstimmung der Rechnung mit den Messungen ist wesentlich besser als in den früheren Rechnungen (Bild 18), vor allem im oberen Stabbereich (Zonen 6 bis 12).

Wie wir heute wissen, war die scheinbare Leistungsminderung auf den Einfluß der Thermoelementkabel, (siehe Kap. 6.1), die nur im oberen Stabbereich lagen, zurückzuführen. Daher rührt die schlechtere Übereinstimmung im unteren Stabbereich.

Um zu sehen, ob die Nachbildung in den Rechnungen auch bezüglich des Stabinnendruckverlaufes realistische Werte liefert, wurde in Bild 22 eine Gegenüberstellung gemessener und gerechneter Werte vorgenommen. Es zeigt sich, daß innerhalb der experimentellen Fehlergrenzen die Nachbildung gut ist. Man beachte dabei den sehr stark gedehnten Druckmaßstab des Diagramms.

### 5.2.3 Vergleich beider Rechnungen

Die Rechnung gemäß Kap. 5.2.1 war im Grunde ein Test für die beiden Moduln STADEF und SPAGAD, die in ihrem Zusammenwirken die Dehnung bei vorgegebener Temperatur beschreiben. Es wäre voreilig, aus diesem einen Versuch endgültige Schlüsse zu ziehen, es kann aber doch anhand des Ergebnisses festgestellt werden, daß beide Moduln die physikalischen Phänomene im vorliegenden Fall gut nachbilden. Insbesondere scheint der Übergang vom "Emmerich"-Modell zum Modell "NORA" in STADEF eine wünschenswerte Verbesserung zu bringen.

Bei der Rechnung gemäß Kap. 5.2.2 wurde gezeigt, daß unter realistischen Annahmen der nun zugeschaltete Modul ZET-1D zufriedenstellende Ergebnisse liefert. Man muß hier beachten, daß die Randbedingungen (Leistungsverlauf, Wärmeübergang) sehr erheblichen Einfluß haben. Diese Randbedingungen sind aber, wie geschildert, nicht so genau bestimmt, daß man die resultierenden Abweichungen dem Modul ZET-1D zur Last legen müßte.

### 5.3 Versuch A1.1

Die Rechnungen in den folgenden Abschnitten werden, da ein integraler Vergleich von Rechnungen und Meßergebnissen vorgelegt werden soll, alle mit Vorgabe der Leistung und des Wärmeüberganges durchgeführt, so daß keine Hilfsgrößen, die eigentlich Ergebnis sein sollten, benötigt werden.

Die hier verwendeten Versuchsergebnisse sind in /3/ enthalten. Eine vollständige Darstellung der Rechnungen findet sich in /22/.

Der Versuch A 1.1 wurde ausgewählt, weil er gegenüber den anderen Versuchen ein sehr steiles axiales Leistungsprofil aufwies (Bild 14) und damit, gemessen an den übrigen Versuchen, einen extremen Testfall für SSYST darstellt. Es wurden fünf verschiedene Rechnungen durchgeführt. Die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wurde bei einer Modellierung mit 21 axialen Maschen und Berechnung der Wärmeleitung mit dem zweidimensionalen Modul ZET-2D erzielt. Bei der Vorgabe der Leistung wurde der Einfluß der Thermoelementkabel gemäß Kap. 6.1 berücksichtigt.

Die Ergebnisse dieser Modellierung werden hier vorgelegt, weitere Rechnungen werden in Kap. 6.3 gezeigt.

In Bild 23 wird der Verlauf der Quasi- $\alpha$ -Zahl für diesen Versuch angegeben. Das vorzugebene Leistungsprofil wurde aus dem Neutronenflußdichteprofil und der mittleren Stableistung ermittelt, das in SSYST eingegebene Leistungsprofil ist in Bild 24 angegeben.

Die experimentell ermittelten Temperaturen wurden, da Thermoelement-Version A vorlag, mit folgenden Korrekturen versehen:

T 131	$t_{\text{korr}} = + 56 \text{ K} \pm 27$
T 133	$t_{\text{korr}} = + 45 \text{ K} \pm 23$
T 135	$t_{\text{korr}} = + 36 \text{ K} \pm 19$

Bild 25 zeigt das axiale Deformationsprofil, Bild 26 den zeitlichen Deformationsverlauf und Bild 27 den zeitlichen Verlauf des Stabinnendruckes. In allen Fällen liegt gute Übereinstimmung vor. Im Bild 28 wird die berechnete mit der gemessenen Temperatur T 131 gezeigt.

Unter Vorwegnahme der Ergebnisse der Kapitel 5.4 und 5.5 muß hier festgestellt werden, daß gerade dieser extreme Fall von SSYST-2 besonders gut nachgebildet wird. Der Grund dafür liegt u.E. darin, daß bei flachen Leistungsprofilen Störfaktoren - wie Asymmetrien in der Geometrie oder der Kühlung - auf das Experiment relativ großen Einfluß haben. Dagegen wird insbesondere das axiale Dehnungsprofil beim vorliegenden Fall durch die wegen des Leistungsprofils sehr unterschiedlichen axialen Temperaturen in eine bestimmte Richtung gedrängt, Störfaktoren können nicht dominieren.

#### 5.4 Versuch F4

Versuch F4 wurde gewählt als Beispiel für einen vorbestrahlten Stab. Der Abbrand betrug ca. 20.000 MWd/t.

Die Versuchsergebnisse sind in /13/ und /23/ enthalten. Der Stab ist mit Thermoelementen der Version A bestückt.

Wie bei Versuch A1.1 wurden für den endgültigen Rechenlauf 21 Maschen gewählt, die Wärmeleitung wurde zweidimensional mit Modul ZET-2D, die Verformung in Modul STADEF mit axialer Kopplung gerechnet. Die aus dem Neutronenfluß, dem Abbrand und der mittleren thermischen Leistung bestimmte axiale Leistungsprofil ist in Bild 14 dargestellt.

Der Einfluß der Thermoelementkabel wurde gemäß Kap. 6.1 bei der Eingabe in SSYST-2 berücksichtigt. Die eingegebene Wärmeproduktion in den axialen Maschen ist in Bild 29 dargestellt. Den Verlauf der Quasi- $\alpha$ -Zahl zeigt Bild 30.

Gemäß Tabelle 1 wurden die gemessenen Temperaturen mit + 70K korrigiert.

Bei den Rechenläufen, die zu dem hier gezeigten endgültigen Ergebnis führten, war ein Faktum besonders bemerkenswert. Es stellte sich nämlich heraus, daß bei der üblichen Zeitschrittwahl von 0,2 bis 0,3 s das Ergebnis der zweidimensionalen Rechnung instabil wurde. Das vorliegende Ergebnis wurde mit einem Zeitschritt von 0,05 s erreicht. Die aus diesem kleinen Zeitschritt resultierende große Anzahl von nötigen Zeitschritten warf einige Probleme auf, auf die in Kapitel 6.2 eingegangen wird. Die Ergebnisse der Rechnung und ihr Vergleich mit den Versuchsdaten sind in den Bildern 31 bis 36 dargestellt.

Die Bilder 31, 32 und 33 zeigen einen Vergleich der gerechneten mit den gemessenen Temperaturen. Die Übereinstimmung ist recht gut. Die unterschiedlichen Abweichungen dürften durch unterschiedlich nötige Korrekturen der Meßwerte bedingt sein.

Bild 34 zeigt den zeitlichen Dehnverlauf in verschiedenen Maschen. Der Verlauf der am stärksten gedehnten Masche (in der Bersten auftritt), liegt recht gut bei dem ebenfalls eingezeichneten realen Berstzeitpunkt.

In Bild 36 wird der axiale Dehnverlauf zum Berstzeitpunkt gezeigt. Das gemessene und das errechnete Maximum der Dehnung sind etwas gegeneinander versetzt, aber in Anbetracht der vielfältigen Möglichkeiten lokaler Einflüsse ist auch hier die Übereinstimmung zufriedenstellend. Der Vergleich

der Innendruckverläufe in Bild 35 zeigt nochmal den relativ geringen Versatz der Berstzeitpunkte. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung festzustellen.

Die Nachrechnung zeigt ebenso wie die Versuche, daß ein Einfluß der Vorbestrahlung nicht vorzuliegen scheint. Insbesondere scheint das Auffüllen der entstehenden Beule durch nachrutschende Pelletfragmente keinen Einfluß auf das Deformationsverhalten zu haben. Dieses Nachrutschen wurde im Experiment festgestellt. Die Rechnung wird aber mit intakter Pelletsäule durchgeführt. Dennoch ist die Übereinstimmung von Experiment und Rechnung gut.

### 5.5 Versuch E1

Dieser Versuch wurde zur Nachrechnung ausgewählt, weil der Prüfling mit Thermoelementen der B-Serie bestückt war (siehe /6/ und Bilder 10 und 11). Bei diesen Thermoelementen ist die Meßgenauigkeit mit  $\pm 10K$  sehr viel besser als bei der Serie A. Außerdem beträgt die nötige Korrektur lediglich + 10K.

Ein weiterer Grund dafür, diesen Versuch nachzurechnen, bestand in der Tatsache, daß hier ein weiterer Prüfling mit Abbrand (8000 MWd/t) vorlag. Die Versuchsergebnisse sind in /29/ und /30/ dargestellt.

Das Leistungsprofil wurde aus dem Neutronenflußprofil, dem Abbrand und der mittleren thermischen Leistung bestimmt. Es ist in Bild 14 dargestellt. In Bild 37 ist die für die Nachrechnung verwendete Leistungsdichteverteilung einschließlich der Korrektur gemäß Kap. 6.1 dargestellt.

Die Quasi- $\alpha$ -Zahlen wurden mit STATI-4 aus dem angegebenen Leistungsprofil berechnet. Bild 15 zeigt, daß die Werte für die verschiedenen Maschen in einem schmalen Band liegen, wobei allerdings der logarithmische Ordinatenmaßstab zu beachten ist.

Die Bilder 38 bis 40 zeigen einige der mit diesen Eingaben mit SSYST-2 berechneten Temperaturverläufe. Sie entsprechen mit geringen Abweichungen denen der STATI-4-Rechnungen. (Z.B. Vergleich Bild 40 (SSYST-2) mit Bild 41 (STATI-4))

An diesen beiden Bildern ist auch der Einfluß der Deformation, die bei den STATI-4-Rechnungen nicht berücksichtigt wird, zu erkennen. Während in Bild 41 auch ab 45s ein klarer Anstieg der gerechneten Temperaturkurve erfolgt, ist in Bild 40 (SSYST-2-Rechnung, also mit Deformation) ein deutliches Abflachen des Anstieges zu erkennen.

Die bis hierhin sehr guten Resultate lassen in Anbetracht der vorangegangenen Versuchsnachrechnungen auch eine gute Übereinstimmung bezüglich der Deformation erwarten. Wie Bild 42 jedoch zeigt, wird gerade bei dieser Nachrechnung der tatsächliche Berstzeitpunkt weit verfehlt. Bei dem im Programm durch die zulässige radiale Ausdehnung der am stärksten gedehnten Masche (NODE3) vorgegebenen Berstzeitpunkt ist noch nicht einmal der asymptotische Verlauf der Dehnung erreicht, bei dem in einem sehr kleinen Zeitintervall praktisch eine unendliche Zunahme der Dehnung eintritt, was z.B. in Bild 29 deutlich auftritt. Auch der Vergleich der Innendruckverläufe in Bild 43 zeigt wenig Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung. Aber nicht nur der zeitliche Dehnverlauf, auch der axiale Dehnverlauf wird unbefriedigend dargestellt (Bild 44). Da in SSYST-2 mit dem zweidimensionalen Wärmeleitmodul ZET-2D und in STADEF mit mechanischer Kopplung gerechnet wurde, sind im Programm alle möglichen Randeinflüsse berücksichtigt. Da die vorangegangenen Rechnungen gute Ergebnisse gezeitigt haben, sind wir der Meinung, daß bei dem hier vorliegenden Versuch zufällig extreme Asymmetrien vorgelegen haben, die in SSYST-2 ohne Modul AZI nicht nachbildbar sind. Wie leicht einsehbar und durch Versuche auch nachgewiesen ist, wird der Dehnverlauf durch Asymmetrien (hier z.B. exzentrische Lage der Pellets in der Hülle, exzentrische Lage des Stabes im Kühlkanal) und daraus resultierend azimuthale Temperaturdifferenzen auf der Hülle stark beeinflusst. Eine Seite der Hülle wird lokal stärker aufgeheizt als es dem symmetrischen Fall entspräche. Die Dehnung ist deshalb lokal größer. Im Extrem kann das offenbar zu den bei diesem Versuch vorliegenden Verhältnissen führen. Bild 44 zeigt bei 250 mm offenbar die Stelle einer

weiteren lokalen Asymmetrie, die sich aber wegen der generell geringeren Leistungsdichte an dieser Stelle nicht bis zum Bersten durchsetzen kann. Prinzipiell wäre es möglich, mit dem Modul AZI auch asymmetrische Fälle nachzurechnen.

Da hier aber keine Aussagen über Art und Ausmaß der vorliegenden asymmetrischen Bedingungen gemacht werden können, wäre eine solche Nachrechnung nicht sehr sinnvoll.

## 6. Spezielle Effekte

### 6.1 Einfluß der Thermoelementkabel

Die Masse der auf das Hüllrohr aufgeschweißten Thermoelemente und die Masse der TE-Kabel muß während der Transiente ebenfalls erwärmt werden. Diese Masse darf zumindest bei den hier verwendeten Mantel-Thermoelementen von 1mm Durchmesser nicht, wie zunächst angenommen, vernachlässigt werden.

Eine erste analytische Abschätzung machte deutlich, daß mit einem erheblichen Einfluß der Thermoelementmasse auf die Hüllrohrtemperatur gerechnet werden muß.

Es wäre wünschenswert gewesen, den realen Einfluß der Thermoelemente mit einem instationären zweidimensionalen Wärmeleitprogramm in  $r, \varphi$ -Geometrie nachzurechnen. Dazu waren aber weder STATI-4 noch SSYST-2 in der damals vorliegenden Form (nämlich SSYST-2 ohne Modul AZI, STATI-4 auch heute nicht) fähig. Für eine näherungsweise Bestimmung des quantitativen Einflusses der Thermoelemente wurde folgender Trick angewendet:

Die Gesamt-Wärmekapazität ( $M \cdot c$ ) der jeweiligen Thermoelemente wurde auf eine äquivalente Masse des Hüllrohres umgerechnet.

$$\sum M_i \cdot c_i = (M \cdot c)_{\text{Hülle, äquivalent}}$$

i : Die verschiedenen Thermoelementbestandteile.

Mit der sich daraus ergebenden äquivalenten Zry-Masse wurde der äquivalente Außenradius des Hüllrohres bestimmt, also der Wert der lokal aufgebrauchten Thermolemente gleichmäßig und äquivalent auf dem Hüllrohrumfang verschmiert.

Diese Methode läßt sich bei SSYST-2 nicht anwenden, da durch die hier eingeführte äquivalente Hüllrohrmasse (äquivalent in Bezug auf die Wärmespeicherfähigkeit) auch die mechanischen Eigenschaften der Hülle in einem unzulässigen Maß verändert werden, also das Dehnverhalten total verändert wird. Man kann sich nun aber vorstellen, daß auch eine "äquivalente Leistung" existiert, die bei gegebenen Hüllrohrabmessungen zum gleichen Temperaturverlauf wie bei Vorhandensein von Thermolementen führt. Um dies festzustellen, wurde eine Studie /14/ durchgeführt, die anhand von STATI-4-Rechnungen bei nicht deformierender Hülle zeigte, daß eine solche äquivalente Leistung gefunden werden kann. Tabelle 2 zeigt als Ergebnis dieser Studie, mit welchem Faktor die tatsächlich eingegebene Leistung multipliziert werden muß, um eine Temperaturkurve entsprechend der mit Thermolementen zu erreichen. Dabei sind die obigen Annahmen bezüglich des "Verschmierens" der Masse zu beachten!

**Tabelle 2**

Anzahl der Thermolemente	Leistungsfaktor
1	0,992
2	0,984
3	0,976
4	0,970
5	0,960
6	0,952

Eine Bemerkung zur Realitätsnähe dieser Abschätzung:

- a) Es wird durch das "Verschmieren" völliger und symmetrischer Kontakt der Thermo-elemente mit der Hülle angenommen. Dies trifft die Realität natürlich nicht ganz, da die Thermo-elemente zunächst optimal nur eine Linienberührung haben, also das Hüllrohr nicht allseitig berühren. Aber auch das muß nicht immer der Fall sein. Aufgrund der Befestigung der Thermo-elementkabel am Hüllrohr ist es denkbar, daß Teile der Kabel vom Hüllrohr abheben und gar keinen Kontakt haben.
- b) Die Vergrößerung der wärmeübertragenden Oberfläche durch die Thermo-elemente wird so gut wie gar nicht berücksichtigt (der Hüllrohrumfang wird etwas größer).

Es kann sich hier also nur um Anhaltswerte handeln, die sich jedoch bei den vorliegenden Rechnungen, gemessen an ihrer Unsicherheit, recht gut bewährt haben.

## 6.2 Einfluß der zweidimensionalen Wärmeleitrechnung

Für den Versuch A 1.1 wurden verschiedene Rechnungen durchgeführt. Alle Rechnungen des Versuches A 1.1 erfolgten ausschließlich mit dem gleichen, aus dem Neutronenflußdichteprofil und der mittleren thermischen Leistung errechneten Leistungsprofil.

In zwei Fällen wurde speziell der Effekt der zweidimensionalen Wärmeleitrechnung untersucht (Modell 2.1: eindimensionale Wärmeleitrechnung, Modul ZET-1D; Modell 2.3: zweidimensionale Wärmeleitrechnung, Modul ZET-2D).

Der aktive Brennstabteil wurde in damals noch 11 axiale Knoten unterteilt. Bild 45 zeigt den modellierten Brennstabaufbau, Bild 14 das vorgegebene Leistungsprofil. Das in SSYST-2 eingegebene Leistungsdichteprofil ist aus Bild 46 zu ersehen.

Ergebnisse:

Im Verlauf der Temperatur T131 (Bilder 47 und 48) gibt es einen merklichen Unterschied der gerechneten Temperaturen erst ab 70s Transientenlaufzeit.

Während die Temperatur bei der eindimensionalen Rechnung nach einem kurzen Abflachen dann weiter kontinuierlich ansteigt, flacht sie bei der zweidimensionalen Rechnung deutlich ab. Bis zum Bersten bei ca. 78s gibt die zweidimensionale Rechnung etwas bessere Übereinstimmung mit den Meßwerten, danach dürfte durch kalte Gasströmung durch den Riß die gemessene Temperatur absinken. Dieser Vorgang ist in SSYST-2 nicht nachbildbar.

Ganz klar überlegen ist die zweidimensionale Rechnung bezüglich der Nachbildung des axialen Dehnprofils (Bilder 49 und 50). Während bei der eindimensionalen Rechnung die maximal gedehnte Zone an das untere Stabende gelegt wird, erfolgt die maximale Dehnung bei der zweidimensionalen Rechnung in der Masche 2 und stimmt damit sehr gut mit der Messung überein.

Ebenso deutlich wird die Überlegenheit der zweidimensionalen Rechnung in den Bildern 51 und 52 - der Darstellung des zeitlichen Dehnverlaufes der maximal gedehnten Zone. Die zweidimensionale Rechnung nähert den Berstzeitpunkt sehr gut an, die eindimensionale Rechnung ist sehr viel schlechter. Dasselbe wird beim Stabinnendruckverlauf (Bilder 53 und 54) deutlich.

Eine weitere Verbesserung des Dehnprofils konnte durch die Wahl von 21 aktiven Knoten in axialer Richtung erzielt werden. Hierdurch ergab sich eine sehr gute Übereinstimmung von Versuch und Nachrechnung (siehe Bilder 24 bis 26). Eine Beschreibung dieser besten Nachrechnung für den Versuch A1.1 erfolgte bereits in Abschnitt 5.

Auch der Versuch F4 war zunächst mit der zweidimensionalen Wärmeleitrechnung nachgerechnet worden, doch hierbei ergab die Rechnung einen völlig unerwarteten Verlauf der Hüllrohrdehnungen (Bild 55). Versuche, das Rechenergebnis durch Ändern der Zeitschritte während der Transiente zu beeinflussen, mißlangen. Weshalb die zweidimensionale Wärmeleitrechnung nur beim Versuch A 1.1 erfolgreich war, konnte bis zum damaligen Zeitpunkt nicht geklärt werden. Inzwischen wurde aufgrund dieser Rechnungen ein Programm-Fehler festgestellt und behoben.

Eine Besonderheit des endgültigen Rechenlaufes war es, daß die Zeitschrittweite von den sonst üblichen 0,2 bis 0,3s auf 0,05s zurückgenommen werden mußte, um stabile Rechenergebnisse zu erhalten. Daraus resultierte, daß

statt der sonst üblichen maximal 250 Zeitschritte während der Transiente diesmal ca. 500 Zeitschritte nötig wurden. Da für jeden Zeitschritt und jede axiale Masche verschiedene Randbedingungen bereitgestellt werden müssen, wurde jetzt der Speicherplatzbedarf so groß, daß mit der LOAD-Version nicht mehr gearbeitet werden konnte. Allein für die Wärmeübergangszahl mußten  $500 \cdot 36 = 18 \cdot 10^3$  Daten gespeichert werden, wobei "500" die Anzahl der Zeitschritte, "36" die Gesamtzahl der axialen Maschen angibt. Es wäre durchaus wünschenswert, insbesondere im Hinblick auf Probleme, die eine größere Zeitdauer haben, diese Kopplung zwischen Anzahl von Daten und Zeitschritten aufzugeben.

### 6.3 Einfluß der mechanischen Kopplung

Wie in Kap. 4.3.3 ausgeführt, bietet der Modul STADEF die Möglichkeit, die Dehnungen der einzelnen Maschen miteinander über das Biegemoment mechanisch zu koppeln. Der Einfluß dieser Option wurde am Beispiel des Tests A 1.1 /22/ untersucht. In Bild 49 wird das - mit Modul ZET-1D und ohne Kopplung - errechnete axiale Dehnprofil gezeigt, dem das mit Modul ZET-1D jedoch mit Kopplung berechnete Dehnprofil gemäß Bild 56 gegenüberzustellen ist.

Wie man sieht, ist der Einfluß der Kopplung am Rande (dort wird feste Einspannung angenommen) sehr groß, während sich die dann folgenden Dehnungen in den einzelnen Maschen nur wenig beeinflussen.

Es ist zu beachten, daß der Einfluß von Randeinspannungen sehr schnell abklingt. Man sollte also in der Nähe der Randeinspannung die axiale Maschenweite klein halten. Der Effekt der zweidimensionalen Wärmeleitung kann sich über größere axiale Ausdehnung erstrecken. Beide Effekte sprechen dafür, in der Zone starker Deformation mindestens 20 axiale Maschen anzuordnen.

Unserer Meinung nach liegen derartige Verhältnisse bezüglich axialem Temperaturprofil und Einspannung auch bei realen Reaktorbrandstäben zwischen zwei Abstandshaltern vor. Wir schlagen deshalb vor, die hier gemachten Erfahrungen auf derartige Rechnungen anzuwenden.

## 7. Schlußfolgerungen

### 7.1 Allgemeine Beurteilung der Nachrechnungen

Bei den hier vorliegenden Nachrechnungen für 4 Versuchsstäbe kann man sicher noch nicht von statistisch gesicherten Erkenntnissen sprechen. Die Aussage über die Güte der Nachrechnungen muß deshalb mit einigen Vorbehalten gesehen werden.

Bei den Rechnungen zeigte sich, daß mit der vorliegenden Version SSYST-2 von vier Versuchsstäben drei sehr gut nachgerechnet werden konnten. Die wichtigen Größen Berstzeitpunkt und axiales Dehnungsprofil stimmen mit dem experimentellen Befund gut überein. In einem Fall (Versuch E1) errechnete SSYST-2 eine erheblich größere Zeit bis zum Bersten als experimentell festgestellt, auch der axiale Dehnverlauf zeigt nur tendenziell gute Übereinstimmung. Wir vermuten, daß bei diesem Versuch extreme Asymmetrien in der geometrischen Anordnung vorlagen, die gegenüber dem radialsymmetrisch rechnenden Modell diese Abweichungen bewirkten.

### 7.2 Schlußfolgerungen aus Einzeleffekten

- a) Der sehr erhebliche Einfluß von Thermoelementen auf der Stabhülle muß bei allen ähnlichen Experimenten beachtet werden.
- b) Es scheint gesichert zu sein, daß bei der vorliegenden Reaktorstabgeometrie und den Verhältnissen bezüglich Innen- und Außendruck beim LOCA Gasströmung im Spalt zwischen Hülle und Pellets nicht berechnet zu werden braucht, es genügt die Annahme von über die Stablänge konstantem Druck.
- c) Die beiden hier vorliegenden Versuche mit bestrahlten Brennstäben und damit mit gebrochenen Pellets zeigen, daß das Beulenwachstum und das Bersten durch nachrutschende Pelletbruchstücke offenbar nicht beeinflußt wird.

### 7.3 Anregungen zur Modellierung von Reaktorstäben in SSYST-2

Eine Vielzahl von Rechnungen hat gezeigt, daß es angebracht zu sein scheint, zwischen zwei Abstandshaltern in den kritischen Zonen den Brennstab mit ca. 20 axialen Maschen zu modellieren.

Es sollte in STADEF mit mechanischer Kopplung gerechnet werden, da die Abstandshalter praktisch als Festpunkte wirken. Da der Einfluß der Einspannung sehr rasch abklingt, sollten an der Einspannstelle kleinere axiale Maschenlängen als im weiteren Stabteil gewählt werden.

Es hat sich gezeigt, daß bei steilen axialen Temperaturgradienten, wie sie z.B. durch spezielle örtliche Kühleffekte auftreten können, immer mit dem zweidimensionalen Wärmeleitmodul ZET-2D gerechnet werden sollte. Da der zusätzliche Rechenaufwand bei Einsatz dieses Moduls nicht erheblich ist, kann diese Empfehlung für alle Fälle gelten.

### 7.4 Anregungen zur weiteren Verbesserung von SSYST-2

a) Die Wärmeleitmoduln sollten mit einer Prüfroutine ausgerüstet sein, die Instabilitäten oder Ungenauigkeiten der Rechnung erkennt, ohne daß der Anwender spezielle Parameter setzen muß.

b) Der Output der Dehnungen sollte nicht auf den Innenradius der Hülle, sondern, wie allgemein üblich, auf deren Außenradius bezogen werden. Auf diesen Punkt sollte im Interesse des Anwenders größerer Augenmerk als bisher gelegt werden, obwohl es sich um eine reine Formalität zu handeln scheint. Ein Beispiel:

Der Anwender entnimmt aus der internationalen Literatur, in der die Dehnung immer auf den Außenradius bezogen ist, für einen speziellen Fall eine Dehnung von 35%. Er rechnet diesen Fall mit SSYSTS-2 nach und muß nun zur Kenntnis nehmen, daß dieser vorgegebenen Dehnung im Output von SSYST-2, die auf den Innenradius bezogen ist, ein Wert von 45% entspricht. (Dieser Wert wurde berechnet mit  $D_{a0} = 10,75$  mm,  $D_{i0} = 9,3$  mm, Gleichung von S.19). Das ist für den Anwender äußerst verwirrend, es erschwert unnötig die Vergleichbarkeit und bürdet dem Anwender eine Umrechnung auf, die mühelos in SSYST untergebracht werden könnte.

Nach Auskunft von Dr. Meyder, IRE, ist in der neuen Version SSYSTS-3 der gesamte Output der Dehnungen auf eine imaginäre Mittellinie bezogen, was für die theoretische Rechnung Vorteile haben mag, für den Anwender aber noch keine große Hilfe bedeutet.

- c) In SSYST-2 sollte ein Berstkriterium implementiert werden.
- d) Es sollte einiger für den normalen Benutzer unnötiger Ballast aus dem Input herausgenommen werden, so z.B. viele Angaben in SPAGAD, aber auch in STADEF und WERBL etc. Es könnte so vorgegangen werden, daß eine Kennzahl vom Benutzer zu setzen ist, die angibt, ob er mit getesteten Default-Werten arbeiten, oder ob er selbst die Eingabegrößen bestimmen will.
- e) Unserer Meinung nach sollte auf das Bereitstellen von so umfangreichen Datenblöcken, die Interpolationen von Randbedingungen für jeden Zeitschritt beinhalten, verzichtet werden. Bei den heute verfügbaren Computern ist es in der Rechenzeit kaum merklich, wenn pro Zeitschritt die benötigte Interpolation aus dem jeweiligen Standard-Datenblock durchgeführt wird. Dagegen kann eine große Datenmenge durchaus zu Behinderungen bei der Rechnung führen.

#### 7.5 Anregungen zur Einarbeitung in SSYST-2

SSYST-2 ist außerordentlich flexibel und hat umfassende Möglichkeiten. Aus diesem Vorteil resultiert aber auch der Nachteil, daß es für den "Beginner" wenig übersichtlich ist. Man sollte sich deshalb Zeit lassen und zunächst /32/ gründlich studieren. Darauf aufbauend, sollten /8/ und /18/ zu Rate gezogen werden.

Für den ersten Input sollte eine existierende Datei herangezogen werden, die dem Problem des Benutzers nahe kommt. Die nicht einfach zu handhabende formatierte Eingabe wird dadurch erleichtert. Wenn der erste Input "läuft", sollte unbedingt eine kritische Durchsicht vorgenommen werden, die die vielfältigen Möglichkeiten von SSYST-2 für den speziellen Fall berücksichtigt. Insbesondere sollte auch von der u.E. sehr empfehlenswerten Möglichkeit von VARIO Gebrauch gemacht werden, die Parameteränderungen sehr erleichtert. Neuere Entwicklungen bezüglich der Handhabung, die z.Z. durchgeführt werden, konnten hier nicht mehr berücksichtigt werden.

## 8. Literatur

- /1/ E.H. Karb, L. Sepold:  
In-pile-Experimente zur Untersuchung des Brennstabversagens  
KfK 2101 (1974)
  
- /2/ E.H. Karb:  
Ergebnisse von In-pile-Experimenten im FR2 zum  
Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfällen  
KfK 2570 (1977)
  
- /3/ L. Sepold et al.:  
Ergebnisse der In-pile-Experimente zum LWR-Brennstabverhalten  
beim LOCA mit nicht vorbestrahlten Brennstäben  
KfK 3098 (1981)
  
- /4/ E.H. Karb et al.:  
KfK In-Pile Tests on LWR Fuel Rod Behavior During the  
Heatup Phase of a LOCA  
KfK 3028 (Okt. 1980)
  
- /5/ VDI-Wärmeatlas,  
VDI-Verlag GmbH (1974)
  
- /6/ W. Leiling:  
Hülltemperaturmessung an vorbestrahlten LWR-Brennstäben  
mit Thermoelementen  
KfK 3100 (Dez. 1981)
  
- /7/ E.H. Karb et al.:  
Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Gasströmung  
in LWR-Brennstäben bei Kühlmittelverluststörfällen  
KfK 2411 (Dez. 1976)
  
- /8/ R. Meyder:  
SSYST-2, Eingabebeschreibung und Handhabung  
KfK 2966 (Nov. 1980)

- /9/ D. Smidt:  
Reaktortechnik Bd. 2 Seite 159 u.f.  
Karlsruhe, G. Braun-Verlag (1971)
- /10/ T. Vollmer:  
COSIMA - Fuel Rod Simulator  
**International Symposium on Fuel Rod Simulators,**  
Gatlinburg, Tennessee, USA, (Oct. 21 - 24, 1980)
- /11/ W. Zimmerer  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)
- /12/ K. Wagner:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)
- /13/ E.H. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold:  
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelver-  
luststörfall, Bericht über die Versuchsserie F  
KfK 2956 (Mai 1980)
- /14/ A. Scherer:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1979)
- /15/ H.J. Neitzel, H.E. Rosinger:  
The Development of a Burst Criterium for Zircaloy Fuel Cladding  
under LOCA Conditions  
KfK 2893 (Okt. 1980)
- /16/ D. Steiner:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1979)
- /17/ K. Wagner:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1978)
- /18/ R. Meyder:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)

- /19/ R. Meyder:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1979)
- /20/ S. Raff:  
Entwicklung eines Deformations- und Versagensmodells für  
Zircaloy im Hochtemperaturbereich zur Anwendung bei Kühl-  
mittelverluststörfalluntersuchungen an Leichtwasserreaktoren  
Diss. Univ. Karlsruhe (1982)  
KfK 3184 (1982)
- /21/ K. Wagner:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)
- /22/ A. Scherer:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)
- /23/ W. Legner, A. Grünhaben, M. Prüßmann:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1980)
- /24/ K. Wagner:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1979)
- /25/ S. Malang, M. Politzky:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1981)
- /26/ E. Strathmanns, G. Class, R. Meyder:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1981)
- /27/ F. Erbacher, et al.:  
Interaction between Thermohydraulics and Fuel Clad Ballooning  
in a LOCA, Results fo REBEKA Multirod Burst Tests with  
Flooding.  
Sixth Water Reactor Safety Research Information Meeting (1978),  
Gaithersburg, MD

- /28/ K. Wagner:  
STATI-4 ein eindimensionales instationäres Wärmeleitprogramm  
(FORTRAN) für Zylindergeometrie  
KfK 3348 (1983)
- /29/ W. Legner, A. Grünhagen:  
Unveröffentlichter Bericht des KfK (1981)
- /30/ L. Sepold, E.H. Karb, M. Prüßmann:  
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelver-  
luststörfall, Bericht über die Versuchsserie E  
KfK 3345 (1983)
- /31/ E.H. Karb, M. Prüßmann, L. Sepold, P. Hofmann, G. Schanz:  
LWR Fuel Behavior in the FR2 In-pile Tests Simulating the  
Heatup Phase of a LOCA (Final Report)  
KfK 3346 (1983)
- /32/ W. Gulden et al.:  
Dokumentation SSYST-1  
Ein Programmsystem zur Beschreibung des LWR-Brennstabverhaltens  
bei Kühlmittelverluststörfällen.  
KfK 2496 (Aug. 1977)
- /33/ G. Class et al. in:  
Sammlung der Vorträge zum Jahreskolloquium 1978 des PNS  
KfK 2770 (Febr. 1979) S. 65-87



**9. Typischer Input für SSYST-2 am Beispiel des Versuches F4**



```
//AIT094F1 JOB (0094,001,P423M),WAGNER,REGION=1500K,  
// NOTIFY=AIT094,TIME=3  
// *MAIN LINES=15  
// EXEC FHCLG,PARM.L='SIZE=(280,32)'  
//C.SYSIN DD DSN=TSO094.ZSYST.FORT(MAIN),DISP=SHR  
//          DD DSN=IRE655.SSYST2.SOURCE(SPAGAD),DISP=SHR  
//L.SYSUT1 DD SPACE=(3303,(600))  
//L.LOADY DD DISP=SHR,DSN=IRE655.SSYST2.LOAD  
//L.SYSIN DD *  
  INCLUDE LOADY(STEUBL,PRGSP,WERBL,BLOCKM,KOMBL,ZWERG,INTERPOL,MATMAN)  
  INCLUDE LOADY(RANDM,RIBDTH,STADEF,STEP,VARIO,WUEZ,ZET2D)  
  INCLUDE LOADY(NUCLEUS)  
//G.FT02F001 DD DUMMY  
//G.FT08F001 DD DSN=&&FIL08,UNIT=SYSDA,SPACE=(TRK,(10,5)),DISP=(,PASS),  
// DCB=(LRECL=80,BLKSIZE=1680,RECFM=FB)  
//G.FT10F001 DD DSN=&&FIL10,UNIT=SYSDA,SPACE=(TRK,(10,5)),DISP=(,PASS),  
// DCB=(LRECL=80,BLKSIZE=1680,RECFM=FB)  
//G.FT12F001 DD DSN=&&FIL12,UNIT=SYSDA,SPACE=(TRK,(5,1)),DISP=(,PASS),  
// DCB=(LRECL=80,BLKSIZE=1680,RECFM=FB)  
//G.FT13F001 DD DISP=SHR,DSN=IRE655.SSYST2.BASIS  
//*.FT31F001 DD UNIT=DISK,VOL=SER=BAT00G,DISP=(,CATLG),  
// *DSN=AIT094.PLOT4L1.DATA,SPACE=(TRK,(10,5)),DCB=DCB.VBS  
//G.FT31F001 DD DSN=AIT094.PLOT4L1.DATA,DISP=SHR  
//**G.FT31F001 DD DUMMY  
//G.SYSIN DD *  
  PNS 4237      0    100    640      2                                4000
```

```
C  
C  
C      SYSTF4.CNTL(LAUF1)  
C  
C  
C      1. S T A T I O N A E R R E C N U N G  
C      *****  
C  
C      ALLGEMEINER STEUERBLOCK FUER STAT.RECHN. 0000600  
C  
C  
C      MATERIALKENNZAHLEN 0000700  
C      RADIENFELD KALT 0000800  
C      KNOTENHOEHEN KALT 0000900  
C      ANFANGSTEMP. IN DEN KNOTEN 0001000  
C      ANFANGSTEMP. DER OBERFLAECHE 0001100  
C      AKTUELLE TEMP. IN DEN KNOTEN 0001200  
C      AKTUELLE TEMP. DER OBERFLAECHE 0001300  
C      HRODE 0001400  
C      AKTUELLE RADIEN 0001500  
C      AKTUELLE HOEHEN 0001600  
C      ZEITVEKTOR 0001700  
C      LINKE RANDBEDINGUNGEN 0001800  
C      RECHTE RANDBEDINGUNGEN 0001900  
C      UNTERE RANDBEDINGUNGEN 0002000  
C      OBERE RANDBEDINGUNGEN 0002100  
C      WAERMEQUELLEN 0002200  
C      ZET1D-STEU. 0002300  
C      DRUCK IM UNTERKANAL 0002400  
C      PLASTISCHE DEHNGESCHW. 0002500  
C      GESAMTDEHNUNG 0002600
```

```
C ODRUSPA 0002700
C HYDRA 0002800
C ----- 0002900
C RANDM 0003000
C RIBDTH-STEU 0003100
C SPAGAD-STEU 0003200
C PARTIALDRUCKE STEU 0003300
C STABINNENDRUCK 0003400
C EMISSIONSZAHLEN 0003500
C WUE-ZAHL IM SPALT 0003600
C MAKROZEITVEKTOR 0003700
C STADEF-STEU 0003800
C OHNE BEDEUTUNG 0003900
C ZIRKOX-STEU 0004000
C WAK-STEU 0004100
C HILFSDATENBLOCK 4300
C REAL1: ABGEARBEITETE INTEGRATIONSZEIT
C REAL2: INTEGRATIONSENDE
C REAL3: LETZTES ZEITINTERVALL
C REAL4: GESAMTDRUCK
C REAL5: ZUL. DELTAT AN STABOBERFL.
C REAL6: ZUL. DELTAR
C REAL7: MAX. DEHNGESCHW.
C REAL8: 0/1 NICHT GEBORSTEN/GEBORSTEN
C *****
C
C &ZST&: ANZAHL DER ZEITSCHRITTE TRANSIENT
C &PRSCHRT&: ANZAHL DER ZEITSCHRITTE TRANSIENT, NACH DENEN EIN
C PRINT ERFOLGT
C &ZSS&: ANZAHL DER ZEITSCHRITTE STATIONAER
C &RM&: MAX. ZUL. HUELLROHRRADIUS (BERSTEN) IN M
C &IR&: GESAMTZAHL DER RADIALEN MASCHEN
C &IZ&: GESAMTZAHL DER AXIALEN MASCHEN
C &IA&: ANZAHL DER AKTIVEN AXIALEN MASCHEN
C &IP1&: AXIALE -AKTIVE MASCHEN
C &L1&: LAENGE DER MITTLEREN AKTIVEN MASCHEN
C &L2&: LAENGE DER ERSTEN UND LETZTEN AKTIVEN MASCHEN
C &HP&: LAENGE DER MASCHEN IM PLENUM
C &PI&: INNENDRUCK BEI STATIONAERTEMPERATUR
C &PI1&: DRUCK BEI 273. K FUER SPAGAD
C
C
C SPEICHER 1 1 1999999
C VARIO F4
&VARIDF
C
&ZSS&=161 &ZSS1&=&ZSS&-1
&ZST&=476 &ZST1&=&ZST&-1
&PRSCHRT&=10
&RM&='0.0073'
&IZ&=35 &Z&=&IZ&'2 &Z1&=&IZ&+1 &IZ2&=&IZ&-1 &Z2&=&IZ2&'2
&IR&=9 &R&=&IR&'2 &R1&=&IR&+1
&L1&='0.025' &L2&='0.0125' &HP&='.0395'
C AXIALE KENNWERTE
&IA&=21 &A&=&IA&'2
&IA1&=&IA&-1 &IA2&=&IA&-2 &A1&=&IA1&'2 &A2&=&IA2&'2
&IA3&=&IA&+2 &A3&=&IA3&'2 &IA4&=&IZ&-3 &A4&=&IA4&'2
```

```
&IP1&=&IZ&-&IA& &IP&=&IP1&-3 &P&=&IP&'2 &IP2&=&IP&-1 &P1&=&IP2&'2
C
&PI&='83.E05' &PI1&='34.75E5'
&VARIEND
C
C
C   ALLGEMEINER STEUERBLOCK  0000600
C
  GENSTEU                0          1      0000600
  ALLG. STEUERBLOCK
  42   12   1
      0          0          &IR&          &IZ&          4          5
  0000700A34          100          4300T
R03   0.          &PI&          10.          1.E-03R06          0.T
  DAS WAR DER ASTB
C
C
C   MATERIALZUORDNUNG  0000700
C
  MATRIX                0          1
  1   3   &IR&   &IZ&
  0000700T
  ZUORDNUNG
      3          4R&A&          1R&P&          5          3Q06          &IZ&
      3          4R&A&          -2R&P&          5F          3T
C   *****
C
C
C   RADIEN IN M (KALT)  0000800
C
  MATRIX                0          1
  1   0   &R1&   &IZ&
  0000800T
  RADIEN IN M(KALT)
      0.A07 .651E-03      4.65E-03      5.375E-03Q&Z2&          10T
C
C
C   HOEHEN KALT        0000900
C
  VEKTOR                0          1          0      0000900          &Z1&
  HOEHEN IN M(KALT)
      0.          1.E-02A01      1.E-03A01          &L2&A&A2&          &L1&A01          &L2&
A01   0.005A&P1&          &HP&A01      1.E-03T
C
C
C   ANFANGSTEMPERATUREN DER KNOTEN  0001000
C
  MATRIX                0          1
  1   0   &IR&   &IZ&
  0001000T
  ANFANGSTEMP.
F      673.T
C
C
C   ANFANGSTEMP. DER OBERFL.  0001100
C
```

```
MATRIX          0          1
  1      0 &IZ&    3
  0001100T
OBERFL.TEMP.
F      673.T
C
C
C      AKTUELLE TEMP. DER KNOTEN UND OBERFL. ENTSPRECHEN ANF.TEMP.
C      0001200 UND 0001300
C
C      NUMKOR          1          1
      2      1
      0001000      0001100T
      0001200      0001300T
      TEMP. KNOTEN AKTUELL
      TEMP. OBERFL. AKTUELL
C
C
C      HRODE 0001400 ENTFAELLT
C
C
C
C      AKTUELLE RADIEN UND HOEHEN ENTSPR. KALTEN WERTEN
C      0001500 UND 0001600
C
C      NUMKOR          1          1
      2      1
      0000800      0000900T
      0001500      0001600T
      RADIEN AKTUELL
      HOEHEN AKTUELL
C
C
C      ZEITVEKTOR  0001700
C
C      VEKTOR          0          1          0          0001700          &ZSS&
      ZEITVEKTOR FUER STATIONAERRECHNUNG
      0.A80      0.5A80      0.5T
C
C
C      LINKE RANDBEDINGUNGEN  0001800
C
C      MATRIX          0          1
      1      0 &IZ&    3
      0001800T
      LINKE RANDBED.
R&Z&      0.R&Z&      -1.R&Z&      0.T
C
C
C      RECHTE RANDBEDINGUNGEN  0001900
C
C      MATRIX          0          1
      1      0 &IZ&    3
      0001900T
      RECHTE RDBEDINGUNGEN
R&Z&      1900.R&Z&      1.R&Z& 1.184E6T
C
```

```
C
C
C   EINFUEGEN DER UNTEREN UND OBEREN RANDBEDINGUNG
C
C   UNTERE RANDBEDINGUNGEN 0002000
C
C   MATRIX                0                1
C     1      0  &IR&      3
C     0002000T
C     UNTERE RANDBED.
R&R&      0.R&R&      -1.R&R&      0.T
C
C
C   OBERE RANDBEDINGUNGEN 0002100
C
C   MATRIX                0                1
C     1      0  &IR&      3
C     0002100T
C     UNTERE RANDBEDINGUNG
R&R&      0.R&R&      -1.R&R&      0.T
C
C
C   WAERMEQUELLEN 0002200
C
C   MATRIX                1
C     1      1  &IR&  &IZ&
C     0002200T
C     LEISTUNGSVERTEILUNG IN W/M3
R02      0.      5.430E7      5.510E7      5.580E7      5.670E7      5.740E7
C     5.810E7      5.850E7      5.910E7      5.950E7      5.980E7      6.010E7
C     6.070E7      6.110E7      6.150E7      6.190E7      6.210E7      6.230E7
C     6.220E7      6.200E7      6.180E7      6.170E7R&P&      0.R01      0.
Q06      &IZ&R&Z&      0.R&Z&      0.T
C
C
C   ZET-STEU 0002300
C
C   GENSTEU                0                1      0002300
C   STEUERBLOCK FUER ZET
C     15      5
C           5      2301      2302      2303R02      2302S
C           10      5      1      1      7      0
C           0      0      0T
C           5.      10.R03      0.T
C
C
C   DRUCK IM UNTERKANAL 0002400
C
C   VEKTOR                1                0      0002400      &IZ&
C     DRUCK IM UK. IN PASCAL
F     58.5E+05T
C
C
C   DEHNGESCHWINDIGKEIT 0002500
C
C   VEKTOR                1                0      0002500      &IZ&
```

```

          PLAST. DEHNGESCHW.
F          0.T
C
C
C          DEHNUNG          0002600
C
          VEKTOR                      1          0          0002600          &IZ&
          GESAMTDEHNUNG
F          0.T
C
C
C          ODRUSPA          0002700
C          HYDRA          0002800
C          0002900
C          RANDM          0003000
C          WERDEN NICHT BENOETIGT
C
C
C          RIBDTH-STEU          0003100
C
          DR-SETZ
          RIBDTH          0          1          4300          0003100          -2
          RIBDTH
          2.2E-3          10.          .02
          .193          582.          1.E-10          200.
          0          0
1.          1.
          8.640E04
          DR-SETZ          1
C
C
C          SPAGAD-STEU          0003200
C
          GENSTEU          1          1          0003200
          STEUERBLOCK FUER SPAGAD
          81          90          0
          39          12          0          30A38          1R06          2
          1R17          2          1R14          2T
R39          1.E+5          913.          1.          1.          1.E-6          .95
          .03          &PI1&          .99E+4R43          0.T
C
C
C          PARTIALDRUCKE 0003300 UND
C          STABINNENDRUCK 0003400 (KOMMT VON SPAGAD)
C          WERDEN NICHT BENOETIGT
C
C
C          EMISSIONSZAHLEN          0003500
C
          MATRIX                      1
          1          0          &IZ&          2
          0003500T
          EMISSIONSZAHLEN
R&Z&          .8R&Z&          .75T
C

```

C  
C ALPHA-GAP 0003600  
VEKTOR 1 0 0003600 &IZ&  
ALPHA-GAP  
F 6000.T  
C  
C  
C MAKROZEITVEKTOR ENTFAELLT 0003700  
C  
C  
C STADEF-STEU 0003800  
C  
C GENSTEU 1 1 0003800  
STEUERBLOCK FUER STADEF  
6 &IR& 0  
0003801 0003802R04 0T  
1.E-5 .302 6.E-6 .306 1. 1.  
&RM& 1. 1.E-6T  
C  
C  
C STOFFWERTE FUER STADEF (WERBL) 0003802  
C  
C WERBL 1 1 1 5  
0003802  
STOFFWERTE FUER STADEF (EMMERICH)  
2 1  
2T  
2T  
299. 2573.T  
1.786E11 1.331E11T  
2 1  
2T  
2T  
299. 1473.T  
1.E11 2.16E10T  
2 1  
2T  
1T  
299. 2000.T  
R02 2.E12T  
2 1  
2T  
4T  
1.E-4 4. E-3T  
1.9257E-2 2.417E-69T  
3 2  
2 3T  
2 5T  
0. 1. 1.E9T  
0. 2.244E-16 9.793E19T  
C  
C  
C 0003900, 0004000, 0004100 ENTFALLEN  
C  
C  
C  
C ZUMISCHEN DER STOFFWERTBLOECKE  
C



```
0001700T
VEKTOR          0          1          0      0001700      &ZST&
  ZEITVEKTOR TRANSIENT
    0.A85      .3A90      .05A90      .05A90      .05A90      .05
A30      .05T
C
C
C  RANDM      0003000
C  BENOETIGT FUER ZEITABH. RANDBED.
C  0003001  AUSGANGSLEISTUNG
C  0003002  ZEITVEKTOR
C  0003003  NORMIERTE ZEITABH. LEISTUNG
C  0003004  ZEITABH. FLUIDTEMP. IM UK
C  0003005  WUEZ IM UK
C  0003006  DRUCK IM UK IN PASCAL
C  0003007  VERTEILUNG DER RANDBEDINGUNGEN
C
C
C  BEREITSTELLEN DER BLOCKNUMMERN FUER RANDM
C
C  IVEKTOR          1          0      0003000          7
    BLOCKNUMMERN FUER RANDM
    0003001A 6      1T
C  *****
C  IVEKTOR          1          0      0003007      &IZ&
    VERTEILUNG DER RANDBEDINGUNGEN
    1A&Z2&      1T
C
C
C  AUSGANGSLEISTUNG 0003001
C
C  NUMKOR          1          1
    1      1
    0002200T
    0003001T
    LEISTUNG TRANSIENT
C
C
C  ZEITVEKTOR TRANSIENT
C
C  NUMKOR          1          1
    1      1
    0001700T
    0003002T
    ZEITVEKTOR
C
C
C  NORMIERTE ZEITABH. LEISTUNG 0003003
C
C  MATRIX          0          1
    1      1 &IZ& &ZST&
    0003003T
    NORMIERTE LEISTUNG
F      1.T
C
C
C  FLUIDTEMP. IM UK 0003004
C
```

```
MATRIX          0          1
  1      1  &Z1&    2
  0004200T
TEMPERATUREN
  0.          90.F          623.T
C
C
C  INTERPOLATION TEMP.
  INTERPOL          1          1  0003004  0001700          1
  &IZ&    1      1      1
R&Z& 0004200T
      2A&Z2&    1T
R&Z& 0004200T
R&Z&    1T
  TEMPERATURRDBED. INTERPOLIERT
C
C
C  WUEZ IM UK  0004305
C
  MATRIX          0          1
    1      1  &Z1&    21
    0004305T
  WAERMEUEBERGANGSZAHLEN; ZEILE 1:ZEIT; SONST WUEZ
      0.          1.          1.5          1.8          2.          3.
      4.          5.          6.          7.          8.          9.
     10.         20.         30.         40.         50.         60.
     70.         80.         90.R21       1.E6Q01        21        1900.
    1900.       1970.       2500.       3000.       1850.       860.
     400.        150.        90.         75.         77.         80.
     90.         100.       108.         113.        119.        120.
    125.        127.Q20        21F         1.E6T
C
C
C  INTERPOL. WUEZ
  INTERPOL          1          1  0003005  0001700          1
  &IZ&    2      1      1
R&Z& 0004305T
      2A&Z2&    1T
R&Z& 0004305T
R&Z&    1T
  WUEZ INTERPOLIERT
C
C
C  DRUCK IM UK  0003006
C
  MATRIX          0          1
    1      1  &IZ& &ZST&
    0003006T
    DRUCK IM UK
F    .02E5T
C  *****
C
C
C  AUSDRUCKEN VON DATEN, SPEICHER 9500003
C
  SPEICHER          1          1          0  9500003
```

```

DRUCKEN
DR-SETZ          1
DRUCKE           1          3
  0000600      0001300      0002600T
DR-SETZ
SZAHL           1          0
***$
C
C
C  TRANSIENTER INTEGRATIONSLOOP
C
SPEICHER          1          0      9500004
  INTEGRATIONSSPEICHER TRANSIENT
ZAEHL            1  &PRSchrt&          -1
START            1          9500003
WUEZ             1          1      0000600          0          1
RANDM            1          1      0000600
ZET-2D           1          1      0000600      &ZST1&
SPAGAD           1          1      0000600          1
STADEF           1          1      0000600          0
ZWERG            1          1      9500005          3
START            1          0      9500004
***$
C
C
C  AUSGABE AUF BAND DURCH INITIALISIERUNG VON ZWERG
C
ZWERG            1          1      9500005          -3          1
PNS4237  F4 &IZ&NODES ZET-2D  AXIALE KOPPLUNG 1
  5
C
  0000600          1      0000601
  -1              1          0
ZEITVEKTOR
C
  0001300      &IZ&      0001301
  1              1      -&Z2&
OBERFL. TEMP. CLAD AUSSEN
C
  0003400          1      0003401
  1              7
INNENDRUCK
C
  0002600      &IZ&      0002601
  1              1      &Z2&
DEHNUNG
C
  0002200      &IZ&      0002201
  1              1      &Z2&
LEISTUNGSPROFIL
C
C
C
START            1          9500003
SZAHL            1          -1
START            1          9500004

```

```
START          1          9500003
***
C
C
C      VARIOAUFRUF      *****
C
C      VARIO          1          1      1999999
&VARIEND
C
```

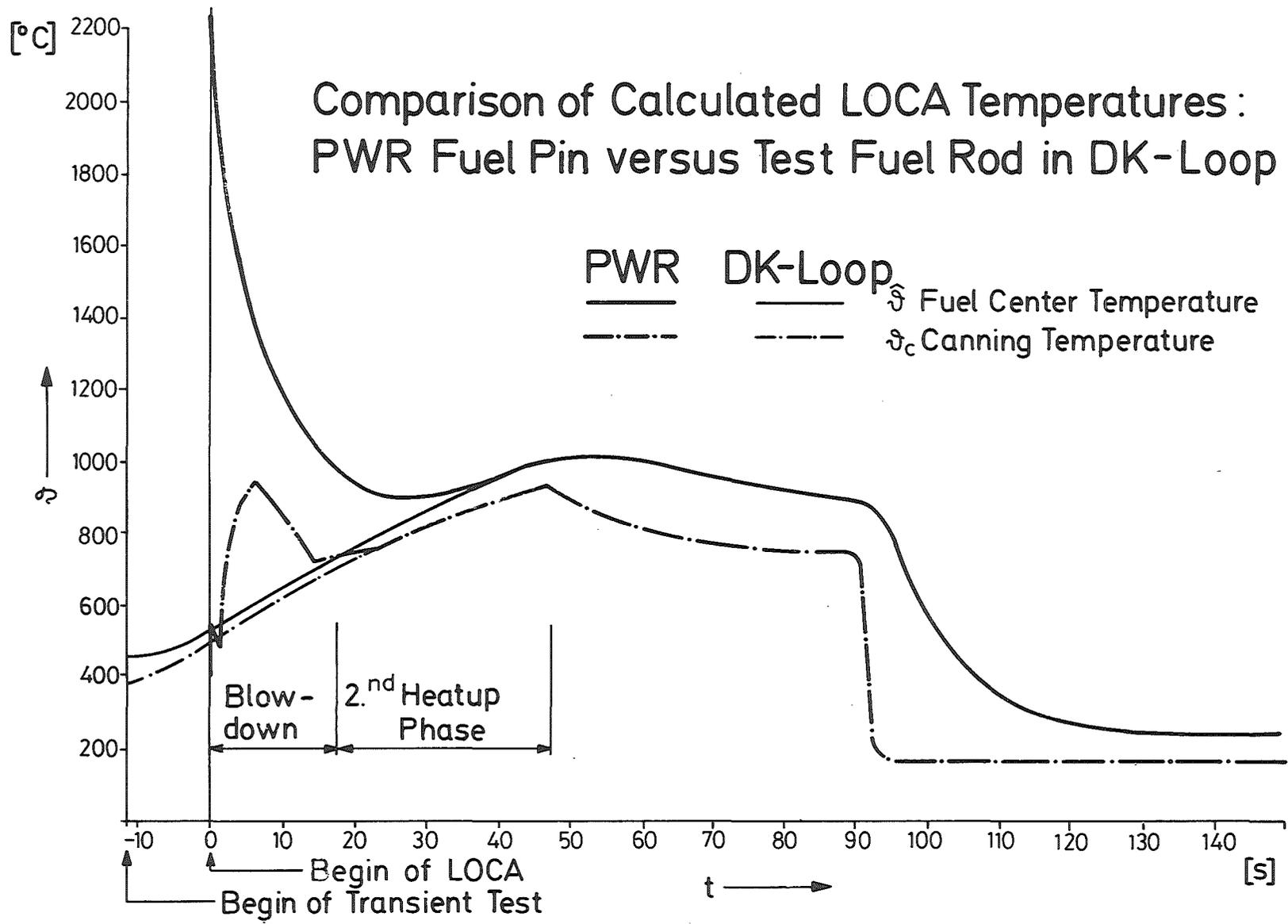


Abb.4237-15

PNS

RBT

# Kreislaufschemata stark vereinfacht

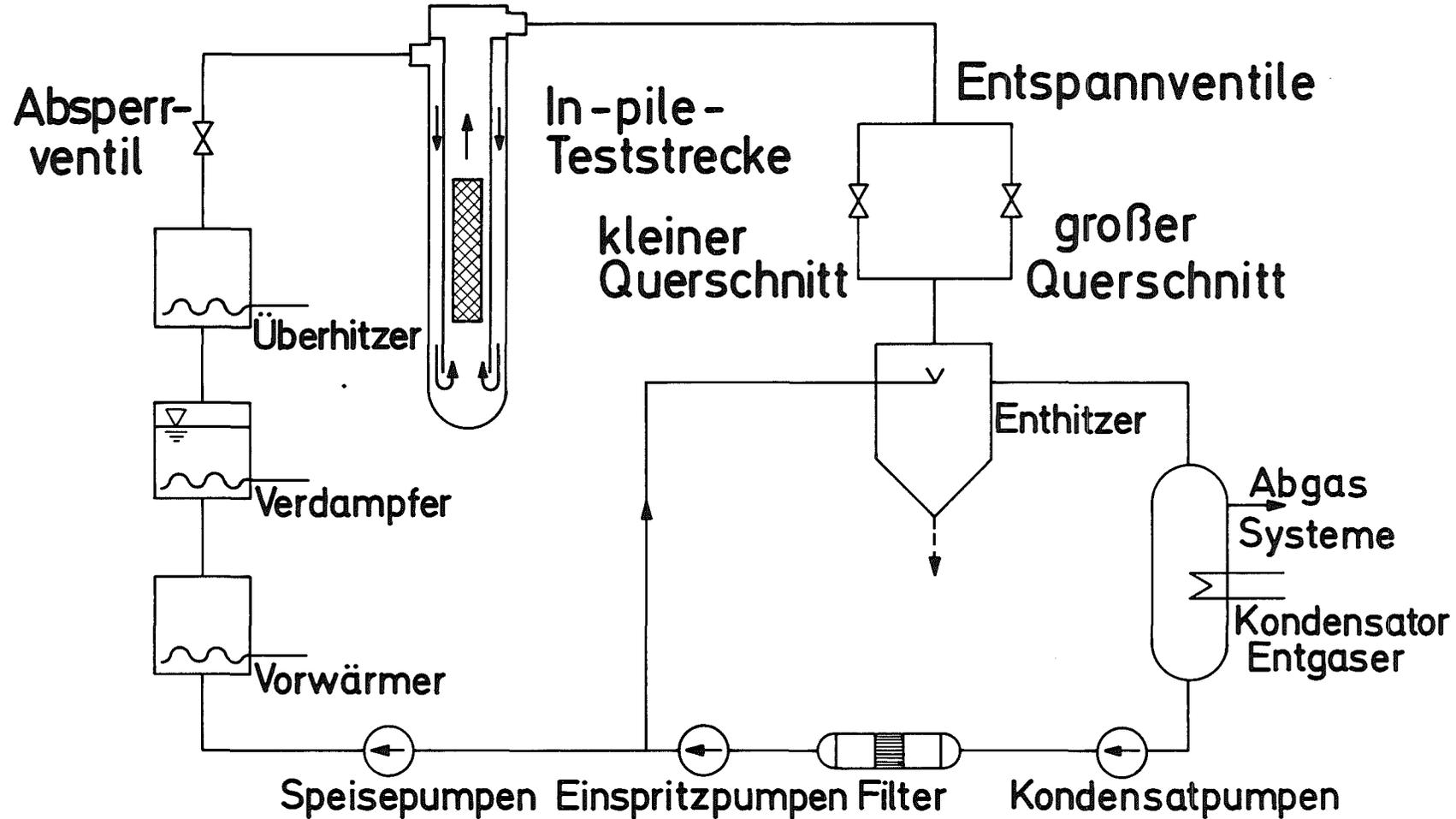
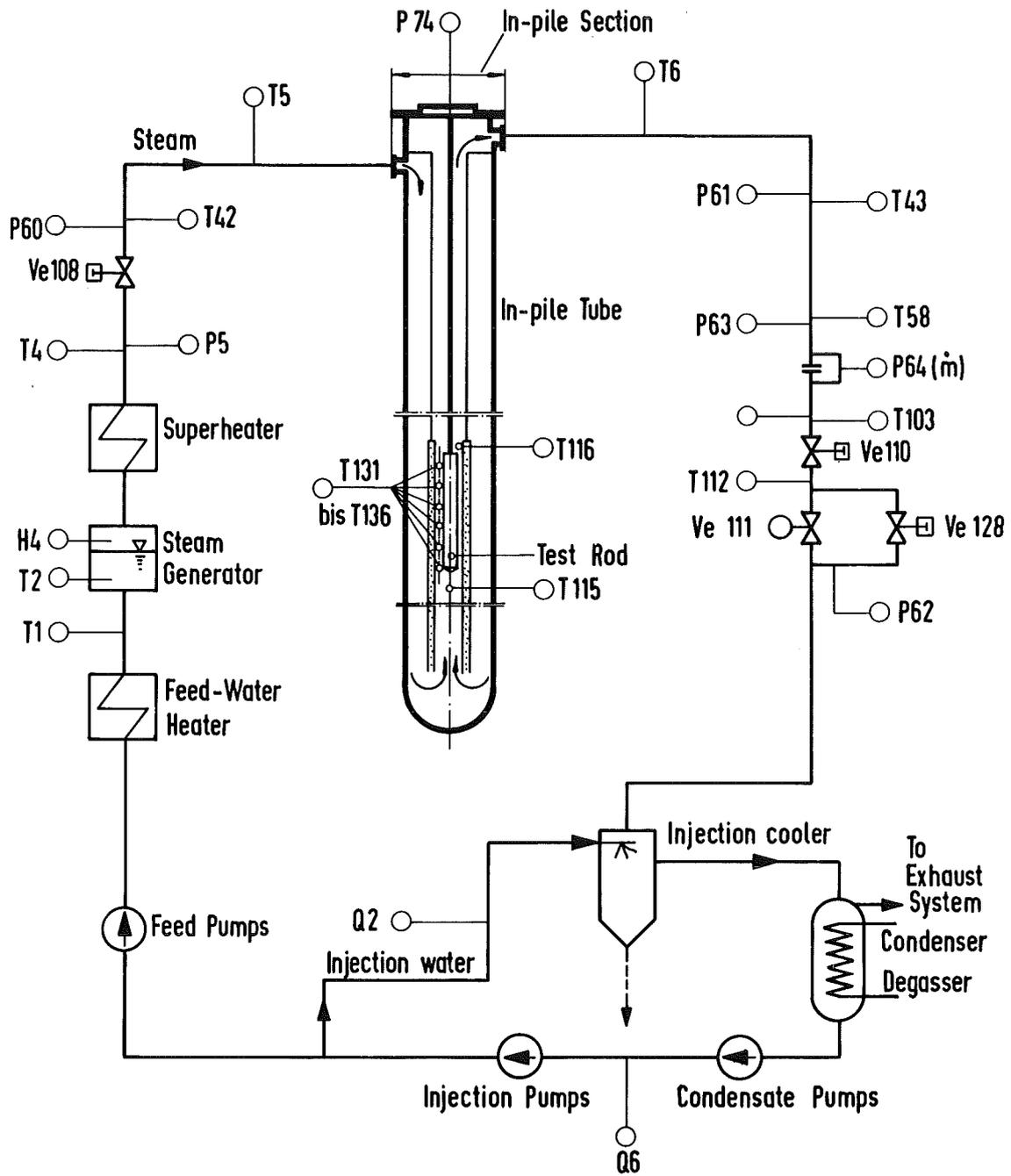


Abb.4237-9

PNS

RBT



**FR2 DK Loop. High Pressure Section, Simplified**

# In-Pile Test Section (Simplified)

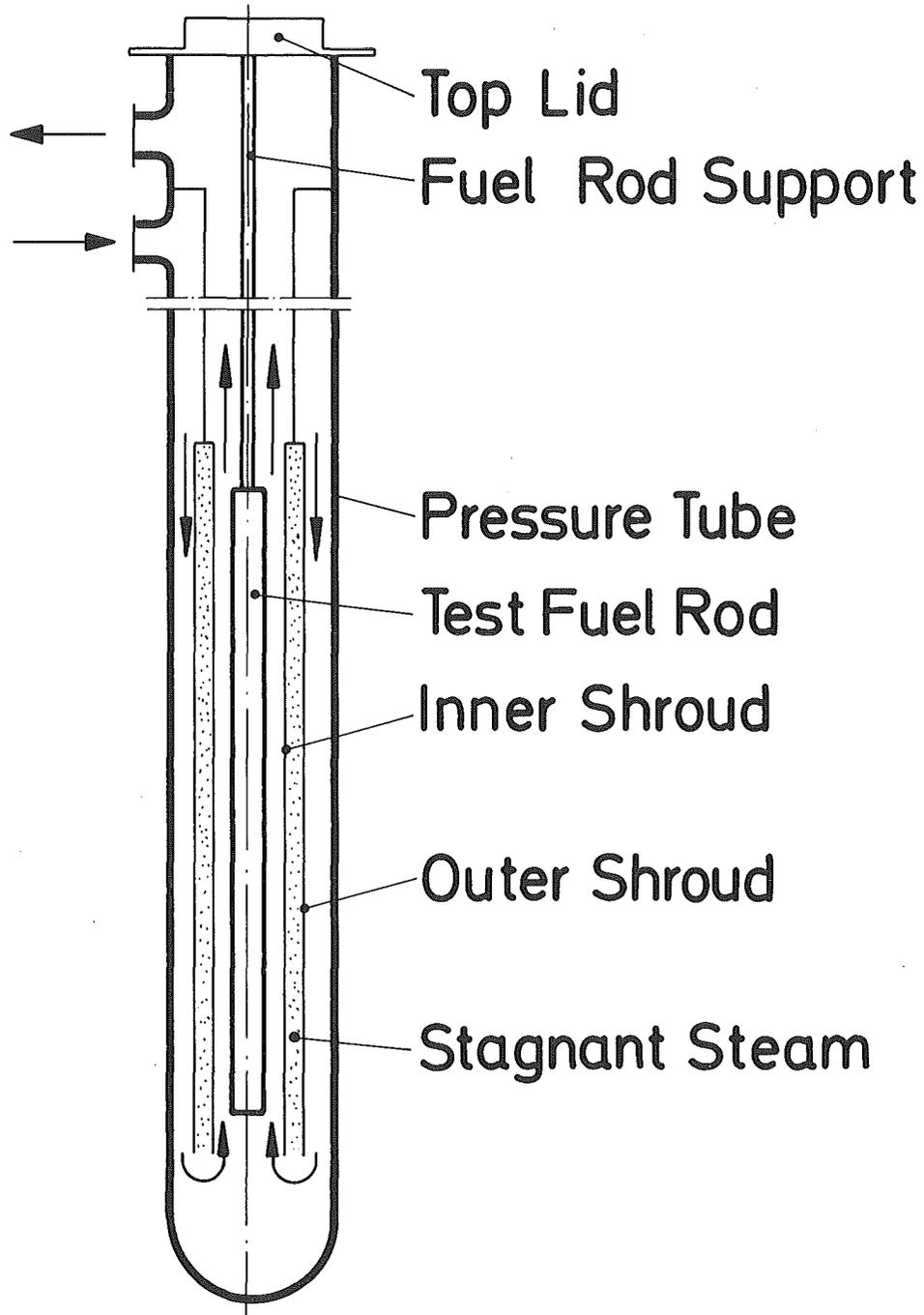
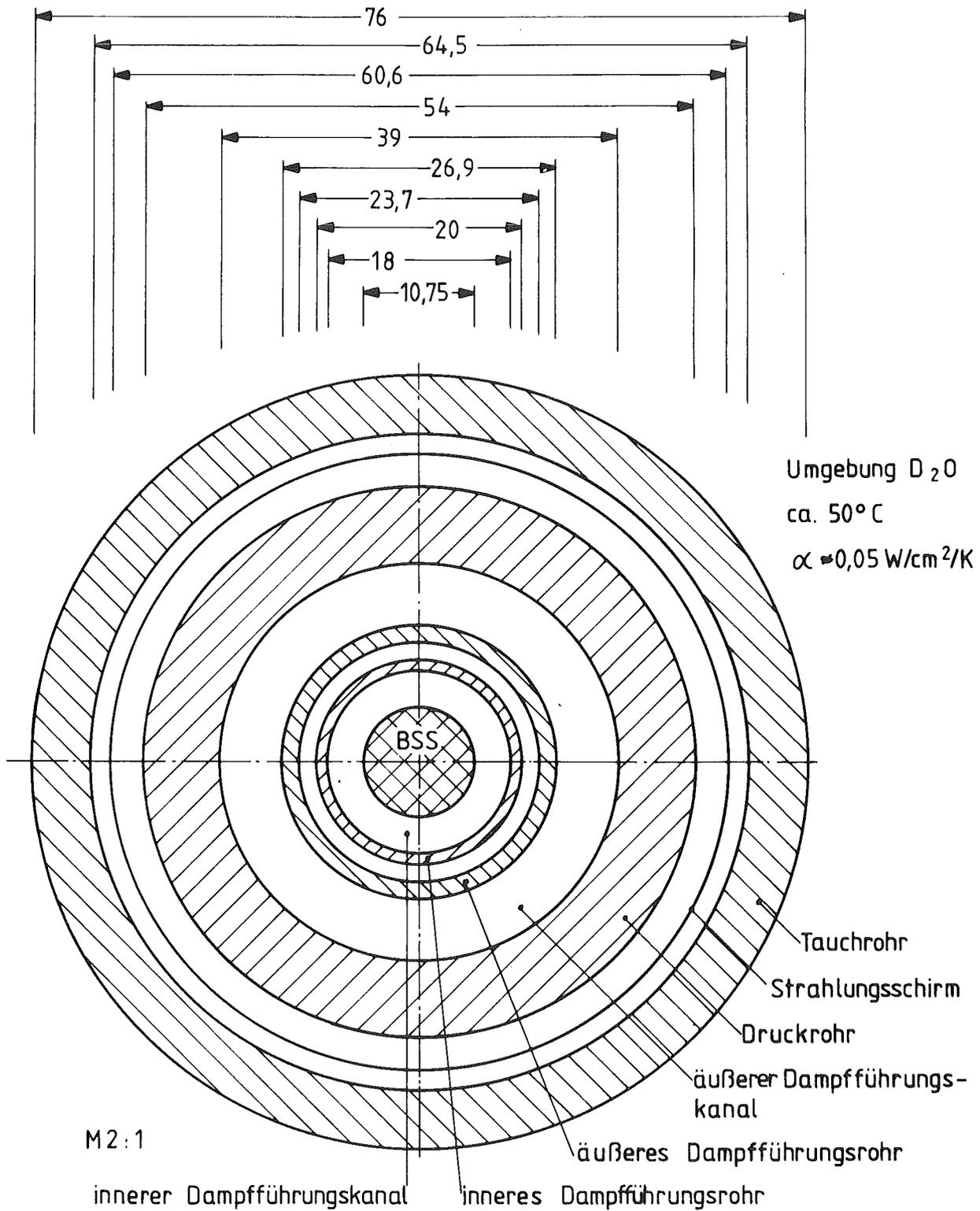


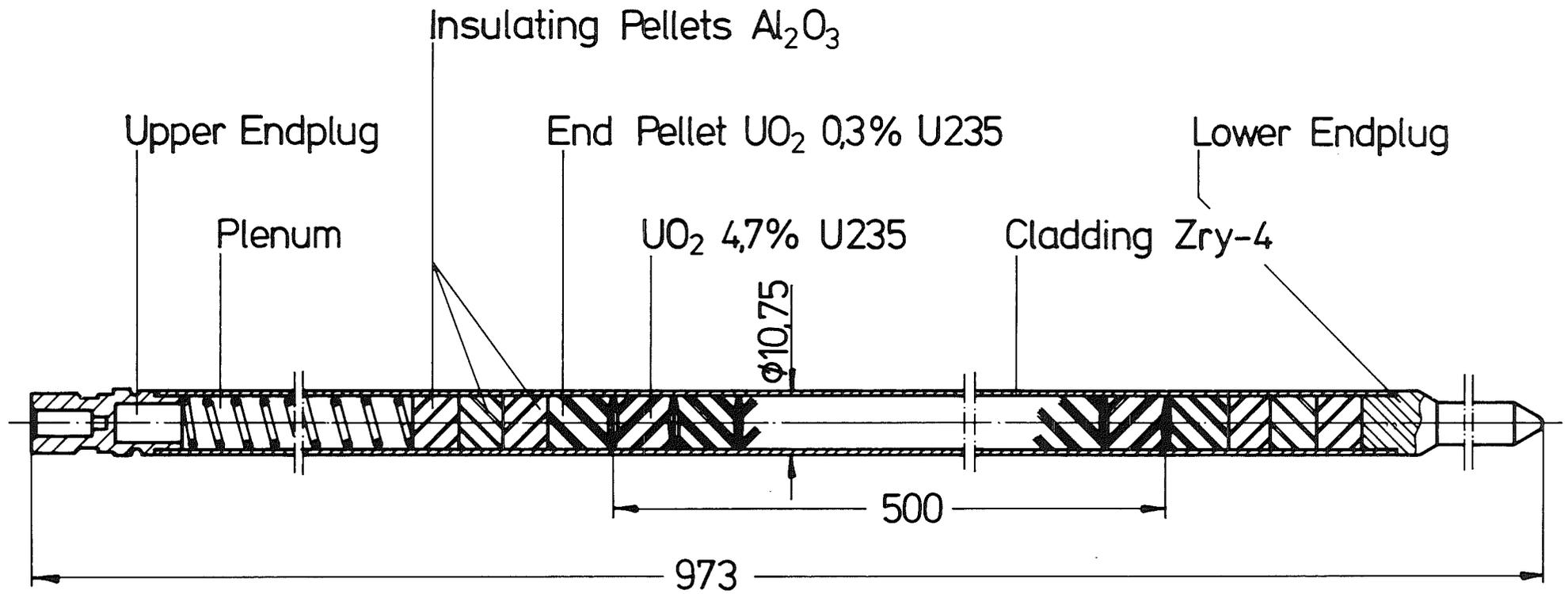
Abb.4237-13

PNS

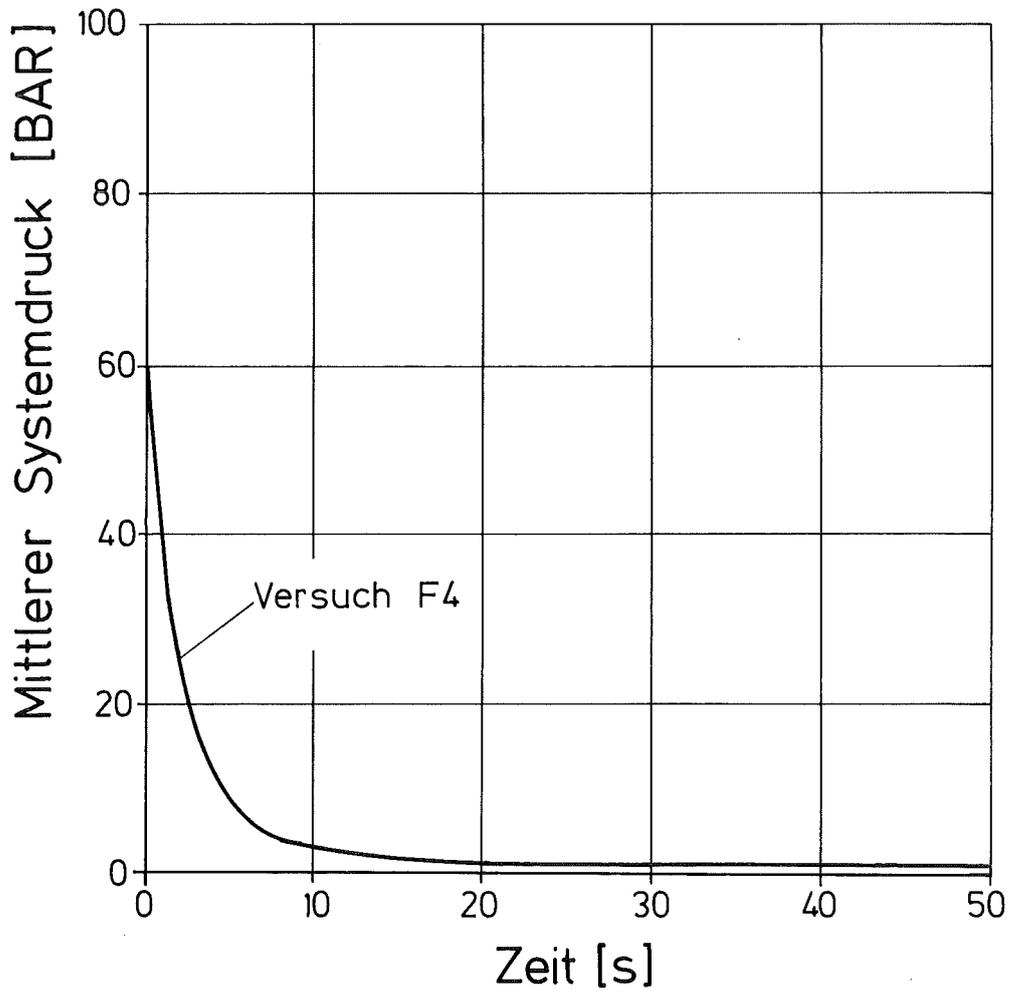
RBT



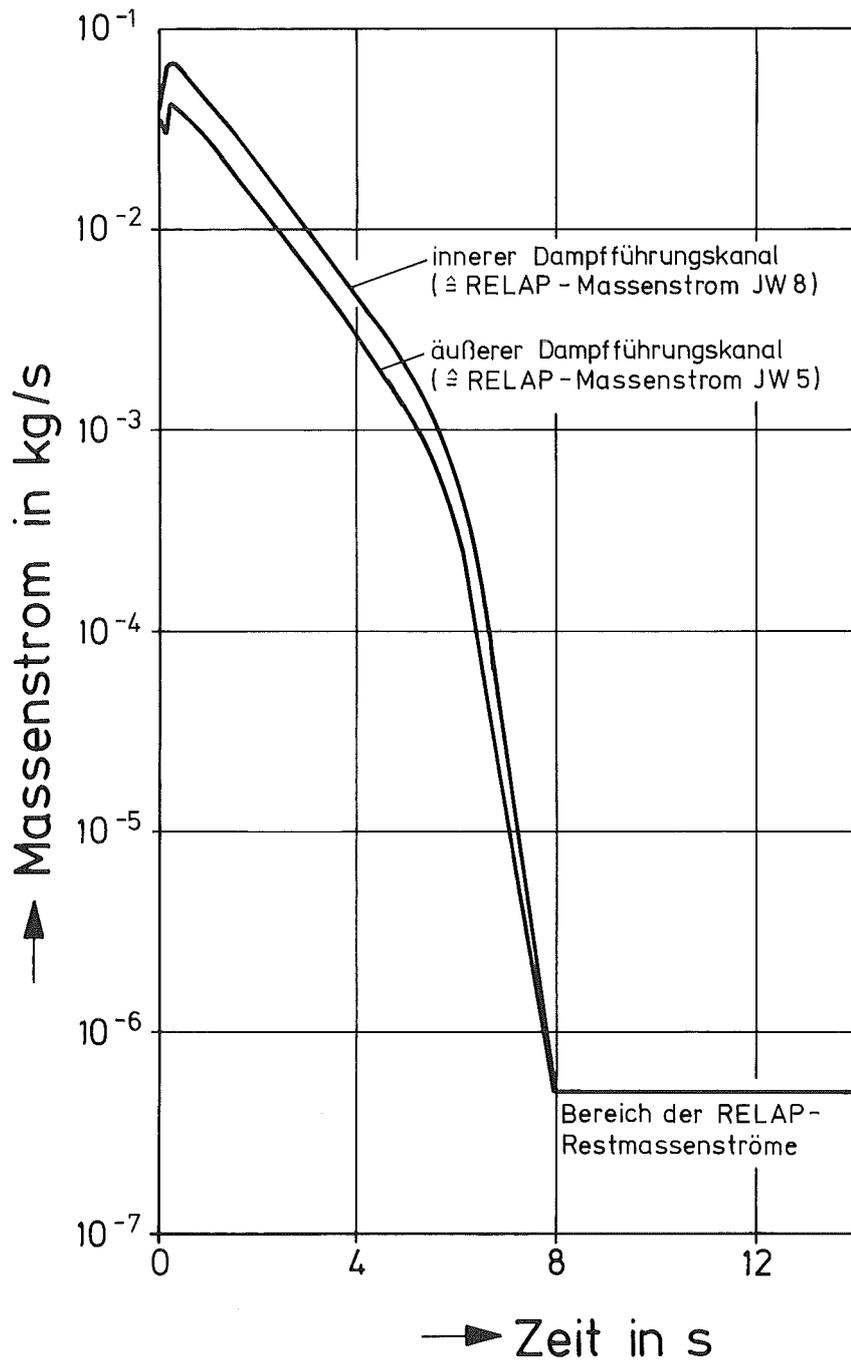
Querschnitt durch den Reaktoreinsatz mit BSS in Höhe der Heizzone



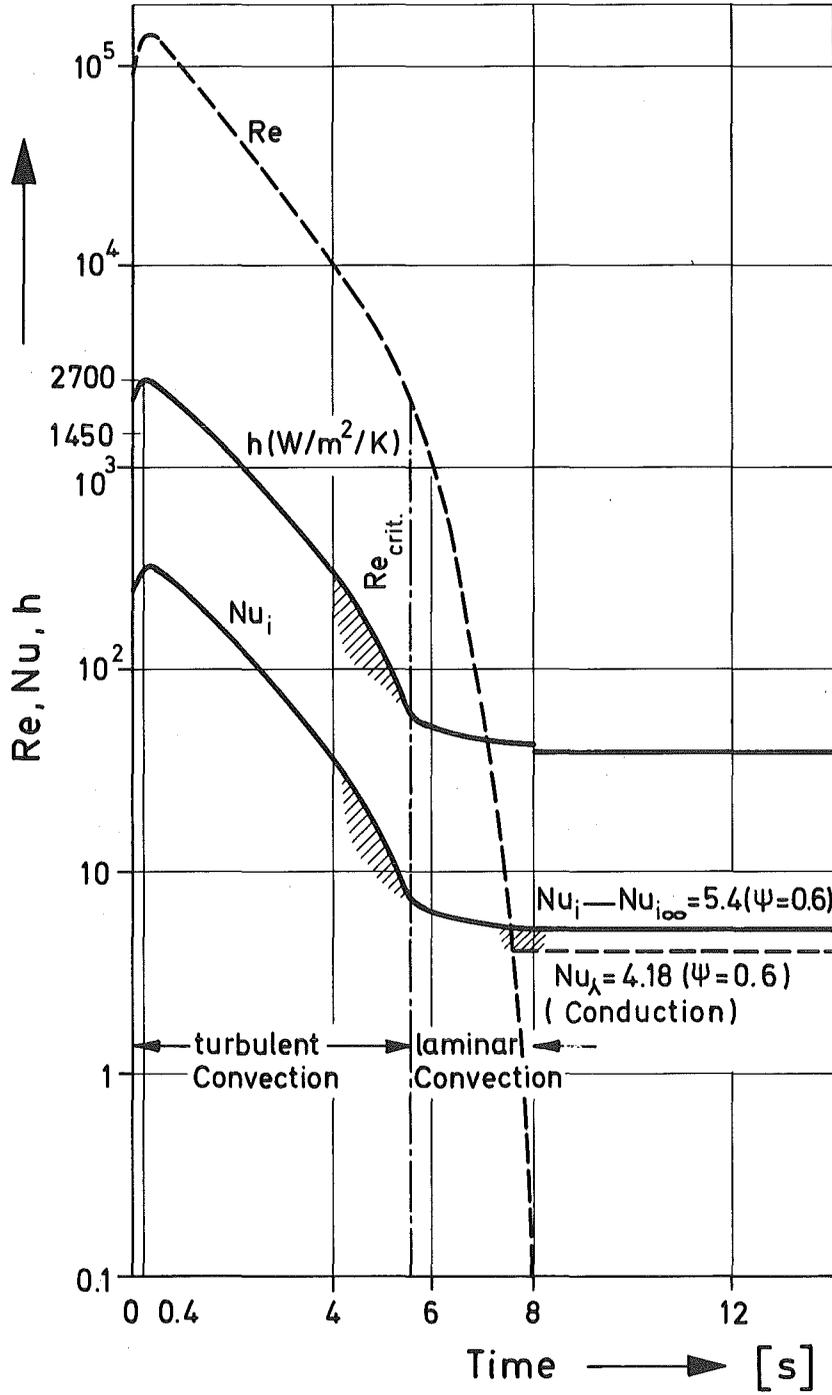
- 60 -



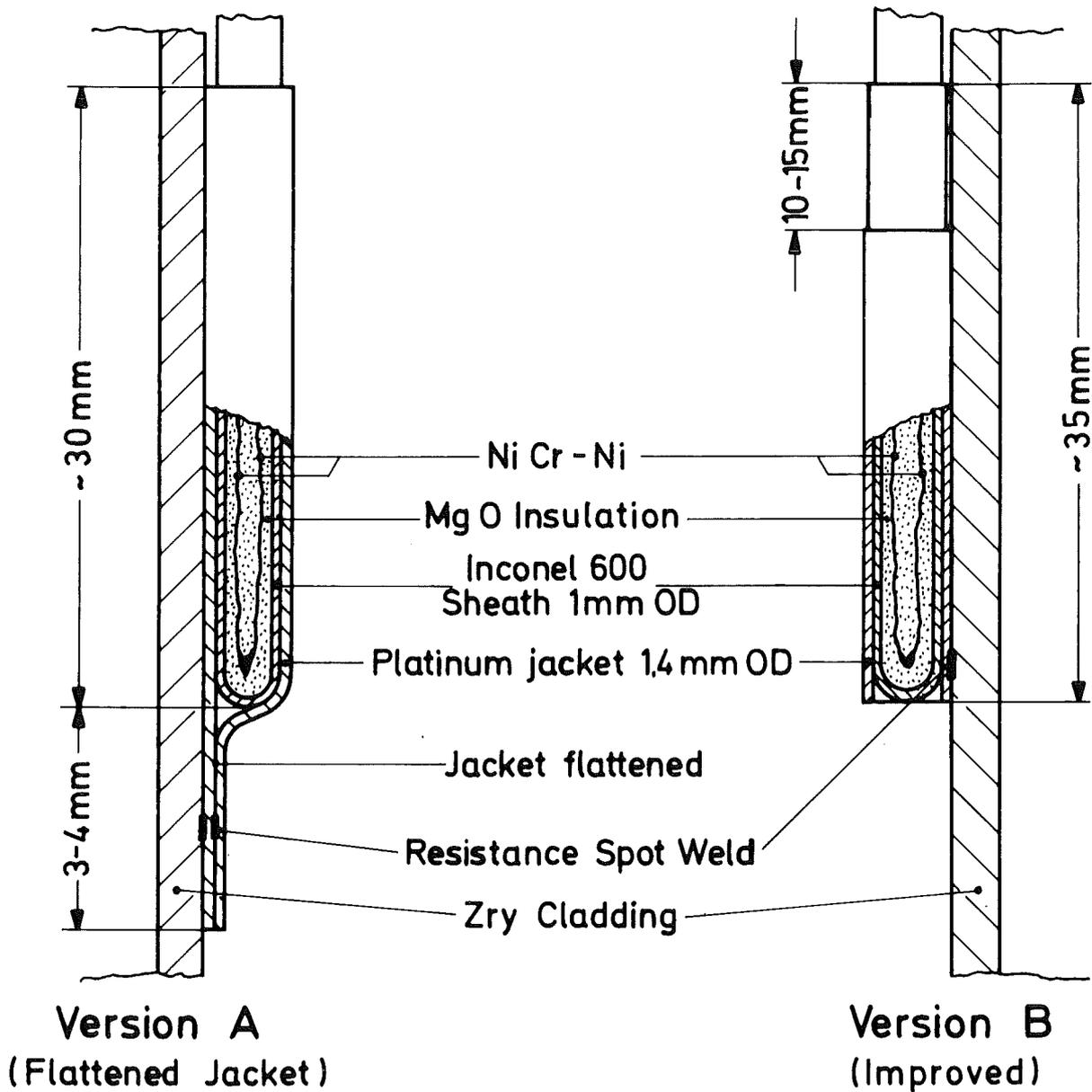
FR2 IN-PILE-TESTS: VERSUCH F4  
ZEITLICHER VERLAUF DES MITTLEREN SYSTEMDRUCKS  
(P 60 + P 61) / 2



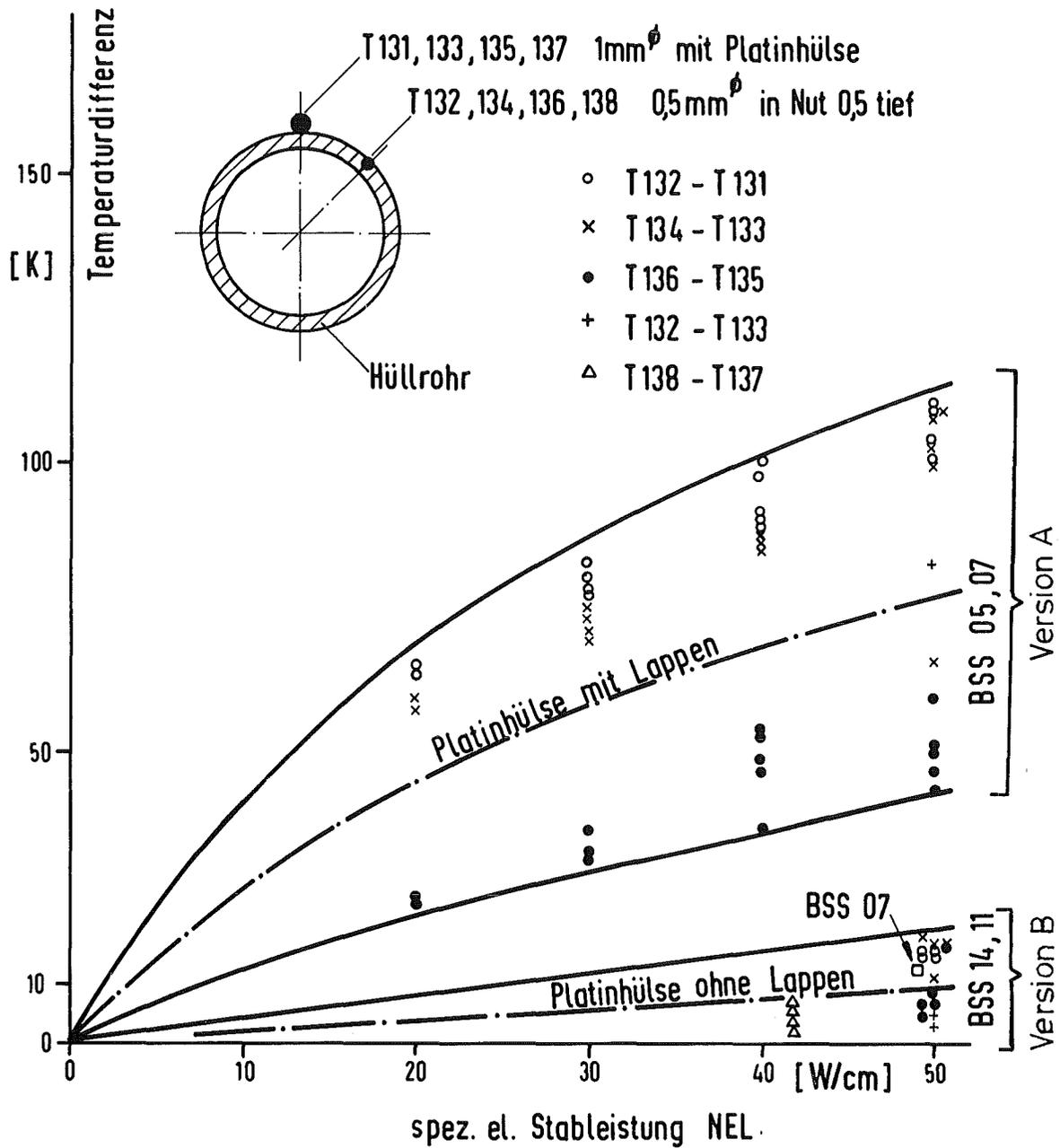
Transienter Massenstrom im inneren und äußeren Dampfführungskanal nach RELAP 4



FR2 IN-PILE TESTS.  
HEAT TRANSFER COEFFICIENT AT THE TEST ROD SURFACE VS. TIME  
DURING THE FIRST PERIOD OF THE TRANSIENT



**FR2 In-Pile Tests:**  
Cladding Thermocouple (Schematic)



Temperaturdifferenzen der Hüllthermoelemente mit unterschiedlicher Platinhülse bei 600 bis 900°C (Transiente)

Radial Node	↓																			
1		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
2		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
3		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
4		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
5		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
6		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
7		3	4	1	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1	5	3
8		3	4	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	5	3
9		3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
Axial Node	→	1	2	3	4	5	6	7	8	9		17	18	19	20	21	22	23	24	25

In the meshes the following materials are used

- 1: UO<sub>2</sub> Fuel
- 2: Gap
- 3: Zry-4 Cladding
- 4: Lower Rod Plenum
- 5: Upper Rod Plenum



IT 1980  
PNS 4237-429

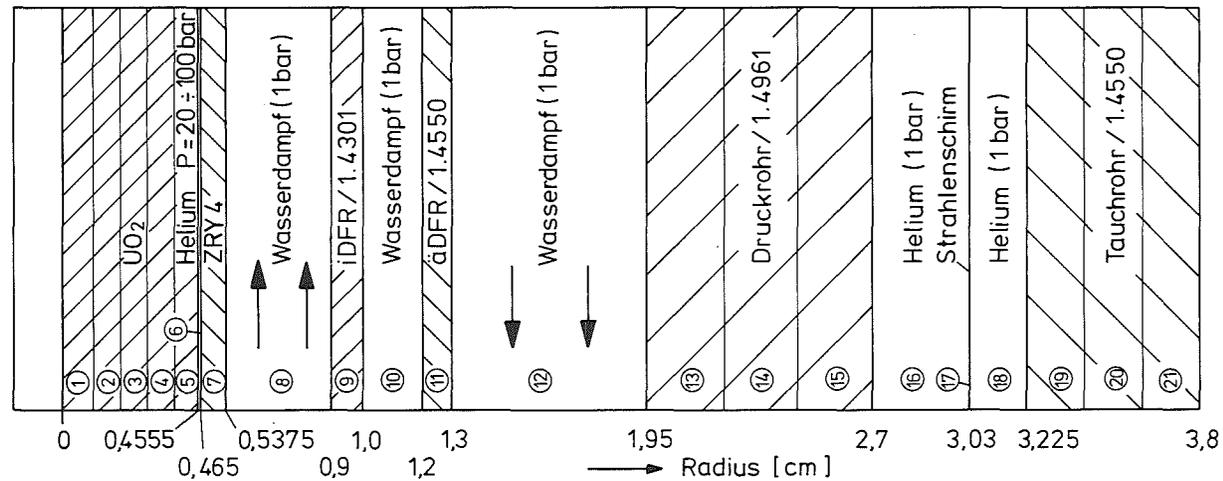
Stableistung : 40 W/cm

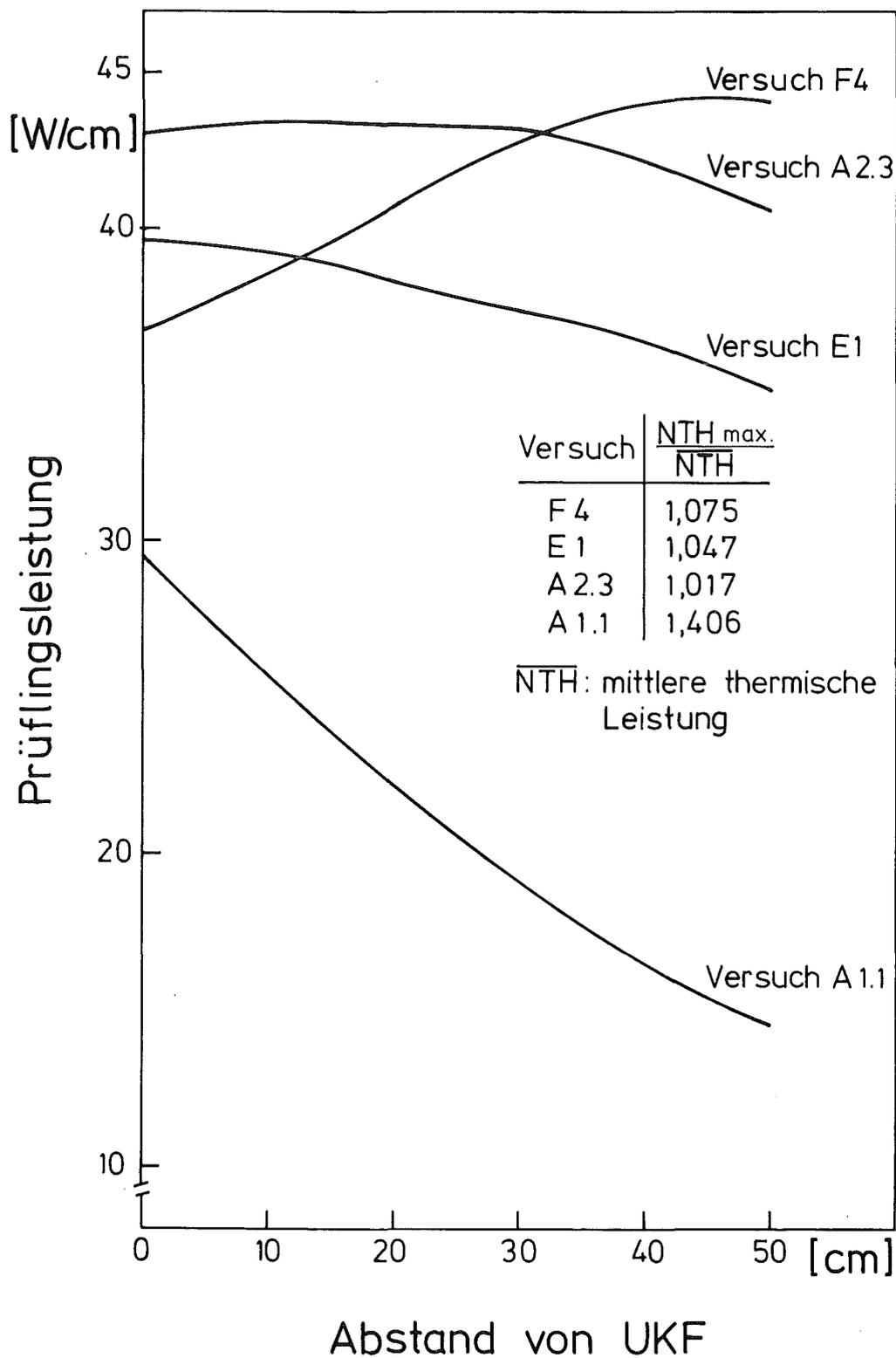
Reaktorleistung ca. 20 MW

Masche Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
NF	1	1	1	1	1	2	1	2(4)	1	2	1	2(4)	1	1	1	2	3	2	1	1	1
NS	1	1	1	1	1	3	2	5	4	5	4	5	4	4	4	3	4	3	4	4	4
G [cm]	0,0911	0,1822	0,2733	0,3644	0,4555	0,465	0,5375	0,9	1,0	1,2	1,3	1,95	2,2	2,45	2,70	3,03	3,03	3,225	3,417	3,608	3,8
T0 [°C]	521,1	515,2	503,5	486,1	462,8	427,7	401,5	320	322,7	324,7	326,7	326	314,1	313,1	311,9	244,7	178,2	128,2	77,6	76	74,2
Tφ0 [°C]	518,9	510,1	495,5	475,2	449,1	404,2	399	322,7	322,7	326,7	326,7	314,4	313,6	312,6	311,1	178,2	178,2	78,2	76,8	75,1	73,1
W [W/cm <sup>3</sup> ]	58,0	58,3	59,4	61,3	64,5	0	0	0	0,7	0	0,83	0	1,4	1,4	1,4	0	0	0	1,78	1,78	1,78

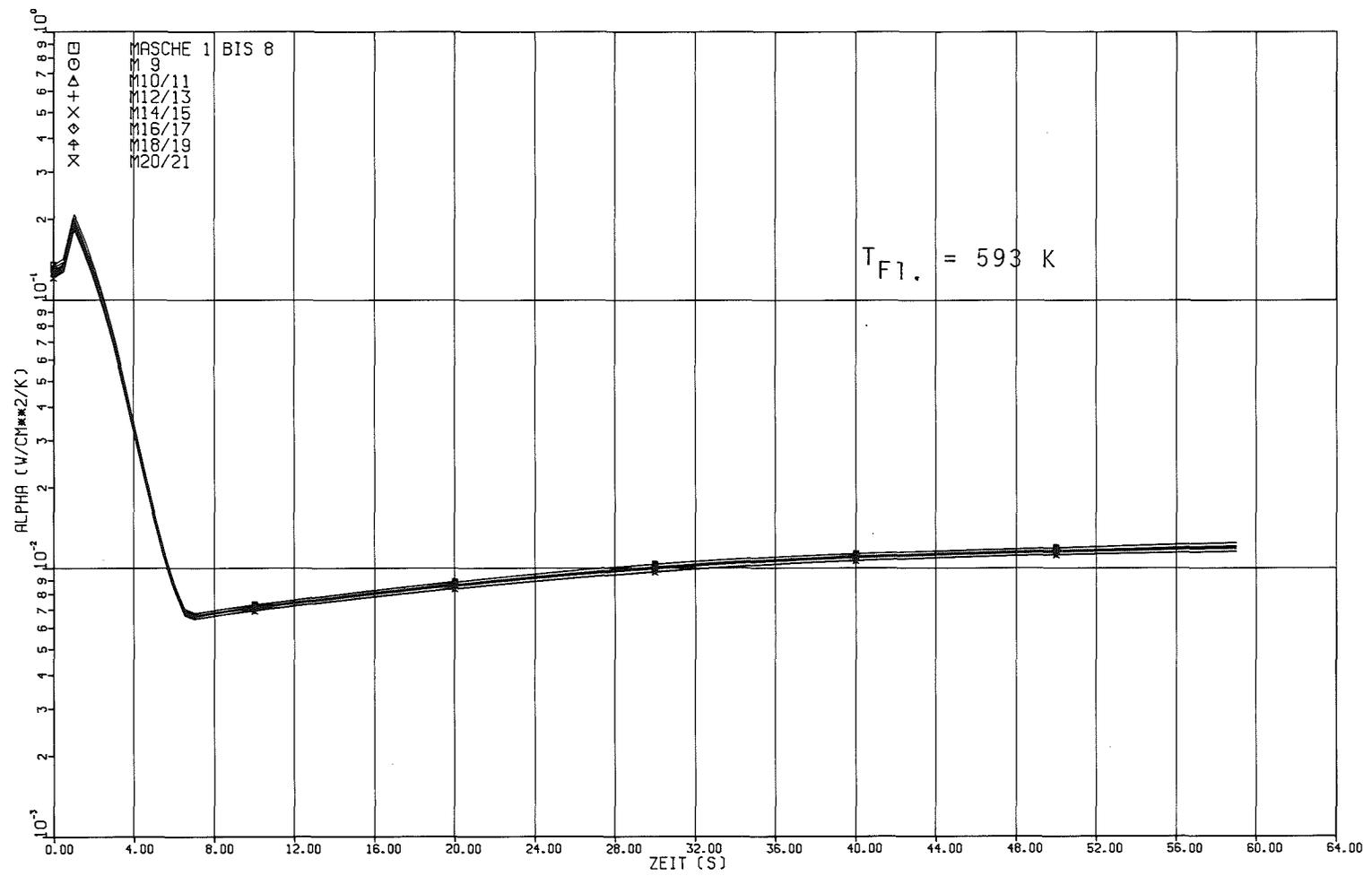
$\alpha_{\text{außen}} = 0,05 \text{ W/cm}^2$      $t_{\text{Fluid, außen}} = 37^\circ\text{C}$      $T_{Z0} = 521,8^\circ\text{C}$

Die Leistungsproduktion wird nach Abschalten des Reaktors in allen Maschen auf 5% des Ausgangswertes gesetzt. TAU-Abschalt =

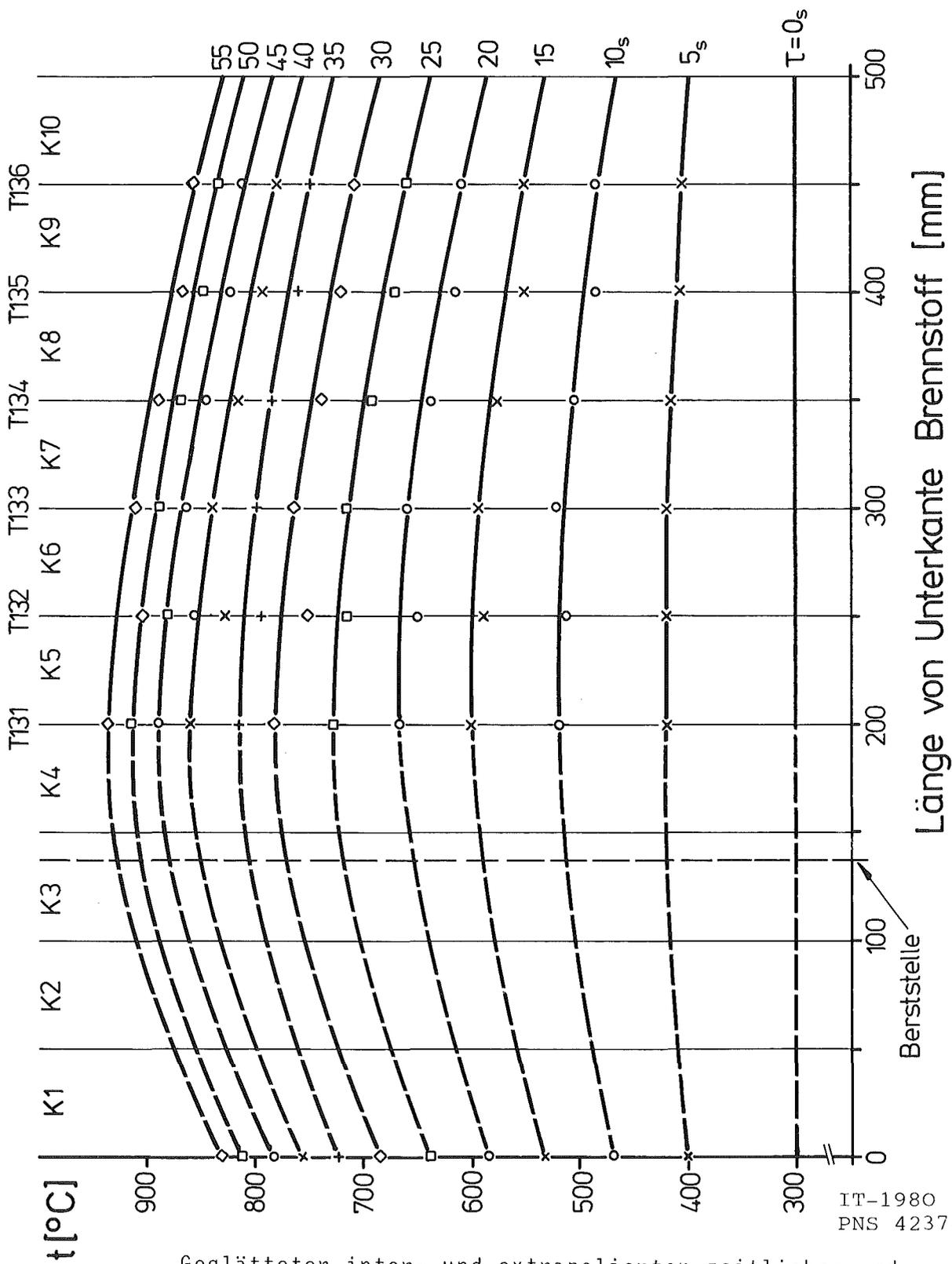




Vergleich der Leistungsprofile ermittelt aus mittleren thermischen Leistungen, Neutronenflußprofilen und Abbrand für die nachgerechneten Versuche.



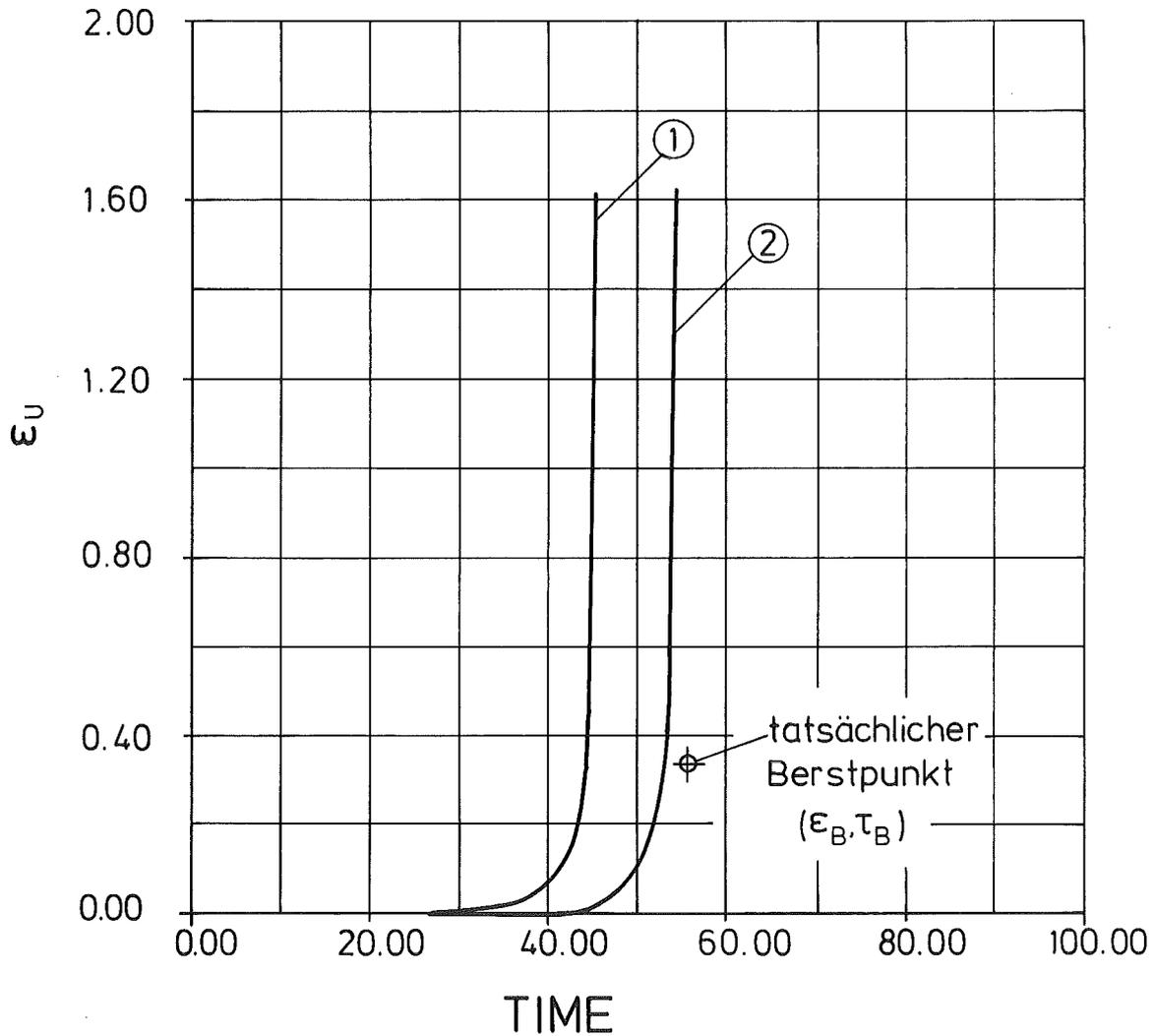
Aus STATI 4-Rechnungen resultierende quasi- $\alpha$ -Zahlen für Versuch E1



Geglätteter inter- und extrapoliertes zeitlicher und axialer Verlauf der Hüllentemperaturen bei Versuch A 2.3 für SSYST-Rechnungen

IT-1980  
PNS 4237-261

- ① Rechnung mit „Emmerich“-Konstanten im Dehnmodell
- ② Rechnung mit dem Modell „NORA“



IT - 1980  
PNS 4237 - 262

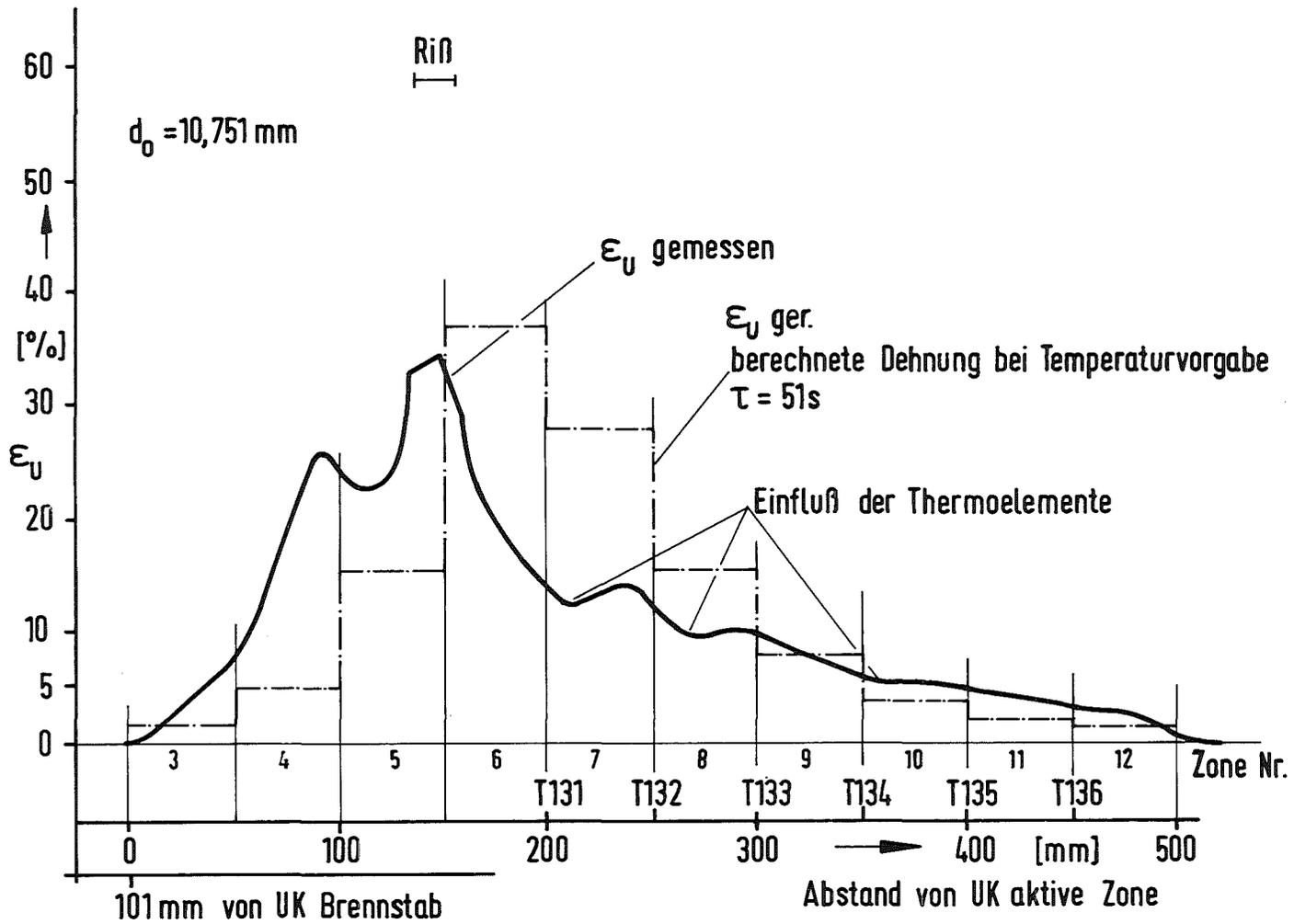


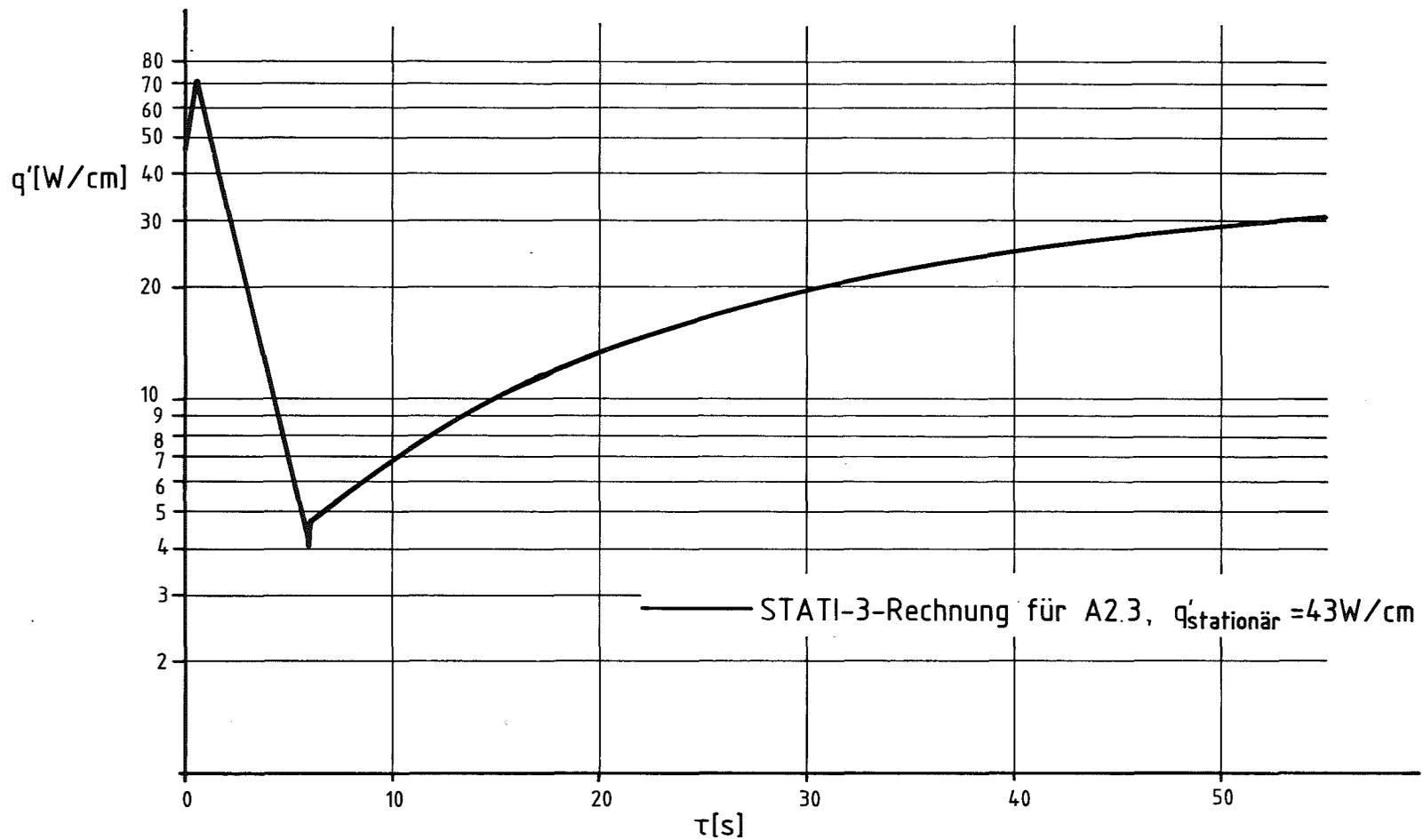
Berechneter Beulverlauf mit SSYST für Nuklearstab A 2.3  
bei Vorgabe der gemessenen Temperaturen.  
Maximal gebeulte Zone

Vergleich gerechneter (SSYST) und gemessener axialer Dehnkurven für Stab A 2.3 bei Vorgabe der gemessenen Temperatur.

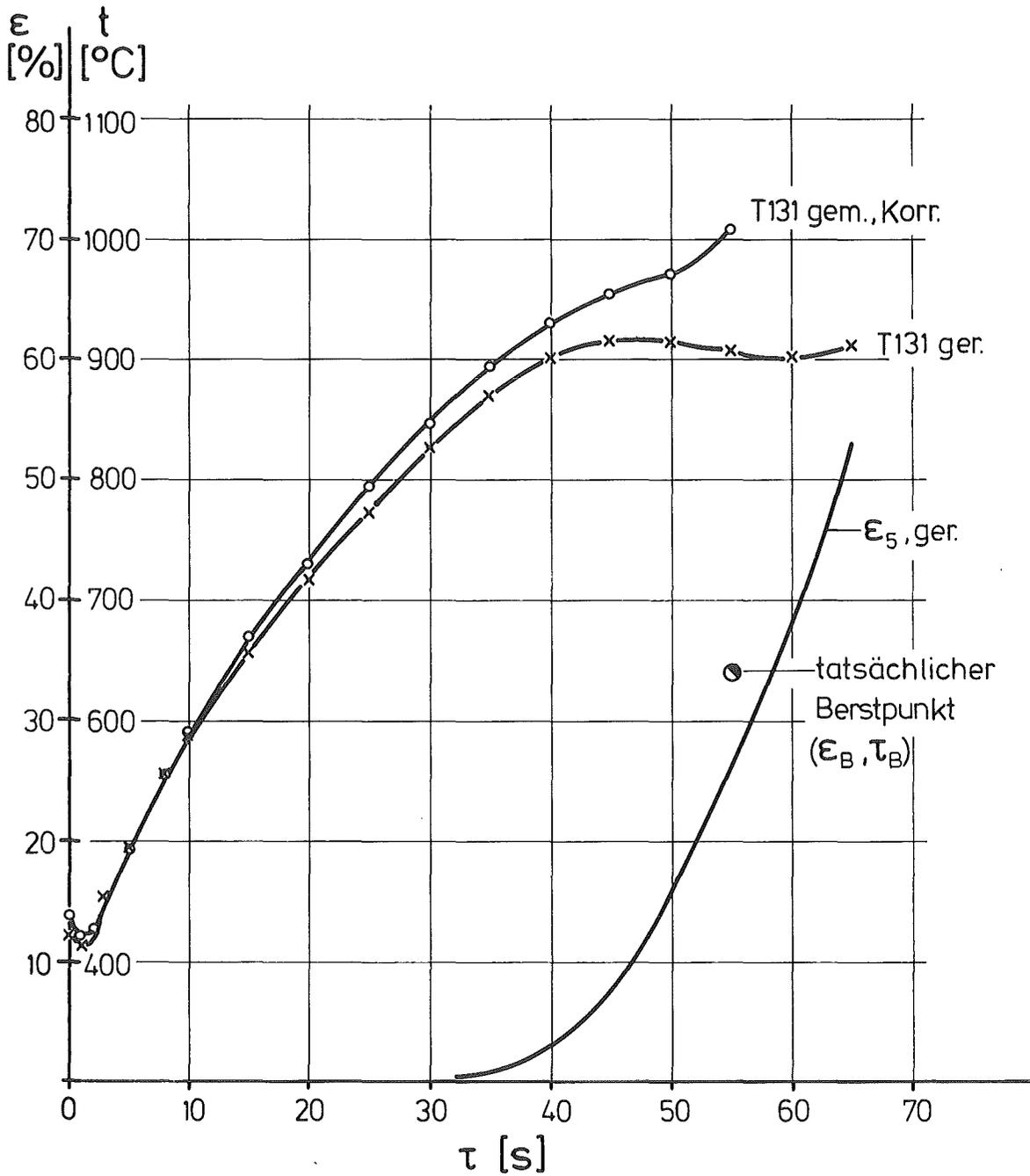


IT-1980  
PNS 4237-263



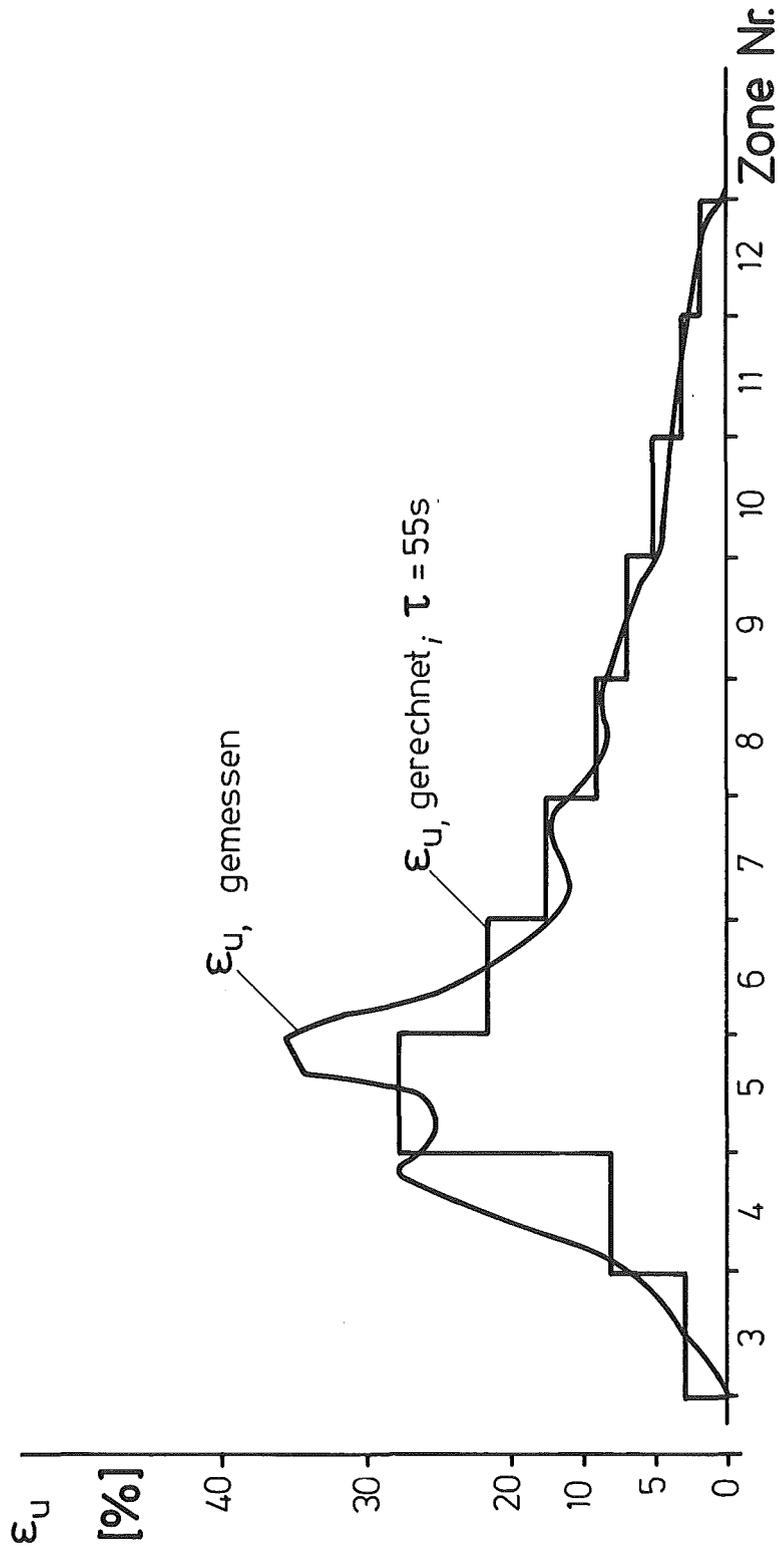


Vergleich der errechneten abgeführten Wärmeströme an der ungebeulten Hülle eines Nuklearstabes



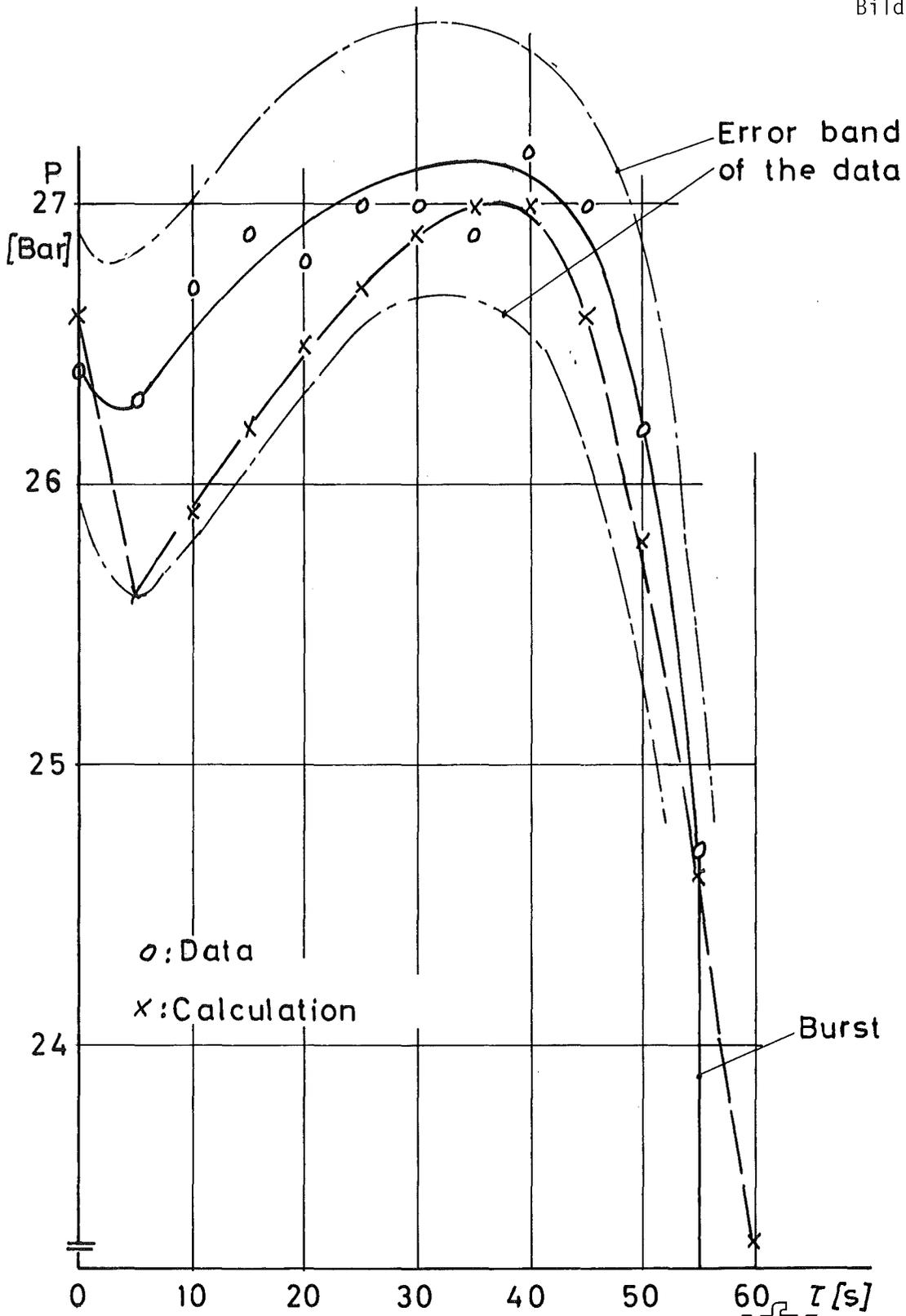
IT-1980  
PNS 4237-269

VERGLEICH GEMESSENER UND BERECHNETER TEMPERATUR T 131 UND DEHNKURVE BEI VORGABE DER LEISTUNG IN S<sub>SYST</sub> MIT 15 % LEISTUNGSABFALL ZU DEN RÄNDERN.



IT-1980  
PNS 4237-270

Vergleich gerechneter(SSYST) und gemessener axialer Dehnkurven für Stab A 2.3 bei Vorgabe der Leistung mit 15 % Leistungsabfall zu den Rändern

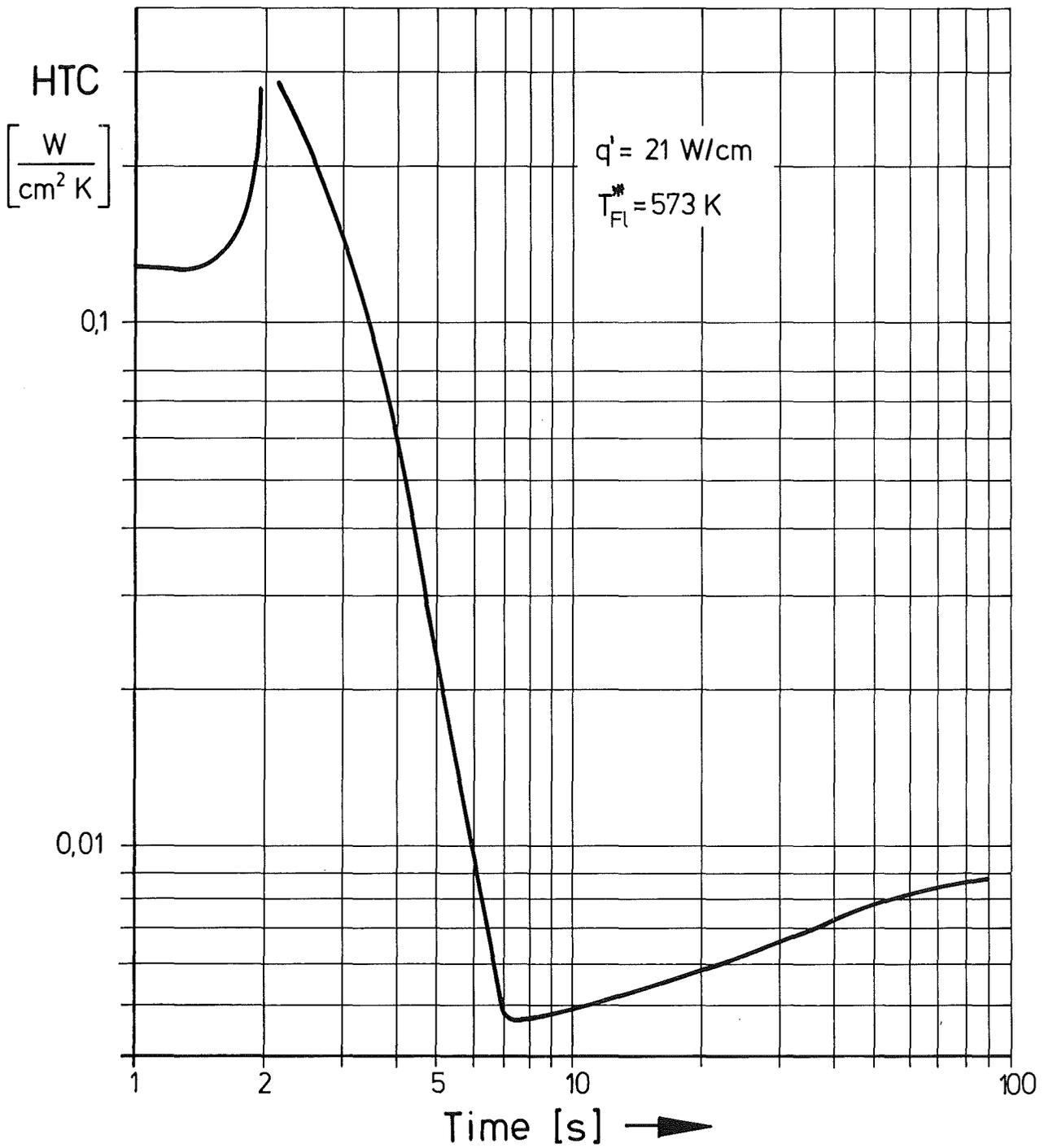


FR2 IN-PILE TESTS

COMPARISON OF INTERNAL ROD PRESSURE DATA FROM  
TEST A 2.3 WITH SSYST CALCULATION



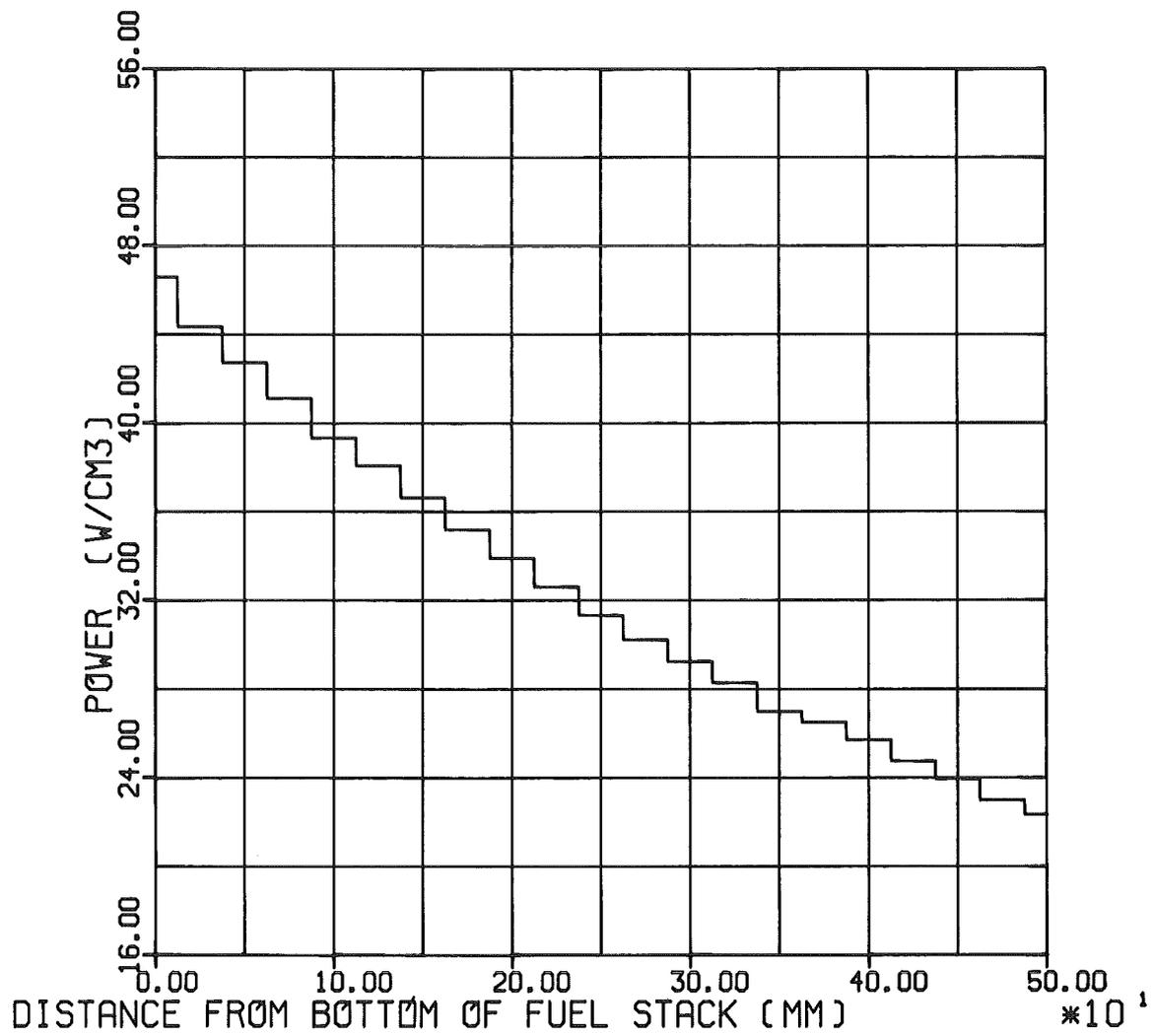
IT 1980  
PNS 4237-286



IT 1980  
PNS 4237-402

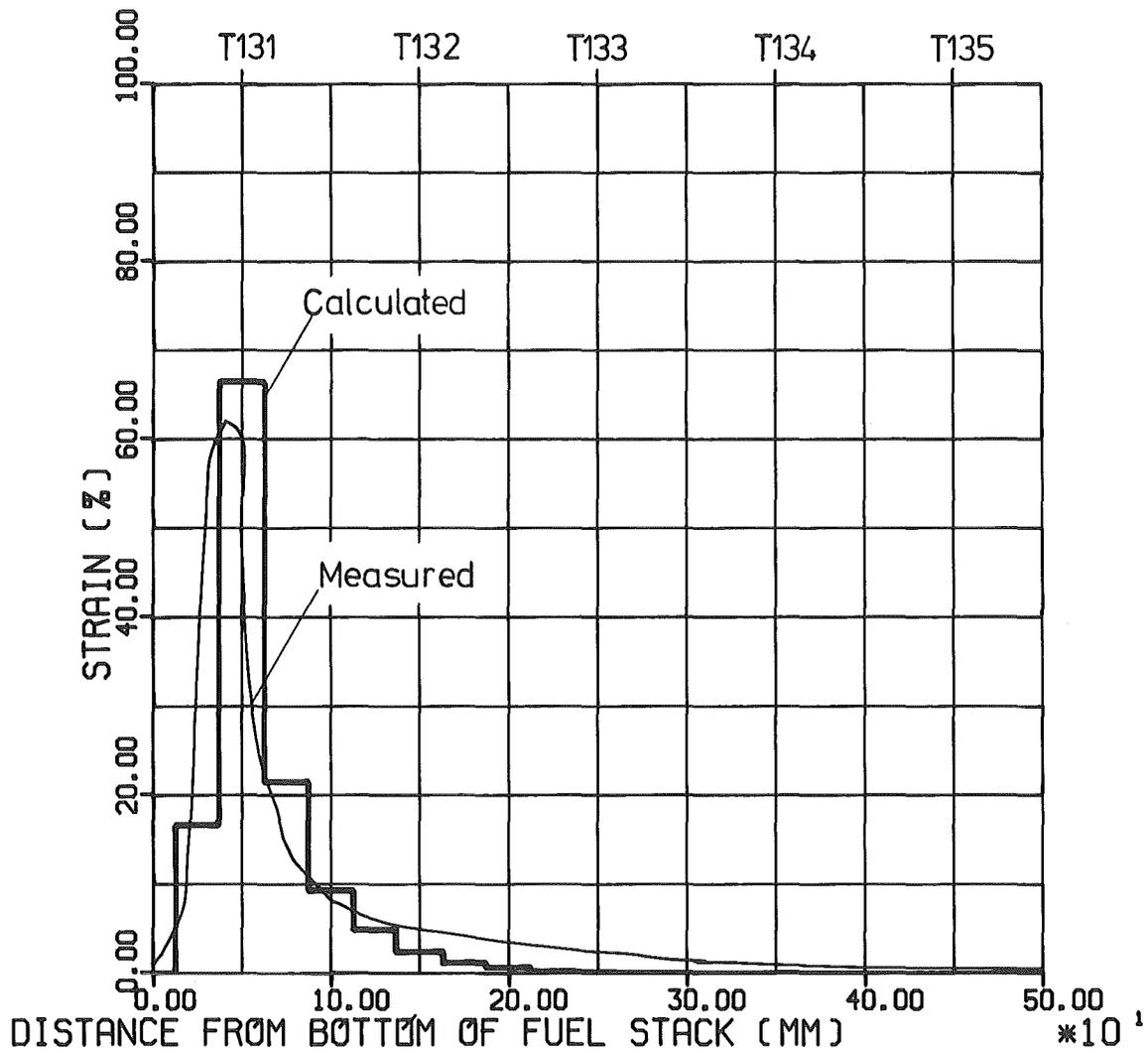
FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

HEAT TRANSFER COEFFICIENT USED AS INPUT FOR THE SSYST-2  
POSTTEST CALCULATIONS



IT 1980  
PNS 4237-430

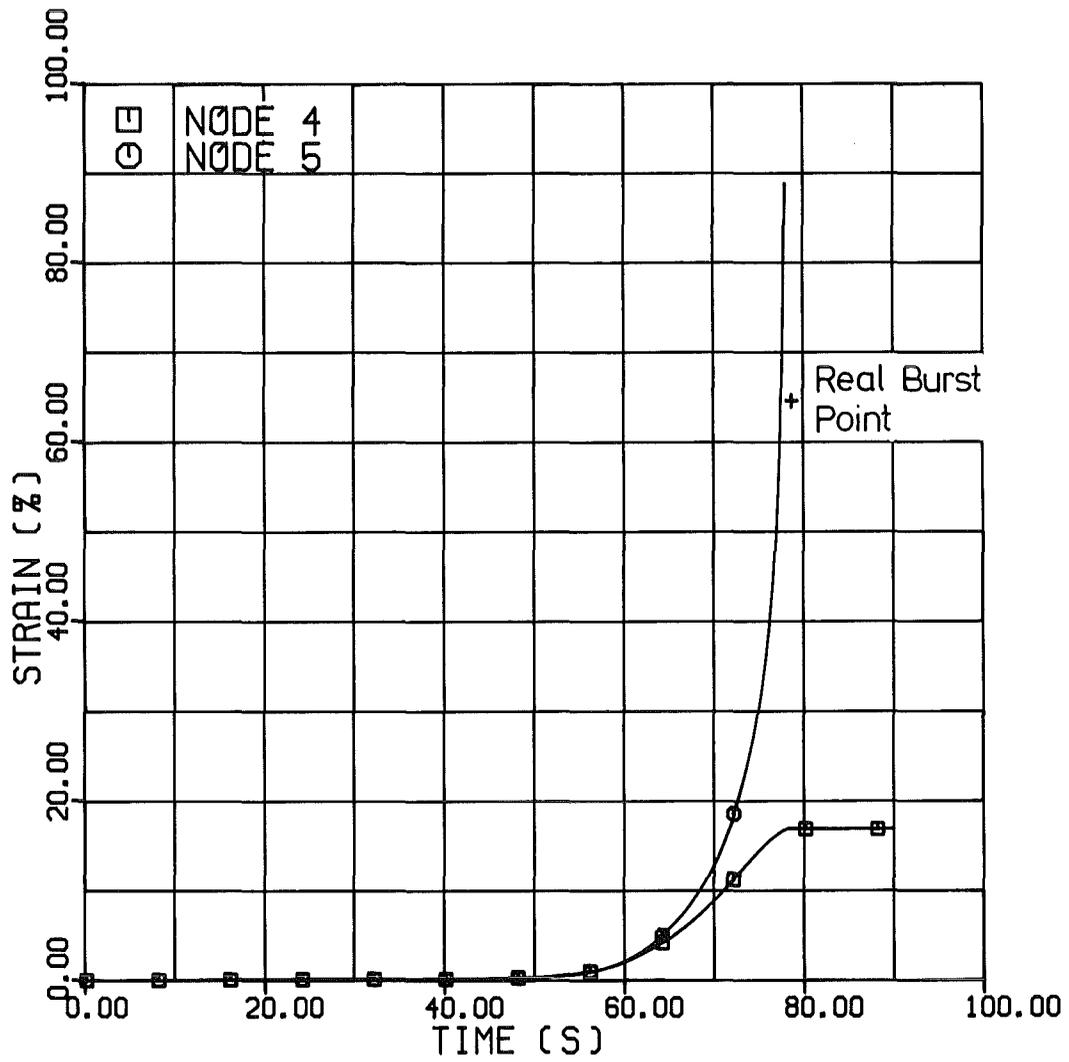
FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1  
ROD POWER DISTRIBUTION USED FOR MODEL 3



IT 1980  
PNS 4237-431

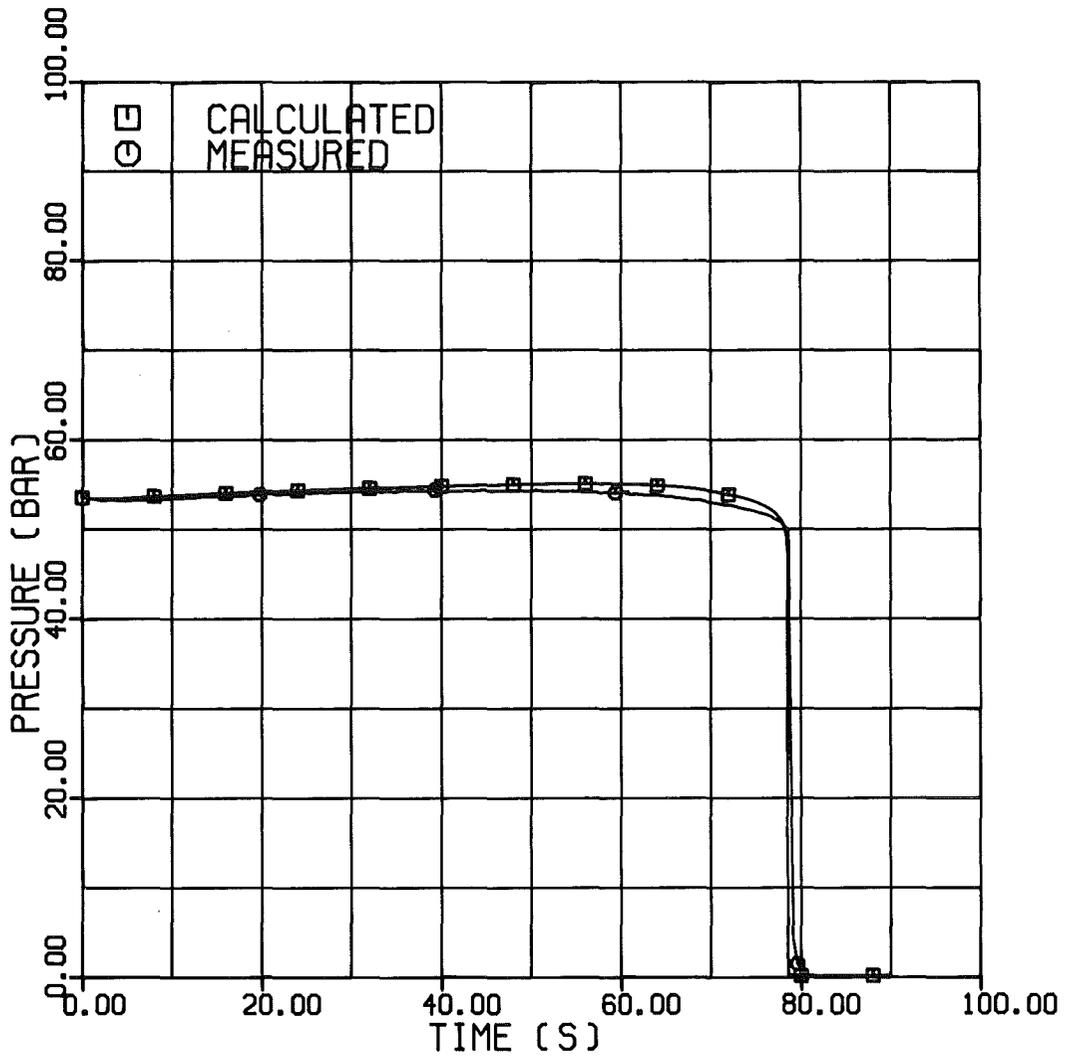
FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

CALCULATED AXIAL STRAIN PROFILE USING MODEL 3



IT 1980  
PNS 4237-432

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1  
CALCULATED CIRCUMFERENTIAL STRAIN VS. TIME  
USING MODEL 3

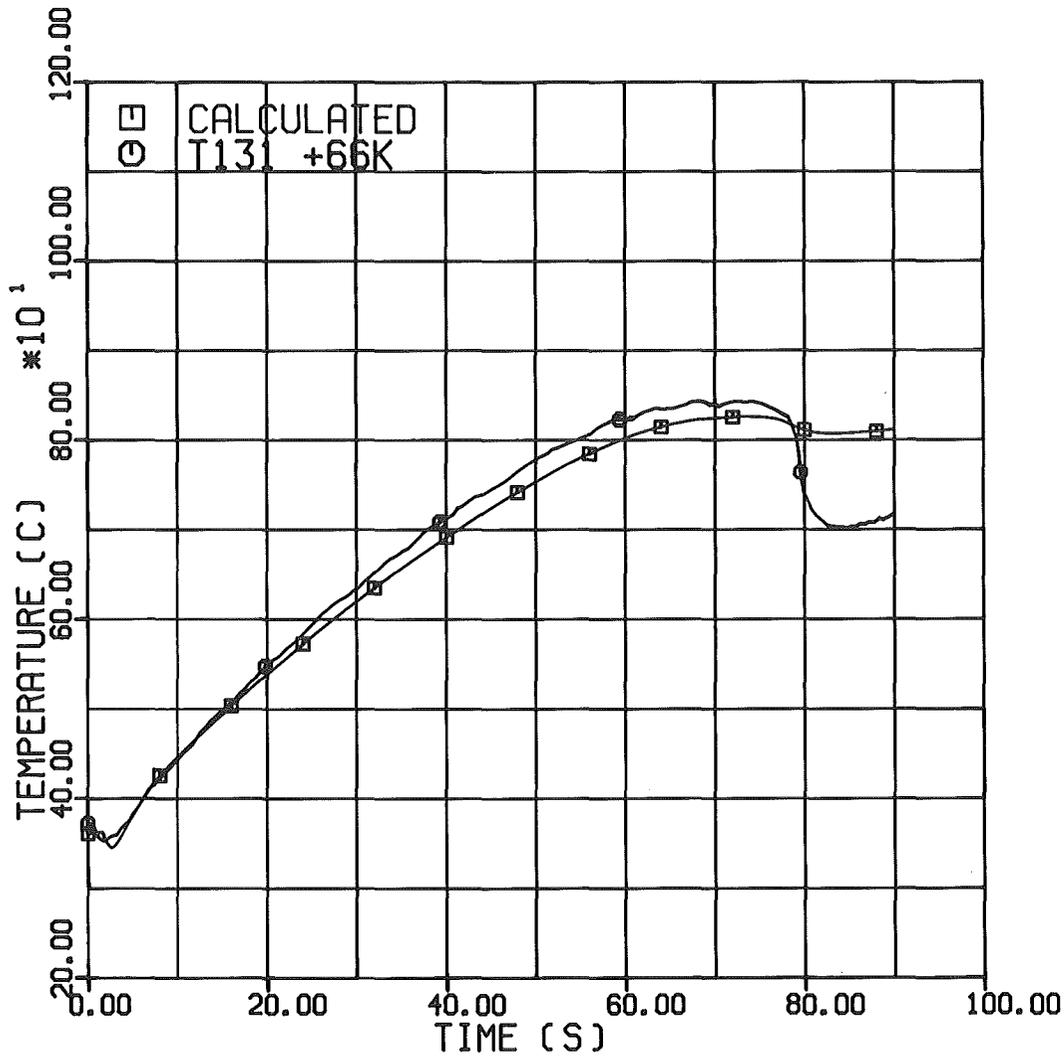


FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED INTERNAL  
ROD PRESSURE USING MODEL 3

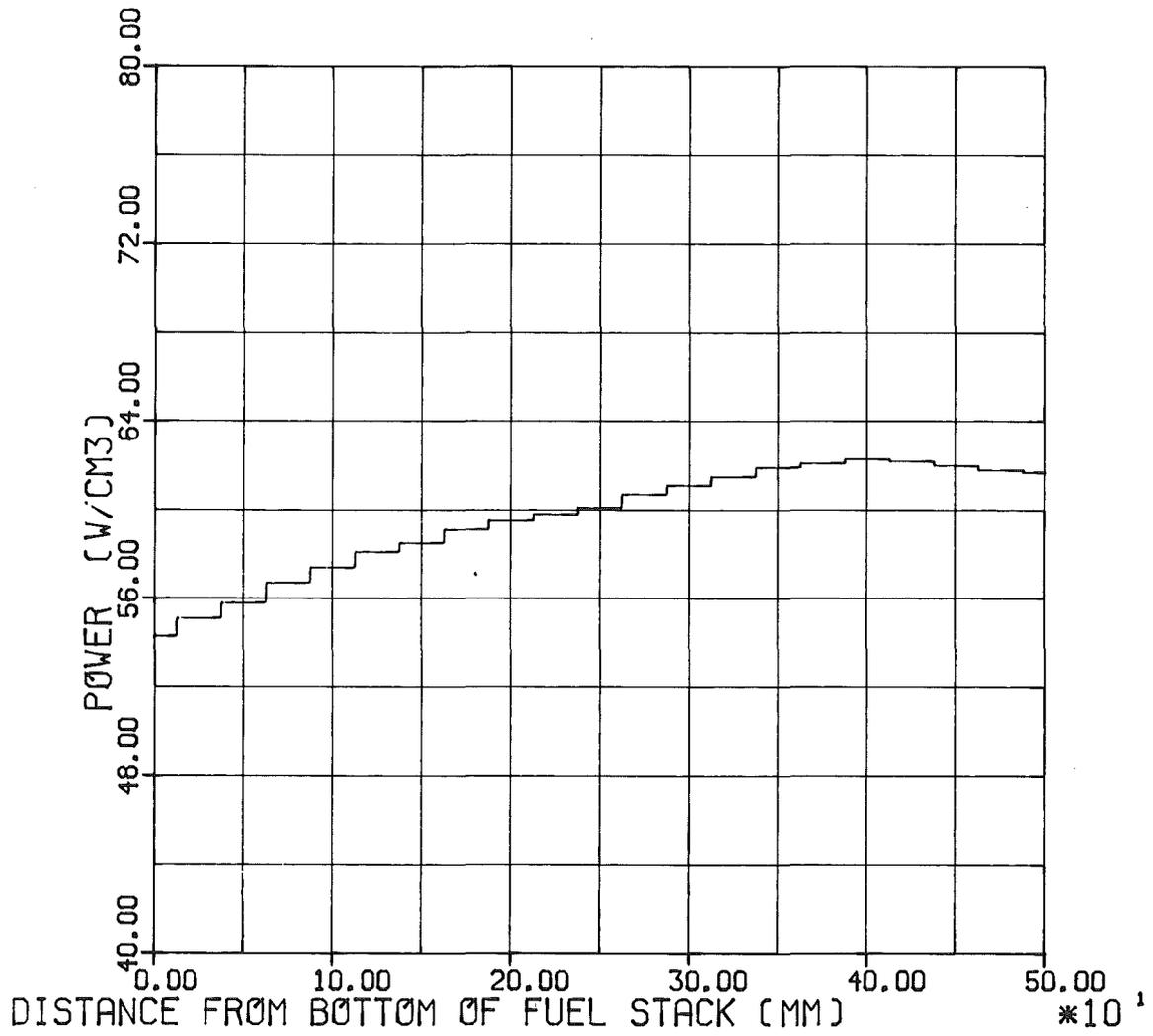


IT 1980  
PNS 4237-433



IT 1980  
PNS 4237-435

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1  
COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED CLADDING  
TEMPERATURE VS. TIME (NODE 5) FOR MODEL 3

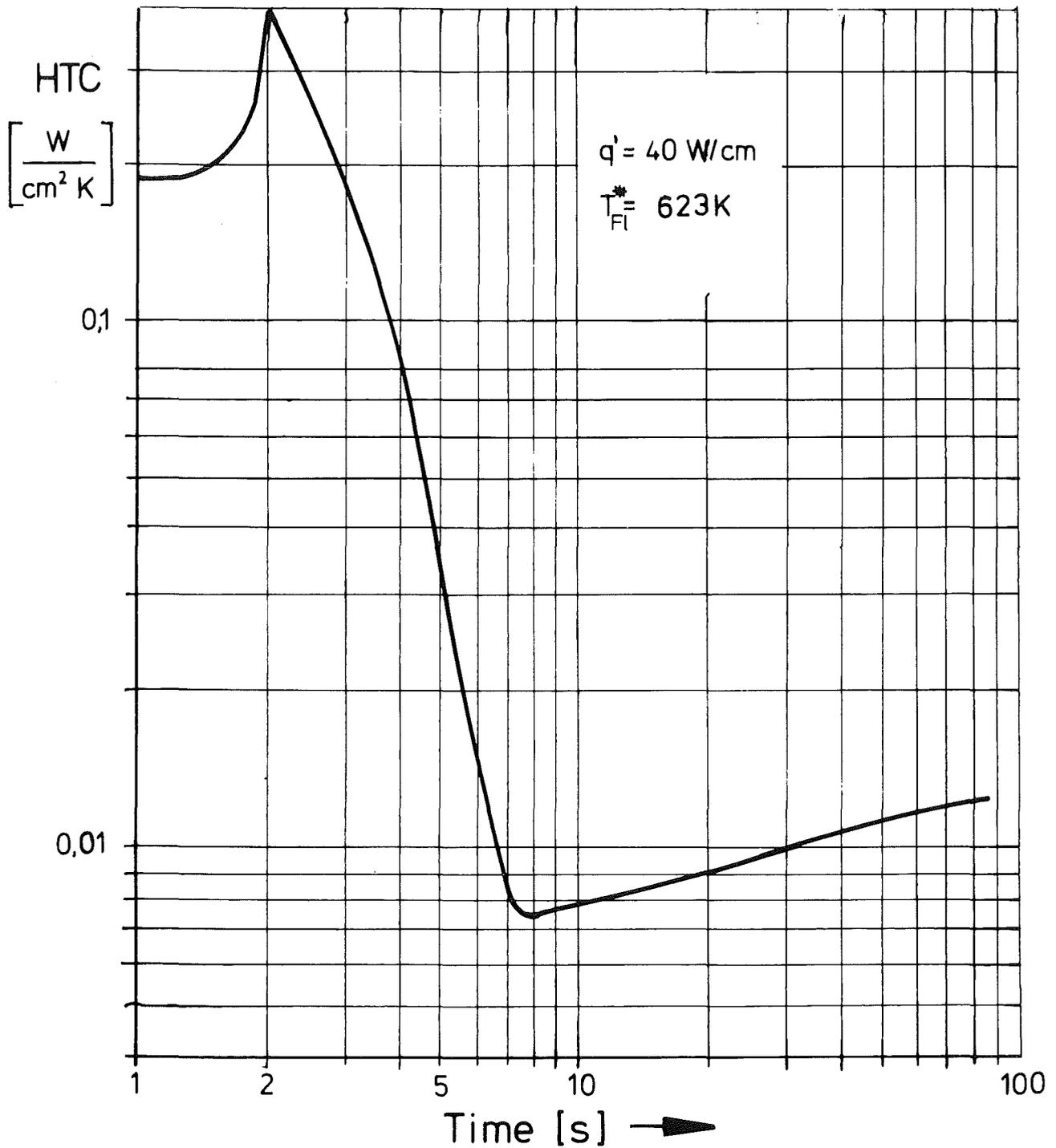


DISTRIBUTION OF ROD POWER



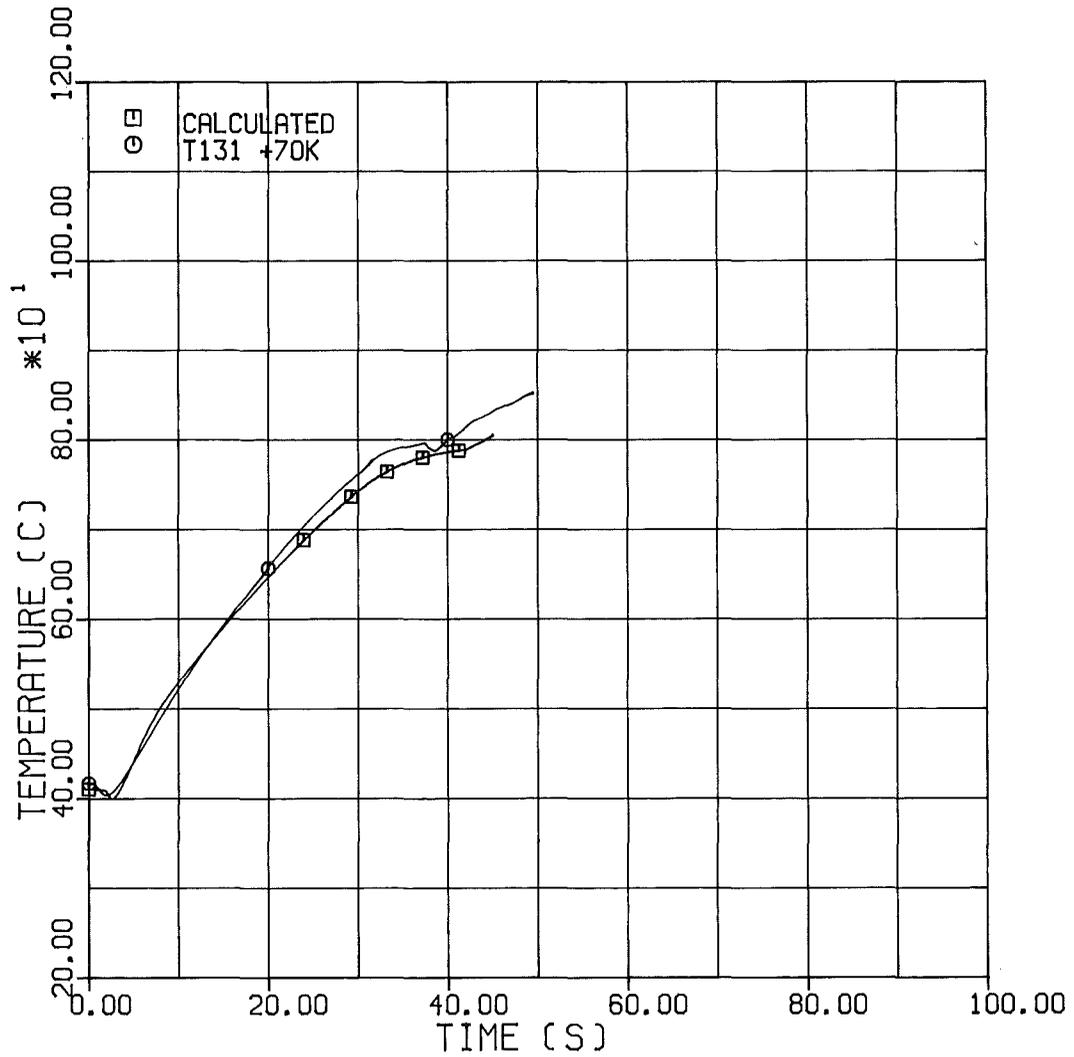
Versuch F 4

Vorgabe der Wärmeproduktion



FR2 IN-PILE-TESTS: VERSUCH F4

QUASI WÄRMEÜBERGANGSZAHL ZUR NACHRECHNUNG DES VERSUCHES  
F4 MIT SSYST-2.

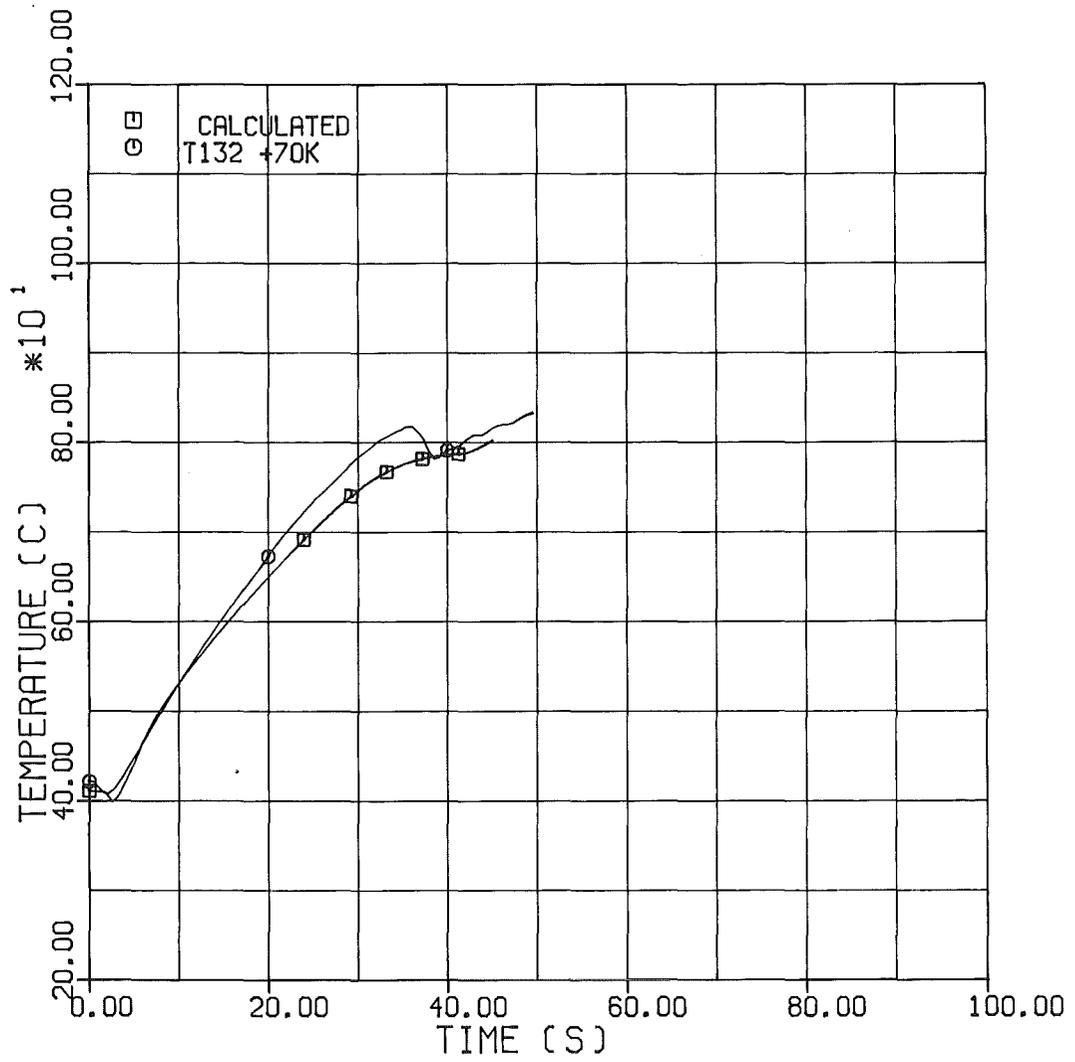


TEST:F4 CLADDING TEMPERATURE NODE 9



Versuch F 4

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T 131

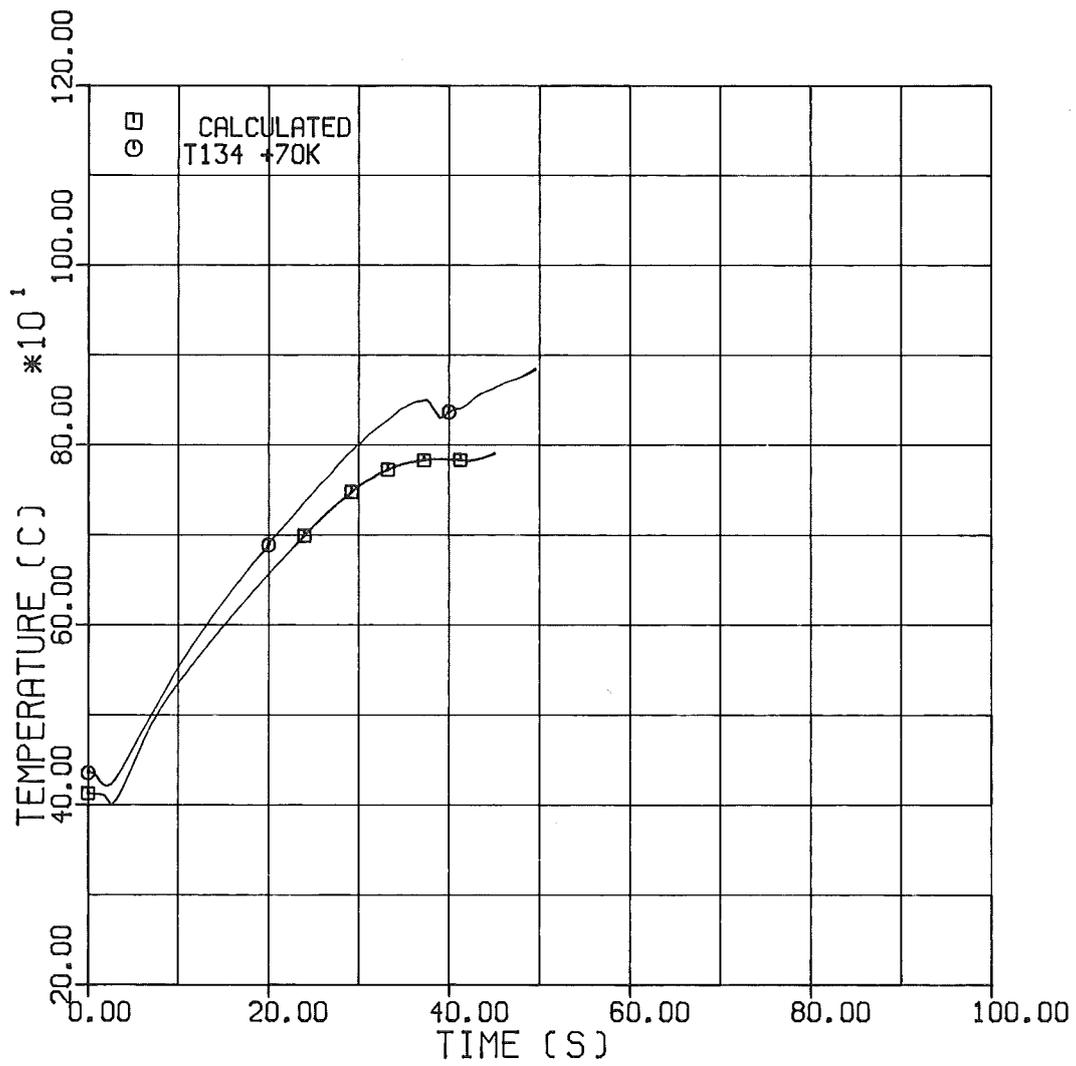


TEST:F4 CLADDING TEMPERATURE NODE 11



Versuch F 4

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T 132

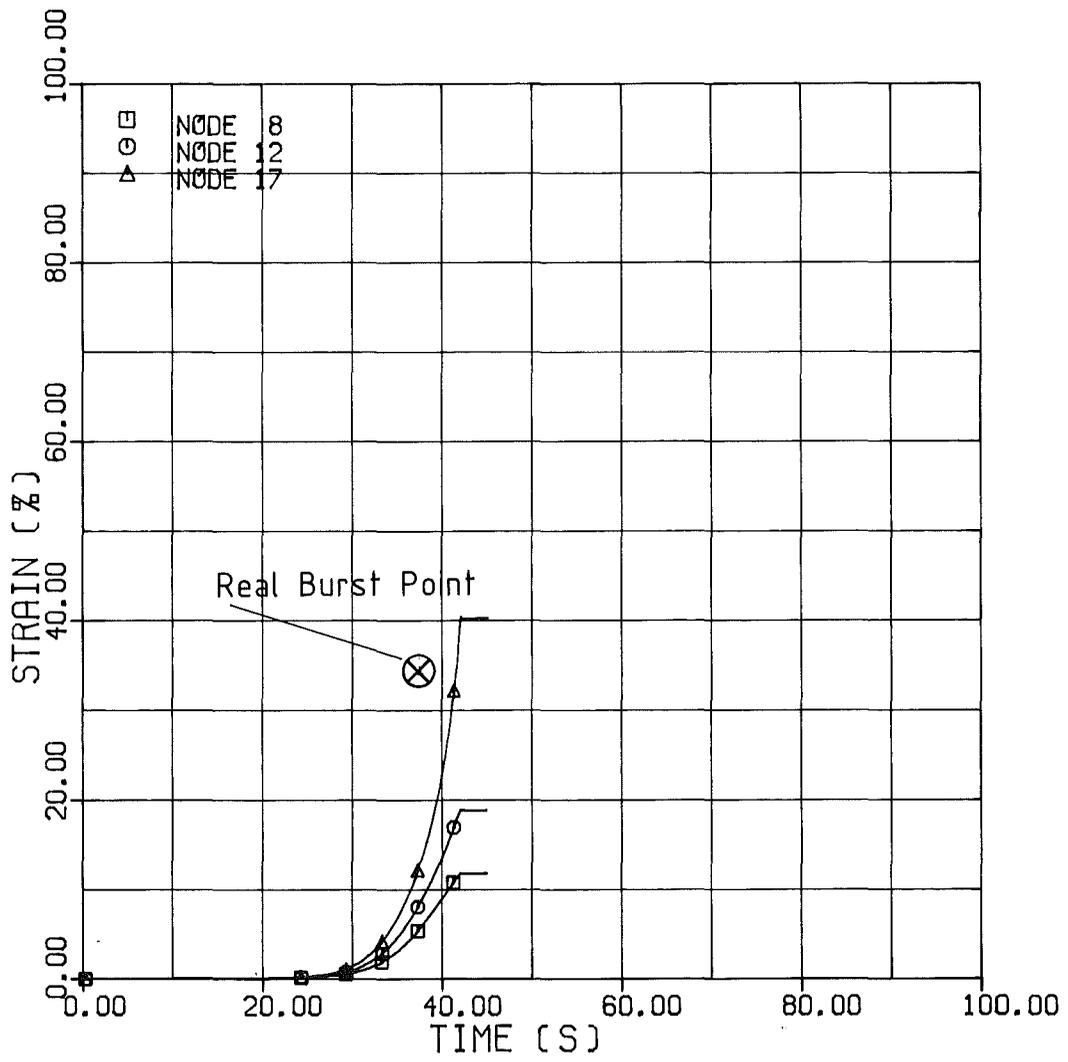


TEST:F4 CLADDING TEMPERATURE NODE 14



Versuch F 4

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T 134

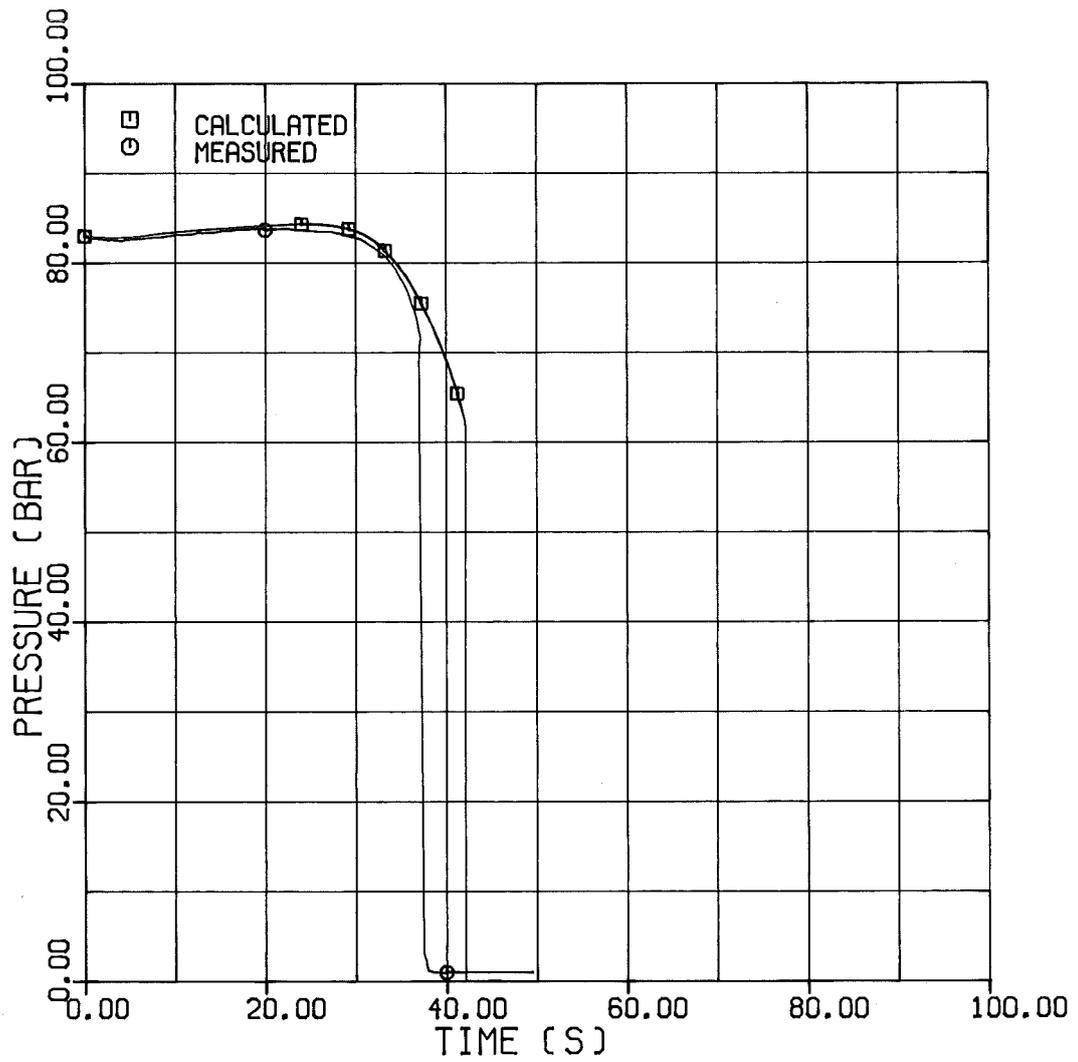


STRAIN NODE 8, 12 UND 17



Versuch F 4

Berechneter zeitlicher Dehnverlauf nach SSYST-2 (maximal gedehnte Zone = Node 17) und Vergleich mit dem tatsächlichen Berstzeitpunkt

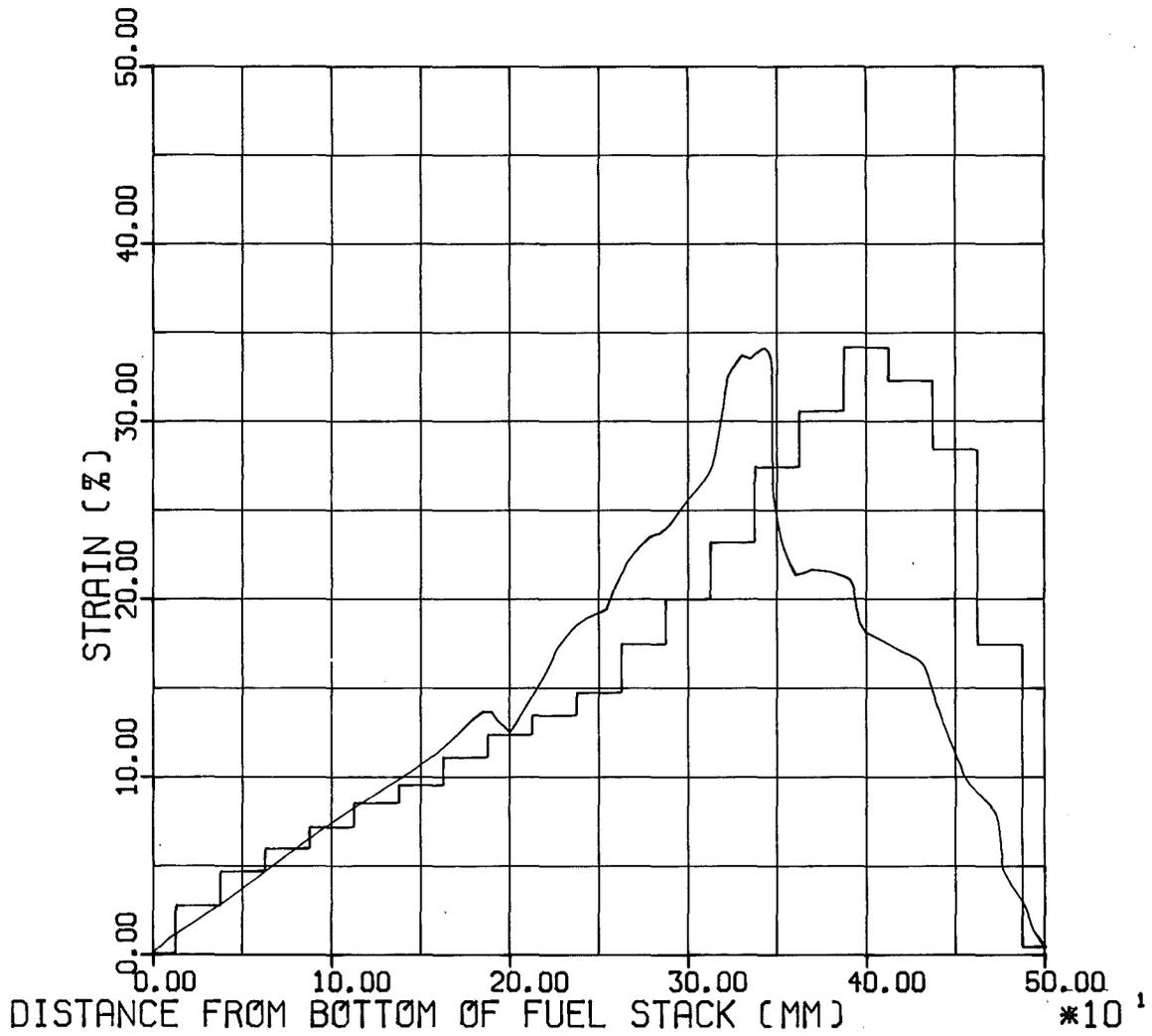


INTERNAL ROD PRESSURE



Versuch F 4

Vergleich des gemessenen mit dem von SSYST-2 berechneten Innendruckverlauf

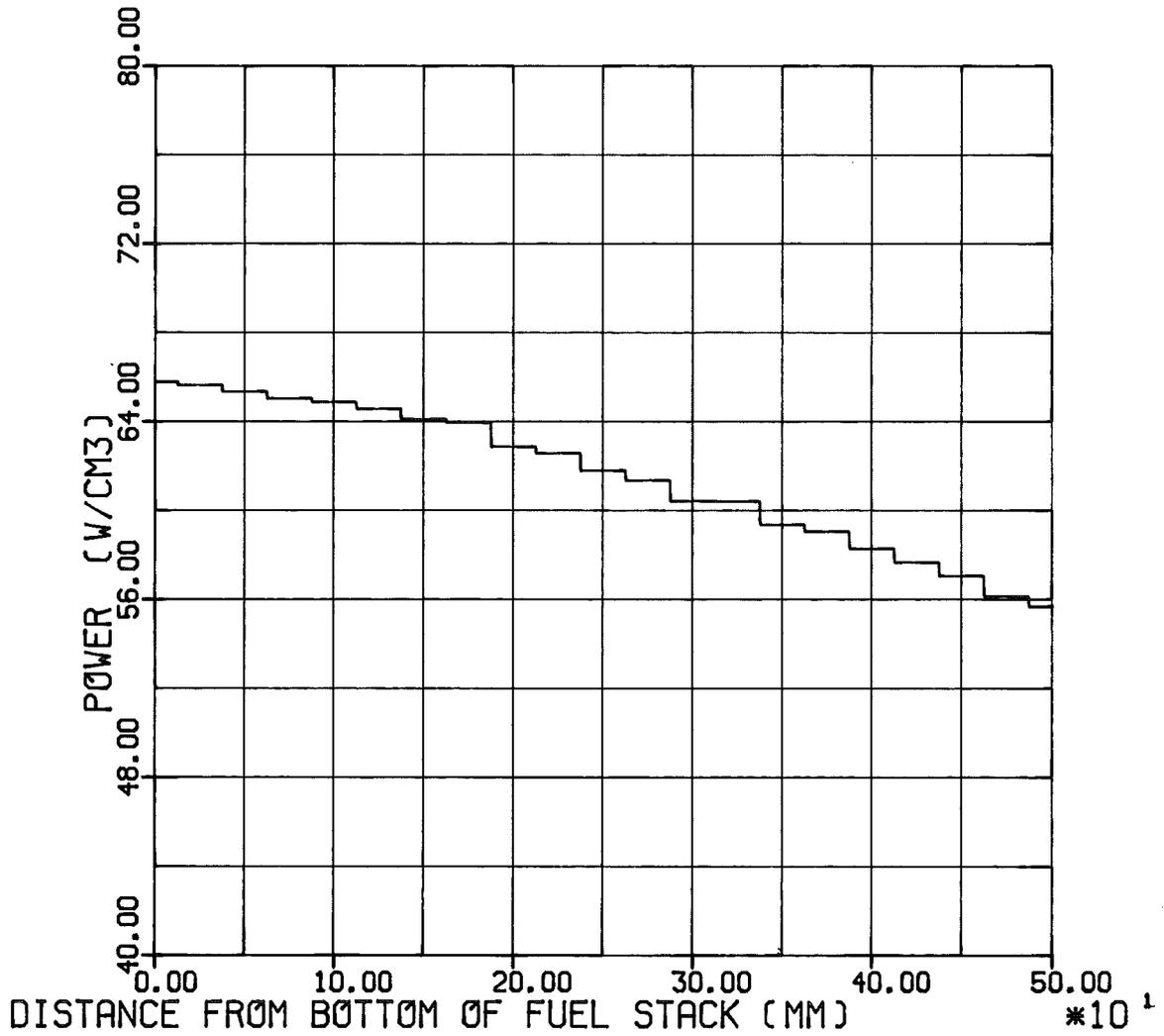


STRAIN VS. DISTANCE FROM BOTTOM OF STACK



Versuch F 4

Gemessenes und mit SSYST-2 berechnetes axiales Dehnprofil

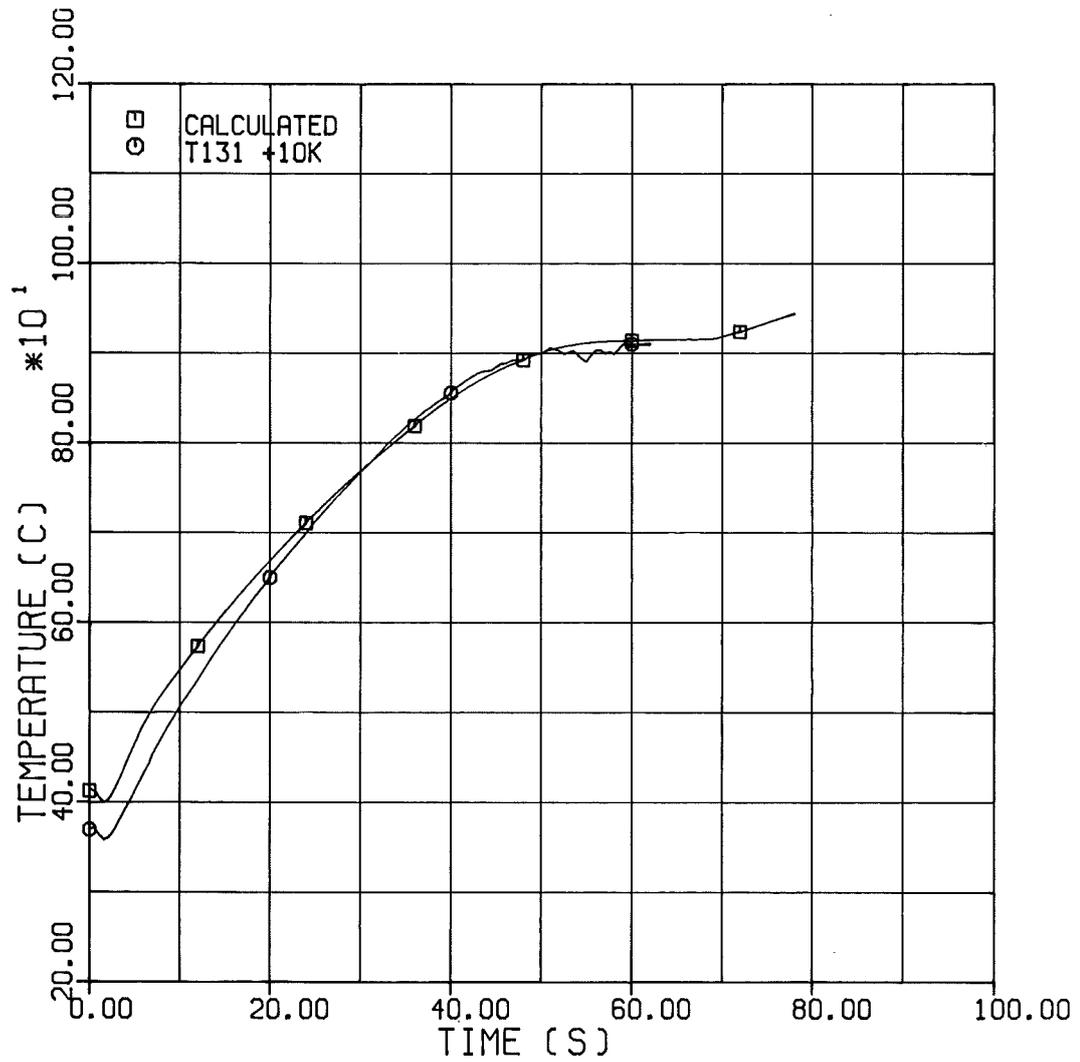


DISTRIBUTION OF ROD POWER



Versuch E 1

Vorgabe der Wärmeproduktion

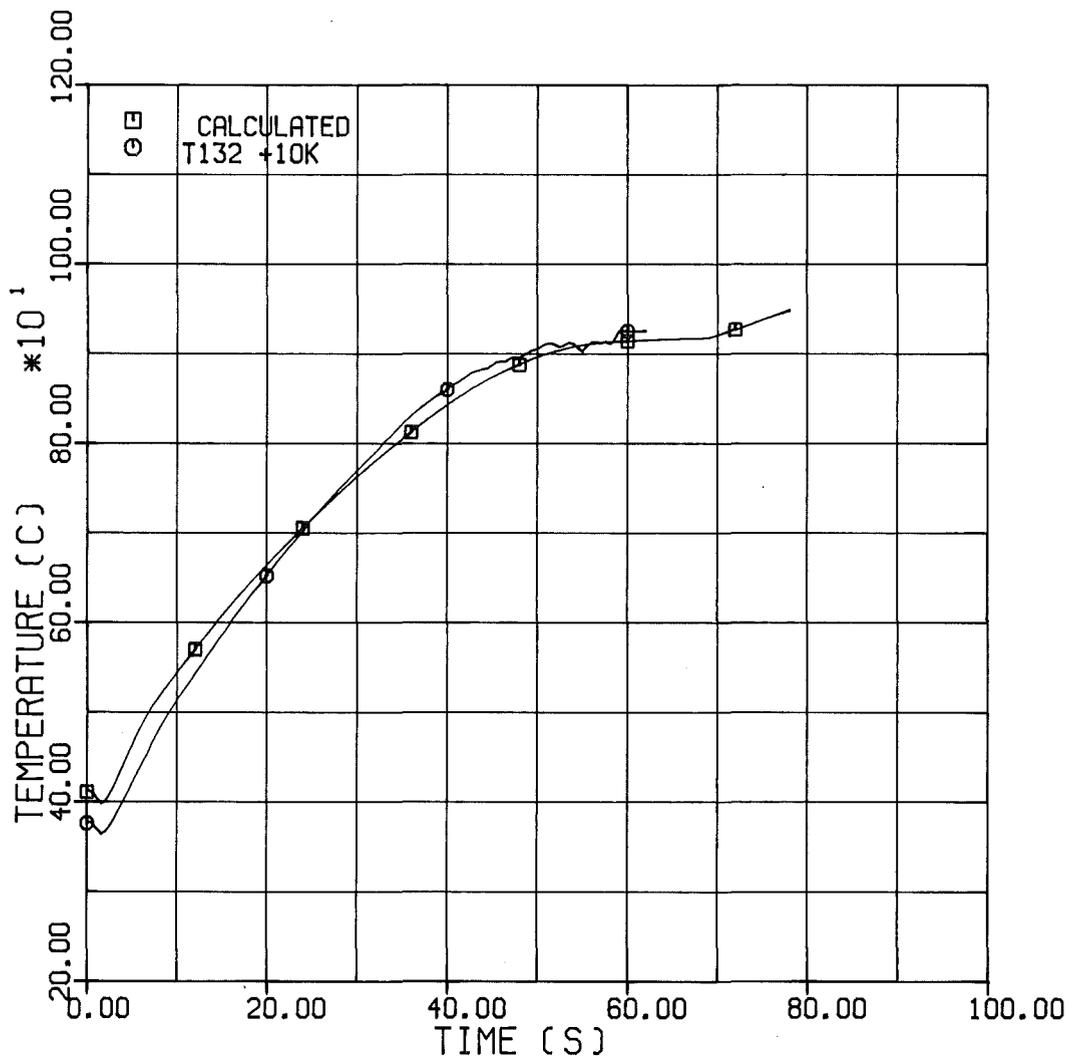


TEST: E1 CLADDING TEMPERATURE NODE 9



Versuch E 1

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T131

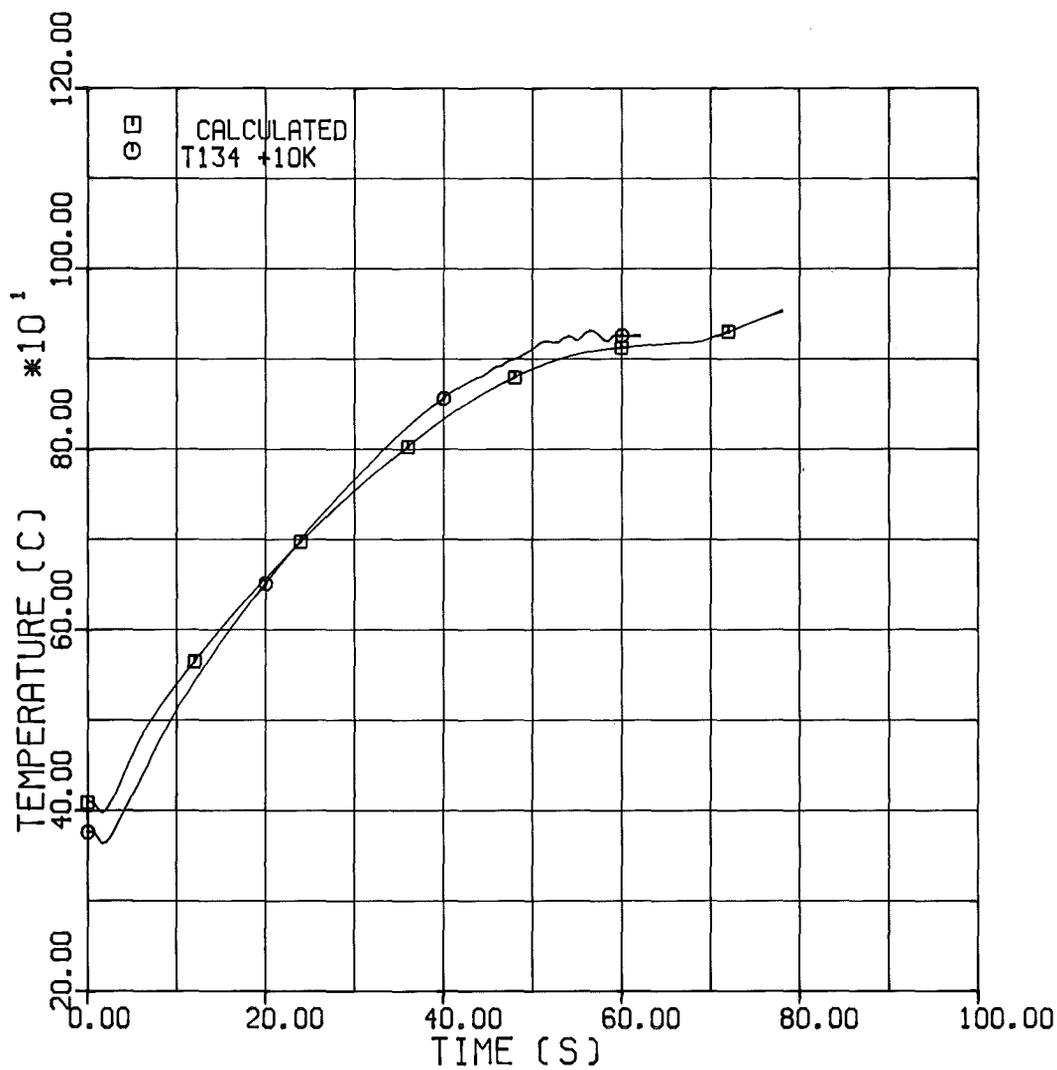


TEST:E1 CLADDING TEMPERATURE NODE 11



Versuch E 1

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T132

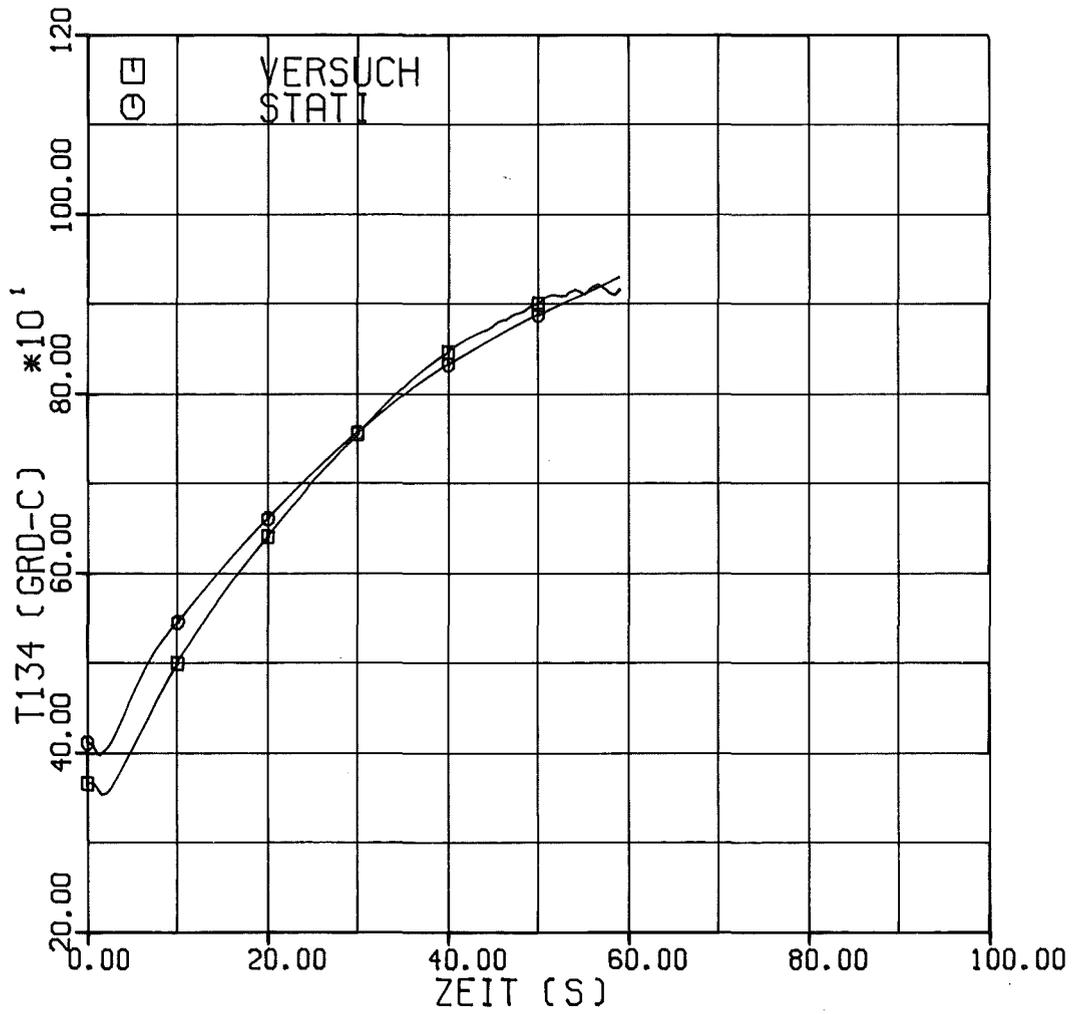


TEST:E1 CLADDING TEMPERATURE NODE 14



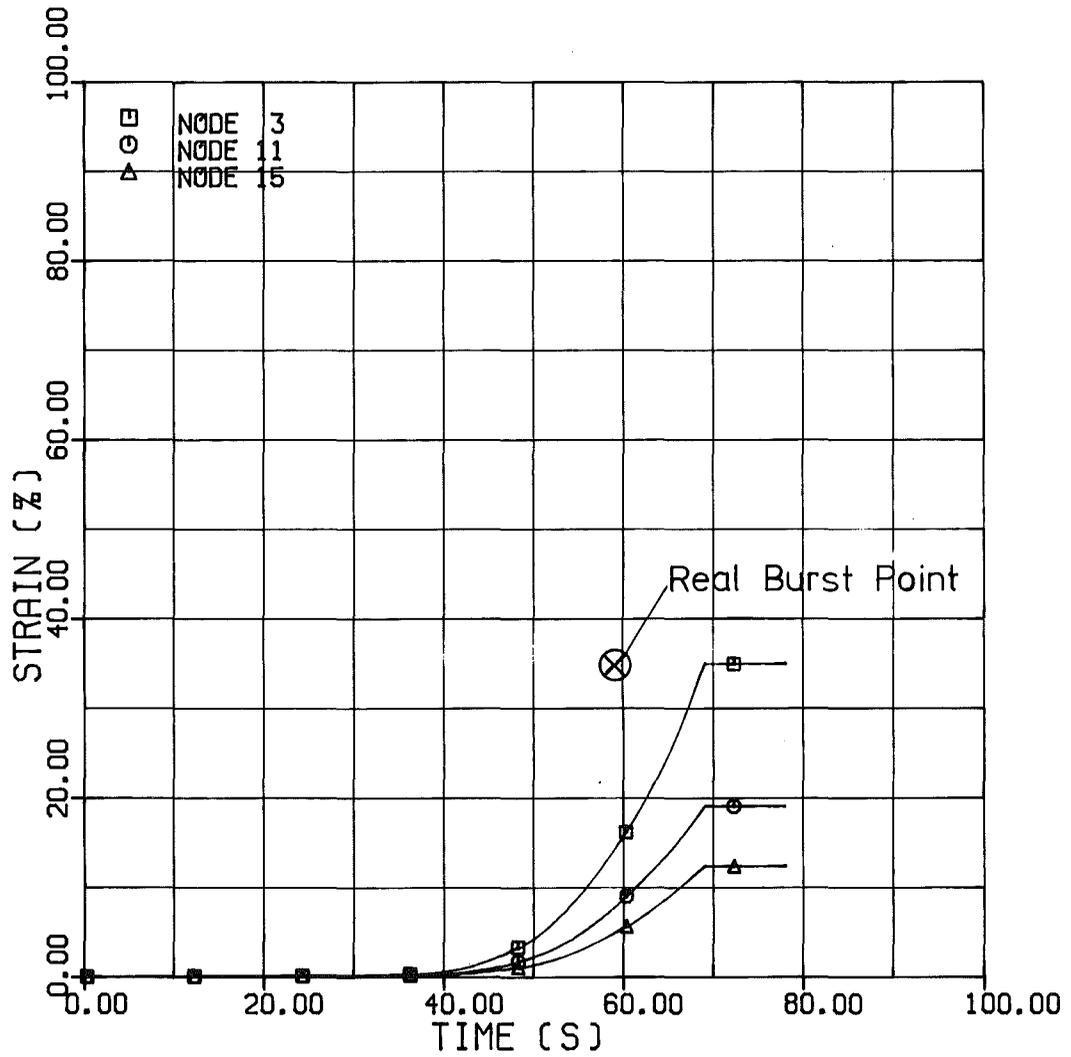
Versuch E 1

Vergleich der gemessenen und der mit SSYST-2 berechneten Temperatur T134



Versuch E 1

Vergleich der gemessenen und der mit STATI 4 berechneten Temperatur T134

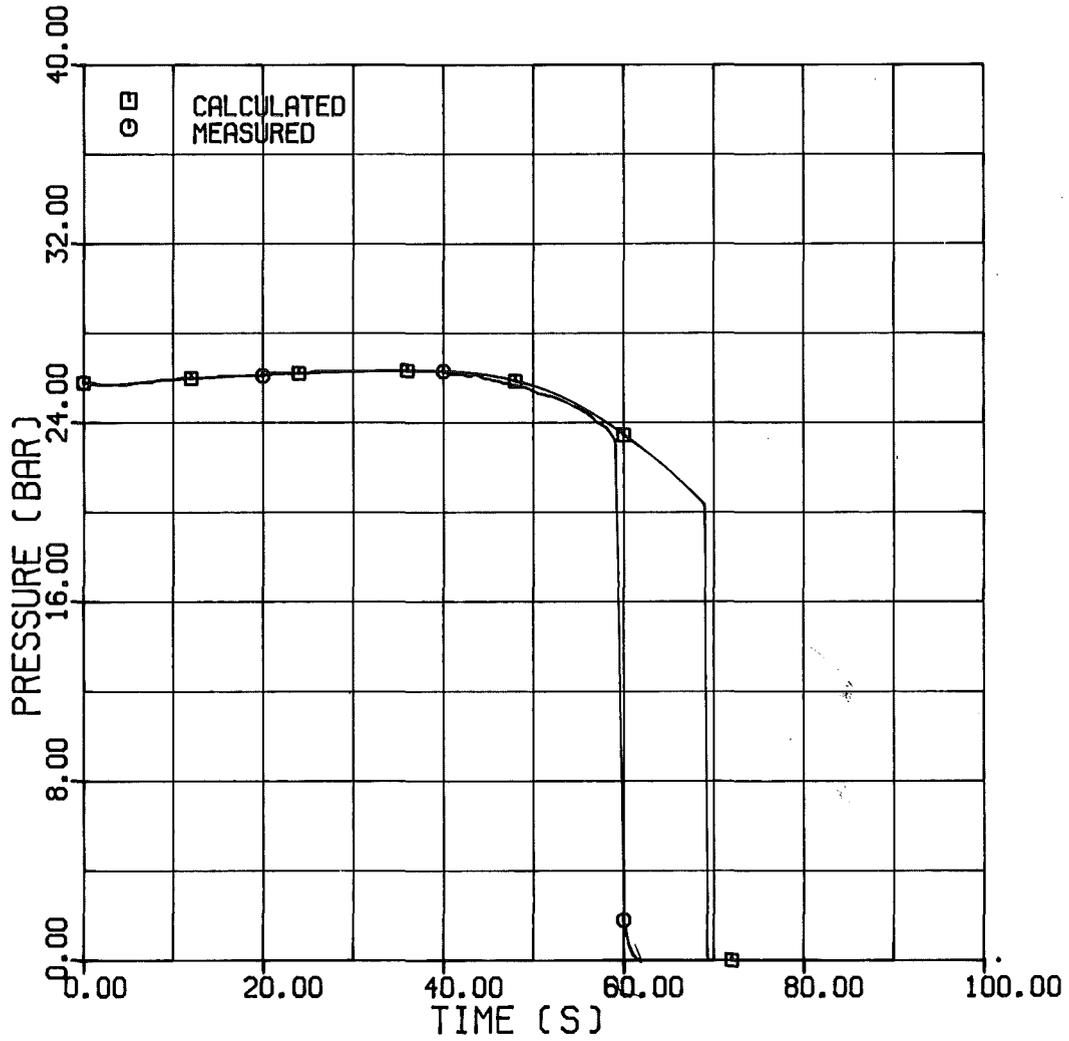


STRAIN NODE 3,11,AND 15



Versuch E 1

Berechnete Umfangsdehnung nach SSYST-2 (maximal gedehnte Zone = NODE 3) und Vergleich mit dem tatsächlichen Berstzeitpunkt

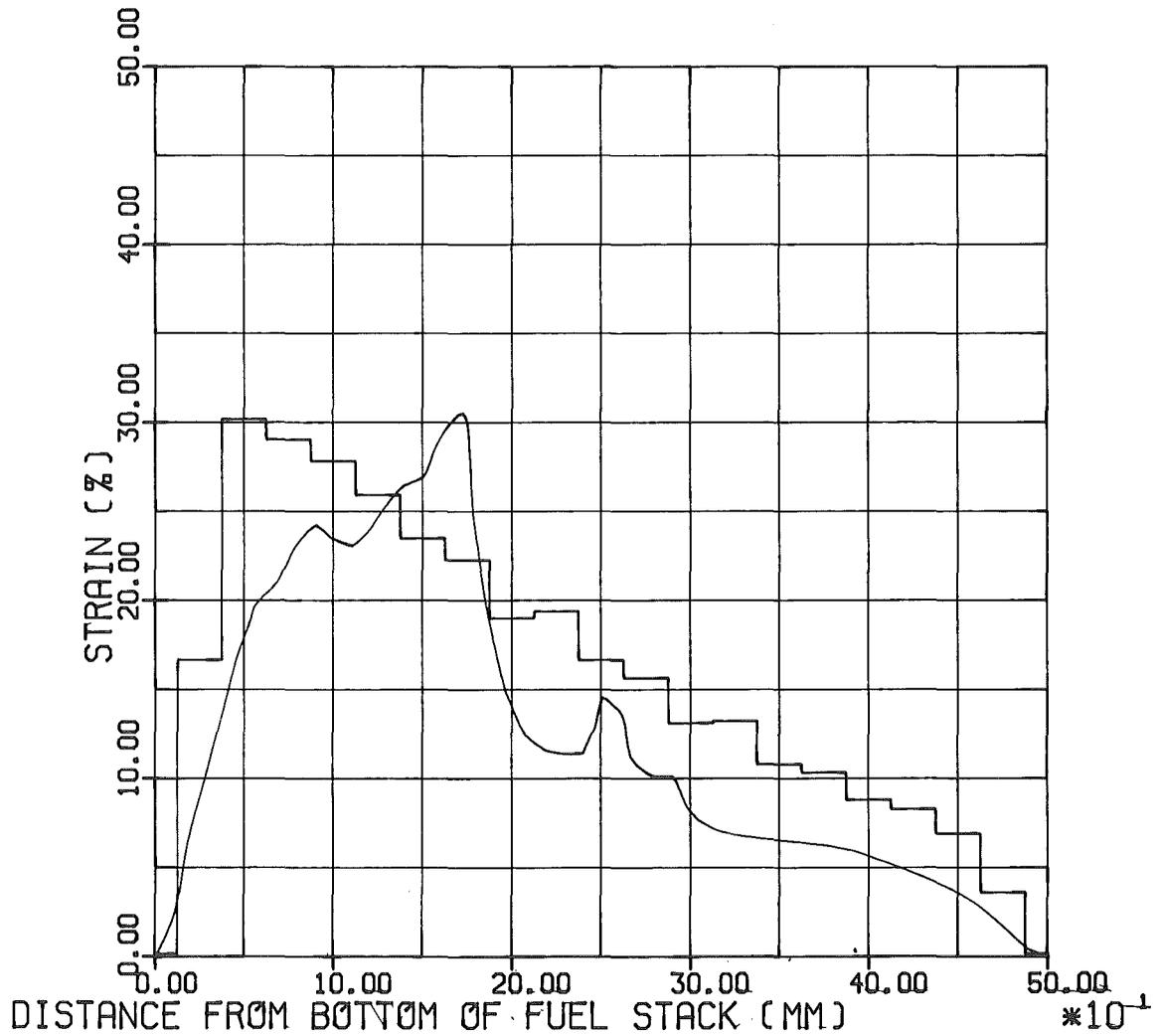


INTERNAL ROD PRESSURE



Versuch E 1

Vergleich des gemessenen mit dem von SSYST-2 berechneten Innendruckverlauf



STRAIN VS. DISTANCE FROM BOTTOM OF STACK



Versuch E 1

Gemessenes und mit SSYST-2 errechnetes axiales Dehnprofil

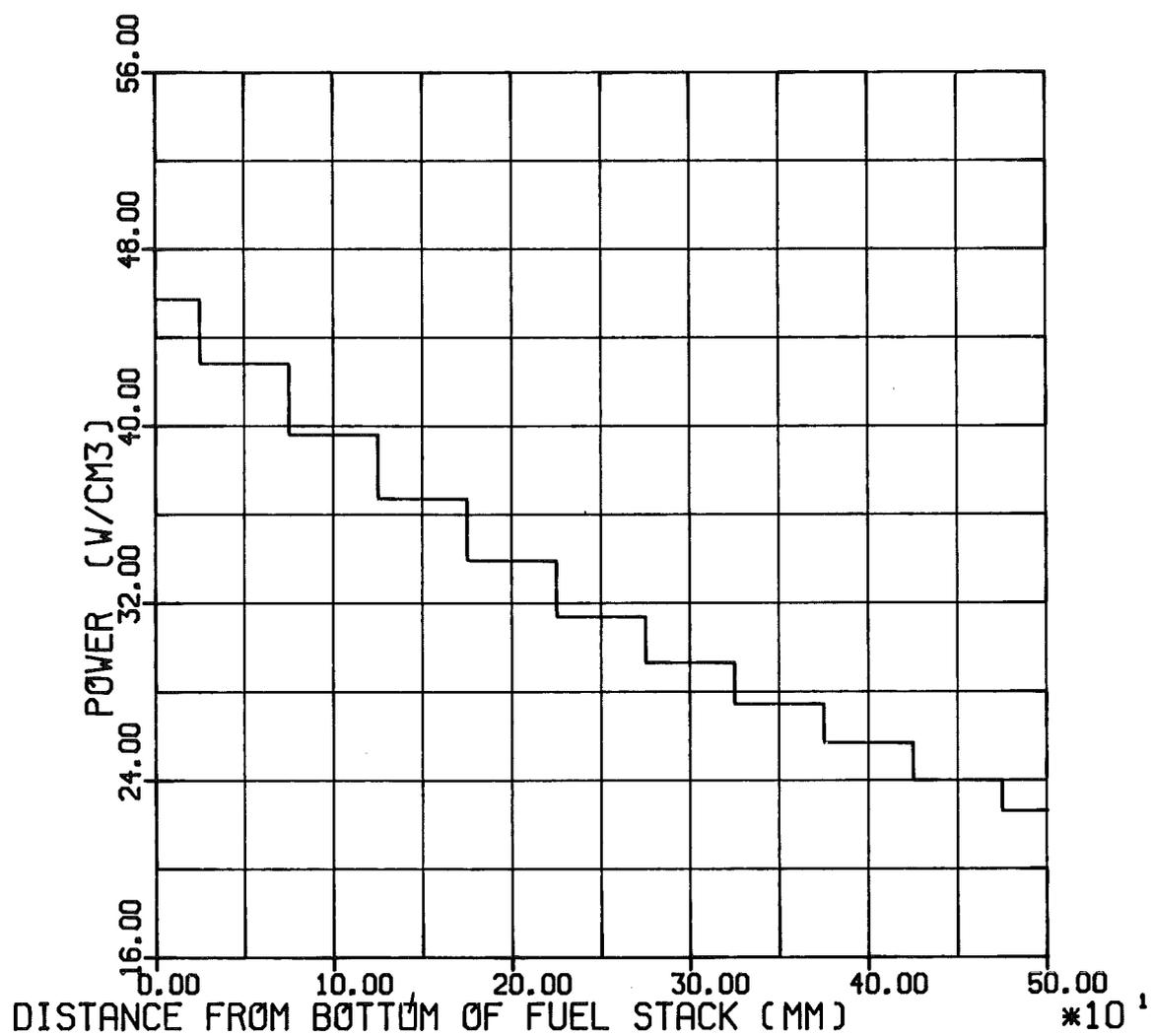
Radial No. ↓																
1	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
2	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
3	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
4	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
5	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
6	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
7	3	4	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	5	3
8	3	4	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-2	5	3
9	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
↑ Axial Node	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	

In the meshes the following materials are used

- 1: UO<sub>2</sub> Fuel
- 2: Gap
- 3: Zry-4 Cladding
- 4: Lower Rod Plenum
- 5: Upper Rod Plenum

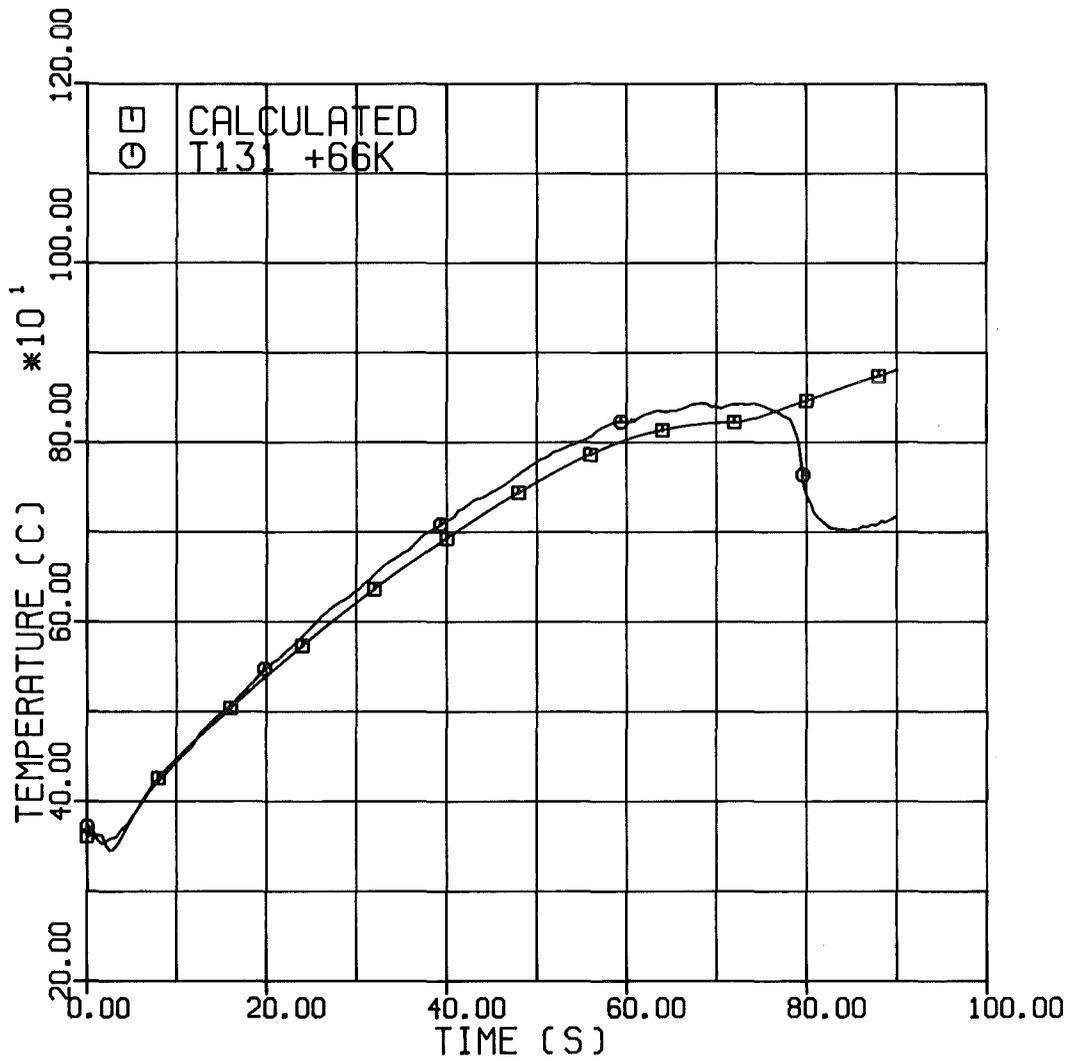


IT 1980  
PNS 4237-412



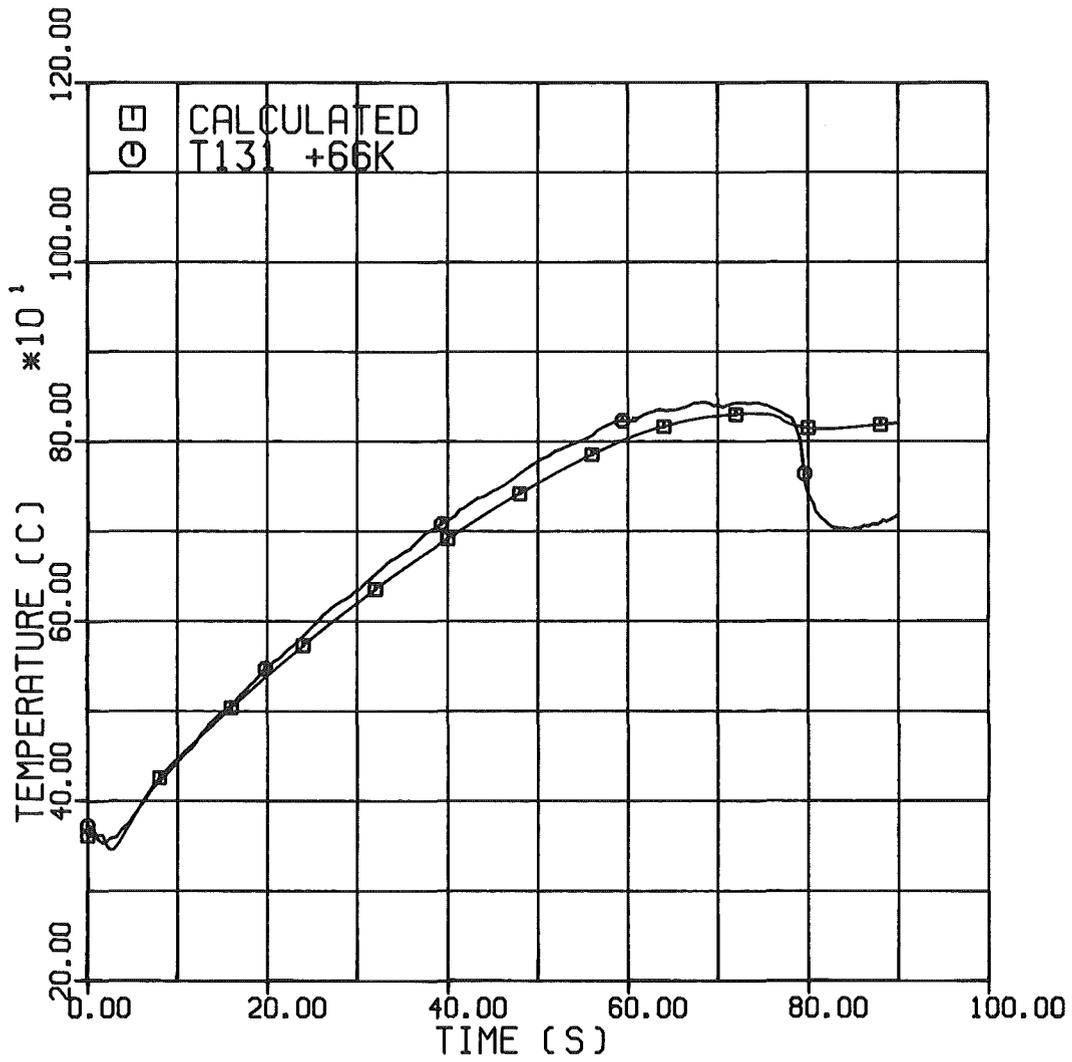
IT 1980  
PNS 4237-413

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1  
ROD POWER DISTRIBUTION USED FOR MODEL 2



IT 1980  
PNS 4237-418

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1  
COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED CLADDING  
TEMPERATURE VS. TIME (NODE 4) FOR MODEL 2.1



IT 1980  
PNS 4237-428

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED CLADDING  
TEMPERATURE VS. TIME (NODE 4) FOR MODEL 2.3

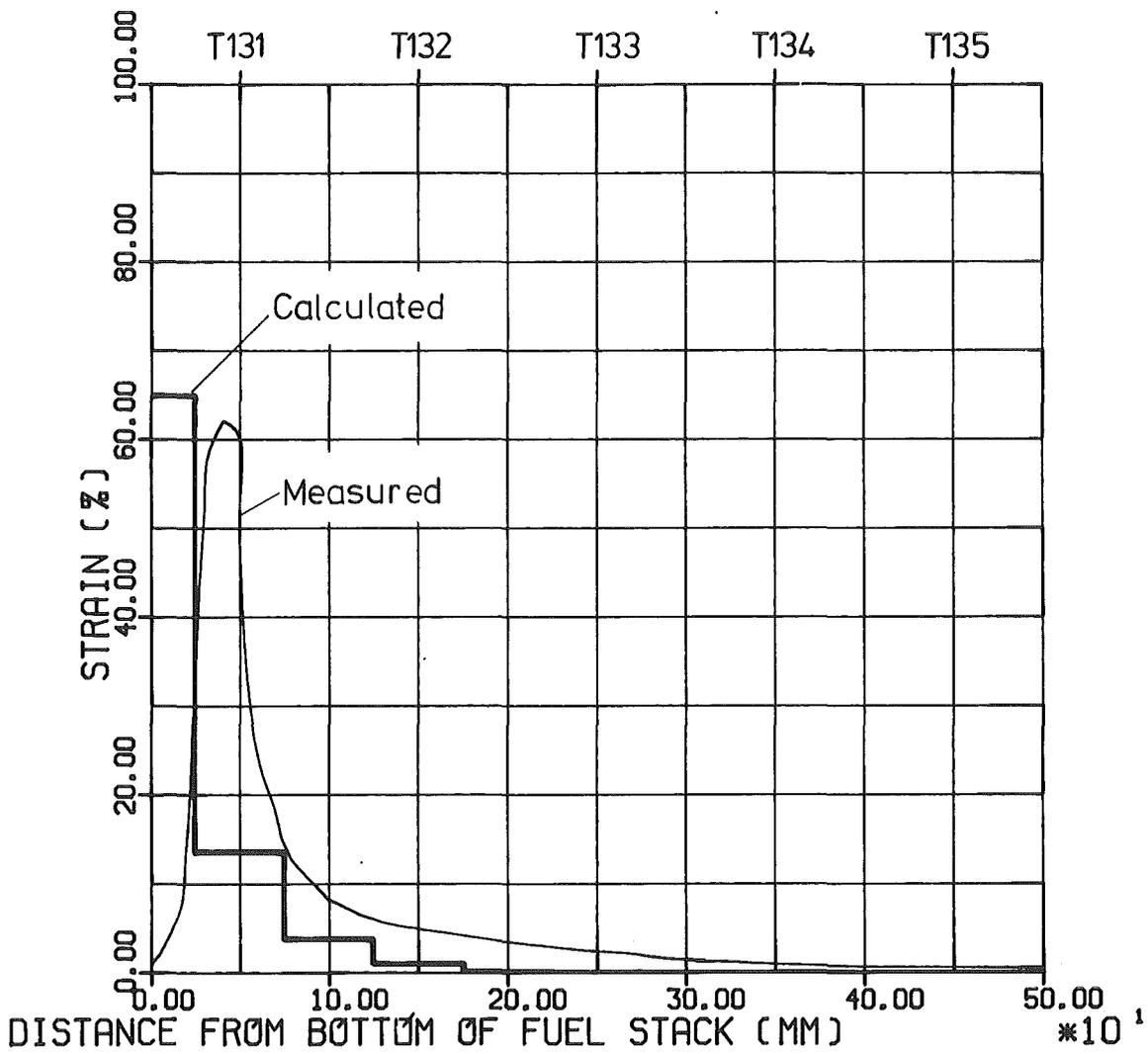


Bild 49

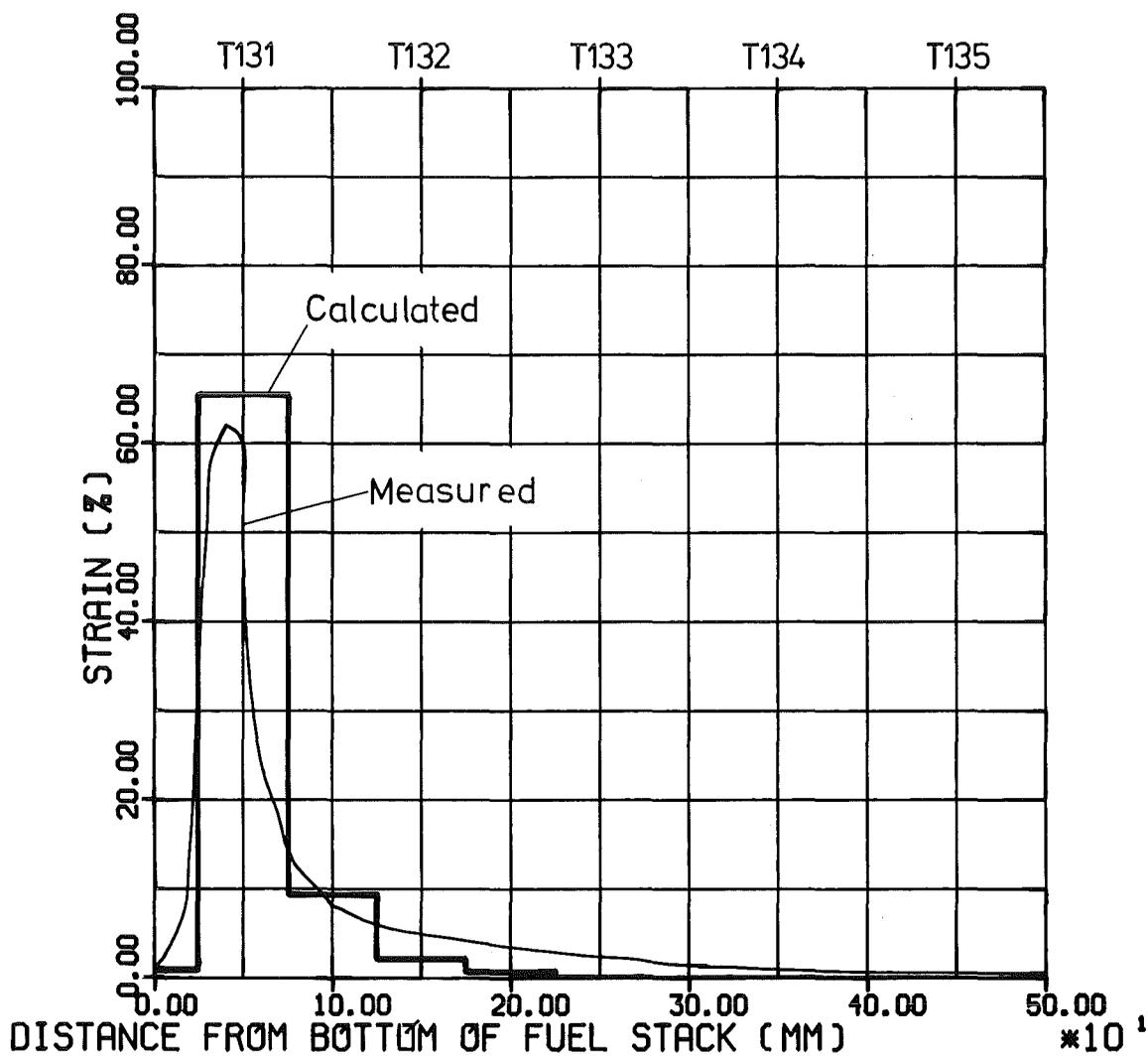


IT 1980  
PNS 4237-414

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

CALCULATED AXIAL STRAIN PROFILE USING MODEL 2.1

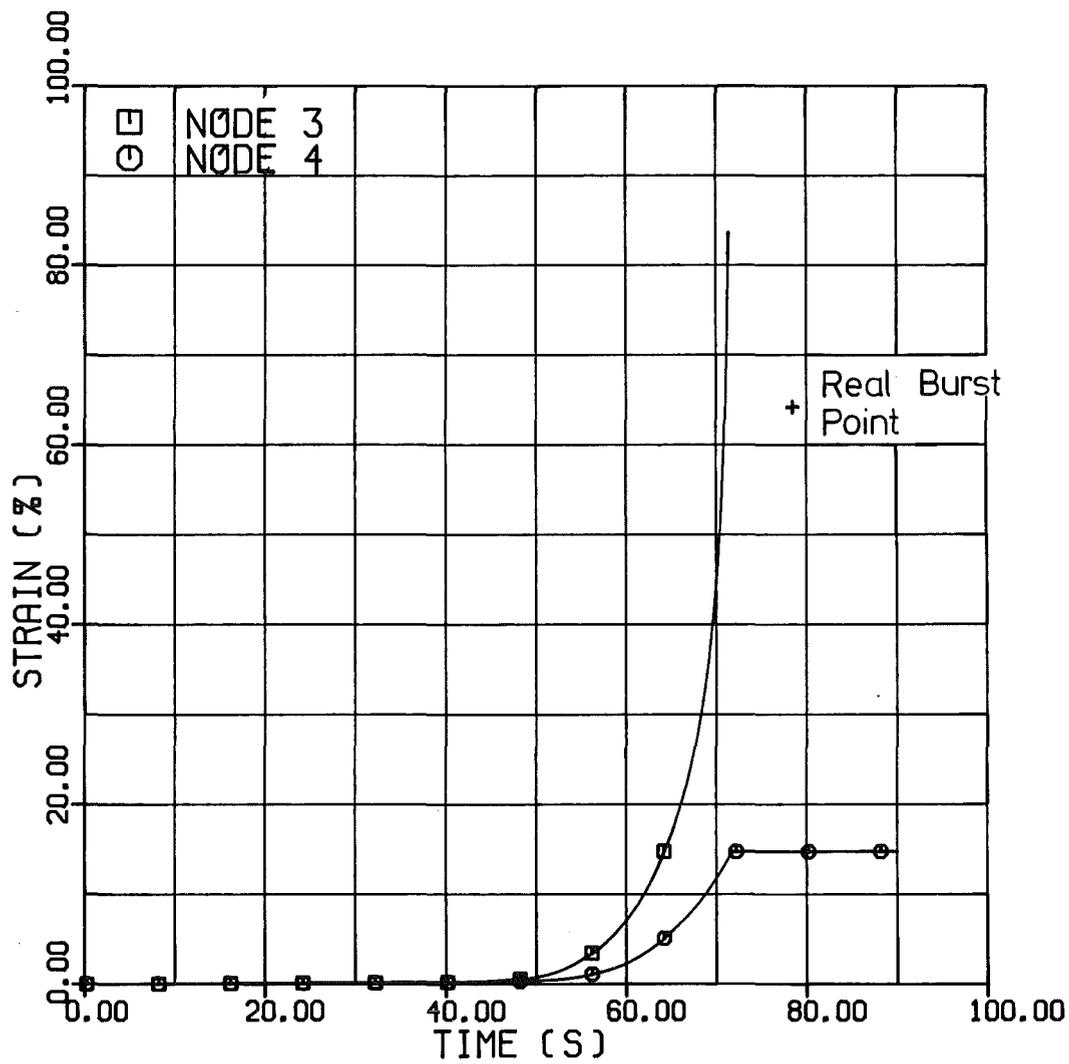
Eindimensionale Wärmeleitrechnung, keine axiale Kopplung



IT 1980  
PNS 4237-424

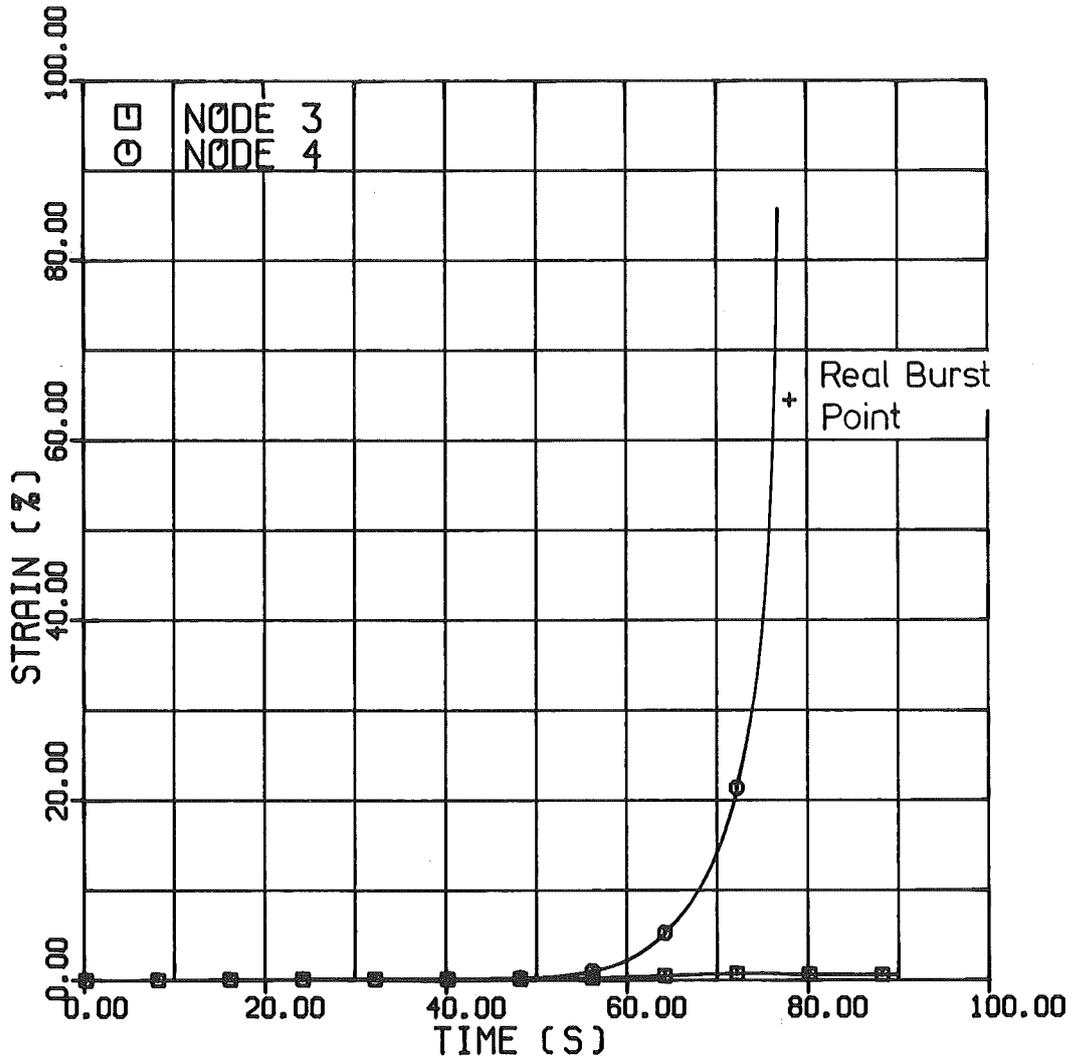
FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

CALCULATED AXIAL STRAIN PROFILE USING MODEL 2.3



FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

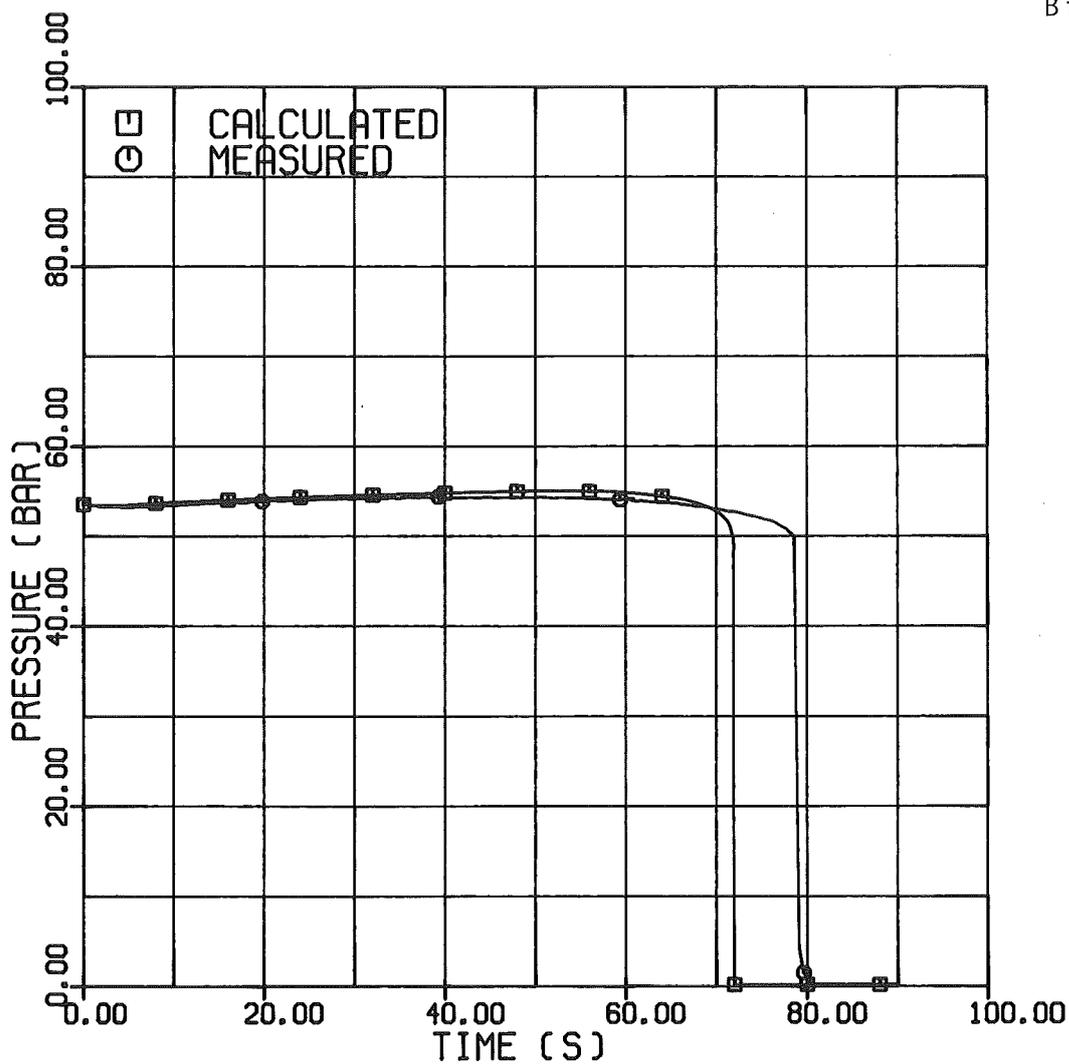
CALCULATED CIRCUMFERENTIAL STRAIN VS. TIME USING MODEL 2.1



IT 1980  
PNS 4237-425

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

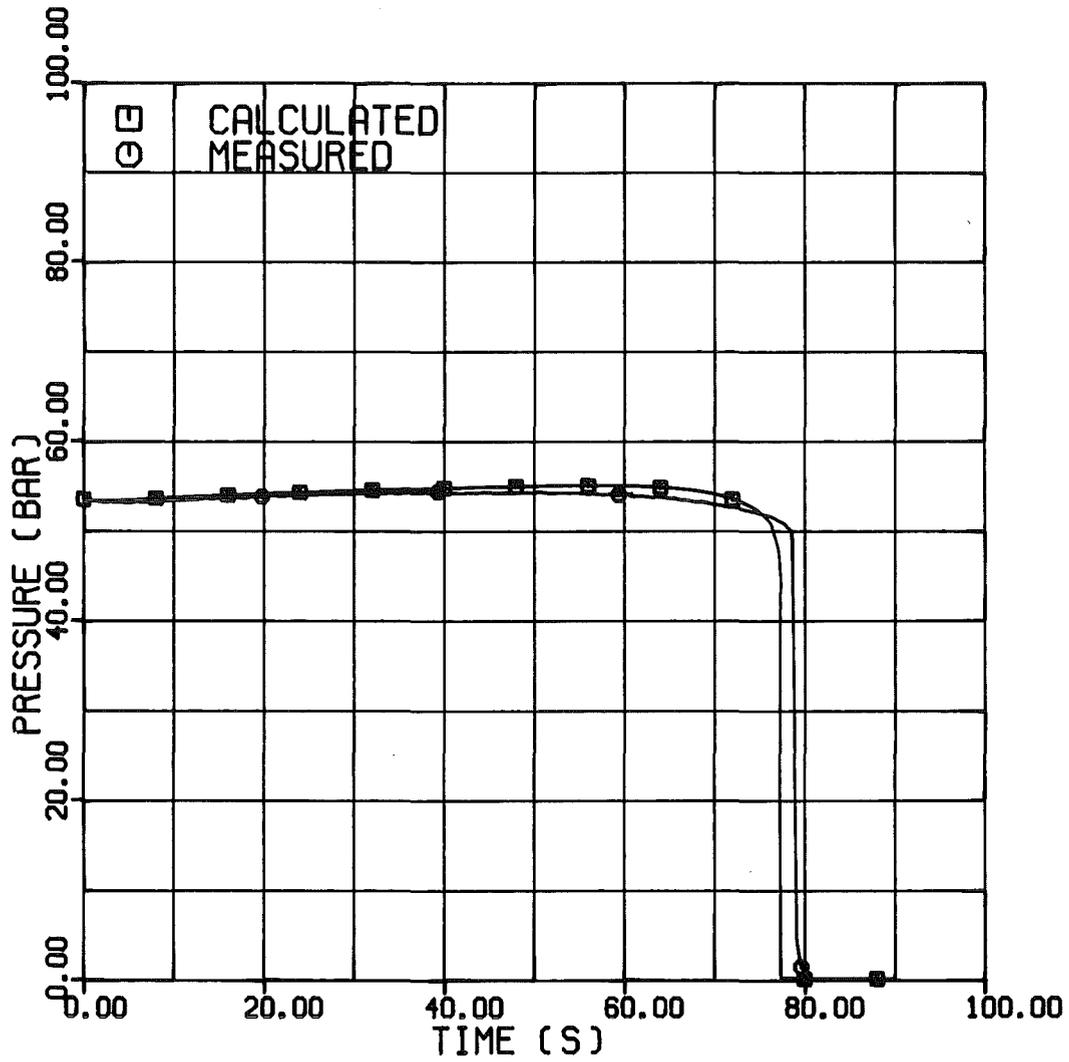
CALCULATED CIRCUMFERENTIAL STRAIN VS. TIME USING MODEL 2.3



IT 1980  
PNS 4237-416

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

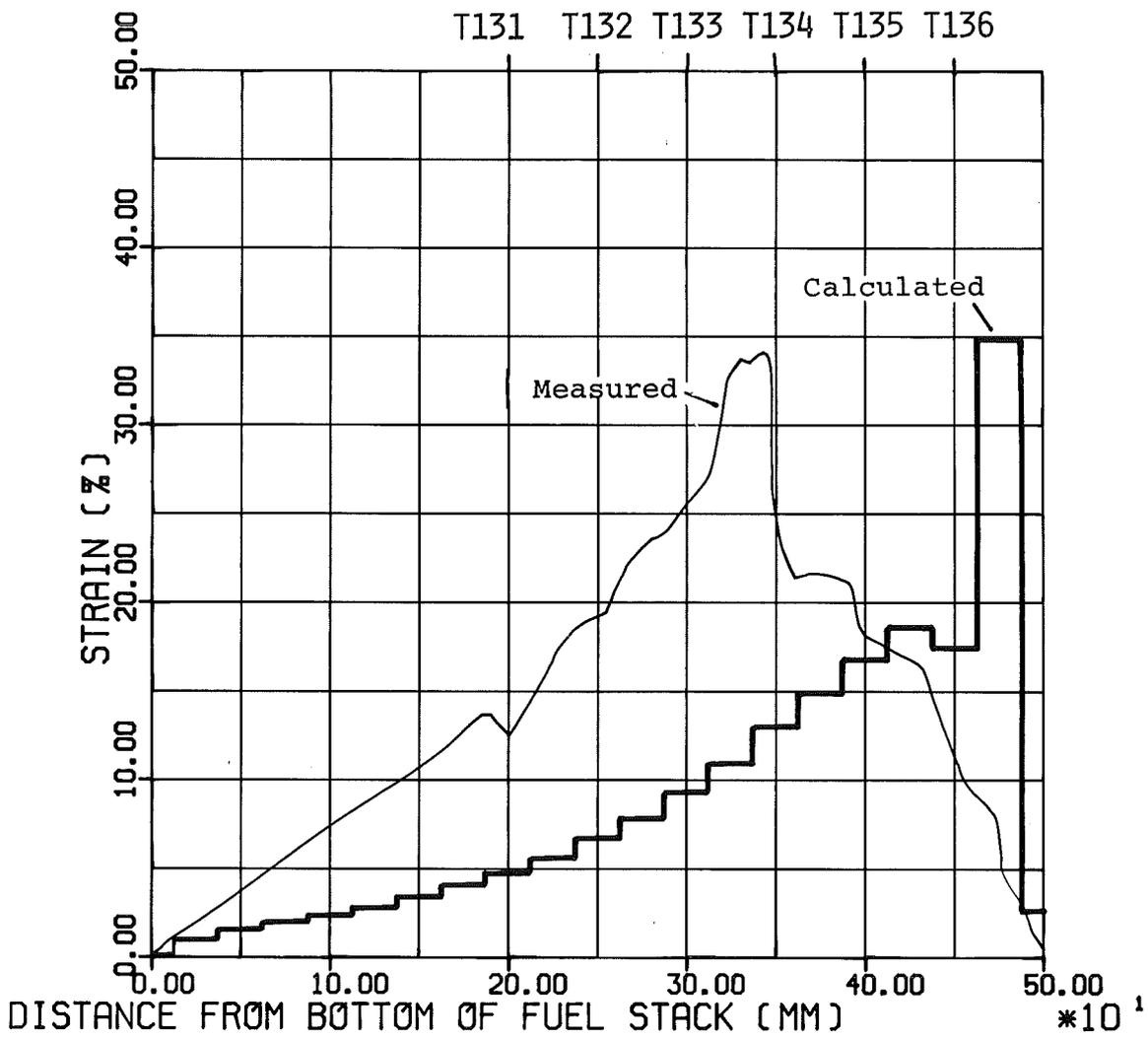
COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED INTERNAL ROD PRESSURE  
USING MODEL 2.1



IT 1980  
PNS 4237-426

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

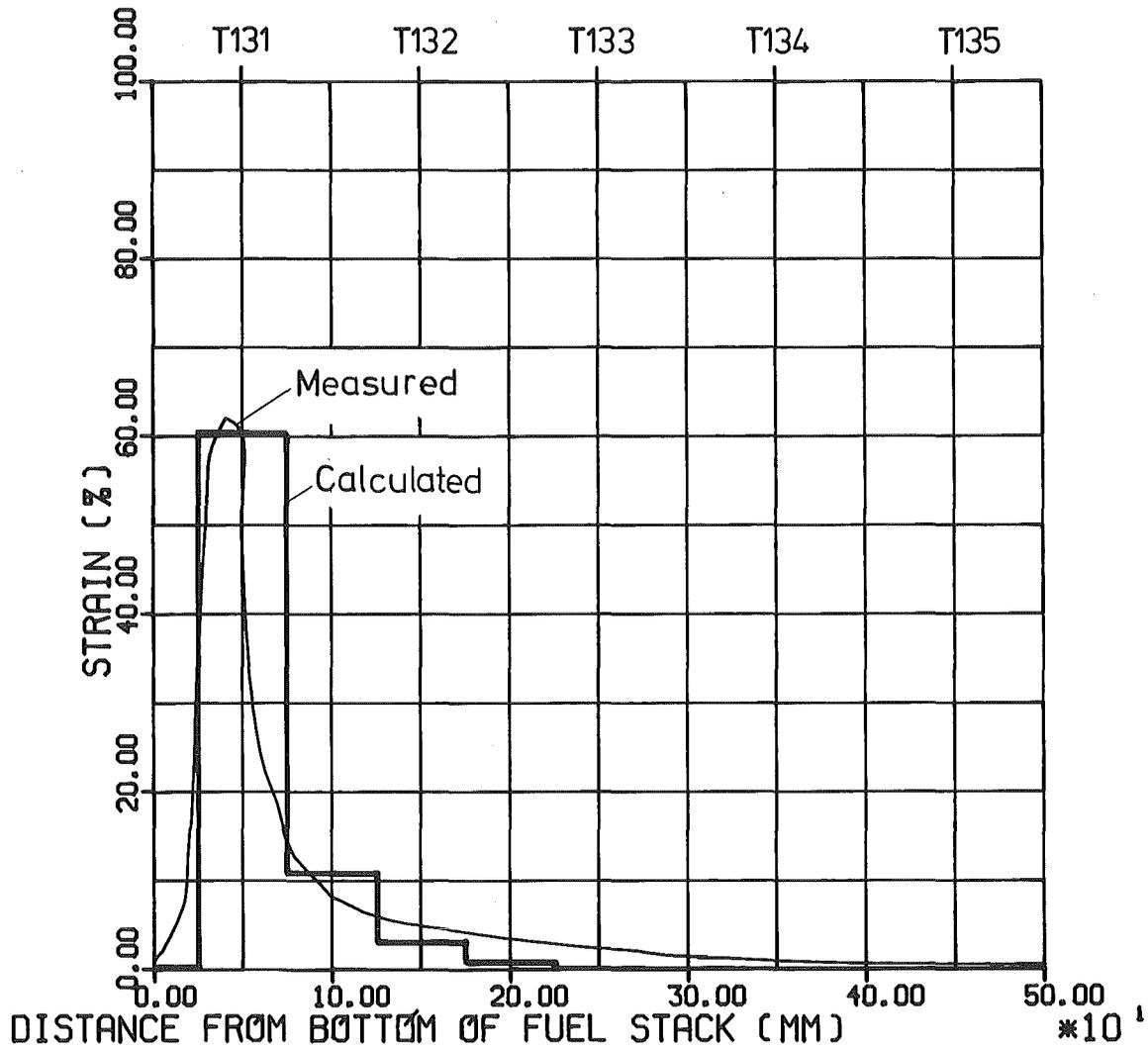
COMPARISON OF MEASURED AND CALCULATED INTERNAL  
ROD PRESSURE USING MODEL 2.3



IT - 1981  
PNS 4237-583

FR2 IN-PILE TESTS: VERSUCH F4

GEMESSENES UND FÜR DIE RECHNUNG 2 ERMITTELTES AXIALES DEHNPROFIL



IT 1980  
PNS 4237-419

FR2 IN-PILE TESTS: TEST A 1.1

CALCULATED AXIAL STRAIN PROFILE USING MODEL 2.2

Rechnung mit axialer Kopplung, eindimensionale Wärmeleitung