IKE Institut für Kernenergetik
und Energiesysteme

Ergebnisse und Analysen zum Internationalen Standardproblem Nr.31:CORA - 13 Experiment

Klaus Müller
Martin Bruder
Juris Kronenberg
Alfred Schatz

August 1993 IKE 2 -105

Universität Stuttgart

IKE Institut für Kernenergetik
und Energiesysteme

Ergebnisse und Analysen zum Internationalen Standardproblem Nr.31:CORA -13 Experiment

Klaus Müller
Martin Bruder
Juris Kronenberg
Alfred Schatz

BMFT - Vorhaben 1500 750 / A
ISSN 0173 - 6892

August 1993 IKE 2 -105

Universität Stuttgart

Das Diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mittel des Bundesministeriums für Forschung und Technologie (Förderzeichen 1500 750 A) gefördet. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Kurzfassung

Im Rahmen des BMFT-Programms "Verifikation und Vervollständigung des Programms KESS-III zur Analyse schwerer Störfälle in Leichtwasserreaktoren" nahm das IKE am Internationalen Standardproblem Nr. 31 (CORA-13: Experiment on Severe Fuel Damage) teil. In dem vorliegenden Bericht werden die KESS-Ergebnisse im Vergleich mit den experimentellen Daten umfassend dargestellt und interpretiert. Die Ergebnisse der verschiedenen Coderechnungen werden exemplarisch dargestellt. Anhand von Nachrechnungen wird der Fortschritt in der KESS-Codeentwicklung aufgezeigt. Die KESS-Vorausrechnung zu CORA-13 (ISP-31) ergab, daß sowohl die aufgrund des Oxidationsvorgangs insgesamt produzierte Wasserstoffmasse als auch die Temperaturentwicklung im Bündel relativ gut wiedergegeben wurde, d.h., daß die Vorgänge, die das thermische Gesamtverhalten bestimmen, im Code nährungsweise erfaßt sind. Neben der Gas/Dampfkühlung ist vor allem die Oxidation von Zirkaloy und die Schmelzeverlagerung sowie die Wechselwirkungen zwischen diesen Prozessen entscheidend. Größere quantitative Abweichungen zwischen den KESS-Ergebnissen und den experimentellen Daten ergaben sich jedoch bezüglich der Massenverteilung des Bündelendzustandes, d.h., die Prozesse während der Bündelzerstörung und damit aber auch bei der Kernzerstörung im Reaktor sind noch nicht vollständig bzw. mit nicht genügender Genauigkeit erfaßt.

Abstract

Within the framework of the BMFT-project "Verification and Completion of the KESS-III Code for LWR Severe Accident Analysis" the IKE participated in the International Standard Problem No. 31 (CORA-13: Experiment on Severe Fuel Damage). In this report the KESS-III results in comparison with the experimental data are comprehensive presented and discussed. The results of different Code calculations are exemplary presented. The progress in the KESS-Code development is demonstrated by post-test calculations. The KESS calculation of the CORA-13 experiment (ISP-31) shows a relatively good agreement with the experimental results concerning the mass of hydrogen generation due to the oxidation and the temperatures in the bundle. This implies, that the dominant processes determining the global bundle behaviour, are approximately modeled. Besides the gas/vapor cooling mainly the oxidation of Zircaloy and the melt relocation as well as the interactions between these processes are dominant. Quantitatively, larger discrepancies between the results of the KESS-code system and the experimental data are obtained with respect to the final mass distribution. This indicates, that the modelling of the core damage processes is not complete, respectively detailed enough.

Inhalt

		Seite
1	Einleitung	1
2	Beschreibung des Codesystems KESS-III	3
	2.1 Thermohydraulikmodell	3
	2.2 Thermisches Verhalten des Bündels und der Bündelumfassung	4
	2.2.1 Bündel	4
	2.2.2 Bündelumfassung	5
	2.3 Mechanisches Brennstabverhalten	5
	2.4 Chemische Reaktionen	6
	2.5 Schmelzeverlagerungsprozesse	6
3	Versuchsanlage und Versuchsdurchführung	9
	3.1 Beschreibung der Versuchsanlage	9
	3.2 Versuchsdurchführung und Datenerfassung	11
	3.3 Analyse des Bündelendzustandes	13
4	KESS-Eingabe für Test CORA-13	14
	4.1 Nodalisierung	14
	4.2 Modellannahmen und Parameter	14
5	Diskussion der Ergebnisse des internationalen Standardproblems Nr. 31	16
	5.1 Anfangs- und Randbedingungen	16
	5.2 Temperaturverläufe	17
	5.3 Oxidationsverhalten	22
	5.4 Aufschmelzvorgang und Schmelzeverlagerung	23
	5.5 Quenchvorgang	26
	5.6 Vergleich spezifischer Ergebnisse der verwendeten Codes	27
6	Nachanlaysen des internationalen Standardproblems Nr.31 mit der aktuellen Version KESS-III/M0D1.2	29
7	Zusammenfassung	31
8	Literaturverzeichnis	33
Tabellen		36
Abbildungen		38

Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

Ag	Silber
AIC	Silber-Indium-Cadmium-Legierung
Al_2O_3	Aluminiumoxid
Cd	Cadmium
DWR	Druckwasserreaktor
H	Wasserstoff
HTS	Hochtemperaturschirm
In	Indium
LWR	Leichtwasserreaktor
T	Thermoelement
UO_2	Urandioxid
Zr	Zirkon
ZrO_2	Zirkondioxid

p	N/m^2	Druck
T	K	Temperatur
t	s	Zeit
z	m	Bündelhöhe
φ		Winkel

H	Hüllrohr
liq	Liquidus-
S	Schmelz-
sol	Solidus-
V	Versagen

Tabellen

Tab. 1: Code-Anwender, Organisationen, verwendete Rechen-Codes

Abbildungen

Abb. 1: CORA-Versuchsanlage mit Dampferzeugersystem (links), Teststrecke (Mitte) und Abgassystem (rechts) /3/

Abb. 2: Aufbau der CORA-Teststrecke /1/

Abb. 3: Aufbau des CORA-13 Bündels

Abb. 4: Exemplarischer Versuchsablauf:
Darstellung der Heizleistung der Fluidzusammensetzung am unteren Bündelende (oben) sowie Temperaturentwicklung im Bündel (punktierter Bereich unten) mit Wasserstoffanteil (schraffierter Bereich unten) /13/

Abb. 5: Gemessener Dampfmassenstrom oberhalb des Quenchzylinders (Quenchvorgang nicht berücksichtigt) /1/

Abb. 6: Bündelleistung und Position der Oberkante des Quenchzylinders während der Flutphase

Abb. 7: Nodalisierung des CORA-Bündels, des Shrouds und des Hochtemperaturschirms (HTS)

Abb. 8: Elektrische Leistung als Funktion der Zeit

Abb. 9: Dampfmassenstrom am Bündeleintritt als Funktion der Zeit

Abb. 10: Temperatur des einströmenden Argon-Dampfgemisches als Funktion der Zeit

Abb. 11: Positionen der Thermoelemente an und in den unbeheizten Stäben

Abb. 12: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.25 m (unbeheizter Stab)

Abb. 13: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.15 m (unbeheizter Stab)

Abb. 14: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.05 m (unbeheizter Stab)

Abb. 15: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.95 m (unbeheizter Stab)

Abb. 16: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.85 m (unbeheizter Stab)

Abb. 17: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.75 m (unbeheizter Stab)

Abb. 18: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.55 m (unbeheizte Stäbe)

Abb. 19: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.35 m (unbeheizter Stab)

Abb. 20: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.25 m (unbeheizter Stab)

Abb. 21: Temperaturverteilung im Bündel nach Einschalten der elektrischen Leistung (t=3000 s), vor Beginn der Temperatureskalation (t = 4045 s) und zum Zeitpunkt erster Schmelzebildung (t= 4250 s)

Abb. 22: Positionen der Thermoelemente an den beheizten Stäben

Abb. 23: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (beheizte Stäbe)

Abb. 24: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (beheizte Stäbe)

Abb. 25: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (beheizte Stäbe)

Abb. 26: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (beheizte Stäbe)

Abb. 27: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (beheizte Stäbe)

Abb. 28: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (beheizte Stäbe)

Abb. 29: Positionen der Thermoelemente an den Steuerstabstabführungsrohren und in den Steuerstäben

Abb. 30: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 31: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 32: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 33: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 34: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 35: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (Steuerstabführungsrohr)

Abb. 36: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Steuerstab)

Abb. 37: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Steuerstab)

Abb. 38: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Steuerstab)

Abb. 39: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Steuerstab)

Abb. 40: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Shroud)

Abb. 41: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Shroud)

Abb. 42: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Shroud)

Abb. 43: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Shroud)

Abb. 44: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Shroud)

Abb. 45: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (Shroud)

Abb. 46: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Shroudisolation)

Abb. 47: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Shroudisolation)

Abb. 48: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Shroudisolation)

Abb. 49: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Shroudisolation)

Abb. 50: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Shroudisolation)

Abb. 51: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.05 m (Shroudisolation)

Abb. 52: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (HTS)

Abb. 53: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.85 m (HTS)

Abb. 54: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (HTS)

Abb. 55: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (HTS)

Abb. 56: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.05 m (HTS)

Abb. 57: Vergleich des berechneten Wasserstoffmassenstroms mit den gemessenen Werten am oberen Bündelende

Abb. 58: Vergleich der berechneten insgesamt produzierten Wasserstoffmasse (durchgezogenen Kurve) mit der aus dem gemessenen Wasserstoffmassenstrom ermittelten Wasserstoffmasse (strichpunktierte Kurve) sowie die Differenz zwischen Meß- und Rechenergebnis (gestrichelte Kurve)

Abb. 59: Vergleich der axialen Verteilung der berechneten mittleren Oxidschichtdicken mit den Meßwerten, die nach Versuchsende ermittelt wurden

Abb. 60: Zeitliche Entwicklung der Schichtdicken von Zirkondioxid, festem Zirkaloy, der UO_2-Matrix sowie des U-Zr-O-Gemisches in der Bündelhöhe z = 0.95 m während des Aufschmelzprozesses

Abb. 61: Axiale Position der Spitze und des Endes der Schmelzesträhne, die in der Bündelhöhe z = 0.90 m austrat

Abb. 62: Axiale Verteilung der erstarrten U-Zr-O-Masse der Schmelzesträhne, die in der Bündelhöhe z = 0.90 m austrat

Abb. 63: Zeitlicher Temperaturverlauf der Schmelze, der Kruste sowie des Hüllrohrs in der Bündelhöhe z = 0.65 m (Modul LIQCAN)

Abb. 64: Vergleich der berechneten Massenverteilung aufgrund der Schmelzeverlagerung mit den experimentellen Daten nach Versuchsende

Abb. 65: Vergleich des berechneten und gemessenen Dampfmassenstroms während des Quenchvorgangs

Abb. 66: Vergleich des mit KESS-III und ATHLET-CD berechneten zeitlichen Verlaufs des Gemischspiegels und des kollabierten Wasserspiegels (collapsed level) mit den experimentellen Daten während des Quenchvorgangs

Abb. 67: Temperaturentwicklung in der Bündelhöhe z = 0.75 m der unbeheizten Stäbe (ISP-31, aus /1/)

Abb. 68: Massenanteil der aufgelösten UO_2-Matrix der beheizten Stäbe (ISP-31, aus /1/)

Abb. 69: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m

Abb. 70: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m

Abb. 71: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m

Abb. 72: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m

Abb. 73: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m

Abb. 74: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m

Abb. 75: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m

Abb. 76: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m

Abb. 77: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m

Abb. 78: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m

Abb. 79: Zeitliche Entwicklung der berechneten Schichtdicke der Kruste und der Schmelze (schraffierter Bereich) aus Absorbermaterial (AIC) in der Bündelhöhe z = 0.65 m

Abb. 80: Vergleich der berechneten Massenverteilung aufgrund der Schmelzeverlagerung mit den experimentellen Daten nach Versuchsende (Nachanalyse)

Abb. 81: Vergleich der axialen Verteilung der Massenanteile verschiedener Schmelzekomponenten mit den Meßwerten nach Versuchsende (Nachanalyse)

1 Einleitung

Im Rahmen des Internationalen Standardproblems Nr. 31 (CORA-13 Experiment on Severe Fuel Damage /1/) wurden am IKE Analysen mit dem Codesystem KESS-III erarbeitet, die zur Verifikation des Rechenprogramms sowie zum besseren Verständnis der physikalischen Prozesse bei auslegungsüberschreitenden Störfällen dienen.

Der Versuch CORA-13 wurde am Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführt. Das Bündel, bestehend aus 16 elektrisch beheizten Stäben, 7 unbeheizten Brennstäben sowie zwei Steuerstäben, wurde nach der Aufheiz- und Eskalationsphase einschließlich Schmelzeverlagerung mit unterkühltem Wasser geflutet. Die wesentlichen Prozesse, die zum Brennstabversagen und der nachfolgenden Bündelzerstörung führen, sind chemische Wechselwirkungen der Brennstabmaterialien sowie die Oxidation des Zirkaloys der Stabhüllen in Dampfatmosphäre. Die durch die Oxidation freigesetzte Energie bewirkt Temperatureskalationen im mittleren und oberen Bündelbereich. Ferner sind die Aufschmelz- und Verlagerungsprozesse der Steuerstabmaterialien von Bedeutung, die zu ersten Blockadebildungen im unteren Bündelbereich führen. Wird im Bündel die Schmelztemperatur von Zirkaloy erreicht, kommt es zur Auflösung der Brennstoff-Matrix durch das flüssige Zirkaloy. Nach Versagen der oxidierten Hülle verlagert sich die entstandene metallische Uranschmelze strähnenartig in den unteren Bündelbereich. Die Überlagerung von abfließenden Schmelzesträhnen aus verschiedenen Bündelbereichen führt zur weiteren Blockadebildung im unteren Bündelbereich. Am Versuchsende wird das Bündel von unten mit unterkühltem Wasser geflutet. Während dieses sogenannten Quenchvorgangs tritt eine Temperaturerhöhung im oberen Bündelbereich aufgrund verstärkter Oxidation verbunden mit erhöhter Wasserstoffproduktion auf. Gegenüber früheren Quench-Versuchen wurden bei CORA-13 zusätzliche Informationen von den Experimentatoren zur Verfügung gestellt /1/.

Die vorliegende Analyse des Experiments erfolgte mit der KESS-III/MOD1.0-Version, die während der Durchführung des Internationalen Standardproblems erstellt wurde. Dabei wurde das Modell für das thermische Verhalten des Steuerstabes unter Berücksichtigung des Aufschmelzvorgangs des Absorbermaterials entwickelt und in das Codesystem integriert. Des weiteren wurde das Kühlkanalmodell hinsichtlich der Erfassung einer Wasser/Dampf-Strömung im Bündel- bzw. Kernbereich erweitert (Aufstockungsvorhaben BMFT 1500 750 A). Dadurch kann die Abnahme des Gemischspiegels während der Kernausdampfung bei auslegungsüberschreitenden Störfällen in einem Leichtwasserreaktor berechnet werden. Mit entsprechenden Modifikationen ist das Modell auch zur Erfassung des Quenchvorgangs geeignet. Beide Modelle

wurden während der Durchführung des ISP-31 erstmals eingesetzt sowie anhand der Versuchsergebnisse überprüft.

In diesem Bericht werden sowohl die KESS-Ergebnisse des ISP-31 (Vorausrechnung) als auch weiterführende Analysen (Nachrechnungen) dargestellt. Letztere wurden mit einer weiterentwickelten Code-Version (KESS-III/MOD1.2) durchgeführt. Ferner werden die noch offenen Problempunkte herausgearbeitet, und die sich daraus ergebenden Modellweiterentwicklungen aufgezeigt.

2 Beschreibung des Codesystems KESS-III

Die Rechnungen zum Internationalen Standardproblem Nr. 31 wurden mit der KESS-III/MOD1.0-Version (Stand Januar 1992) durchgeführt. Das Codesystem umfaßt physikalische Modelle zur Beschreibung der wesentlichen Phänomene, die bei auslegungsüberschreitenden Störfällen in einem Leichtwasserreaktorkern auftreten /2/. Da die Verifikation des Codes anhand der integralen Bündelexperimente CORA /3/ und PHEBUS /4/ erfolgte, war es nötig, spezifische Modellerweiterungen (z.B. hinsichtlich thermodynamischer Randbedingungen) durchzuführen, als auch zusätzliche bündelspezifische Modelle zu entwickeln. Um die Extrapolationsfähigkeit des Codes zur Simulation schwerer Störfälle im Reaktor zu gewährleisten, blieb bei den bündelspezifischen Modellerweiterungen die Grundmodellierung bestehen. Um dem Leser einen Überblick über die wesentlichen KESS-Modelle zu geben, werden diese kurz dargestellt, wobei neue Modelle bzw. Modellerweiterungen ausführlicher dargestellt sind. Auf bündelspezifische Anpassungen wird dabei stets hingewiesen. Die Beschreibung wird jedoch dahingehend vereinfacht, daß sie sich insbesondere bei der Bezeichnung der Bauteile auf die Versuchsanlagen von Bündelexperimenten bezieht.

Die Modelle sind im Codesystem als Module realisiert /2/. Die KESS-Programmstruktur und die Ablaufsteuerung der Module ist in /2/ detailliert beschrieben. Sämtliche für die KESS-Module erforderliche Stoffdaten werden mit Hilfe von MATPRO-Routinen /5/ (reaktorrelevante Materialien) berechnet oder als temperaturabhängige Tabellenwerte eingegeben. Beim ISP-31 wurden die in der Spezifikation /6/ vorgegebenen Stoffwerte verwendet.

2.1 Thermohydraulikmodell

In dem eindimensionalen und quasistationären Kühlkanalmodell werden im Einphasengebiet, d.h. oberhalb eines eventuell vorhandenen Gemischspiegels die Massen- und Energiebilanzen für eine Gasmischung (Dampf, Wasserstoff und nichtkondensierbare Gase) gelöst. In guter Näherung kann das strömende Fluid als inkompressibel betrachtet werden, so daß die Impulsgleichung vernachlässigt werden kann.

In dem bisherigen Modell wurde keine Zweiphasenströmung unterhalb des mixture levels (Gemischspiegel) betrachtet. Die Kühlmittelverdampfung, verbunden mit der Absenkung des Gemischspiegels, kann jedoch berechnet werden. Dabei wird der

Gemischspiegel aus dem mittleren Dampfanteil berechnet, der mit Hilfe einer Korrelation erfaßt wird.

Zur Erfassung der Strömung einer Wasser-Dampf-Mischung wird ein drift-flux-Modell (/7/, /8/ und /9/) verwendet, in dem gemittelte Strömungseigenschaften der Phasen betrachtet werden . Die Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen wird mit einer Korrelation beschrieben. In der vorliegenden Modellversion ersetzt die Korrelation auch die Impulsgleichung, da die Zweiphasenströmung als inkompressibel betrachtet wird. Für den Quenchvorgang wird als Wärmeübergangsbereich Filmsieden betrachtet, d.h. inverse Ringströmung. Durch diese Erweiterung des Kühlkanalmodells wurde eine genauere Berechnung des Gemischspiegels erreicht. In der vorliegenden Modellversion ist keine unterkühlte Einspeisung möglich.

Für die Anwendung des Thermohydraulikmodells (Modul BOMEL) auf Bündelexperimente ist das verwendete Trägergas sowie die jeweiligen Einströmbedingungen (Fluidtemperatur, Massenstrom und Fluidzusammensetzung) zu berücksichtigen /10/. Ferner muß die radiale Diskretisierung des Kühlkanals nicht notwendigerweise der radialen Diskretisierung des Bündels entsprechen, d.h. bei Annahme turbulenten Queraustausches kann somit für den Kühlkanal eine Radialzone betrachtet werden, während das Bündel in mehrere Radialzonen (max. 4) unterteilt ist.

2.2 Thermisches Verhalten des Bündels und der Bündelumfassung

2.2.1 Bündel

Das Kern- bzw. Bündelmodell beruht auf einer repräsentativen Beschreibung von Brennstäben (Modul HEAT) bzw. Steuerstäben (Modul AICROD), d.h. es wird angenommen, daß sich im Mittel alle Brenn- bzw. Steuerstäbe in einer Radialzone wie die repräsentativen Stäbe verhalten /2/.

Im Brennstabmodell (Modul HEAT) werden sowohl der aktive Teil des Stabes (beheizte Stablänge) als auch die inaktiven oberen und unteren Stabbereiche berücksichtigt. Die Massen- und Energiebilanzen werden jeweils im Brennstoff- bzw. im Hüllrohrmaterial für jede Masche gelöst (/2/ und /11/). Die Leistungsdichteverteilung und deren zeitliche Entwicklung ist vorzugeben.

Aufgrund der nichtnuklearen Leistungserzeugung bei verschiedenen Bündelexperimenten (z.B. CORA /3/, ESSI /12/), d.h. die Wärmefreisetzung erfolgt durch eine elektrische Widerstandsheizung, beeinflußt die Temperaturverteilung im Bündel die

axiale Leistungsdichteverteilung. Der Einfluß resultiert aus der Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes der verwendeten Heizstäbe (/6/ und /13/), durch den bei vorgegebener elektrischer Gesamtleistung die Leistungsdichteverteilung in Abhängigkeit von der axialen Temperaturverteilung bestimmt ist. In dem Modul HEATROD wird diese berechnet und als Quellterm dem Modul HEAT (s. S. 4) übergeben.

Das Steuerstabmodell (Modul AICROD) beschreibt das thermische Verhalten des Führungsrohres (Zr) und des Stabes, wobei die Steuerstabhülle (Fe) und das Absorbermaterial (AIC) einheitlich betrachtet werden /11/. Der Aufschmelzprozeß der Silber-Indium-Cadmium-Legierung (AIC) ist berücksichtigt, jedoch werden sowohl die eutektischen Wechselwirkungen der verschiedenen Materialien als auch der Verlagerungsprozeß in der verwendeten Version nicht betrachtet.

Um das thermische Verhalten des CORA-Bündels adequat beschreiben zu können, wurden die obere und untere Elektrodenzone im Modul HEAT zusätzlich erfaßt. Die Notwendigkeit dieser Versuchsanpassung wurde bereits in /10/ diskutiert.

2.2.2 Bündelumfassung

Das Aufheizverhalten des Shrouds, der aus einer äußeren porösen ZrO_2-Schicht und einer inneren Zr-Schicht besteht, und des Hochtemperaturschirms wird mit dem Modul RADSUR berechnet /11/.

2.3 Mechanisches Brennstabverhalten

Das Versagen der Brennstabhülle tritt lokal in der Stabhöhe auf, die die höchste Temperatur aufweist. Ist der Stabinnendruck größer als der Systemdruck, kommt es in Abhängigkeit der Druckdifferenz Δp_H und der Aufheizrate zum Ballooning der Hülle, die beim Erreichen der Umfangsbruchdehnung versagt. Ist der Systemdruck größer als der Stabinnendruck, so kann die Umfangsspannung die Bruchspannung erreichen, so daß die Hülle aufreißt /11/.

In Abhängigkeit von der Aufheizrate kommt es insbesondere in den nur gering gedehnten Stabbereichen aufgrund der thermischen Brennstoffdehnung zum Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle. Die Hüllrohroxidation führt zur Versprödung, d.h. es ändern sich die mechanischen Materialeigenschaften der Hülle.

Die Modellierung der obigen Vorgänge ist im Modul RODBEH realisiert, der das mechanische Stabverhalten im KESS-System beschreibt /2/.

2.4 Chemische Reaktionen

Im KESS-System ist sowohl die Reaktion zwischen Dampf und Zirkon (Oxidation) als auch die zwischen Zirkon und UO_2 (Brennstoffauflösung) modelliert. Die Hüllrohroxidation wird entweder mit Hilfe empirischer Korrelationen oder unter Verwendung einer zeitabhängigen, eindimensionalen Diffusionsgleichung zur Beschreibung des Sauerstofftransports /14/ innerhalb der Hülle berechnet. Die Oxidation von Inconel-Abstandshaltern oder Absorberstabhüllen (Edelstahl) wird im KESS-Code noch nicht berücksichtigt.

Das Modell für die Schmelzebildung im Brennstab, das im Modul LIQCAN eingebunden ist, berechnet das Aufschmelzen von Zirkon an der Innenseite der Hülle und die Auflösung vom Brennstoff durch das flüssige Zirkon. Der Auflösungsprozeß kann wahlweise mit der Korrelation von Hoffmann /15/ (diffusiver Prozeß) oder unter Verwendung des Modells von Kim/Olander /16/ (diffusiver bzw. konvektiver Prozeß in Abhängigkeit der Rayleigh-Zahl) beschrieben werden. Für das schmelzflüssige Gebiet wird die Massen- und Energiebilanz gelöst, wobei die Zusammensetzung in einer Zone als homogen betrachtet wird /11/.

Der Modul EUTECT, der u.a. die eutektischen Wechselwirkungen zwischen Abstandshalter und Brennstabhülle, zwischen Absorbermaterial (AIC) und Steuerstabhüllen bzw. Steuerstabführungsrohr als auch die Auflösung von Zirkondioxid durch geschmolzenes Zirkaloy beschreibt, befindet sich derzeit in Entwicklung.

2.5 Schmelzverlagerungsprozesse

Im Rahmen der KESS Entwicklung wurden drei Modelle zur Beschreibung der Verlagerung von U-Zr-O-Schmelze entwickelt:

- detailliertes Modell (Modul CANDLE),
- vereinfachtes Modell (Modul LIQCAN),
- stop-and-go Modell,

wobei das detaillierte Modell noch nicht vollständig in das KESS-Codesystem integriert wurde.

Im Modul CANDLE (/11/ und /17/) wird die Verlagerung der Schmelze als eine Rieselfilmströmung behandelt. Ist die Geschwindigkeit des abfließenden Schmelzefilms groß genug, so können die Effekte von schleichenden Strömungen vernachlässigt werden. Aufgrunddessen erfolgt der Massen-, Impuls- und Energietransport bevorzugt in der Fließrichtung, d.h. im Modell kann der Verlagerungsprozeß als ein eindimensionaler Vorgang beschrieben werden. Ist die Schwerkraft größer als die Wandreibungskraft, wird der Film beschleunigt, überwiegt die Reibungskraft gegenüber der Schwerkraft, erfolgt eine Abbremsung der ablaufenden Schmelze. Dieser instationäre Vorgang wird unter Verwendung der zeitabhängigen Massen-, Impuls- und Energiebilanzen erfaßt. Ferner wird die Reduzierung der Schmelzemasse aufgrund der Erstarrung der Schmelze (Krustenbildung) an der Staboberfläche betrachtet. Der Erstarrungsprozeß beginnt, wenn die Wand- bzw. Staboberflächentemperatur unter der Solidustemperatur der abfließenden Schmelze liegt, da unter dieser Bedingung eine Unterkühlung der Schmelze in der Nähe der Grenzschicht erfolgen kann. Durch Einführung eines Benetzungsfaktors, bezogen auf den Stabumfang, kann auch das Abschmelzen einzelner Strähnen erfaßt werden (/11/,/17/ und /18/).

Der Verlagerungsprozeß im Modul LIQCAN beschreibt ebenfalls die Bewegung von geschmolzenem U-Zr-O Material entweder als flüssigen Film oder als Strähne entlang der äußeren Hüllrohroberfläche /11/. Das zeitabhängige, eindimensionale Modell löst die Gleichungen der Masse- und Energieerhaltung für das abfließende und erstarrte Material. Da der Verlagerungsvorgang innerhalb weniger Sekunden erfolgt, und die Schmelze relativ schnell erstarrt, ist der Einfluß des Beschleunigungs- und Abbremsvorganges des Schmelzefilms auf die Krustenverteilung nach vollständiger Erstarrung nicht entscheidend. Daher wird im Modul LIQCAN, wie in den Abschmelzmodellen anderer Codes (z.B.: ICARE2 /1/), die Impulsgleichung vernachlässigt, d.h. es ist eine konstante Verlagerungsgeschwindigkeit vorzugeben. Entsprechend dem detaillierten Modell erstarrt die Schmelze, wenn die Wandtemperatur unter der Solidustemperatur der Schmelze liegt. Die Krustenbildung führt zur Verengung des freien Strömungsquerschnittes (Blockadebildung). Aufgrund der Oxidation der Kruste und der damit verbundenen Energiefreisetzung wird die Temperaturentwicklung im Bündel wesentlich beeinflußt.

Das stop-and-go Modell beschreibt die axiale Verlagerung eines vorzugebenden Massenanteils von geschmolzenem Material. Beim Erreichen einer vorzugebenden Solidustemperatur erstarrt die Schmelze. Während des Erstarrungsvorgangs wird angenommen, daß sich die Wärme zwischen der Schmelze und dem Brennstab

instantan ausgleicht. Dieses einfache Modell wird jedoch nur für erste Grobanalysen angewendet, wodurch der Rechenzeitaufwand erheblich reduziert wird /11/.

Sowohl im vereinfachten Abschmelzmodell (Modul LIQCAN) als auch im stop-and-go Modell wird der Versagenszeitpunkt der versprödeten Hülle nach einem Temperaturkriterium ermittelt. Im Modul LIQCAN kann zusätzlich eine definierte Oxidschichtdicke als Kriterium vorgegeben werden, bei der Sprödbruchversagen angenommen wird (s. Kap. 4.2).

In sämtlichen Verlagerungsmodellen wird bei Analysen von schweren Störfällen die Änderung der Leistungsdichteverteilung infolge der Quellenverlagerung berücksichtigt /11/. Die Reibung zwischen dem nach oben strömenden Dampf und der abfließenden Schmelze wird bei allen Modellen vernachlässigt. Ferner kann die Verlagerung fester Materialien (z.B. abgelöste Pellets, Hüllrohrteile) nicht berücksichtigt werden. Ebenfalls wird die radiale Ausbreitung von Schmelze an benachbarte Stäbe nicht betrachtet /11/.

3 Versuchsanlage und Durchführung

3.1 Beschreibung der Versuchsanlage

In der CORA-Anlage können LWR-typische Stabbündel mit einer Gesamtlänge von ca. 2.0 m und einer maximalen Stabanzahl von 57 auf hohe Temperaturen elektrisch aufgeheizt werden.

Im Rahmen dieses Berichts kann auf eine detaillierte Beschreibung des Gesamtsystems der Anlage, siehe dazu (/1/ und /3/), verzichtet werden, jedoch sind im Übersichtsdiagramm (s. Abb. 1) die drei wesentlichen Teilsysteme dargestellt:

- Dampferzeugersystem
- Teststrecke mit Hochtemperaturschirm (HTS) und Quencheinheit
- Abgassystem

Das Dampferzeugersystem besteht im wesentlichen aus zwei aktiven Komponenten, dem Durchlauf-Dampferzeuger und dem nachgeschalteten, direktbeheizten Dampfüberhitzer. Im Dampferzeuger wird das Wasser auf eine heiße Oberfläche gesprüht, wobei eine rasche Verdampfung auftritt, da die Oberflächentemperatur (ca. 540 K) über der Leidenfrosttemperatur (ca. 468 K bei 0.2 MPa) liegt /19/. Zusätzlich wird im Verdampfer Argon in einer separaten Rohrspirale aufgeheizt und mit dem leicht überhitzten Wasserdampf gemischt. Dieses Gemisch wird im nachgeschalteten Dampfüberhitzer von ca. 500 K in drei direkt beheizten Inconelrohren auf maximal 1070 K aufgeheizt /13/. Anschließend strömt das Fluid durch das Steigrohr in die Teststrecke.

Die Teststrecke unterteilt sich in axialer Richtung in drei Zonen. Die ca. 0.5 m lange untere Elektrodenzone reicht bis zur Einströmöffnung des Fluids aus dem Dampferzeugersystem (Bündelhöhe z = 0 m). Darüber befindet sich die ca. 1.0 m lange beheizte Zone, an die sich die obere Elektrodenzone anschließt (s. Abb. 2). Das CORA-13 Bündel besteht aus 7 unbeheizten Brennstäben, 16 elektrisch beheizten Stäben und zwei Steuerstäben. Die radiale Positionierung übernehmen drei Abstandshalter in ca. 0.4 m Abstand. Das Bündel ist von einem Zirkaloykasten (Shroud) umgeben (s. Abb. 3).

Die beheizten Stäbe bilden die primäre Wärmequelle des Bündels. In diesen wird die elektrische Leistung als Joulesche Wärme im zentralen Wolframstab von 6 mm Durchmesser freigesetzt. Zwischen dem Wolframstab und dem LWR-typischen

Zirkaloyhüllrohr sind UO_2-Ringpellets angeordnet. Die axiale Verteilung der Heizleistung ist aufgrund des temperaturabhängigen Widerstandes von der lokalen Stabtemperatur abhängig und wird meßtechnisch nicht erfaßt. Ferner reduzieren die ohmschen Verluste in den Molybdän- und Kupferelektroden sowie in den Zuleitungen zu den Stäben die in der Teststrecke (s. Abb. 2) freisetzbare Heizleistung. Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit der Elektrodenmaterialien (Molybdän und Kupfer) ergibt sich ein hoher axialer Temperaturgradient zwischen der beheizten Zone und den wassergekühlten Stabenden. Die Heizstäbe haben, konstruktionsbedingt durch die Elektroden, kein oberes und unteres Gasplenum, so daß sich das innere freie Volumen lediglich aus den Ringspalten zwischen Wolframstab und Ringpellet und zwischen Ringpellet und Hüllrohr zusammensetzt. Für die Messung des Stabinnendruckes sind Meßvorrichtungen außerhalb des Containments angebracht /3/. Zur Messung der Stabtemperatur sind beim Heizstab die Mantel- (DUPLEX-) Thermoelemente außen auf dem Hüllrohr fixiert und von einer Stützlasche überzogen.

Der unbeheizte Stab besteht aus Vollpellets mit einer Zentralbohrung von ca. 1.8 mm Durchmesser, in der Thermoelemente (Druchmesser 1.5 mm) untergebracht sind. Ebenso wie beim Heizstab werden die Pellets von einem LWR-typischen Zirkaloyhüllrohr umgeben. Im Gegensatz zum beheizten Stab besitzt der unbeheizte Stab ein Gasplenum von ca. 22.3 cm^3 oberhalb des Pelletstapels. Ferner sind die unbeheizten Stäbe an der oberen Bündelkopfplatte fixiert und enden beim Test CORA-13 unterhalb des Wasserspiegels im Quenchtank. Die Thermoelemente in den Zentralbohrungen der Pellets erlauben eine ungestörte Messung der Stabtemperaturen, d.h., sie werden teilweise vor der Zerstörung durch Oxidation und durch verlagerte Schmelze geschützt.

Die zwei Absorberstäbe entsprechen in der Dimension und chemischen Zusammensetzung (Massenanteile: Ag 80 %, In 15 %, Cd 5 %) den DWR-Steuerstäben, wobei lediglich die axiale Höhe der Teststrecke angepaßt wurde /13/. Bei den DWR-Steuerstäben wird das Absorbermaterial von einem Edelstahlhüllrohr geschützt und der Steuerstab ist von einem Führungsrohr aus Zirkaloy-4 umgeben.

Der Shroud besteht aus einem quadratischen Zirkaloykasten mit einer Wandstärke von 1.2 mm und einer ca. 20 mm dicken, hochporösen Isolationsschicht (Porenvolumen ca. 92%) aus ZrO_2-Fasern (s. Abb. 3). Der Zirkaloykasten ist 1.2 m hoch, während sich die Shroudisolation über die Höhe der beheizten Zone (1 m) erstreckt. Diese reduziert den radialen Temperaturgradienten im Bündel und damit auch die elektrische Heizleistung.

Der Hochtemperaturschirm (HTS) besteht aus mehreren Isolationsschichten, wobei die beiden innersten aus jeweils 20 mm starken ZrO_2-Platten bestehen. Nach einer Edelstahlstützkonstruktion folgen zwei weitere Schichten aus 38 mm starken Al_2O_3-Faserplatten, die auf einer druckfesten Edelstahlwand montiert sind /6/. Der HTS ist von einem druckfesten Rohr umschlossen, an dem eine Vielzahl von Flanschen angebracht ist. Durch deren Durchbohrungen, sogenannte Fenster, die sich im HTS fortsetzen, kann das Bündel während des Tests mit der Videokamera beobachtet werden. Im Test CORA-13 wurden drei Fenster in den Bündelhöhen von 0.39 m, 0.59 m und 0.79 m verwendet (azimutale Richtung φ=120°,s. Abb. 3).

Zur Teststrecke wird auch noch die Quencheinheit gezählt, die aus dem Quenchtank und der Hydraulikeinheit besteht (s. Abb. 1). Mit der Quencheinheit können die Phänomene simuliert werden, die beim Fluten eines teilweise oder vollständig freigelegten Reaktorkerns auftreten. Beim CORA-13 Test wurde der Quenchtank von unten über das heiße Bündel geschoben, so daß sich eine nach oben bewegende Abkühlungsfront ausbildete.

An dem oberen Teil der Teststrecke schließt sich das Abgassystem an. Im Übergangsrohr zwischen Teststrecke und Abgassystem sitzt eine der beiden Meßsonden für die Bestimmung der Fluidzusammensetzung im Abgas mittels Massenspektrometer. Im Abgassystem sind Komponenten zur Kondensation des Restwasserdampfes im Fluid und zur Frischluftzumischung vorhanden (s. Abb. 1). Die Zumischung der Frischluft erfolgt, um die Genehmigungsrichtlinien H_2-Konzentration (< 4 Vol%) einzuhalten. Die H_2-Konzentrationsmeßstelle (s. Abb. 1 rechts) ist als Wärmetönungssensor auf dem Prinzip der katalytischen Verbrennung ausgeführt und im Abgassystem hinter der Verdünnungskammer für Frischluft angeordnet (s. Abb. 1). Da das Meßergebnis vom gesamten Fluidstrom abhängt, muß dieser zur Berechnung von absoluten H_2-Massenströmen bekannt sein.

3.2 Versuchsdurchführung und Datenerfassung

Der Test CORA-13 kann in folgende charakteristische Testphasen unterteilt werden

- Vorheizphase: $0\ s < t < 3000\ s$
- Aufheizphase: $3000\ s < t < 3900\ s$
- Eskalationsphase: $3900\ s < t < 4870\ s$
- Abkühlphase: $t > 4870\ s$

Die einzelnen Phasen lassen sich hinsichtlich der Fluidzusammensetzung oder spezieller Phänomene noch detaillierter unterteilen, wie aus Abb. 4 entnommen werden kann.

In der Vorheizphase wird die Teststrecke von Argon (8 g/s) hoher Temperatur (ca. 750 K) durchströmt. Dadurch wird die Teststrecke aufgeheizt, um reaktorähnliche Temperaturen zu erreichen, d.h. das Argon gibt seine gespeicherte Wärme an die Strukturen der Teststrecke ab, so daß Stäbe, Shroud und HTS aufgeheizt werden.

Mit dem Einschalten der elektrischen Heizung zur Zeit t=3000 s (s. Abb. 4) beginnt die Aufheizphase. Aufgrund des hohen Leistungseintrags in die Heizstäbe erhöhen sich die Oberflächentemperaturen der Stäbe (Aufheizrate ca. 1 K/s), so daß diese in relativ kurzer Zeit (ca. 100 s) über der Temperatur des nach oben strömenden Gases liegen, d.h. das Bündel wird nunmehr vom Gas gekühlt. Aufgrund der Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes der Heizleiter stellt sich eine entsprechende axiale Leistungsverteilung ein. Nach 300 s wird Wasser in den Dampferzeuger eingespeist. Der Dampfmassenstrom erreicht aufgrund der Volumina im Dampferzeugersystem und in der Teststrecke am oberen Ende des Bündels nach ca. 200 s den konstanten Wert von 6 g/s. Zu Beginn der Aufheizphase liegt das Maximum der Stabtemperaturen am unteren Ende der beheizten Zone. Im weiteren Verlauf des Experiments verschiebt es sich durch die Kühlwirkung des Fluids ins obere Drittel. Die durch Wärmeleitung in die untere Elektrodenzone transportierte Wärme führt zur Verdampfung von Wasser im Quenchtank (s. Abb. 1). Der daraus resultierende Dampfmassenstrom erreicht in der Eskalationsphase ca. 2% des Dampfmassenstroms aus dem Dampferzeugersystem (s. Abb. 5).

Die Eskalationsphase beginnt, wenn im Bündel eine Temperatur von 1500 K erreicht wird. In dieser Phase liefert die Oxidation der Zirkaloyhülle einen wesentlichen Beitrag zur Wärmefreisetzung. Dabei treten Aufheizraten von max. 12 K/s auf. Die zunehmende Helligkeit im Bündel erlaubt auch eine visuelle Beobachtung der Abschmelzevorgänge /13/.

Durch das Hochfahren des Quenchzylinders zum Zeitpunkt t = 4870 s wird die Abkühlphase eingeleitet. Dabei wird der seitlich einströmende Dampf in ca. 10 s auf Null reduziert. Um das Bündel bei hohen Temperaturen abzukühlen, wird die Heizleistung erst 30 s später durch die Reduzierung des elektrischen Stroms verringert (s. Abb. 4). In Abb. 6 ist die zeitliche Abnahme der Leistung sowie die axiale Position der Oberkante des Quenchzylinders dargestellt. Der Zylinder wird schrittweise mit einer durchschnittlichen Geschwindigkeit von 0.01 m/s angehoben. Durch die rasch ab-

nehmenden Temperaturen insbesondere in den unteren Bündelbereichen reduziert sich die Helligkeit so stark, daß eine visuelle Beobachtung nicht mehr möglich ist.

3.3 Analyse des Bündelendzustandes

Nach Testende verbleibt das Bündel zunächst in der Anlage. Der HTS wird nach unten gefahren /3/, und der intakt gebliebene Shroud soweit wie möglich entfernt. Nach einer ersten Untersuchung und Probenentnahme wird das Bündel mit einem Acrylglaskasten umgeben und zur Fixierung des Endzustandes mit Epoxidharz ausgegossen.

Während des Ausgießens wird die axiale Verteilung der nicht mit Feststoff belegten Fläche aus der Füllhöhe und der Masse des vergossenen niederviskosen Harzes ermittelt. Dabei ist die Geometrie des Acrylglaskastens und die Dichte des Harzes zu berücksichtigen.

Zur Bestimmung der Massenanteile verschiedener Schmelzekomponenten wird das eingegossene Bündel horizontal zersägt. Diese Horizontalschnitte werden einerseits mikroskopisch analysiert und andererseits durch Planimetrie /20/ untersucht. Aus den Proben können folgende Flächen ermittelt werden:

- Gesamte mit Feststoff belegte Fläche
- Restpellet- und Pelletflächen ohne Abschmelz- oder Auflösungserscheinungen.

Aus der Differenz zwischen der gesamten mit Feststoff belegten Fläche und der Heizstab- und Restpelletfläche kann auch die mit Schmelze und Hüllrohrresten belegte Fläche abgeleitet werden. Vergleicht man die mit Feststoff belegte Oberfläche, die mit dem Eingießverfahren gewonnen wurde, mit der durch Planimetrie bestimmten, so ergeben sich Abweichungen von ca. 10 %.

4 KESS-Eingabe für Test CORA-13

4.1 Nodalisierung

Für die radiale Diskretisierung wurden entsprechend der Spezifikation /6/ vier Zonen gewählt (s. Abb. 7). Axial wurde das Bündel in 18 Zonen unterteilt, wobei für die beheizte Länge (1 m) äquidistante Maschenhöhen von 0.1 m verwendet wurden.

Die Maschenhöhe der oberen und unteren vier Elektrodenzonen ist 0.125 m. Durch die Annahme eines instantanen Wärmeausgleichs zwischen den beheizten Stäben und dem Wasser zur Elektrodenkühlung entspricht die Temperatur der obersten Zone der gemessenen Temperatur des Wasserbads.

In jeder Radialzone befindet sich ein repräsentativer Heizstab oder ein unbeheizter Stab. In der dritten Radialzone wird zusätzlich ein repräsentativer Steuerstab betrachtet (vgl. Abb. 3). Aufgrund der relativ kleinen Querschnittsfläche des Bündels wurde nur ein repräsentativer Kühlkanal, d.h. eine Radialzone, verwendet. Der Hochtemperaturschirm wurde mit 15 Radial- und 12 Axialzonen diskretisiert.

4.2 Modellannahmen und Parameter

Die Gas-Dampfströmung wird nur im Bündel betrachtet. Die Bypassströmung, die sich aufgrund der Beobachtungsöffnungen in den Ringraum zwischen dem porösen Shroud und HTS einstellt, wird vernachlässigt. Inwieweit dieser Effekt das globale Bündelverhalten wesentlich beeinflußt, ist in der internationalen Diskussion nicht geklärt. SCDAP/RELAP5-Analysen zeigen die Vernachlässigbarkeit der Bypassströmung /21/ und /13/, während Rechnungen mit ATHLET-CD /22/ eine starke Auswirkung dieser Strömung auf das thermische Bündelverhalten annehmen lassen. Jedoch liegt zur Zeit keine vergleichende Analyse mit ATHLET-CD zum Test CORA-5 vor, bei dem die Beobachtungsöffnungen mit Quarzscheiben verschlossen wurden. Da ferner die Analysen mit ICARE2 /23/ und MELCOR /24/ trotz Vernachlässigung der Bypassströmung eine relativ gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten liefern, ist anzunehmen, daß die Bypassströmung auf das thermische Bündelverhalten geringen Einfluß besitzt. Um die CPU-Zeit zu begrenzen, wurde zur Beschreibung der Hüllrohroxidation die Korrelation von Leistikow (/25/ und /14/) anstelle des mechanistischen Diffusionsmodells /14/ verwendet. Der Beginn signifikanter Aufschmelzvorgänge (Aufschmelzen von Zirkaloy und Auflösung der UO_2-Matrix) in den beheizten und unbeheizten Stäben wurde entsprechend der Schmelztemperatur von α-Zr (T_S =

2250 K) angenommen, unter der Voraussetzung, daß während des Oxidationsvorgangs das ß-Zr durch Sauerstoffdiffusion vollständig in α-Zr umgewandelt wird.

Das Versagen der ZrO_2-Hülle wurde entsprechend den folgenden Kriterien angenommen:

- ZrO_2 - Schichtdicke < 300 μm und Hüllrohrtemperatur T_H > 2300 K, oder
- Hüllrohrtemperatur T_H > 2600 K

Die Verlagerungsgeschwindigkeit der Schmelzesträhnen beträgt 0.3 m/s. Die Dicke dieser Strähnen ist auf 0.001 m gesetzt und jede Strähne benetzt 13 % des Stabumfangs. Die Solidustemperatur der Schmelze wird für diese Analyse mit 1800 K vorgegeben.

5. Diskussion der Ergebnisse des Internationalen Standardproblems Nr. 31

Neben KESS-III wurden folgende Codesysteme beim ISP-31 eingesetzt:

- ICARE-2
- SCADAP / RELAP 5
- MELCOR
- FRAS-SFD

Fünf Teilnehmer arbeiteten mit verschiedenen Versionen von SCDAP / RELAP 5. Da die Hauptaufgabe von ISP-31 darin bestand, die unterschiedlichen Rechenergebnisse anhand der experimentellen Daten und der im Code realisierten Modelle vergleichend zu analysieren, liegt in diesem Bericht der Schwerpunkt auf der ausführlichen Darstellung der KESS-III-Ergebnisse.

5.1 Anfangs- und Randbedingungen

Die Bündelleistung als Funktion der Zeit wurde entsprechend der Spezifikation /6/ vorgegeben (s. Abb. 8). Zwischen 3015 s und 4000 s nimmt die Leistung von 6 kW auf 27 kW linear zu. Da der Leistungsverlust in den elektrischen Leitungen von 14 % auf 4 % abnimmt /1/, entspricht die Leistungsangabe in Abb. 8 nicht der effektiven Leistungsfreisetzung im Bündel. In der KESS-III-Rechnung werden diese Verluste berücksichtigt. Ferner wurde eine lineare Zunahme des Dampfmassenstroms zwischen 3300 s und 3400 s (Δt = 100 s) von 0 g/s auf 6 g/s angenommen (s. Abb. 9). In der Spezifikation /6/ bezog sich jedoch die angegebene Zeitkonstante Δt auf einen exponentiellen Anstieg des Massenstroms. Nachrechnungen ergaben, daß diese unterschiedlichen Einströmbedingungen keine signifikante Auswirkung auf das thermische Verhalten des Bündels besitzen. In Abb. 10 ist die Temperatur des einströmenden Argon-Dampfgemisches dargestellt.

5.2 Temperaturverläufe

Die berechneten bzw. gemessenen Temperaturen geben das thermische Verhalten des Bündels einschließlich der Bündelumfassung und des Hochtemperaturschirms wieder.

In der Abb. 11 sind die Positionen der Thermoelemente an und in den unbeheizten Stäben dargestellt. In folgenden Abb. 12 bis Abb. 20 werden die berechneten Temperaturverläufe der unbeheizten Stäbe mit den experimentellen Werten verglichen, wobei die Reihenfolge der Abbildungen von der axialen Position bestimmt ist. Man erkennt eine relativ gute Übereinstimmung der Meßdaten mit den berechneten Werten sowohl in den oberen (s. Abb. 12 bis Abb. 17) als auch in den unteren Bündelbereichen (s. Abb. 18 bis Abb. 20) mit Ausnahme des Meßwertes des Thermoelements T 205 in der Bündelhöhe z = 0.55 m (s. Abb. 18). Im Vergleich mit den Meßwerten des Thermoelements T 204 in der Bündelhöhe z = 0.35 m liefert das Thermoelement T 205 wesentlich niedrigere Temperaturen während der Aufheizphase. Diese Inkonsistenz in Meßwerten ist nur so erklärbar, daß das Thermoelement T 205 in einer Bündelhöhe von etwa z = 0.25 m montiert wurde oder sich nach unten verlagert hatte. Aus diesem Grund wurden die Meßwerte des Thermoelements T 205 in die Abb. 20 zusätzlich eingetragen. Ein lokaler Kühleffekt an der Meßstelle des Thermoelements T 205 (z = 0.55 m, φ = 300°, s. Abb. 11) oberhalb des Fensters in der Bündelhöhe von z = 0.59 m ist auszuschließen, da dieses Fenster gegenüber liegt (φ_F = 120°).

Bei genauer Betrachtung der berechneten Temperaturverläufe im Vergleich mit dem Experiment ergeben sich folgende Schlußfolgerungen:

a) Unterer Bündelbereich

Die berechneten Stabtemperaturen liegen ca. 50 K unter den gemessenen (vgl. Abb. 18 bis Abb. 20), d.h. die Wärmeabfuhr an den Shroud und an das Fluid wird bei der Rechnung etwas überbewertet. Durch die strähnenartige Schmelzeverlagerung in die Bündelhöhen z = 0.55 m und z = 0.35 m wird infolge der Oxidation des verlagerten U-Zr-O Materials in diesen Bereichen Wärme freigesetzt. Die resultierende lokale Aufheizung der Stäbe führt zur verstärkten Oxidation der Hülle und bewirkt Temperatureskalationen (s. Abb. 18 und Abb. 19). Diese treten gegenüber dem Experiment infolge der etwas verzögerten Schmelzeverlagerung später auf, werden jedoch relativ gut erfaßt.

b) Oberer Bündelbereich

Man erkennt aus den Abb. 13 bis Abb. 17 eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Stabtemperaturen während der Aufheizphase (bis ca. t = 4050 s). Dies trifft ebenfalls zu Beginn der Eskalationsphase (4050 s < t < 4250 s) für die Temperaturentwicklung in den Bündelhöhen z = 1.05 m bzw. z = 0.95 m zu (s. Abb. 14 und Abb. 15). Der hohe Temperaturanstieg in den Bündelhöhen z = 0.85 m und z = 0.75 m tritt ca. 50 s verzögert auf. Dies ist wiederum auf eine verzögernd einsetzende Schmelzeverlagerung zurückzuführen.

Die Verlagerungsprozesse in den verschiedenen Bündelhöhen erfolgen ca. 25 s nach dem Beginn des Aufschmelzens des noch nicht oxidierten Zirkaloy der Hüllrohre. Mit der abfließenden Schmelze wird auch das Potential für die Zirkon-Wasser-Reaktion verlagert. Dadurch wird die Aufheizrate in den Bündelbereichen aus denen die metallische Uranschmelze verlagert wurde stark reduziert. Das Versagenskriterium bei den Rechnungen wird in Abhängigkeit von der Oxidschichtdicke mit 50 K bzw. 350 K über der Schmelztemperatur vom α-Zr angenommen (s. Kap. 4.2). Die gemessenen Temperaturverläufe deuten jedoch darauf hin, daß die Brennstabhüllen schon nahe der Schmelztemperatur vom β-Zr versagen. Dies ist aber einerseits mit den Ergebnissen des Diffusionsmodells /14/, mit dem eine fast vollständige Phasenumwandlung des β-Zr in α-Zr ermittelt wurde, nicht in Einklang zu bringen. Andererseits ist zu erwarten, daß die intakte α-Zr-Schicht unterhalb der Schmelztemperatur eine ausreichende Stabilität gegenüber dem Austreten der U-Zr-O - Schmelze aufweist. Ob diese Widersprüche mit den Unsicherheiten in der Temperaturmessung oberhalb von 2000 K erklärt werden können, ist noch zu untersuchen. Angaben über den Unsicherheitsbereich der Temperaturmessungen sind zur Zeit nicht verfügbar.

Die Temperaturentwicklung in der Bündelhöhe z = 1.25 m (s. Abb. 12) liegt während der Aufheizphase bis zu 30 K unterhalb der Meßwerte, d.h. die Strahlung bzw. der konvektive Wärmetransport an den in dieser Bündelzone nicht isolierten Shroud (s. Abb. 8) wird etwas überbewertet. Wegen des Ausfalls des Thermoelements T 131 in der Eskalationsphase konnte der vom Modell berechnete extreme Temperaturanstieg während des Quenchvorgangs meßtechnisch nicht erfaßt werden. Aufgrund der raschen Abkühlung des Bündels treten vor allem in der Anfangsphase des Quenchvorgangs hohe Thermospannungen in der Hülle auf. Diese führen zu Mikrorißbildungen bzw. zur Versprödung (Embrittlement) der Hülle. Infolge der Oberflächenvergrößerung erhöht sich die Oxidationsrate und die freigesetzte Wärme bedingt den Temperaturanstieg, der in der Abb. 12 erkennbar ist. Im Experiment CORA-17 /26/ konnte ein vergleichbarer Temperaturanstieg in der Bündelhöhe von z = 1.15 m

gemessen werden. Sobald das Oxidationspotential erschöpft ist, nimmt die Temperatur stark ab (s. Abb. 12).

In der Abb. 21 ist zur Veranschaulichung der Temperatureskalation das axiale Temperaturprofil nach Einschalten der elektrischen Leistung (t = 3000 s) kurz vor dem Beginn signifikanter Wasserstoffproduktion durch die Zirkon-Wasser-Reaktion (t = 4045 s) und zum Zeitpunkt erster Schmelzebildung (t = 4250 s, Bündelhöhe z = 0.95 m) dargestellt.

Aus der Abb. 22 können wiederum zur Erleichterung der Interpretation der in den Abb. 23 bis Abb. 28 dargestellten Ergebnisse die Positionen der Thermoelemente der beheizten Stäbe entnommen werden. Im wesentlichen gelten die für die unbeheizten Stäbe getroffenen Aussagen. Zu Beginn der Aufheizphase (3000 s < t < 3300 s) wird durch den Vergleich der Temperaturentwicklungen (s. Abb. 15 und Abb. 25) der Einfluß der Strahlungsankopplung zwischen den unbeheizten bzw. beheizten Stäben deutlich, d.h. bei den noch relativ niedrigen Temperaturen tritt eine erkennbare Verzögerung der Aufheizung der unbeheizten Stäbe auf.

In der Abb. 29 sind die Positionen der Thermoelemente an den Steuerstabführungsrohren und in den Steuerstäben dargestellt. In den Abb. 30 bis Abb. 35 sind den berechneten Temperaturverläufen der Führungsrohre die Meßwerte gegenübergestellt. Man erkennt, daß mit abnehmender Bündelhöhe der Unterschied zwischen den Rechenergebnissen und den experimentellen Werten zunimmt, wobei die Meßwerte stets über den theoretischen Ergebnissen liegen. Die wesentliche Ursache dieser im unteren Bündelbereich erheblichen Abweichungen, liegt in der Modellierung der Strahlungsankopplung des Steuerstabführungsrohres. Diese tauschen nur mit den Stäben derselben Radialzone Wärme aus. Diese Annahme ist bei Analysen von auslegungsüberschreitenden Störfällen im Reaktor aufgrund der relativ groben radialen Diskretisierung des Kerns gültig, da das Steuerstabführungsrohr von einer Vielzahl von Brennstäben umgeben sind. Im CORA-Bündel ist jedoch aufgrund der feinen Diskretisierung auch der Strahlungsaustausch mit den beheizten Stäben der umgebenden Radialzonen zu berücksichtigen (s. Abb. 4). Diese bündelspezifische Anpassung ist in der für ISP-31 verwendeten Codeversion noch nicht realisiert. Mit zunehmender Temperatur erhöht sich im oberen Bündelbereich der radiale Strahlungsaustausch, so daß sich die Auswirkungen der verwendeten Formulierung der Strahlungankopplung der Steuerstabführungsrohre mit zunehmender Bündelhöhe reduzieren.

Der Wärmetransport von den Steuerstabführungsrohren an die Steuerstäbe über den 1 mm weiten Spalt bestimmt im wesentlichen deren thermisches Verhalten. Während der Aufheizphase erreicht die Temperatur an der Grenzfläche zwischen Steuer-

stabhülle und Absorbermaterial die Schmelztemperatur. Während des Aufschmelzvorgangs bleibt die Mittentemperatur im Steuerstab nahezu konstant (s. Abb. 36 bis Abb. 39).

Da in der für ISP-31 verwendeten Codeversion kein Abschmelzmodell für das Führungsrohr bzw. den Steuerstab zur Verfügung stand, wurde beim Erreichen eines Temperaturkriteriums angenommen, daß infolge der chemischen Wechselwirkung zwischen der Absorberschmelze und dem Steuerstabführungsrohr das noch oxidierbare Zirkaloy in untere Stabzonen verlagert wurde. Während der weiteren Rechnung jedoch bleibt der Steuerstab und das Führungsrohr in situ. Dadurch wird das thermische Verhalten aufgrund der Strahlungsankopplung an die benachbarten Stäbe derselben radialen Zone gesteuert (vgl. z.B. Abb. 36 mit Abb. 15). Damit konnte erreicht werden, daß die Massen- und Energiebilanzen für das Bündel insgesamt weiterhin erfüllt bleiben.

In den Abb. 40 bis Abb. 45 ist die zeitliche Temperaturentwicklung an der dem Bündel gegenüberliegenden Shroudoberfläche für verschiedene Bündelhöhen im Vergleich mit dem Experiment dargestellt. Die Abb. 46 bis Abb. 51 zeigen die berechneten und gemessenen Oberflächentemperaturen an der Außenseite der porösen ZrO_2-Schicht. Während die Temperaturen an der inneren Shroudoberfläche relativ gut mit den Meßwerten übereinstimmen, liegen die Oberflächentemperaturen der porösen Schicht insbesondere nach dem Einsetzen der Zirkon-Wasser-Reaktion deutlich unterhalb der Meßwerte. Folgende Erklärungen sind denkbar:

- Wärmetransport durch Diffusion von Wasserstoff hoher Temperatur in die poröse ZrO_2-Schicht,
- doppelseitige Oxidation der oxidierbaren Schicht des Shrouds,
- unsichere Materialdaten der Shroudisolation für hohe Temperaturen,
- Unsicherheiten bezüglich der Strahlungsankopplung der Isolation an den Hochtemperaturschirm (HTS).

Aufgrund des hohen radialen Temperaturgradienten in der Zr-Schicht des Shrouds treten hohe Thermospannungen auf, die starke Rißbildungen bewirken. Der durch die Shroudoxidation entstehende Wasserstoff kann in die poröse ZrO_2-Schicht diffundieren und dessen thermisches Verhalten beeinflußen.

Ferner kann die oxidierbare Shroudschicht beidseitig oxidieren, falls Sauerstoff an der Grenzfläche zwischen dem Zirkaloy und dem porösen ZrO_2 zur Verfügung steht. Aufgrund der Argon/Dampf-Strömung im Bypass bedingt durch die Beobachtungsöffnungen kann Wasserdampf durch die poröse Schicht an diese Grenzfläche diffundieren. Die Analyse des Bündelendzustandes des CORA-5 Tests ergab, daß insbesondere im oberen Bündelbereich der Shroud von außen oxidiert war /27/, obgleich die Beobachtungsöffnungen mit Quarzscheiben verschlossen wurden und somit keine Bypass-Strömung auftrat. Es ist daher anzunehmen, daß Wasserdampf nach größeren Rißbildungen oder nach lokalem Aufschmelzen der inneren Shroudschicht auch an die Außenseite der oxidierbaren Schicht Zutritt findet. Damit lassen sich jedoch nicht die signifikanten Abweichungen zwischen den berechneten und den gemessenen Temperaturentwicklungen der Abb. 46 bis Abb. 51 erklären, die bereits zu Beginn der Eskalationsphase auftreten.

Die Analyse des Bündelendzustandes von CORA-13 zeigt im unteren Bündelbereich ebenfalls eine relativ große äußere Oxidschichtdicke an der Außenseite der oxidierenden Shroudschicht. Jedoch läßt sich daraus ebenfalls nicht auf die Verteilung der Oxidationsquellen zu Beginn und in der Eskalationsphase ableiten, da einerseits eine Bypass-Strömung auftritt und andererseits das Bündel zu Testende geflutet wird. Letzteres bewirkt eine starke Oxidation im Bündel- und Shroudbereich.

Betrachtet man das CORA-5 Experiment, in dem keine Bypass-Strömung auftritt, so lassen sich die Unterschiede des gemessenen und berechneten zeitlichen Verlaufs der Oberflächentemperaturen an der Shroudaußenseite mit den obengenannten beiden Prozessen erklären, wobei in der Anfangsphase der Temperatureskalation die Diffusion des Wasserstoffgases hoher Temperatur die thermophysikalischen Eigenschaften der porösen Shroudschicht wesentlich beeinflußt. Im weiteren Versuchsablauf überwiegt dann die äußere Shroudoxidation, die zusätzlich zur Aufheizung der Isolationsschicht beiträgt. Inwieweit sich beide Prozesse überlagern, ist Gegenstand weiterführender Analysen, wobei auch die Aufschmelzprozesse der oxidierbaren Zirkaloyschicht des Shrouds zu berücksichtigen sind.

Wie bereits erwähnt, können die Unterschiede zwischen den berechneten und gemessenen Temperaturen der Shroudisolierung (s. Abb. 46 bis Abb. 51) auch durch die Unkenntnis der thermophysikalischen Materialdaten - insbesondere bei hohen Temperaturen - bedingt sein. Im Gegensatz zu den PHEBUS Experimenten /4/, bei denen der Shroud mit Wasser gekühlt wird, sind bei CORA die Temperaturgradienten im Shroud wesentlich niedriger. Aufgrund dessen wird bei CORA das thermische Verhalten des Bündels nicht so stark durch die Materialeigenschaften des Shrouds beein-

flußt. Deren Auswirkung auf die Temperaturentwicklung der Shroudisolation ist jedoch nicht vernachlässigbar.

Trotz der gegenüber dem Experiment zu niedrig ermittelten Oberflächentemperatur der Shroudisolierung insbesondere während der Eskalationsphase ergibt sich bezüglich der Oberflächentemperatur des HTS eine relativ gute Übereinstimmung mit den Meßdaten (s. Abb. 52 bis Abb. 56). Daraus läßt sich eine Überbewertung der Strahlungswärme von der Shroudisolation an den HTS ableiten, die jedoch nicht allein den Unterschied zwischen der gemessenen und berechneten Temperaturentwicklung der Shroudisolierung (s. Abb. 46 bis Abb. 51) erklärt. Da sich die KESS-Modellentwicklung im wesentlichen auf die Erfassung der Phänomene im Bündel konzentrierte, ist eine Überprüfung des Modells, das das thermische Verhalten der Bündelumfassung beschreibt (Modul RADSUR), insbesondere hinsichtlich der Strahlungsbeschreibung noch durchzuführen /11/.

5.3 Oxidationsverhalten

In der Abb. 57 ist die am oberen Bündelende gemessene zeitliche Entwicklung des Wasserstoffmassenstroms der berechneten gegenübergestellt. Man erkennt, daß die berechneten Werte bis zum Quenchbeginn bei t = 4870 s über den experimentellen liegen. Da die berechneten Temperatureskalationen im Bündel im wesentlichen den experimentellen Verlauf wiedergeben (s. Kap. 5.2) und diese überwiegend von der Energiefreisetzung durch Oxidation des Zirkons bestimmt werden, ist auszuschließen, daß das Rechenergebnis der Abb. 57 mit großem Fehler behaftet ist. Geringe Abweichungen von der tatsächlichen zeitlichen Entwicklung des Wasserstoffmassenstroms im Bündel können jedoch aufgrund der Nodalisierung des Bündels oder durch die Wahl der Korrelation zur Beschreibung der Oxidationsvorgänge durchaus auftreten.

Der Unterschied des berechneten und gemessenen Zeitverlaufs des Wasserstoffmassenstroms bis zum Quenchbeginn ist daher nur durch einen zusätzlichen physikalischen Vorgang zu erklären. Im Modell wird der im Hüllrohr bzw. im Shroud entstandene Wasserstoff, sowie der restliche Dampf mit dem Trägergas innerhalb weniger Sekunden zum oberen Bündelende transportiert. Eine Speicherung von Wasserstoff zwischen dem Ort der Entstehung und der meßtechnischen Erfassung kann den Unterschied des berechneten und gemessenen zeitlichen Verlaufs des Wasserstoffmassenstroms erklären. Folgende Prozesse sind daher denkbar:

- Speicherung in der porösen ZrO_2-Schicht des Shrouds

- Ansammlung im Bypass
- Speicherung in der ß-Zirkaloy Schicht der Hülle.

Die Möglichkeit der Wasserstoffspeicherung in der ß-Zirkaloyschicht ist noch zu prüfen. Betrachtet man jedoch die Differenz zwischen der berechneten und der aus dem gemessenen Wasserstoffmassenstrom ermittelten insgesamt produzierten Wasserstoffmasse (gestrichelte Kurve in Abb. 58), erscheint es jedoch naheliegender, eine Wasserstoffspeicherung in der Anlage bis zu einem gewissen Sättigungsgrad (Maximum der gestrichelten Kurve in Abb. 58) anzunehmen. Der gespeicherte Wasserstoff wird dann mit abnehmender Wasserstoffproduktion (s. Abb. 57) durch das Argon/Dampfgemisch wieder verdrängt, d.h. die gestrichelte Kurve geht nahezu gegen Null (s. Abb. 58) bzw. die verbleibende Diskrepanz von ca. 10 g (< 6 % der insgesamt produzierten Wasserstoffmenge) gibt den Unterschied zwischen Meß- und Rechenergebnis wieder.

Die Abb. 59 zeigt die berechnete bzw. die nach dem Versuchsende experimentell bestimmte, mittlere Oxidschichtdicke in Abhängigkeit von der Bündelhöhe. Man erkennt, daß im unteren Bündelbereich der Vergleich noch eine relativ gute Übereinstimmung ergibt, die Werte im mittleren und oberen Bündelbereich (vgl. Abb. 50) extrem voneinander abweichen. Betrachtet man den Bündelendzustand anhand der photographischen Aufnahmen in /28/, so erkennt man in diesen Bündelbereichen im wesentlichen nur hüllenlose Pelletstapel, d.h., das vollständig oxidierte Zirkaloy in Abb. 59 kann nur in sehr wenigen lokal begrenzten Bereichen gemessen worden sein.

5.4 Aufschmelzvorgang und Schmelzeverlagerung

Die Aufschmelz- und Verlagerungsvorgänge für die frühe Phase der Kernzerstörung wesentlichen Prozesse werden im Codesystem mit dem Modul LIQCAN beschrieben (s. Kap. 2.4 und 2.5). Die strähnenartige Schmelzeverlagerung bewirkt eine globale Änderung des thermischen Verhaltens insbesondere im unteren Bündelbereich (s. Diskussion der zeitlichen Temperaturverläufe im Kap. 5.2). Folgende Prozesse sind hier wesentlich:

- eutektische Wechselwirkung von UO_2 und flüssigem Zirkaloy

- Versagen der Hülle

- Abfließverhalten

- Oxidation der Kruste.

Die zwei zuerst aufgeführten Vorgänge liefern die Anfangs- und Randbedingungen für die strähnenartige Verlagerung. Die Masse der U-Zr-O Schmelze, die verlagert werden kann, ist abhängig von der Kinetik des temperaturabhängigen Auflösungsprozesses und dem Versagenszeitpunkt der Hülle. Ebenfalls ist die Temperatur der ablaufenden Schmelze vom Versagenszeitpunkt der Hülle bestimmt. Sowohl während des Abfließens mit Krustenbildung an der Staboberfläche als auch nach vollständiger Erstarrung der Schmelzesträhne bewirkt der Wärmetransport durch Leitung an den Stab die Temperaturerhöhung in den unteren Bündelbereichen. Diese wird insbesondere durch die Oxidation der Kruste wesentlich beeinflußt. Ferner führt die Verlagerung von U-Zr-O zur Reduktion der oxidierbaren Zirkaloymasse in den oberen Bündelbereichen.

Mit dem Erreichen der Solidustemperatur des α-Zr zum Zeitpunkt $t \approx 4238$ s (s. Abb. 60) beginnt das Aufschmelzen des unoxidierten Zirkaloy. Schon kleine Schichtdicken des flüssigen Zirkaloy führen zu einer signifikanten Auflösung der UO_2-Matrix. Unterhalb dieser Temperatur kann die UO_2-Auflösung beim CORA-13 Test wegen der hohen Aufheizrate in der Eskalationsphase (ca. 10 K/s) vernachlässigt werden. Aufgrund des hohen Wärmeeintrags in die Hülle infolge der Zirkon-Wasser-Reaktion ist das unoxidierte Hüllenmaterial bereits nach ca. 12 s vollständig aufgeschmolzen. Nach weiteren 15 s ist das Versagenskriterium der Hülle (s. Kap. 4.2) erreicht, wobei die Oxidschicht eine Dicke von ca. 200 μm aufweist. In dieser kurzen Zeitspanne von ca. 27 s werden mit dem kombinierten Modell nach Kim-Olander (s. Kap. 2.4) 2.5 % der Brennstoffmatrix aufgelöst. Der Massenanteil des UO_2 in dem U-Zr-O Gemisch ergibt sich in diesem Fall zu ca. 10 %.

Nach dem Erreichen des Versagenskriteriums beginnt die Verlagerung dieser eutektischen Schmelze. Anhand der Abb. 61 wird das dynamische Verhalten einer Strähne veranschaulicht, die an der Versagensstelle $z = 0.9$ m des repräsentativen Brennstabes der innersten radialen Zone entstanden ist. Das Auslaufen der gesamten Schmelzesäule (entsprechend der axialen Nodalisierung $\Delta z = 0.1$ m) dauert ca. 1 s an, so daß zum Zeitpunkt $t = 4265$ s die Verlagerung des oberen Strähnenendes beginnt. Zu diesem Zeitpunkt hat die Strähnenspitze bereits den Bündelbereich erreicht (s. Abb. 62), in dem die Hüllrohrtemperatur unter der Solidustemperatur der Schmelze liegt. Die Strähne erstreckt sich über die maximale Länge von 0.3 m. Infolge der Krustenbildung in den kühleren Bündelbereichen und des sich daraus ergebenden Verlustes der flüssigen Schmelze findet ein "Abbremsen" der Strähne statt bis zu ihrem vollständigen Anfrieren. Dieser Elementarprozeß der Schmelzeverlagerung ist nach ca. 2.3

s abgeschlossen und führt zu der in Abb. 62 dargestellten Massenverteilung der Kruste entlang eines Stabes.

Um das typische thermische Verhalten einer Strähne im kühleren Stabbereich (Bündelhöhe z = 0.65 m) zu erläutern, ist deren zeitlicher Temperaturverlauf in Abb. 63 dargesellt. Dabei können drei Phasen unterschieden werden:

- Der relativ große konvektive Wärmestrom infolge der Differenz zwischen der Schmelze- und der Krustentemperatur bewirkt eine rasche Abkühlung der Strähne.

- Mit dem Erreichen des Gleichgewichts zwischen dem Enthalpietransport der nachströmenden Schmelze und der Wärmeabfuhr an die Hülle bleibt die Schmelzetemperatur ca. 0.5 s nahezu konstant.

- Der Enthalpietransport der Schmelze wird nach dem Auslaufen der gesamten Schmelzesäule oberhalb der Versagensstelle reduziert, so daß die Schmelzetemperatur wieder abnimmt.

Während des Abfließens der Schmelze findet eine starke Aufheizung des Hüllrohres (ca. 100 K/s) statt, die überwiegend von der Wärmeleitung durch die Kruste bestimmt ist (s. Abb. 63). Nach der Verlagerung der flüssigen Strähne erfolgt die Abkühlung des Hüllrohres aufgrund der Wärmeaustauschprozesse mit dem Brennstoffpellet und den benachbarten Bündelstrukturen. Die weitere Aufheizung des Brennstabes in der Bündelhöhe z = 0.65 m erfolgt dann ab dem um ca. 70 K höheren Temperaturniveau als vor der Schmelzeverlagerung.

Die einzige direkte Vergleichsmöglichkeit zwischen den Ergebnissen des Verlagerungsmodells LIQCAN und des CORA-13-Tests ist die Massenverteilung im Bündel nach dem Versuchsende. Diese wird von den Auf- und Abschmelzprozessen sowohl an den beheizten und unbeheizten Stäben als auch an den Steuerstäben bestimmt und gibt Aufschluß über die gesamte während des Versuchs verlagerte Masse. Abb. 64 zeigt die berechnete Massenverteilung im CORA-13 Bündel nach dem Versuchsende. Gegenüber dem Experiment wird im mittleren Bündelbereich ein um ca. 10% geringerer Massenverlust ermittelt. Ebenso wird der berechnete Massenanteil um ca. 10% unterschätzt. Der wesentliche Grund für die Unterschiede zum Experiment ist, daß in der verwendeten Codeversion das Auf- und Abschmelzen des Absorbermaterials nicht modelliert ist. Das berechnete Maximum der Massenverteilung (z = 0.25 m) tritt ca. 0.2 m tiefer als im Experiment (z = 0.45 m) auf. Einerseits kann der Abstandshalter (z = 0.5 m), dessen Einfluß auf das Abschmelzverhalten im LIQCAN noch nicht berücksichtigt wird, als Schmelzefänger dienen. Andererseits hängt das

Anfrierverhalten der Schmelze von der genauen Bestimmung der Solidustemperatur ab.

5.5 Quenchvorgang

Beim Erreichen der Versuchszeit t = 4870 s wird der Quenchtank von unten über das Bündel sowie über die Bündelumfassung mit einer nahezu konstanten Geschwindigkeit von 0.01 m/s geschoben. Aufgrund der relativ großen Temperaturdifferenz zwischen dem teilweise zerstörten Bündel und dem unterkühlten Wasser ergibt sich ein hoher Wärmestrom, der zur Temperaturerhöhung des Wassers führt, bis die Sättigungstemperatur erreicht ist und das Wasser verdampft. Infolge des hohen Dampfmassenstroms wird die Kühlung des zerstörten Bündels verbessert. Ferner wird kurz nach Beginn der Quenchphase die elektrische Heizung abgeschaltet. Beide Vorgänge führen zur relativ raschen Abnahme der Temperaturen im Bündel (s. Abb. 13 bis Abb. 19).

Infolge der Temperaturabsenkung (Maximum bei ca. -200 K/s) treten große Thermospannungen in der Hülle auf, die zum Abplatzen (Embrittlement) der ZrO_2-Schicht führen, so daß neue oxidierbare Oberflächen entstehen, die zur Erhöhung der Wasserstoffproduktion führen (s. Peak des Wasserstoffmassenstroms in Abb. 57). In der verwendeten Codeversion wird das Embrittlement der Hülle unter der Verwendung eines von der Abkühlrate und der Oxidschichtdicke abhängigen Kriteriums ausgelöst, wobei instan-tanes Abplatzen der vorhandenen ZrO_2-Schicht angenommen wird. In der Abb. 57 erkennt man, daß das gemessene und berechnete Maximum des Wasserstoffmassenstroms sehr gut übereinstimmt. Die Extrapolationsfähigkeit dieses vereinfachten Modells ist jedoch beschränkt. Eine detaillierte Modellbildung ist notwendig, die den Vorgang des Abplatzens der Hülle verbunden mit der Oxidation genauer erfaßt. Die Tatsache, daß der Anstieg des gemessenen Wasserstoffmassenstroms /28/ (s. Abb. 57) bereits vor dem Quenchen (t < 4870 s) erfolgt, ist noch zu klären.

Die Diskussion thermohydraulischer Phänomene beim Quenchen erfolgt nunmehr anhand des zeitlichen Verlaufs des Dampfmassenstroms (s. Abb. 65) und des Gemischspiegels (s. Abb. 66).

Mit steigendem Gemischspiegel (mixture level) im Bündel erhöht sich zunächst der Dampfmassenstrom (s. experimentelles Ergebnis in Abb. 65), da sich der geflutete Bündelbereich vergrößert (s. experimentelle Ergebnisse in Abb. 66). Da die Temperaturen in den unteren bereits gefluteten Bündelbereichen rasch absinken und aufgrund

der erhöhten Dampfkühlung ein Temperaturrückgang im oberen Bündelbereich auftritt, nimmt im Experiment zur Zeit t > 4950 s die Dampfproduktion bei steigendem Gemischspiegel ab. Bei ca. 5000 s erreicht der Quenchzylinder die Endposition (z = 1.1 m). Man erkennt in Abb. 65, daß der berechnete Dampfmassenstrom unterhalb der gemessenen Werte liegt. Der wesentliche Grund für den Unterschied zwischen dem gemessenen und dem berechneten Dampfmassenstrom besteht darin, daß die Verdampfung, die durch den Wärmetransport von der Bündelumfassung in das Dampf/Wasser-Gemisch bewirkt wird, beim derzeitigen Modellstand weder bündelseitig noch an der Außenseite des Shrouds (s. Abb. 2) berücksichtigt werden kann. Dies bedeutet auch, daß die Dampf-/Wasser-Strömung im Ringraum zwischen der Außenseite des Shrouds und der Innenseite des Quenchzylinders nicht betrachtet wird. Der Massenstrom des unterkühlten Wassers im Ringraum beträgt in der Höhe des Bündeleintritts (z=0 m) ca. 225 g/s /6/.

Der Massenstrom des unterkühlten Wassers im Bündel in der Höhe z = -0.2 m , der zum Anstieg des mixture levels (s. Abb. 66) führt, beträgt 75 g/s /6/. In der Abb. 66 ist sowohl der mit KESS als auch mit ATHLET-CD berechnete mixture level dargestellt. Im Gegensatz zum Systemcode ATHLET-CD kann im KESS-Code zur Zeit eine unterkühlte Wasserströmung nicht betrachtet werden. Dies erklärt, daß der Gemischspiegel der KESS-Rechnung über dem der ATHLET-CD-Rechnung liegt. Man erkennt ferner (s. Abb. 66), daß der Gemischspiegel beider Rechnungen oberhalb der Position der Oberkante des Quenchzylinders im Experiment liegt. Ob das daraus abzuleitende Überströmen des Wasser/Dampf-Gemisches aus dem Quenchzylinder im Experiment auftritt, ist bisher noch nicht geklärt. Neben dem Gemischspiegel ist in der Abb. 66 noch der mit beiden Codes berechnete collapsed level dargestellt. Man erkennt, daß der Anstieg der kollabierten Spiegel im Trend übereinstimmen und daß der kollabierte Spiegel der KESS-Rechnung größeren Schwankungen unterliegt. Diese beeinflußen den berechneten Dampfmassenstrom (s. Abb. 65) und können auf die relativ grob gewählte Ortsdiskretisierung der KESS-Rechnung zurückgeführt werden. Inwieweit die, infolge der raschen Abkühlung in den unteren Zonen des gefluteten Bündelbereichs bewirkte, relativ rasche Änderung des Wärmeübergangs die Schwankungen im Dampfmassenstrom ebenfalls beeinflussen ist noch nicht geklärt. Dazu bedarf es weiterer Modellüberprüfungen und Diskretisierungsuntersuchungen.

5.6 Vergleich spezifischer Ergebnisse der verwendeten Codes

Am ISP-31 nahmen die in der Tab. 1 aufgelisteten Institutionen mit verschiedenen Codes teil. Um die Analyse des CORA-13 Experiments mit dem KESS-Code im

internationalen Vergleich einordnen zu können, werden im folgenden beispielhaft wesentliche Ergebnisse von ISP-31 dargestellt, die aus /1/ entnommen wurden.

In Abb. 67 ist die zeitliche Entwicklung der Temperatur in der Bündelhöhe z = 0.75 m dargestellt, die der in Abb. 17 entspricht. Man erkennt in Abb. 67, daß während der Aufheizphase die Temperaturen relativ gut wiedergegeben wurden, jedoch kurz vor Beginn der Eskalationsphase bei t = 4000 s eine Streuung von ca. 300 K auftritt. Dies führt dann zu einer noch größeren Streuung bezüglich des Zeitpunktes des Einsetzens der Temperatureskalation, der im Bereich von 4050 s bis 4450 s liegt. Um diese Unterschiede im Temperaturverhalten zu erklären, ist eine vergleichende Analyse der Wärmebilanzen von den verschiedenen Codes bzw. Codeversionen erforderlich.

In Abb. 68 ist der Massenanteil der aufgelösten UO_2-Matrix dargestellt. Man erkennt, daß die Rechnungen bezüglich des Ortes der UO_2-Auflösung (0.4 m < z < 1.0 m) übereinstimmen, quantitativ jedoch erhebliche Unterschiede auftreten, obwohl das berechnete Temperaturverhalten - wenn auch zeitlich versetzt - vergleichbar ist. Um diese Diskrepanzen zu klären, sind die verwendeten Aufschmelzmodelle, d.h. insbesondere das Modell von Kim-Olander zu überprüfen. Anzumerken ist, daß aufgrund des modularen Aufbaues des KESS-Codes auf der Basis der Informatikstruktur RSYST /2/ alle integrierten Modelle auch durch die Vorgabe spezifischer Randbedingungen überprüft werden können.

Die Notwendigkeit von Modellüberprüfungen anhand von Vergleichsrechnungen ergibt sich aus anderen in /1/ dargestellten Ergebnissen. Diese betreffen die Oxidation, die Schmelzeverlagerung und insbesondere den Quenchvorgang.

6 Nachanalyse des internationalen Standardproblems Nr.31 mit der aktuellen Version KESS-III/MOD 1.2

Die Nachanalyse des ISP-31 wurde mit der verbesserten und weiterentwickelten Code-Version KESS-III/MOD 1.2 durchgeführt. Die wichtigsten Unterschiede zwischen dieser aktuellen und der KESS-III/MOD 1.0 Version sind:

- verbesserte Modellierung der Strahlungsankopplung des Steuerstabführungsrohres an die umliegenden Brennstäbe /11/,

- Modellierung des Abschmelzens von Absorberstäben /11/,

- implizite Lösung der Energiebilanz des repräsentativen Stabes bezüglich des Wärmeaustausches mit der Schmelze,

- Modellierung des Aufheizverhaltens von SWR-Strukturen /11/ (bei dieser Nachanalyse nicht benötigt)

Die nur bei Analysen von auslegungsüberschreitenden Störfällen im Reaktor gültige Annahme, daß das Steuerstabführungsrohr aufgrund der relativ groben Diskretisierung des Reaktorkerns (ca. 10 radiale Zonen) von Brennstäben derselben Radialzone umgeben ist, führte dazu, daß bei der Analyse von ISP-31 speziell im unteren Bündelbereich (s. Abb. 30 bis Abb. 35) signifikante Abweichungen der Rechenergebnisse von den Meßwerten auftraten (s. S. 19). Deshalb wird in der aktuellen Codeversion der Strahlungsaustausch zwischen dem Steuerstabführungsrohr und den Brennstäben der benachbarten Radialzonen erfaßt (s. Abb. 4). Durch diese Modellverbesserung konnte die Temperaturentwicklung der Absorberstäbe und deren Führungsrohre insbesondere in dem ersten Abschnitt der Aufheizphase ($t < 3600$ s), in der das Temperaturverhalten dieser Bündelstrukturen überwiegend durch den Strahlungsaustausch mit den benachbarten Stäben bestimmt ist, genauer ermittelt werden (s. Abb. 69 bis Abb. 78). Das Aufschmelzen des Absorbermaterials beginnt bei der Solidustemperatur vom AIC-Pellet (T_{sol} = 1073 K). Dadurch wird die Aufheizrate des Absorberstabes und dessen Führungsrohres deutlich reduziert (3600 s < t < 3800 s). Da die Pellets im Absorberstab eine nicht eutektische Zusammensetzung aufweisen, dauert die Phasenumwandlung bis zum Erreichen der Liquidustemperatur (T_{liq} = 1123 K) an. Anschließend können wieder größere Aufheizraten beobachtet bzw. ermittelt werden, da sich die Temperaturdifferenz zwischen den Absorberstäben und den benachbarten beheizten Stäben während dieser Aufschmelzprozesse erhöht hat.

Zum Zeitpunkt $t \approx 4100$ s ist das Versagenskriterium ($T_V = 1900$ K) des Zr-Führungsrohres zum ersten Mal erreicht. Damit wird die Verlagerung der im Absorberstab gebildeten Schmelze bestehend aus dem AIC-Pellet, der Fe-Hülle und dem unoxidierten Teil des Zr-Führungsrohres eingeleitet. Da die Querschnittsfläche vom Absorberstab ca. 7-mal größer als die stabbezogene freie Querschnittsfläche der Strömung ist, kommt der Modellierung von lokaler Blockadebildung hier besondere Bedeutung zu. In Abb. 79 ist die zeitliche Entwicklung des Krusten- und Schmelzeradius in der Bündelhöhe $z = 0.25$ m dargestellt. An der Zunahme dieser Radien sind Verlagerungen von zwei Strähnen ($4105 \text{ s} < t_1 < 4107$ s und $4113 \text{ s} < t_2 < 4114$ s) erkennbar. Während des zweiten Elementarprozesses wird die stabbezogene freie Strömungsquerschnittsfläche des Absorberstabes vollständig blockiert. Der weitere Schmelzetransport ist durch die radiale Ausbreitung der nachströmenden Schmelze gekennzeichnet. Diese 2-D-Effekte sind in der aktuellen Code-Version jedoch nicht berücksichtigt.

Die Berücksichtigung der Verlagerung von der AIC-Schmelze hat das berechnete Profil der Massenverteilung signifikant beeinflußt (vgl. Abb. 65 mit Abb. 80). Oberhalb der Bündelhöhe $z = 0.55$ m konnte mit der aktuellen Code-Version eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den experimentellen Daten erreicht werden. Auch das Maximum der Massenverteilung wird quantitativ gut wiedergegeben. Die axiale Position dieses Maximums wird weiterhin tiefer als im Experiment ermittelt.

Die berechneten und gemessenen Massenanteile einzelner Komponenten in der während des Versuchs über das Bündel verteilten Kruste sind in der Abb. 81 dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Solidustemperaturen der Brenn- und Absorberstabschmelzen werden sowohl im Experiment als auch bei der Rechnung mit abnehmender Bündelhöhe geringere UO- und höhere Ag-, In- und Cd-Massenanteile ermittelt. Dabei deuten die quantitativen Unterschiede der UO-Konzentration im Bündelbereich $0.4 \text{ m} < z < 0.45$ m darauf hin, daß im Experiment mehr UO_2 vom flüssigen Zr aufgelöst wurde, als dies mit dem Modell von Kim-Olander bestimmt werden konnte. Der höhere berechnete UO-Anteil im Bündelbereich $0.25 \text{ m} < z < 0.4$ m kann auf die gegenüber dem Experiment tiefer liegende Position des Maximums der Massenverteilung (s. Abb. 80) zurückgeführt werden.

7 Zusammenfassung

In diesem Bericht wurden im wesentlichen die KESS-Ergebnisse, die im Rahmen des internationalen Standardproblems Nr. 31 erzielt wurden, den verfügbaren experimentellen Daten gegenübergestellt. Dabei wurden auch die Daten herangezogen, die bei der Nachanalyse des Versuchs ermittelt wurden.

Die Analyse des CORA-13 Versuchs (ISP-31) ergab, daß die berechnete Temperaturentwicklung im Bündel (beheizte und unbeheizte Stäbe) und an der Shroudoberfläche relativ gut vorausberechnet werden konnten. Dies trifft ebenfalls auf die insgesamt produzierte Wasserstoffmenge zu, wobei jedoch die Unterschiede im zeitlichen Verlauf des gemessenen und berechneten Wasserstoffmassenstroms auf eine Speicherung von Wasserstoff während des Experiments zurückzuführen ist. Ebenfalls konnte gezeigt werden, daß die berechneten Oxidschichtdicken im unteren Bündelbereich relativ gut mit den Messungen übereinstimmen.

Signifikante Unterschiede zwischen dem Experiment und der Rechnung ergaben sich bezüglich der Steuerstabtemperaturen und der Temperaturen der Shroudisolation. Durch die Nachrechnungen mit der aktuellen KESS-Version konnte gezeigt werden, daß aufgrund der Verbesserungen der Strahlungsankopplung an die umliegenden Stäbe die berechneten Temperaturen der Steuerstäbe ebenfalls gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen. Inwieweit die Unsicherheiten der thermophysikalischen Daten der Shroudisolierung die Unterschiede bezüglich dem berechneten und gemessenen Temperaturverlauf an der äußeren Shroudoberfläche bedingen, kann eventuell anstelle von Einzelexperimenten auch durch eine Sensibilitätsanalyse geklärt werden.

Beim Vergleich der experimentellen Temperaturkurven mit den berechneten Werten, ergaben sich Widersprüche bei der Interpretation der Versuchsdaten mit der Modellvorstellung bezüglich des Beginns der Verlagerung von U-Zr-O-Schmelze. Es bleibt noch zu klären, ob diese durch die Unsicherheiten bei der Temperaturmessung oberhalb von 2000 K hervorgerufen werden. Jedoch zeigt die Analyse deutlich, daß die Schmelzeverlagerung das thermische Bündelverhalten stark beeinflußt. Dabei ist wesentlich, daß durch die Verlagerung der oxidierenden U-Zr-O-Schmelze in die Bündelbereiche niedriger Temperatur einerseits die Temperaturerhöhung in den oberen Bündelbereichen reduziert wird und andererseits die Oxidation des wiedererstarrten U-Zr-O-Gemisches eine Temperatureskalation in den unteren Bündelbereichen bewirkt.

Der Vergleich der berechneten Massenverteilung der erstarrten Schmelzen mit den Daten der experimentellen Nachuntersuchung wies deutliche Unterschiede auf. Durch die Nachrechnung mit der aktuellen Codeversion unter Berücksichtignung der Verlagerung der Absorberschmelze konnte die Diskrepanz zwischen Experiment und Rechenergebnis reduziert jedoch nicht vollständig behoben werden. Demnach sind weitere Untersuchungen bzw. Modellverbesserungen hinsichtlich der Simulation von Bündel- und Kernzerstörungsprozesse notwendig.

8 Literaturverzeichnis

/1/ Firnhaber, M., Trambauer, K., Hagen, S., Hofmann, P.: International Standard Problem No. 31: CORA-13 Experiment on Severe Fuel Damage, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit, Köln und München, 1993

/2/ Hocke, K.-D., Bürger, M., Schatz, A.: KESS-III-Entwicklung und Integration von physikalischen Modellen zum Ablauf schwerer Störfälle bei Leichtwasserreaktoren, Universität Stuttgart, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, IKE,2-93, Januar 1991

/3/ Hain, K.: Out-of-Pile Experimente zur Untersuchung schwerer Störfälle, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 4274, 1987

/4/ Scott, E.F., Delchambre, Ph., Hardt, P.: Status of the PHEBUS FP Project, Seminar on the Commission Contribution in Reactive Savety Research, (Congress Centre Villa Ponti, Varese, Italy, Nov. 20-24, 1989

/5/ Hohorst, J.K.: SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual, Volume 4: MATPRO-A, Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analyses, NUREG/CR-5273-Vol.4, EG&G Idaho, Inc., Februar 1990

/6/ Firnhaber, M., Trambauer, K., Hagen, S., Hofmann, P.: Specification of the International Standardproblem ISP-31: CORA-13 Experiment on Severe Fuel Damage, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit, Köln, August 1991

/7/ Cheremisinoff, N.P., Webb, S., Rowe, D.S.: Handbook of Multi-Phase-Flows, Chapter 31: Modeling Techniques for Dispersed Multiphase Flows

/8/ Cigarini, M.: Thermohydraulische Untersuchung der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 4302, August 1987

/9/ Sonnenburg, H.-G.: NURETH-4 Proceedings, Vol. 2, Oct. 1989

/10/ Müller, K., Hering, W., Schatz, A.: Verifikation des KESS-III Codes anhand des Out-of-Pile Experiments CORA-2, Universität Stuttgart, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, IKE 2-91, November 1990

/11/ Bruder, M., Hocke, K.-D., Kronenberg, J., Müller, K., Paller, A., Schlenkrich, C., Schatz, A.: Stand der Modellentwicklung im KESS-III, Teilbericht I: Frühe Phase des Kernschmelzens, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart, IKE 2-107, Bericht in Vorbereitung, März 1994

/12/ Hagen, S., Kapulla, H., Malauschek, S., Katanishi, S.: Post Test Investigation of the Single Rod Test ESSI 1-11 on Temperature Escalation in PWR Fuel Rod Simulators due to the Zincaloy/Steam Reaction, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3768, März 1987

/13/ Hering, W.: Interpretation und Modellierung des Experimentes CORA mit dem erweiterten Kernschmelz-Code SCDAP / MOD1, Universität Stuttgart, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, IKE, Dissertation, 1992

/14/ Mayr, P., Bürger, M., Baas, T.:Empirische und mechanistische Beschreibung der Zirkon-Wasser-Reaktion im Kern von Leichtwasserreaktoren, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart, IKE 2-87, Juni 1989

/15/ Allison, R., Carlson, T., Cheng, et al: SCDAP/RELAP5 Code Assessement: Models for the Liquefaction of UO_2 in molten Zirkaloy

/16/ Kim, K.T., Olander P.R.: Dissolution of Uraniumdioxid by molten Zircaloy, Journal of Nuclear Materials, 154, S.85-115, 1988

/17/ v. Berg, E., Bürger, M., Hocke, K.-D., Schatz, A.: Modellierung des Ablaufens und Erstarrung eines Schmelzefilms an der Brennstoffoberfläche nach Hüllrohrversagen (Candling), Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart, IKE 2-87, Juni 1989

/18/ Kronenberg, J., Bürger, M., Müller, K.: Onset of LWR Degradation due to the Candling Process: Modelling and Experimental Verification in the Frame of the KESS Code Development, Proceedings 6th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermohydraulics, Vol I, S. 523-529, October 5-8, 1993, Grenoble

/19/ Hassan, Z., A.: Post Critical Heat Transfer Predictions Using a Modified RELAP5/MOD2 Computer Code, Nuclear Science and Engineering, 103, 1989, 70-80

/20/ Hering, W., Minato, M., Nagase, F.: Global Analysis of Bundle Behaviour in Pressurized Walter Reactor, Nuclear Technology, April 1992

/21/ Hohorst, J.K., Wright, R.W.: Analysis of CORA-13 (ISP-31) using SCDAP/RELAP5/MOD3, ISP-31 Meeting, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 8.-9. Oktober, 1992

/22/ Trambauer, K.: The Code ATHLET-CD for the Simulation of Severe Accidents in Light Water Reactors, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS)-mbH, Garching, 1992

/23/ Crestia, J.C., Gonzales, R.: Results of ICARE 2 Blind Calculations on the SFD CORA 13 Experiment, ISP-31 Meeting, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 8.-9. Oktober, 1992

/24/ Thompson, S.L., Gross, R.J.: MELCOR Calculations for CORA 13 (ISP-31), ISP-31 Meeting, Kernforschungszentrum Karlsruhe. 8.-9. Oktober, 1992

/25/ Leistikow, S., v. Berg, H., Jennert, D.: Comparative Studies of Zirkaloy 4 / High Temperature Steam Oxidation, Proceedings of Specialist Meeting on the Behaviour of Water Reactor Fuel Elements Under Accident Conditions

/26/ Hagen, S., Hofmann, P. Schanz, G., Schumacher, G., Seibert, F. Sepold, L.: Influence of Reflood in the CORA Severe Fuel Damage Experiments, Kernforschungszentrum Karlsruhe, PSF-Ber. 3031, April 1991

/27/ Minato, K., Hering, W., Hagen, S.: Zircaloy Oxidation and Cladding Deformation in PWR-specific CORA Experiments, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 4827, Juli 1991

/28/ Hagen, S., Hofmann, P., Noack, V., Schanz, G., Schumacher, G., Sepold, L.: Results of SFD Experiment CORA-13 (OECD International Standard Problem 31) Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 5054, Februar 1993

/29/ Trambauer, K.: The Code ATHLET-CD for the Simulation of Severe Accidents in Light Water Reactors, Proceedings of the Fifth International Topical Meeting on Reactor Thermal Hydraulics, NURETH-5, Vol. IV, Salt Lake City, September 21.-24., 1992

Tabellen

	Anwender	Organisationen	Rechen-Codes
AEA	R. P. Hiles, T. J. Haste, L. M. Shirley	AEA Reactor Services UK	SCDAP/RELAP5/MOD2.5
CEA	J. Crestia, R. Gonzales	Commisariat à L´Energie Atomique, France	ICARE2/V2/MOD1
ECN	H. A. Roodbergen	Netherlands Energy Research Foundation	SCDAP/RELAP5/MOD3
IKE	K. Müller, M. Bruder, K.-D. Hocke	Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Stuttgart	KESS-III / MOD 1.0
JAE	K. Hashimoto, K. Soda, E. Matsumoto	Japan Atomic Energy Research Institute	SCDAP/RELAP5
KAE	H.-D. Kim	Korea Atomic Energy Research Institute	SCDAP/RELAP5/MOD2.5
NRI	L. Belovsky, M. Valach	Nuclear Research Institute Rez	FRAS-SFD
SNL	R. J. Gross, S. L. Thompson, G. M. Martinez	Sandia National Laboratories	MELCOR 1.8.0
VTT	E. Pekkarinen	Technical Research Centre of Finland	SCDAP/RELAP5/MOD2.5

Tab. 1: Code-Anwender, Organisationen, verwendete Rechen-Codes (ISP-31)

Abbildungen

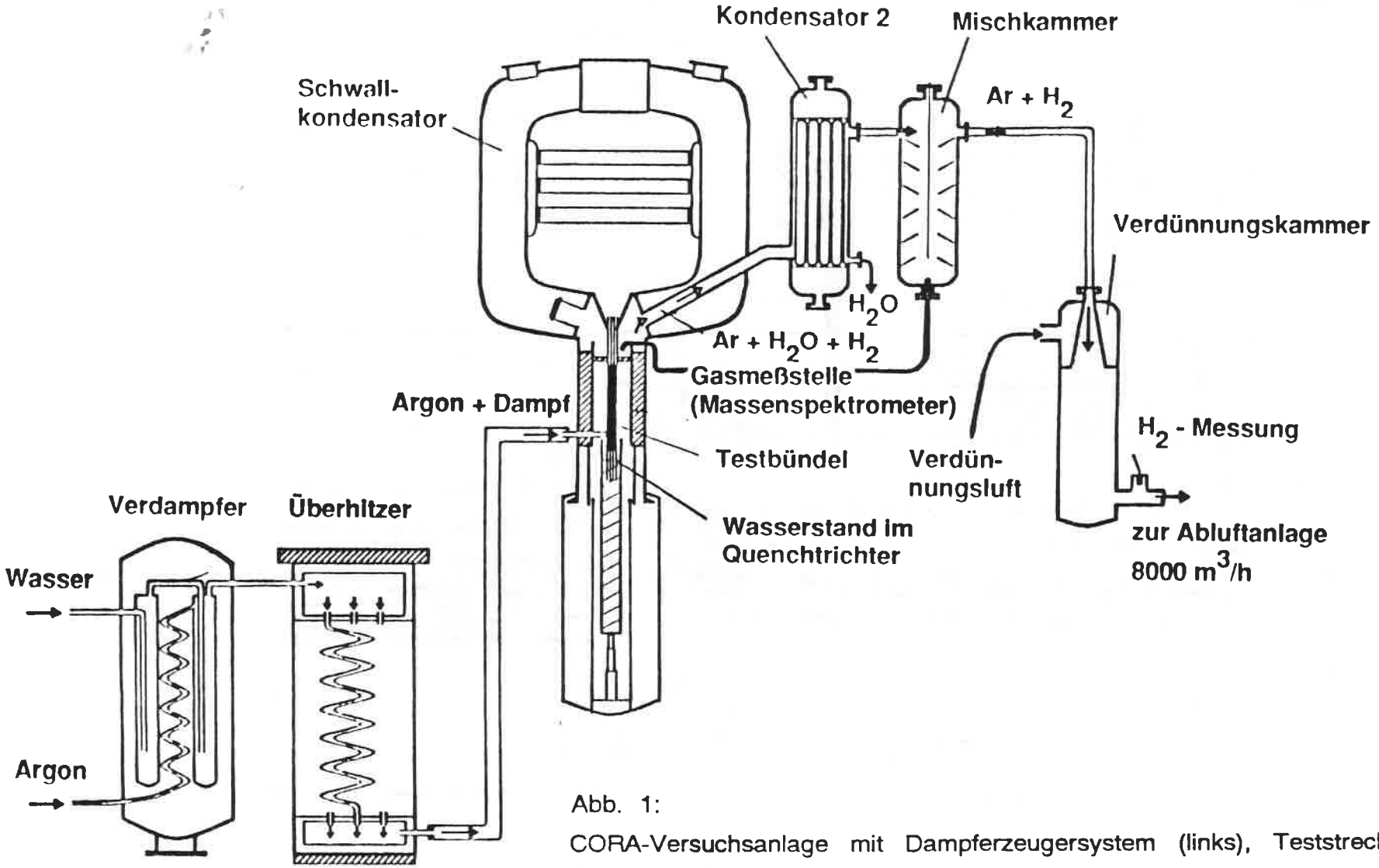


Abb. 1:
CORA-Versuchsanlage mit Dampferzeugersystem (links), Teststrecke (Mitte) und Abgassystem (rechts) /12/

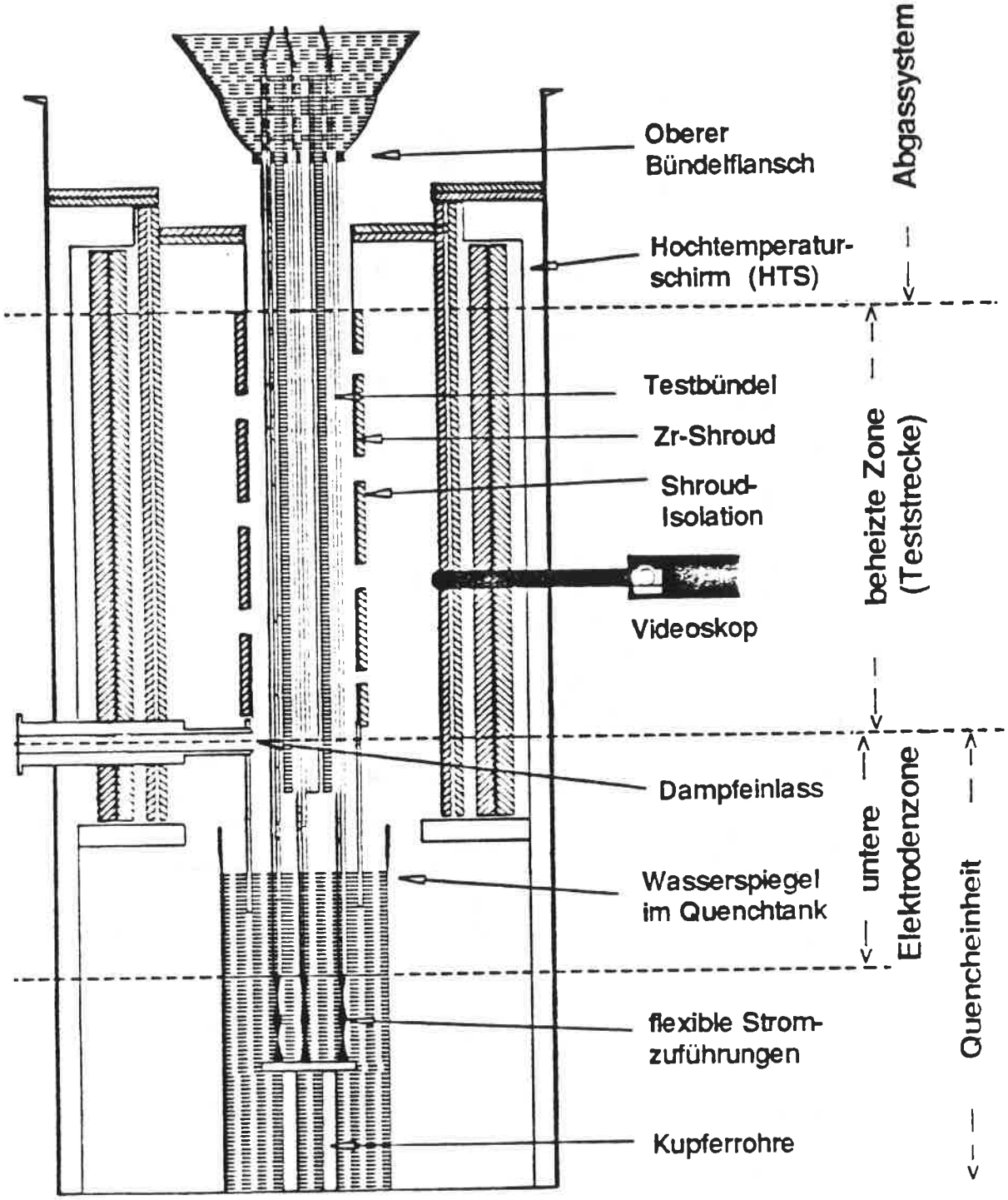


Abb. 2: Aufbau der CORA-Teststrecke /1/

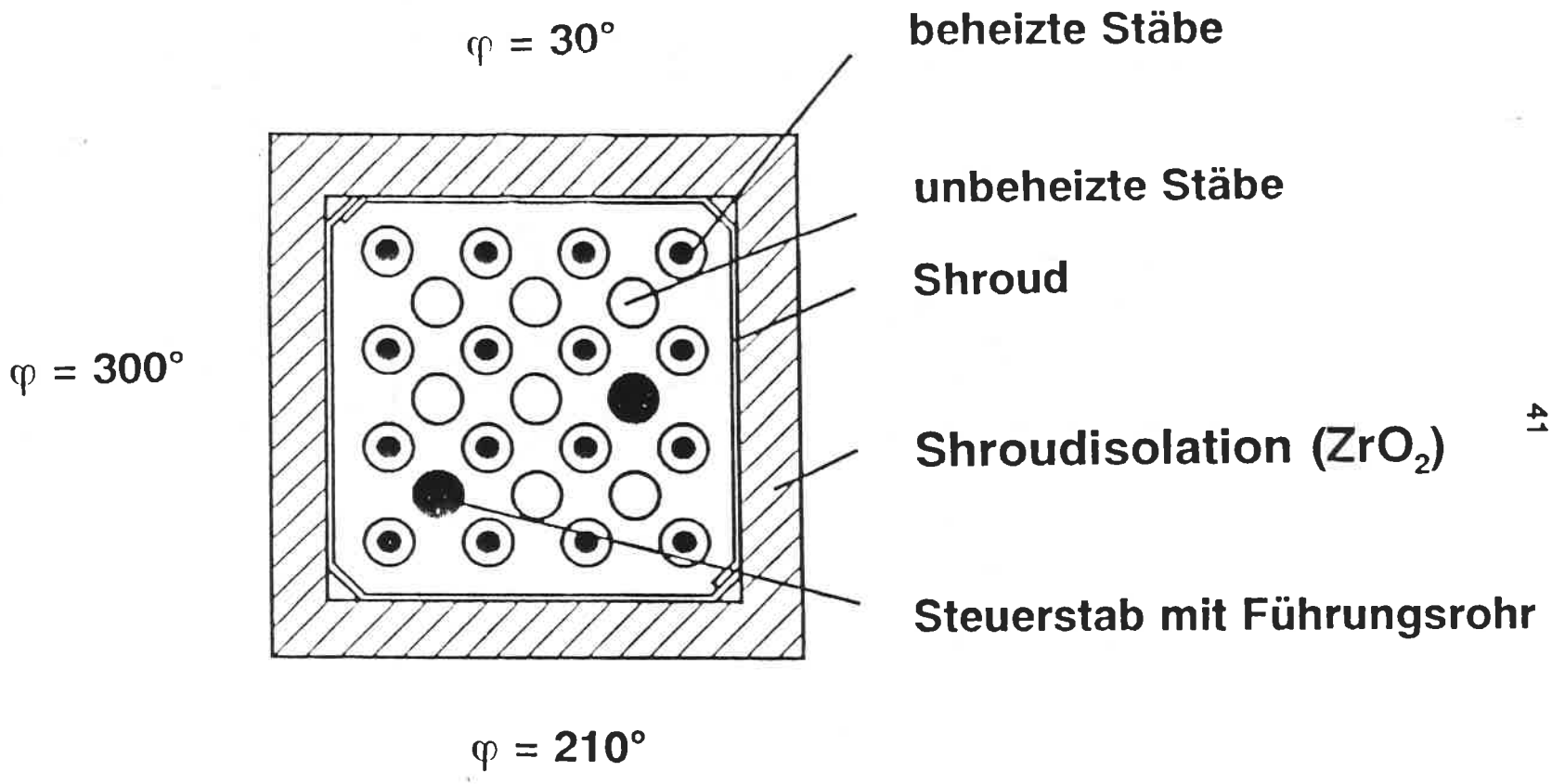


Abb. 3: Aufbau des CORA-13 Bündels

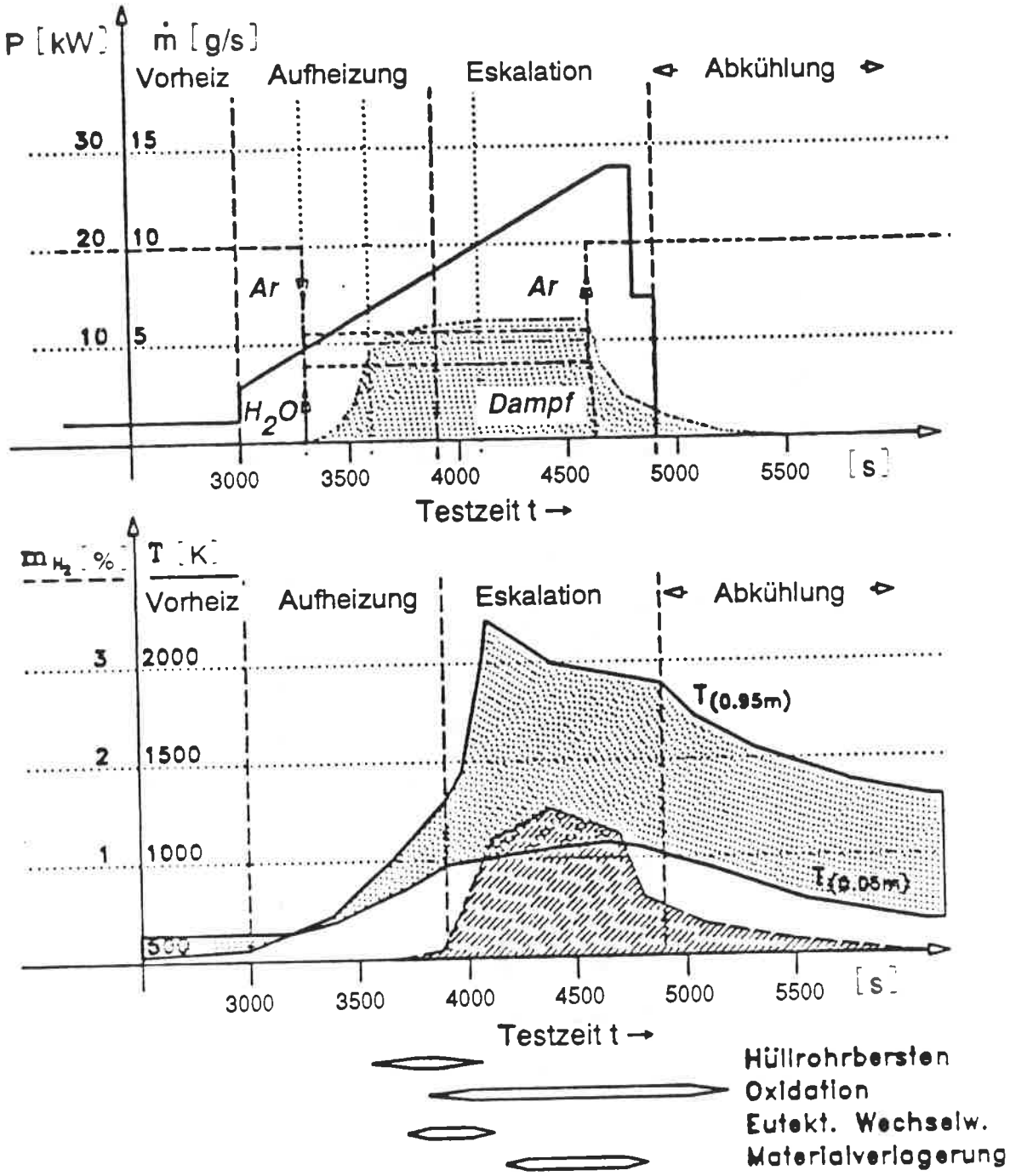


Abb. 4: Exemplarischer Versuchsablauf:
Darstellung der Heizleistung der Fluidzusammensetzung am unteren Bündelende (oben) sowie Temperaturentwicklung im Bündel (punktierter Bereich unten) mit Wasserstoffanteil (schraffierter Bereich unten) /12/

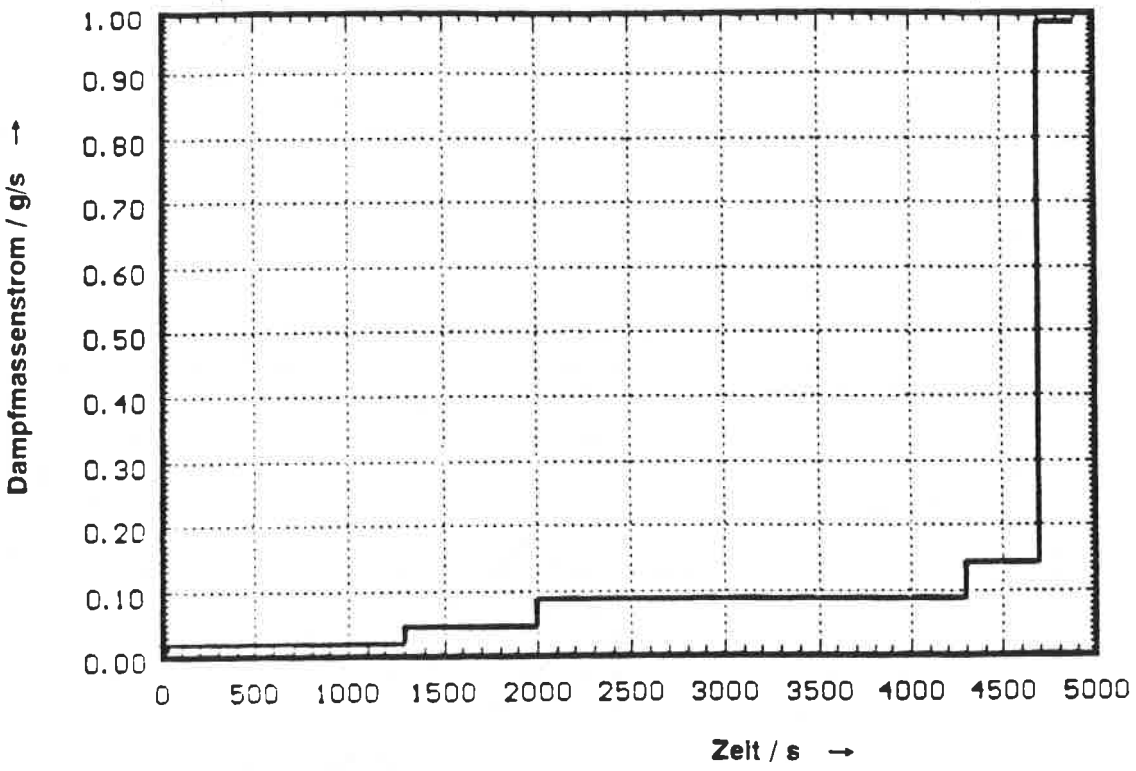


Abb. 5: Gemessener Dampfmassenstrom oberhalb des Quenchzylinders (Quenchvorgang nicht berücksichtigt) /1/

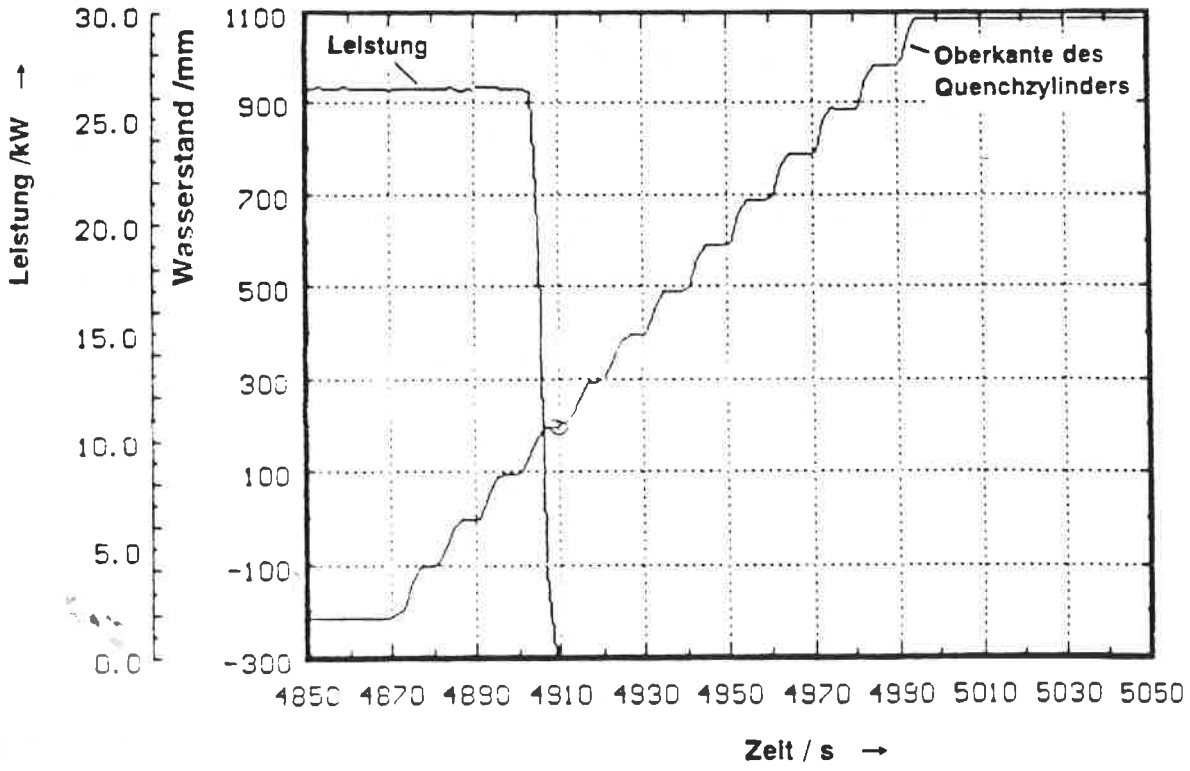


Abb. 6: Bündelleistung und Position der Oberkante des Quenchzylinders während der Flutphase

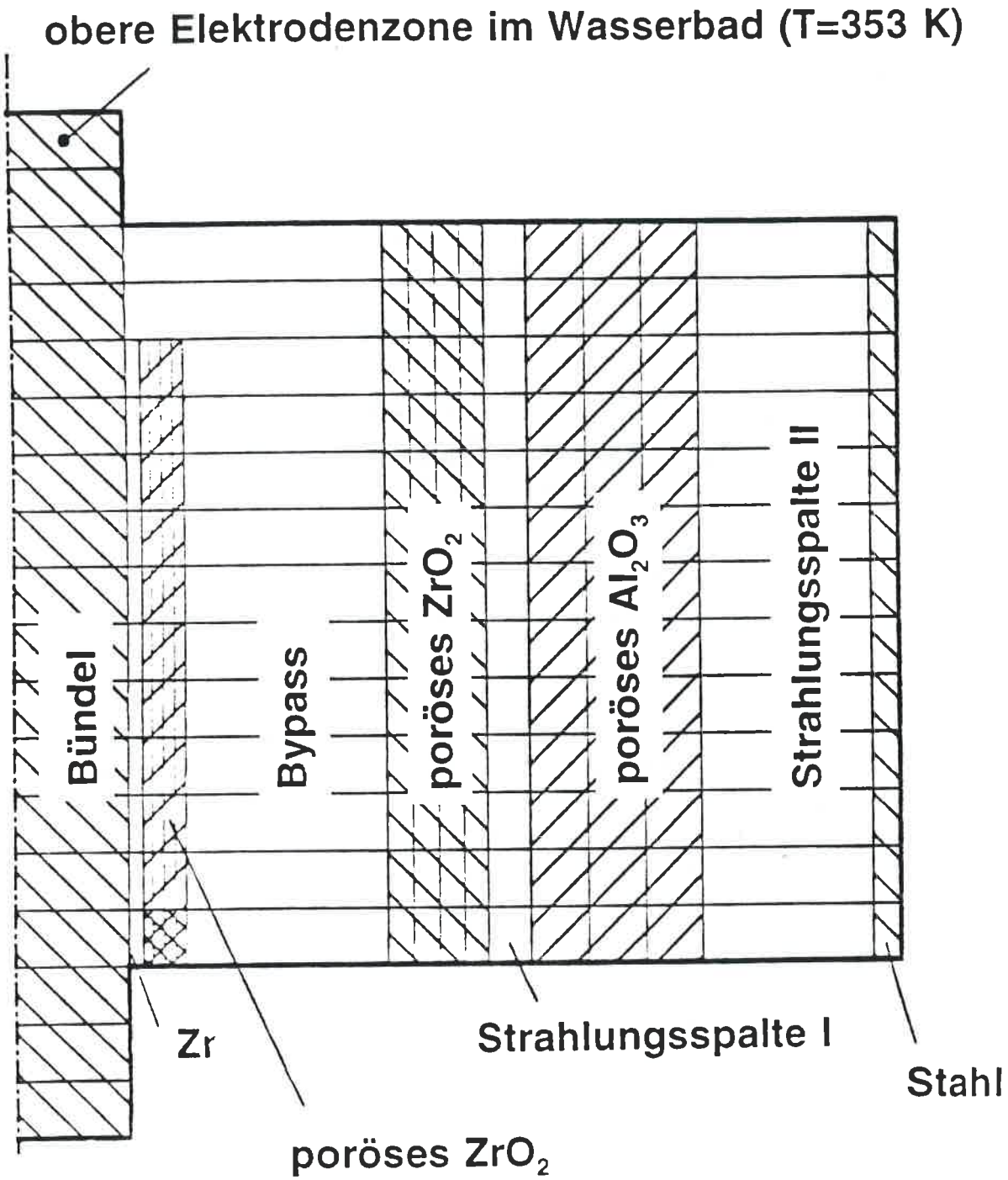


Abb. 7: Nodalisierung des CORA-Bündels, des Shrouds und des Hochtemperaturschirms (HTS)

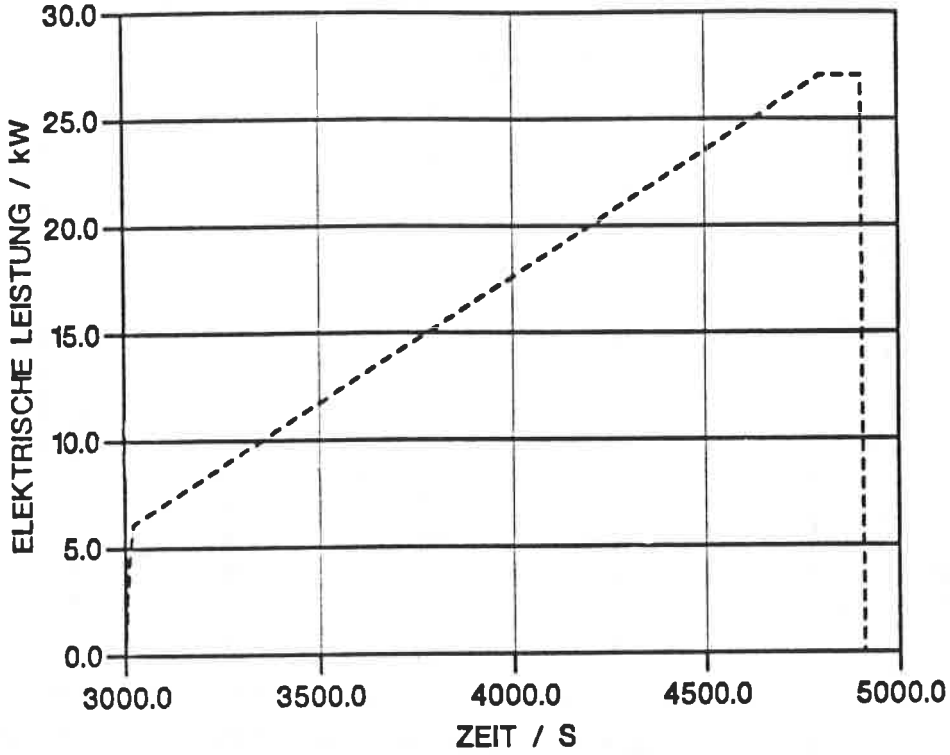


Abb. 8: Elektrische Leistung als Funktion der Zeit

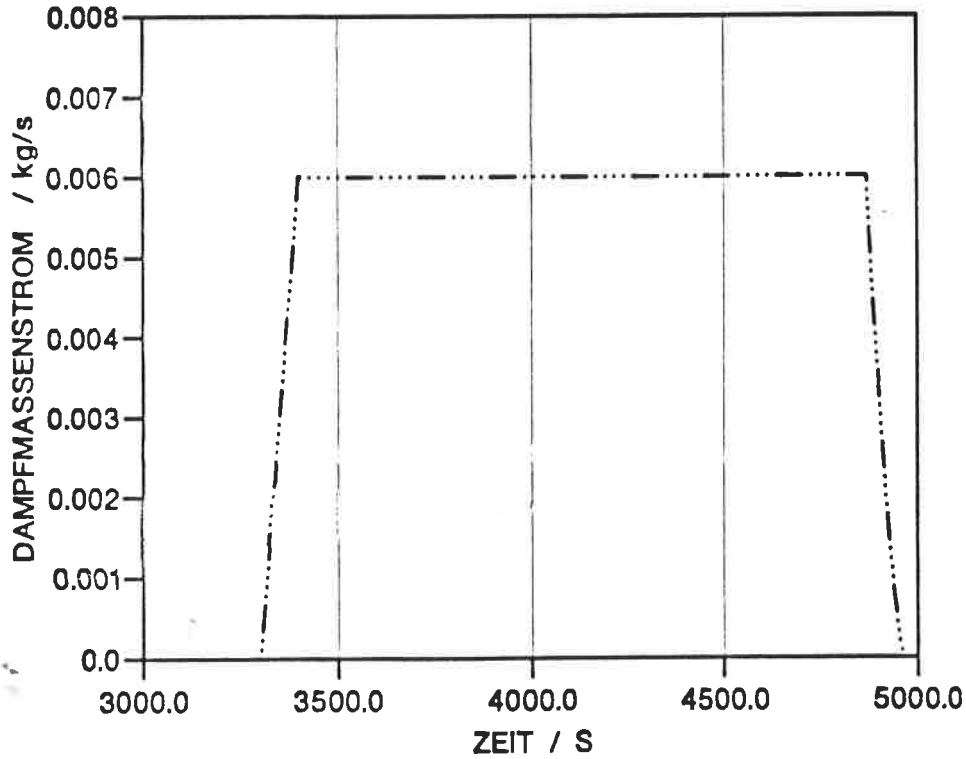


Abb. 9: Dampfmassenstrom am Bündeleintritt als Funktion der Zeit

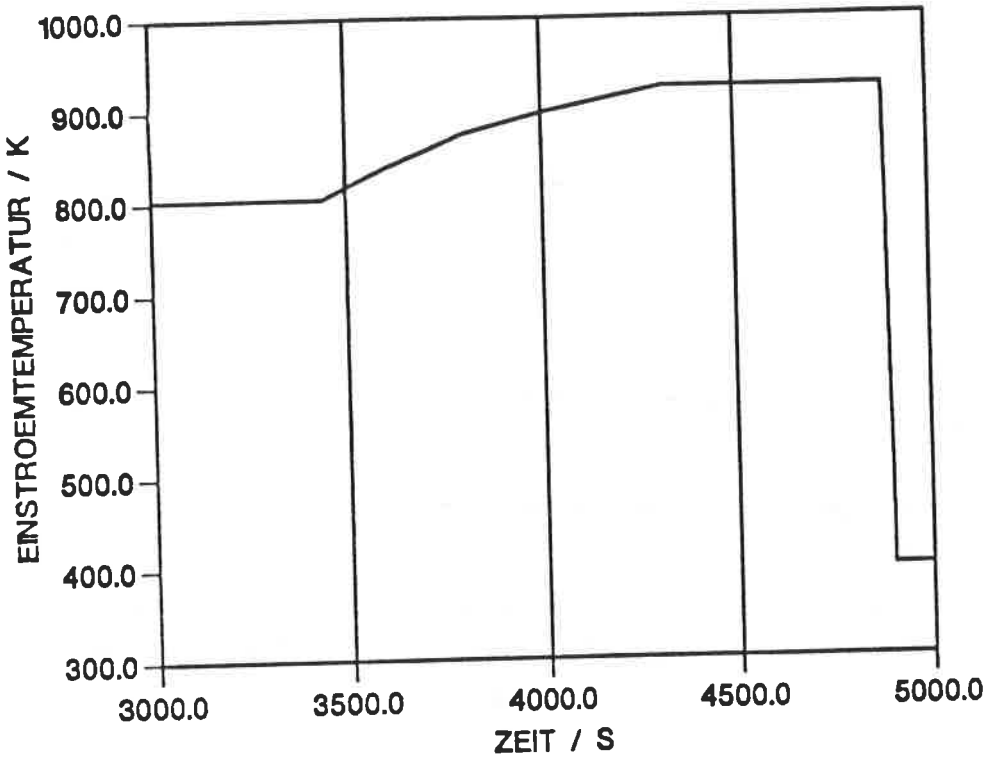


Abb. 10: Temperatur des einströmenden Argon-Dampfgemisches als Funktion der Zeit

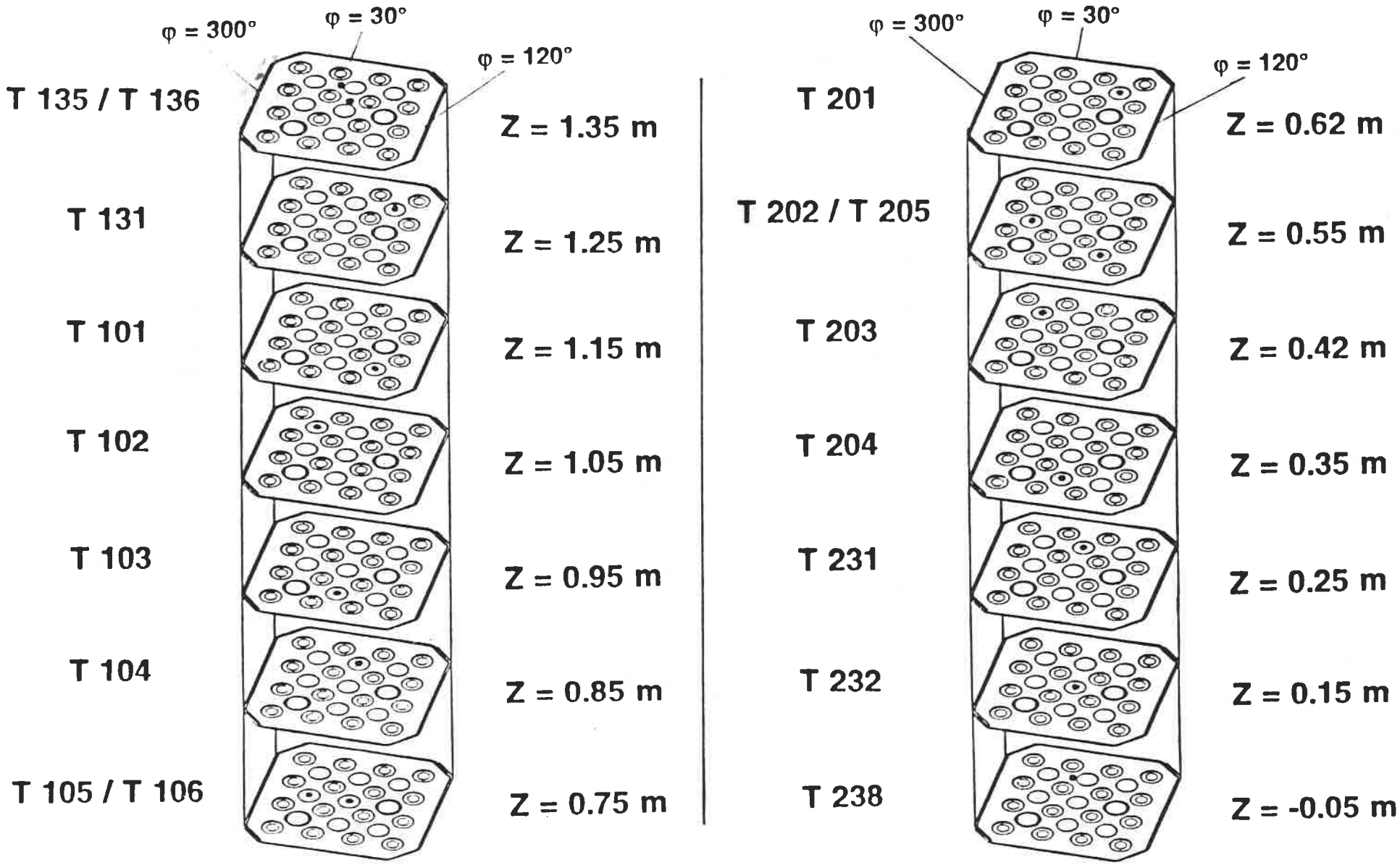


Abb. 11: Positionen der Thermoelemente an und in den unbeheizten Stäben

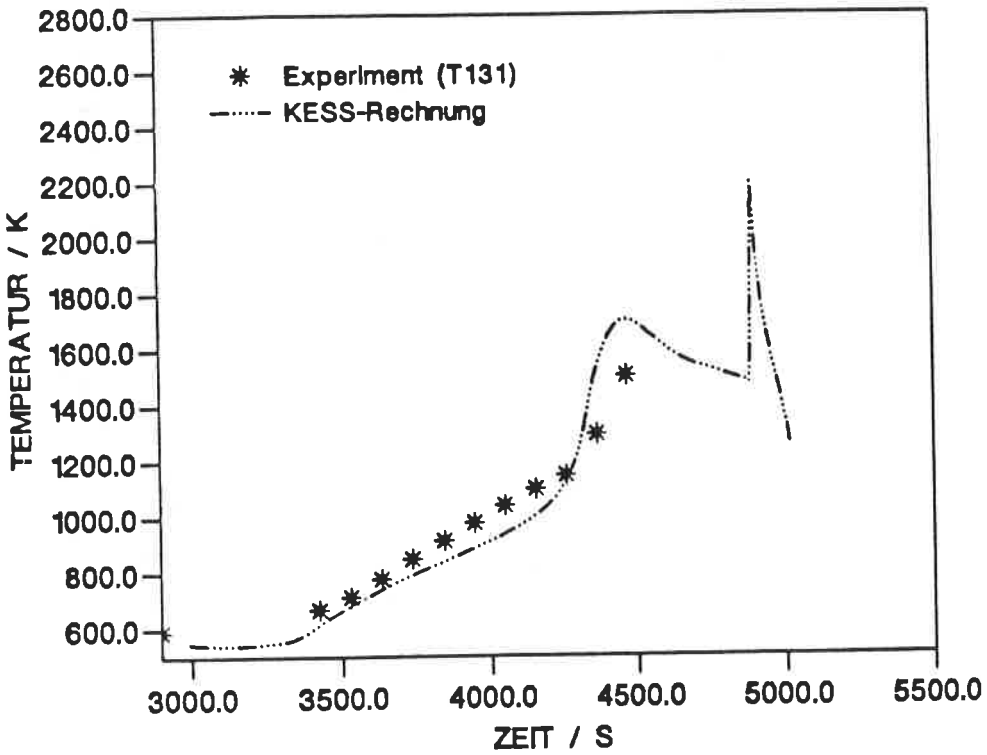


Abb. 12: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.25 m (unbeheizter Stab)

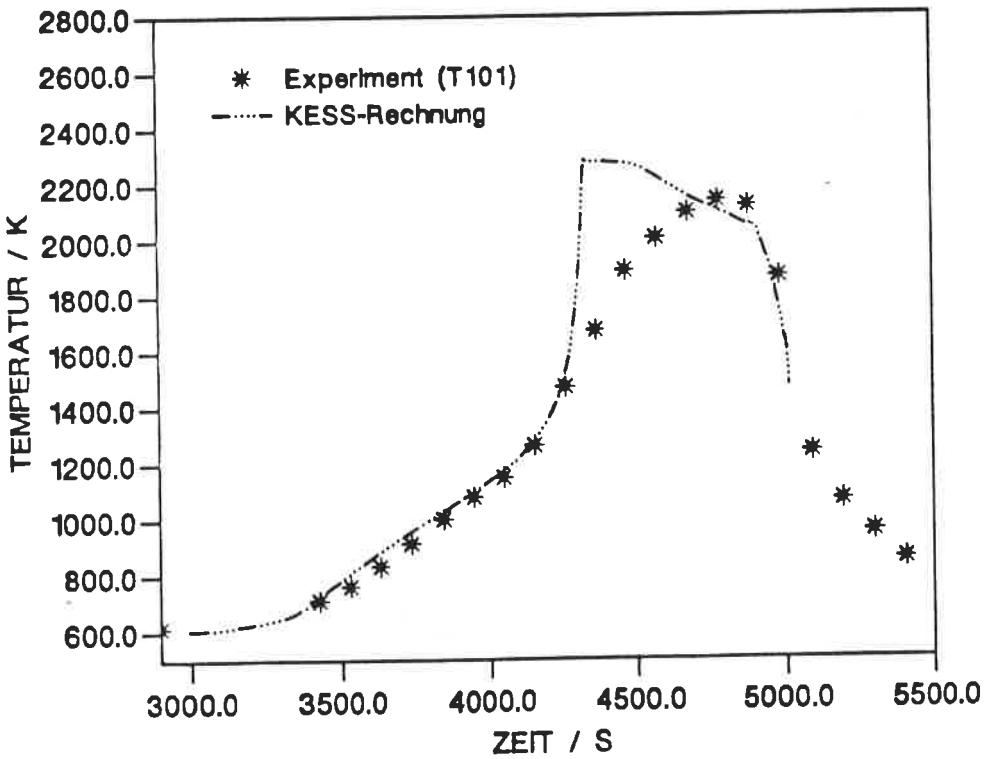


Abb. 13: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.15 m (unbeheizter Stab)

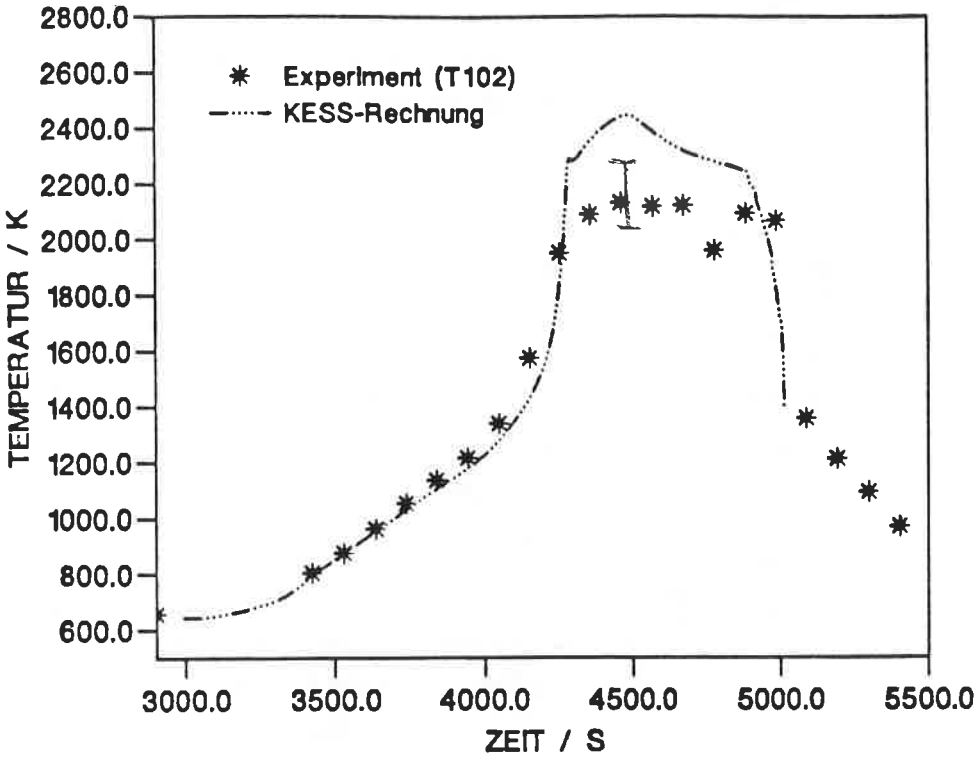


Abb. 14: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 1.05 m (unbeheizter Stab)

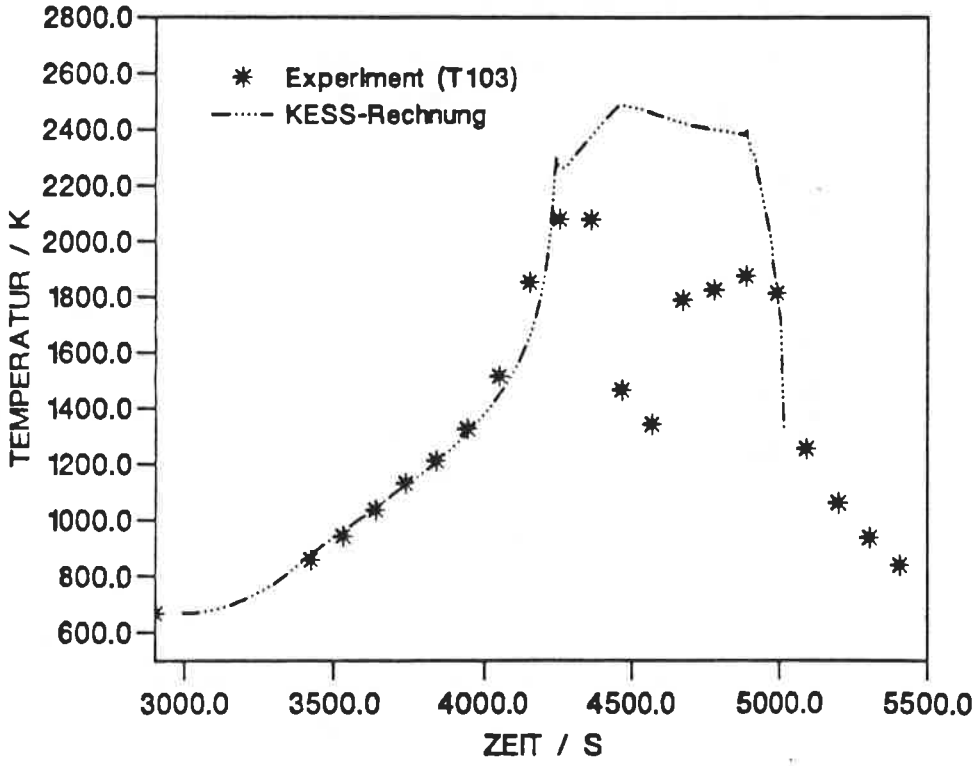


Abb. 15: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.95 m (unbeheizter Stab)

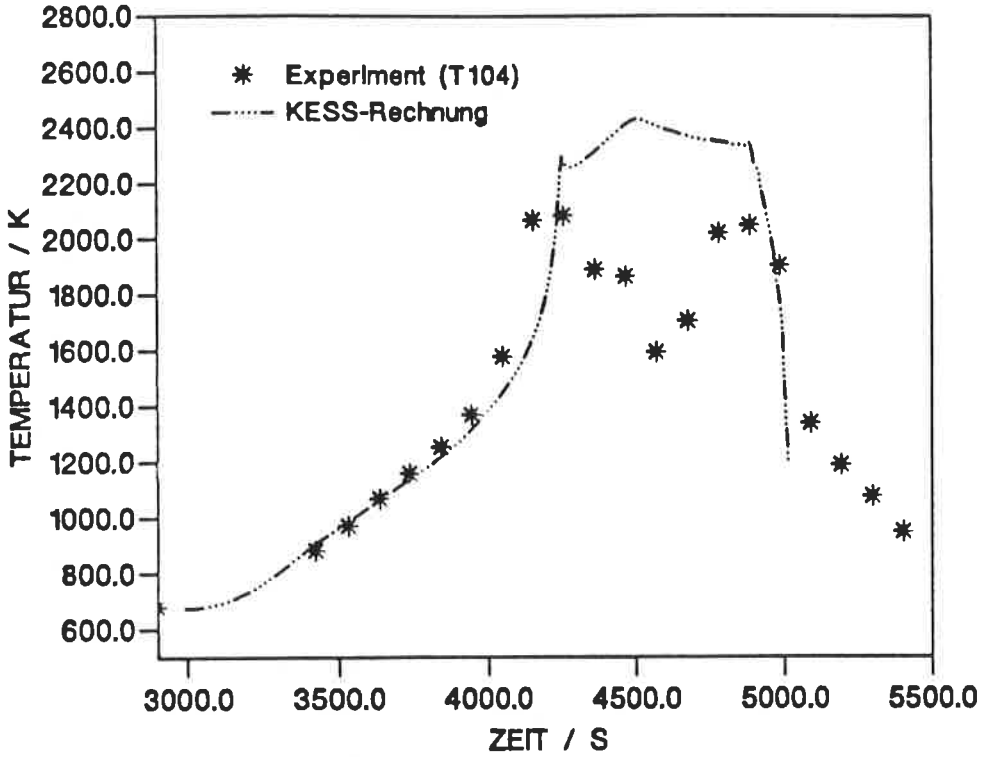


Abb. 16: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.85 m (unbeheizter Stab)

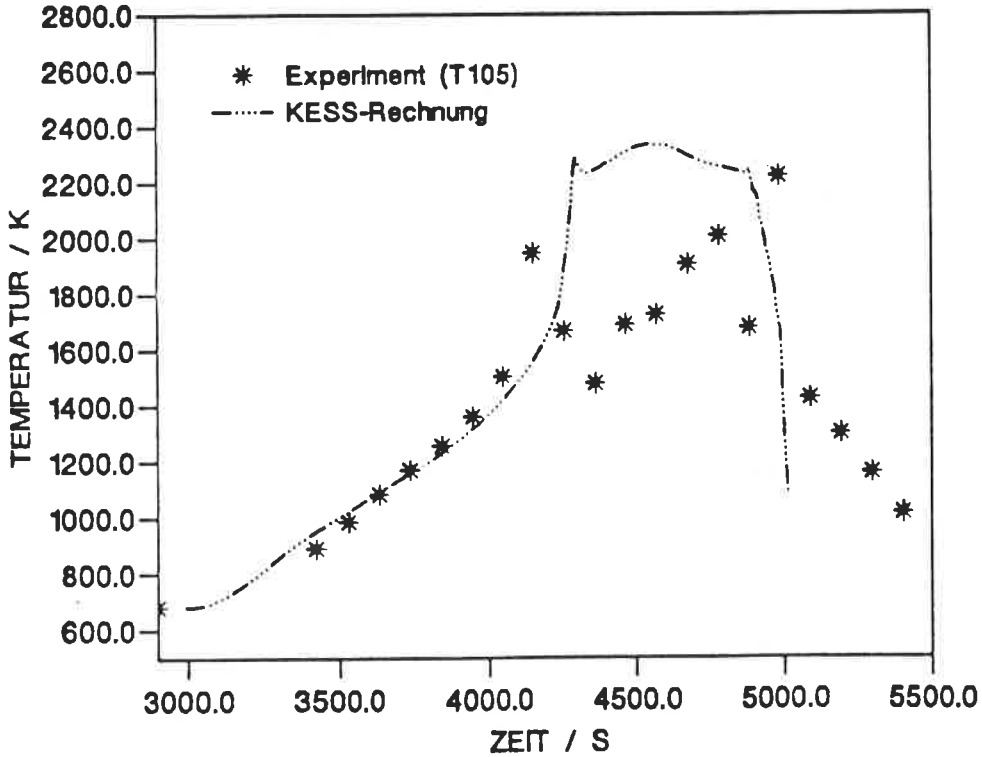


Abb. 17: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.75 m (unbeheizter Stab)

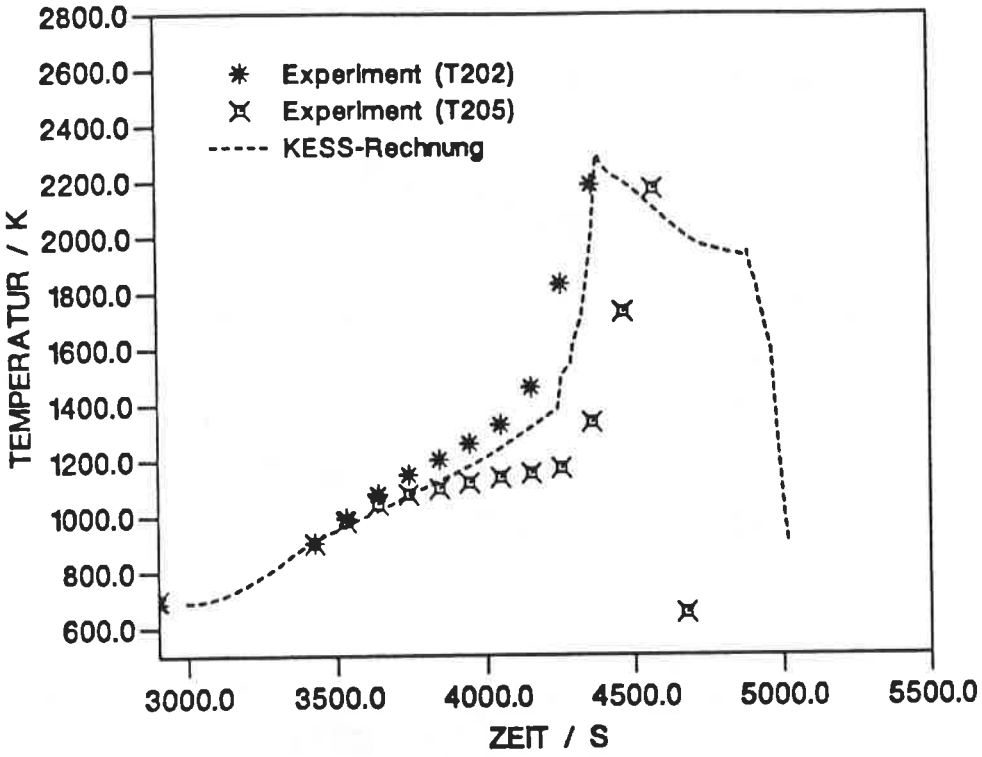


Abb. 18: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.55 m (unbeheizte Stäbe)

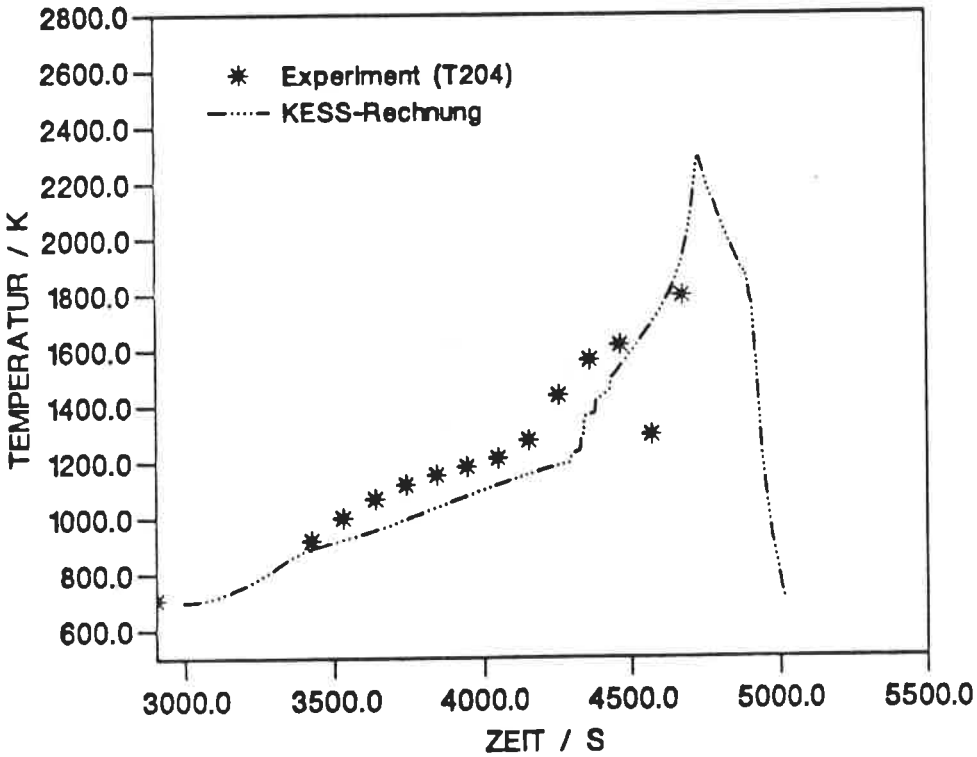


Abb. 19: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.35 m (unbeheizter Stab)

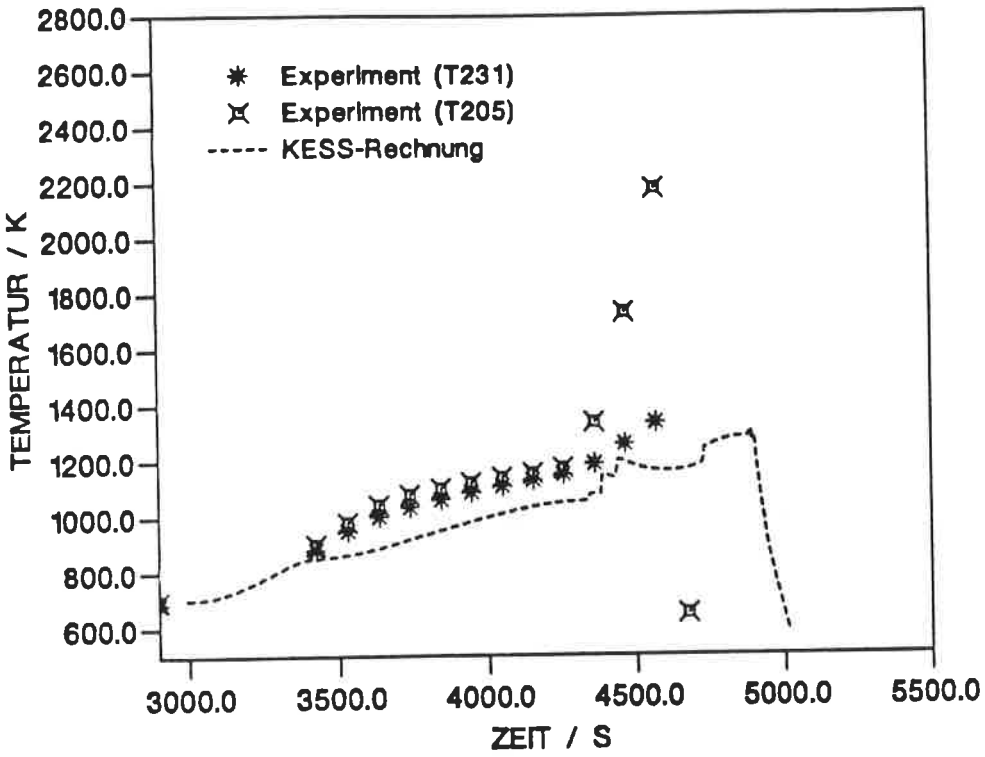
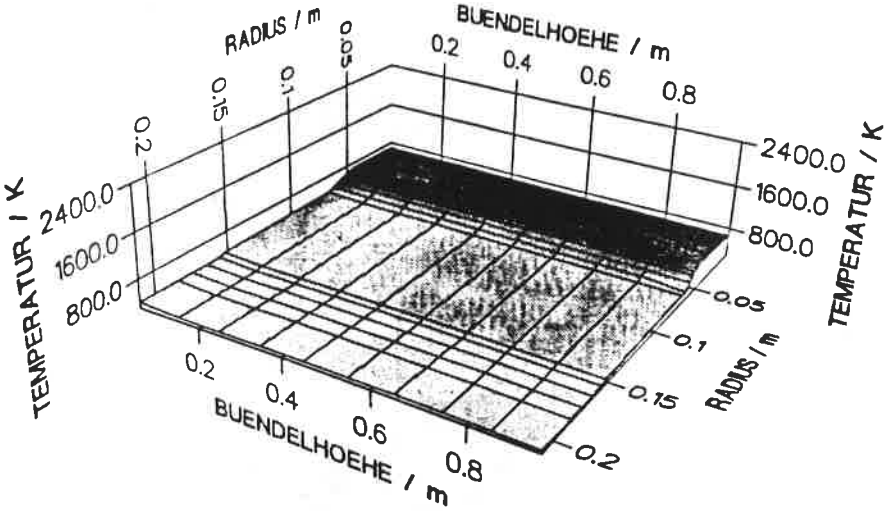
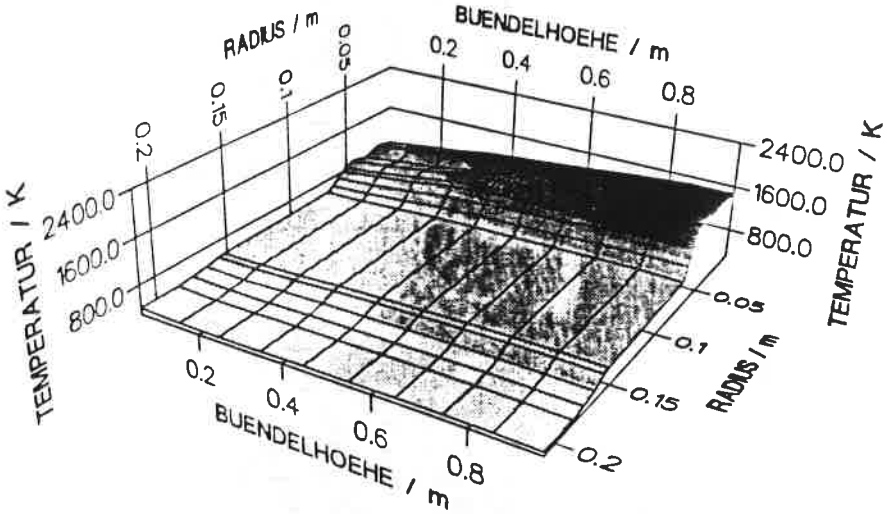


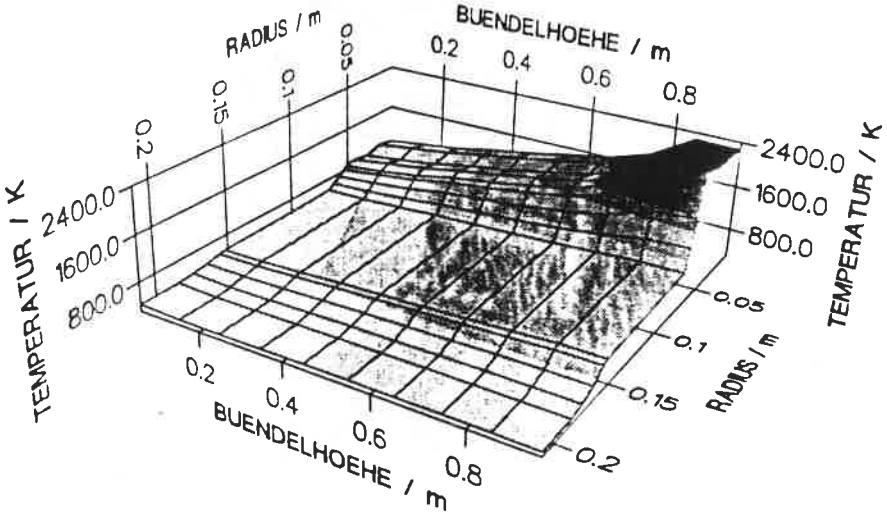
Abb. 20: Vergleich der zeitlichen Entwicklung der berechneten Temperatur mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z= 0.25 m (unbeheizter Stab)



t = 3000 s



t = 4045 s



t = 4250 s

Abb. 21: Temperaturverteilung im Bündel nach Einschalten der elektrischen Leistung (t=3000 s), vor Beginn der Temperatureskalation (t = 4045 s) und zum Zeitpunkt erster Schmelzebildung (t= 4250 s)

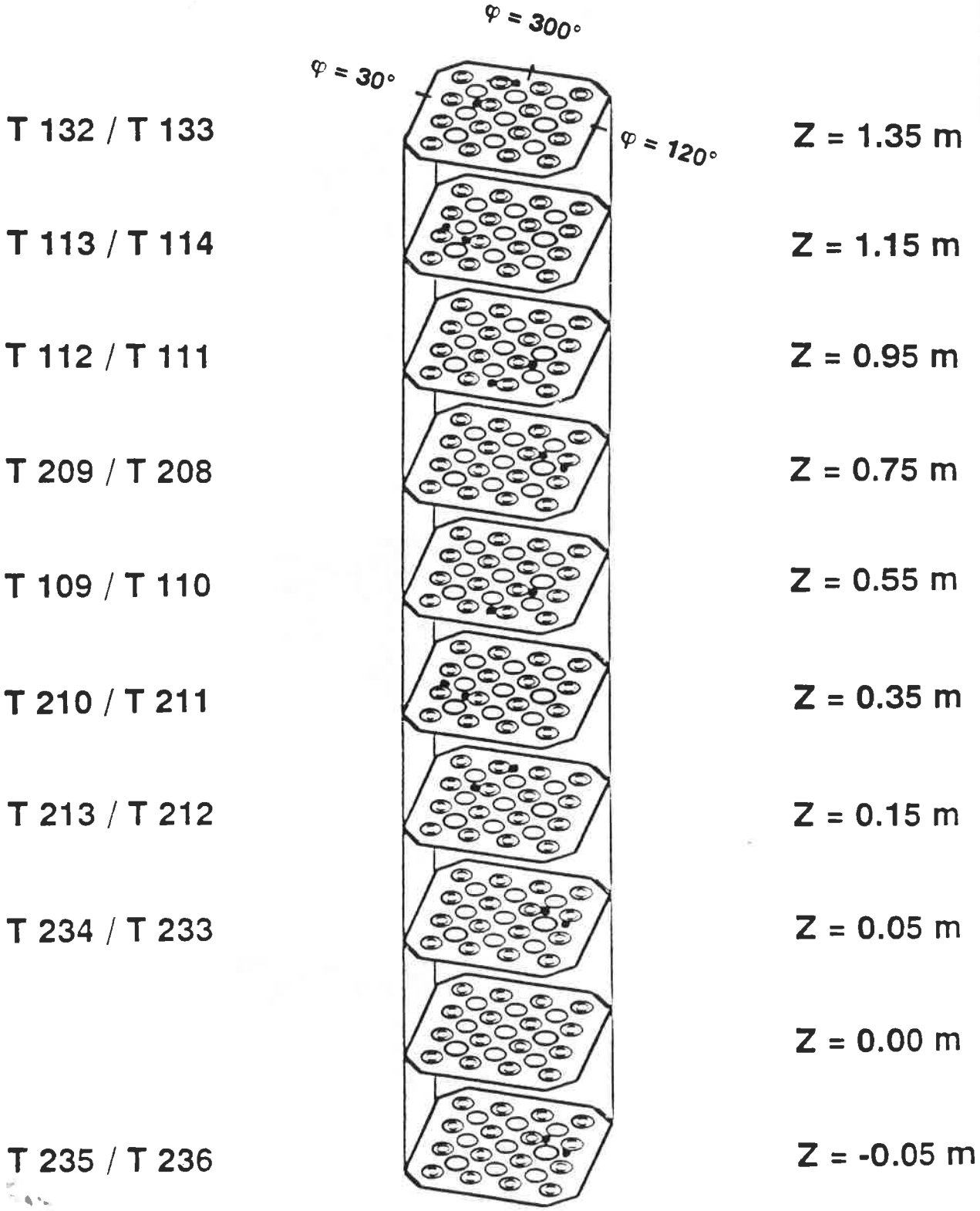


Abb. 22: Positionen der Thermoelemente an den beheizten Stäben

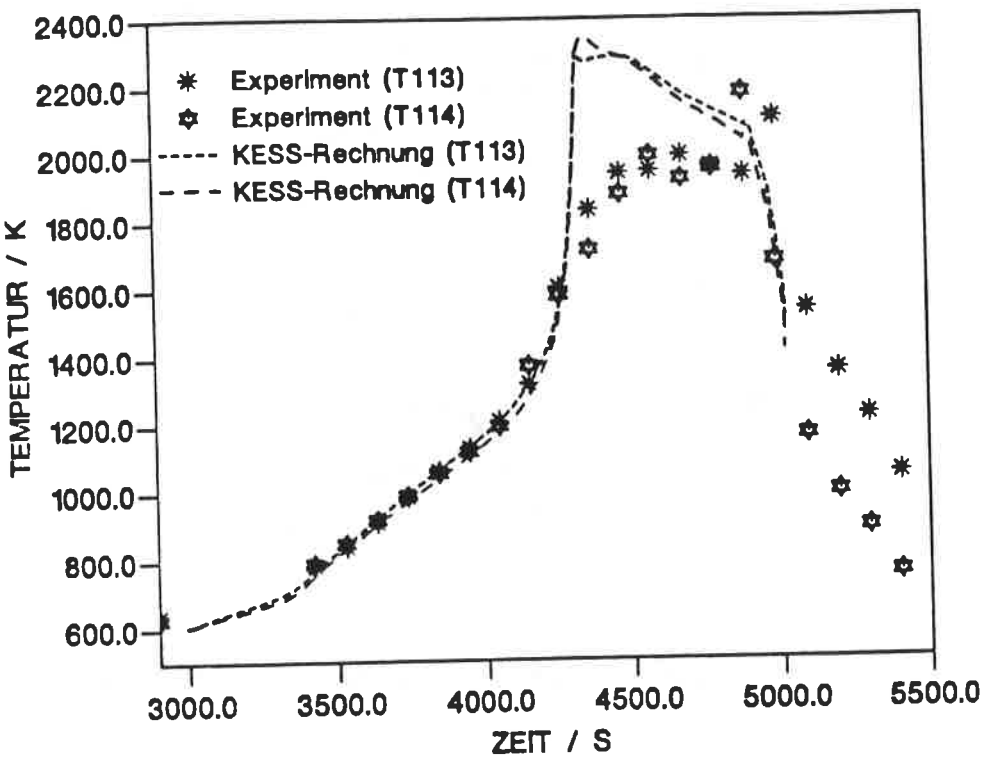


Abb. 23: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (beheizte Stäbe)

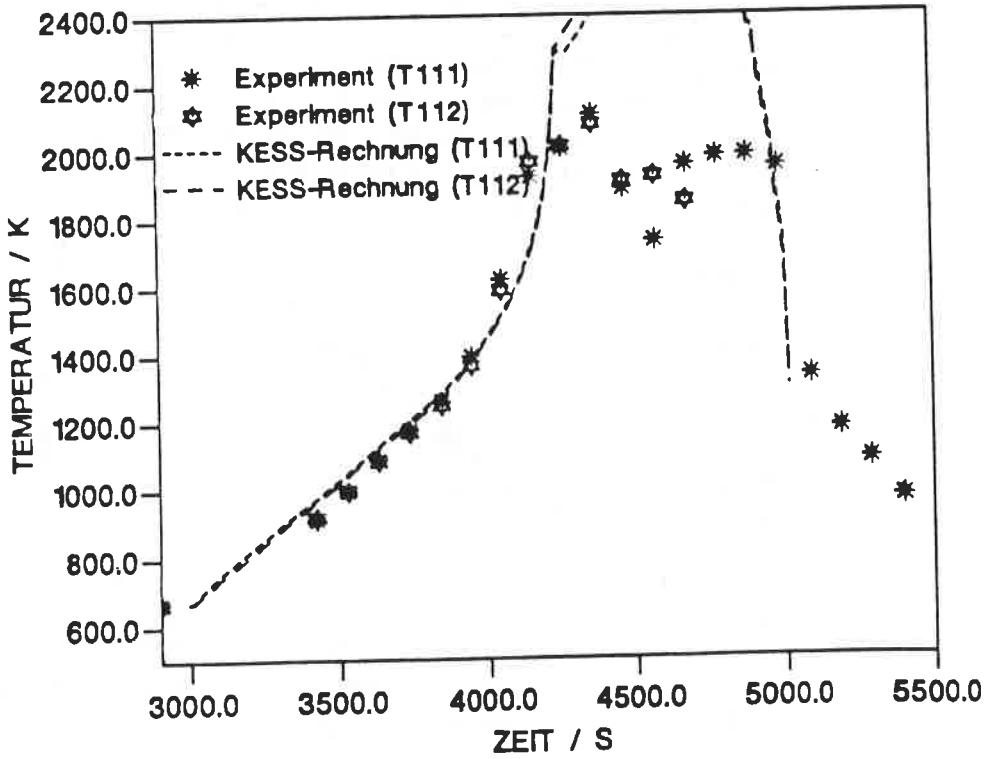


Abb. 24: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (beheizte Stäbe)

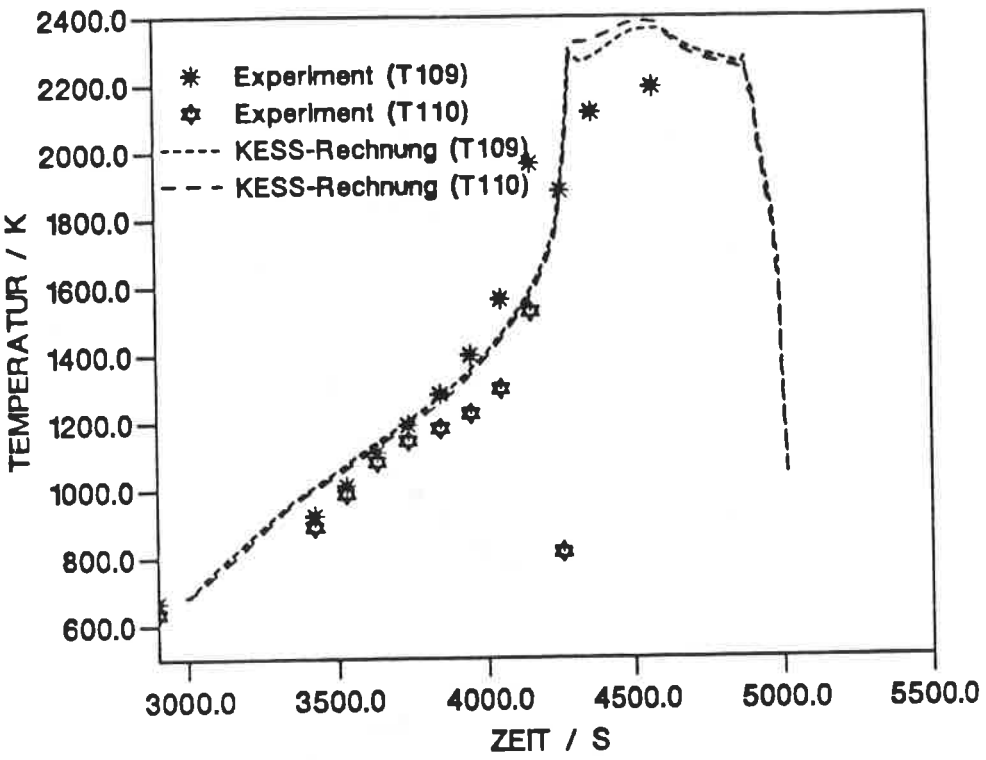


Abb. 25: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (beheizte Stäbe)

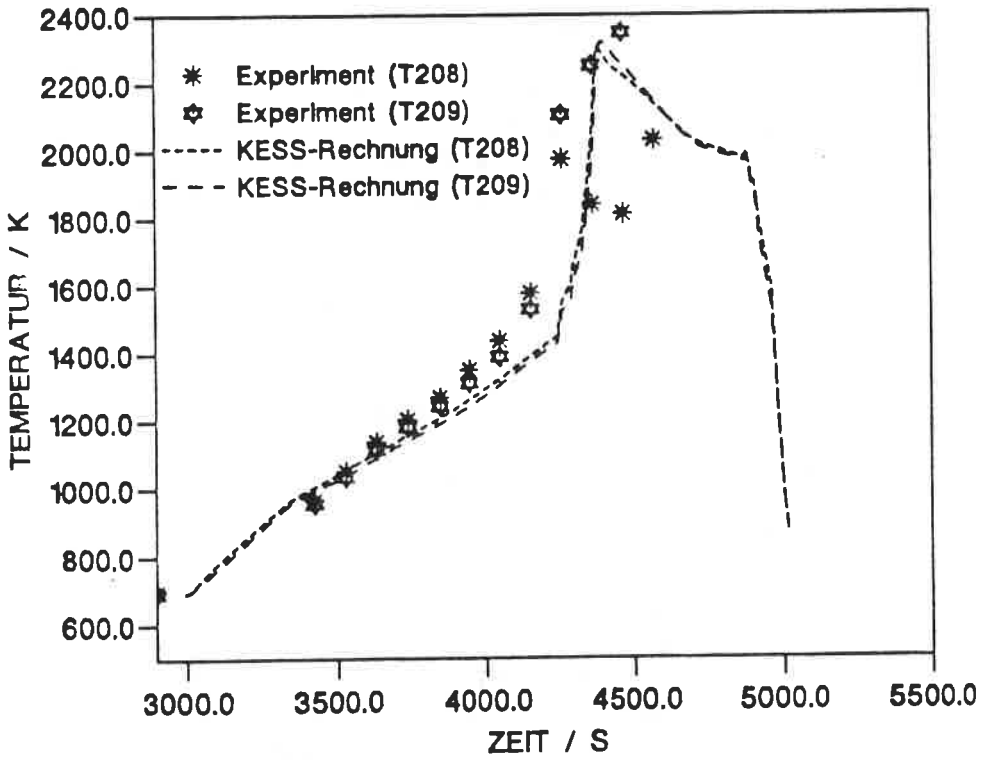


Abb. 26: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (beheizte Stäbe)

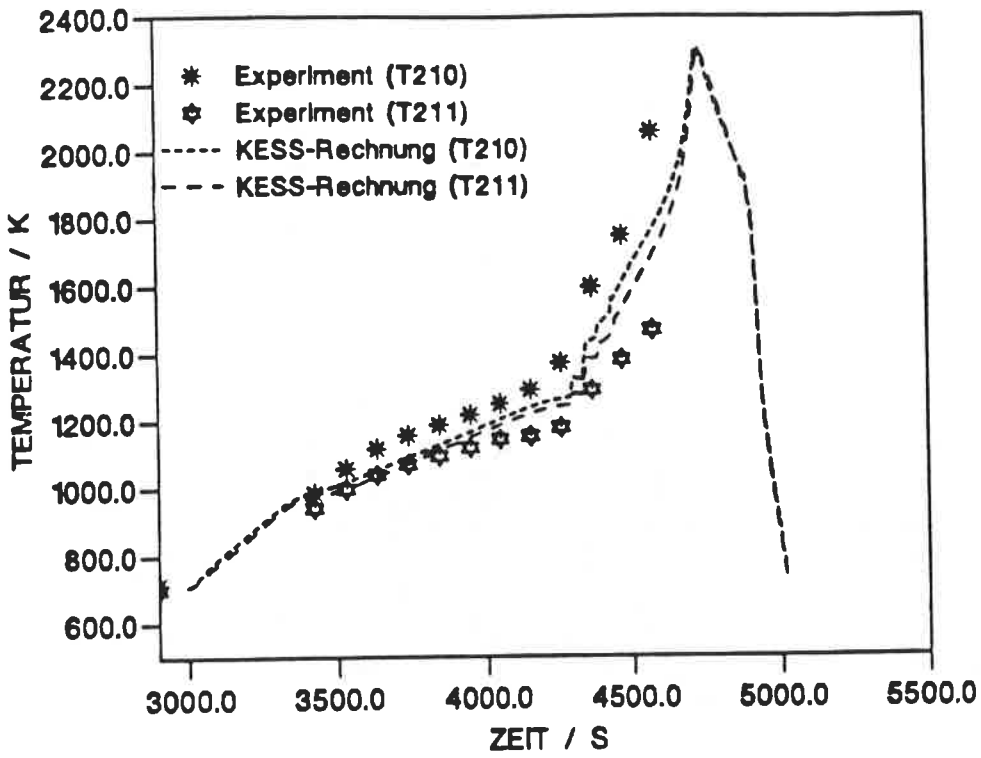


Abb. 27: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (beheizte Stäbe)

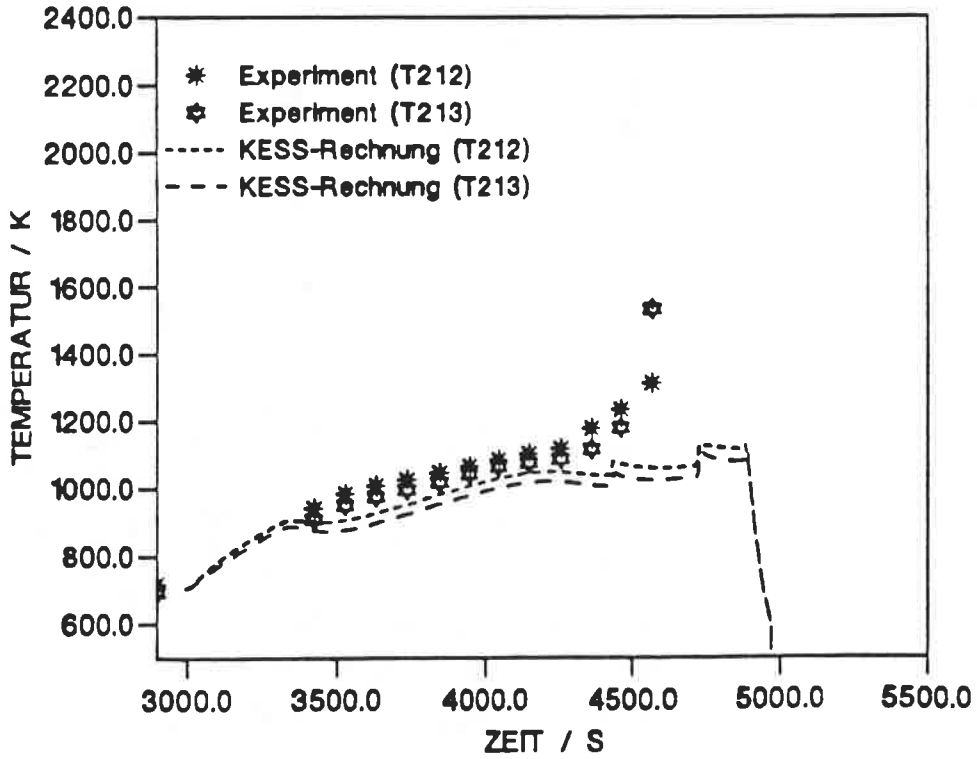


Abb. 28: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (beheizte Stäbe)

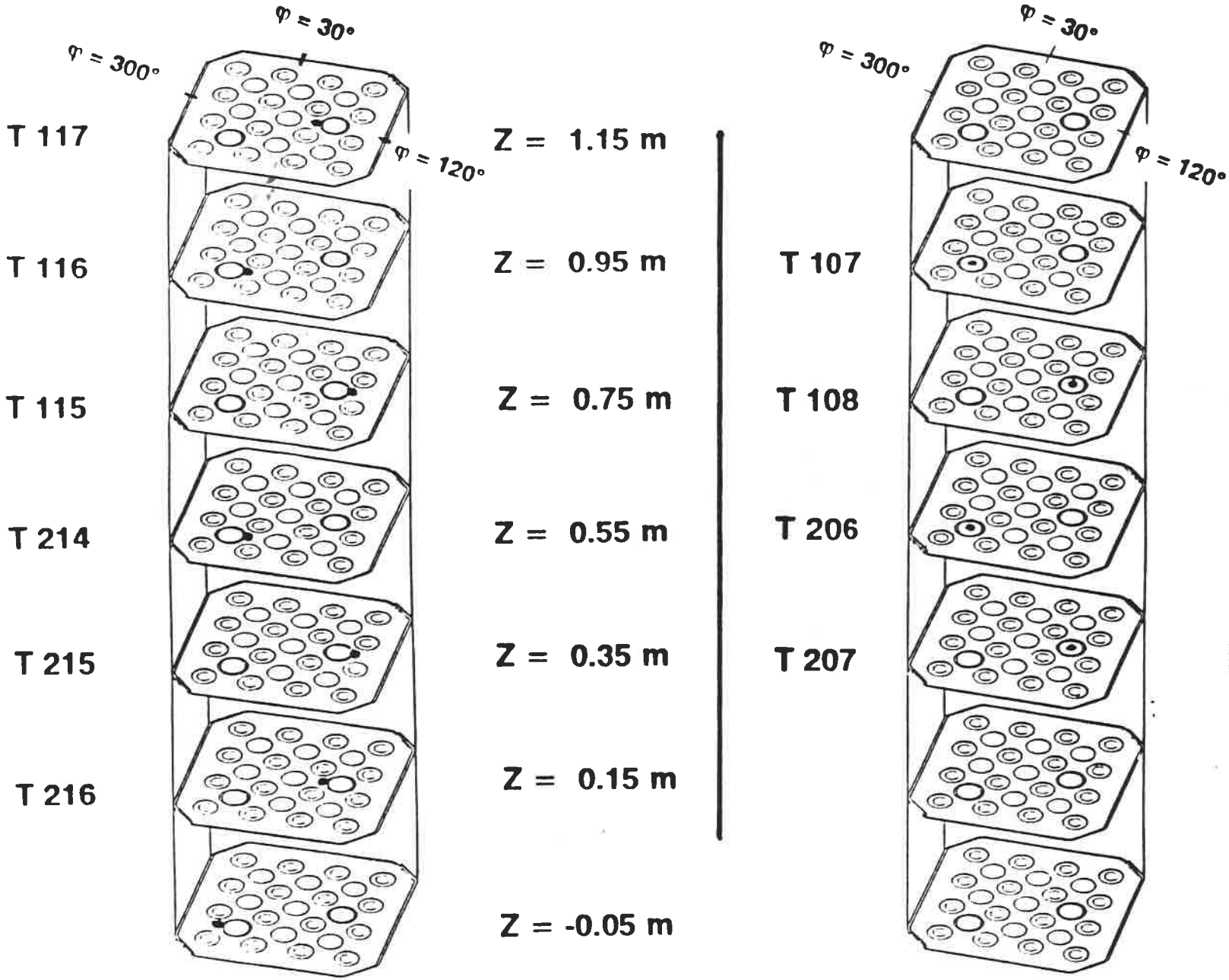


Abb. 29: Positionen der Thermoelemente an den Steuerstabstabführungsrohren und in den Steuerstäben

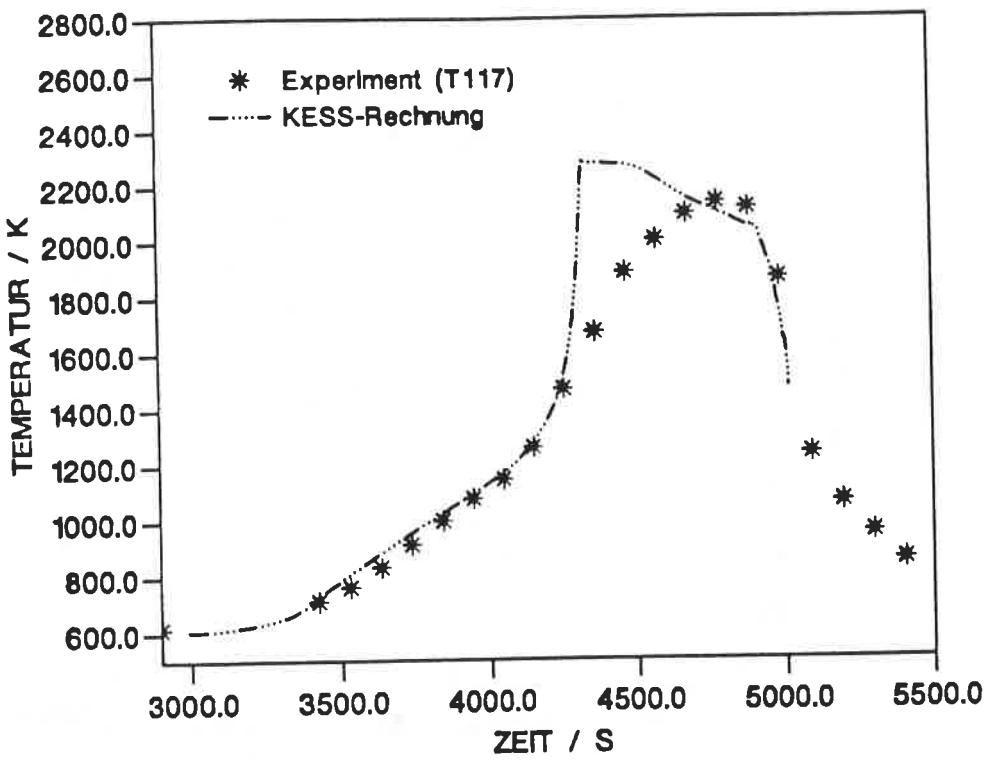


Abb. 30: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Steuerstabführungsrohr)

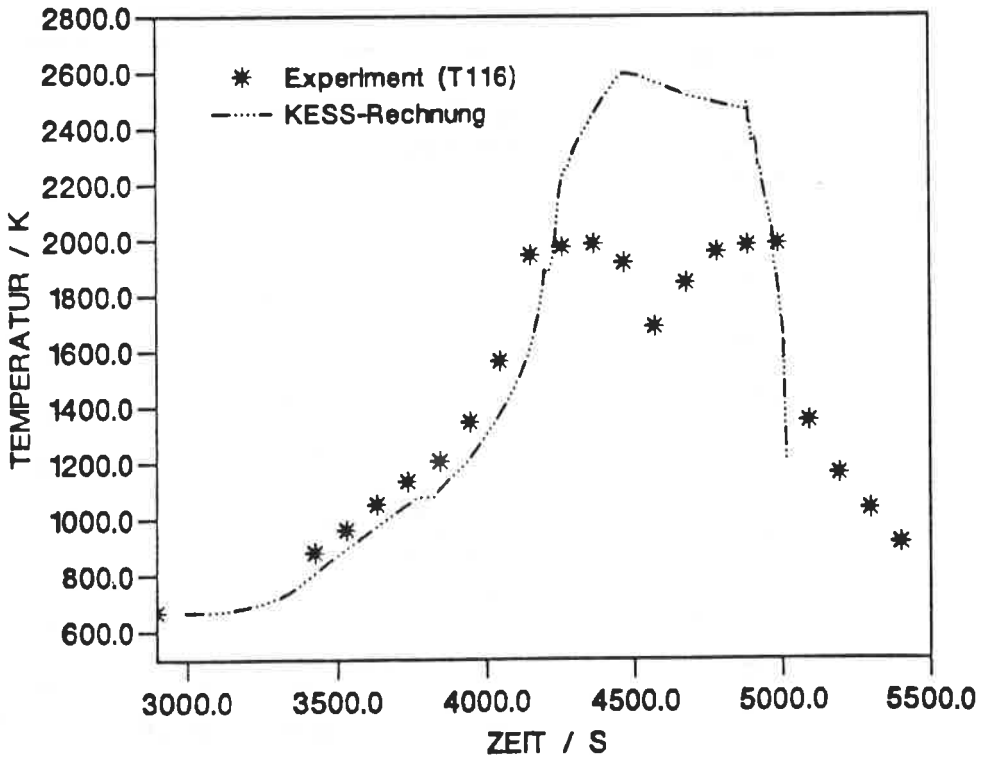


Abb. 31: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Steuerstabführungsrohr)

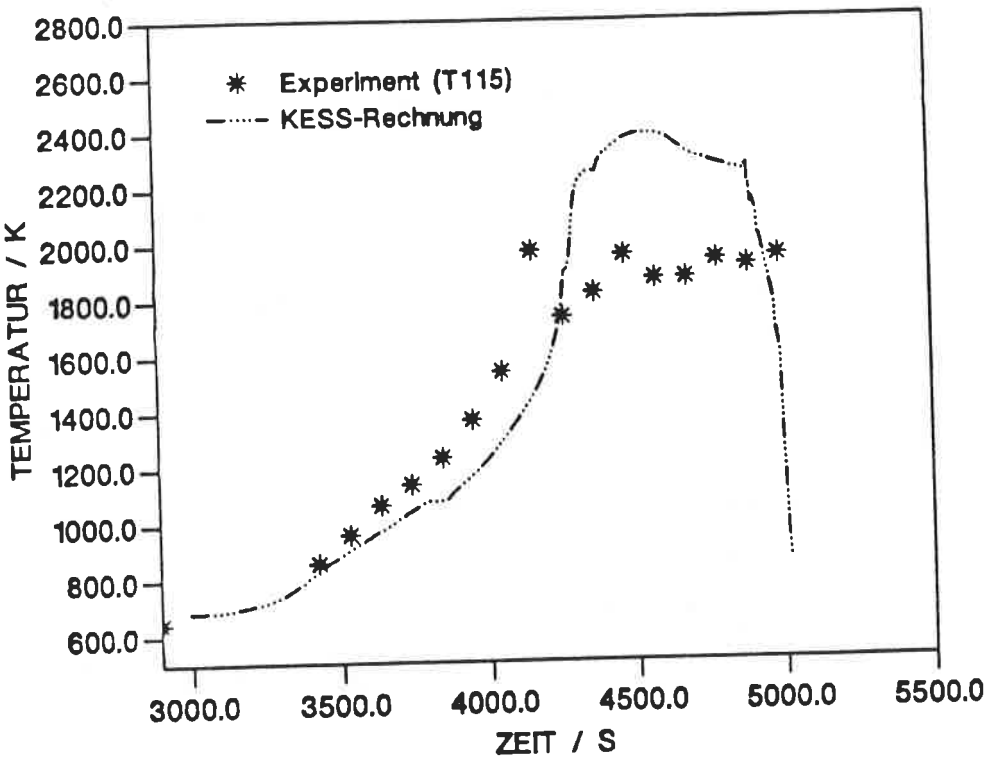


Abb. 32: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Steuerstabführungsrohr)

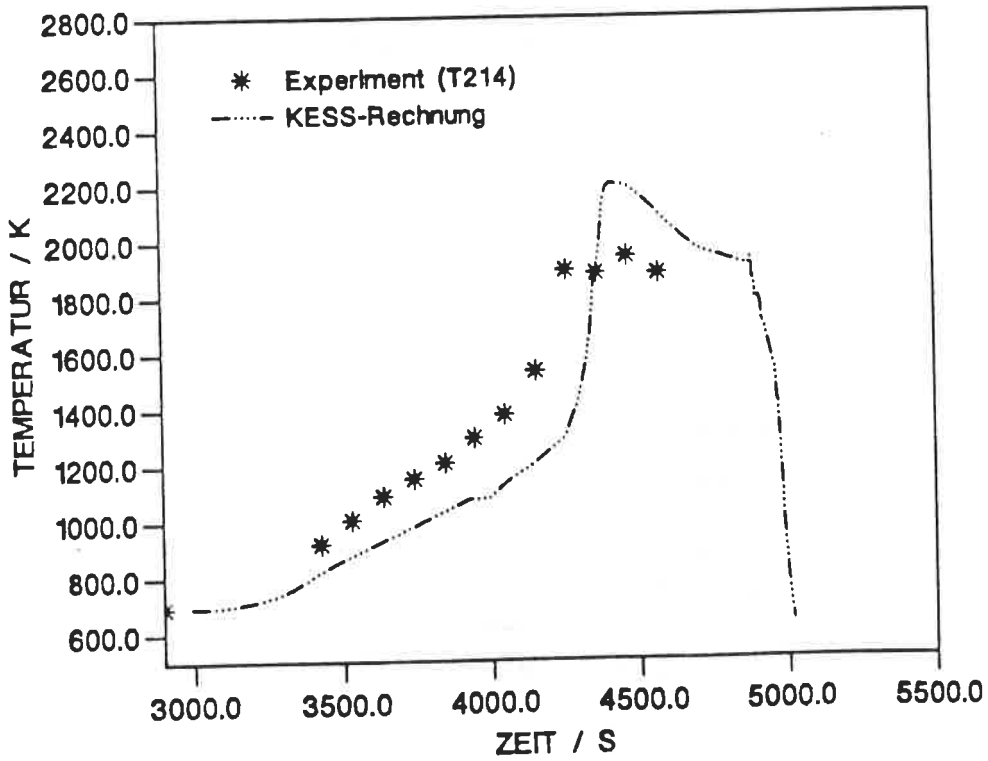


Abb. 33: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Steuerstabführungsrohr)

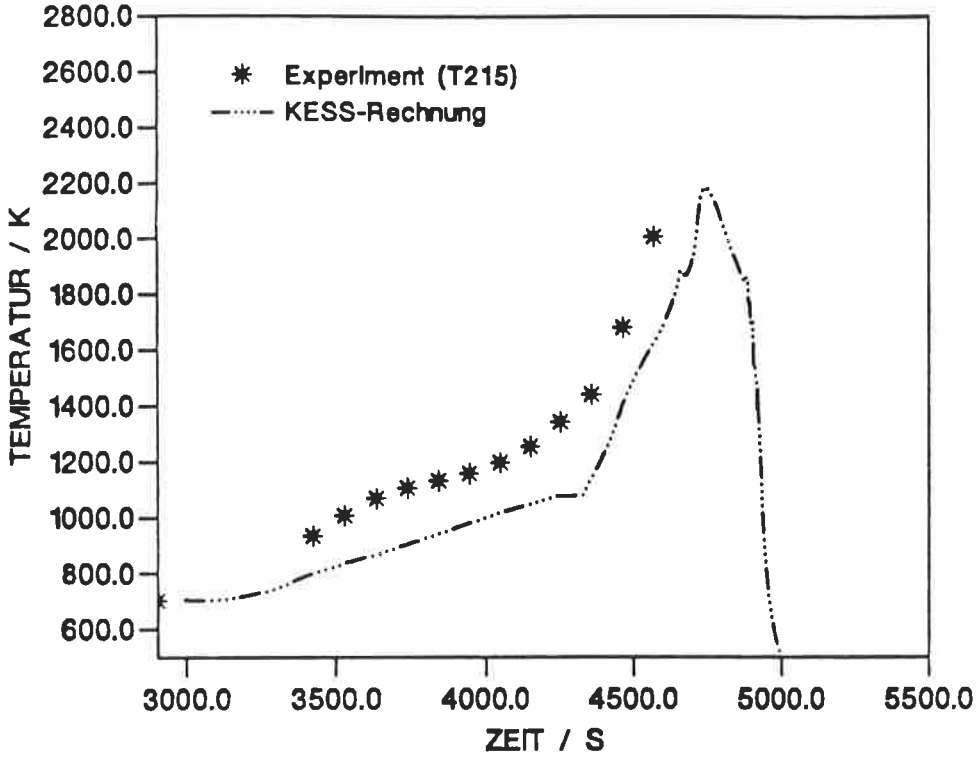


Abb. 34: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Steuerstabführungsrohr)

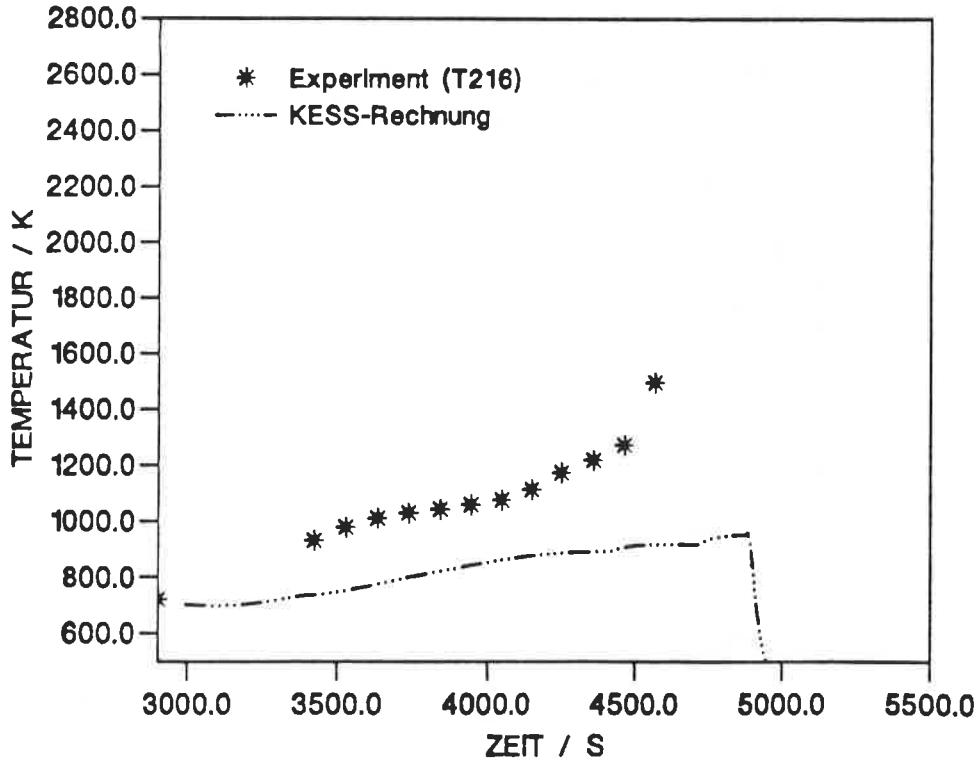


Abb. 35: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (Steuerstabführungsrohr)

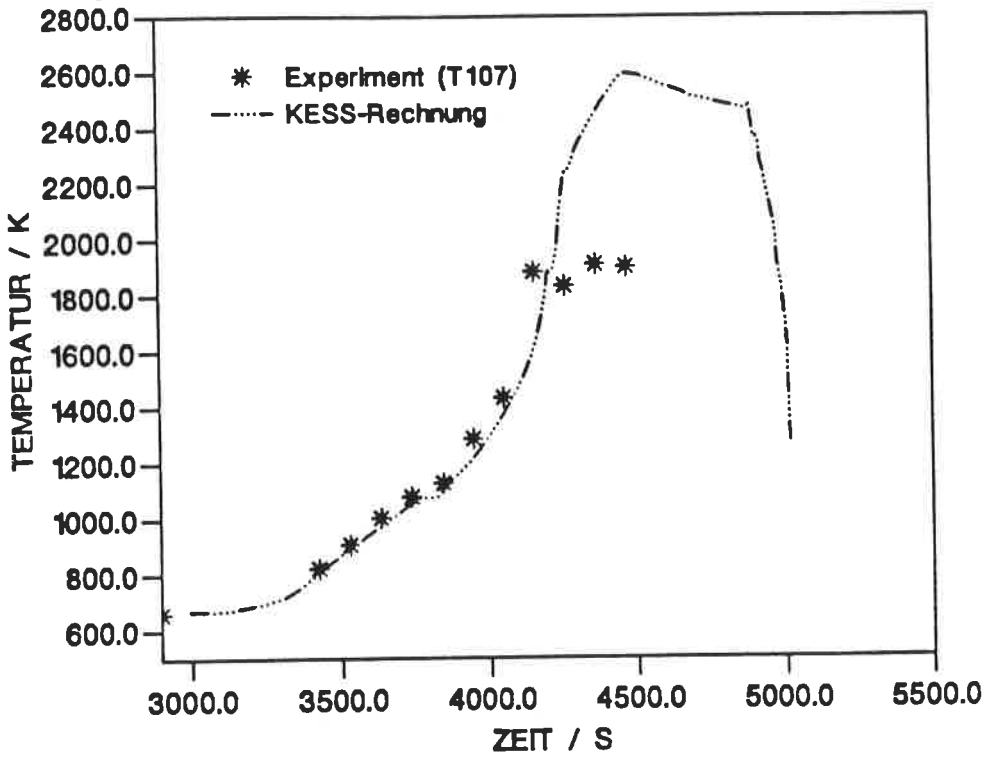


Abb. 36: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Steuerstab)

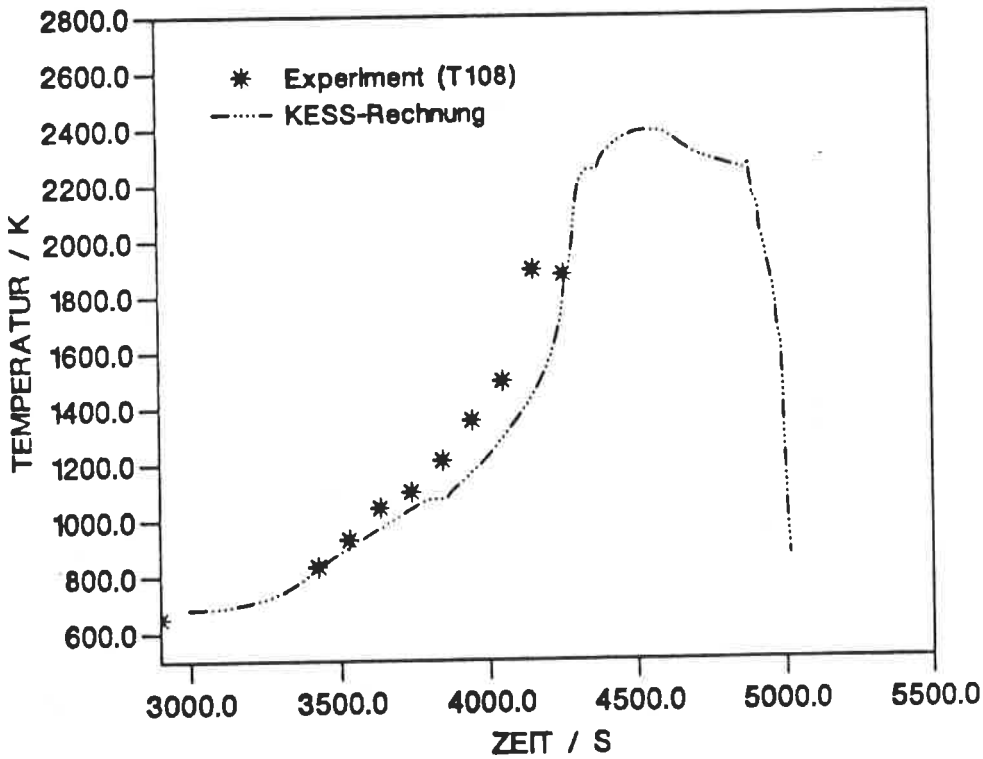


Abb. 37: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Steuerstab)

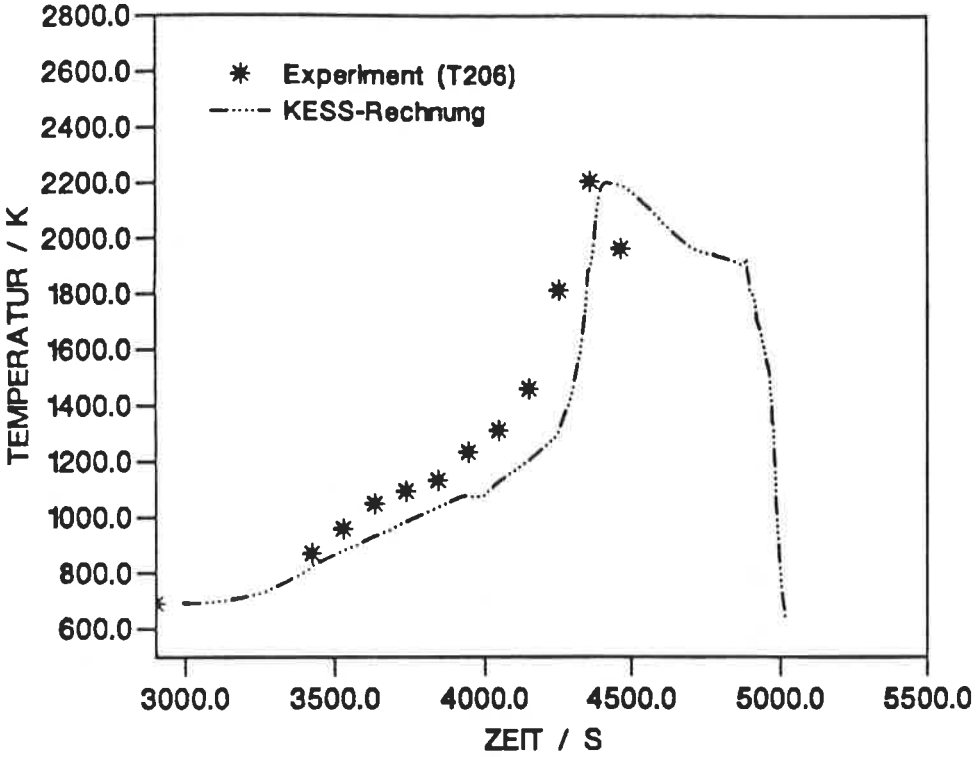


Abb. 38: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Steuerstab)

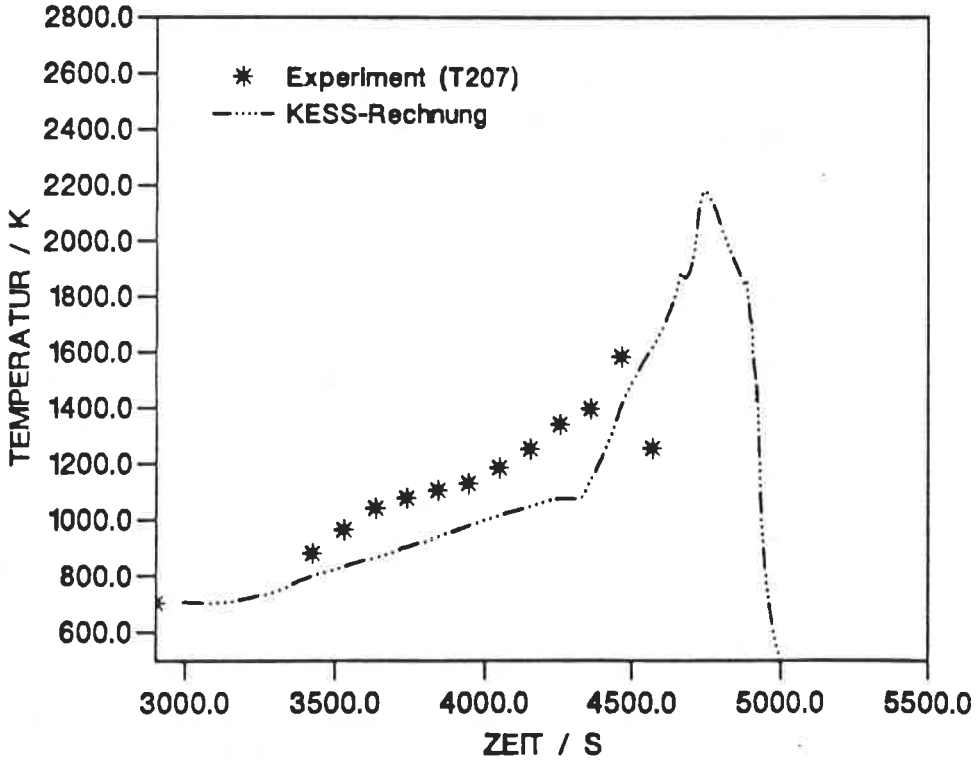


Abb. 39: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Steuerstab)

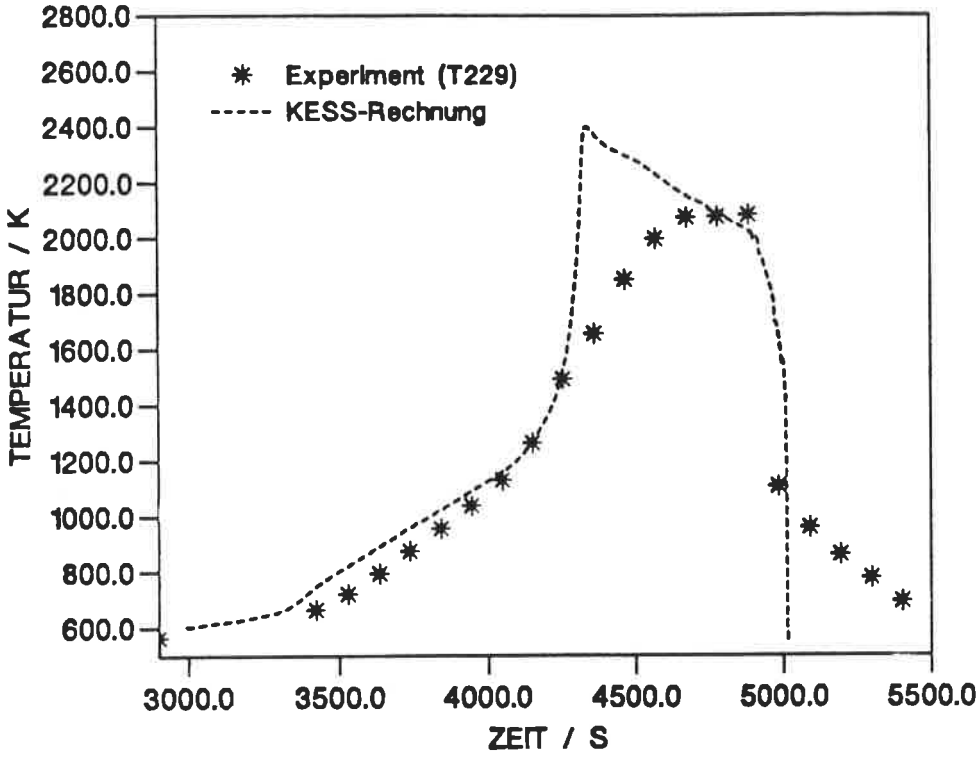


Abb. 40: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Shroud)

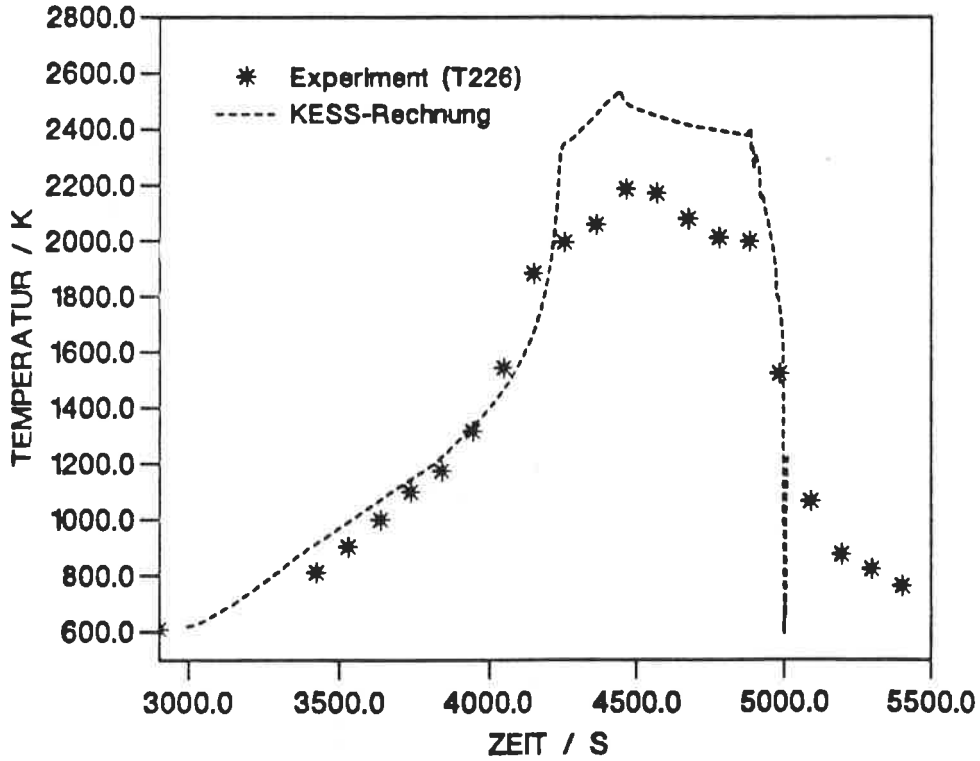


Abb. 41: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Shroud)

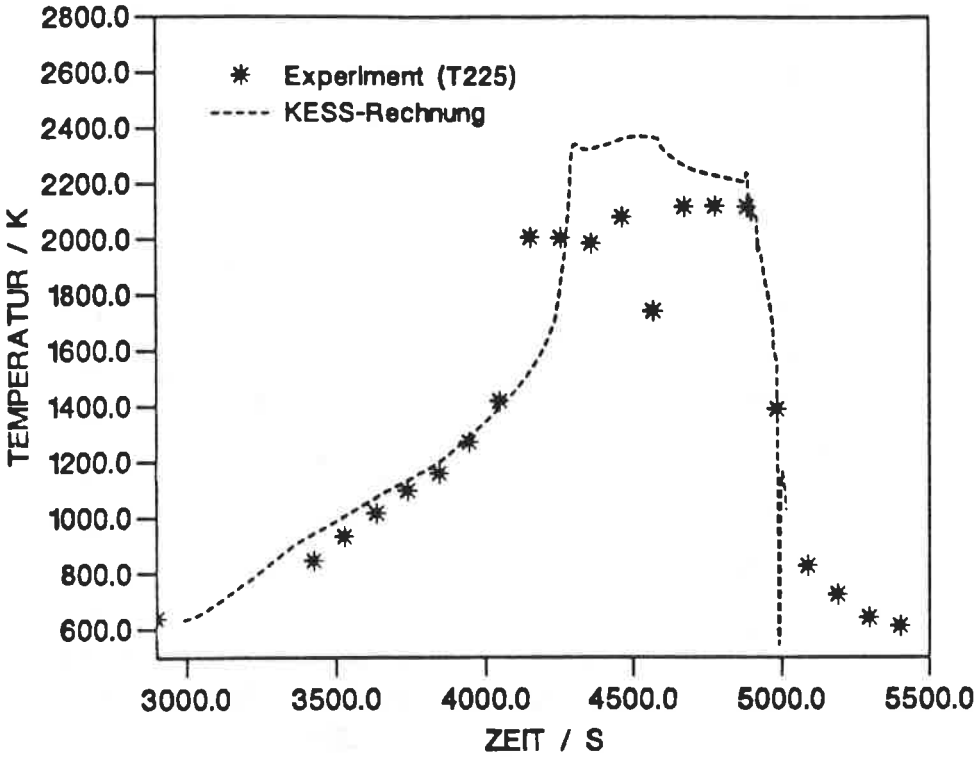


Abb. 42: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Shroud)

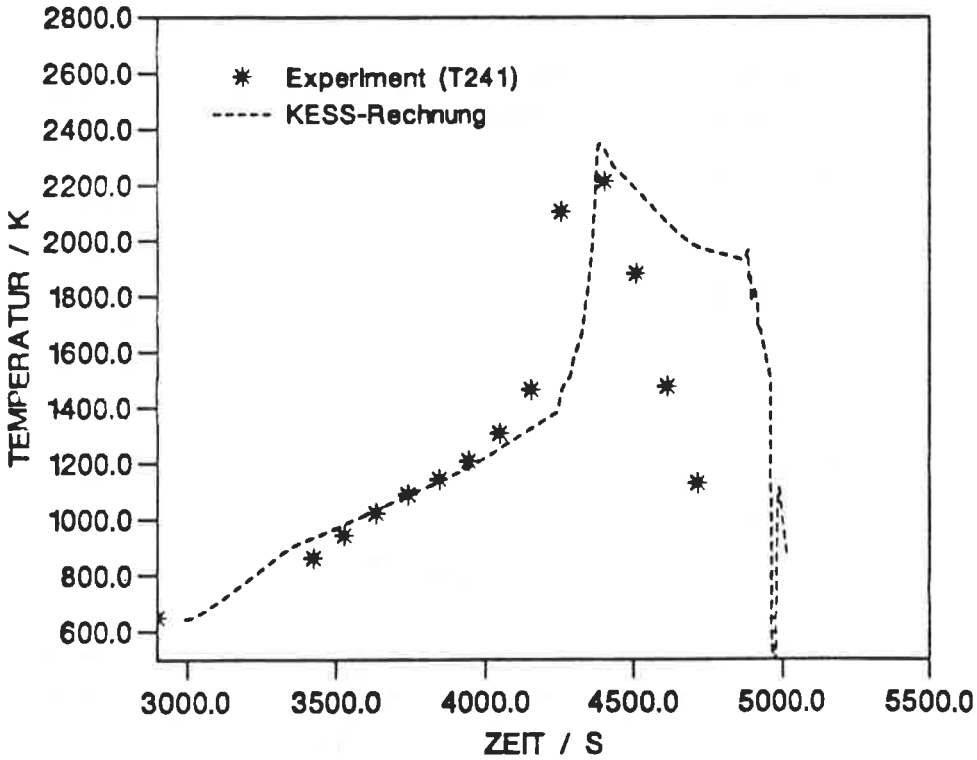


Abb. 43: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Shroud)

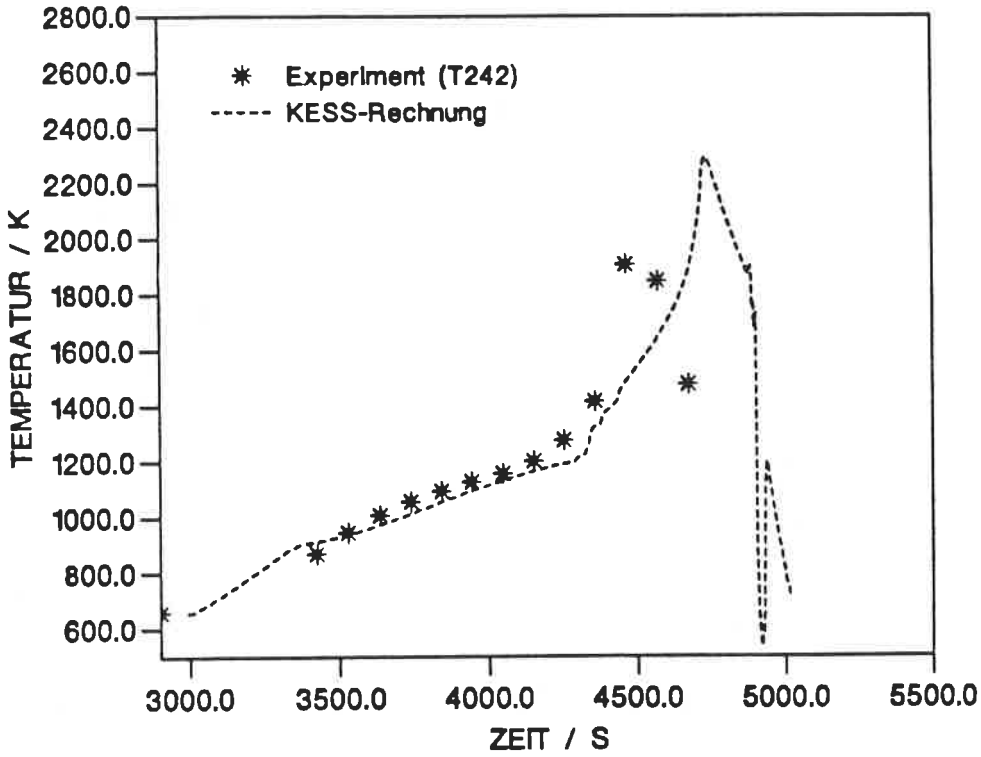


Abb. 44: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Shroud)

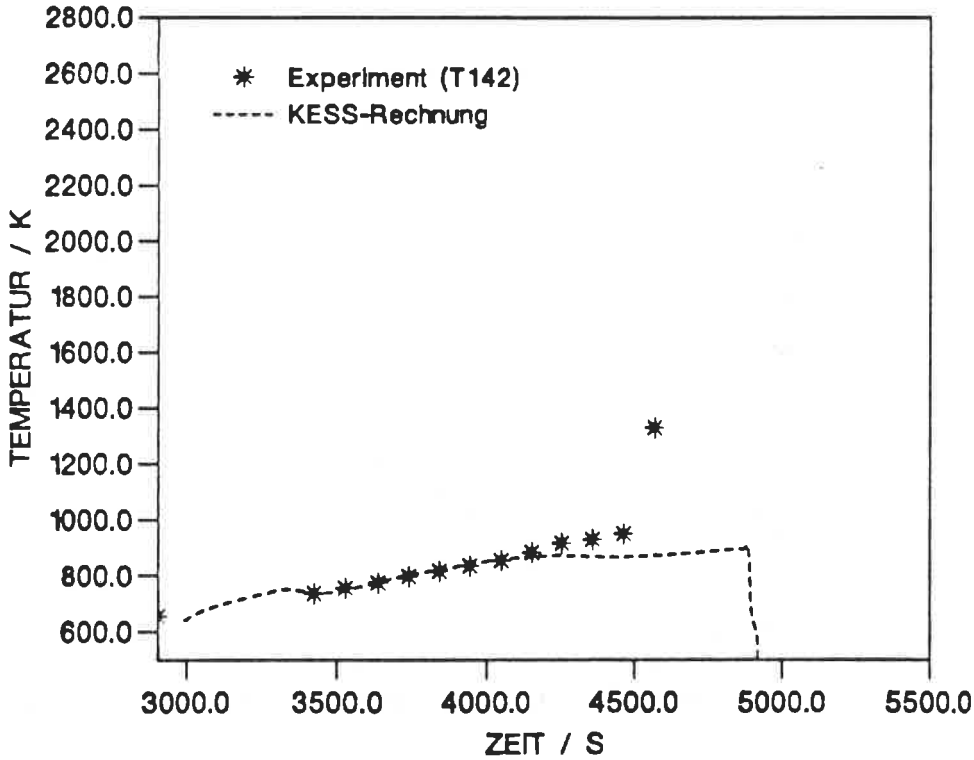


Abb. 45: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m (Shroud)

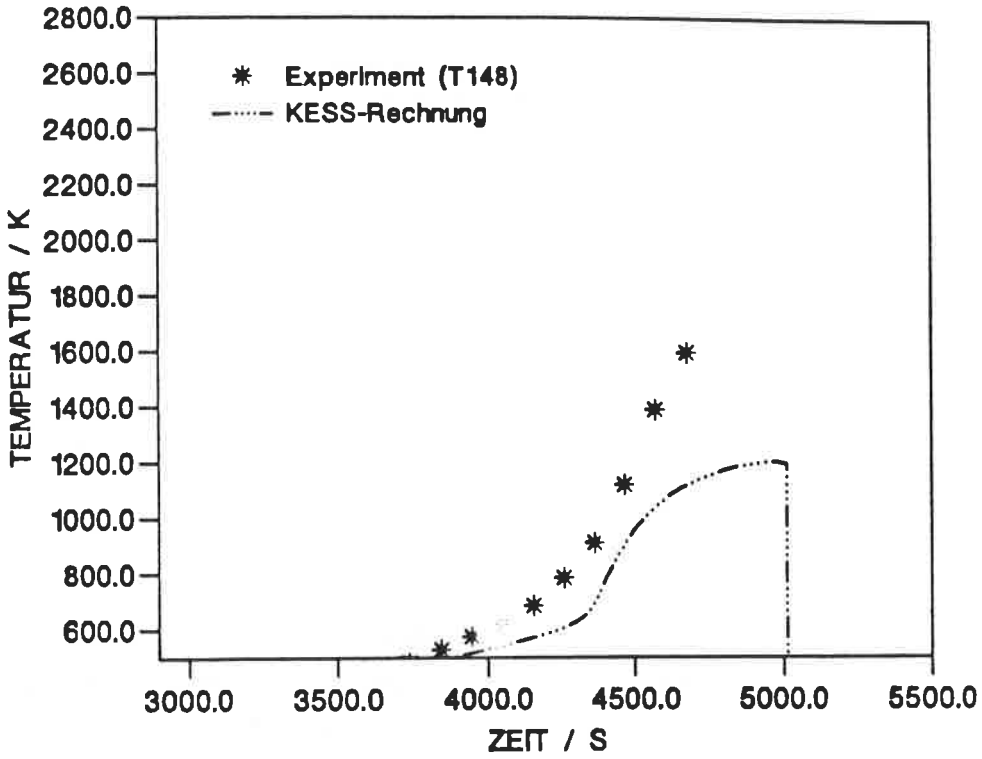


Abb. 46: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m (Shroudisolation)

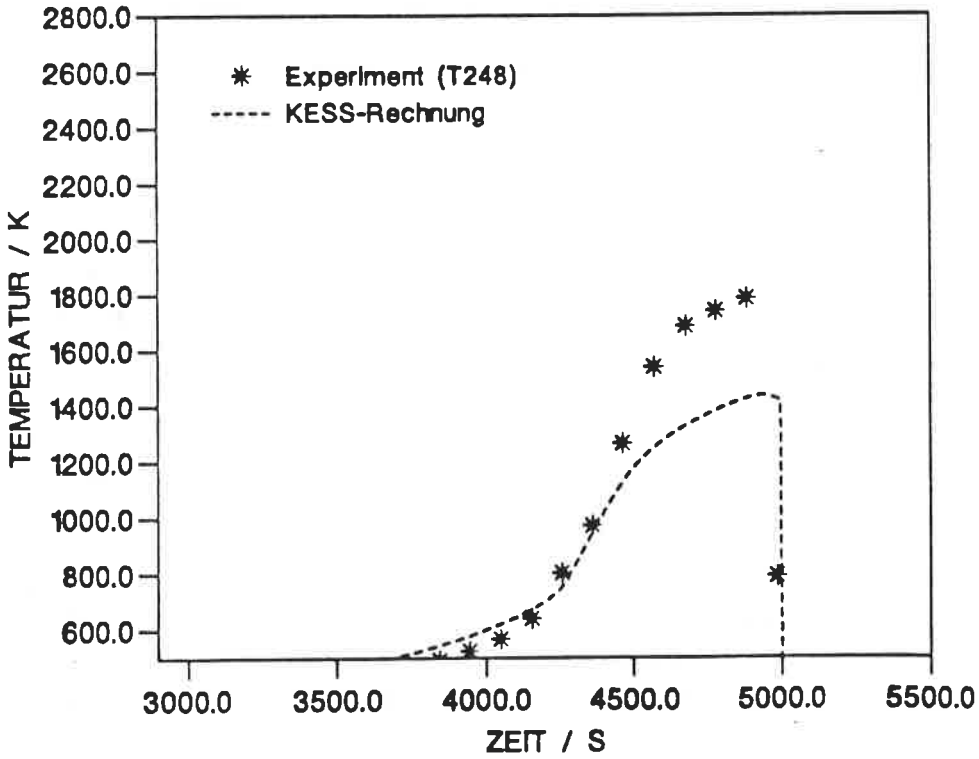


Abb. 47: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (Shroudisolation)

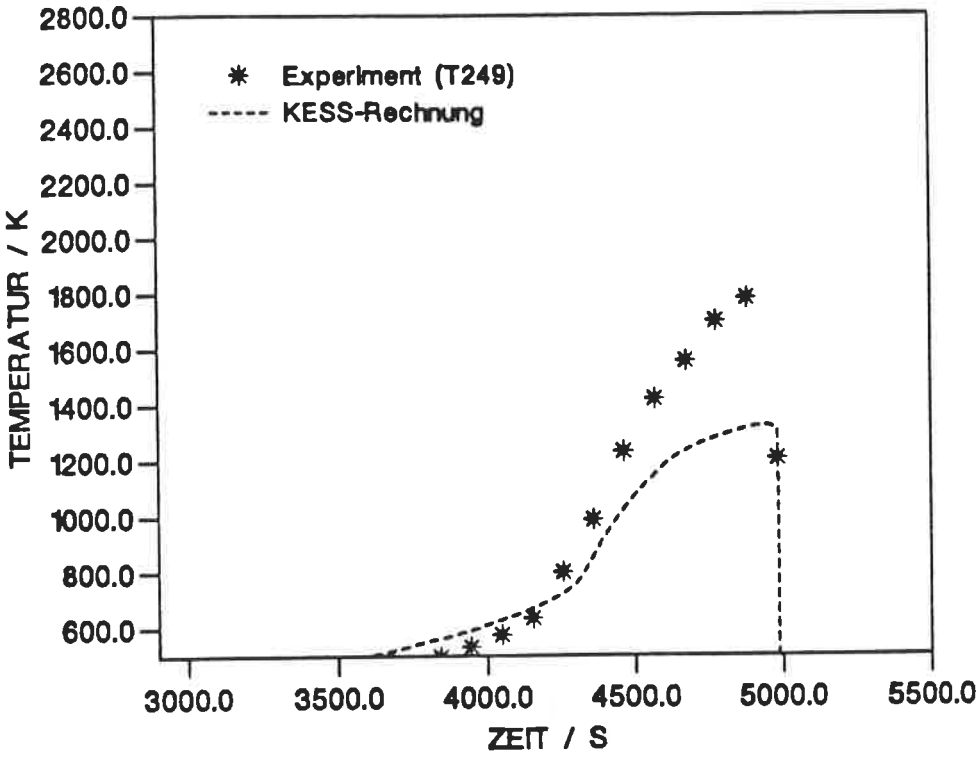


Abb. 48: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Shroudisolation)

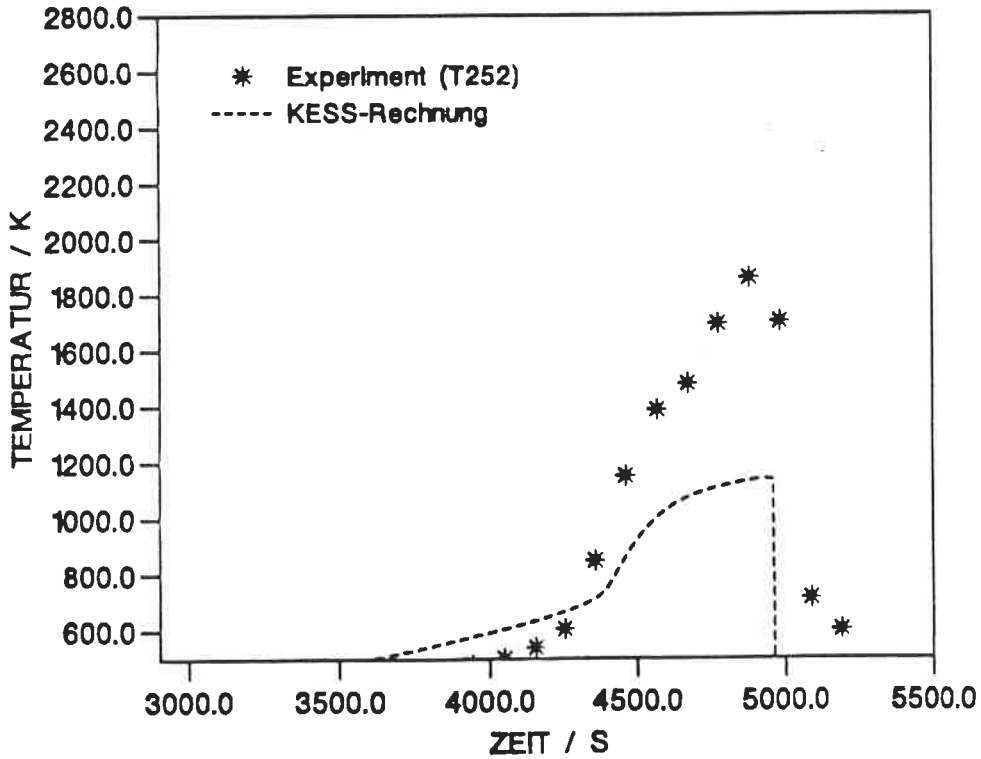


Abb. 49: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Shroudisolation)

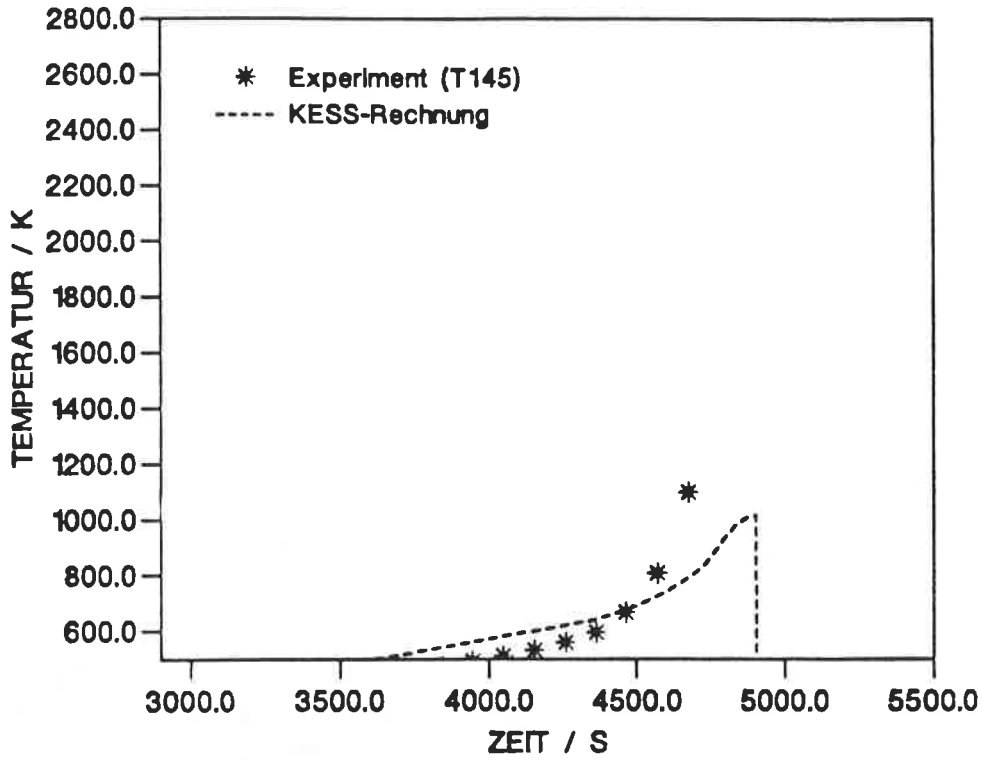


Abb. 50: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Shroudisolation)

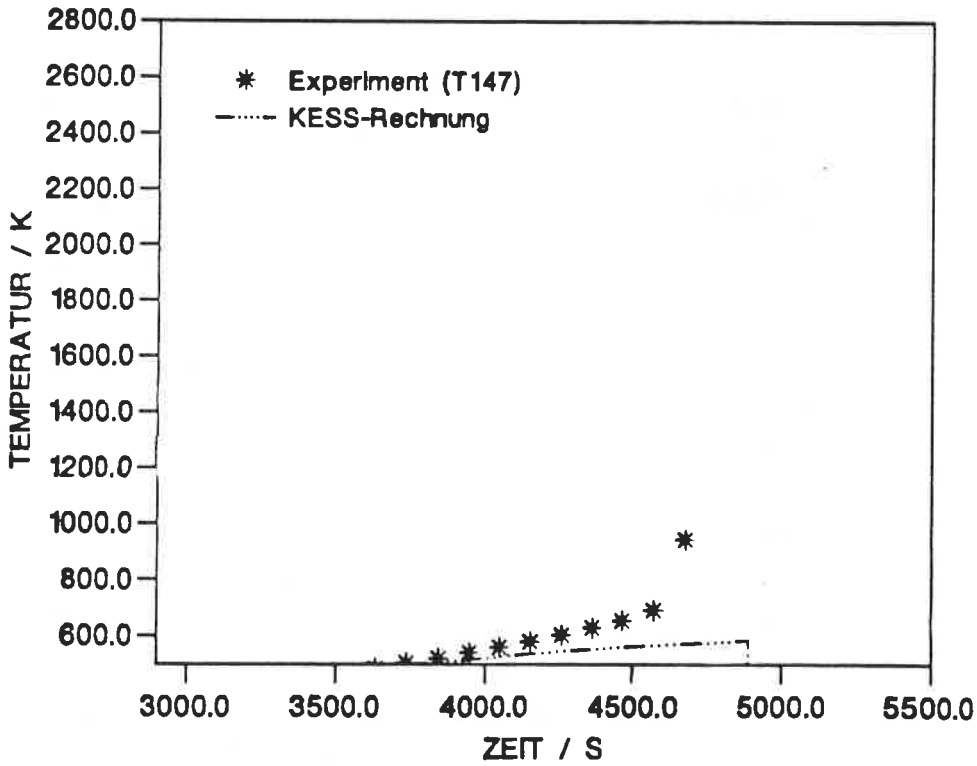


Abb. 51: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.05 m (Shroudisolation)

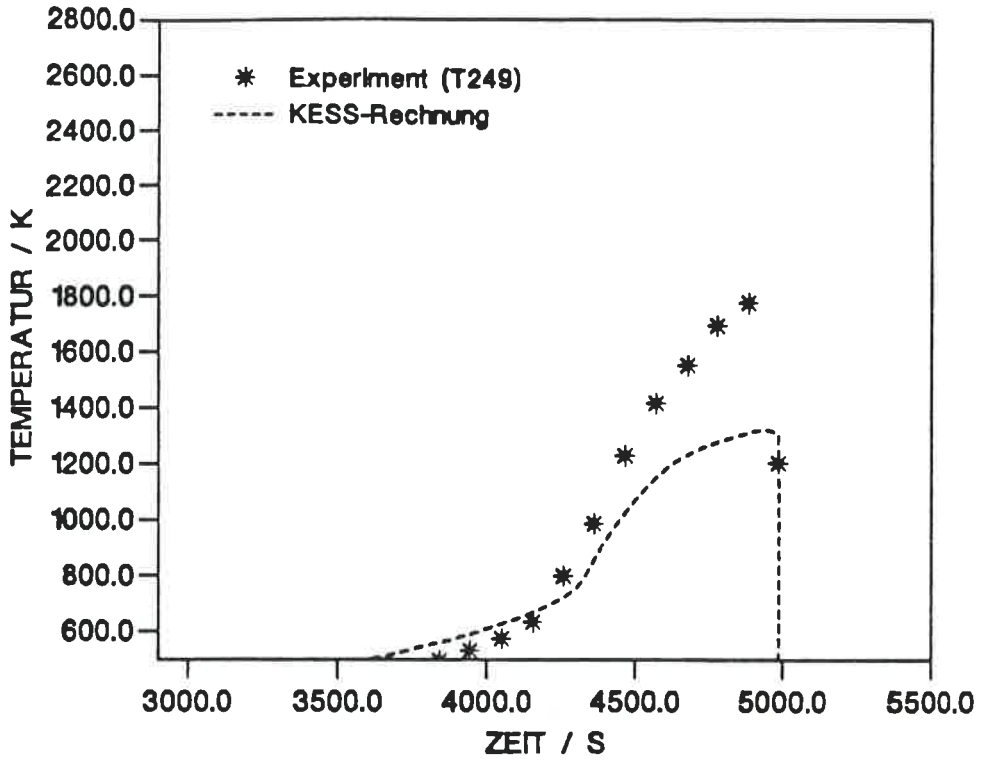


Abb. 48: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m (Shroudisolation)

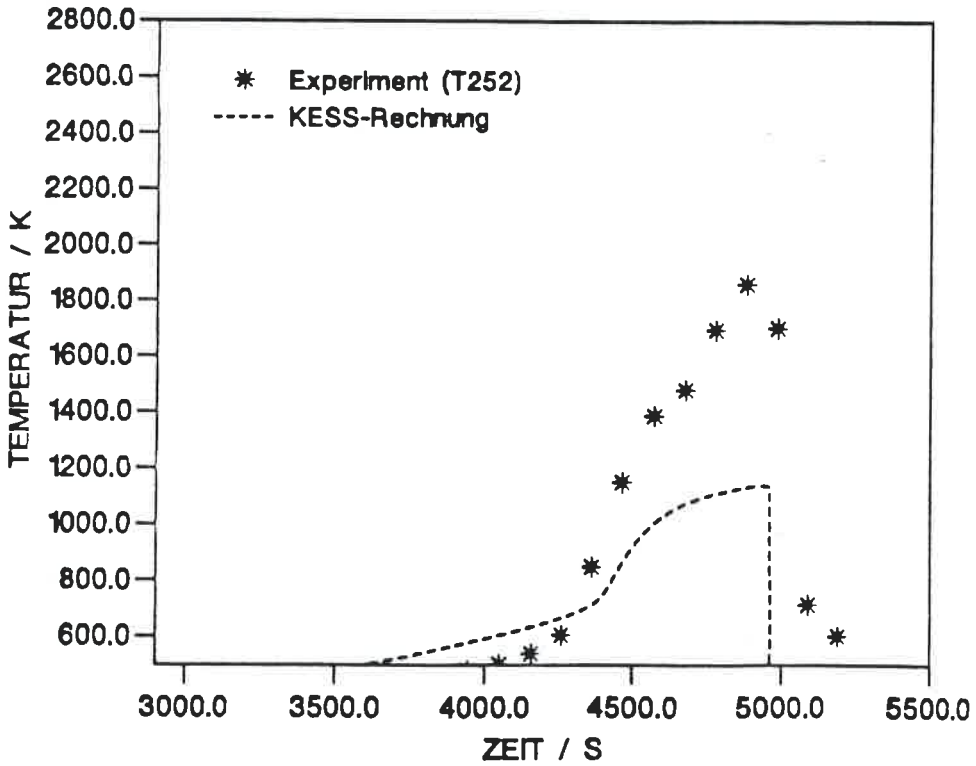


Abb. 49: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (Shroudisolation)

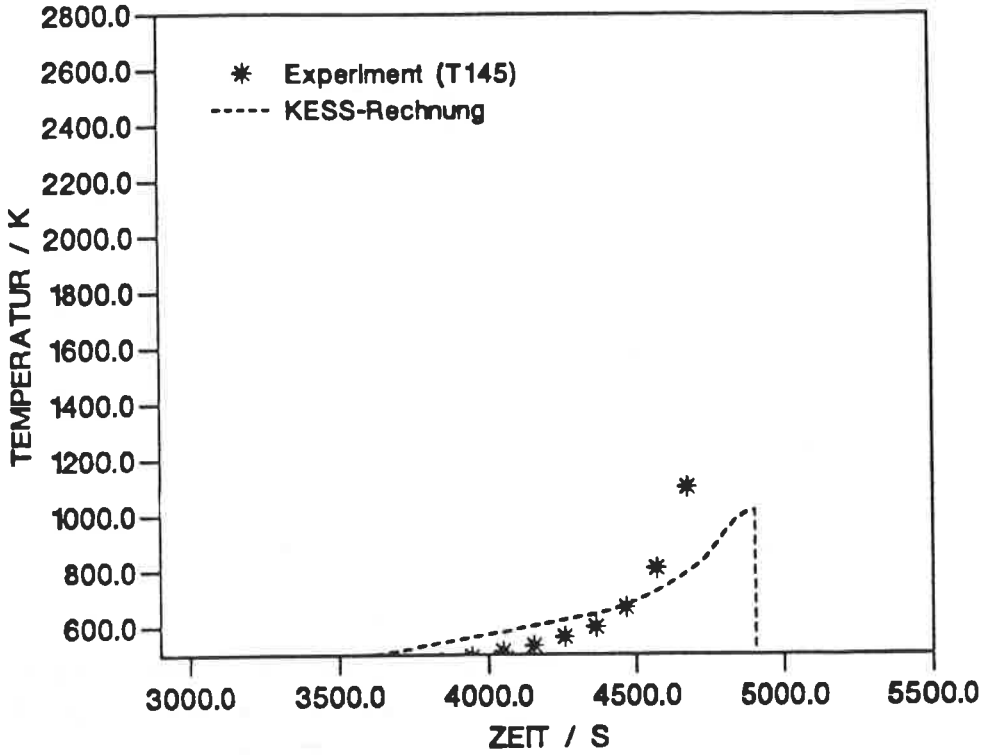


Abb. 50: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (Shroudisolation)

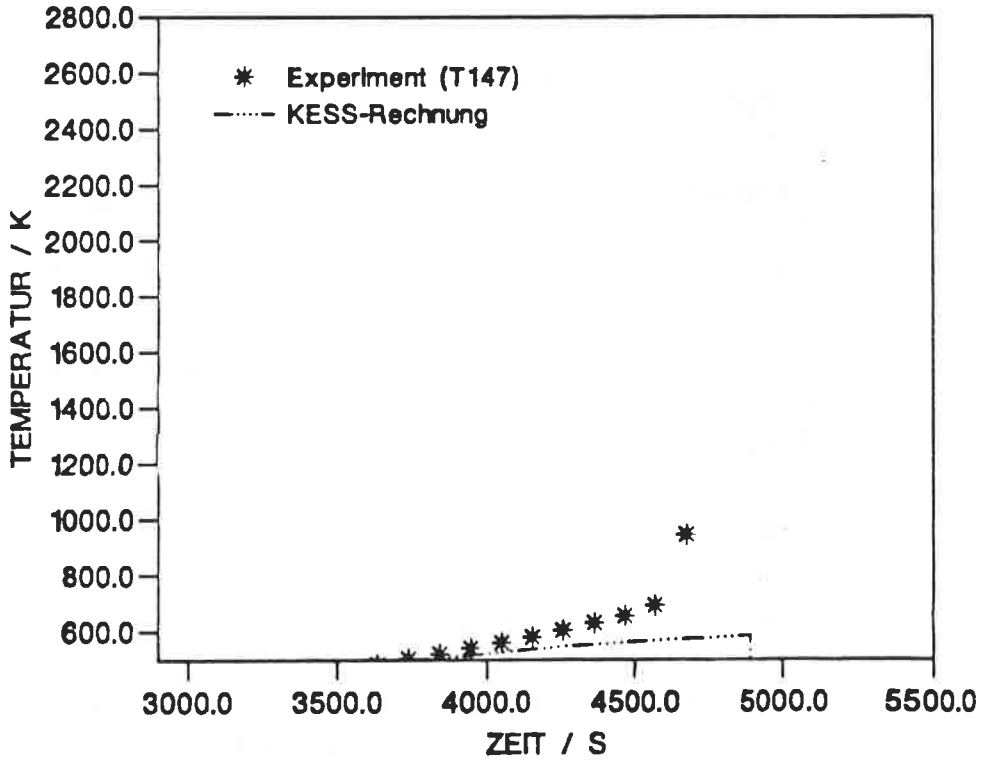


Abb. 51: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.05 m (Shroudisolation)

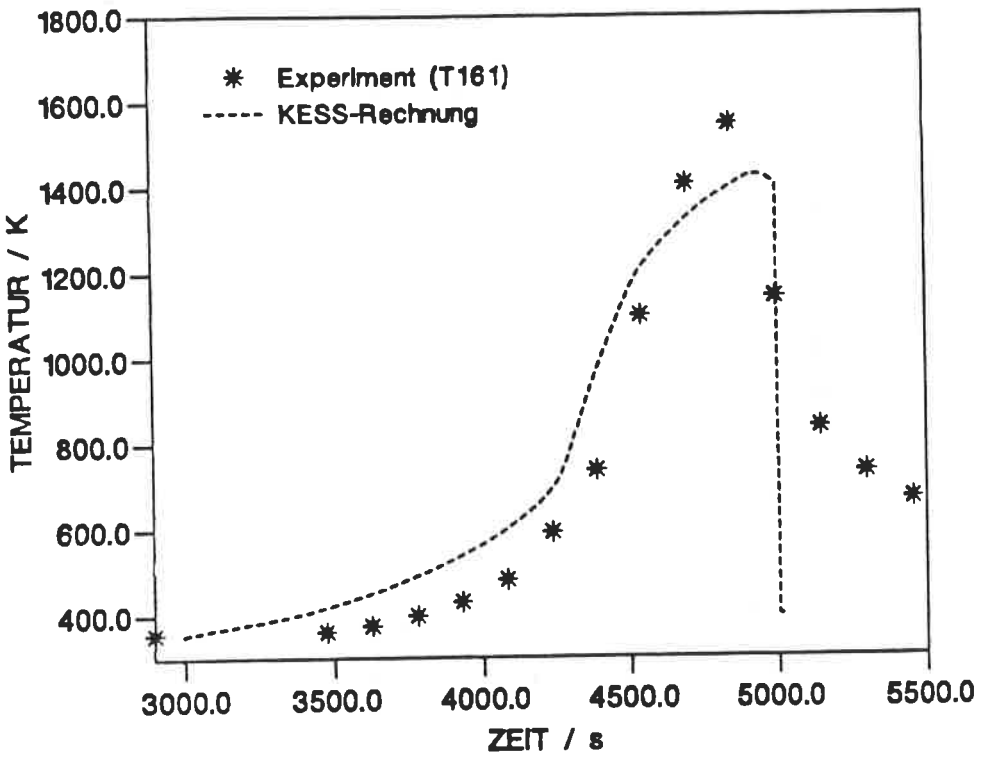


Abb. 52: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m (HTS)

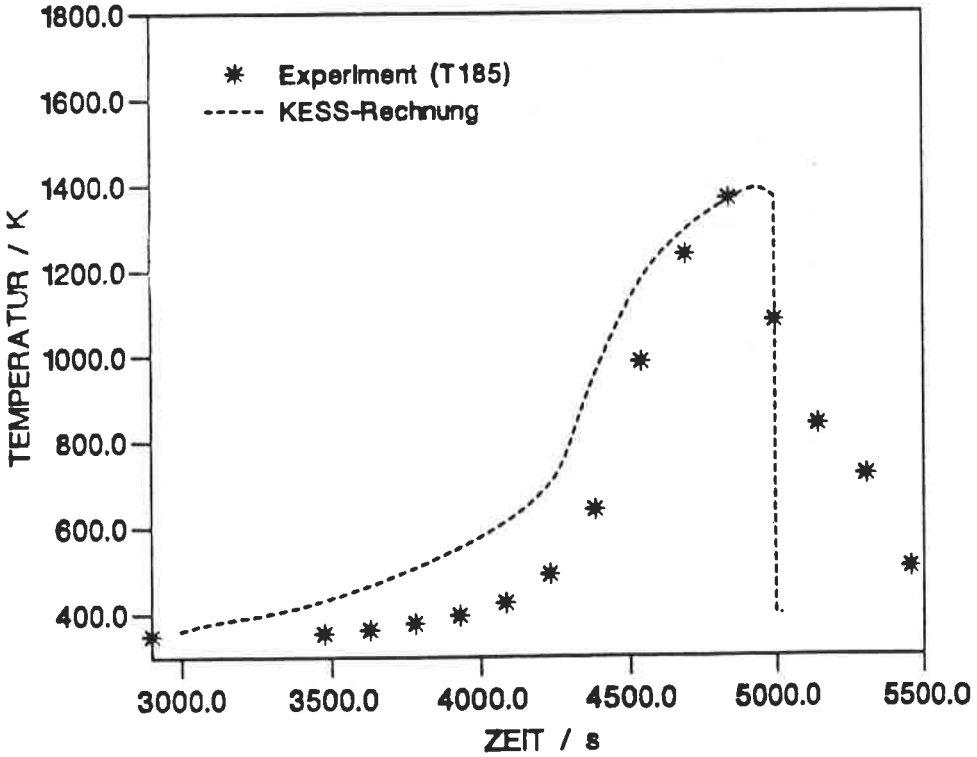


Abb. 53: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.85 m (HTS)

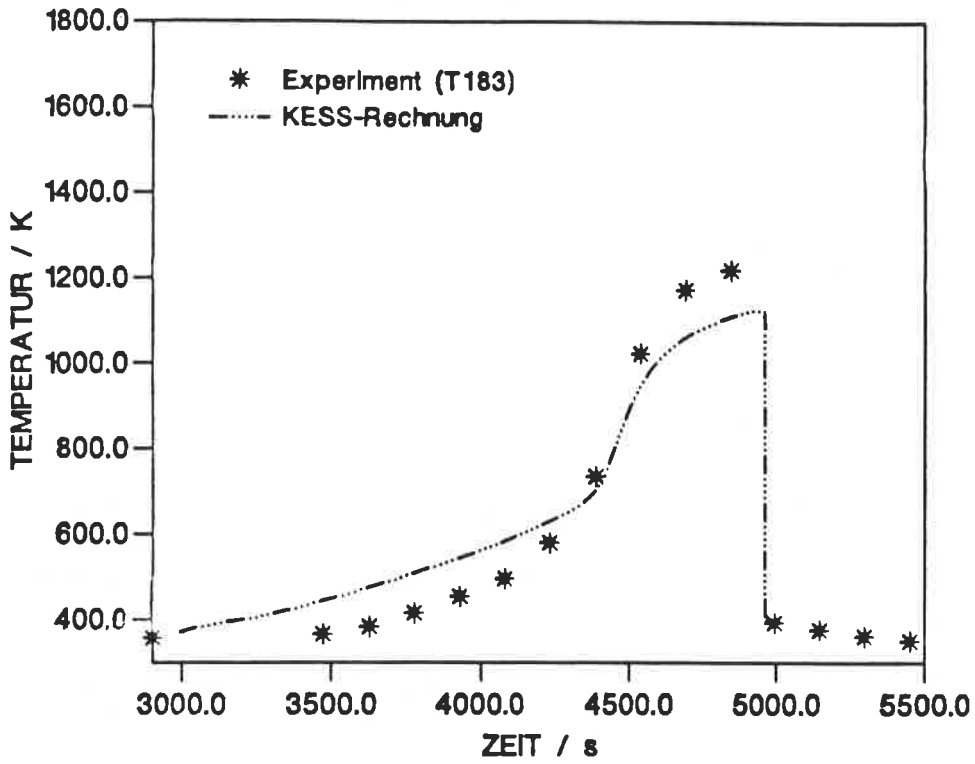


Abb. 54: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m (HTS)

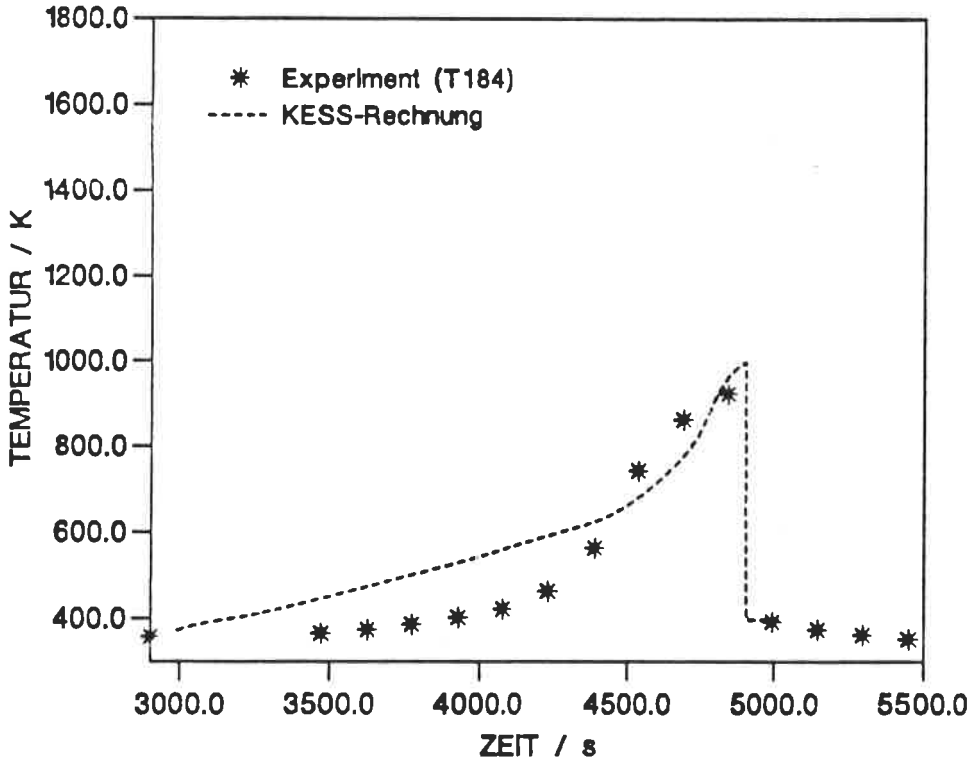


Abb. 55: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m (HTS)

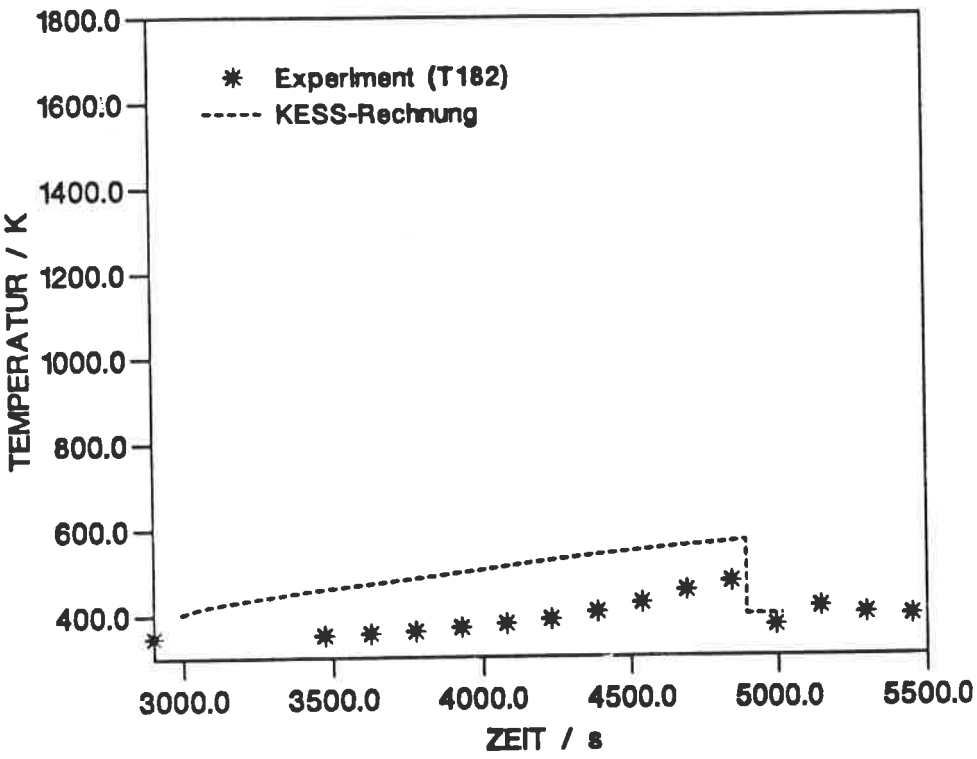


Abb. 56: Vergleich der berechneten Temperaturen mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.05 m (HTS)

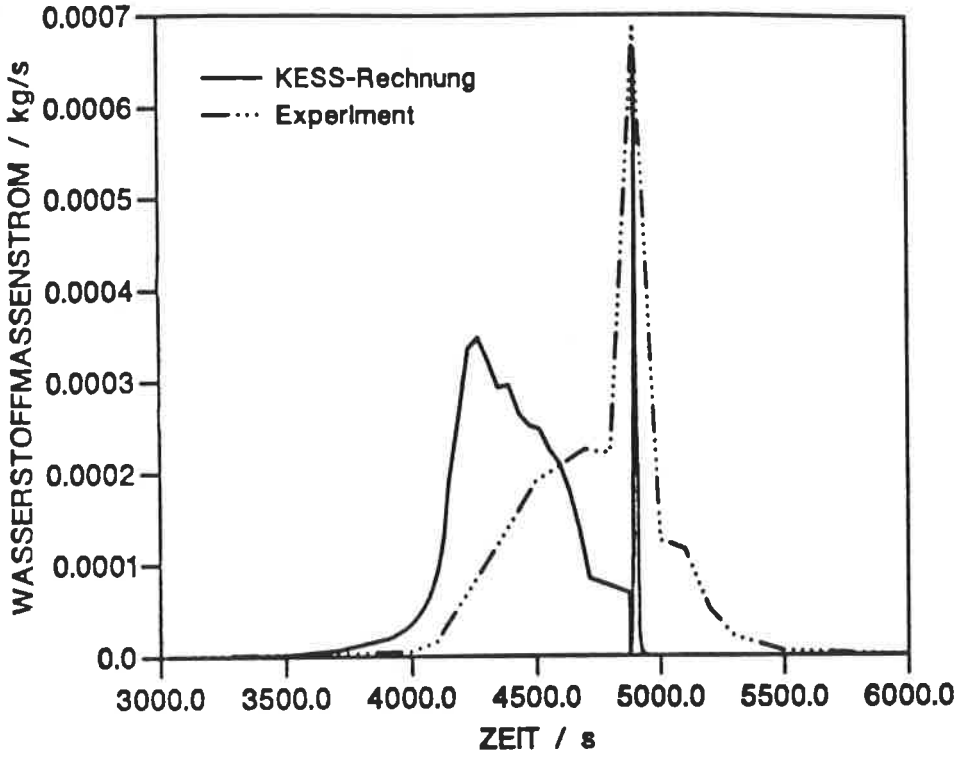


Abb. 57: Vergleich des berechneten Wasserstoffmassenstroms mit den gemessenen Werten am oberen Bündelende

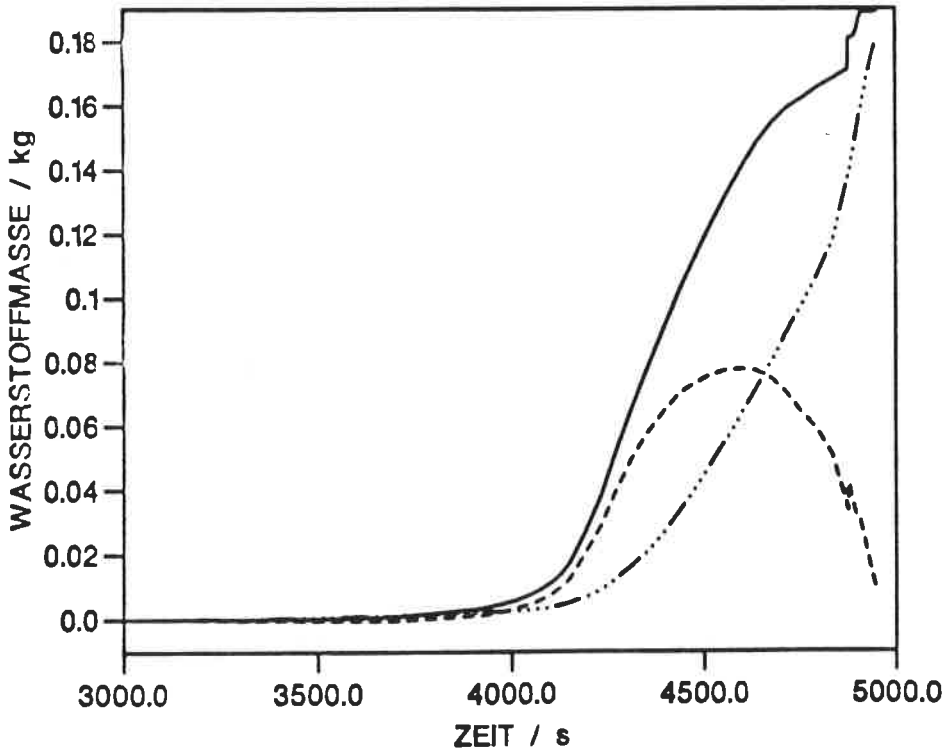


Abb. 58: Vergleich der berechneten insgesamt produzierten Wasserstoffmasse (durchgezogenen Kurve) mit der aus dem gemessenen Wasserstoffmassenstrom ermittelten Wasserstoffmasse (strichpunktierte Kurve) sowie die Differenz zwischen Meß- und Rechenergebnis (gestrichelte Kurve)

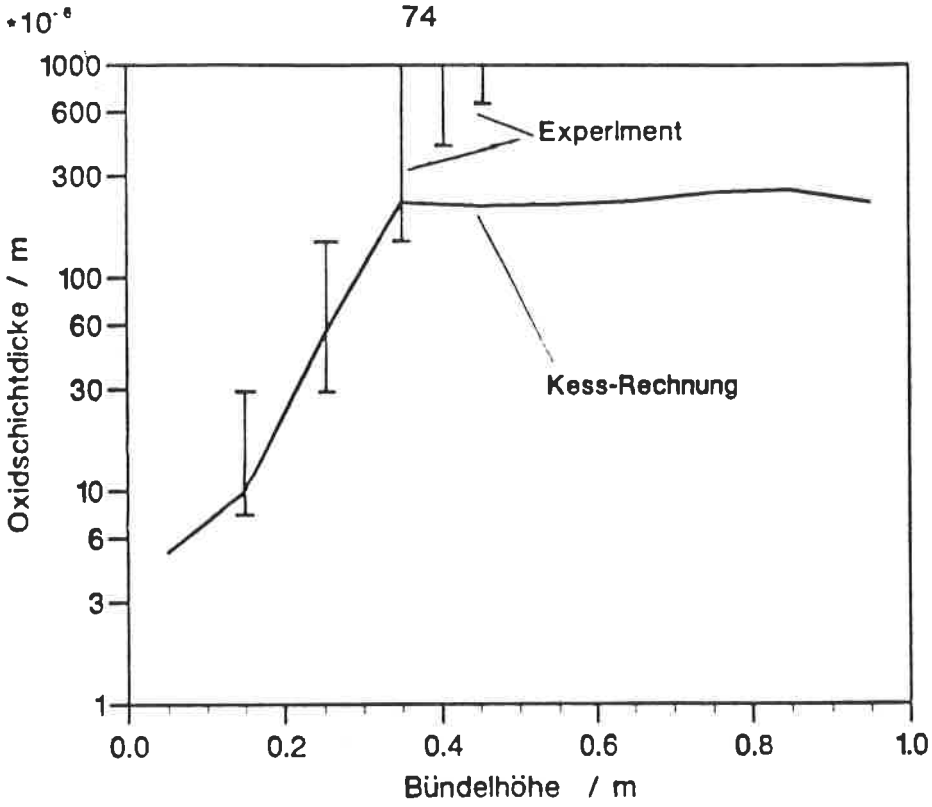


Abb. 59: Vergleich der axialen Verteilung der berechneten mittleren Oxidschichtdicken mit den Meßwerten, die nach Versuchsende ermittelt wurden

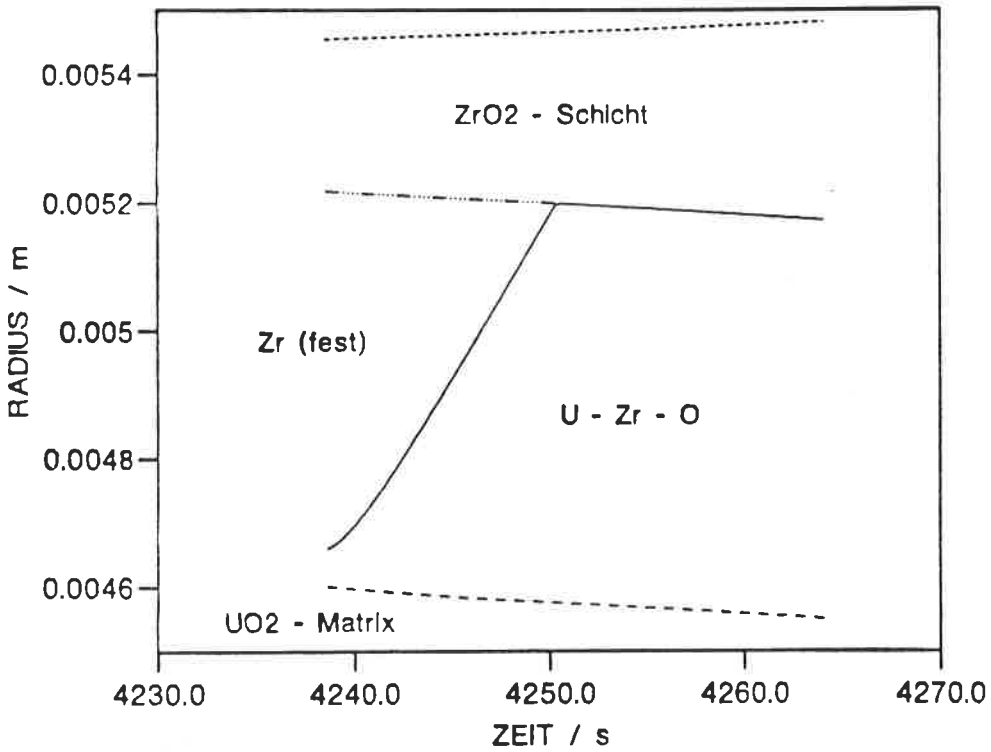


Abb. 60: Zeitliche Entwicklung der Schichtdicken von Zirkondioxid, festem Zirkaloy, der UO_2-Matrix sowie des U-Zr-O-Gemisches in der Bündelhöhe z = 0.95 m während des Aufschmelzprozesses

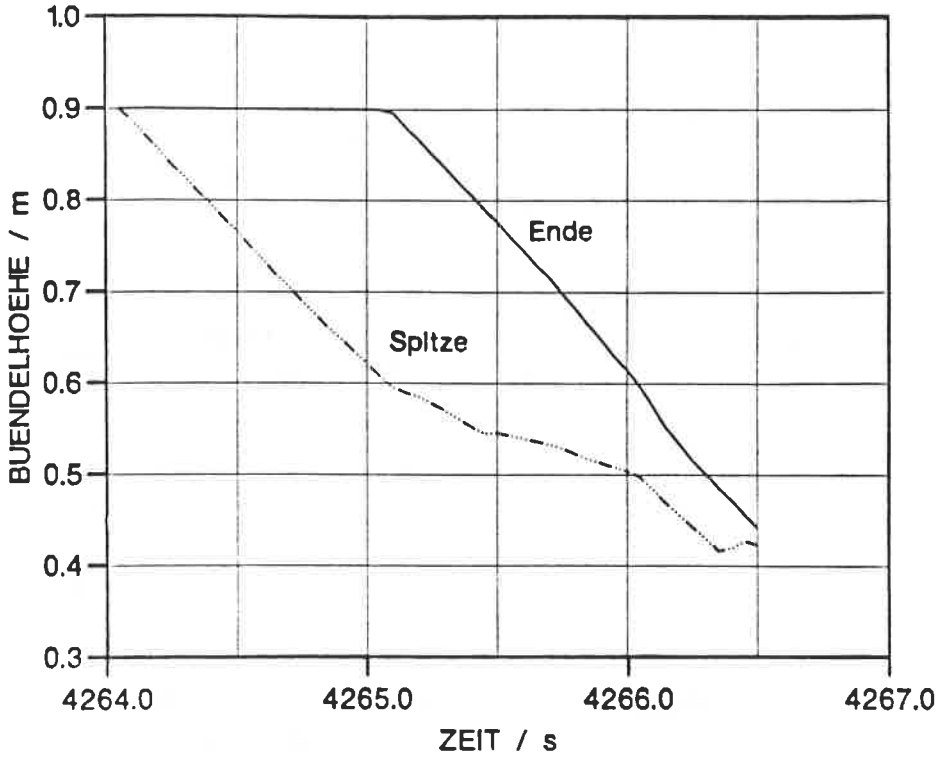


Abb. 61: Axiale Position der Spitze und des Endes der Schmelzesträhne, die in der Bündelhöhe z = 0.90 m austrat

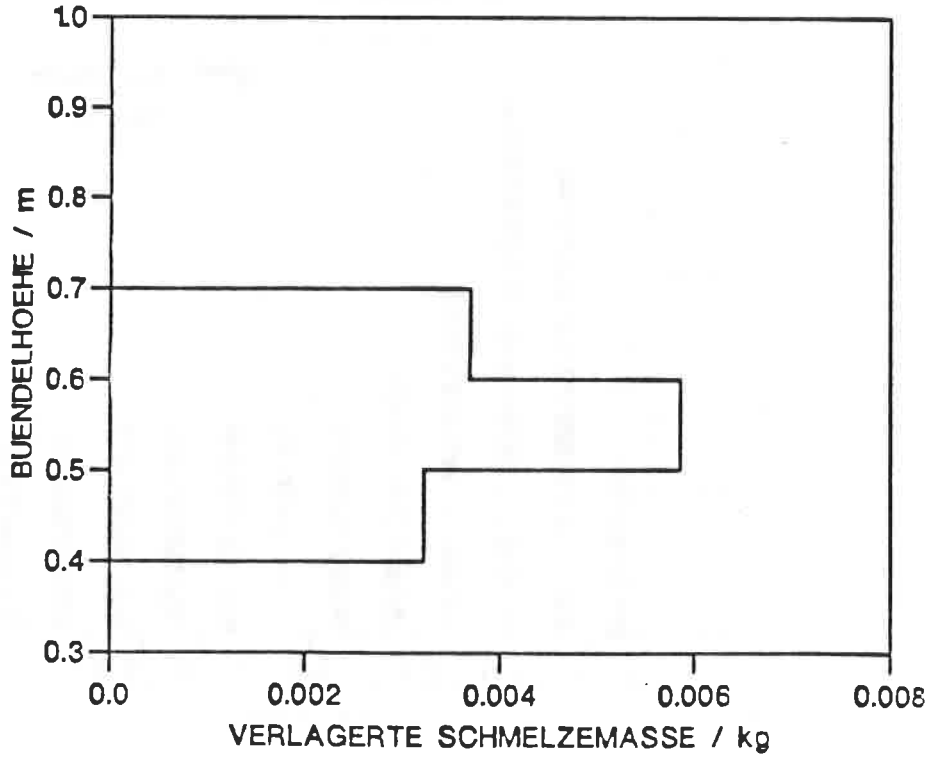


Abb. 62: Axiale Verteilung der erstarrten U-Zr-O-Masse der Schmelzesträhne, die in der Bündelhöhe z = 0.90 m austrat

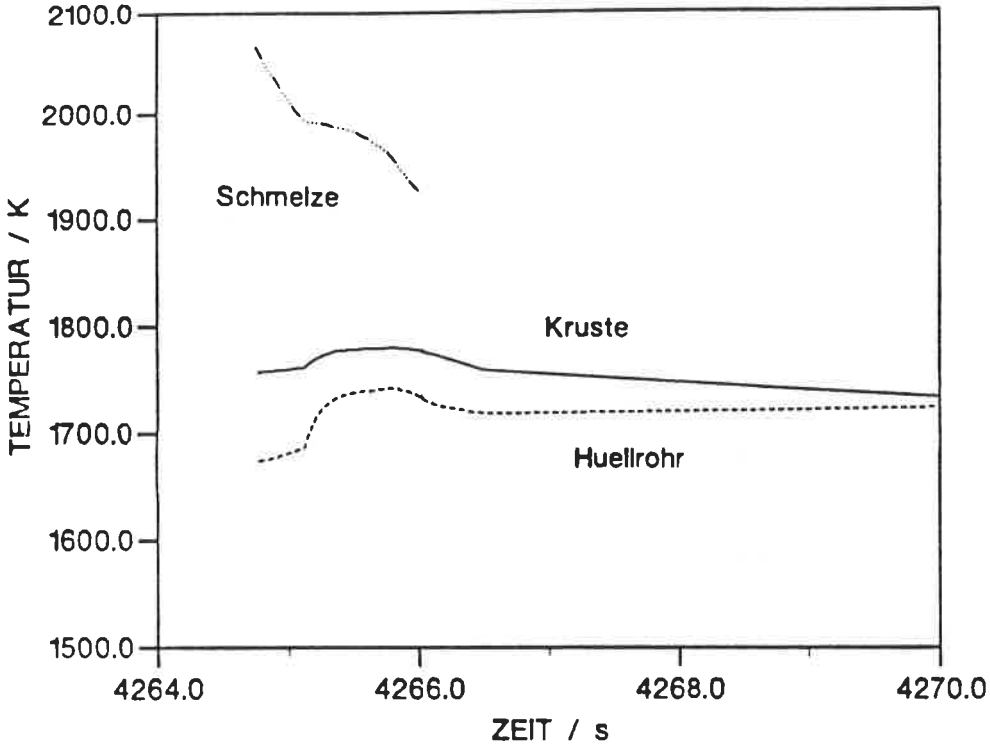


Abb. 63: Zeitlicher Temperaturverlauf der Schmelze, der Kruste sowie des Hüllrohrs in der Bündelhöhe z = 0.65 m (Modul LIQCAN)

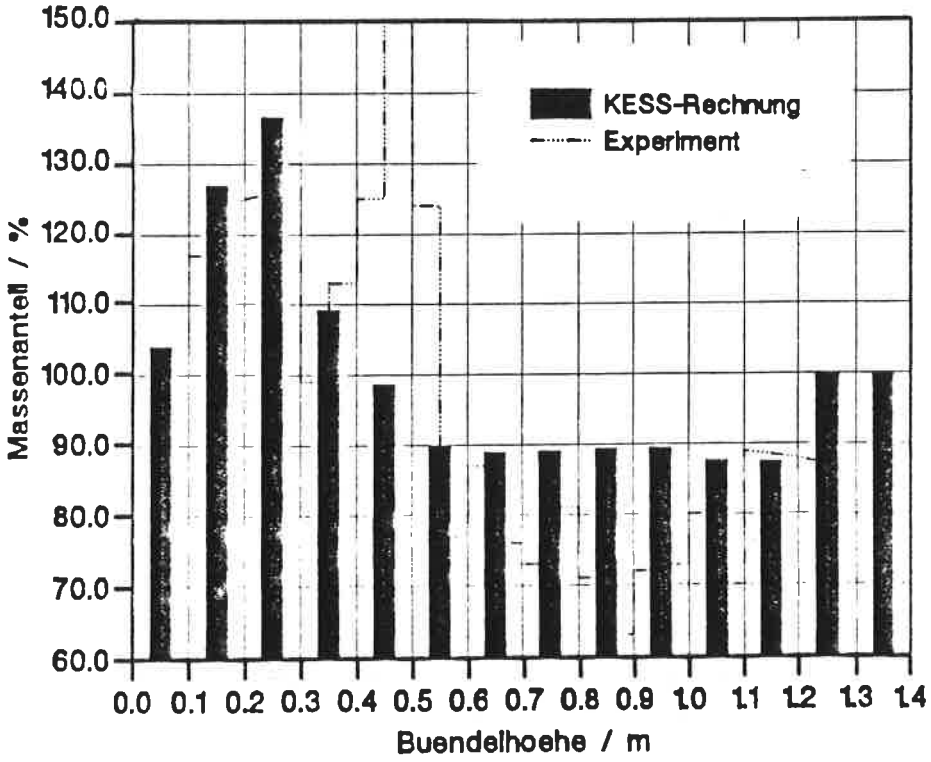


Abb. 64: Vergleich der berechneten Massenverteilung aufgrund der Schmelzeverlagerung mit den experimentellen Daten nach Versuchsende

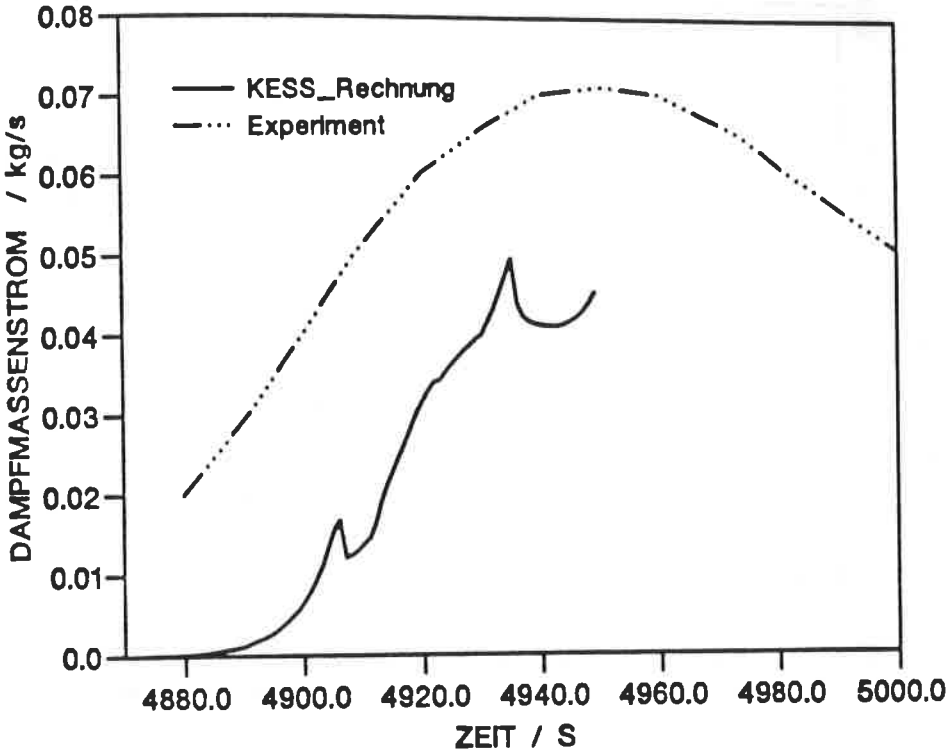


Abb. 65: Vergleich des berechneten und gemessenen Dampfmassenstroms während des Quenchvorgangs

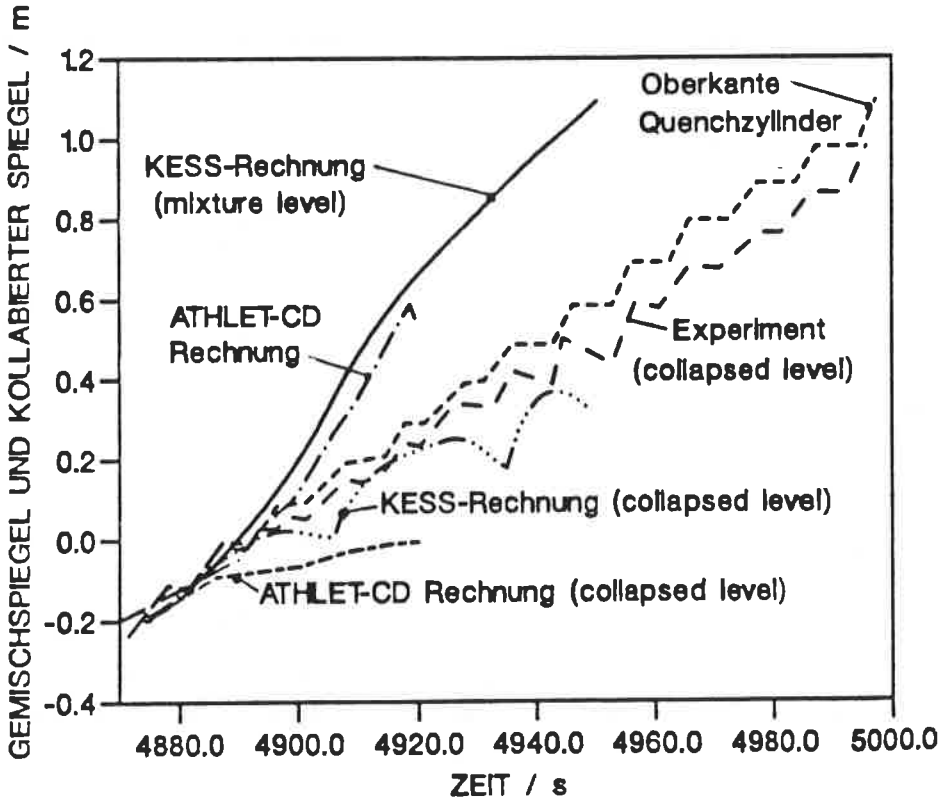


Abb. 66: Vergleich des mit KESS-III und ATHLET-CD berechneten zeitlichen Verlaufs des Gemischspiegels und des kollabierten Wasserspiegels (collapsed level) mit den experimentellen Daten während des Quenchvorgangs

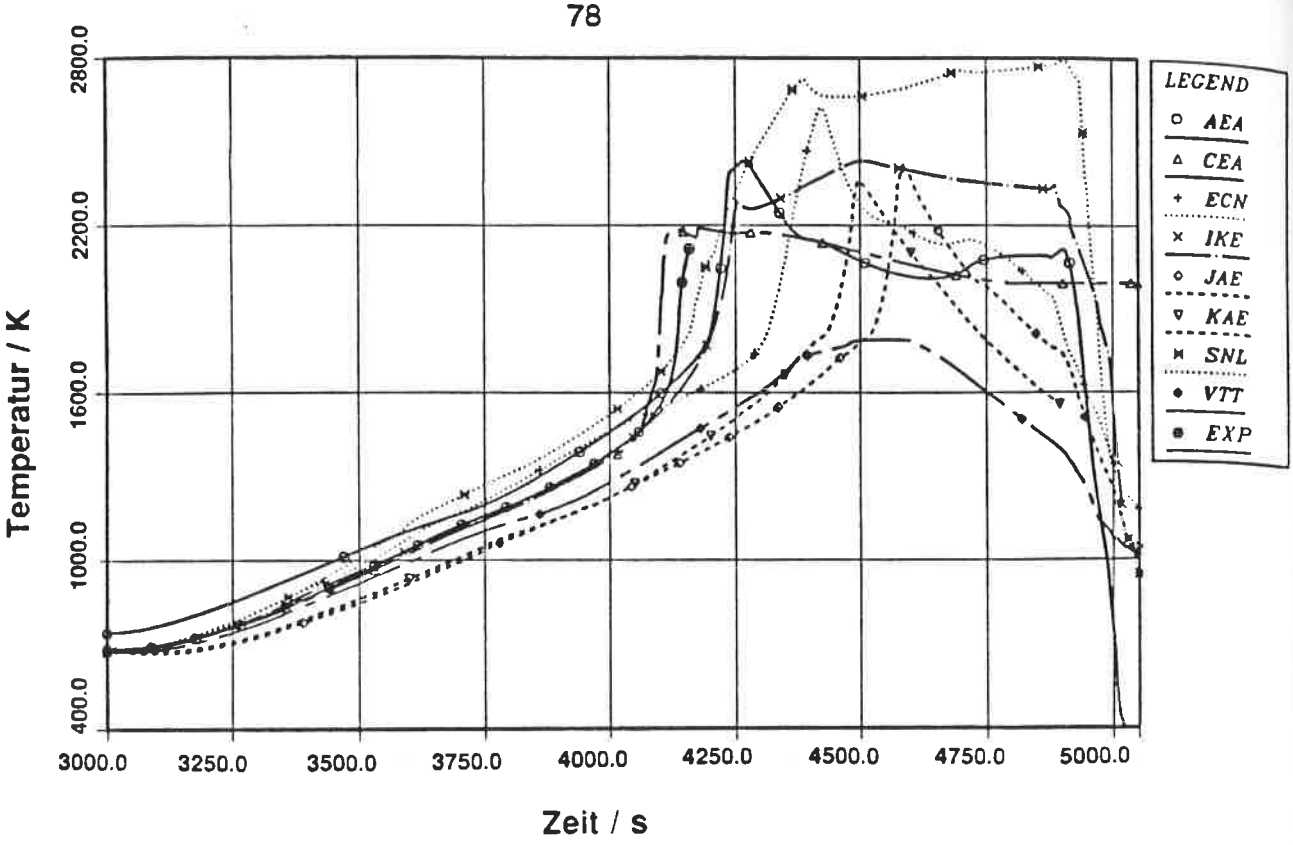


Abb. 67: Temperaturentwicklung in der Bündelhöhe z = 0.75 m der unbeheizten Stäbe (ISP-31, aus /1/)

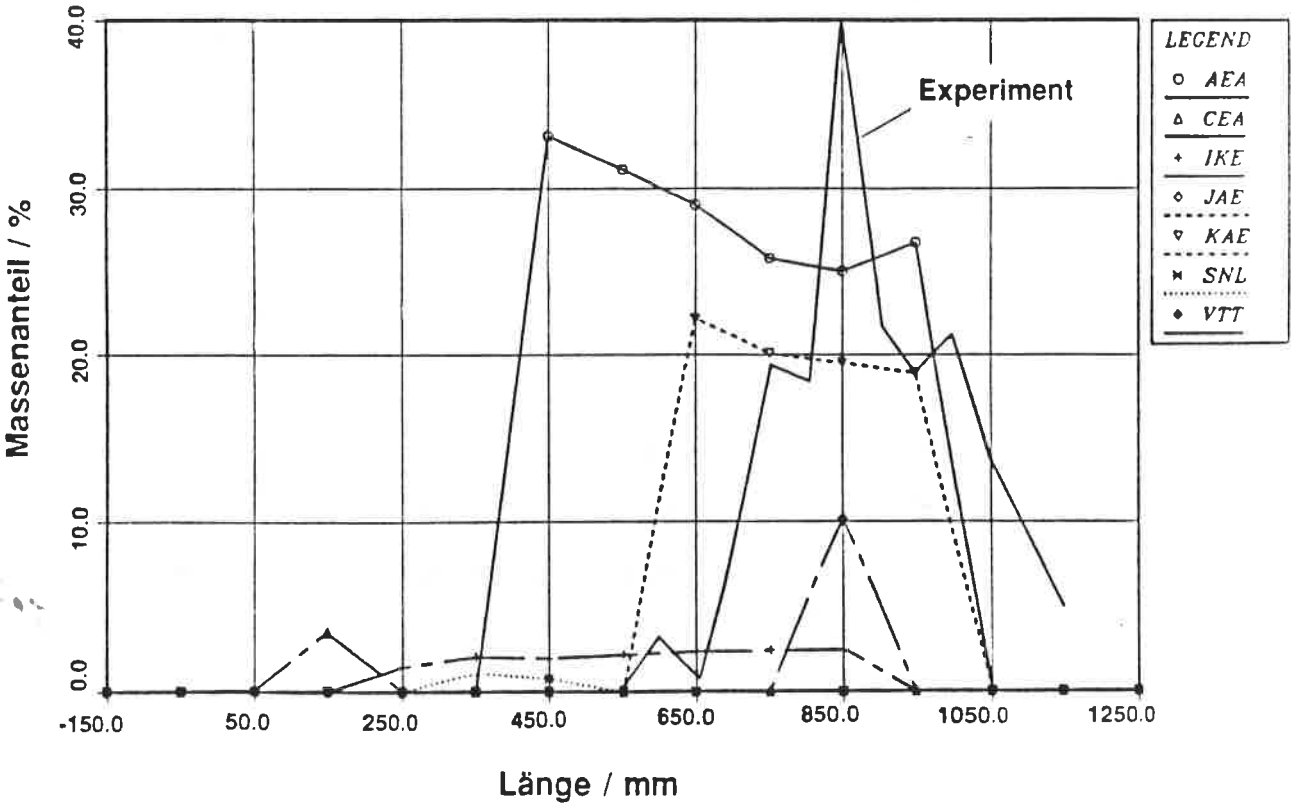


Abb. 68: Massenanteil der aufgelösten UO_2-Matrix der beheizten Stäbe (ISP-31, aus /1/)

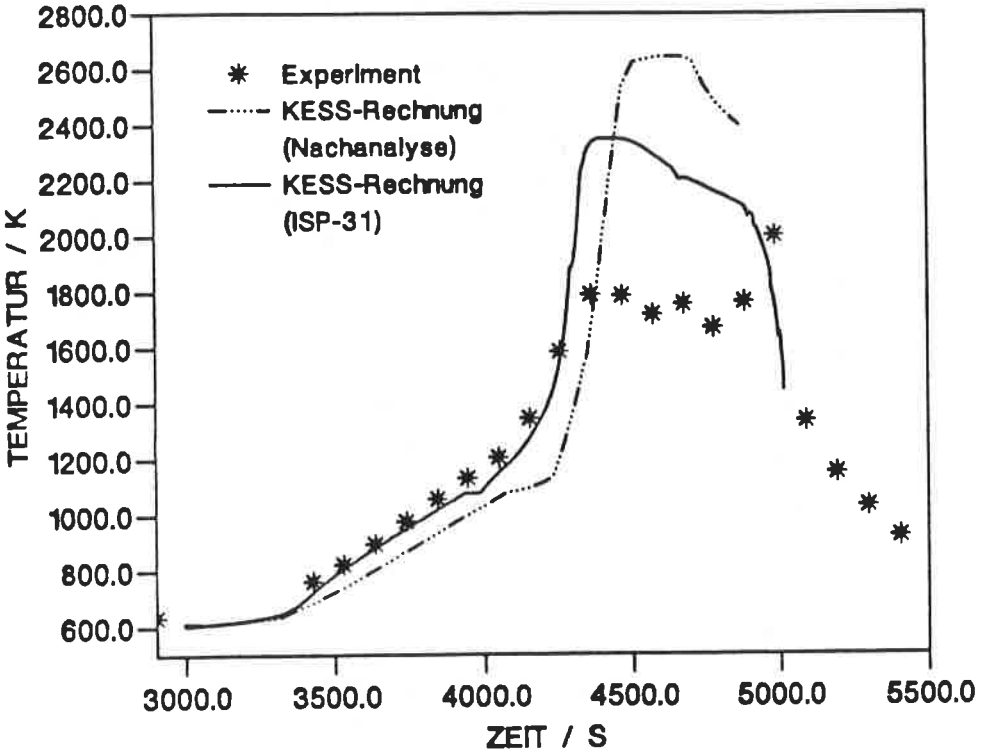


Abb. 69: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 1.15 m

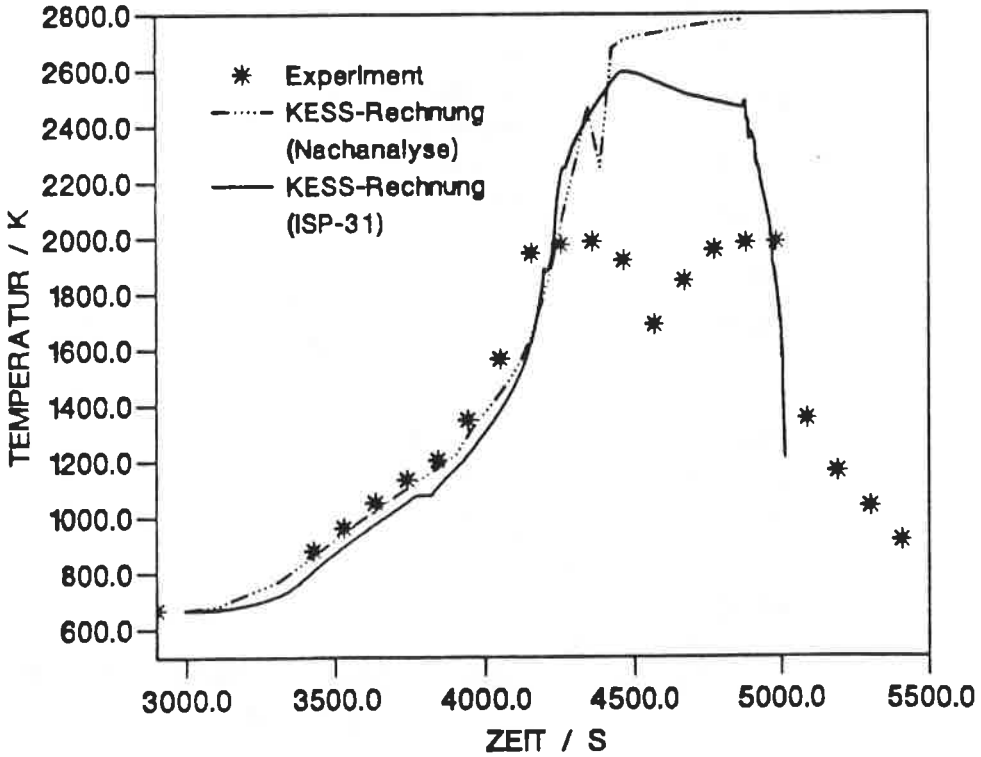


Abb. 70: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m

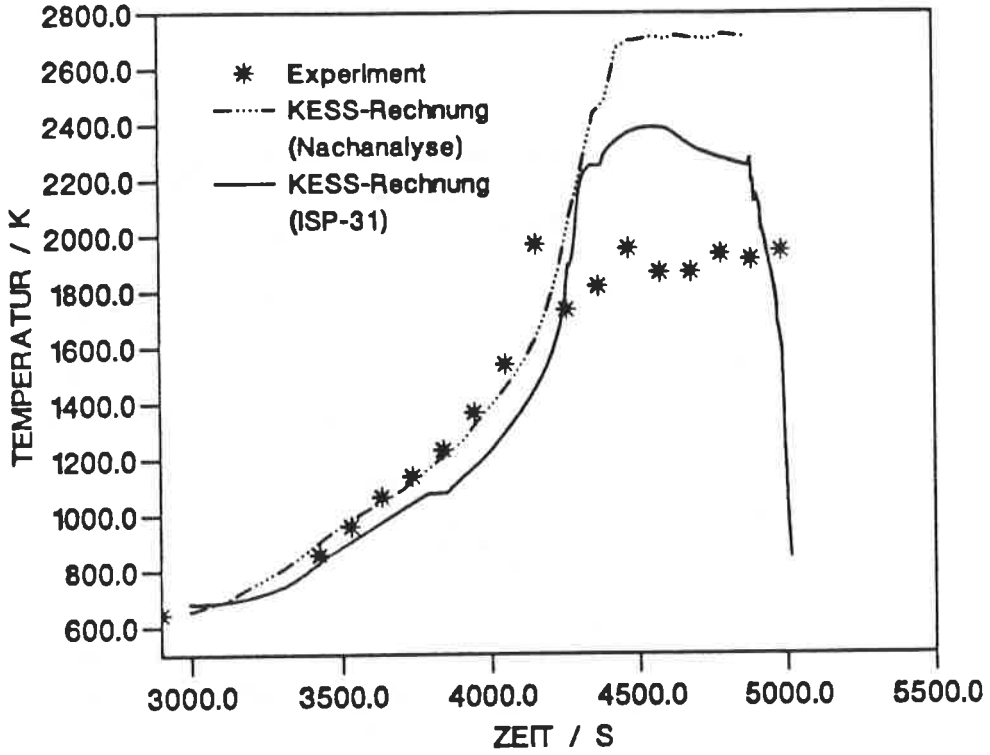


Abb. 71: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m

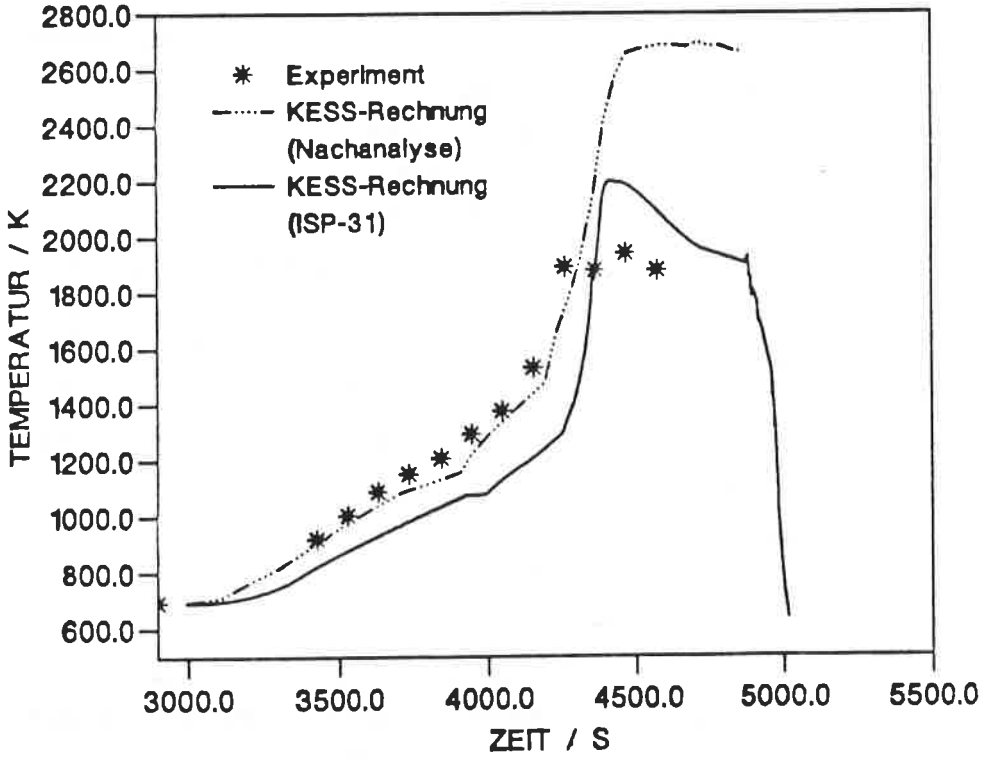


Abb. 72: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m

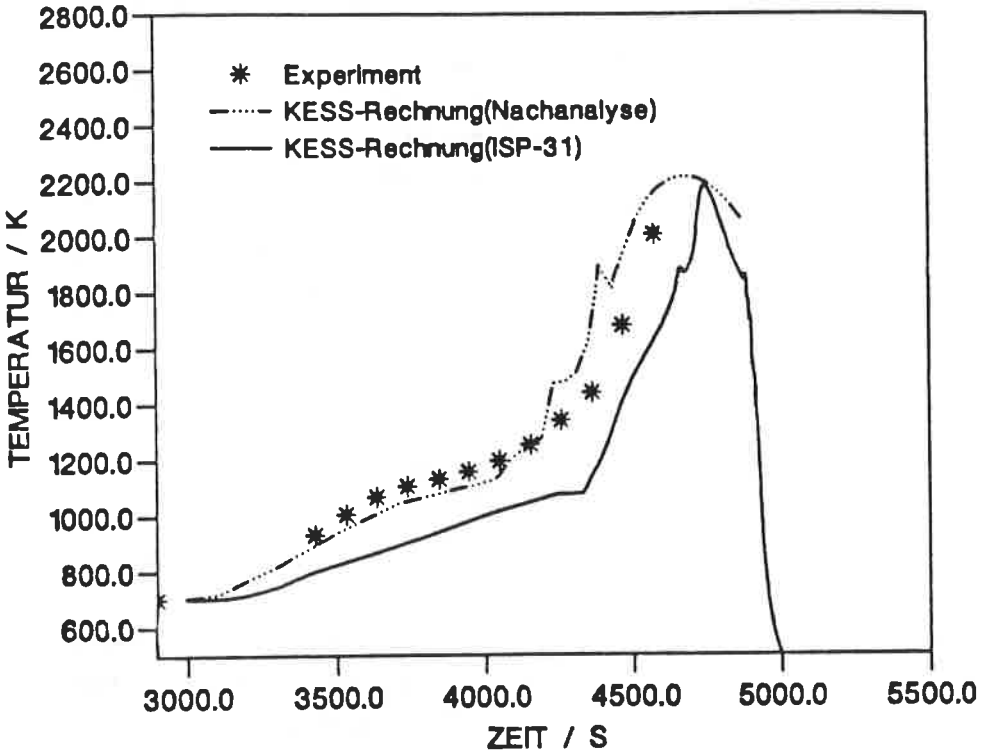


Abb. 73: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m

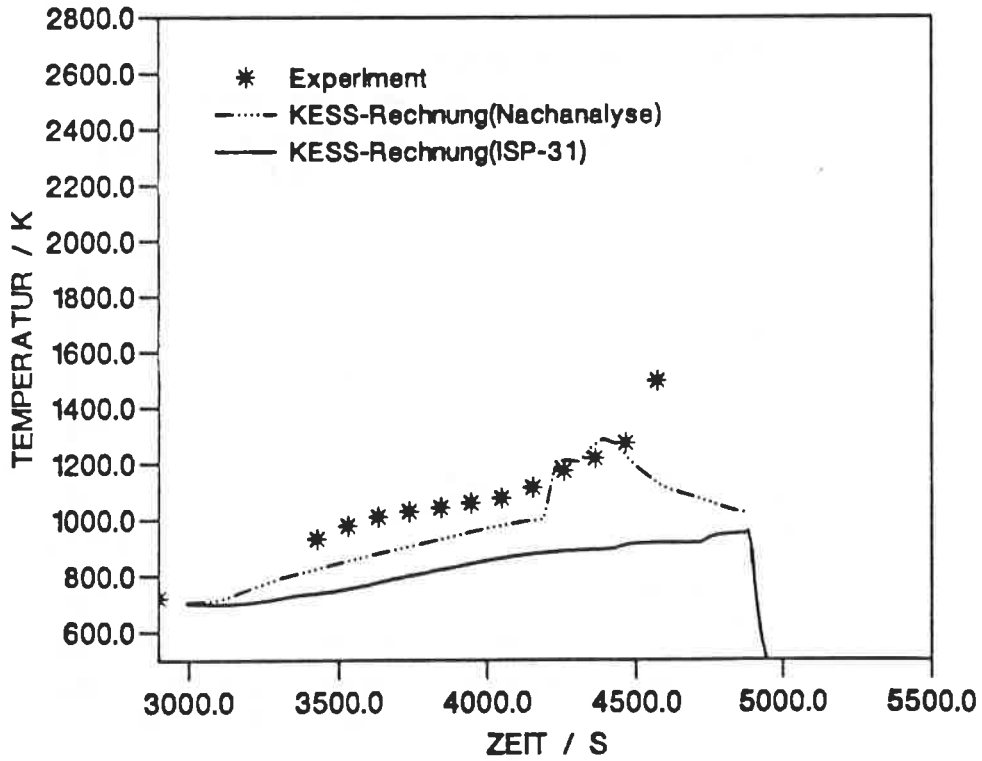


Abb. 74: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabführungsrohrs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.15 m

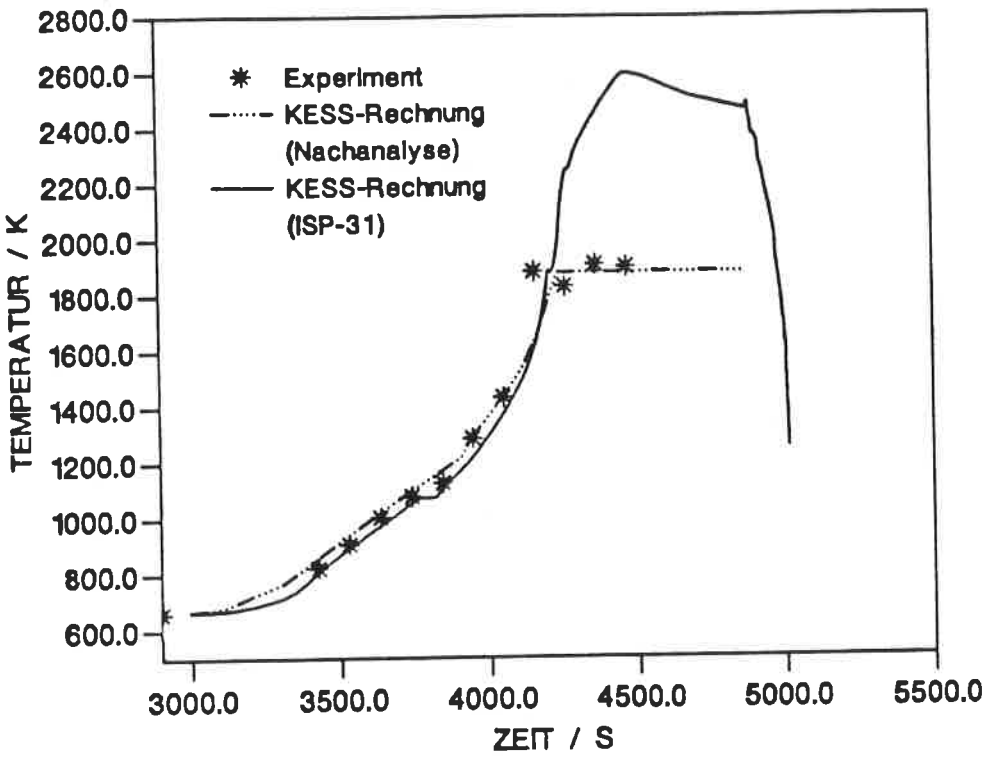


Abb. 75: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.95 m

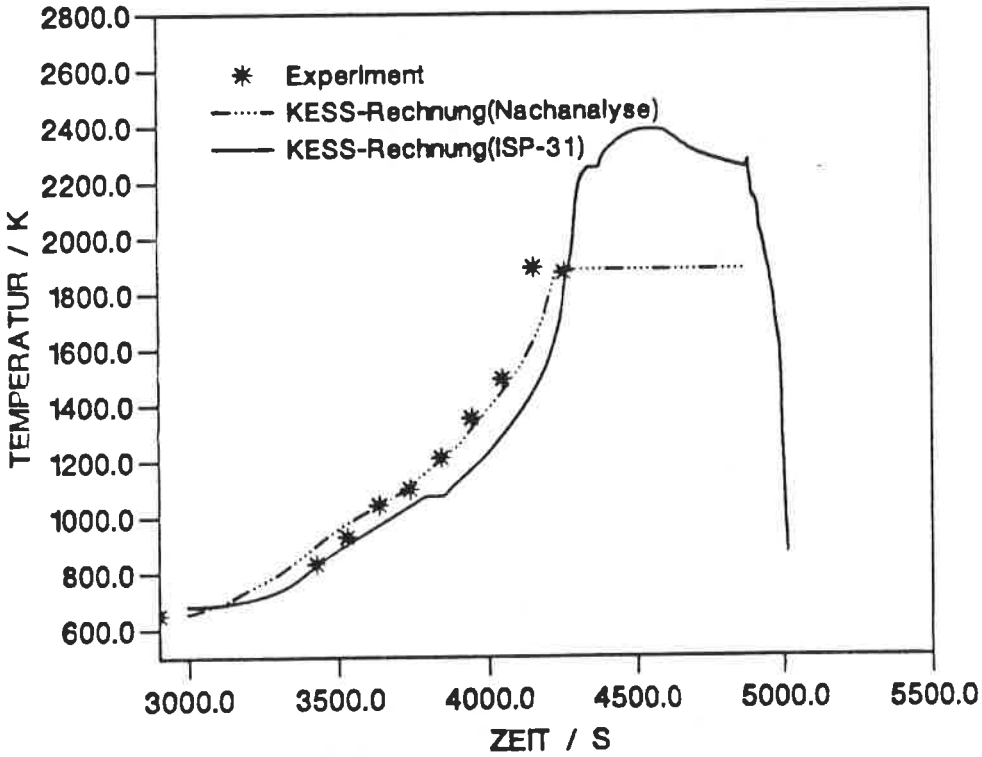


Abb. 76: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.75 m

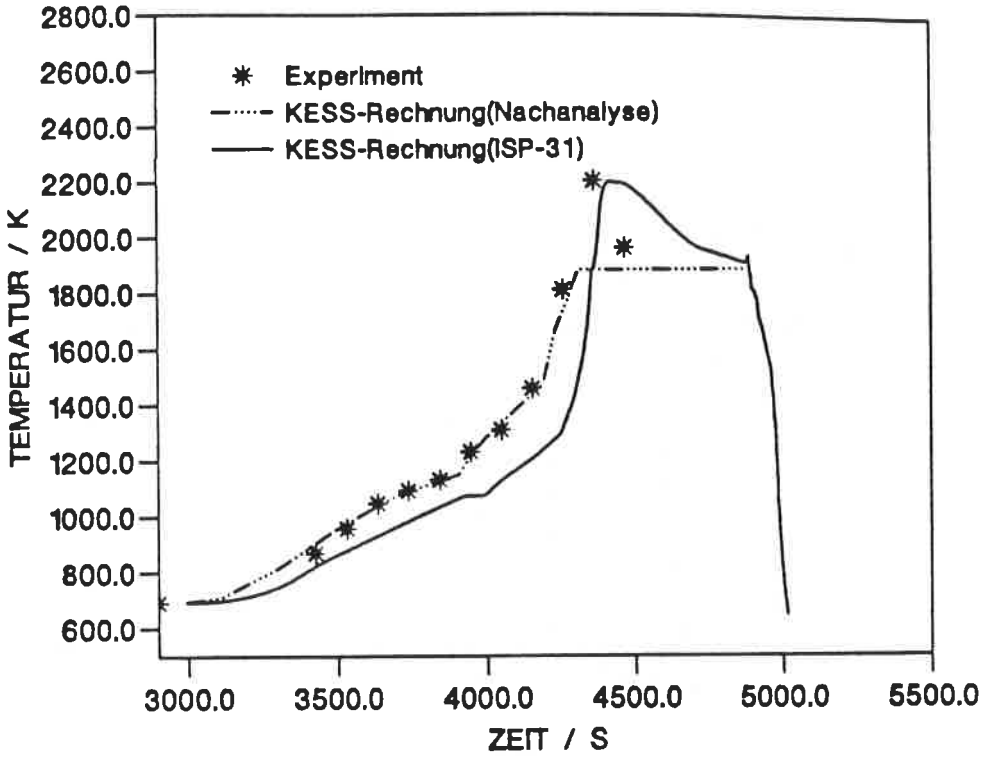


Abb. 77: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.55 m

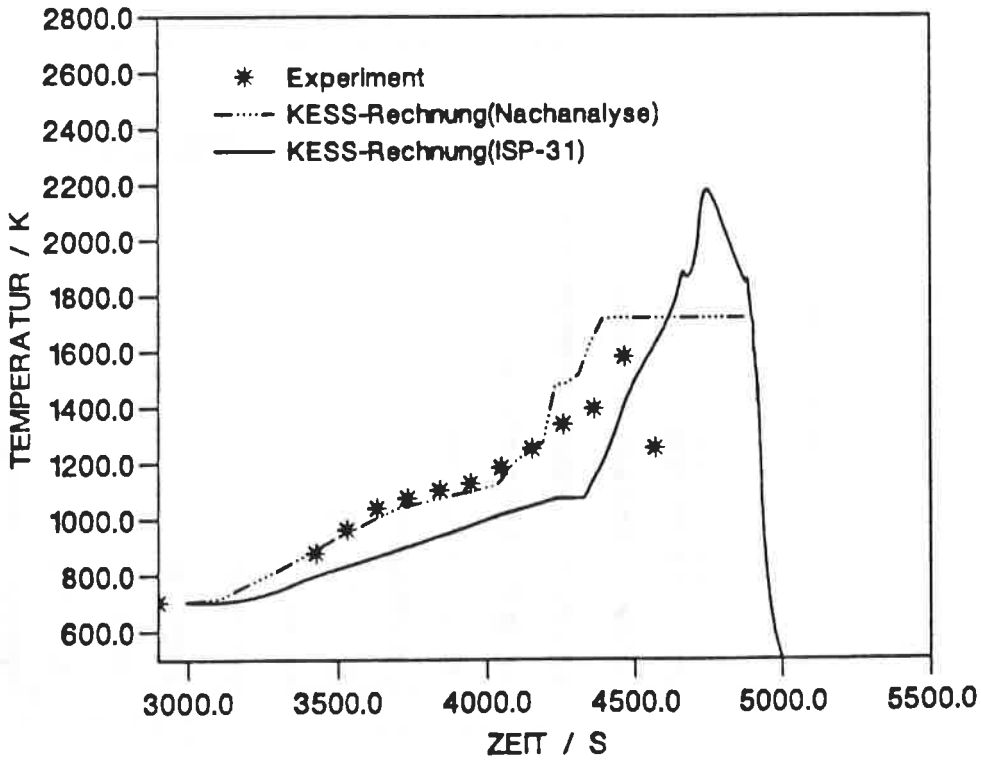


Abb. 78: Vergleich der berechneten Temperatur des Steuerstabs mit den gemessenen Werten in der Bündelhöhe z = 0.35 m

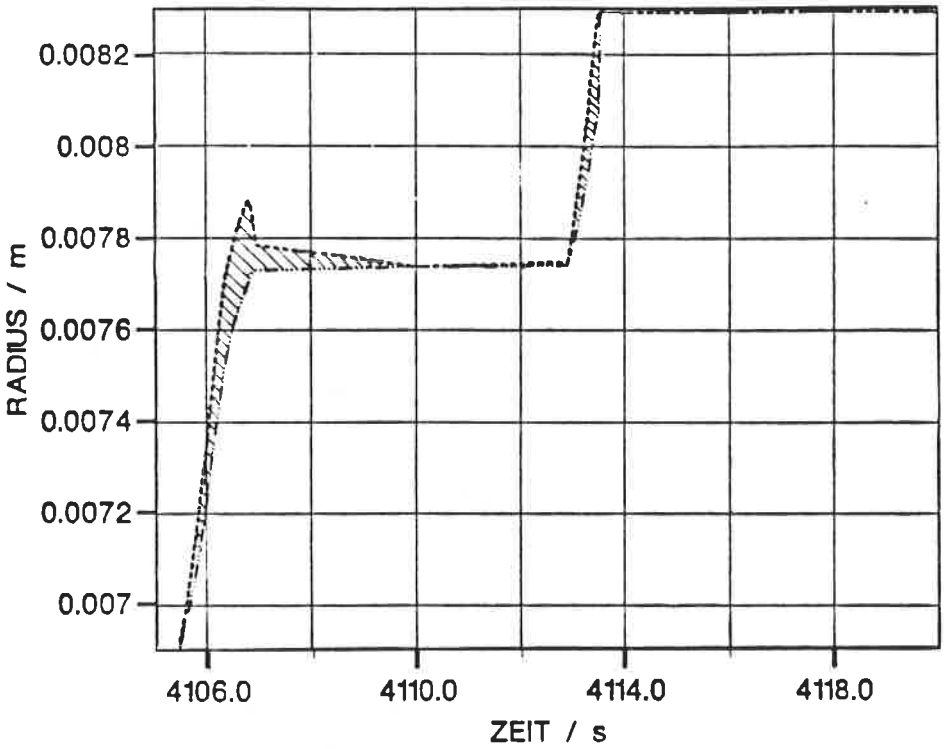


Abb. 79: Zeitliche Entwicklung der berechneten Schichtdicke der Kruste und der Schmelze (schraffierter Bereich) aus Absorbermaterial (AIC) in der Bündelhöhe z = 0.65 m

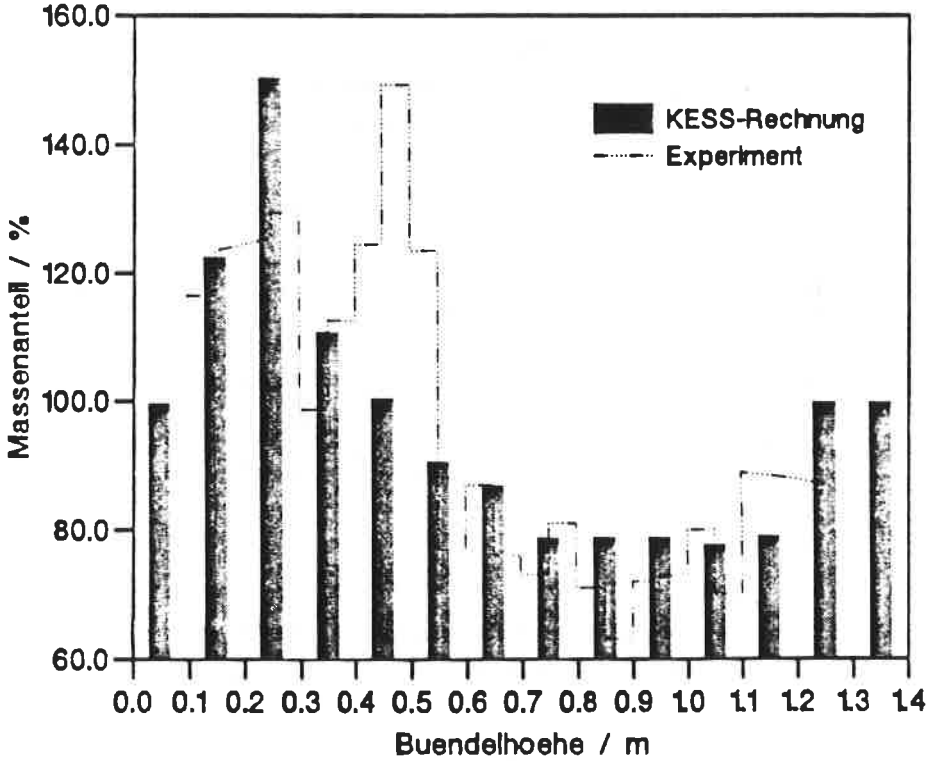


Abb. 80: Vergleich der berechneten Massenverteilung aufgrund der Schmelzeverlagerung mit den experimentellen Daten nach Versuchsende (Nachanalyse)

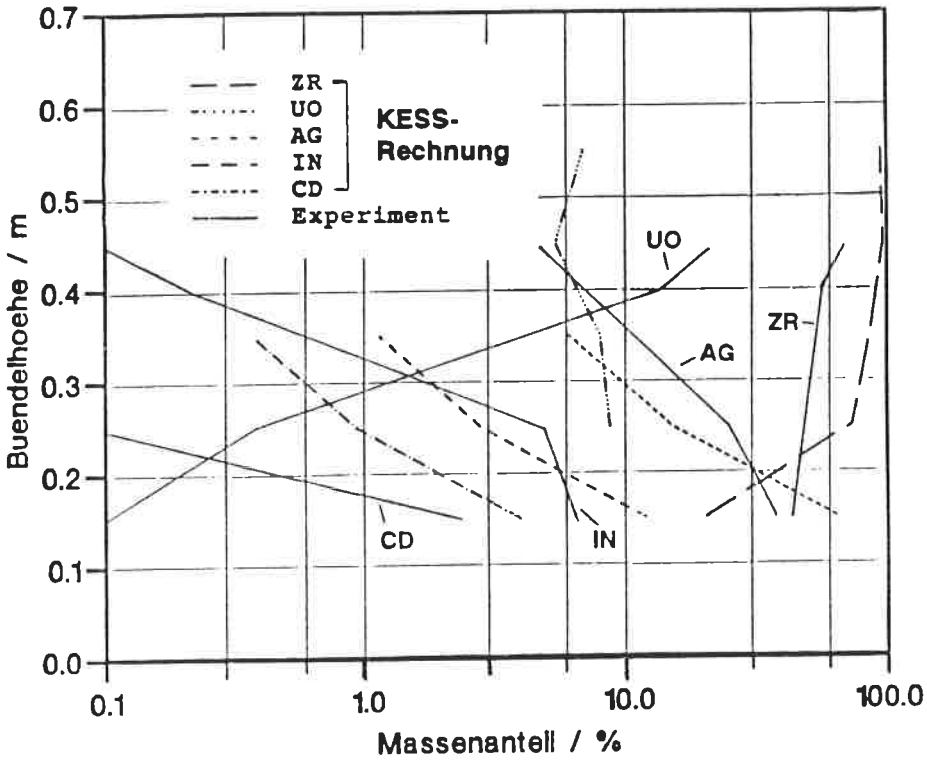


Abb. 81: Vergleich der axialen Verteilung der Massenanteile verschiedener Schmelzekomponenten mit den Meßwerten nach Versuchsende (Nachanalyse)

Institut für Kernenergetik und
Energiesysteme

Universität Stuttgart

Pfaffenwaldring 31

D-70550 Stuttgart