

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

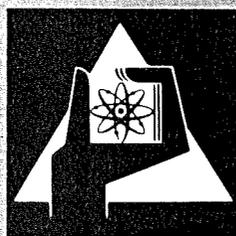
Dezember 1977

KFK 2490

Institut für Reaktorentwicklung  
Projekt Schneller Brüter

**Das Verhalten des Kerns eines schnellen  
natriumgekühlten Brutreaktors von 2000 MWe  
bei Störfällen sehr geringer  
Eintrittswahrscheinlichkeit**

D. Struwe



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

**KARLSRUHE**

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2490

Institut für Reaktorentwicklung

Projekt Schneller Brüter

Das Verhalten des Kerns eines  
schnellen natriumgekühlten Brutreaktors von 2000 MW<sub>e</sub>  
bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit

---

von

D. Struwe

Dissertation genehmigt von der Fakultät für  
Maschinenbau der Universität Karlsruhe

Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe



## Zusammenfassung

Ausgehend von einer Vielzahl von Analysen für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit in schnellen natriumgekühlten Reaktoren unterschiedlicher Bauart wurde ein strukturiertes Phasenablaufdiagramm entwickelt. Ziel dieser Entwicklung war es, die für den Sicherheitsnachweis strategisch wichtigsten Teilbereiche der zu erwartenden Störfallverläufe zu identifizieren. Für einen natriumgekühlten schnellen Brutreaktor von 2000 MW<sub>e</sub> (SNR-2000) wurden diese Teilbereiche im einzelnen untersucht.

Die charakteristischen Kenngrößen des SNR-2000 wurden hinsichtlich ihres Einflusses auf die Störfallanalyse ausführlich diskutiert. Die Festlegung der für die Störfallanalyse dominanten Modellparameter physikalischer Einzelphänomene wie z.B. Brennstoff-Natrium-Reaktion, Brennstabversagensmechanismus und Kühlmittelsieden wurde begründet. Die mit den Programmen CAPRI-2, HOPE und KADIS ermittelten Ergebnisse für eine Vielzahl von Leistungs- und Durchsatzstörfällen wurden daraufhin ausgewertet, ob als Folge der Störfalleinleitung eine energetische Kernzerlegungsphase auftritt, deren zu erwartende Konsequenzen Argumente für eine Begrenzung der Leistungsgröße auf Werte unterhalb von 2000 MW<sub>e</sub> liefern. Die Ergebnisse der vorgelegten Analyse zeigen, daß die zu erwartenden Konsequenzen nicht zu Anforderungen an den Entwurf eines schnellen natriumgekühlten Brutreaktors führen, die eine Begrenzung der elektrischen Leistung auf Werte unterhalb von 2000 MW zwingend notwendig erscheinen lassen. Die Realisierbarkeit von konventionellen Kernentwürfen großer Reaktorleistung wird daher aller Voraussicht nach durch die Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit nicht eingeschränkt.

## Hypothetical Core Disruptive Accident Analysis of a 2000 MW<sub>e</sub> Liquid Metal Cooled Fast Breeder Reactor

### Abstract

A structural phase diagram for hypothetical core disruptive accidents (HCDA) has been developed based on a variety of analyses for different LMFBR's. The intention was to identify the strategic phases of HCDA's important with regard to safety aspects of the plant. These phases are investigated in detail for a 2000 MW<sub>e</sub> LMFBR (SNR-2000).

Characteristic data of SNR-2000 are discussed concerning their influence on safety analysis. Reasons for the choice of model parameters for special phenomena as fuel coolant interaction, fuel pin failure mechanisms and sodium voiding are given. The results of calculations with CAPRI-2, HOPE and KADIS are analyzed for possibilities to enter energetic core disassembly with consequences, making power values below 2000 MW<sub>e</sub> necessary. Investigation of these results shows that the expected consequences do not lead to design requirements restricting the magnitude of the electrical power output of LMFBR's to values below 2000 MW<sub>e</sub>. Therefore, consequences of HCDA's are in principal not expected to limit the feasibility of conventional core design of this order of magnitude.

<u>Inhaltsverzeichnis</u>	Seite
Verzeichnis der Tabellen	IV
Verzeichnis der Abbildungen	VI
1. Einleitung	1
2. Strukturiertes Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit mit zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen	4
2.1 Einleitungsphase	10
2.2 Phase früher Abschaltung	14
2.3 Phase energetischer Kernzerlegung	16
2.4 Übergangsphase	19
2.5 Phase ausgedehnter Materialbewegung	22
2.6 Phase der mechanischen Belastungen des Reaktortanks, seiner Einbauten und der Primärkreisläufe	25
2.7 Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem	29
2.8 Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im inneren Containment	32
2.9 Strukturierung der möglicherweise zu erwarten- den Konsequenzen	34
2.10 Schlußfolgerungen aus der Entwicklung des strukturierten Phasenablaufdiagramms	37
3. Störfallanalyse des SNR-2000 Reaktorkerns	39
3.1 Kenngrößen des Reaktorentwurfs	40
3.2 Diskussion der zur Störfallanalyse verwendeten stationären Daten und theoretischen Modelle - Festlegung strategisch wichtiger Modellparameter	50

	<u>Seite</u>
3.2.1 Geometrisches Maschenpunktmodell des SNR-2000	53
3.2.2 Thermohydraulische Eingabedaten	58
3.2.3 Modelle zur stationären Charakterisierung des Brennstoffs	68
3.2.4 Reaktivitätswertkurven für das Kühlmittel, den Stahl und den Brennstoff; Reaktivitätsrückwir- kung durch axiale Kernverlängerung und Doppler- koeffizienten	71
3.2.5 Brennstabversagenskriterium	80
3.2.6 Parameterfestlegung der Simulation einer Brenn- stoff-Natrium-Reaktion	82
3.2.7 Kühlmittelsiedephänomene	84
3.2.8 Festlegung der Parameter zur Beschreibung von Brennstoff- und Hüllrohrbewegungen	86
3.2.9 Gültigkeitsbereich der für die Einleitungs- phase verwendeten Modelle und weiteres Vor- gehen	87
3.3 Simulation des Verhaltens des Reaktorkerns bei Lei- stungsstörfällen	88
3.3.1 Ergebnisse der Rechnungen für die Einlei- tungsphase bei unterschiedlichen Reaktivi- tätsrampen	89
3.3.1.1 Ergebnisse für die Kernkonfiguration BEC-A	89
3.3.1.2 Ergebnisse für die Kernkonfiguration EEC-B	100
3.3.1.3 Zusammenfassung der Ergebnisse	104
3.3.2 Einordnung der Leistungsstörfallsimulation in das strukturierte Phasenablaufdiagramm	105
3.3.3 Diskussion von Rechenergebnissen für die Kernzerlegungsphase	111

	<u>Seite</u>
3.4 Simulation des Verhaltens des Reaktorkerns bei Durchsatzstörfällen	114
3.4.1 Ergebnisse der Rechnungen für die Einleitungsphase	115
3.4.2 Einordnung der Durchsatzstörfallsimulation in das strukturierte Phasenablaufdiagramm	121
3.4.3 Diskussion der Ergebnisse von Rechnungen für die Kernzerlegungsphase	132
4. Einfluß von Entwurfsmodifikationen auf den Ablauf von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit	139
4.1 Einfluß einer langsamen Pumpenauslaufkennlinie auf den Verlauf des Durchsatzstörfalls beim SNR-2000	139
4.2 Einfluß von Strömungsdioden in den Brennelementfüßen auf den Verlauf des Durchsatzstörfalls beim SNR-2000	146
4.3 Schlußfolgerungen bezüglich des Einflusses von Kernentwurfsmodifikationen	152
5. Schlußbemerkungen	153
Literatur	157

<u>Verzeichnis der Tabellen</u>	<u>Seite</u>
Tabelle 1: Kenngrößen der stationären Auslegung des SNR-2000 Kernentwurfs	44
Tabelle 2: Aufteilung der Kernelemente auf Elementringe des SNR-2000 und äquivalente Ringradien	57
Tabelle 3: Charakteristische Geometriedaten für Brenn- und Brutelemente des SNR-2000	61
Tabelle 4: Abbrandzustand, Brennelementleistung, maximale lineare Stableistung, mittlere Kühlmittelaufheizspanne und maximale Brennstofftemperatur pro Ringkanal des SNR-2000 BEC-A Kerns	63
Tabelle 5: Abbrandzustand, Brennelementleistung, maximale lineare Stableistung, mittlere Kühlmittelaufheizspanne und maximale Brennstofftemperatur pro Ringkanal des SNR-2000 EEC-B Kerns	66
Tabelle 6: Sicherheits-relevante Kenngrößen des SNR-2000 Kernentwurfs	72
Tabelle 7: Anteil ( $\beta_1$ ) und Zerfallskonstanten ( $\lambda_1$ ) der verzögerten Neutronengruppen für den SNR-2000 Kernentwurf	72
Tabelle 8: Maximale positive "void"- und Stahl Reaktivität und Brennstoff-Reaktivitätswerte pro Ringkanal des SNR-2000 BEC-A bei totaler Entfernung von Kühlmittel, Stahl oder Brennstoff aus den entsprechenden Zonen	74
Tabelle 9: Maximale positive "void"- und Stahl-Reaktivität und Brennstoff-Reaktivitätswerte pro Ringkanal des SNR-2000 EEC-B bei totaler Entfernung von Kühlmittel, Stahl oder Brennstoff aus den entsprechenden Zonen	75

Tabelle 10:	Dopplerkonstanten und Reaktivitätsrückwirkung der axialen Kernexpansion für die Ringkanäle des SNR-2000 BEC-A Kerns	78
Tabelle 11:	Dopplerkonstanten und Reaktivitätsrückwirkung der axialen Kernexpansion für die Ringkanäle des SNR-2000 EEC-B Kerns	79
Tabelle 12:	Charakteristische Daten der Leistungsstörfall-Analyse für den SNR-2000 (BEC-A Konfiguration)	90
Tabelle 13:	Charakteristische Daten der Leistungsstörfall-Analyse für den SNR-2000 (EEC-B Konfiguration)	101
Tabelle 14:	Charakteristische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls für den SNR-2000 (normale Pumpenauslaufkennlinie)	119
Tabelle 15:	Charakteristische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls für den SNR-2000 BEC-A Kern bei unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie	144
Tabelle 16:	Charakteristische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls für den SNR-2000 EEC-B Kern mit und ohne Strömungsdioden in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)	150

<u>Verzeichnis der Abbildungen</u>	<u>Seite</u>
Abb. 1: Strukturiertes Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit bei natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren	9
Abb. 2: Strukturierung der Einleitungsphase	11
Abb. 3: Strukturierung der frühen Abschaltphase	15
Abb. 4: Strukturierung der energetischen Kernzerlegungsphase	17
Abb. 5: Strukturierung der Übergangsphase	20
Abb. 6: Strukturierung der Phase ausgedehnter Materialbewegung	23
Abb. 7: Strukturierung der mechanischen Belastungsphase	26
Abb. 8: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem	30
Abb. 9: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien bei teilweise zerstörtem Primärcontainment	31
Abb. 10: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärcontainment	33
Abb. 11: Strukturierung der Phase der möglichen Radioaktivitätsfreisetzung an die Umgebung	35
Abb. 12: Längsschnitt durch den SNR-2000 Reaktortank; Anordnung der Reaktortankeinbauten	41
Abb. 13: Querschnitt des SNR-2000 Reaktorkerns	43
Abb. 14: Beladeschema des SNR-2000	46

	<u>Seite</u>
Abb. 15	48
<p>Azimutal verschmierte Radialtraversen von maximalen positiven Reaktivitätswerte bezogen auf ein Brennelement für die Kernkonfiguration BEC-A und EEC-B (<math>^{BE}S_{Na}^+</math> <math>\Xi</math> Kühlmittel, <math>^{BE}S_{St}^+</math> <math>\Xi</math> Stahl, <math>^{BE}S_{Br}^+</math> <math>\Xi</math> Brennstoff)</p>	
Abb. 16:	51
<p>Strukturdiagramm des Programmsystems CAPRI-2</p>	
Abb. 17:	52
<p>Strukturdiagramm des Programms HOPE</p>	
Abb. 18:	55
<p>Aufteilung der Kernelementpositionen auf Elementringe zur Simulation des SNR-2000</p>	
Abb. 19:	56
<p>Geometrisches Maschennetzmodell des SNR-2000 mit radialer Positionierung der Regeltrimm-Elemente und des 2. Abschaltsystems</p>	
Abb. 20:	59
<p>Normierte Axialverteilungen der Stableistung für die BEC-A und EEC-B Kernkonfigurationen des SNR-2000</p>	
Abb. 21:	60
<p>Schema des in CAPRI-2 definierten charakteristischen Kühlkanals</p>	
Abb. 22:	61
<p>Kanalabhängige normierte Verteilungen der maximalen Stableistung, des Druckabfalls und des Verhältnisses Leistung zu Massendurchsatz für die Kernkonfigurationen BEC-A und EEC-B</p>	
Abb. 23:	70
<p>Spaltgasfreisetzungsrates des unrestrukturierten Brennstoffs in Abhängigkeit vom Abbrand und von der linearen Stableistung nach Dutt <math>\overline{[81]}</math></p>	
Abb. 24:	94
<p>Leistungs- und Reaktivitätsverläufe für den 3 \$/sec-Leistungsstörfall in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen (BEC-A Konfiguration)</p>	
Abb. 25:	95
<p>Maximale Schmelzfraktion und Druck in der Schmelzkavität in Abhängigkeit von den zeitlich nacheinander versagenden Brennstäben beim 3 \$/sec-Leistungsstörfall (BEC-A Konfiguration)</p>	

Abb. 26:	Maximale stationäre lineare Stableistung und Abbrandzustand der zeitlich nacheinander versagender Brennstäbe in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen für den 3 \$/sec-Leistungstörfall (BEC-A Konfiguration)	95
Abb. 27:	Leistungs- und Reaktivitätsverläufe für den 10 $\phi$ /sec-Leistungstörfall in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen (BEC-A Konfiguration)	98
Abb. 28:	Maximale Schmelzfraktion und Druck in der Schmelzkavität in Abhängigkeit von den zeitlich nacheinander versagenden Brennstäben beim 10 $\phi$ /sec Leistungstörfall (BEC-A Konfiguration)	99
Abb. 29:	Maximale stationäre lineare Stableistung und Abbrandzustand der zeitlich nacheinander versagenden Brennstäbe in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen für den 10 $\phi$ /sec-Leistungstörfall (BEC-A Konfiguration)	99
Abb. 30:	Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase für den 10 $\phi$ /sec Leistungstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)	106
Abb. 31:	Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase für den 30 $\phi$ /sec Leistungstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)	107
Abb. 32:	Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase für den 1 \$/sec Leistungstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)	108

Abb. 33:	Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase für den 3 \$/sec Leistungsstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)	109
Abb. 34 :	Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die in geschmolzenen Brennstoff gespeicherte thermische Energie in Abhängigkeit von der Einleitungsreaktivitätsrampe beim ersten Erreichen der Unterkritikalität während der Kernzerlegungsphase (Leistungsstörfälle BEC-A und EEC-B Konfiguration)	113
Abb. 35 :	Transiente Siedefrontentwicklung in hochstbelasteten Kühlkanal der BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration als Folge eines Durchsatzstörfalls in Abhängigkeit von der Siedezeit (normale Pumpenauslaufkennlinie)	116
Abb. 36 :	Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration als Folge eines Durchsatzstörfalls in Abhängigkeit von der Siedezeit (normale Pumpenauslaufkennlinie)	117
Abb. 37 :	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen in Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (BEC-A Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)	122
Abb. 38 :	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge eines Durchsatzstörfalls (BEC-A Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)	122
Abb. 39 :	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen in Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)	123

- Abb. 40 : Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge eines Durchsatzstörfalls (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie) 123
- Abb. 41 : Verformte Lagrange-Netze als Folge der Berechnungen der Kernzerlegungsphase zum Zeitpunkt des Erreichens erster Unterkritikalität (Durchsatzstörfall, normale Pumpenauslaufkennlinie) 126
- Abb. 42 : Axiale Verteilungsfunktionen von mittlerer Brennstofftemperatur, Hüllrohr- und Strukturmaterialtemperatur, sowie Brennstoffschmelzfraktion, Brennstoffreaktivitätswert und Verteilung der Zweiphasenzone im Kühlmittel für unterschiedliche Kühlkanäle zum Zeitpunkt an dem Brennstabversagen erwartet wird. (BEC-A Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie) 128
- Abb. 43: Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die in geschmolzenem Brennstoff gespeicherte thermische Energie in Abhängigkeit von der Reaktivitätsrampe beim Umschalten zur Kernzerlegungsphase bei erstem Erreichen der Unterkritikalität während der Kernzerlegungsphase (Durchsatzstörfall, BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie) 134
- Abb. 44: Freigesetzte mechanische Energie bei Expansion des verdampften Brennstoffs auf das verformte freie Volumen im Reaktortank als Folge einer energetischen Kernzerlegung in Abhängigkeit von der Reaktivitätsrampe am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase beim Durchsatzstörfall (BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie) 135
- Abb. 45: Transiente Siedefrontentwicklung im höchstbelasteten Kühlkanal der BEC-A Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie in Abhängigkeit von der Siedezeit 141

Abb. 46:	Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die BEC-A Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie in Abhängigkeit von der Siedezeit	142
Abb. 47:	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen als Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (BEC-A Kernkonfiguration, langsame Pumpenauslaufkennlinie)	145
Abb. 48:	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge des Durchsatzstörfalles (BEC-A Kernkonfiguration, langsame Pumpenauslaufkennlinie)	145
Abb. 49:	Transiente Siedefrontentwicklung im höchstbelasteten Kühlkanal der EEC-B Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen mit und ohne Strömungsdioden in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)	148
Abb. 50:	Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die EEC-B Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen mit und ohne Strömungsdioden in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)	149
Abb. 51:	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen als Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie, Strömungsdioden in den Brennelementfüßen)	151
Abb. 52:	Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraktion am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge des Durchsatzstörfalles (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie, Strömungsdioden in den Brennelementfüßen)	151

## 1. Einleitung

Im Rahmen des Projektes Schneller Brüter werden seit 1974 Studien über natriumgekühlte schnelle Brutreaktoren großer Leistung durchgeführt. Ziel dieser Untersuchung ist es zu klären, ob es Bereiche gibt, die die maximal zulässige Leistungsgröße für einzelne Anlagen begrenzen. Die Arbeiten führten 1975 zur Erstellung eines Reaktorentwurfs für eine elektrische Leistung von 2000 MW (SNR-2000), der eine thermische Leistung des Reaktorkerns von 5000 MW entspricht [1]. Nachfolgend zu den Entwurfsarbeiten wurde für den Reaktorkern eine Analyse seines Verhaltens bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit durchgeführt. Die Zielsetzung dieser Studie lag in der Bereitstellung von Unterlagen zur Beantwortung von im wesentlichen drei Fragestellungen:

A. Ergeben sich aus der Untersuchung von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit Argumente, die die Leistungsgröße konventioneller Reaktorkernentwürfe begrenzen?

B. Werden im Rahmen der Störfallanalyse großer Reaktorkerne physikalische Mechanismen für den Störfallablauf dominant, die bei der Untersuchung von vergleichsweise kleinen Reaktorkernen wie z. B. dem SNR-300 nicht in gleicher Schärfe bestimmend waren?

C. Kann der Ablauf von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit durch Entwurfsmodifikationen bisher betrachteter Kernentwürfe wesentlich beeinflußt werden?

Die Studie basiert auf entsprechenden Arbeiten zum SNR-300 [2, 3, 4, 5] und berücksichtigt die bisher im Genehmigungsverfahren des SNR-300 von den Lizenzierungsbehörden aufgestellten Anforderungen [6, 7, 8]. Diese können in ihren wesentlichen Prinzipien wie folgt zusammengefaßt werden:

1. Schwere Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit bestimmen in weiten Bereichen die konstruktive Gestaltung des Reaktorentwurfs. 2. Ziel des Containmententwurfs ist es, die radiologische Belastung der Umgebung auf Werte zu begrenzen, die unterhalb der in der Strahlenschutzverordnung festgelegten zulässigen Grenzwerte der Dosisbelastung liegen. 3. Die Sicherheitsnachweise müssen logisch konsistent und in den strategisch wichtigen Teilbereichen experimentell abgesichert sein. Ihr Umfang muß alle denkbaren Störabläufe ab-

decken. 4. Die sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit der Störfälle wird durch die Annahme von abgeschwächten Fehlerkriterien bezüglich der sicherheitstechnisch relevanten Komponenten berücksichtigt. Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit werden nicht als sog. "design basis accidents" betrachtet, wenn auch die Anforderungen, die an die Nachweise zur Beherrschbarkeit der Konsequenzen gestellt werden manchmal zu diesem Eindruck führen. Von der US-NRC wird z.B. für den CRBR die Klassifizierung (class 9) der hypothetischen Störfälle angewendet, die in den USA heute für schwere Störfälle bei Leichtwasserreaktoren gültig ist. [10] Unterschiede in der Schwerpunktsetzung bei der Behandlung derartiger Störfälle führt in den verschiedenen nationalen Genehmigungsverfahren zu unterschiedlichen Anforderungen bei der Behandlung von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit. Diese drücken sich insbesondere in den Forderungen zum Detaillierungsgrad der physikalischen Beschreibung des Störfallablaufs und der geforderten Nachweisqualität aus. Ausgehend von der deutschen Situation ist die Möglichkeit gegeben, daß eine Begrenzung der Leistungsgröße schneller natriumgekühlter Brutreaktoren notwendig werden könnte, um Forderungen nach detaillierter Beschreibung des Störfallverlaufs, Qualität des experimentellen Nachweises und Ermittlung möglicher Auswirkungen des Störfalls auf die Umgebung nachkommen zu können.

Die Studie zum Verhalten des SNR-2000 Reaktorkerns bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit basiert daher auf Anforderungen, die im Rahmen des Lizenzierungsverfahrens des SNR-300 aufgestellt wurden. Über die Ergebnisse wird in vier Abschnitten berichtet. Zunächst wird in Abschnitt 2. auf der Grundlage von Störfalluntersuchungen zum SNR-300, CRBR, FFTF, CFR und SUPER-PHENIX ein strukturiertes Phasenablaufdiagramm entwickelt, das es erlaubt, die bezüglich der zu bestimmenden Konsequenzen strategisch wichtigen Teilbereiche der Störfallanalyse zu identifizieren. Für diese Teilbereiche werden dann in Abschnitt 3. nach kurzer Diskussion der Kenngrößen des SNR-2000 und der verwendeten physikalischen Modelle Ergebnisse der Störfallanalyse dokumentiert und bezüglich ihrer Einordnung in das strukturierte Phasenablaufdiagramm diskutiert. Im Abschnitt 4. werden Mög-

lichkeiten zusammengestellt, durch Entwurfsmodifikationen die zu erwartenden Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit zu begrenzen. Es werden Ergebnisse für zwei Entwurfsmodifikationen beim SNR-2000 diskutiert. In Abschnitt 5. schließlich werden die Argumente zur Beantwortung der oben aufgeworfenen drei Fragestellungen zusammengestellt.

2. Strukturiertes Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit mit zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen

Unter Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit mit zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen werden solche verstanden, deren Eintrittswahrscheinlichkeit  $< 10^{-6}$  pro Jahr ist. Wegen des komplexen technischen Systems, das ein schneller natriumgekühlter Brutreaktor darstellt, gibt es theoretisch die unterschiedlichsten Kombinationen von Fehlermechanismen, die zu Störfällen mit einer derart niedrigen Eintrittswahrscheinlichkeit führen können (Sequenz von Einzelfehlern, "common mode"-Fehler). Aus der Untersuchung der Folgephänomene einer Vielzahl derartiger Fehlfunktionen des Systems für den SNR-300 [15] und für vergleichbare Reaktoren wie z. B. dem CRBR [16] ergibt sich aber, daß nur relativ wenige Störfallsituationen das Potential haben, sich in ihren Auswirkungen über den gesamten Kern auszudehnen. Es kann gezeigt werden, daß in diesen Fällen die beiden Abschaltssysteme des Reaktorkerns oder die mehrfach redundanten Notkühlsysteme eines schnellen Brutreaktors versagen müssen. Für diese Fälle ist dann die Eintrittswahrscheinlichkeit  $< 10^{-6}$ , wie für den SNR-300 [17] und den CRBR [16] z. B. gezeigt wurde. Die hierbei zu betrachtenden, theoretisch konstruierten Einleitungsmechanismen können in fünf Gruppen zusammengefaßt werden:

A. Langfristig einlaufende positive Reaktivitätsrampen bei Aufrechterhaltung des nominalen Kühlmittelmassendurchsatzes, ohne daß das erste oder zweite Abschaltssystem wirksam wird.

B. Langfristig einlaufende positive Reaktivitätsrampen, ohne daß sowohl das erste als auch das zweite Abschaltssystem wirksam wird, bei gleichzeitigem Abschalten der Kühlmittelpumpen

C. Totaler Ausfall aller Kühlmittelpumpen bei gleichzeitigem Versagen des ersten und zweiten Abschaltsystems.

D. Guillotinebruch einer Kühlmiteleintritts- oder -austrittsleitung des Reaktortanks bei Wirksamkeit eines der beiden vorgesehenen Abschaltssysteme und der Nachzerfallswärmeabfuhrsysteme.

E. Schwere Störung des Verhältnisses von Leistungsproduktion zur Kühlung des Reaktorkerns unter der Annahme, daß das erste und/oder zweite Abschalt-system wirksam ist, die Nachzerfallswärmeabfuhrsysteme jedoch ausfallen.

Im folgenden werden diese Gruppen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit bezüglich der zu erwartenden Konsequenzen qualitativ untersucht, um zu identifizieren, für welche der Gruppen mit den schwerwiegendsten Folgen zu rechnen ist. Auf diese konzentriert sich dann die nachfolgende Analyse.

Bei der Untersuchung der zu erwartenden Konsequenzen von Störfällen der Gruppen A - C wird sich herausstellen, daß die Folgen der Störfallgruppe B denen der Gruppe A und/oder C jeweils in Abhängigkeit von der Größe der positiven Reaktivitätsrampen ähnlich sind. Daher ist es ausreichend, bei der Störfallanalyse von schnellen Brütern die Folgen der Gruppen A und C näher zu untersuchen.

Bezüglich der Notwendigkeit, Störfallinitiatoren der Gruppe D zu untersuchen, ergibt sich folgendes Bild: Für den SNR-300 konnte gezeigt werden, daß bei Wirksamkeit der Reaktorabschaltung innerhalb des Kerns kein Kühlmittelsieden auftritt, da sich im Reaktortank ein Naturumlauf derart einstellt, daß die Nachzerfallswärme des Kerns durch die im Ringraum zwischen Schildtank und Reaktortank vorgesehenen Notkühlssysteme komplikationslos abgeführt werden kann [18]. Darüber hinaus wird davon ausgegangen, daß eine rechtzeitige Detektierbarkeit eines Lecks in den Kühlmittelintritts- bzw. -austrittsleitungen sichergestellt ist. Da der flüssigmetallgekühlte schnelle Brüter nur auf einem sehr geringen Druckniveau arbeitet und die Kenntnisse über die Bruchmechanik der verwendeten Materialien weit fortgeschritten sind, kann daher ein guillotineartiger Bruch der Rohrleitungen mit an Sicherheit grenzender Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden [6, 19].

Die Folgephänomene der Gruppe E führen unter Umständen durch thermische Propagationsmechanismen zu einem langsamen partiellen oder im Extremfall auch totalen Zusammenschmelzen der Kernstrukturen. Da die Anforderungen an das erste und zweite Abschaltssystem für den SNR-300 z. B. derart sind, daß die maximale positive "void"-Reaktivität kompensiert werden muß, ist für diese Störfallgruppe nicht mit einer kurzfristigen energetischen Leistungsfreisetzung als Folge der Störfalleinleitung zu rechnen. Damit werden die aus der Störfallgruppe E zu erwartenden Konsequenzen, nämlich die Einschließung großer Mengen geschmolzener Kernmaterialien im Reaktortank oder auch im Primärcontainment, durch die Behandlung der Störfallfolgen der Gruppen A und C mit abgedeckt.

Damit folgt, daß es zur Abschätzung der maximal zu erwartenden Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit zunächst ausreichend ist, die Störfälle der Gruppen A und C näher zu untersuchen.

Bei der Ermittlung der Konsequenzen von Störfällen der Gruppen A und C kann man im wesentlichen drei Bereiche unterscheiden: den Bereich der eigentlichen Störfallanalyse, den Bereich der Analyse der mechanischen Belastung von Reaktortank, Primärkreisläufen bzw. dem inneren und/oder äußeren Containment und den Bereich der Untersuchung von Freisetzungsmechanismen von Radioaktivität an die Umgebung. Ausgehend von den für den SNR-300 [4, 5, 6], CRBR [19, 20] und SUPER-PHENIX [21, 22, 23] durchgeführten Analysen, lassen sich die drei Bereiche in verschiedene Phasen aufteilen, die in Abhängigkeit vom Reaktorentwurf und vom betrachteten Störfall in einer bestimmten Reihenfolge durchlaufen werden. Eine derartige Phasenaufteilung für die eigentliche Störfallanalyse wurde erstmals in [24] vorgestellt, später von anderen Autoren aufgegriffen und teilweise übernommen [25, 26]. Im folgenden soll auf der Basis von dokumentierten Störfallanalysen für den SNR 300 [5, 6], CRBR [19, 20] und SUPER-PHENIX [22] ein Phasenablaufdiagramm entwickelt werden, daß so strukturiert ist, daß die bezüglich der maximalen Konsequenzen strategisch wichtigen Punkte leicht identifiziert werden können. Auf diese Punkte wird sich dann die Sicherheitsanalyse des SNR-2000 Reaktorkerns konzentrieren, um die Frage nach der möglichen Begrenzung der Leistungsgröße von den Folgen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit her beantworten zu können.

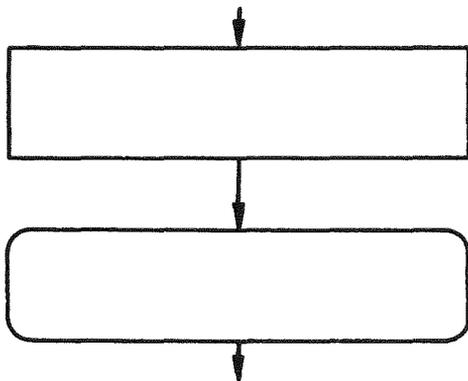
Aus den Ergebnissen der Störfallanalyse existierender Reaktorentwürfe lassen sich 11 Phasen des Störfallablaufs definieren:

I	Einleitungsphase	(EP)
II	Phase früher Abschaltung	(PFA)
III	Phase energetischer Kernzerlegung	(PEK)
IV	Übergangsphase	(UEP)
V	Phase ausgedehnter Materialbewegung	(PAM)
VI	Phase der mechanischen Belastung des Reaktortanks, seiner Einbauten und der Primärkreisläufe	(PMB-RT/PK)

- VII Phase des Verhaltens radioaktiver  
Materialien im Primärsystem (PVM-PS)
- VIII Phase des Verhaltens radioaktiver  
Materialien im inneren Containment (PVM-PC)
- IX Phase des Verhaltens radioaktiver  
Materialien im äußeren Containment (PVM-SC)
- X Phase der Radioaktivitätsfreisetzung  
aus dem Primärsystem bzw. dem inneren  
und äußeren Containment an die Um-  
gebung (PRF-U)
- XI Ausbreitungsmechanismen in der Umgebung (AMU)

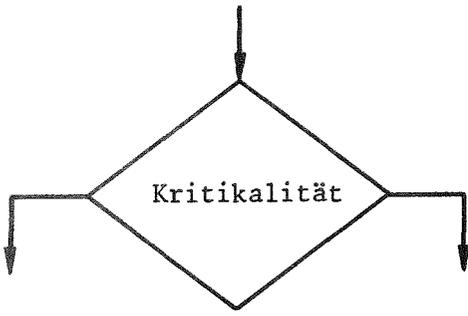
In dieser Art der Darstellung umfaßt das Primärsystem den Reaktortank und die Primärkreisläufe; unter radioaktiven Materialien sollen flüssige, feste und gasförmige Spaltprodukte, dampfförmiger und flüssiger Brennstoff und radioaktive Aerosole verstanden werden. In den Abbildungen ist das innere Containment als Primärcontainment benannt, das äußere Containment als Sekundärcontainment.

In Abhängigkeit vom betrachteten Störfall und vom Reaktor können die Phasen in unterschiedlicher Reihenfolge durchlaufen werden. Die verschiedenen Möglichkeiten sind in Abb. 1 in einem strukturierten Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit zusammengefaßt. Die aus dem Diagramm ersichtlichen unterschiedlichen Wege zwischen den Phasen werden in den zu den Phasen gehörenden einfachen Strukturdiagrammen näher erläutert. Die Phasenstrukturdiagramme sind in den Abb. 2 - 11 zu finden. Zur Erleichterung bei der Zuordnung der Phasenstrukturdiagramme zum Übersichtsdiagramm ist am Ende des Berichts die Abb. 1 noch einmal auf einer ausklappbaren Seite zu finden. Die zur Erstellung des strukturierten Phasenablaufdiagramms verwendeten graphischen Symbole haben die folgende Bedeutung:

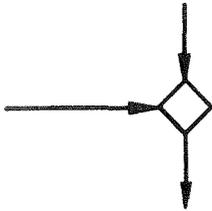


kurze Charakterisierung einer Phase bzw. von Teilen der Phase.

Charakterisierung des sich während des Ablaufs der Phase bzw. Teilphase einstellenden Zustands des betrachteten Teilsystems, der über den weiteren Phasenverlauf entscheidet.



Kriterium, das über den weiteren Störfallablauf entscheidet. Der sich während der betreffenden Phase einstellende Zustand wird in den nachfolgenden Kästen mit runden Ecken beschrieben.



Vereinigung zweier Pfade im Phasenablaufdiagramm.



Wege durch das Phasenablaufdiagramm, die Teile des Sicherheitsnachweises von Störfallabläufen für den SNR-300 betreffen.



Wege durch das Phasenablaufdiagramm, wie sie für andere Reaktorentwürfe als dem des SNR-300 in der Diskussion sind. Die entsprechenden Randbedingungen der strukturierten Phasendiagramme können erfüllt werden.



Wege durch das Phasenablaufdiagramm, wie sie theoretisch in Extremfällen denkbar sind, aber in existierenden Störfalluntersuchungen nicht betrachtet werden, da die entsprechenden Randbedingungen nicht erfüllt sind.



Verbindungsstelle zwischen Phasen. Die verschiedenen alphabetischen Kennungen charakterisieren unterschiedliche Randbedingungen der Vorläuferphase und damit variable Randbedingungen des Systemzustandes für die nachfolgend einsetzende Phase.

Da das hier entwickelte strukturierte Phasenablaufdiagramm sowohl für unterschiedliche Störfalleinleitungen als auch unterschiedliche Reaktorentwürfe Anwendung finden soll, wurde als Kriterium der Abgrenzung zwischen Phasen der Umfang der Zerstörung der Reaktorkernstrukturen oder entsprechender Containmentstrukturen gewählt. Als Entscheidungskriterien bezüglich der unterschiedlichen Wege durch das Phasenablaufdiagramm werden Größen wie nukleare Kritikalität, Leistungsniveau, Kühlbarkeit, behinderte oder unbehinderte Materialdispersion und Druckaufbau gewählt. Durch die Auswahl dieser mehr qualitativ orientierten Größen

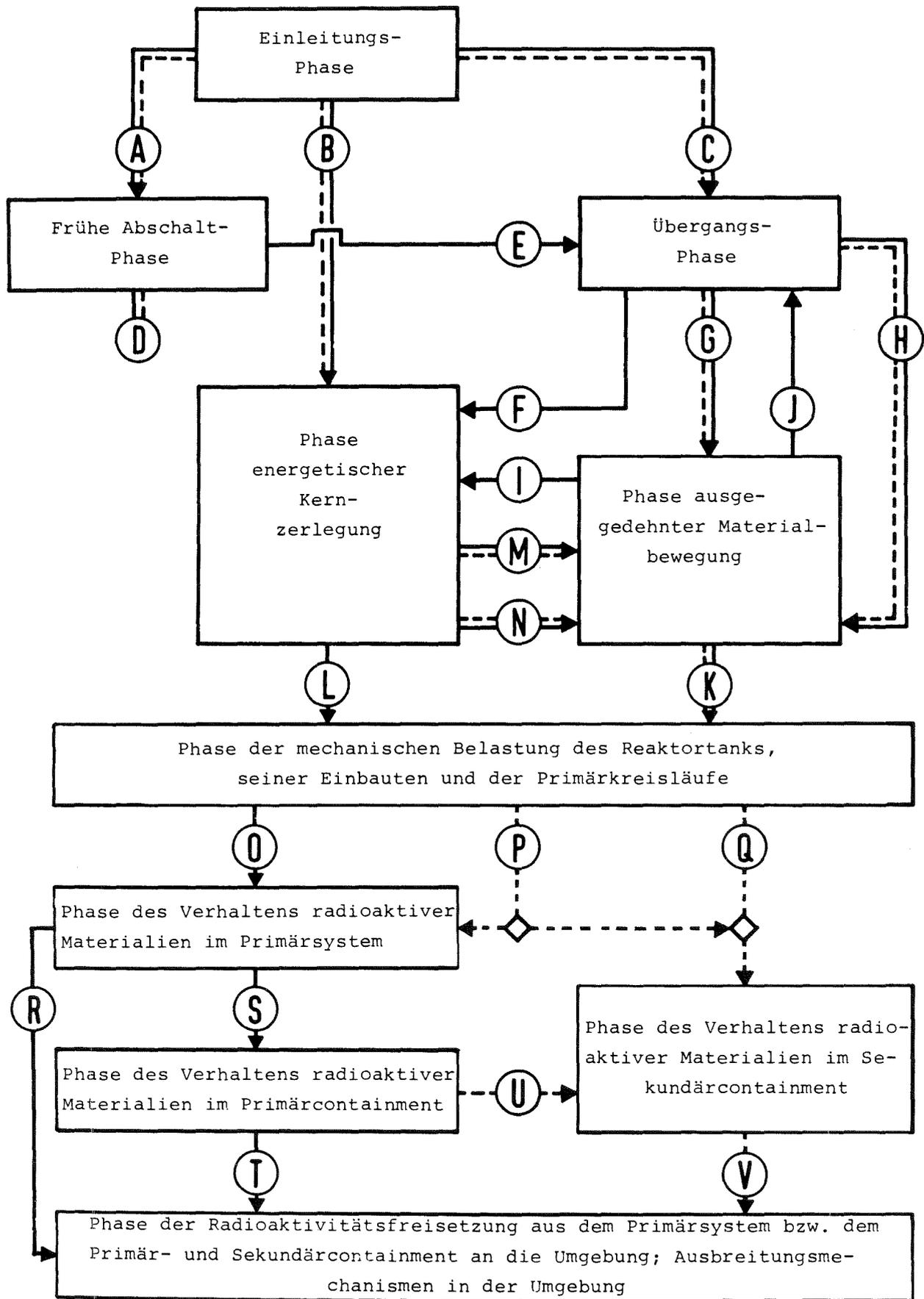


Abb. 1: Strukturiertes Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit mit zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen.

ist es möglich das strukturierte Phasenablaufdiagramm für eine Vielzahl von sehr unterschiedlichen Fällen auszuwerten und gleichzeitig eine Übersichtlichkeit der relativen Zuordnung aufrecht zu erhalten. Physikalische Einzelphänomene, die den internen Ablauf einzelner Phasen dominieren, kommen bei dieser Art der Darstellung zwangsläufig zu kurz. Im folgenden soll daher bei der Diskussion der einzelnen Phasen und ihrer Relation zueinander auf einige Aspekte der Beeinflussung des Phasenablaufs durch physikalische Einzelphänomene eingegangen werden.

### 2.1 Einleitungsphase (EP, Abb. 2)

Die Einleitungsphase des Störfalls ist dadurch charakterisiert, daß in weiten Teilen des Kerns die Brennelementgeometrie erhalten bleibt und nur begrenzte Breiche der Kerengeometrie durch aufreißende Brennstäbe oder partielles Einsetzen von Hüllrohrschmelzen zerstört werden. Die anfängliche Reaktivitätszufuhr ist entweder durch eine einlaufende positive Reaktivitätsrampe oder aber durch das Aufsieden des Kühlmittels in weiten Bereichen des Kerns bestimmt, wodurch positive "void"-Reaktivität freigesetzt wird. In Abhängigkeit von der einlaufenden Störreaktivität, der Größe der "void"-Reaktivität des Reaktorkerns, der Lage der Versagensstelle des Brennstabes, der zugrunde gelegten Wechselwirkung zwischen flüssigem Brennstoff und Natrium und den angenommenen Bewegungsmechanismen von geschmolzenem Hüllrohr muß man zwischen drei Möglichkeiten der Störfallentwicklung unterscheiden:

A. Die anfängliche Reaktivitätszufuhr ist klein (einige cent bis zehn cent pro Sekunde). Die Versagensstellen der Brennstäbe liegen im oberen Drittel des Kerns. Die anzunehmende Brennstoff-Natrium-Reaktion verläuft ohne großen Dampfdruckaufbau. Die "void"-Reaktivität des Kernentwurfs ist begrenzt, extreme Hüllrohrbewegungen finden nicht statt, aber Brennstoffdispersionsmechanismen werden früh wirksam. Als Folge einer derartigen Störfallentwicklung können sich nur kleine positive Nettoreaktivitätsrampen aufbauen, die bis zum Zeitpunkt des Erreichens einer begrenzten Kernzerstörung Werte erreichen kann, die weit unterpromptkritisch bleiben. Dadurch ist die Möglichkeit gegeben, daß der Reaktor sehr schnell unterkritisch wird, wenn Brennstoffaustragungsmechanismen durch das Kühlmittel oder früh einsetzende Brennstoffdispersion wirksam werden. Die Nachfolgephänomene werden dann im wesentlichen durch die Kühlbarkeit der teilweise zerstörten Kerengeometrie bei Nachzerfallswärmeproduktion bestimmt. Eine derar-

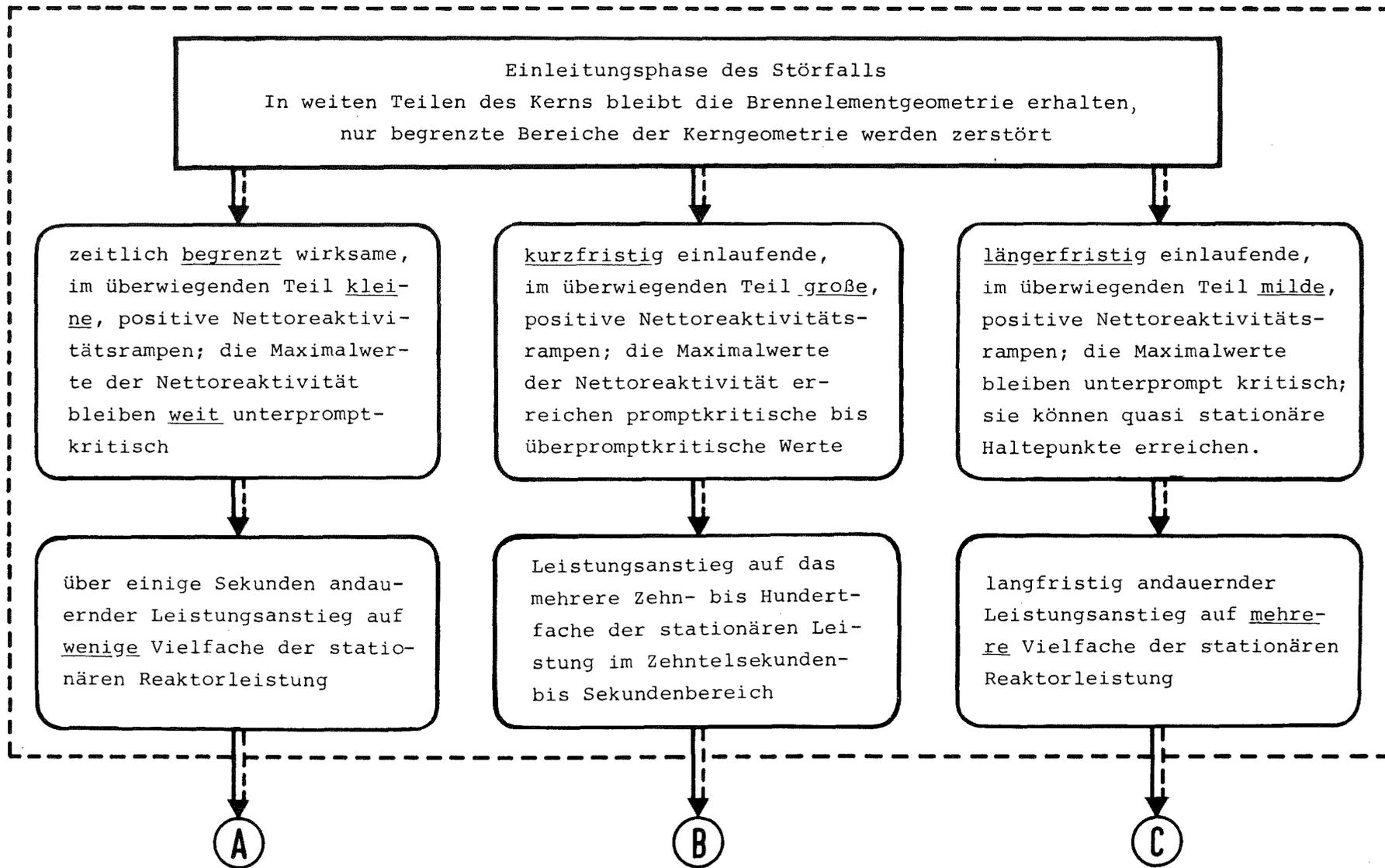


Abb. 2: Strukturierung der Einleitungsphase

tige Störfallentwicklung leitet zur frühen Abschaltphase über. Dieser Störfallablauf während der Einleitungsphase ist insbesondere als Folge kleiner Reaktivitätsrampen beim Leistungsstörfall zu erwarten, wie das Ergebnis von entsprechenden Störfallanalysen für den FFTF [27], den SNR-300 [28, 29], den CRBR [30] und einen 1200 MW<sub>e</sub> Reaktor [31] zeigt.

B. Die anfängliche Reaktivitätszufuhr wird durch eine schnell einlaufende, große positive Reaktivitätsrampe (einige Dollar pro sec oder mehr) oder durch eine schlagartig einsetzende Dampf- oder Gasblasenbildung in Gebieten positiver "void"-Reaktivität bestimmt. Der Ort des nachfolgenden Brennstabversagens liegt dann in der Umgebung der Kernmitte. Phänomene wie Brennstoff-Natrium-Reaktion und Brennstoffbewegung innerhalb des Brennstabes zur zentral liegenden Versagensstelle verstärken den positiven Anstieg der Nettoaktivität. Diese erreicht promptkritische bis überpromptkritische Werte, bevor neben dem Dopplereffekt zusätzliche negative Rückwirkungseffekte infolge Brennstoffaustragung aus dem Kernbereich wirksam werden können. Durch den begleitenden sehr raschen Leistungsanstieg auf das mehrere zehnbis hundertfache der stationären Leistung erreicht der Kern ein Energieniveau, das ein direktes Einlaufen in eine energetische Kernzerlegungsphase erwarten läßt. Derartige Störfallabläufe der Einleitungsphase werden zwar nach wie vor untersucht [4, 5, 32, 33], sind aber von den notwendigen Initialisierungsbedingungen her nur sehr schwer zu realisieren. Zur Erzeugung großer positiver Reaktivitätsrampen im praktisch kalten Reaktor wurden zeitweilig die folgenden Mechanismen diskutiert: Durchlaufen einer großen Gasblase durch den Kern, Auswurf des Regelstabes maximaler Reaktivitätswirksamkeit, Initialisierung von Kühlmittelsieden bei großen Natrium-Überhitzungen, Kompaktieren von zentralen Brennelementzonen aufgrund von kohärenten Brennelementschwingungen, Bruch der Gitterplatte und Absacken des Kernelementverbandes usw. Alle diese Mechanismen sind theoretisch zwar denkbar, gehören aber zu einer Klasse von Störfallinitiatoren, deren Auftreten in den meisten Fällen durch konstruktive Maßnahmen unmöglich gemacht wurde (Regelstabauswurf - konstruktive Gestaltung; Auftreten großer Gasblasen - Gasblasenabscheider im Eintrittsplenum, konstruktive Gestaltung des untenliegenden Spaltgasplenums; Bruch der Gitterplatte - konstruktive Gestaltung, Bruchmechanik, Wiederholungsprüfung). Für andere Fälle wurde eine extreme Unwahrscheinlichkeit des Eintretens der Störfallinitiatoren bei realistischen Reaktorbedingungen durch theoretische und experimentelle Arbeiten mit ausreichender Sicherheit nachgewiesen (hohe Siedeüberhitzung, kohärente Brennelementschwingung im

Kernverband). Damit bleiben als wesentliche Initiatoren für große positive Nettoreaktivitätsrampen während der Einleitungsphase nur Rückwirkungsmechanismen übrig, wie kohärentes Aufsieden von Brennelementen in Kernen großer positiver "void"-Reaktivität und vehemente Brennstoff-Natrium-Reaktionen als Folge mittlerer positiver Reaktivitätsrampen (wenige Dollar pro Sekunde).

C. Als dritte Möglichkeit des transienten Verhaltens des Reaktorkerns in der Einleitungsphase werden Störfälle betrachtet, bei denen mittlere positive Reaktivitätsrampen in den Kern einlaufen (mehrere zehn cent pro Sekunde). Solche mittleren positiven Reaktivitätsrampen könnten unter anderem auch durch Siedevorgänge in Kernentwürfen mittelgroßer positiver "void"-Reaktivität (2-4 \$) verursacht werden. Als Folge der dann wirksam werdenden negativen Rückwirkungen wie dem Doppler-Effekt, der axialen Brennstoffausdehnung, partieller Brennstoffaustragung im Kühlkanal und partiell wirksam werdender Brennstoffdispersion ergeben sich längerfristig einlaufende, milde positive Nettoreaktivitätsrampen, die aufgrund der Reaktivitätsrückwirkungen kurzfristig quasistationäre Haltepunkte einlaufen können. Im Gegensatz zum betrachteten Fall A werden jedoch so hohe Nettoreaktivitäten aufgebaut, daß früh wirksam werdende Brennstoffdispersionsmechanismen oder Brennstoffaustragung aus dem nur wenig zerstörten Kern nachfolgend zur Einleitungsphase nicht ausreichen, eine schnelle Unterkritikalität des Reaktorkerns zu erreichen, bzw. langfristig aufrechtzuerhalten. Beispiele derartiger Störfallentwicklungen während der Einleitungsphase sind in [5, 20, 22, 29] untersucht worden. Dieser Art der Einleitungsphase schließt sich dann eine Übergangsphase an.

## 2.2 Phase früher Abschaltung (PFA, Abb. 3)

Als Folge des Störfallablaufs in der Einleitungsphase wird durch früh wirksam werdende Brennstoffaustragung und/oder frühes Einsetzen von Brennstoffdispersion in der frühen Abschaltphase eine langfristige Unterkritikalität erreicht. Ausgehend von den in der Einleitungsphase definierten Randbedingungen muß die Frage geklärt werden, ob die in einigen Bereichen zerstörte Kerngeometrie bei Nachzerfallwärmeproduktion langfristig kühlbar ist oder nicht. Als Folge ergeben sich zwei Möglichkeiten des weiteren Störfallablaufs:

D. Die langfristige Kühlbarkeit kann theoretisch und experimentell nachgewiesen werden, die Konsequenzen des betrachteten Störfalls bleiben auf den Kernbereich beschränkt. Die aus den zerstörten Brennelementen freigesetzten radioaktiven Materialien gelangen in das Primärnatrium und insbesondere die gasförmigen Spaltprodukte in die Schutzgasatmosphäre des Reaktortanks. Hierdurch tritt zwar eine erhöhte Schutzgasaktivität auf, die Einschließung im Primärsystem macht aber in dem fast drucklosen System keine größeren Schwierigkeiten. Die Beherrschung der Störfallfolgen ist relativ problemlos.

E. Wird während der frühen Abschaltphase langfristig Unterkritikalität erreicht, so kann es trotz allem durch thermisch bedingtes Durchschmelzen zu einer weiteren Schadensausbreitung kommen, ausgehend von den in der Einleitungsphase teilweise zerstörten Brennelementen (thermische Brennelement zu Brennelement Propagation) [34]. Als Randbedingung einer derartigen Störfallentwicklung muß die Kühlbarkeit dieser Brennelemente durch teilweise Blockadebildung so stark beeinträchtigt sein, daß es zu einem Zusammenschmelzen dieser Brennelemente kommen kann. Durch radiales Durchschmelzen können dann nachfolgend benachbarte Brennelemente, die sich wegen der Vorgeschichte des Störfalls auf einem hohen Energieniveau befinden, aufsieden und ebenfalls zerstört werden. Der Störfall läuft in eine Übergangsphase ein, ausgehend von einem nuklear unterkritischen Zustand des Reaktors.

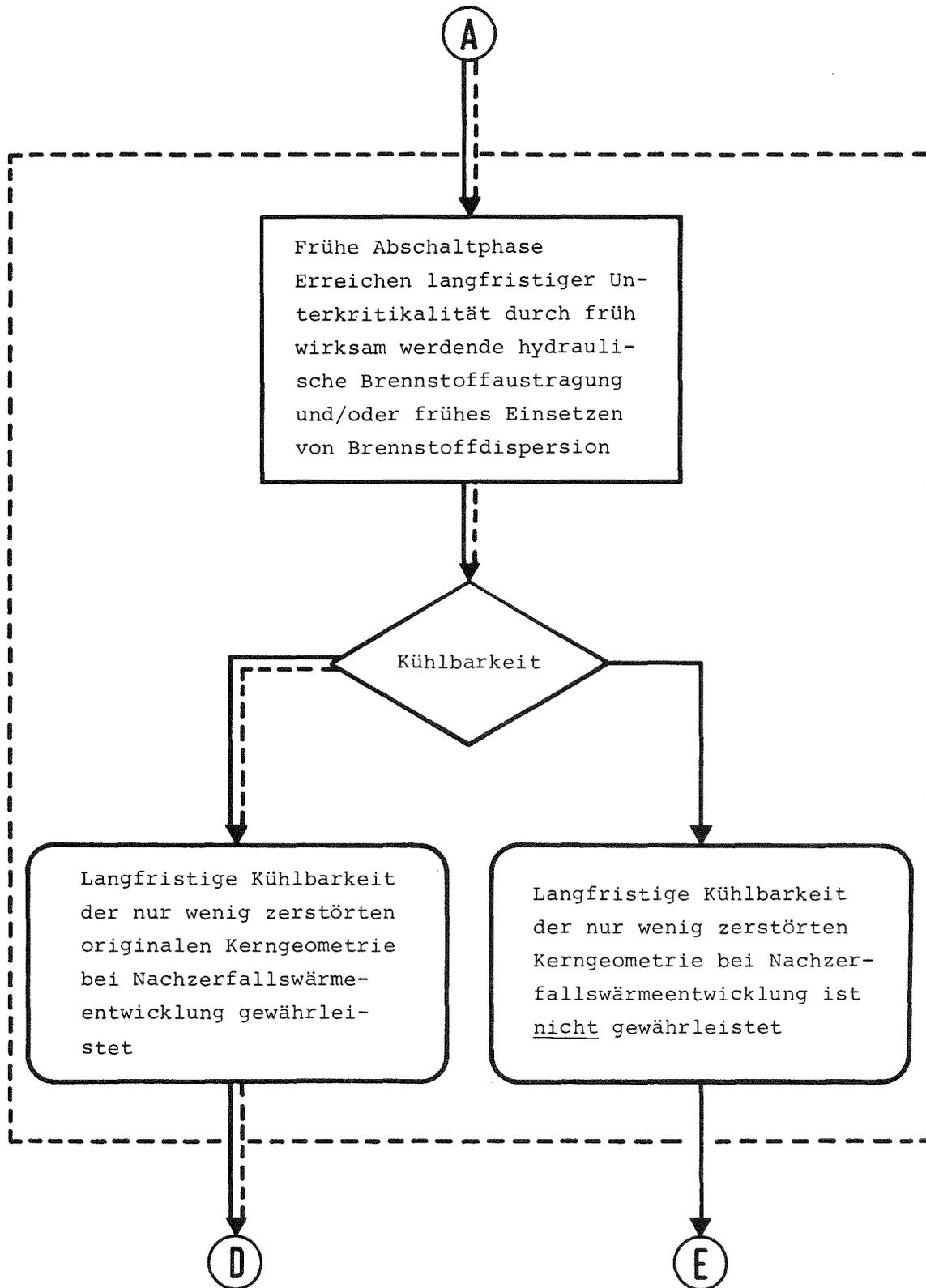


Abb. 3: Strukturierung der frühen Abschaltphase

### 2.3 Phase energetischer Kernzerlegung (PEK, Abb. 4)

Im Verlauf der Störfallentwicklung gibt es drei mögliche Pfade, in eine energetische Kernzerlegungsphase einzulaufen: EP - B - PEK, UEP - F - PEK und PAM - I - PEK. Für diese drei Möglichkeiten befindet sich der Reaktorkern in Abhängigkeit vom vorausgehenden Störfallablauf in jeweils unterschiedlichem transienten Zustand:

Läuft der Störfall ausgehend von der Einleitungsphase direkt in die energetische Kernzerlegungsphase, so ist die Kernstruktur erst wenig zerstört; insbesondere sind die Hüllrohr- und Strukturmaterialtemperaturen niedrig, die Brennstofftemperaturen liegen sehr hoch und größere Anteile des Brennstoffs sind bereits geschmolzen.

Läuft der Störfall von der Übergangsphase aus in die energetische Kernzerlegungsphase, ist ein großer Prozentsatz der Brennstäbe bereits zerstört, die Zonen stationär hoher thermischer Leistung sind in axialer Richtung teilweise verblockt. Die Kernmaterialien haben bis zu diesem Zeitpunkt schon wesentliche Beschleunigungen, bevorzugt in axialer Richtung erfahren. Die Kastenmaterialstruktur der Brennelemente ist in den überwiegenden Teilen des Kerns noch erhalten.

Die dritte zu betrachtende vorangegangene Phase ist die der ausgedehnten Materialbewegung. In diesem Fall kann der Reaktorzustand wie folgt charakterisiert werden: Insbesondere die stationär thermisch hoch belasteten Zonen des Kerns sind axial nach oben und unten durch ausgefrorene Kernmaterialien verblockt, die Brennelementkastenstruktur im Kernbereich ist weitgehend zerstört. Die Kernmaterialien wie Brennstoff, Hüllrohr und Kastenmaterial liegen als Mehrphasen-Mehrkomponenten-Gemisch aus festem und flüssigem Brennstoff, flüssigem und dampfförmigen Stahl sowie anteiligen gasförmigen Spaltprodukten vor. In den stationär thermisch niedrig belasteten Außenzonen des Kerns bestehen noch Brennelementstrukturen. Der Volumenanteil der dampf- bzw. gasförmigen Phase ist relativ gering, die aufgeschmolzene Kernanordnung befindet sich auf einem mittleren Druckniveau von annähernd 10 - 15 bar.

In der energetischen Kernzerlegungsphase kommt es wegen der extremen Leistungsentwicklung in der Umgebung von "promptkritischen Zuständen" zu einem starken Druckaufbau im Kernbereich (einige 10 - 100 bar), der über hydrodynamisch bedingte Bewegungsmechanismen der Kernmaterialien zur Unterkritikalität des Systems führt. Für den weiteren Störfallverlauf

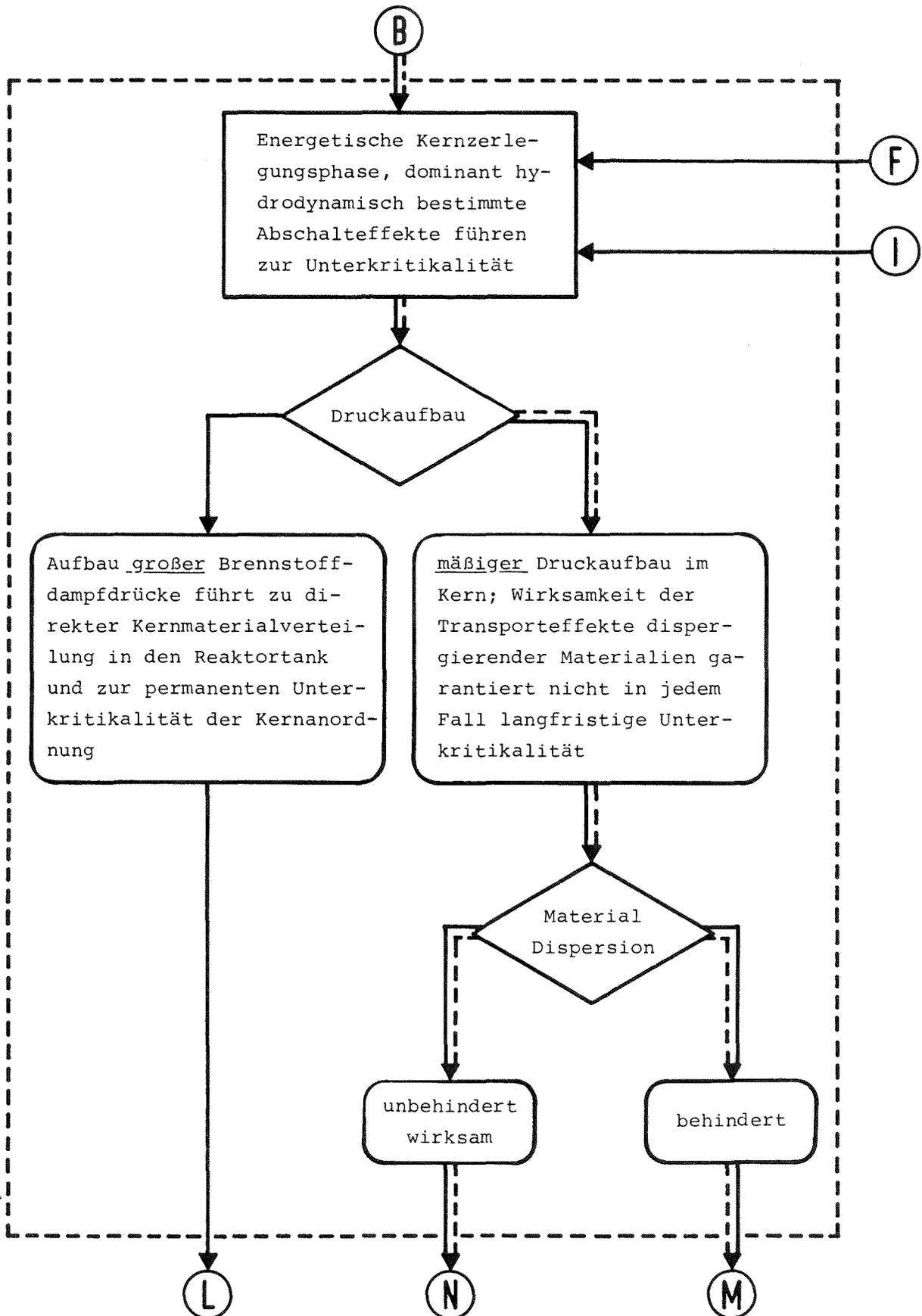


Abb. 4: Strukturierung der energetischen Kernzerlegungsphase

ist zunächst die Größe des Brennstoffdampfdruckaufbaus in der Kernzerlegungsphase entscheidend. Werden transient extreme Druckspitzen bis zu einer Größenordnung von 100 bar aufgebaut, so werden die Kernmaterialien direkt in dem Reaktortank verteilt und es kommt zu einer wesentlichen mechanischen Belastung der Strukturen des Primärsystems. Reicht dagegen schon ein mäßiger Druckaufbau von einigen 10 bar aus während der Kernzerlegungsphase Unterkritikalität zu erreichen, wird der weitere Störfallablauf von der Wirksamkeit der Kernmaterialverteilungsmechanismen bestimmt. Bei unbehindert wirksamer Materialdispersion läuft der Störfall in den Teil der Phase ausgedehnter Materialbewegung ein, bei dem eine permanent wirksame Dispersion eine langfristige Unterkritikalität sicherstellt. Wird dagegen die Materialdispersion durch sich aufbauende, mechanisch teilweise stabile Blockaden in den kalten Brennelementstrukturen stark behindert, läuft der Störfall in den Teil der Phase ausgedehnter Materialbewegung, in dem Bewegungsmechanismen von Brennstoff-Stahl-Spaltgas-Gemischen in weitgehend zerstörten, aufgeschmolzenen Kernbereichen den weiteren Störfallablauf bestimmen. In jedem Falle ist am Ende der energetischen Kernzerlegungsphase die ursprüngliche Kernstruktur in weiten Bereichen zerstört und die Kernmaterialien sind zu einem wesentlichen Teil in die kälteren Reststrukturen und/oder den Reaktortank transportiert worden.

Unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen und auf der Basis von entsprechenden Störfallanalysen für den SNR-300 [5, 29], den SUPER-PHENIX [21, 22] und den CRBR [10, 35] sind in Abhängigkeit von der Vorgeschichte die folgenden Störfallsequenzen zu erwarten: EP - B - PEK - (N oder M); UEP - F - PEK - (M oder N); PAM - I - PEK - N. Sequenzen der Form EP - B - PEK - L oder UEP - F - PEK - L können durch die Unwahrscheinlichkeit des Auftretens extremer positiver Reaktivitätsrampen in der Einleitungsphase und aus der Kenntnis der Wirksamkeit von Kernmaterialdispersionsmechanismen [36] weitgehend ausgeschlossen werden. Diese Störfallsequenzen werden trotzdem bei den Sicherheitsanalysen von Reaktorkernen dominant betrachtet [5, 10], da sie für die nachfolgende Phase der mechanischen Analyse des Primärsystems eine obere einschließende Grenze für die maximal zu erwartenden Belastungen ergeben.

#### 2.4 Übergangsphase (UEP, Abb. 5)

In Abhängigkeit von der Vorgeschichte kann die Störfallsequenz auf drei Wegen in die Übergangsphase einlaufen: Erstens auf direktem Weg aus der Einleitungsphase (EP - C - UEP). Der Reaktorkern ist nur wenig zerstört, unterpromptkritisch und er befindet sich auf einem mittleren Leistungsniveau von mehreren Vielfachen der stationären Leistung. Die zweite zu betrachtende Möglichkeit (PFA - E - UEP) ist das Einlaufen von der Phase früher Abschaltung her, wo der Reaktor unterkritisch ist, aber durch radiales Durchschmelzen der Brennelementkästen eine Schadensausbreitung stattfinden kann. Als dritte Möglichkeit (PAM - J - UEP) ist die in Betracht zu ziehen, daß in der Phase ausgedehnter Materialbewegung in weitgehend zerstörten Kernbereichen weder eine frühe Unterkritikalität noch eine Akkumulation auf promptkritische Werte der Reaktivität auftritt. In diesem Fall wird eine Schadensausdehnung in die noch nicht zerstörten Kernbereiche hinein im Sinne der Übergangsphase stattfinden. In allen betrachteten Fällen ist der Anteil geschmolzenen Brennstoffs in den im wesentlichen intakten Brennelementen hoch (30 - 50 %).

Die Vorgänge in der Übergangsphase sind dadurch gekennzeichnet, daß sich die ursprünglich wenig zerstörten Kernbereiche auf umliegende Zonen ausbreiten; insbesondere auf solche, die stationär thermisch niedrig belastet sind. Hierfür können sowohl Propagationsmechanismen als auch transient initiierte Ereignisse wie Sieden und/oder Brennstoff-Natrium-Reaktion in bisher noch nicht betroffenen Brennelementen die Ursache sein. Für die Störfallentwicklung in der Übergangsphase entscheidend ist die Wirksamkeit der Dispersion des bis dahin geschmolzenen Brennstoffs durch Spaltgasdruckaufbau oder auch Druckaufbau durch verdampfendes Hüllrohrmaterial und die mit diesen Vorgängen möglicherweise verbundene Akkumulation von positiven Reaktivitätswerten. Kommt es zu einer unbehinderten Brennstoffbewegung durch die kalten Strukturen in den Reaktortank, so läuft der Störfall in den Teil der Phase ausgedehnter Materialbewegung, der eine permanente Unterkritikalität gewährleistet. Wird dagegen die Brennstoffdispersion durch wesentliche Blockadebildung in den sich oberhalb und unterhalb des Kerns befindlichen kalten Strukturen der Brennelemente behindert, entscheidet der sich so ergebende Reaktivitätszustand des Reaktorkerns über den weiteren Störfallablauf. Werden in der Übergangsphase durch Brennstoffbewegung, Kühlmittelsieden und/oder Brennstoff-Natrium-Reaktion positiver Nettoaktivitäten bis zu promptkritischen Werten akkumuliert, läuft die Übergangsphase in

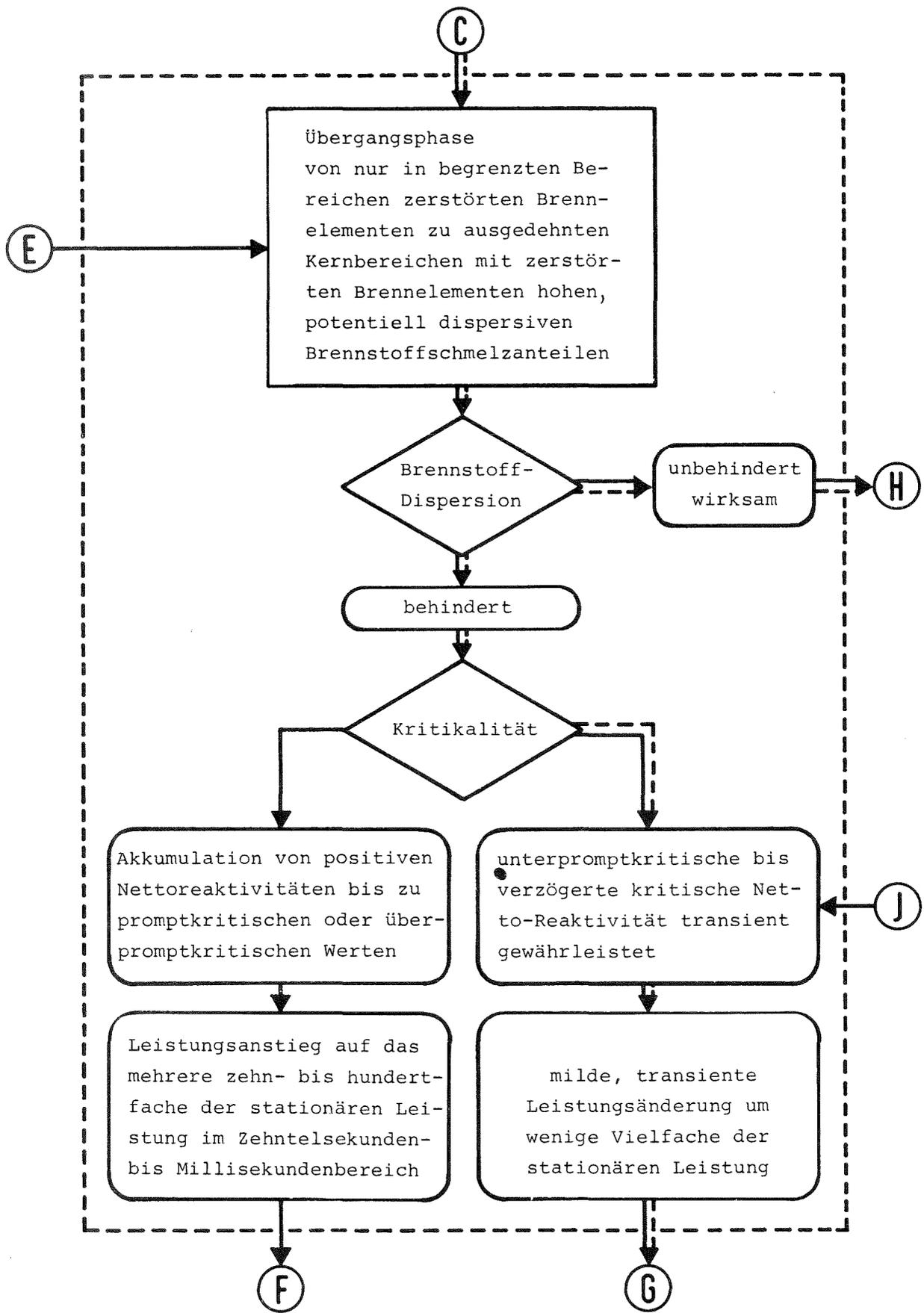


Abb. 5: Strukturierung der Übergangsphase

die energetische Kernzerlegungsphase ein. Kompensieren sich dagegen die gegenläufigen positiven und negativen Reaktivitätsrückwirkungen aufgrund von partieller Brennstoff-Dispersion und teilweiser Kompaktion, läuft der Störfall in eine Phase ausgedehnter Materialbewegung bei verzögert kritischem bis unterpromptkritischem Reaktivitätszustand und einem Leistungsniveau in der Größenordnung der stationären Leistung. Abhängig von der Vorgeschichte des Störfalls, den konstruktiven Gegebenheiten des Reaktorkernentwurfs und den zur Blockadebildung vorherrschender Mechanismen [37] sind folgende Sequenzen beim Durchlaufen der Übergangsphase wahrscheinlich: PFA - E - UEP - (H oder G), EP - C - UEP - H, EP - C - UEP - G und PAM - J - UEP - H. Da die Detailbeschreibung der physikalischen Phänomene wie Brennstoffdispersion, Blockadebildung und deren transientes Verhalten noch mit einem relativ großen Unsicherheitsgrad behaftet ist, wird für abdeckende Sicherheitsanalysen schwerpunktmäßig die Sequenz EP - C - UEP - F untersucht [5, 10].

## 2.5 Phase ausgedehnter Materialbewegung (PAM. Abb. 6)

Die Phase ausgedehnter Materialbewegung kann in zwei Teilphasen aufgeteilt werden: Die eine Teilphase ist durch ausgedehnte Materialbewegungen innerhalb der weitgehend zerstörten Kerngeometrie gekennzeichnet, die andere durch einen permanent wirksamen Kernmaterialtransport in den Reaktortank. Wesentliches Kriterium für den Übergang von der einen in die andere Teilphase ist der Zustand nuklearer Kritikalität der Anordnung. Möglicherweise vorangegangene Phasen der Teilphase ausgedehnter Materialbewegung sind die Übergangsphase (UEP - G - PAM) und die energetische Kernzerlegungsphase (PEK - M - PAM); die letztere für den Fall, daß der Druckaufbau in dieser Phase gering ist und die Kernmaterialdispersion durch verstärkte Blockadebildung in den kalten Brennelementstrukturen stark behindert wird. Für beide Fälle ist die Anordnung verzögert kritisch bis unterpromptkritisch und es herrscht ein Leistungsniveau von einigen Vielfachen der stationären Leistung. Die Kernmaterialien in den zerstörten Brennelementstrukturen liegen als ein Mehrphasen-Mehrkomponentengemisch vor, das sich aus festem, flüssigem und dampfförmigem Brennstoff und Stahl mit anteiligen gasförmigen Spaltprodukten zusammensetzt. Diese Mischung ist eingebettet in axial nach oben und unten verblockten Kavitäten. Außenstehende Brennelementstrukturen werden durch thermische Propagation, Kühlmittelsieden und/oder Brennstoff-Natrium-Reaktionen in wachsendem Umfang zerstört.

Für den weiteren Ablauf ist der sich während der ersten Teilphase ergebende Zustand nuklearer Kritikalität entscheidend. Bleibt die Anordnung unterpromptkritisch ohne aber wesentlich unterkritische Reaktivitätswerte zu erreichen, so wird im Sinne der Übergangsphase eine Schadensfortpflanzung in Zonen stationär niedriger thermischer Belastung einsetzen (PAM - J - UEP). Führen die ausgedehnten Materialbewegungen dagegen zu permanenter Unterkritikalität, geht der Störfallablauf in die zweite Teilphase über, nämlich in die des Transports von Kernmaterialien aus dem Kernbereich in den Reaktortank durch längerfristig wirksame Materialdispersion (UEP - G - PAM - K). Dieser Vorgang entspricht einer Druckentlastung der in den zerstörten Brennelementstrukturen zunächst eingeschlossenen Kernmaterialien. Er stellt einen der möglichen Belastungsmodes des Reaktortanks und seiner Einbauten dar. Wegen der heute noch herrschenden Unsicherheit bei der theoretischen Beschreibung ausgedehnter Materialbewegungen in weitgehend zerstörten Brennelementstrukturen [37, 78], ist eine Akkumulation von erheblichen positiven Nettoreaktivitäten während der Schadensausbreitung in statio-

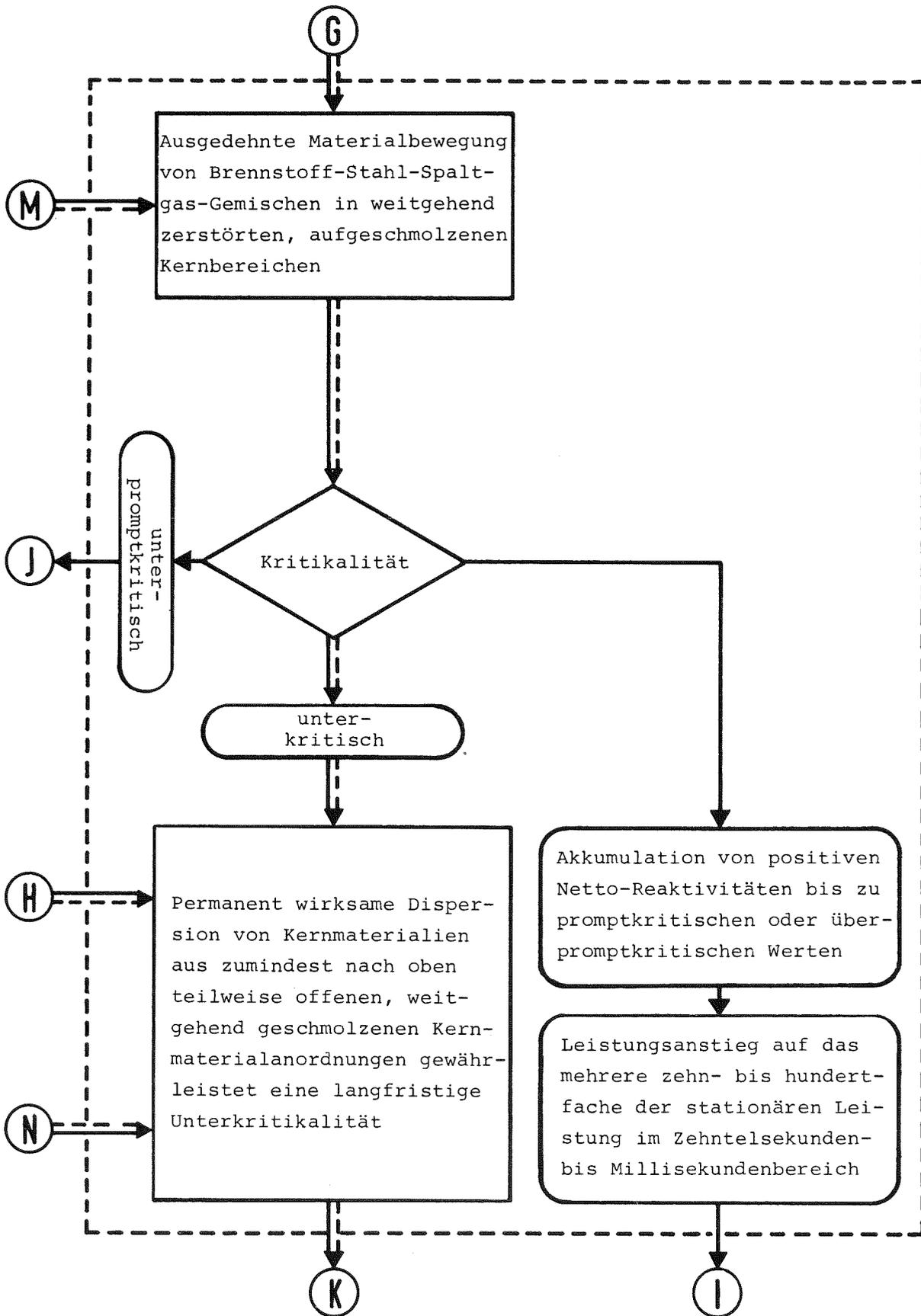


Abb. 6: Strukturierung der Phase ausgedehnter Materialbewegung

när thermisch niedrig belastete Kernbereiche nicht vollständig auszuschließen. Erreicht die Reaktivität transient promptkritische bis überpromptkritische Werte, läuft die Störfallentwicklung in eine energetische Kernzerlegungsphase ein. Diese Art der Störfallentwicklung lag insbesondere den Arbeiten zur Untersuchung von Sekundärkritikalitäten zugrunde [38]. Ein möglicherweise wiederholtes Durchlaufen von Sequenzen der Form EP - B - (PEK - M - PAM - I - PEK) oder EP - C - UEP - F - (PEK - M - PAM - I - PEK) oder EP - UEP - G - PAM - I - (PEK - M - PAM - I - PEK) könnte zu verhältnismäßig hohem thermischen, sich zyklisch möglicherweise aufschaukelnden thermischen Energiefreisetzung führen. Die theoretischen und experimentellen Arbeiten zur Brennstoff-Natrium-Reaktion [39] und zu Brennstoffdispersionsmechanismen [36, 40] lassen aber heute eine derartige Störfallsequenz als außerordentlich unwahrscheinlich erscheinen. Dies wird durch erste Störfallanalysen für diesen Teil des Störfallablaufs bestätigt [41, 42].

Der zweite Teil der Phase ausgedehnter Materialbewegung, in dem durch längerfristig andauernde Kernmaterialdispersion Unterkritikalität der Anordnung gewährleistet wird, kann sowohl von der Übergangsphase her eintreten (UEP - H - PAM - K) als auch als Folge der unbehindert wirksam werdenden Brennstoffdispersion in der Phase der energetischen Kernzerlegung (PEK - N - PAM - K). Wenn auch in dieser Phase der größere Teil der Kernmaterialien in den Reaktortank transportiert wird, muß davon ausgegangen werden, daß insbesondere im unteren Kernbereich Anteile der Kernmaterialien ausfrieren und bezüglich der langfristigen Kühlbarkeit Probleme aufwerfen. Von der nuklearen Kritikalität her sind keine Komplikationen zu erwarten, da der zugeschmolzene Stahlanteil erheblich ist. Inwieweit mit einem langfristigen Durchschmelzen der Reststrukturen des Kerns nach unten zu rechnen ist, kann zur Zeit nicht abschließend geklärt werden [43].

## 2.6 Phase der mechanischen Belastungen des Reaktortanks, seiner Einbauten und der Primärkreisläufe (PMB - RT/PK, Abb. 7)

---

Den Phasen, die sich auf den eigentlichen Störfallablauf im Reaktorkern beziehen, schließt sich die der mechanischen Belastung der Reaktorstrukturen und der Primärkreisläufe an. Aus den Untersuchungen des Störfalls selbst können im wesentlichen zwei Belastungsmodes folgen: Ausgehend von einer energetischen Kernzerlegungsphase können kurzfristige, extreme Spitzendruckbelastungen von einigen zehn bis hundert bar im Milli - bis Zehntelsekundenbereich auftreten (PEK - L - (PMB - RT/PK) ); dagegen treten längerfristig relativ milde Druckbelastungen als Folgen der Phase ausgedehnter Materialbewegung auf, die in der Größenordnung von maximal einigen 10 bar liegen und über Zeiträume von Zehntelsekunden wirken können (PAM - K - (PMB - RT/PK) ). Ziel der Analyse der mechanischen Belastung des Reaktortanks und der Primärkreisläufe ist es, die Frage zu klären, ob die Integrität des Primärsystems als Folge der Druckbelastung gewährleistet werden kann [44]. Im Rahmen des deutschen Genehmigungsverfahrens können hierbei abgeschwächte Fehlerkriterien für die Komponenten zugrunde gelegt werden. So werden z.B. beim SNR-300 lokal bis zu 20 Prozent plastischer Dehnung der Strukturmaterialien an kritischen Stellen des Reaktortanks und der Primärkreisläufe beim Sicherheitsnachweis als zulässig angesehen [6]. Als Maß für die Belastung des Primärsystems wird vielfach die geleistete mechanische Arbeit bei der Volumenexpansion der aufgeheizten Materialien -  $p dv$  - angegeben. Hierbei wird entweder die Brennstoffdampfdruckexpansion auf das freie, verformte Schutzgasvolumen oder aber auch die durch Wärmeübertragung vom flüssigen Brennstoff an das Natrium übertragene Energie, die dann theoretisch mechanische Arbeit leisten kann, als charakteristische Größe angesehen. [45]. Die zweite Möglichkeit der Energieübertragung durch Umsetzung der im flüssigen Brennstoff gespeicherten thermischen Energie in mechanische Arbeit mit Natrium als Arbeitsmedium ist heute noch Gegenstand heftiger Kontroversen. Ausgehend von theoretischen und experimentellen Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Reaktion kann eine explosionsartige Reaktion im System  $UO_2$ -Natrium unter den im Reaktor vorliegenden Bedingungen zwar mit großer Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden, die Frage nach dem Konversionsfaktor zwischen der im flüssigen Brennstoff gespeicherten Energie und der geleisteten mechanischen Arbeit des Natriumdampfes ist aber noch mit Unsicherheiten behaftet.

Die nachfolgenden Störfallphasen sind wesentlich durch den Grad der Verformung des Primärsystems, bzw. bei partieller Zerstörung des Primärsystems durch die Art der Zerstörung bestimmt. Prinzipiell sind drei Wege im Anschluß an die Phase der mechanischen Belastung denkbar:

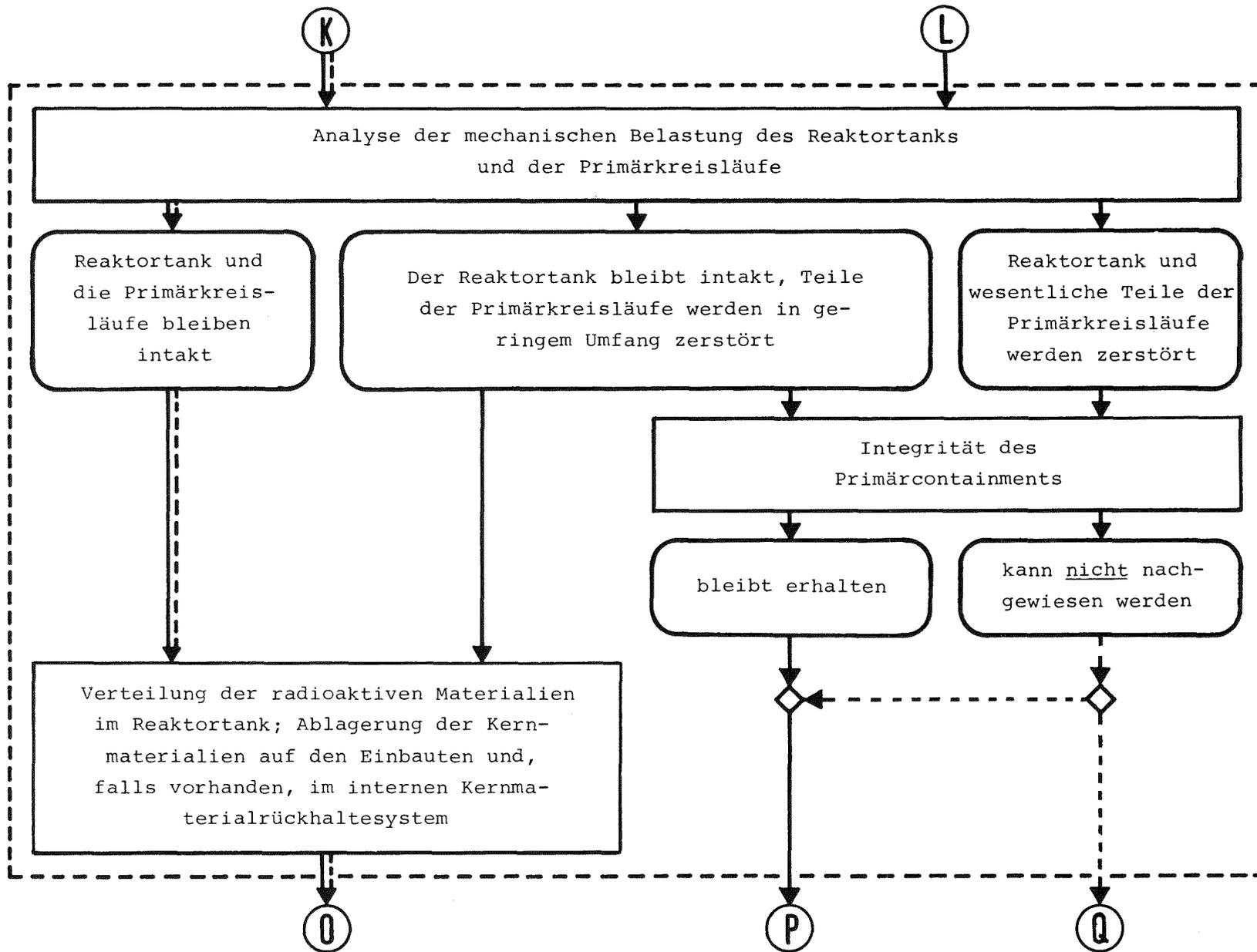


Abb. 7: Strukturierung der mechanischen Belastungsphase

1. Der Reaktortank und die Primärkreisläufe bleiben als Folge der mechanischen Belastung intakt. (PMB - RT/PK) - O). Damit sind die nachfolgenden Phasen durch die Verteilungsmechanismen radioaktiven Materials im Reaktortank und deren Ablagerung auf den internen Strukturen bestimmt, da sie die Randbedingungen für die Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Primärsystem definieren. Für den SNR-300 z. B. kann die Primärsystemintegrität bis zu einer mechanischen Arbeit von 370 MW<sub>s</sub> nachgewiesen werden [6, 46, 47]. Für den CRBR liegt die Grenze der Integrität des Primärsystems in einer vergleichbaren Größenordnung [19]. Als Nachfolgeproblem wird damit das Verhalten der Kernmaterialien im Reaktortank bei Nachzerfallswärmeentwicklung das für den Sicherheitsnachweis dominierende Problem [25, 43].

2. Die Integrität des Reaktortanks kann zwar nachgewiesen werden, Teile der Primärkreisläufe aber werden in geringem Umfang ((PMB-RT/PK)-O/P) zerstört. Dieser Fall war bisher noch in keinem der betrachteten Reaktoren Ergebnis der mechanischen Analyse des Primärsystems. Er ist aber prinzipiell vorstellbar bei extremen Spitzendruckbelastungen und festigkeitsmäßig zu schwach ausgelegten Primärkreislaufkomponenten. Die durch die Primärkreisläufe laufenden Druckwellen könnten dann zu Rissen in den Rohrleitungen oder auch Rohrleitungsböden der Zwischenwärmetauscher zum Sekundärkreislauf führen. Bezüglich der nachfolgenden Problemstellungen innerhalb des Reaktortanks ergeben sich mit 1. vergleichbare Randbedingungen. Bezüglich des weiteren Verhaltens bei Bruchstellen im Primärkreislauf ist zunächst entscheidend, ob die Integrität des inneren Containments erhalten bleibt. Beim SNR-300 z. B. fällt die Grenze von Primärsystem und innerem Containment in der Umgebung des Reaktortankdeckels und in den Rohrböden der Zwischenwärmetauscher zusammen. Bleibt das innere Containment intakt, schließt sich an diesem Ausgang der Phase der mechanischen Belastung die Phase des Verhaltens der radioaktiven Materialien im Primärsystem an. Kann die vollständige Integrität des inneren Containments an den oben benannten Stellen nicht nachgewiesen werden, so muß zusätzlich zu der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem die Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im inneren und äußeren Containment näher untersucht werden unter Berücksichtigung der besonderen Randbedingungen dieser Störfallkette. So könnten beim SNR-300 z. B. zur Begrenzung der Folgen von Rissen im Rohrboden eines Zwischenwärmetauschers entsprechende Ventile in dem Sekundärsystem geschlossen werden.

3. Als dritte Variante des Ausgangs aus der Phase der mechanischen Belastung ist die theoretisch denkbare Möglichkeit aufgeführt, daß die aus der energetischen Kernzerlegungsphase folgenden Druckbelastung derartige Werte an-

nimmt, daß der zu schwach ausgelegte Reaktortank und wesentliche Teile der Primärkreisläufe zerstört werden ( (PMB - RT/PK) - P/Q). Wenn auch bis heute keine der durchgeführten Reaktoranalysen ein derartiges Ergebnis gezeigt hat, so sollen die Nachfolgephasen hier theoretisch diskutiert werden, um den Ansprüchen logischer Konsistenz und Vollständigkeit eines strukturierten Phasenablaufdiagramms gerecht zu werden. Bleibt bei einer derartigen Stöfallentwicklung das innere Containment intakt, sind die Nachfolgephasen mit denen der Kette 2, vergleichbar. Kann die Integrität nicht nachgewiesen werden, müssen die Phasen des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem, inneren und äußeren Containment parallel verfolgt werden, um eine Abschätzung über die zu erwartenden Konsequenzen bezüglich der Umgebungsbelastung zu erhalten.

Aus den bisher vorliegenden Stöfallanalysen sind die folgenden Stöfallketten nachgewiesen: PEK - L - (PMB - RT/PK) - O und PAM - L - (PMB - RT/PK) - O [6]. An dieser Stelle sollte darauf hingewiesen werden, daß die Integrität des Primärsystems nachgewiesen werden kann, daß aber bei extremen Belastungen die zu erwartenden Verformungen zu erheblichen Leckraten des Primärsystems an das innere Containment führen kann. Damit definiert sich unabhängig von den Nachfolgephänomenen ein Quellterm der Radioaktivitätsfreisetzung an das innere Containment, der im wesentlichen durch gasförmige Spaltprodukte und Aerosole, sowie deren Verhalten im Primärsystem bestimmt ist. [48, 49].

## 2.7 Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem (PVM-PS, Abb. 8 und 9)

---

Die charakteristischen Teilphasen des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem sind in Abhängigkeit von den Randbedingungen, die sich aus der Phase der mechanischen Belastung ergeben, in Abb. 8 und 9 logisch strukturiert dargestellt. Für die Aufeinanderfolge der Teilphasen sind zwei Problemstellungen strategisch dominant: 1. Die Verteilung der Kernmaterialien im Reaktortank und, falls man von teilweise zerstörten Primärkreislaufkomponenten ausgehen muß, zum geringeren Teil in den Primärkreisläufen. 2. Die Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Primärsystem.

Bezüglich der Verteilungsmechanismen von Kernmaterialien im Reaktortank als Folge von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit liegen nur relativ wenige Informationen vor. Experimente mit Simulationsmaterialien [59, 51, 52] lassen eine weitgehend homogene Verteilung im Reaktortank vermuten, bezüglich der Mechanismen beim Durchschmelzen von Reststrukturen sind die Phänomene noch weitgehend ungeklärt [25]. Für die nachfolgende Behandlung der Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Primärsystem konnte für den SNR-300 z. B. gezeigt werden, daß bei funktionstüchtigen Notkühlssystemen im Reaktortank und gleichmäßiger Materialverteilung auf den internen Reaktortankeinbauten ein Durchschmelzen des Reaktortanks aller Voraussicht nach verhindert wird [43]. Wesentlich beeinflusst wird diese Frage durch das Vorhandensein einer internen Kernmaterialrückhaltevorrückung, wie sie z.B. für den SUPER-PHENIX vorgesehen ist [23]. Hierbei sind neben Fragen der Kühlbarkeit der Kernmaterialien bei Nachzerfallswärmeabfuhr, solche nach den Möglichkeiten, das Material auch wirklich aufzufangen, und Fragen nach Sekundärkritikalitäten für den weiteren Störfallablauf entscheidend. In diesem Zusammenhang sind möglicherweise auftretende Sekundärkritikalitäten nicht so sehr wegen der nachfolgenden mechanischen Belastung von Strukturen von Interesse, sondern bezüglich der dabei freigesetzten thermischen Energien, die, wie für vergleichbare Situationen im externen Kernmaterialrückhaltesystem gezeigt wurde, relativ große Werte annehmen können [53]. Wegen des außerordentlich schwierigen Nachweises des langfristigen Einschlusses der Kernmaterialien im Primärsystem geht man daher beim SNR-300 davon aus, daß letztlich der Reaktortank durchschmilzt und die Kernmaterialien in das innere Containment gelangen.

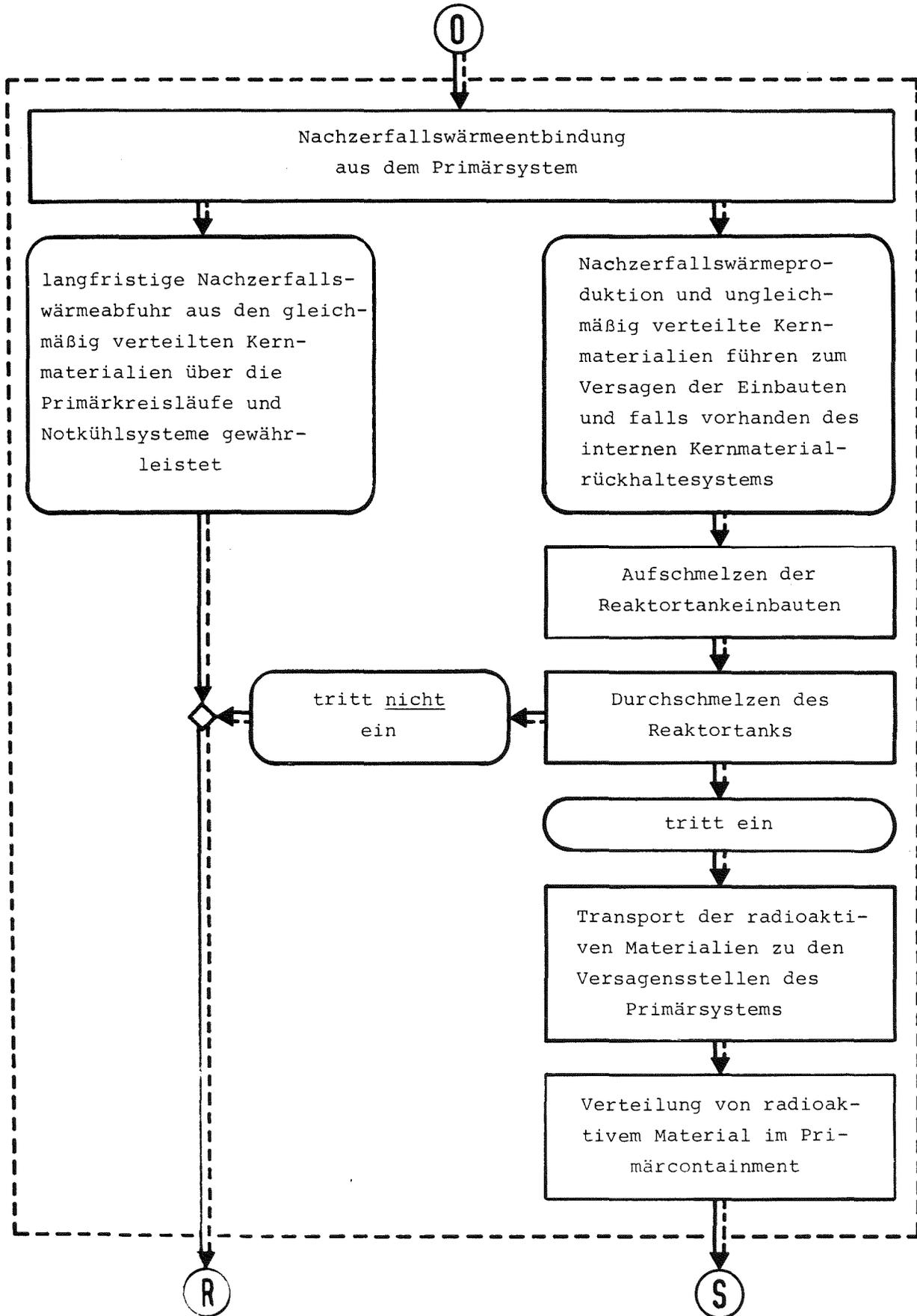


Abb. 8: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem

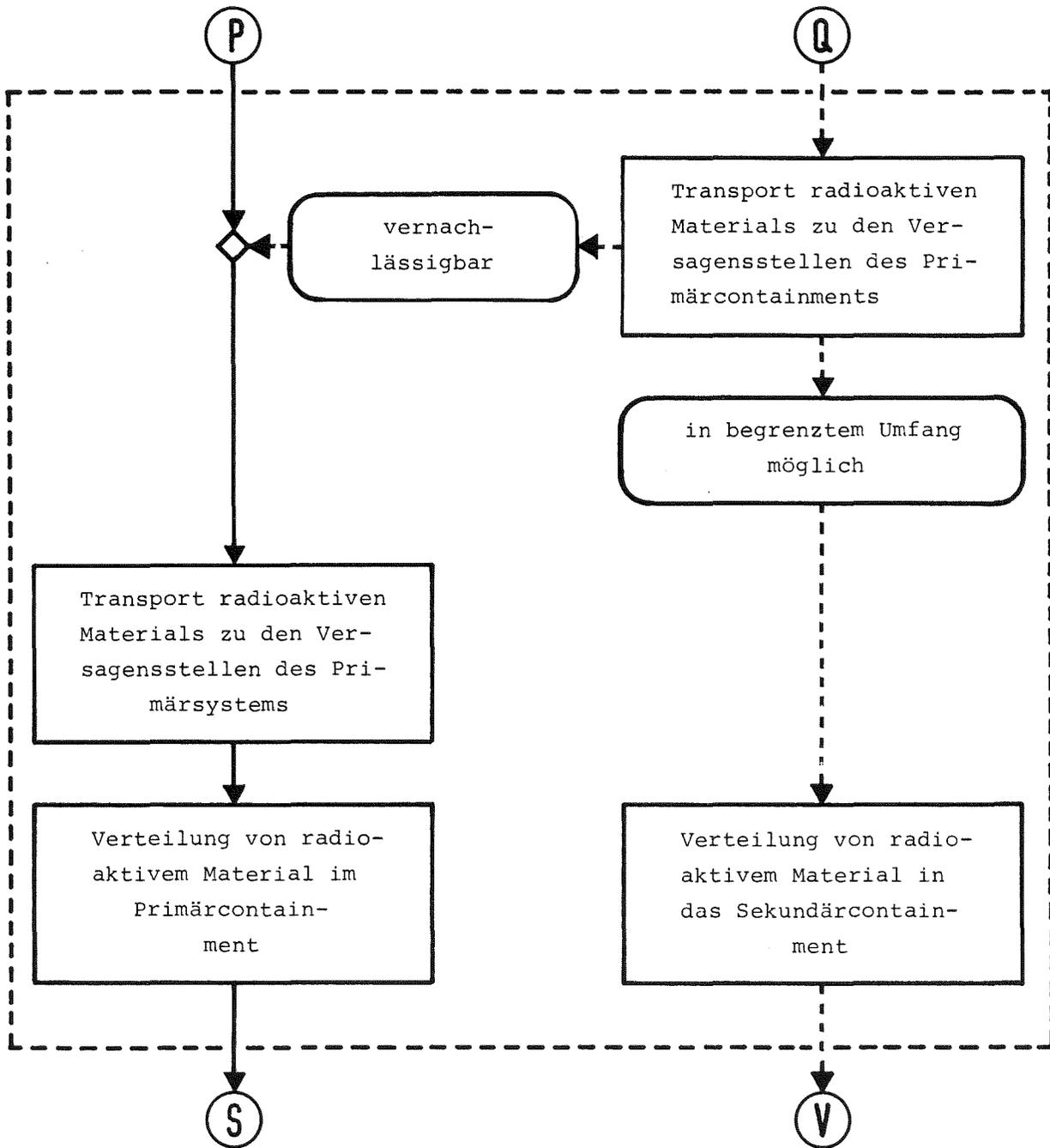


Abb. 9: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien bei teilweise zerstörtem Primärcontainment

2.8 Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im inneren Containment  
(PVM - PC, Abb. 10)

---

Das innere Containment ist im allgemeinen die letzte Containmentbarriere, die eine inertisierte Atmosphäre hat. Das Verhalten der Kernmaterialien im inneren Containment wird wesentlich dadurch bestimmt, ob eine externe Kernmaterialrückhaltevorrichtung vorgesehen ist oder nicht. Bisher ist der SNR-300 der einzige Reaktorentwurf, bei dem eine derartige Vorrichtung vorgesehen ist. Die bezüglich der Auslegung einer derartigen Vorrichtung sich ergebenden Schwierigkeiten und Probleme sind in [54] diskutiert. Insbesondere stellen sich Probleme bei der Behandlung der Fragen, wie die Kernmaterialien in das externe Rückhaltesystem gelangen, ob Rekritikalitäten denkbar sind und welche Auswirkungen sie haben [53] und wie die Funktionstüchtigkeit einer solchen Vorrichtung über die Lebensdauer des Reaktors garantiert werden kann. Trotz aller Schwierigkeiten ist für den SNR-300 eine praktikable Lösung gefunden worden, die sicherstellt, daß die Kernmaterialien innerhalb des inneren Containments langfristig eingeschlossen werden können. Ist ein externes Kernmaterialrückhaltesystem nicht vorgesehen wie z. B. zur Zeit noch beim CRBR, kann es zum Einschmelzen der Kernmaterialien in die Betonstrukturen kommen, falls die vorhandenen Strukturen und Kühlungsbedingungen nicht sicherstellen, daß eine Nachzerfallswärmeentbindung aus den Kernmaterialien langfristig gewährleistet werden kann.

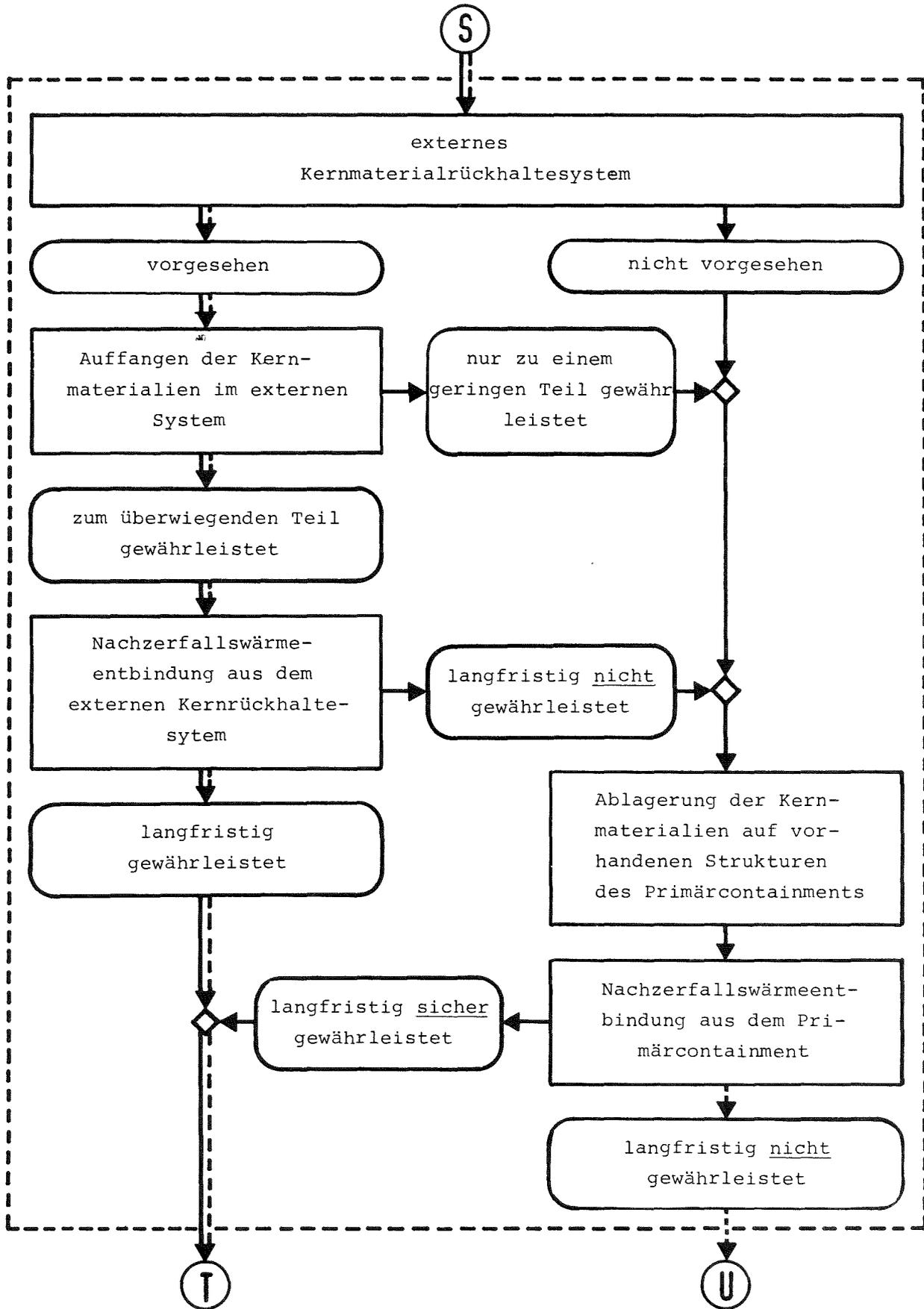


Abb. 10: Strukturierung der Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärcontainment

## 2.9 Strukturierung der möglicherweise zu erwartenden Konsequenzen, Abb. 11

Die zu erwartenden Konsequenzen aus den nachfolgenden Phasen des Verhaltens radioaktiver Materialien im äußeren Containment und der Radioaktivitätsfreisetzung aus dem Primärsystem bzw. dem inneren und äußeren Containment an die Umgebung sind für die verschiedenen verfolgten Störfallketten in Abb. 11 zusammenfassend dargestellt. Hieraus folgt:

R Wenn als Folge des Störfallablaufs die mechanische Integrität des Primärsystems nachgewiesen werden kann und die Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Primärsystem langfristig sichergestellt ist, werden die Kernmaterialien auch langfristig im Primärsystem eingeschlossen. Die Radioaktivitätsfreisetzung in das innere Containment erfolgt nur über Leckagen aus dem Primärsystem. Eine Beschränkung der Konsequenzen auf den Reaktor selber kann nachgewiesen werden, die Radioaktivitätsfreisetzung an die Umgebung erfolgt kontrolliert innerhalb der für schwere Störfälle zulässigen Grenzwerte.

T Beim Durchschmelzen des Reaktortanks infolge des Störfalls kann zumindest durch ein externes Kernmaterialrückhaltesystem ein langfristiger Einschluß der Materialien im inneren Containment sichergestellt werden. Die Freisetzung radioaktiver Materialien in das innere Containment wird durch das Rückhaltevermögen von nach wie vor vorhandenem Natrium begrenzt. Die Freisetzungsrates in das äußere Containment wird durch Leckagen zwischen innerem und äußerem Containment bestimmt. Auch unter diesen Bedingungen ist eine langfristig kontrollierte Abgabe von Radioaktivität an die Umgebung im Rahmen zulässiger Grenzwerte gewährleistet. Für den SNR-300 ist diese Situation als maximal anzunehmende Konsequenz von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit Grundlage der sicherheitsrelevanten Entwurfsprinzipien [6]. Diese führen dazu, daß als Folge von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit zunächst über mehrere Stunden keine Radioaktivitätsabgabe an die Umgebung erfolgt und daß über längere Zeiträume sichergestellt ist, daß die Dosis an der Grenze des Reaktorgeländes Werte von 1 rem nicht überschreitet.

U,V Käme es zum Versagen des Reaktortanks und der Primärkreisläufe oder aber zu einem Durchschmelzen der Grenzen des inneren Containments - beides Fälle, die durch geeignete Entwurfsmerkmale wie Auslegungsrichtlinien von Reaktortank und Primärkreislaufkomponenten bzw. Vorhandensein eines externen Kernmaterialrückhaltesystems mit Sicherheit ausgeschlossen werden können - so würde das Rückhaltevermögen des inneren Containments und seiner Einbauten den Quellterm radioaktiver Materialien für das äußere Containment bestimmen. Als Folge einer derartigen Störfallentwicklung könnte es, zumindest über einen gewissen Zeitraum,

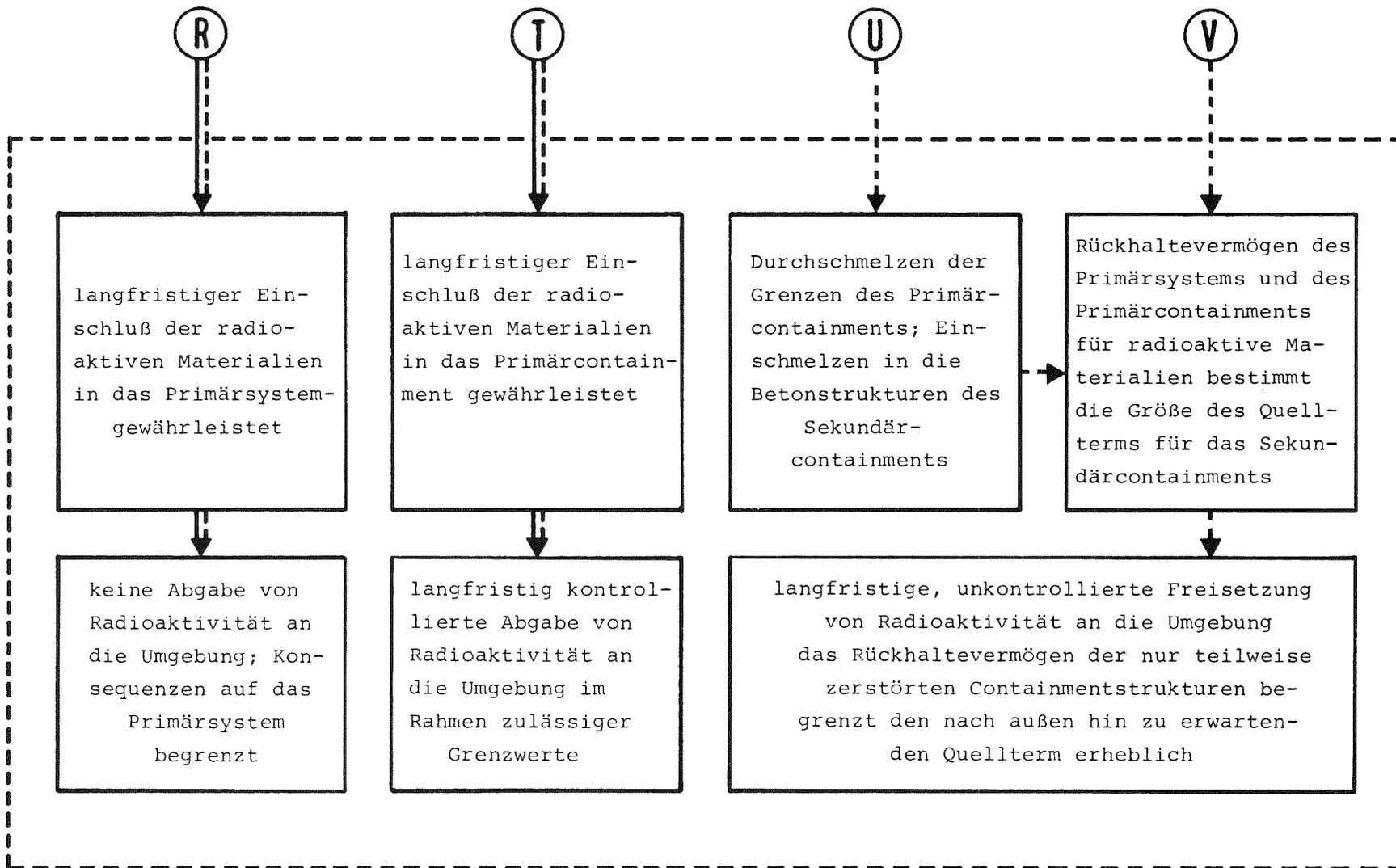


Abb. 11: Strukturierung der Phase der möglichen Radioaktivitätsfreisetzung an die Umgebung

zu einer unkontrollierten Freisetzung von Radioaktivität an die Umgebung kommen, entweder indem zur Verhinderung der teilweisen Zerstörung des inneren oder äußeren Containments durch Druckaufbau, an die Umgebung abgeblasen werden muß, wie z. B. zur Zeit beim CRBR vorgesehen [19], oder aber indem die Kernmaterialien ins Erdreich durchschmelzen und zu einer Kontamination des Grundwassers führen. Beide Fälle sind beim SNR-300 z. B. durch geeignete Entwurfsmerkmale des mehrfachen Containmentsystems ( z. B. "reventing"-Spalt und externes Kernmaterialrückhaltesystem) mit Sicherheit auszuschließen.

## 2.10 Schlußfolgerungen aus der Entwicklung des strukturierten Phasen- ablaufdiagramms

---

Auf der Grundlage des für natriumgekühlte schnelle Brutreaktoren entwickelten strukturierten Phasenablaufdiagramms für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit mit zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen: Die Ermittlung der Folgen von derartigen Störfällen ist durch eine Vielzahl unterschiedlicher physikalisch-technischer Mechanismen bestimmt, deren Ablauf sehr stark durch den untersuchten Reaktorentwurf und den betrachteten Einzelfall beeinflusst wird. Die bisher durchgeführten Störfallanalysen existierender Reaktorentwürfe zeigen, daß auf der Basis des heutigen Kenntnisstandes die Konsequenzen aller Voraussicht nach auf das Primärsystem des Reaktors beschränkt bleiben. Da die theoretische Analyse teilweise noch mit erheblichen Unsicherheiten belastet ist und noch nicht in allen Punkten der Störfallanalyse eine voll zufriedenstellende experimentelle Verifikation vorliegt, kann man bei konservativ orientierter Festlegung einer Reihe von Störfallparametern theoretisch zu Ergebnissen kommen, die eine Ausweitung der zu erwartenden Konsequenzen auf das innere Containment denkbar erscheinen lassen. Durch geeignete konstruktive Lösungen eines mehrfachen Containmentsystems und eines Kernmaterialrückhaltesystems kann aber auch für diese Fälle sichergestellt werden, daß die dann zu erwartende Abgabe von Radioaktivität an die Umgebung langfristig kontrolliert erfolgt und unterhalb von Grenzwerten liegt, die für die Auswirkungen schwerer Störfälle zulässig sind. Daher ist eine Beeinträchtigung der Umgebung von natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren durch die Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit ausgeschlossen.

Um die in der Einleitung gestellte Frage beantworten zu können, ob die Folgen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit unter Umständen die maximale Leistungsgröße natriumgekühlter schneller Brutreaktoren begrenzen könnten, ist es zunächst notwendig, auf der Grundlage des strukturierten Phasenablaufdiagramms die bezüglich der Analyse strategisch wichtigen Teilbereiche zu identifizieren. Hierfür müssen die für extreme Fälle zulässigen Konsequenzen definiert werden und es ist dann zu prüfen, welche Bedingungen erfüllt sein müssen, um die festgelegten Konsequenzen nicht zu überschreiten. Für den in dieser Arbeit zu untersuchenden SNR-2000 soll in Anlehnung an das für den SNR-300 festgelegte Vorgehen als maximal zulässige Konsequenz der langfristige

Einschluß der Kernmaterialien im inneren Containment definiert werden, als wünschenswert nachzuweisende Konsequenz jedoch der Einschluß im Primärsystem.

Aus der Diskussion der Phasen des Störfallablaufs, die die Ermittlung der Konsequenzen innerhalb der Containmentstrukturen betreffen, sind dann im wesentlichen zwei Bedingungen zu erfüllen:

1. Zur Begrenzung der Störfallfolgen auf das Primärsystem ist ein internes Kernmaterialrückhaltesystem vorzusehen, zur Begrenzung auf das innere Containment kann die Forderung nach einem externen Kernmaterialrückhaltesystem notwendig werden.

2. Es muß sichergestellt werden, daß das Primärsystem infolge der während des eigentlichen Störfalls auftretenden mechanischen Belastung nicht zerstört wird.

Zu 1: Wenn auch die Wirksamkeit eines extern angeordneten Kernmaterialrückhaltesystems am Beispiel des SNR-300 nachgewiesen wurde, so kann auf der Basis des heutigen Kenntnisstandes nicht abschließend geklärt werden, ob ein Nachweis der Funktionstüchtigkeit eines internen Systems in dem zu erwartenden Umfang voll konsistent geliefert werden kann. Der Nachweis der Wirksamkeit eines externen Kernmaterialrückhaltesystems sollte mit den Erfahrungen aus dem SNR-300 prinzipiell keine Schwierigkeiten bereiten.

Zu 2.: Um die zweite Forderung zu erfüllen, ist es notwendig, auf der Grundlage von Störfallanalysen zu zeigen, daß die zu erwartenden Belastungen des Primärsystems als Folge des eigentlichen Störfallablaufs begrenzt sind. Ausgehend von dem strukturierten Phasenablaufdiagramm sind immer dann wesentliche mechanische Belastungen zu erwarten, wenn sich im Laufe einer energetischen Kernzerlegungsphase extreme Brennstoffdampfdrücke aufbauen können. Es ist daher für den SNR-2000 zu untersuchen, ob bei der Auswahl konservativer Störfallparameter überhaupt ein Einlaufen in eine energetische Kernzerlegungsphase zu erwarten ist, oder aber ob bei Auftreten einer energetischen Kernzerlegungsphase der ermittelte Druckaufbau innerhalb der Kernzone zu Belastungen führen kann, die zulässige Grenzwerte des Reaktortankentwurfs und der Primärkreislaufkomponenten überschreitet. Da sich theoretisch aus der Behandlung dieses Punktes Argumente ergeben können, die die maximal zulässige Leistungsgröße von natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren begrenzen, konzentrierte sich die Sicherheitsstudie

zum SNR-2000 auf die Untersuchung des Störfallablaufs bis zum Erreichen langfristiger Unterkritikalität im Kernbereich.

### 3. Störfallanalyse des SNR-2000 Reaktorkerns

Ausgehend von dem strukturierten Phasenablaufdiagramm für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit wurden charakteristische Störfallabläufe in den strategisch wichtigen Phasen für einen Reaktorentwurf von 2000 MW<sub>e</sub> im einzelnen untersucht. Die Kenngrößen des hierfür zugrundegelegten Reaktorentwurfs, der im folgenden SNR-2000 genannt werden soll, sind im Abschnitt 3.1 zusammengestellt. Die eigentliche Störfallanalyse konzentrierte sich auf die Untersuchung der Einleitungsphase und der Phase energetischer Kernzerlegung. Die hierfür verwendeten Programme und deren theoretische Modelle für dominante physikalische Mechanismen werden im Abschnitt 3.2 kurz diskutiert. Die strategisch wichtigen Modellparameter wurden derart festgelegt, daß die Rechenergebnisse eine konservative Abschätzung der Störfallfolgen ermöglichen. Es wurden Leistungsstörfälle und Durchsatzstörfälle für Kernkonfigurationen unterschiedlicher Standzeit durchgerechnet. Die Ergebnisse sind in den Abschnitten 3.3 und 3.4 dokumentiert. Insbesondere auf der Grundlage der Ergebnisse der Einleitungsphase werden dabei Aspekte diskutiert, die die möglichen Störfallentwicklungen in der frühen Abschaltphase, der Übergangsphase, der energetischen Kernzerlegungsphase und der Phase ausgedehnter Materialbewegung beeinflussen.

Die nachfolgend diskutierte Störfallanalyse ist im Zusammenhang mit denen zu sehen, die in verstärktem Maß in den USA [31, 55, 56, 128] und teilweise in Frankreich [21, 22] durchgeführt wurden. Im Unterschied zu den meisten dieser Analysen liegt der hier vorgestellten Arbeit ein voll durchoptimierter Reaktorentwurf mit detaillierten dreidimensionalen Analysen der stationären Charakteristiken zugrunde (Abbrandverhalten, Leistungsverteilung, thermohydraulische Auslegung (siehe Abschnitt 3.1, 3.2)). Damit ist es möglich gewesen, entwurfsbedingte Eigenschaften des Reaktorkerns bei der Störfallanalyse angemessen zu berücksichtigen. Dies wird dadurch deutlich, daß die hier vorgestellte Untersuchung das durch die verwendeten Programme festgelegte Maximum der Möglichkeiten nutzt, entwurfsbedingte Inkohärenzeffekte bei der Störfallanalyse zu simulieren. Aus der Diskussion der vorgelegten Ergebnisse wird ersichtlich, daß dieser Punkt einen wesentlichen Einfluß auf den zu erwartenden Störfallablauf haben kann. Durch das gewählte Vorgehen wurde es möglich, insbesondere Folgephänomene der Einleitungsphase auf einer besseren Grundlage zu diskutieren,

als das bei Simulationen der Fall ist, die eine wesentlich gröbere Unterteilung bei der stationären Darstellung des Reaktorkerns verwenden.

### 3.1 Kenngrößen des Reaktorentwurfs

Der Reaktorentwurf des SNR-2000 basiert in **wesentlichen** Punkten auf Entwurfsmerkmalen des SNR-300 [1]. Für den in dieser Studie betrachteten Referenzentwurf, der im folgenden auch als konventioneller Reaktorentwurf bezeichnet wird, wurden die folgenden Annahmen getroffen:

A. Der Reaktor hat eine elektrische Leistung von 2000 MW. Dieser elektrischen Leistung entspricht eine thermische Leistung des Reaktorkerns von 5000 MW.

B. Die Brennelemente sind in Zylindergeometrie angeordnet und werden von axialen und radialen Brutzonen umgeben. Als Brennstoff wird Uran-Plutonium Mischoxyd verwendet.

C. Der Brennelemententwurf ist dem des SNR-300 Mark II Brennelements ähnlich [57].

D. Der Primärkreislauf entspricht einem Loop-Konzept mit vier Strängen. Der Dampfzustand am Austritt der Dampferzeuger ist  $495^{\circ}\text{C}$  und 165 bar.

E. Mehrfach vorgesehene Notkühlsysteme sollen eine problemlose Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Kern und dem Reaktortank redundant und diversitär gewährleisten.

F. Um eine Einschließung möglicherweise frei beweglich werdender Kernmaterialien während der Nachunfallphase im Primärsystem zu erreichen, ist ein internes Kernmaterialrückhaltesystem vorgesehen.

Im Laufe der Entwurfsphase wurden unterschiedliche Anordnungen der Rohrleitungssysteme untersucht, wie z. B. konstruktive Lösungen mit Kühlmittel-eintrittsleitungen, die innerhalb des Reaktortanks geführt werden und solchen, bei denen die Rohrleitungen außen liegen [58]. Für die hier vorgestellte Untersuchung wurde ein Reaktorentwurf ausgewählt, bei der die Rohrleitungen innerhalb des Reaktortanks liegen, da sich bei der Behandlung von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit für diese Lösung Vorteile ergeben [6]. Diese Anordnung führt zu einem relativ großen Durchmesser des Reaktortanks. Die aus den getroffenen Festlegungen folgende Anordnung des Reaktorkerns und der Einbauten im Reaktortank ist in Abb. 12 dargestellt. Das Natrium tritt über innen

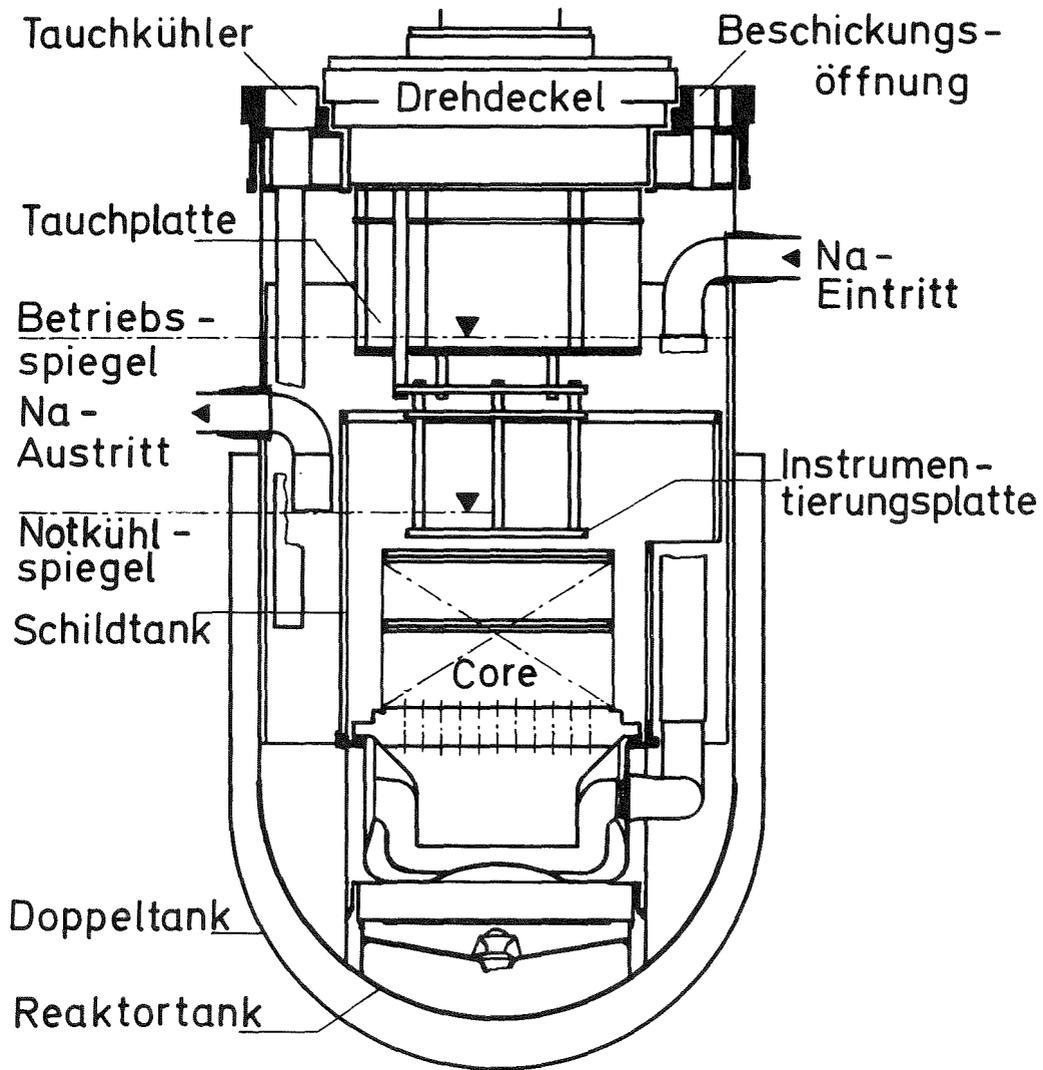


Abb. 12: Längsschnitt durch den SNR-2000 Reaktortank;  
Anordnung der Reaktoreinbauten

geführte Kühlmittelleitungen in den unteren Sammelbehälter mit Gasblasenabscheider ein, durchströmt den Reaktorkern von unten nach oben und wird über Austrittsleitungen, die im Ringraum zwischen dem biologischen Schild und dem Reaktortank angeordnet sind, zu den Zwischenwärmetauschern geleitet. Im Ringraum zwischen Schildtank und Reaktortank sind acht Notkühler angeordnet, die durch eine Aufteilung in zwei Systeme mit jeweils 100 % Kühlkapazität eine problemlose Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Reaktortank sicherstellen. Mit zusätzlichen Notkühlensystemen innerhalb der Hauptkühlkreisläufe kann ähnlich wie beim SNR-300 eine sehr hohe Verfügbarkeit dieser Systeme erreicht werden [58]. Unterhalb des unteren Sammelbehälters ist in dem hier diskutierten Entwurf ein internes Kernmaterialrückhaltesystem vorgesehen. Detaillierte Entwurfsstudien hierfür sind aber noch nicht durchgeführt worden.

Die Auslegungsdaten des Reaktorkerns wurden durch Optimierung der folgenden fünf Größen bestimmt [1, 59]: Brennstoffzykluskosten, Brutrate, Verdopplungszeit, Spaltstoffinventar und Leistungsdichte. Durch rational begründete Wichtung der sich teilweise widersprechenden Anforderungen ergab sich ein vorläufiger Referenzentwurf, dessen wesentliche Daten in Tab. 1 zusammengefaßt sind. Ein Querschnitt durch den Reaktorkern ist in Abb. 13 zu finden.

Die Kernzone setzt sich aus 613 Elementpositionen zusammen, der radiale Brutmantel aus 168. Die Schlüsselweite der Kernzelle beträgt 165,5 mm. Die Kernzone besteht aus zwei Zonen unterschiedlicher Anreicherung. Die innere Kernzone I enthält 366 Brennelementpositionen, 12 Positionen des Regeltrimm und 1. Abschaltsystems und 19 Positionen für das 2. Abschaltssystem. Die äußere Kernzone II besteht aus 198 Brennelementen und 18 Positionen für das Regeltrimm- und 1. Abschaltssystem. Um den Durchmesser der Gitterplatte und des Reaktortankdeckels zu begrenzen, wurde eine Kernhöhe von 120 cm gewählt mit jeweils 40 cm Länge der axialen Brutzonen. Der sich daraus ergebende Kerndurchmesser beträgt etwa 5 m, was einem H/D Verhältnis von etwa 0,25 entspricht. Das Volumenverhältnis der inneren zur äußeren Kernzone beträgt 1.84.

Die Anreicherung des frischen Brennstoffs ausgedrückt als Verhältnis der Atomzahlen (Pu/Pu+U) ist 0,145 in der inneren Kernzone und 0,2 in der äußeren. Der diesen Rechnungen zugrundeliegende Plutoniumvektor ist der folgende: (Pu 239/Pu 240/Pu 241/Pu 242) = (60/23/13/4). Die Abschaltelemente des SNR-2000 kompensieren die üblichen Reaktivitätseffekte einschließlich der

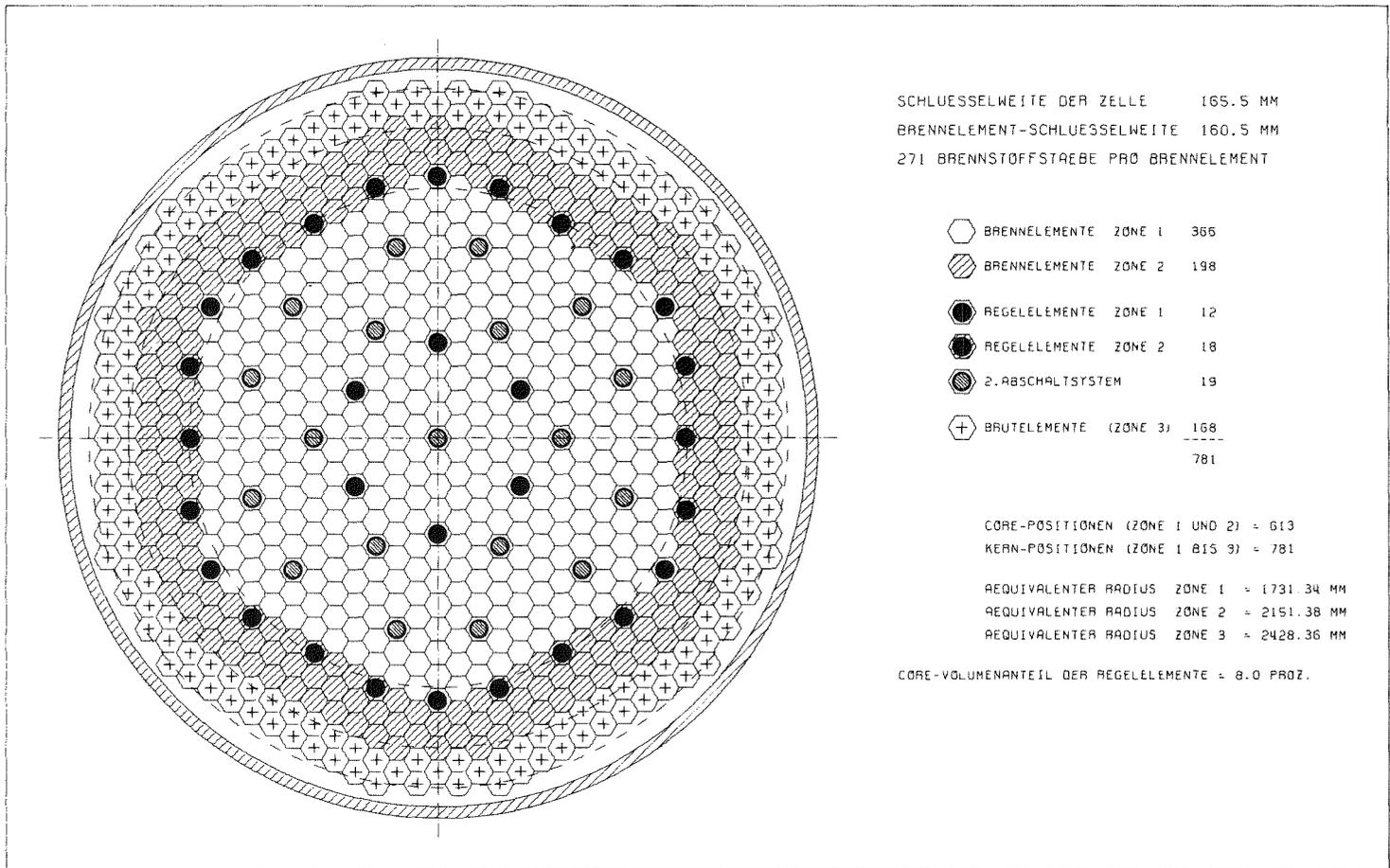


Abb. 13: Querschnitt des SNR-2000 Reaktorkerns

Tab. 1: Kenngrößen der stationären Auslegung des SNR-2000  
Kernentwurfs

Kern-Geometrie:		
Höhe	m	1.2
Brutmantel-Dicke axial/radial	m	0.4/0.28
Anzahl der Brennelemente Zone I/Zone II/rad. Brutmantel	-	366/198/168
Regelstabpositionen, 1. Abschalts. Zone I/Zone II	-	12/18
Positionen für 2. Abschaltssystem	-	19
Kerndurchmesser Zone I/Zone II/gesamt	m	3.46/4.30/4.86
Brennelement-Entwurf:		
Stabdurchmesser	mm	7.6
P/D-Verhältnis	-	1.2
Anzahl der Brennstäbe/BE	-	271
Schlüsselweite des BE	mm	160.5
Thermohydraulische Daten:		
Thermische Leistung	MW	5000
max. nom. Stableistung	W/cm	450
hot spot		600
Na-Eintritts- Temp.	°C	380
mittlere Austritts-	°C	545
Nukleare Daten:		
Anreicherung Zone I	%	14.5
Zone II	%	20.0
max. nom. Abbrand	MWd/t	80 000
Reaktivitätshub pro Abbrandzyklus	$\Delta k$	2.5 %
Brennstoff-Inventar Kern	t	52 (U + Pu)
Reaktor	t	122 (U + Pu)
Spaltstoff-Inventar Kern	t	6.2 Pu
Brutrate	-	1.18

maximalen positiven "void" Reaktivität von 2,4 % und dem Abbrandhub von 2,5 %. Das Zweitabschaltsystem ist in Anlehnung an den SNR-300 darauf ausgelegt, unabhängig vom 1. Abschaltsystem die maximale positive "void" Reaktivität zu kompensieren.

Für den SNR-2000 wurde ein Beladeschema gewählt, das jährlichen Brennelementwechsel von jeweils einer Hälfte der Brennelemente vorsieht. Der sich daraus ergebende maximale Abbrand beträgt 80.000 MWd/tM, was einem mittleren Abbrand des Kerns von etwa 55.000 MWd/tM entspricht. Bei den Abbrandstudien wurden daher zwei Kernkonfigurationen für die beiden Gleichgewichtszyklen untersucht, die mit A und B bezeichnet werden. Die beiden Kernkonfigurationen sind in Abb. 14 dargestellt. Die maximale Standzeit jedes Brennelements beträgt zwei Jahre.

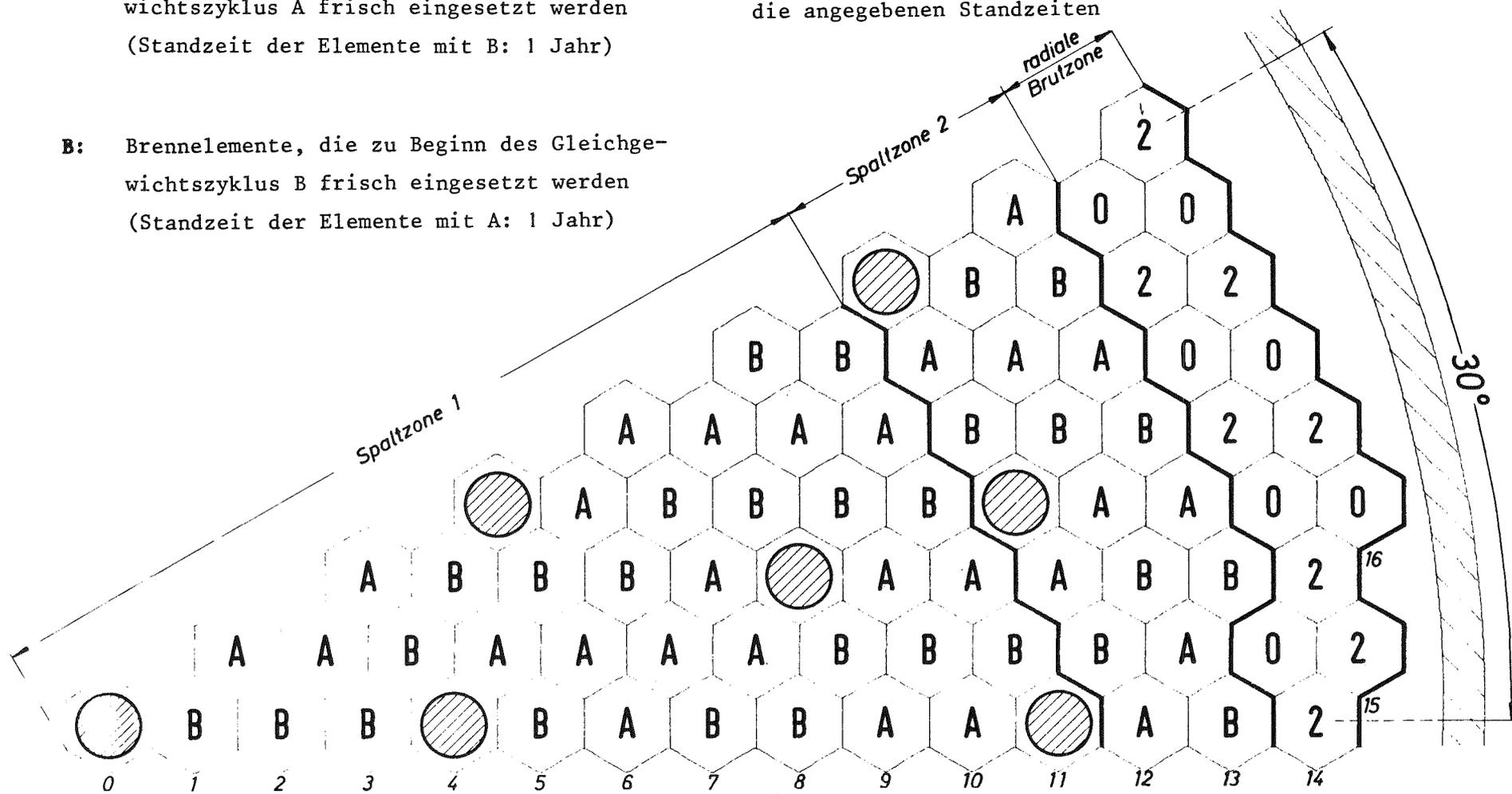
Der Brennelemententwurf des SNR-2000 basiert auf dem des SNR-300 Mark II Kerns. Die maximal zulässige nominelle lineare Stableistung ist 450 W/cm, die an der heißen Stelle 600 W/cm. Die Brenn- und Brutelemente sind individuell gedrosselt, so daß eine maximale nominelle Kühlmittelaustrittstemperatur von 612<sup>o</sup> C in den Brennelementen und 614<sup>o</sup> C in den Brutelementen nicht überschritten wird. Die maximale Temperatur an der Heistelle des Hüllrohrs wird dadurch auf 685<sup>o</sup> C begrenzt. Durch die sehr unterschiedlichen Regelstabstellungen am Anfang und Ende eines Gleichgewichtszyklus treten starke Variationen der dreidimensionalen Leistungsverteilung über den Kern und insbesondere in der Umgebung von Regelstabpositionen über einzelne Brennelemente auf [60]. Daher wurden für einen zwlffach symmetrischen Kernausschnitt dreidimensionale thermohydraulische Auslegungsrechnungen mit dem Programmsystem THECA durchgeführt [61, 62, 63]. Mit diesen Rechnungen konnte gezeigt werden daß die maximal zulässige Heistellentemperatur des Hüllrohrs an keiner Stelle und zu keinem Zeitpunkt während der Standzeit des Brennelements überschritten wird.

Bezüglich des Kernverspannungssystems wurde bisher noch keine abschließende Entscheidung getroffen. Vorläufige Studien haben gezeigt, daß das Problem außerordentlich komplex ist, wenn man ein dem SNR-300 ähnliches Verspannungskonzept wählt. Dieses Konzept verwendet in der Verspannungsebene Materialien unterschiedlicher thermischer Ausdehnung; es ist heute fraglich, ob ein derartiges System für den SNR-2000 den zu stellenden Anforderungen genügt. Daher liegt bezüglich der Kernverspannung noch kein optimaler Entwurf vor. Für

**A:** Brennelemente, die zu Beginn des Gleichgewichtszyklus A frisch eingesetzt werden  
(Standzeit der Elemente mit B: 1 Jahr)

**B:** Brennelemente, die zu Beginn des Gleichgewichtszyklus B frisch eingesetzt werden  
(Standzeit der Elemente mit A: 1 Jahr)

Bei den Brutelementen gelten stets die angegebenen Standzeiten



30°-Kernausschnitt

Abb. 14: Beladeschema des SNR-2000

die nachfolgend zu diskutierenden Störfallanalysen wurde deshalb darauf verzichtet, Reaktivitätseffekte aufgrund der Brennelementverbiegung und der transienten Temperaturänderung der Gitterplatte zu berücksichtigen.

Für die Störfallanalysen sind neben den stationären thermohydraulischen Kenngrößen die Reaktivitätsverteilung im Reaktorkern von entscheidender Bedeutung. Diese wurden auf der Basis einer teilweise modifizierten Störungstheorie 1. Ordnung mit dem Programmsystem DIXY-DXPRT ermittelt [64]. Als Beispiel sollen im folgenden einige charakteristische Verteilungen für den SNR-2000 diskutiert werden. Als charakteristisch im Sinne der Störfallanalyse sind Reaktivitätswerte anzusehen, die zu positiven Rückwirkungen führen können. Dies sind im wesentlichen "void"- und Stahlreaktivitäten in zentralen Teilen der Kernbereiche und Brennstoffreaktivitätswerte, falls man mit Brennstoffkompaktionsvorgängen zu rechnen hat.

Repräsentativ hierfür sind radiale Verteilungen von Reaktivitätswerten, die man erhält, wenn man 100 % des ursprünglich in den Brennelementen vorhandenen Materials aus denjenigen axialen Zonen entfernt (Stahl, Natrium) oder hinzufügt (Brennstoff), in denen positive Reaktivitätsänderungen auftreten, und diese axial abhängigen Beiträge pro Brennelement aufsummiert. In Abb. 15 sind azimuthal verschmierte Radialtraversen von derartig ermittelten maximalen positiven Reaktivitätswerten für Brennstoff, Stahl und Natrium dargestellt. Da die brennelementbezogenen Reaktivitätswerte für das Kühlmittel und den Stahl um fast eine Größenordnung unterhalb von denen des Brennstoffs liegen, wurden zwei Ordinatenmaßstäbe gewählt; die linke Ordinate bezieht sich auf das Kühlmittel und den Stahl (gestrichelte und gepunktete Kurve), die rechte auf den Brennstoff (durchgezogene Linie). Die Wertkurven sind ermittelt worden für den Anfangszustand des Kerns beim Gleichgewichtszyklus A (BEC-A) und für den Endzustand des Gleichgewichtszyklus B (EEC-B). Bei der BEC-A Konfiguration sind die Regeltrimmstäbe teilweise in den Kern eingefahren, bei der EEC-B Konfiguration voll gezogen. Als Folge der unterschiedlichen Regelstabposition unterscheidet sich die Leistungsverteilung in den beiden Fällen sehr stark: Beim BEC-A Kern haben 55 % aller Brennelemente eine maximale lineare Stableistung, die größer ist als 90 % der maximalen nominellen, beim EEC-B Kern liegt dieser Anteil nur bei 35 %. Wie aus Abb. 15 ersichtlich ist, schlägt sich die unterschiedliche Regelstabstellung in gleicher Weise in den Radialtraversen der Reaktivitätswertkurven nieder. Beim BEC-A Kern liegen die jeweiligen Maxima der Wertkurven zwischen den Radialpositionen der beiden Regeltrimmstabbringen, während im EEC-B Kern die Maxima voll in die zentrale Kernzone verschoben sind. Die relativen Minima der Stahlreaktivitätswerte sind auf den Einfluß der mit Natrium gefüllten Positionen des 2. Abschaltsystems zurückzu-

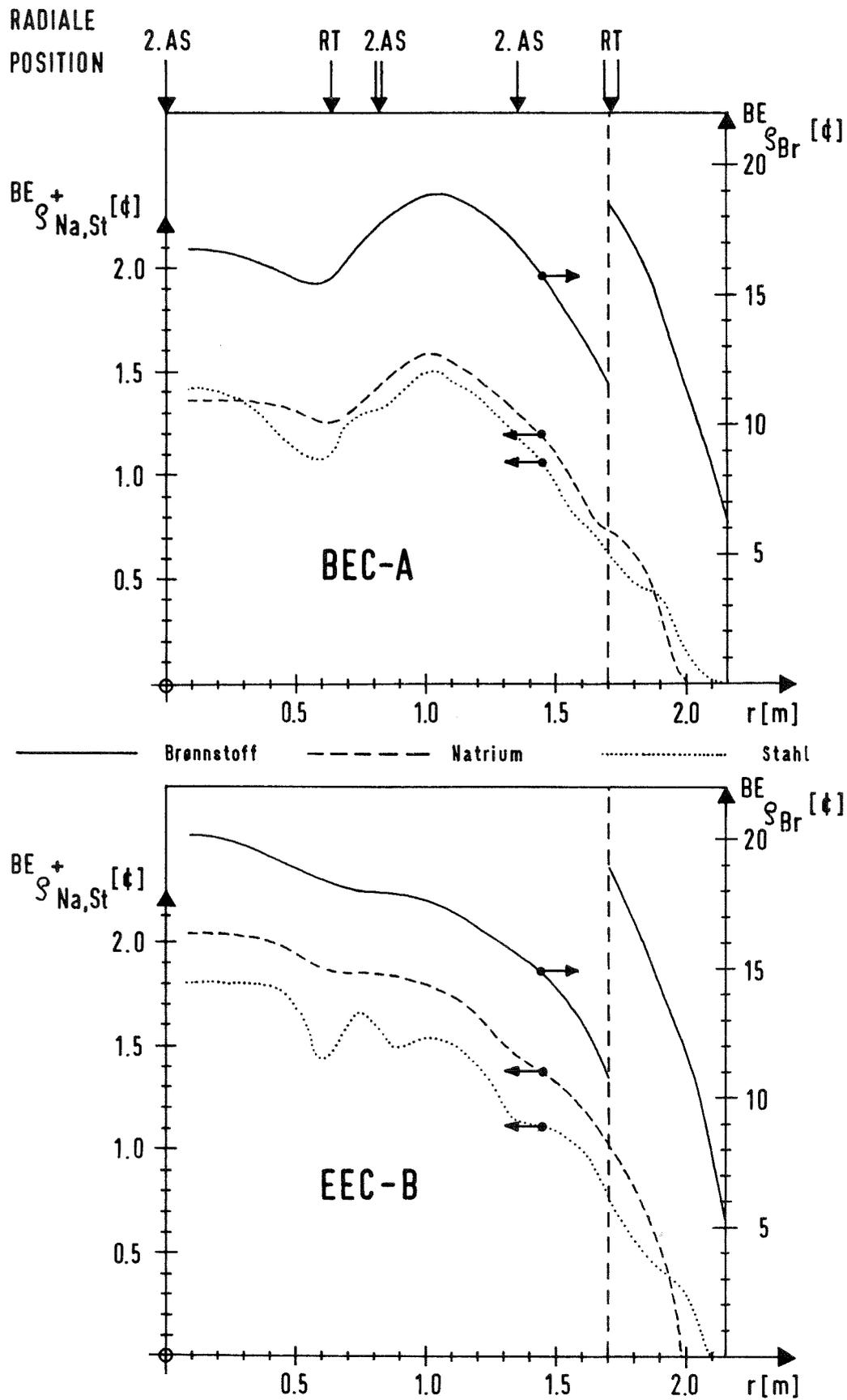


Abb. 15: Azimutal verschmierte Radialtraversen von maximalen positiven Reaktivitätswerten bezogen auf ein Brennelement für die Kernfiguration BEC-A und EEC-B ( $BE_{Na}^+$  = Kühlmittel,  $BE_{St}^+$  = Stahl,  $BE_{Br}^+$  = Brennstoff)

führen. Die radialen Verteilungen deuten an, daß sich die Kernzone I aus zwei relativ entkoppelten Unterzonen zusammensetzt, wobei sich die innere Zone von  $r = 0 - \sim 0,6 \text{ m}$  erstreckt, die äußere von  $r = 0,6 - 1,7 \text{ m}$ . Charakteristisch für die Störfallanalyse ist der starke Unterschied der Absolutwerte in der inneren Zone beim Übergang vom BEC-A Kern zum EEC-B Kern. Darüber hinaus werden in der hier gewählten Darstellung vier wesentliche Punkte offensichtlich, die die Ergebnisse einer Störfallanalyse beeinflussen können:

1. Wenn einmal Brennstoffbewegungsvorgänge in größerem Umfang in den Brennelementen wirksam werden, dominieren ihre Reaktivitätsrückwirkungen den Störfallablauf. Dies gilt in beiden Kernzonen, aber in sehr viel stärkerem Maße in der Kernzone II, in der die Brennstoffreaktivitätswerte aufgrund der höheren Anreicherung noch einmal stark gegenüber der Kernzone I ansteigen, während die positiven Werte für das Kühlmittel und den Stahl sehr schnell vernachlässigbar klein werden.

2. Die Materialwertkurven und hier insbesondere die für den Brennstoff zeigen für radial außenstehende Brennelemente erhebliche radiale Gradienten. Hieraus ist zu ersehen, daß die Darstellung physikalischer Mechanismen in diesen Brennelementen mit einer radialen Ausdehnung von  $0,16 \text{ m}$  durch nur einen charakteristischen Brennstab eine recht große Simulation der real zu erwartenden Verhältnisse ist. Dies gilt sowohl für die Beschreibung hydraulischer und thermodynamischer Vorgänge, als auch für die Ermittlung resultierender Reaktivitätsrückwirkungen.

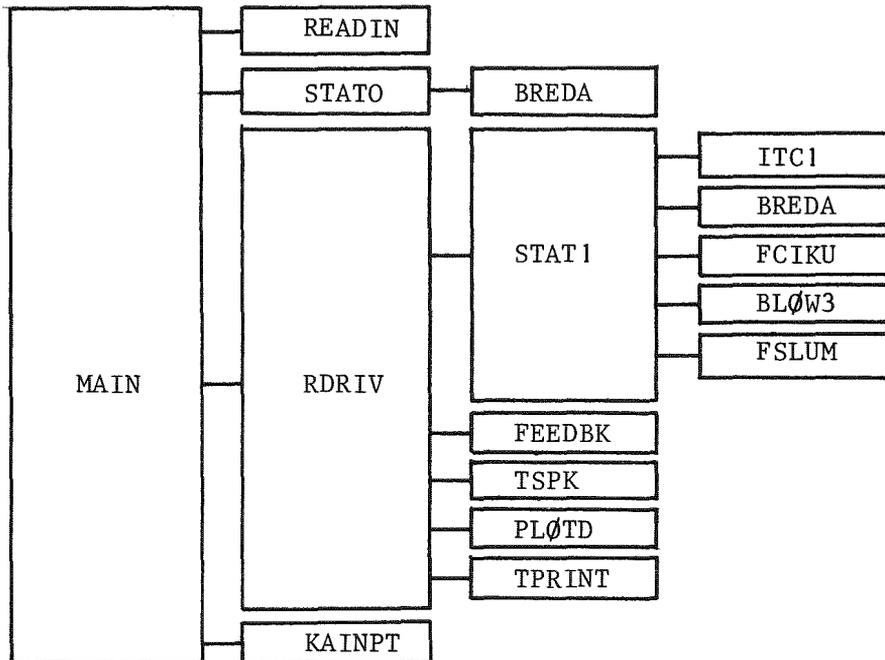
3. Das Verhalten der beiden hier betrachteten Kernzustände BEC-A und EEC-B bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit wird sehr unterschiedlich sein, nicht nur da die zu betrachtenden physikalischen Einzelphänomene wie Brennstabversagen, Brennstoffbewegung im Brennstab, Brennstoffdispersion geschmolzener Anordnungen usw. stark abbrandabhängig sind, sondern auch da sich für den SNR-2000 die stationären Charakteristiken wesentlich voneinander unterscheiden. Aus diesem Grunde erscheint es notwendig, beide Kernkonfigurationen im einzelnen zu untersuchen, da nicht eindeutig vorhergesagt werden kann, welche von beiden zu den schwerwiegenden Folgen führen wird.

4. Die teilweise erheblichen Gradienten der Wertkurven zeigen, daß eine maximal mögliche Feinunterteilung der Reaktorgeometrie bei der theoretischen Simulation des Kernverhaltens wünschenswert ist. Insbesondere in der Umgebung der radialen Position der Regeltrimmstäbe und in den Außenzonen der Kernzone I und II sollte eine möglichst feine Aufteilung gewählt werden, um die teilweise erheblichen radialen Gradienten zufriedenstellend erfassen zu können.

### 3.2 Diskussion der zur Störfallanalyse verwendeten stationären Daten und theoretischen Modelle - Festlegung strategisch wichtiger Modellparameter

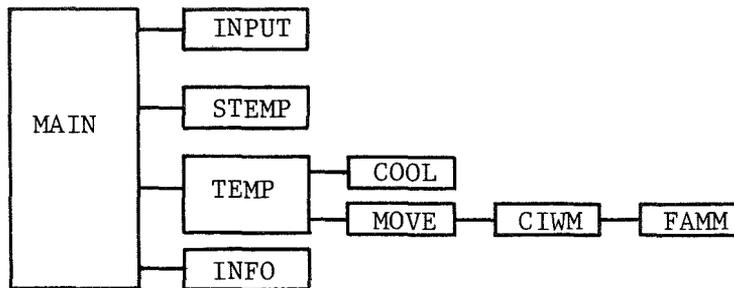
Die Störfallanalyse des SNR-2000 Reaktorkerns wurde mit den bei der GfK zur Verfügung stehenden Programmen CAPRI-2 [65], HOPE [66] und KADIS [67] durchgeführt. Da in der hier vorliegenden Arbeit insbesondere die Untersuchung der Einleitungsphase des Störfallablaufs im Mittelpunkt des Interesses steht, werden im folgenden die in den Programmen CAPRI-2 und HOPE vorhandenen theoretischen Modelle zur Simulation des transienten Verhaltens des Reaktorkerns kurz diskutiert und es werden die strategisch wichtigen Modellparameter derart festgelegt, daß der resultierende Störfallablauf als konservative obere Abschätzung der zu erwartenden Folgen angesehen werden kann. Die verwendeten Programme sind in vielen ihrer Charakteristiken vergleichbar mit denen, die als Ausgangsbasis der Analysen in den USA [68, 69, 70, 71, 72], England [73, 32] und Frankreich [74, 75] verwendet werden. Im Detaillierungsgrad der Modellierung der einzelnen physikalischen Phänomene bestehen aber teilweise große Unterschiede zwischen den verschiedenen Programmsystemen. Dies gilt insbesondere für die Art der Modellierung von Phänomenen der Übergangsphase und der Phase ausgedehnter Materialbewegung, was z. B. beim Vergleich der Moduln zur Beschreibung von Brennstoffbewegungsvorgängen [76, 77, 78] offensichtlich wird. Dagegen liegen den Programm-Moduln, die für die Beschreibung der dominierenden Einzelphänomene der Einleitungsphase und der energetischen Kernzerlegungsphase verwendet werden, weitgehend ähnliche Modellvorstellungen zugrunde [65, 66, 67, 68, 69]. Für diese Phasen ist daher eine vergleichende Analyse der Ergebnisse von Rechnungen mit unterschiedlichen Programmsystemen in einfacher Art und Weise durchführbar; möglicherweise andersartige Störfallverläufe bei gleichen Störfallinitiatoren sind dann weitgehend auf Unterschiede in den stationären Charakteristiken der betrachteten Reaktorentwürfe bzw. auf die unterschiedliche Wahl strategischer Modellparameter zurückzuführen. Die Struktur der für diese Untersuchung verwendeten Programme CAPRI-2 und HOPE ist in den Abb. 16 bzw. Abb. 17 aufgeführt.

Wie aus der in [5] dokumentierten, systematisch durchgeführten Sensitivitätsstudie abzuleiten ist, kann der Störfallablauf durch die Auswahl von unterschiedlichen Werten für dominante Modellparameter wesentlich beeinflusst werden. Als Folge dieser Variationen liegen integrale Daten, die als charakteristisch für die Störfallfolgen angesehen werden können, in einem breiten Streu-



- READIN Ein- und Ausgabe, Restart
- STATO Stationäre thermohydraulische Reaktorauslegung
- RDRIV Steuerprogramm für instationäre Reaktorberechnung
- STAT1 Steuerprogramm für Kühlkanalrechnung
- ITC1 Transientes Kühlmittelverhalten einphasig, Brennstabtemperaturen
- BREDA Brennstab-Deformations-Modul
- FCIKU Brennstoff-Natrium-Reaktions-Modul
- BLØW3 Siedemodul
- FSLUM Slumping-Modul
- FEEDBK Reaktivitätsrückwirkungsmodul (einschl. Doppler-, Brennstoff- und Hüllrohrdichte-, Natrium-Void und Slumping-Reaktivitäten)
- TSPK Punkt-Kinetik-Modul
- PLØTD Plot-Ausgabeprogramm
- TPRINT Ausgabe-Steuerung
- KAINPT Kopplungsprogramm mit dem Disassembly-Code KADIS

Abb. 16: Strukturdiagramm des Programmsystems CAPRI-2



- MAIN Steuerprogramm, Punkt-Kinetik-Modul und transiente Ermittlung der Nettoreaktivität
- INPUT Eingabe - Modul
- STEMP Stationäre thermohydraulische Reaktorauslegung
- TEMP Transiente Berechnung von Temperaturverteilungen im Brennstab; Reaktivitätsrückwirkung des sich bewegenden Brennstoffs
- COOL Transiente Kühlmitteltemperaturberechnung; Reaktivitätsrückwirkung aufgrund des Dopplereffekts und des Natrium-"voids"
- MOVE Bestimmung von Ort und Zeit des Brennstabversagens; Berechnung von Brennstoffausspritzvorgängen
- CIWM Brennstoff-Natrium-Reaktion und Fragmentationsmodell
- FAMM Geschwindigkeit und Ort von Brennstoffpartikeln im Kühlkanal als Folge der Brennstoff-Natrium-Reaktion
- INFO Ausgabe-Modul

Abb. 17: Strukturdiagramm des Programms HOPE

band; so z. B. die Werte für die am Ende des Störfalls im geschmolzenen Brennstoff gespeicherte thermische Energie. Im folgenden werden die für die einzelnen Teilbereiche gewählten Modellparameter diskutiert.

### 3.2.1 Geometrisches Maschenpunktmodell des SNR-2000

Zur Simulation des stationären Reaktors werden die Brennelemente jeweils zu Gruppen zusammengefaßt. Deren transientes Verhalten wird durch das eines einzelnen charakteristischen Kühlkanals beschrieben. Aus der Diskussion der stationären Kenngrößen des SNR-2000 in Abschnitt 3.1 folgte, daß es zur optimalen Simulation der stark ortsabhängigen Leistungs- und Reaktivitätsverteilung wünschenswert ist, jeweils nur wenige Brennelemente zu Gruppen zusammenzufassen. Durch die Kapazität der Programmsysteme und der Computer sind hier natürliche Grenzen gesetzt. CAPRI-2 bietet die Möglichkeit 30 Kanäle zu simulieren. Das Programm HOPE wurde im Rahmen dieser Untersuchung derart erweitert, daß es dieser Forderung in gleicher Weise entspricht. Die dadurch gegebenen Möglichkeiten einer Feinaufteilung des Reaktorkerns für die Simulation des Störfallverhaltens wurden voll genutzt.

Zur Festlegung eines auf die Gegebenheiten der Programme abgestimmten geometrischen Maschenpunktmodells haben die folgenden Gesichtspunkte besondere Beachtung gefunden:

1. Brennelemente einer Gruppe, die durch einen einzigen Kühlkanal dargestellt werden, haben alle die gleiche Standzeit.
2. Die Leistung der einzelnen Brennelemente einer Gruppe weichen vom Mittel nicht mehr als fünf Prozent ab.
3. Um eine komplikationslose Ankopplung der CAPRI-2/HOPE-Rechnungen an KADIS zu ermöglichen, liegen die Brennelemente einer Gruppe auf Radien, die innerhalb der Radienbegrenzung des äquivalenten, verschmierten Elementtringes der Gruppe in r-z-Darstellung liegen.
4. Zonen großer Flußgradienten und starker Variation der verschiedenen Reaktivitätswertkurven wurden möglichst fein aufgeteilt.
5. Zonen starker Variation der mittleren Kühlmittelaustrittstemperatur von Brennelementen wurden fein unterteilt.
6. Die Anzahl von Brennelementen pro Elementgruppe, die durch einen charakteristischen Kühlkanal dargestellt werden, weichen nur dann von seinen Nachbargruppen stark ab, wenn Standzeit, Leistung, Wertkurven und mittlere Kühlmittelaufheizspanne innerhalb der Gruppe wenig variieren.

7. Zonen, von denen nur ein geringer Einfluß auf den Störfallablauf zu erwarten ist, werden nur relativ grob unterteilt.

8. Bei der Festlegung der Zonenaufteilung für die Rechnungen zur Störfallanalyse ist zu berücksichtigen, daß eine möglichst einfache Bestimmung der Reaktivitätskurven gewährleistet ist.

Auf der Basis dieser Anforderungen und unter Berücksichtigung der Randbedingung, daß nur 30 charakteristische Kühlkanäle mit insgesamt 30 axialen Zonen (20 davon im Kernbereich) simuliert werden können, wurde für den SNR-2000 das in den Abb. 18 und 19 dargestellte Maschennetz ausgewählt. In Abb. 18 sind Brennelemente, die zu einer Gruppe zusammengefaßt wurden, durch die entsprechende Gruppennummer gekennzeichnet. Die Zuordnung von Kernelementpositionen zu Elementringen und deren äquivalente Ringradien sind in Tabelle 2 aufgeführt. In der hier gewählten Aufgliederung wird die Kernzone I durch 21 charakteristische Kühlkanäle repräsentiert, die Kernzone II durch 8. Man sieht, daß in den thermisch jeweils hoch belasteten Innenzonen der Kernzone I und II die oben aufgeführten Auswahlkriterien weitgehend erfüllt werden. In den Außenzonen der Kernzone I und II, denen mit niedriger thermischer Belastung, mußten einige Wünsche offen bleiben. Da eine Beeinflussung des Störfallablaufs durch diese Zonen erst relativ spät in der Kernzerlegungsphase erwartet wird, wurde dieser Nachteil zugunsten einer Feinaufteilung der Zonen, die die Einleitungsphase wesentlich bestimmen, in Kauf genommen.

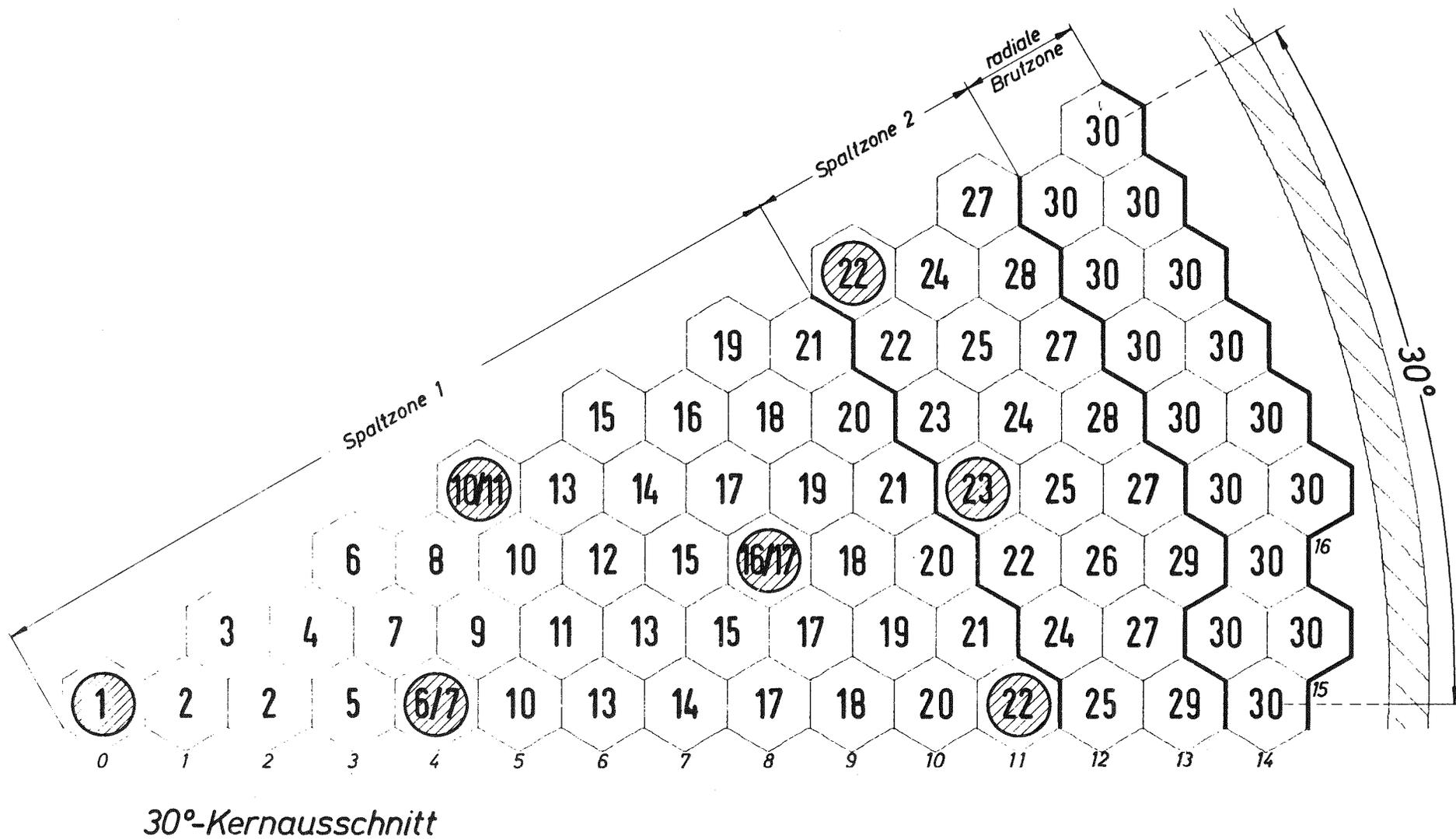


Abb. 18: Aufteilung der Kernelementpositionen auf Elementringe zur Simulation des SNR-2000

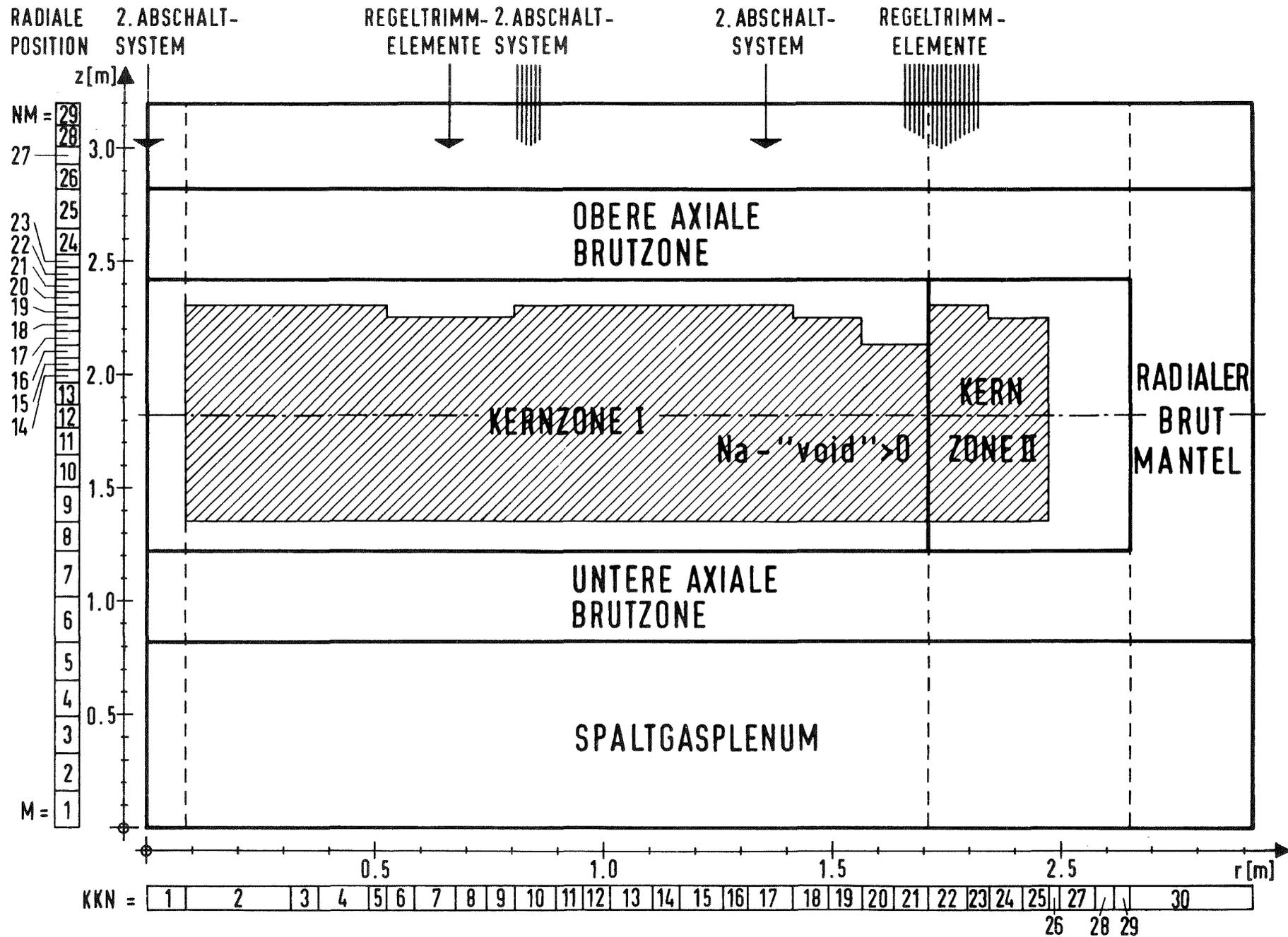


Abb. 19: Geometrisches Maschennetzmodell des SNR-2000 mit radialer Positionierung der Regeltrimm-Elemente und des 2. Abschaltsystems

Tab.2: Aufteilung der Kernelemente auf Elementringe  
des SNR-2000 und äquivalente Ringradien

Ring Nr.	BE C1	BE C2	RT C1	RT C2	AS C1	BR	ges	R <sub>a</sub> /cm/
1					1		1	8.686
2	12						12	31.316
3	6						6	37.860
4	12						12	48.359
5	6						6	52.832
6	6		3				9	58.909
7	12		3				15	67.837
8	12						12	74.210
9	12						12	80.077
10	18				3		21	89.424
11	12				3		15	95.542
12	12						12	100.167
13	30						30	110.890
14	18						18	116.853
15	30						30	126.165
16	12				6		18	131.437
17	30				6		36	141.391
18	30						30	149.180
19	30						30	156.582
20	30						30	163.649
21	36						36	171.746
22		24	6	6			36	179.479
23		12		12			24	184.454
24		36					36	191.674
25		30					30	197.490
26		12					12	199.770
27		42					42	207.547
28		24					24	211.864
29		18					18	215.045
30						168	168	242.731
Summe	366	198	12	18	19	168	781	

BE ≙ Brennelement  
RT ≙ Regeltrimmelemente  
AS ≙ Abschaltelemente  
BR ≙ Brutelemente

C1 ≙ Kernzone I  
C2 ≙ Kernzone II  
ges. ≙ gesamt  
R<sub>a</sub> ≙ äquivalente Außenradien  
der Elementringe

### 3.2.2 Thermohydraulische Eingabedaten

Die stationären thermohydraulischen Charakteristiken des SNR-2000 Reaktorkerns wurden auf der Basis von dreidimensionalen Auslegungsrechnungen für die Leistungs- und die Temperaturverteilungen in den Brennelementen ermittelt. [60, 61, 62, 63]. Sie wurden jeweils für die Anfangs (BEC)- und Endzustände (EEC-B) der beiden Gleichgewichtszyklen A und B durchgeführt. Als Auslegungskriterium wurde eine maximale nominelle Kühlmitteltemperatur innerhalb der Elemente von  $612^{\circ}\text{C}$  für die Brennelemente und  $614^{\circ}\text{C}$  für die Brutelemente festgelegt [59]. Kompliziert gestaltete sich die optimale thermohydraulische Auslegung insbesondere dadurch, daß die axiale und radiale Wärmequelldichteverteilung aufgrund der unterschiedlichen Regelstabpositionen von Beginn zu Ende eines Gleichgewichtszyklus und von Gleichgewichtszyklus zu Gleichgewichtszyklus stark schwankt [60]. Als Beispiel hierfür sind in Abb. 20 die Bereiche der normierten axialen Stabileistungsverläufe für die BEC-A und EEC-B Konfiguration dargestellt. Die bei der BEC-A Kernkonfiguration teilweise eingefahrenen Regelstäbe verschieben das Leistungsmaximum in die untere Kernhälfte. Der Schwankungsbereich der örtlich unterschiedlichen axialen Verteilungsfunktionen ist für die BEC-A Kernkonfiguration sehr viel größer als für die EEC-B Konfiguration. Dies deutet darauf hin, daß die Leistungsvariation innerhalb der Brennelemente insbesondere in der Umgebung der Regelstäbe für die BEC-A Kernkonfiguration erheblich sind. Die starken ortsabhängigen Leistungsvariationen des SNR-2000 beeinflussen nicht nur die stationäre Auslegung, sondern bestimmen ganz wesentlich auch die transient auftretenden Phänomene wie Kühlmittelsieden, Ort des ersten Hüllrohrschmelzens und axiale Lage der Versagensstellen bei Leistungstransienten.

Mit den Programmen CAPRI-2/HOPE wird das transiente thermohydraulische Verhalten der Brennelementgruppen durch das eines einzelnen charakteristischen Kühlkanals simuliert, dessen wesentliche Struktur in Abb.21 dargestellt ist. Die Brennelementgeometrie wird nach [5] durch den äquivalenten Kühlkanalradius  $R_{KUE}$ , das anteilige Kastenvolumen  $V_{STRUK}$  und das anteilige Oberflächen zu Volumenverhältnis des Kastenmaterials  $V_{DUF}$  abgebildet. Die daraus folgenden charakteristischen Geometriedaten für die unterschiedlichen axialen Zonen der Brenn- und Brutelemente des SNR-2000 sind in Tabelle 3 zusammengestellt. Für den oberen Mischraum des Brennelementaustritts sind jeweils zwei Zahlen angegeben, da in den axialen Zonen 26 und 27 der vorgesehene Mischkopf über den Brennelementquerschnitt verschmiert wurde, während in den axialen Zonen

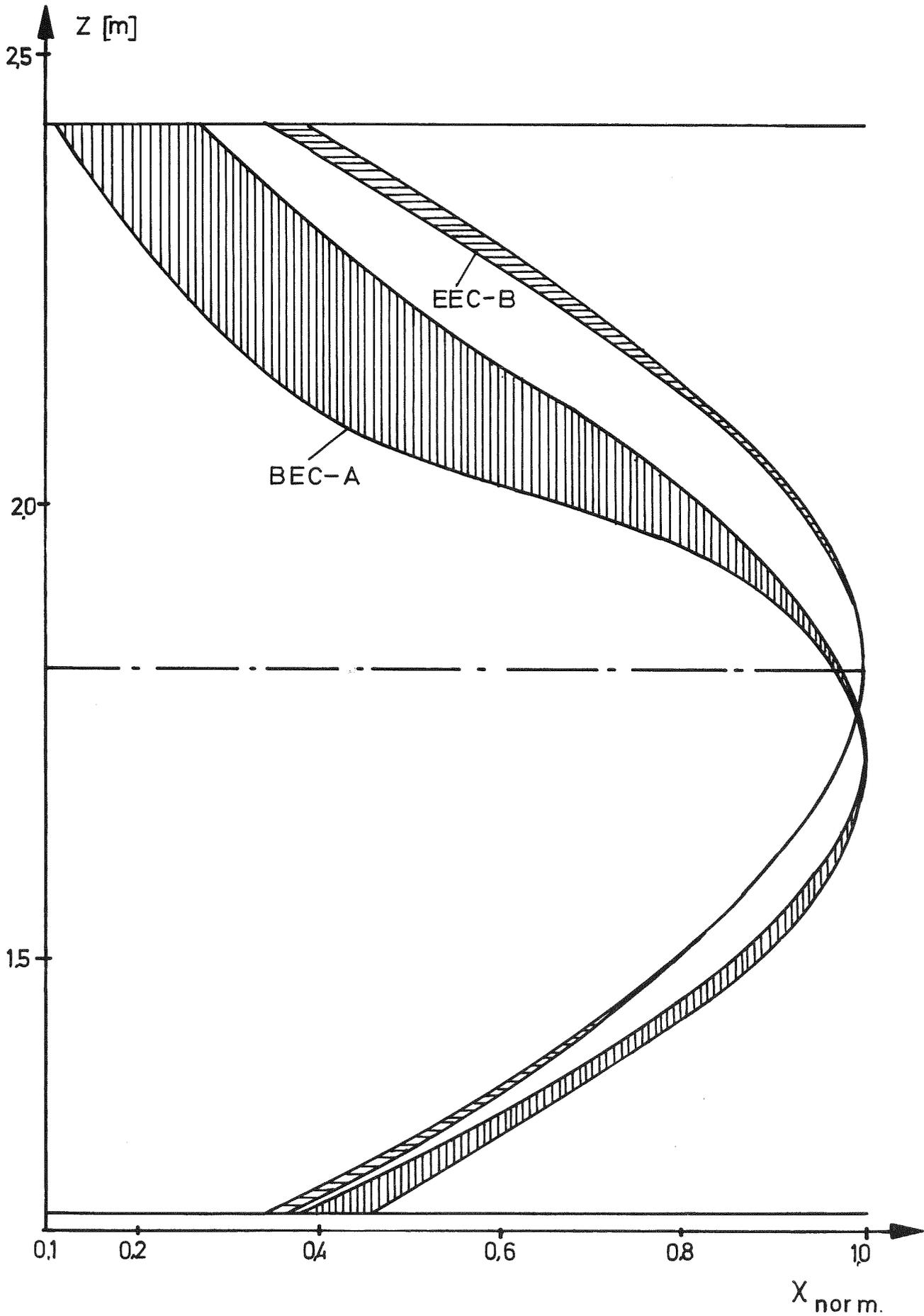


Abb. 20: Normierte Axialverteilungen der Stabileistung für die BEC-A und EEC-B Kernkonfigurationen des SNR-2000

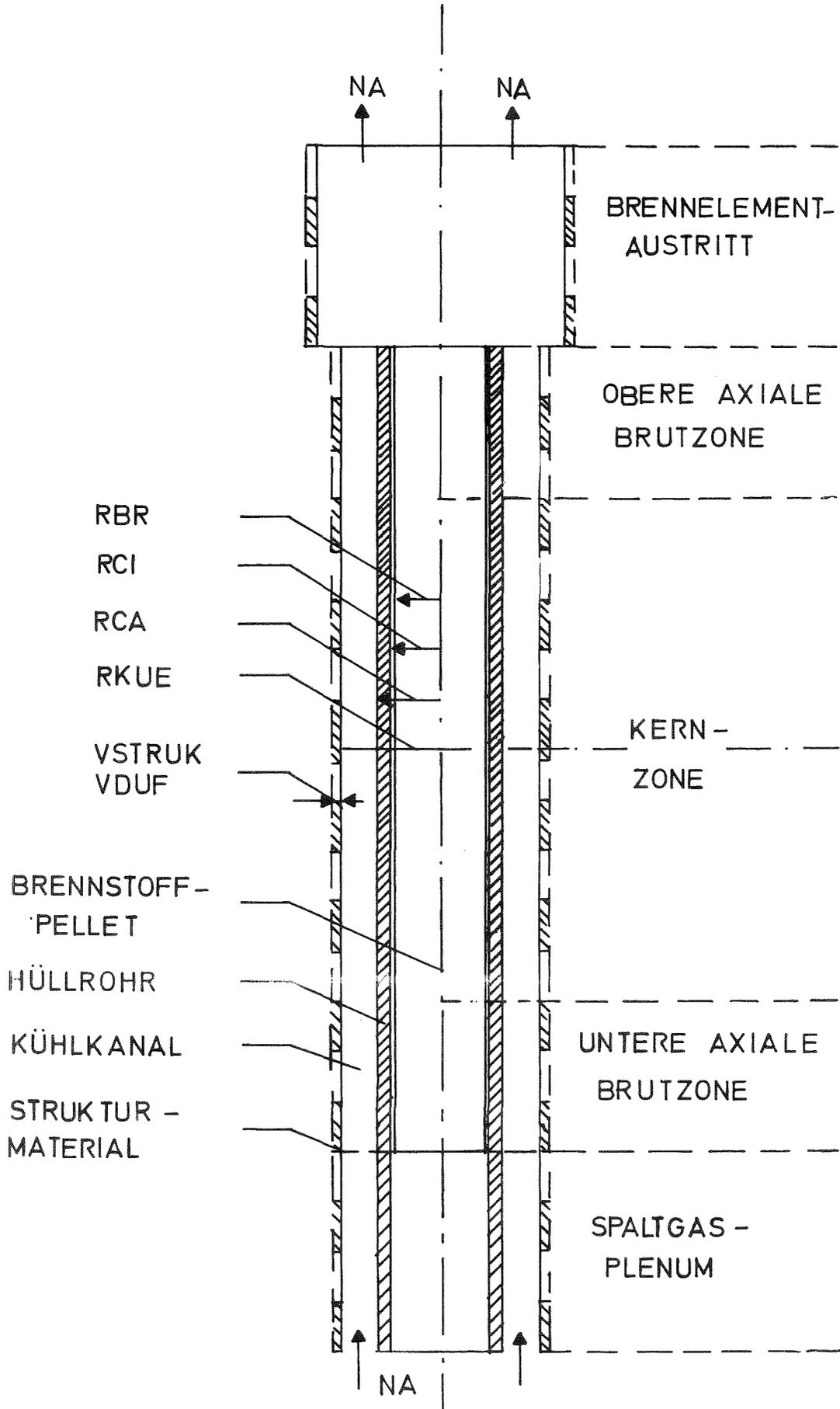


Abb. 21: Schema des in CAPRI-2 definierten charakteristischen Kühlkanals

Tab. 3: Charakteristische Geometriedaten für Brenn- und Brutelemente des SNR-2000

			Brennelement	Brutelement	
	Schlüsselweite der Kernzelle	mm	165.5		
	Schlüsselweite des Kastens	mm	160.5		
	Kastenwandstärke	mm	4.2		
	Anzahl der Brenn- bzw. Brutstäbe	-	271	91	
	P/D-Verhältnis	-	1.2	1.114	
	Abstandshalter	-	Wabengitter	Wendeldrähte	
	Außenradius der Brenn- bzw. Brutstäbe	mm	3.8	7.0	
	Hüllrohrwandstärke	mm	0.5	0.45	
	Pelletradius	mm	3.26	6.51	
	Geometriedaten charakteristischer Kühlkanäle				
Oberer Mischraum	RKUE	mm	5.55/6.16	9.91/10.92	
	VDUF	mm	1.25/4.32	1.25/4.32	
	VSTRUK	mm <sup>2</sup>	17.32/8.4	51.5/25.0	
	DH	mm	14.78/152.	14.95/152.	
Kernzone	RKUE	mm	4.85	8.36	
	VDUF	mm	4.32	4.32	
	VSTRUK	mm <sup>2</sup>	8.40	25.0	
	DH	mm	4.42	5.274	
	Volumenanteile				
	Brennstoff	%	39.12	51.75	
	Hüllrohr	%	13.21	8.55	
	Struktur	%	9.60	8.65	
Kühlmittel	%	38.07	31.05		
Spaltgas-plenum	RKUE	mm	4.85	8.36	
	VDUF	mm	0.757	0.887	
	VSTRUK	mm <sup>2</sup>	19.55	44.16	
	DH	mm	4.42	5.274	

28 und 29 der freie Strömungsquerschnitt des Brennelementkastens als Referenzgeometrie angesetzt wurde.

Zur stationären thermohydraulischen Abbildung des SNR-2000 Reaktorkerns mit den Programmen CAPRI-2/HOPE wurden zunächst für das in der Abb. 19 dargestellte Maschenpunktmodell ausgehend von dreidimensionalen Leistungsverteilungen [60] Mittelwerte der axialen Verteilungen jeder Brennelementgruppe ermittelt, sowie Mittelwerte der mittleren Kühlmittelaufheizspanne von den Brennelementen einer Gruppe aus den dreidimensionalen THESYS-Rechnungen [63]. Die sich mit diesen Eingabedaten ergebenden Charakteristiken der BEC-A Kernkonfiguration sind in Tab. 4 die für die EEC-B Kernkonfiguration in Tab. 5 zusammengestellt. Entsprechend den in Abschnitt 3.1 aufgeführten Daten liegt dieser Auslegung eine thermische Gesamtleistung des Reaktorkerns von 5000 MW und eine Kühlmittelauftrittstemperatur von  $380^{\circ}\text{C}$  zugrunde. Aus dem Vergleich der relativen Maxima von Brennelementleistung und linearer Stableistung insbesondere beim BEC-A Kern ist der Einfluß der in Abb. 20 dargestellten Axialverteilung der Wärmequell-dichte ersichtlich. Die Maxima von Brennelementleistung und linearer Stableistung treten daher in unterschiedlichen Kanälen auf. Die Häufung der Maximalwerte der Brennelementleistung in den Kanälen 11 - 16 zeigt, daß durch die eingefahrenen Regelstäbe des inneren Regelstabringes die zentrale Innenzone der BEC-A Kernkonfiguration, repräsentiert durch die Kanäle 2 - 10, relativ entkoppelt gegenüber dem Außenring der Kernzone I ist. Für die EEC-B Konfiguration dagegen verschiebt sich wegen der voll gezogenen Regelstäbe das Leistungsmaximum in die Zentralzone des Kerns. Aus der kanalabhängigen Variation der mittleren Kühlmittelaufheizspanne wird ersichtlich, daß beim BEC-A Kern in den Kanälen 5, 7, 9 und 21 - 29, beim EEC-B Kern in den Kanälen 14 - 16, 18, 22 und 25 - 29 erhebliche Wärmequell-dichteveriationen innerhalb der betrachteten Brennelemente vorliegen. Die Abweichung der mittleren Kühlmittelaufheizspanne charakteristischer Kühlkanäle von Werten zwischen  $200 - 220^{\circ}\text{C}$  ist deswegen ein Maß für das Auftreten größerer Wärmequell-dichteveriationen, weil für alle Brennelemente eine maximale nominelle Aufheizspanne von  $232^{\circ}\text{C}$  im Brennelement Referenzwert ist. Die Abweichung der effektiven mittleren Kühlmittelaufheizspannen von dem genannten Bereich kann daher als ein Maß angesehen werden, wie gut die Repräsentation des thermohydraulischen Verhaltens der Brennelementgruppe durch nur einen einzigen charakteristischen Kühlkanal sein kann. Die durch die aufgeführten Daten ausgedruckte Diskrepanz zwischen dem real zu er-

Tab.4: Abbrandzustand, Brennelementleistung, maximale lineare Stableistung, mittlere Kühlmittel-Aufheizspanne und maximale Brennstofftemperatur pro Ringkanal des SNR-2000 BEC-A Kerns

Kanal Nr.	Abbrand Zustand Atom %	Leistung pro BE MW	max. Stableistung W/cm	Aufheizspanne K	max. Brennstofftemp. K
2	5.21	10.28	421.	205.5	2652.
3	0.1	10.46	428.	222.4	2679.
4	0.1	9.97	431.	200.7	2688.
5	4.77	8.92	385.	194.3	2509.
6	0.1	9.80	440.	200.6	2721.
7	4.91	8.84	397.	184.3	2557.
8	5.06	9.681	409.	205.8	2606.
9	0.09	9.10	384.	190.9	2504.
10	4.78	9.59	386.	204.0	2524.
11	0.1	10.26	413.	210.8	2632.
12	5.13	10.46	414.	213.8	2641.
13	0.1	10.61	419.	214.0	2661.
14	5.11	10.46	413.	214.1	2637.
15	0.1	10.52	415.	214.2	2646.
16	0.1	10.41	414.	212.1	2638.
17	4.83	9.83	390.	216.3	2551.
18	0.09	9.32	379.	207.6	2486.
19	4.58	9.10	370.	208.0	2448.
20	0.08	8.11	349.	201.7	2360.
21	4.16	7.81	336.	196.8	2300.
22	0.07	9.52	440.	198.1	2726.
23	3.80	9.15	423.	190.0	2663.
24	3.20	8.01	357.	181.3	2391.
25	0.06	8.29	369.	191.2	2450.
26	2.97	7.42	331.	187.5	2275.
27	0.05	6.48	277.	179.5	2000.
28	2.36	6.16	263.	170.6	1924.
29	1.95	5.10	217.	171.5	1687.
30	0.07	0.58	20.	122.3	738.

Tab. 5: Abbrandzustand, Brennelementleistung, maximale lineare Stableistung, mittlere Kühlmittel-Aufheizspanne und maximale Brennstofftemperatur pro Ringkanal des SNR-2000 EEC-B Kerns

Kanal Nr.	Abbrand Zustand Atom %	Leistung pro BE MW	max. Stableistung W/cm	mittlere Aufheizspanne K	max. Brennstofftemp. K
2	5.15	10.76	416.	215.4	2766 .
3	10.15	10.59	410.	211.9	2742 .
4	10.03	10.46	405.	214.9	2726 .
5	5.03	10.41	406.	219.8	2731 .
6	9.85	10.19	398.	208.8	2699 .
7	4.98	10.30	402.	214.9	2716 .
8	4.89	10.12	395.	215.4	2689 .
9	9.61	9.95	388.	208.9	2661 .
10	4.84	10.03	391.	213.2	2672 .
11	9.48	9.83	383.	206.9	2642 .
12	4.73	9.84	382.	201.0	2635 .
13	9.41	9.78	380.	199.6	2625 .
14	4.57	9.66	369.	196.9	2605 .
15	9.11	9.47	368.	191.3	2572 .
16	9.04	9.38	365.	192.8	2562 .
17	4.43	9.20	358.	202.3	2536 .
18	8.44	8.77	341.	199.7	2460 .
19	4.28	8.90	346.	205.1	2484 .
20	7.95	8.24	321.	205.3	2371 .
21	4.02	8.36	325.	210.7	2395 .
22	6.46	9.18	360.	192.2	2542 .
23	3.55	10.10	395.	209.5	2690 .
24	3.12	8.90	348.	212.7	2500 .
25	5.60	7.98	312.	184.4	2321 .
26	2.72	7.74	303.	195.3	2279 .
27	4.33	6.19	241.	171.9	1938 .
28	2.28	6.50	254.	180.3	2011 .
29	1.82	5.20	203.	175.5	1722 .
30	0.37	0.58	21.	122.3	744 .

wartenden thermohydraulischen Verhalten von Brennelementen mit großen Leistungsgradienten zu dem von CAPRI-2/HOPE für einen einzelnen charakteristischen Kühlkanal vorhergesagten wird bei der Interpretation der Rechenergebnisse bezüglich des transienten Verhaltens besonders zu beachten sein.

Für die thermohydraulische Auslegung charakteristische normierte Größen sind in Abb. 22 in Abhängigkeit von dem betrachteten charakteristischen Kühlkanal dargestellt. Aufsteigende Nummerierung entspricht hierbei radial weiter außenliegenden Positionen der charakteristischen Brennelementgruppe. Aufgetragen für die beiden Kernkonfigurationen sind hierbei die mit der maximalen linearen Stabileistung im Kern normierten Maximalwerte des jeweiligen Kühlkanals ( $\chi_{\text{KKN}} / \chi_{\text{max}}$ ), sowie die mit der Differenz zwischen Ein- und Austrittsdruck normierten Druckabfälle in den einzelnen Kühlkanälen ( $\Delta p^{\text{KKN}} / \Delta p_{\text{ges}}$ ) und das Verhältnis zwischen Leistung des Kühlkanals und Kühlmittelmassendurchsatzes ( $Q^{\text{KKN}} / M^{\text{KKN}}$ ).

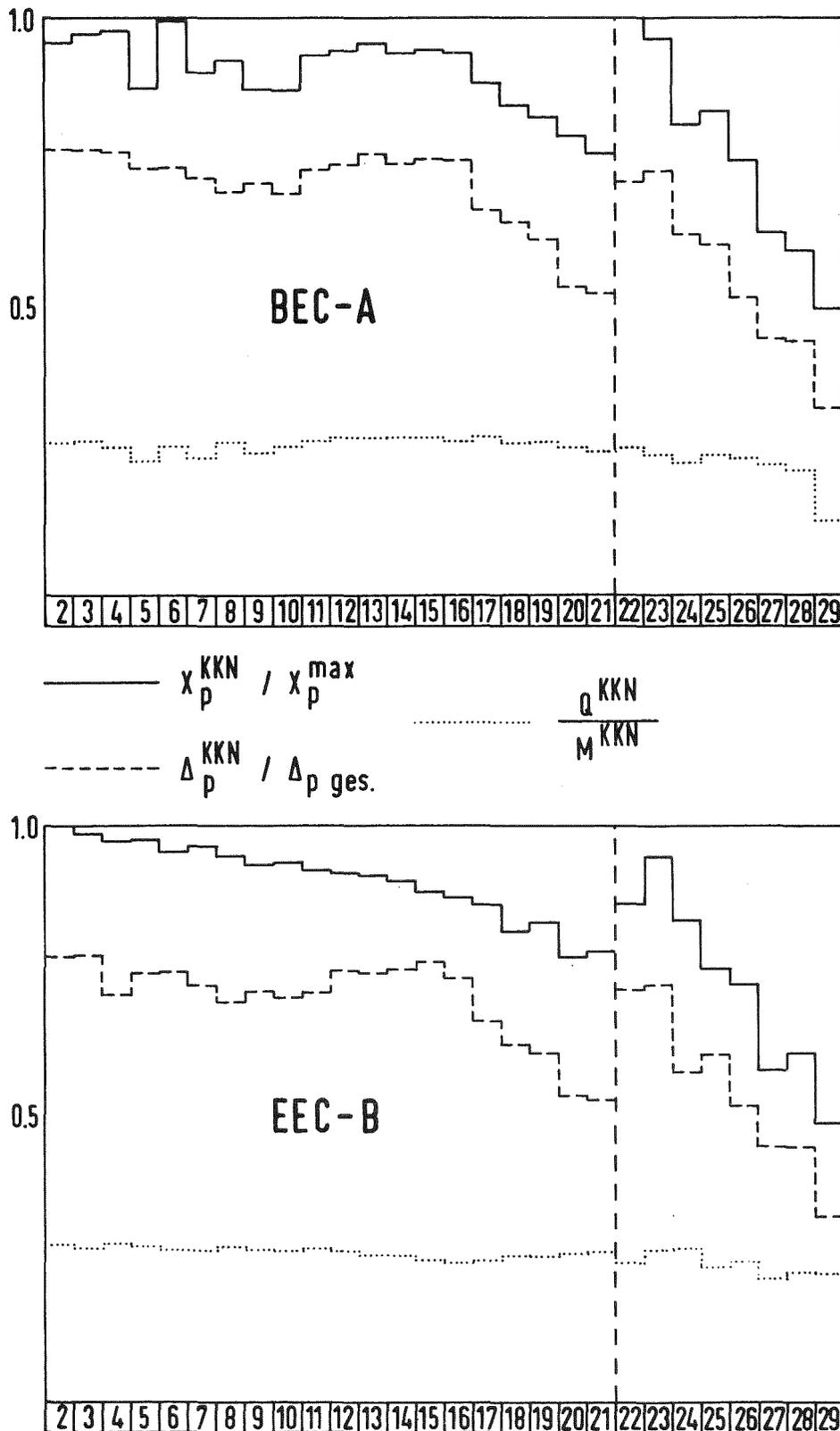


Abb. 22: Kanalabhängige normierte Verteilungen der maximalen Stableistung, des Druckabfalls und des Verhältnisses Leistung zu Massendurchsatz für die Kernkonfigurationen BEC-A und EEC-B

In gleicher Weise wie bei den Reaktivitätsverteilungen der Abb. 15 schlägt sich in den Unterschieden der Verteilung der normierten maximalen Stabileistung zwischen dem BEC-A und EEC-B Kern der Umstand nieder, daß in der Kernkonfiguration EEC-B alle Regelstäbe gezogen sind, während beim BEC-A Kern die Regelstäbe teilweise in den Kern eingefahren sind. Durch die Ausnutzung der maximal möglichen Anzahl von Kühlkanälen bei der Störfallsimulation können die in der Außenzone der Kernzone I und in der Kernzone II auftretenden radialen Gradienten der Leistungsverteilung relativ gut aufgelöst werden. Charakteristisch für die Unterschiede beider Kernkonfigurationen ist, daß die maximale lineare Stabileistung beim BEC-A Kern im Kanal 22, dem am weitesten innenliegenden der Kernzone II, und Kanal 6, einem in der Umgebung eines eingefahrenen Regelstabes liegenden, auftritt, während beim EEC-B Kern die Maximalwerte im Inneren der Kernzone I liegen (Kanal 2 und 3). Diese Eigenschaft der stationären Verteilung wird insbesondere die Versagenssequenz der Brennstäbe bei Leistungsstorfällen wesentlich beeinflussen.

Der kanalabhängige Verlauf des normierten Druckabfalls in den Kühlkanälen zeigt, daß insbesondere die in den Außenzonen der jeweiligen Kernzonen liegenden Brennelemente sehr stark gedrosselt sind (Kanal 17 - 21 und 24 - 29). Da die Drossel im Brennelementfuß fest eingebaut ist, variieren die Werte beim Übergang vom BEC-A zum EEC-B-Kern nur unwesentlich; die in dieser Darstellung für einige Kühlkanäle auftretenden größeren Variationen sind auf systematische Fehler bei der Abbildung dreidimensionaler Kühlmitteltemperaturverteilungen in Brennelementen auf Mittelwerte für einzelne charakteristische Kühlkanäle zurückzuführen. Da die Kühlmittelaustrittstemperatur des betrachteten charakteristischen Kühlkanals Eingabegröße für die Programme ist, wird dieser Fehler über eine geringe Änderung des berechneten Kühlmitteldurchsatzes korrigiert, was sich in variierenden Kühlkanaldruckverlusten beim Übergang vom BEC-A Kern zum EEC-B Kern niederschlägt. Die kanalabhängige Verteilung des normierten Druckabfalls beeinflußt im wesentlichen die als Folge der Siedephänomene auftretende Expulsionsgeschwindigkeit des flüssigen Natriums aus dem Kern bei wesentlichem Druckaufbau in der Zweiphasenregion.

Für die Siedeinitialisierung beim Durchsatzstörfall ist neben der Leistungsverteilung das Verhältnis von Leistung zu Kühlmittelmassendurchsatz von entscheidender Bedeutung. Aus den für den BEC-A und EEC-B Kern dargestellten Werten folgt, daß entsprechend den für die stationäre Auslegung geltenden Kriterien eine fast optimale Konstanz erreicht wurde. Beim BEC-A Kern

treten in den Kanälen 4 - 8 und 20 - 24 Abweichungen auf, die auf die Positionierung der teilweise eingefahrenen Regelstäbe zurückzuführen sind. Beim EEC-B Kern dagegen zeigen sich größere Abweichungen in den Kanälen 22 - 27, was auf den Einfluß kompensatorischer Effekte der gezogenen Regelstäbe und des variierenden Abbrandzustands über die Leistungsverteilung in den entsprechenden Brennelementen schließen läßt. Teilweise aber leiten sich diese Variationen auch aus dem oben diskutierten systematischen Fehler bei der stationären Simulation des BEC-A und EEC-B Kerns her.

### 3.2.3 Modelle zur stationären Charakterisierung des Brennstoffs

Neben den Leistungs- und Temperaturverteilungen im Kern haben die zur Charakterisierung des Brennstoffs verwendeten Modelle entscheidenden Einfluß auf die Störfallanalyse. Daher sollen die Modelle zur Restrukturierung und zum Abbrandverhalten des Brennstoffs kurz diskutiert werden. Restrukturierungseffekte oxydischen Brennstoffs sind im wesentlichen abhängig vom Temperaturniveau im Brennstoff und den zugeordneten Temperaturgradienten. Durch Porenwanderungsmechanismen im Brennstoffpellet definierter Herstellungsporosität bilden sich in Abhängigkeit vom Temperaturniveau in radialer Richtung Zonen größerer Brennstoffdichte sowie ein Zentralkanal im Brennstab aus [79]. Folgende Grenzwerte wurden für die stationäre Simulation der Brennstoffrestrukturierung zugrunde gelegt.

Stengelkristallzone:  $T_{Br} \geq 1700^{\circ} C$

Kornwachstumszone:  $1350^{\circ} C$  bis  $1700^{\circ} C$

unrestrukturierte Zone:  $T_{Br} \leq 1350^{\circ} C$

Die durch die Sinterporenwanderung ausgelöste Restrukturierung ist mit einer ortsabhängigen Dichteänderung des Brennstoffs verbunden. Ausgehend von der Herstellungsporosität des Brennstoffs von 13.5 % ergeben sich die folgenden Mittelwerte für die restrukturierten Zonen:

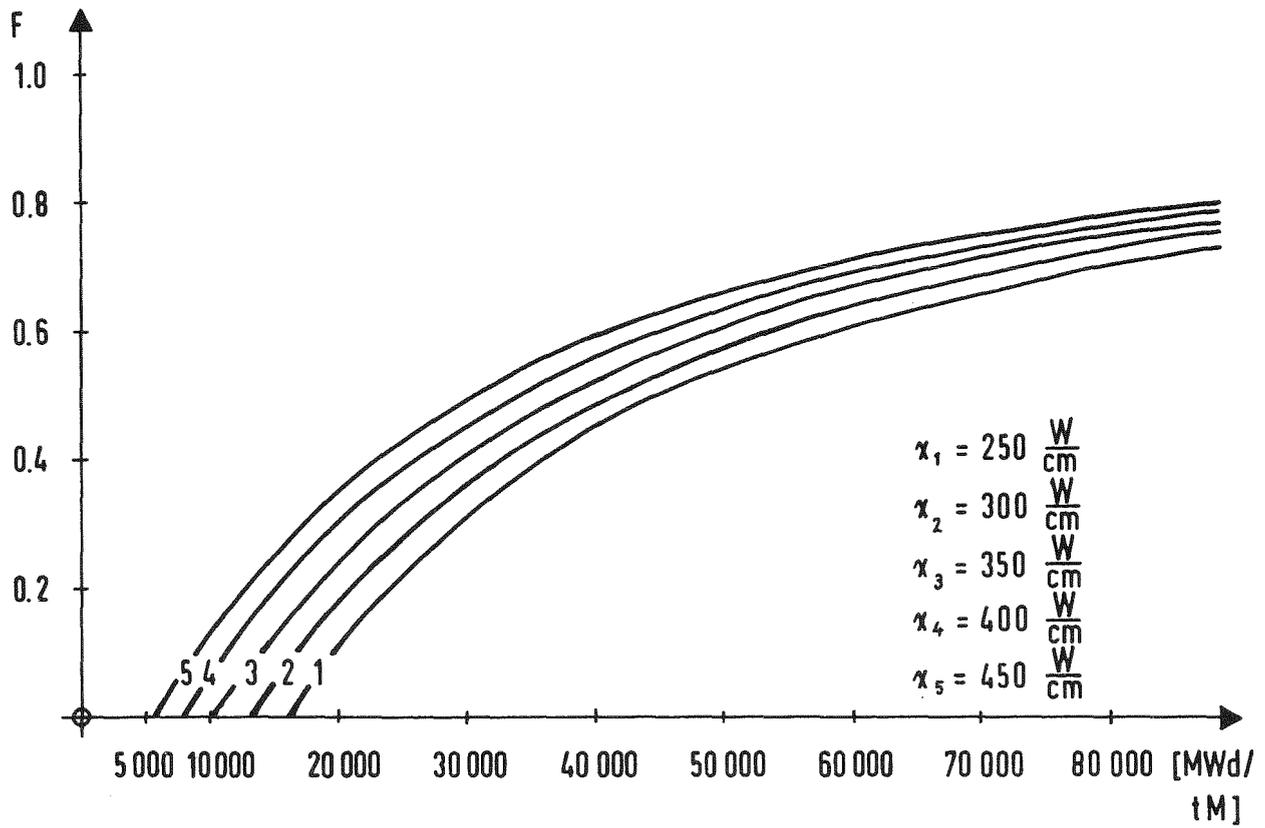
Stengelkristallzone:  $P_S = 5 \%$

Kornwachstumzone:  $P_K = 8,5 \%$

Auf der Basis dieser Auslegungsdaten berechnete sich z. B. der Zentralkanal-

radius des Brennstoffs an der thermisch maximal belasteten Stelle des Reaktors zu 0.82 mm, was  $\sim 6\%$  des restrukturierten Pelletquerschnitts entspricht. Die sich bei Zugrundelegung dieses Restrukturierungsmodells aus dem HOPE Programm ergebenden maximalen stationären Brennstofftemperaturen sind für die verschiedenen Kanäle im Anhang A zu finden. Für den stationären Zustand zeigen die Rechnungen, daß der Brennstoff in den zentralen, thermisch hoch belasteten Kernbereichen fast über die gesamte axiale Länge am Hüllrohr aufgrund thermischer Expansion anliegt. Daher wurde sowohl für die stationären als auch für die transienten Rechnungen davon ausgegangen, daß der Wärmedurchgangskoeffizient zwischen Brennstoff und Hülle konstant ist. Wegen der abbrandabhängigen Änderung der Zusammensetzung des Gases im Spalt wurde für Brennstäbe mit frischem Brennstoff ein Wert von  $1 \text{ W/cm}^2 \text{ K}$  gewählt, für Brennstäbe mit abgebranntem Brennstoff ein Wert von  $0,5 \text{ W/cm}^2 \text{ K}$ . Die qualitative Übereinstimmung der stationären Charakterisierung des Brennstoffzustandes zwischen der CAPRI-2/HOPE-Simulation und der mit detaillierten Auslegungsrechnungen ermittelten [80] ist zufriedenstellend, wenn auch in einzelnen Werten Unterschiede auftreten.

Der zweite wesentliche Punkt bei der Charakterisierung des stationären Brennstoffzustands ist die Behandlung des Spaltgasrückhaltevermögens des Brennstoffs in Abhängigkeit von der Leistung und dem Abbrand. Dieses Modell bestimmt wesentlich den transienten Druckaufbau im Brennstab beim Einsetzen von Brennstoffschmelzen. Das in dieser Untersuchung verwendete Modell basiert auf der von Dutt [81] experimentell ermittelten Korrelation für die Freisetzungsrates von Spaltgas aus dem unrestrukturierten Brennstoff. Dieses Modell nimmt an, daß aus der Stengelkristallzone und der Zone des Kornwachstums alles Spaltgas freigesetzt wird und nur der unrestrukturierte Brennstoff eine wesentliche Rückhaltefähigkeit für Spaltgas hat. Die verwendete Korrelation ist in Abb. 19 angegeben und graphisch ausgewertet. Man sieht, daß das Rückhaltevermögen mit steigendem Abbrand und steigender Stabileistung erheblich reduziert wird. Die experimentellen Daten, die der Auswertung von Dutt zugrunde lagen, stammen von Brennstäben, die einen Brennstoff anderer Spezifikation als dem des SNR-2 hatten, es ist aber die einzige experimentell begründete Korrelation, die zur Zeit in einer Art und Weise vorliegt, wie sie im Programm HOPE verwendet werden kann. Vergleichsrechnungen mit Programmen, die das Spaltgasverhalten im Brennstoff bei stationärem Betrieb auf der Basis theoretischer Detailmodelle beschreiben [82], haben gezeigt, daß die Dutt-Korrelation auch für den beim



$$F = 1 - \left\{ \frac{1 - \exp(-6.84 \cdot 10^{-5} B)}{6.84 \cdot 10^{-5} B} \right\} / \left\{ 0.421 \exp(0.05 \cdot Q) \right\}$$

$F$  ∈ Freisetzungsrate  $[-]$ ;  $\geq 0$ .

$Q$  ∈ lokale lineare Stabileistung  $[\text{kW/ft}]$

$B$  ∈ lokaler Abbrand  $[\text{MWd/MTM}]$

Abb. 23: Spaltgasfreisetzungsrate des unstrukturierten Brennstoffs in Abhängigkeit vom Abbrand und von der linearen Stabileistung nach Dutt [81]

SNR-2 verwendeten Brennstoff mit ausreichender Genauigkeit anwendbar ist [ 83 ].

### 3.2.4 Reaktivitätswertkurven für das Kühlmittel, den Stahl und den Brennstoff; Reaktivitätsrückwirkung durch axiale Kernverlängerung und Dopplerkoeffizienten.

Mitbestimmend für den Störfallablauf ist eine genaue Ermittlung von Reaktivitätswertkurven für die Kernmaterialien, da durch sie die Rückwirkung thermodynamisch und hydraulisch bestimmter Einzelphänomene in den einzelnen charakteristischen Kühlkanälen auf den Reaktivitätszustand des Systems und damit die während des Störfallablaufs sich ergebende transiente Leistung ermittelt wird. Sowohl CAPRI-2 als auch HOPE verwenden zur Lösung der zeitabhängigen Neutronendiffusionsgleichungen eine modifizierte punktkinetische Näherung. Die hierfür notwendigen Reaktivitätstabellen wurden auf der Grundlage von zweidimensionalen Rechnungen mit Störungstheorie erster Ordnung ermittelt [ 64 ]. Hierbei wurde bei der Berechnung der Kühlmittelreaktivitätsverteilung die adjungierte Neutronenflußverteilung des gevoideten Reaktors als Wichtungsfunktion verwendet. In allen anderen Fällen wurden direkte und adjungierte Flüsse aus Rechnungen des ungestörten Reaktors verwendet, außer bei der Bestimmung der Dopplerkoeffizienten des gevoideten Kerns. Die kanalabhängigen Reaktivitätsrückwirkungen einer axialen Kernverlängerung wurden in gleicher Weise durch Störungstheorie ermittelt. Charakteristische Daten der resultierenden Wertkurvenverteilungen, der Dopplerkoeffizienten und die kinetischen Daten der Reaktorkerne BEC-A und EEC-B, wie mittlere Lebensdauer, Anteil der verzögerten Neutronen usw., werden im folgenden angegeben und bezüglich ihres erwarteten Einflusses auf den Störfallablauf diskutiert.

In den Tab. 6 und 7 sind integrale, sicherheitsrelevante Kerngrößen des Reaktors, die Anteile und Zerfallskonstanten der verzögerten Neutronen für die BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration zusammengestellt. Aufgrund des maximalen Abbrandzustands der EEC-B Konfiguration liegt der Anteil der verzögerten Neutronen 4 % unter dem der BEC-A Konfiguration. Die maximale positive "void"-Reaktivität liegt mit 6.42 \$ beim EEC-B Kern auf einem sehr hohen absoluten Niveau und 25 % über dem der BEC-A Konfiguration ( $\beta_{Smax}^{Na} = 5.14 \$$ ). Der Unterschied zwischen der Dopplerkonstanten des nassen und trockenen Kerns beträgt für beide Konfigurationen fast 40 %. Die Dopplerkonstante der EEC-B Konfiguration verringert sich wegen des im Mittel höheren Abbrandzustands um 6.5 % gegenüber der der BEC-A Konfiguration.

Tab. 6: Sicherheits relevante Kenngrößen des SNR-2000 Kernentwurfs

Kernkonfiguration		BEC-A	EEC-B
mittlere Neutronen-Lebensdauer	sec	$4.535 \cdot 10^{-7}$	$4.556 \cdot 10^{-7}$
Anteil verzögerter Neutronen	-	$3.896 \cdot 10^{-3}$	$3.743 \cdot 10^{-3}$
max. positiver void-Koeffizient	$\Delta k$	0.020	0.024
Doppler-Konstant des Kerns bei nom. Betriebsbedingungen			
naß	$\frac{1}{T} \frac{dk}{dT}$	$7.8 \cdot 10^{-3}$	$7.3 \cdot 10^{-3}$
trocken		$4.7 \cdot 10^{-3}$	$4.4 \cdot 10^{-3}$

Tab. 7: Anteil ( $\beta_i$ ) und Zerfallskonstanten ( $\lambda_i$ ) der verzögerten Neutronengruppen für den SNR-2000 Kernentwurf

Kernkonfiguration	BEC-A		EEC-B	
	$\beta_i$	$\lambda_i$ /sec/	$\beta_i$	$\lambda_i$ /sec/
1	$7.8205 \cdot 10^{-5}$	0.01296	$7.7427 \cdot 10^{-5}$	0.01296
2	$8.0493 \cdot 10^{-4}$	0.03111	$7.7699 \cdot 10^{-4}$	0.03116
3	$6.9964 \cdot 10^{-4}$	0.13331	$6.7543 \cdot 10^{-4}$	0.13374
4	$1.4497 \cdot 10^{-3}$	0.34649	$1.3861 \cdot 10^{-3}$	0.34598
5	$6.7788 \cdot 10^{-4}$	1.41320	$6.4461 \cdot 10^{-4}$	1.40368
6	$1.8580 \cdot 10^{-4}$	3.7578	$1.8211 \cdot 10^{-4}$	3.74847
Summe	$3.8961 \cdot 10^{-3}$	$\bar{\lambda} = 9.3055 \cdot 10^{-2}$	$3.7427 \cdot 10^{-3}$	$\bar{\lambda} = 9.2478 \cdot 10^{-2}$

Über diese integralen Daten hinaus sind in den Tab. 8 und 9 die Werte für die maximalen positiven "void"- und Stahl-Reaktivitätsrückwirkungen und die Brennstoffreaktivitätswerte der Ringkanäle des SNR-2000 BEC-A und EEC-B Kerns zusammengestellt jeweils für 100 % Änderung der Zusammensetzung der ursprünglichen Zonen. Diese Daten sind einerseits kennzeichnend für mögliche positive Reaktivitätsrückwirkungen bei Kühlmittelsieden, Hüllrohrbewegung oder Brennstoff-"slumping" und andererseits für negative Rückwirkungseffekte beim Auftreten von Brennstoffdispersion. In gleicher Weise wie bei den radialen Verteilungen der Brennelementleistung treten für den BEC-A Kern die relativen Maximalwerte der Kernzone I in den Kanälen 13 - 21 auf, also in der Außenzone der Kernzone I und die Brennstoffreaktivitätswerte zeigen in den Kanälen 22 - 25 ein zweites Maximum entsprechend der höheren Anreicherung der Kernzone II. Die kanalabhängigen positiven "void" und Stahlreaktivitätswerte der Kanäle 2 - 10 erhöhen sich beim EEC-B Kern aufgrund der gezogenen Regelstäbe um 30 - 40 % gegenüber den Werten des BEC-A Kerns, während in den Außenzonen der Kernzone I (Kanal 13 - 21) die Erhöhung nur ungefähr 10 % beträgt. Hieraus wird ersichtlich, daß die Erhöhung des integralen positiven "void"-Wertes von 25 % mit einer stark ortsabhängigen Verschiebung der Verteilungsfunktion verbunden ist. Die Erhöhung der Brennstoffreaktivitätsrückwirkung vom BEC-A zum EEC-B Kern beträgt nur etwa 10 - 20 %, was durch die sich kompensierenden Effekte des höheren Abbrandzustands und der Verschiebung des ortsabhängigen Neutronenflußverlaufs begründet ist. Aus dem Vergleich der kanalabhängigen Daten läßt sich ablesen, daß die Änderung des Neutronenflußverlaufs bezüglich der Brennstoffreaktivitätsrückwirkung nicht in gleich großem Umfang wirksam wird, wie bei den Werten für "void"- und Stahlreaktivitäten.

Von besonderem Interesse für die Störfallanalyse ist die lokale Änderung des Verhältnisses der Brennstoffreaktivitätswerte zur Summe der positiven Beiträge von "void"- und Stahlreaktivitätsrückwirkung. Für den BEC-A Kern beträgt dieses Verhältnis 6 - 8 in der Kernzone I mit steigender Tendenz in der Außenzone der Kernzone I und 15 - 100 in der Kernzone II mit extrem steigender Tendenz in den Außenzonen. Für den EEC-B Kern liegen die entsprechenden Werte bei 5 - 6 in der Kernzone I und bei 12 - 50 in der Kernzone II. Man ersieht hieraus, daß wenn einmal Brennstoffbewegungsmechanismen in größerem Umfang wirksam werden, diese den Reaktivitätsverlauf dominant bestimmen. Insbesondere gilt dies für die Kernzone II, in der die positiven Beiträge von "void" und Stahl sehr stark reduziert werden, während die Brennstoffreaktivitätswerte wegen der höheren Anreicherung um ein bis zwei Größenordnungen über den entsprechenden

Tab. 8: Maximale positive "void"- und Stahl - Reaktivität und Brennstoff-Reaktivitätswerte pro Ringkanal des SNR-2000 BEC-A bei totaler Entfernung von Kühlmittel, Stahl und Brennstoff aus den entsprechenden Zonen

Ring Nr.	"void"	Stahl	Brennstoff
	$10^4 \cdot \Delta k$	$10^4 \cdot \Delta k$	$10^4 \cdot \Delta k$
2	6.396	6.478	-77.71
3	3.198	3.239	-38.86
4	6.147	6.034	-74.55
5	3.073	3.016	-37.27
6	3.036	2.782	-36.21
7	6.072	5.564	-72.42
8	6.342	6.118	-79.12
9	6.342	6.118	-79.12
10	10.500	9.736	-127.65
11	7.000	6.314	-85.10
12	7.282	6.971	-88.04
13	18.206	17.428	-220.10
14	10.340	9.756	-128.83
15	17.223	16.260	-213.86
16	6.010	5.226	-79.31
17	15.024	13.064	-198.28
18	13.023	12.064	-175.22
19	13.023	12.064	-175.22
20	9.652	8.816	-151.96
21	11.579	10.580	-182.35
22	6.123	4.798	-161.71
23	3.061	3.055	-80.86
24	4.970	5.453	-198.05
25	4.142	4.544	-165.04
26	1.657	1.818	-65.12
27	-	0.232	-153.30
28	-	0.132	-87.45
29	-	0.099	-65.59
30	-	-	-14.30

Tab. 9: Maximale positive "void"- und Stahl-Reaktivität und Brennstoffreaktivitätswerte pro Ringkanal des SNR-2000 EEC-B bei totaler Entfernung von Kühlmittel, Stahl und Brennstoff aus den entsprechenden Zonen

Ring Nr.	"void"	Stahl	Brennstoff
	$10^4 \cdot \Delta k$	$10^4 \cdot \Delta k$	$10^4 \cdot \Delta k$
2	9.1757	8.0759	-89.00
3	4.5878	4.0353	-44.50
4	8.9405	7.9112	-86.23
5	4.4702	3.9556	-43.11
6	4.1979	3.3032	-41.86
7	8.3957	6.6065	-83.72
8	8.3901	7.3810	-80.65
9	8.3901	7.3810	-80.65
10	12.3678	10.1006	-120.75
11	8.2453	6.7337	-80.50
12	6.7410	6.8512	-78.12
13	19.9296	16.1283	-195.31
14	11.0103	9.3239	-110.79
15	18.3504	15.5400	-184.64
16	6.5361	5.1165	-69.01
17	16.3400	13.6347	-172.52
18	15.2178	12.4681	-158.03
19	15.2178	12.4681	-158.03
20	13.5500	10.2684	-141.55
21	15.0673	12.3221	-169.86
22	7.6920	5.1267	-157.73
23	3.8459	2.5633	-78.87
24	6.3472	5.9777	-185.87
25	5.2895	4.9814	-154.89
26	2.1158	1.9926	-61.96
27	-	0.2898	-139.61
28	-	0.1656	-79.78
29	-	0.1236	-59.33
30	-	-	-11.95

Werten von "void" und Stahl liegen. Darüber hinaus zeigen die Brennstoffreaktivitätswerte insbesondere in der Kernzone II eine stark radiale Anhängigkeit. Hieraus muß geschlossen werden, daß die Erfassung der Reaktivitätsrückwirkungen aufgrund von Brennstoffbewegungsvorgängen durch die Beschreibung dieser Vorgänge für jeweils nur einen charakteristischen Kühlkanal einer Brennelementgruppe eine sehr grobe Vereinfachung der real zu erwartenden physikalischen Abläufe ist.

Neben den Reaktivitätswerten für "void", Stahl und Brennstoff sind die Werte für die Dopplerrückwirkung und die der axialen Kernexpansion von besonderem Interesse. Die hierfür relevanten Daten sind in Tabelle 10 für den BEC-A Kern zusammengestellt, in Tabelle 11 für den EEC-B Kern. In den Programmen CAPRI-2/HOPE wird die Dopplerrückwirkung wie folgt berechnet:

$$\rho_D = \sum_{KKN=1}^{NKKN} \sum_{M=1}^{NM} \left\{ C_{M,KKN} \ln \frac{T_{M,KKN}}{\text{ref } T_{M,KKN}^{\text{Br}}} + C_{3M,KKN} \left[ \frac{1}{\sqrt{\text{ref } T_{M,KKN}^{\text{Br}}}} - \frac{1}{\sqrt{T_{M,KKN}^{\text{Br}}}} \right] \right\}$$

mit

$$C_{M,KKN} = W_{M,KKN} \cdot A_{D,KKN}^N (1 - V_{M,KKN})$$

$$+ W_{3M,KKN} \cdot A_{D,KKN}^T V_{M,KKN}$$

$$C_{3M,KKN} = W_{M,KKN} B_{D,KKN}^N (1 - V_{M,KKN})$$

$$+ W_{3M,KKN} B_{D,KKN}^T V_{M,KKN}$$

- $T_{M,KKN}^{Br}$  = transiente mittlere Brennstofftemperatur im Node (M,KKN)  $\overline{[K]}$
- $T_{M,KKN}^{Br,ref}$  = stationäre mittlere Brennstofftemperatur im Node (M,KKN)  $\overline{[K]}$
- $V_{M,KKN}$  = Voidanteil im Node (M,KKN)
- $W_{M,KKN}$  = Axiale Verteilungsfunktion des kanalabhängigen Dopplerkoeffizienten  $A_{D,KKN}^N$ ,  $B_{D,KKN}^N$
- $W_{M,KKN}^3$  = Axiale Verteilungsfunktion des kanalabhängigen Dopplerkoeffizienten  $A_{D,KKN}^T$ ,  $B_{D,KKN}^T$
- M,KKN = Axialer bzw. kanalabhängiger Zonenindex

Aus den in den Tabellen 10 und 11 kanalabhängig aufgeführten Dopplerkoeffizienten  $A_{D,KKN}^N$ ,  $A_{D,KKN}^T$ ,  $B_{D,KKN}^N$  und  $B_{D,KKN}^T$  wird ersichtlich, daß die Reduktion der Dopplerkonstanten des EEC-B-Kerns gegenüber dem des BEC-A-Kerns sich aus einer Überlagerung von stark ortsabhängigen Variationen zusammensetzt. Durch die Flußverwerfungen in Kernmitte liegen die Beiträge der Kanäle 2 - 9 und 22 - 26 beim EEC-B über den entsprechenden Werten des BEC-A-Kerns, während in den übrigen Kanälen ein Absinken der Dopplerkoeffizienten festgestellt werden kann.

Noch sehr viel stärker ist der Einfluß der ortsabhängigen Flußverwerfungen zwischen BEC-A und EEC-B Kern bezüglich der positiven Rückwirkung einer Kernverlängerung um 1 cm. Die Werte für den EEC-B Kern liegen um Faktoren 1.5 - 4 über denen der BEC-A Konfiguration, wobei die größeren Faktoren insbesondere bei den Kanälen auftreten, die sich in unmittelbarer Nachbarschaft von Regeltrimmstabpositionen befinden. Daraus ist zu folgern, daß für den EEC-B Kern der negative Rückwirkungseffekt aufgrund von Brennstoffdichtereduktion im Kern durch die axiale Kernverlängerung wesentlich stärker kompensiert wird, als dies beim BEC-A Kern zu erwarten ist. Die beim BEC-A Kern eingefahrenen Regelstäbe verringern ganz wesentlich den Einfluß der Kernexpansion auf den axialen Neutronenflußverlauf.

Tab.10: Dopplerkonstanten und Reaktivitätsrückwirkung der axialen Kernexpansion für die Ringkanäle des SNR-2000 BEC-A Kerns

Void-Zustand	naß		trocken		$\Delta k/cm$
Kanal Nr.	$A_D^N \cdot 10^4$	$B_D^N \cdot 10^3$	$A_D^T \cdot 10^4$	$B_D^T \cdot 10^3$	$a_x \cdot 10^5$
2	-1.5610	-6.5669	-0.8458	-6.0995	1.4764
3	-0.7805	-3.2835	-0.4229	-3.0.497	0.7382
4	-1.3879	-5.7748	-0.7564	-5.5635	0.9071
5	-0.6940	-2.8874	-0.3782	-2.7818	0.4536
6	-0.6439	-2.7838	-0.3300	-2.3827	0.3642
7	-1.2877	-5.5676	-0.6601	-4.7653	0.7283
8	-1.5073	-5.8590	-0.7608	-5.6075	1.3753
9	-1.5073	-5.890	-0.7608	-5.6075	1.3753
10	-2.5121	-10.4592	-1.2393	-9.2361	3.1806
11	-1.6748	-6.9728	-0.8262	-6.1574	2.1204
12	-1.7656	-7.0485	-0.8968	-6.4528	2.5486
13	-4.4141	-17.6213	-2.2420	-16.1320	6.3171
14	-2.6351	-10.1540	-1.2720	-9.1616	3.8307
15	-4.3919	-16.9233	-2.1201	-15.2693	6.3845
16	-1.6642	-6.1719	-0.6685	-5.7410	2.2003
17	-4.1604	-15.4297	-1.6713	-14.3524	5.5008
18	-3.5619	-12.8660	-1.5931	-11.5205	3.7807
19	-3.5619	-12.8660	-1.5931	-11.5205	3.7807
20	-2.8571	-9.7480	-1.1582	-8.8048	1.8767
21	-3.4285	-11.6976	-1.3898	-10.5658	2.2520
22	-1.4855	-6.6500	-0.5195	-4.5806	0.7440
23	-0.7427	-3.3250	-0.2597	-2.2903	0.3720
24	-1.8220	-6.7433	-0.6812	-6.0219	1.0772
25	-1.5183	-5.6194	-0.5676	-5.0182	0.8977
26	-0.6073	-2.2478	-0.2271	-2.0073	0.3591
27	-0.9779	-5.6152	-0.4416	-5.1548	1.0153
28	-0.5588	-3.2087	-0.2584	-2.9456	0.5802
29	-0.4191	-2.4065	0.1893	-2.2092	0.4351
30	-1.4751	-6.3473	-1.1362	-6.8008	0.0054

Tab. 11: Dopplerkonstanten und Reaktivitätsrückwirkung der axialen Kernexpansion für die Ringkanäle des SNR-20000 EEC-B Kerns

"void"- Zustand	naß		trocken		$\rho_{\text{ax}} [\text{k/cm}]$
Kanal Nr.	$A_D^N \cdot 10^4$	$B_D^N \cdot 10^3$	$A_D^T \cdot 10^4$	$B_D^T \cdot 10^3$	$\rho_{\text{ax}} \cdot 10^5$
2	-1.7035	-6.9380	-0.9318	-6.3135	2.9961
3	-0.8517	-3.4699	-0.4659	-3.1567	1.4980
4	-1.6467	-6.5900	-0.9055	-6.1115	2.8908
5	-0.8234	-3.2950	-0.4527	-3.0557	1.4454
6	-0.7865	-3.5545	-0.4086	-2.8742	1.3734
7	-1.5730	-7.1090	-0.8172	-5.7483	2.7469
8	-1.6040	-6.0623	-0.8396	-5.6229	2.8818
9	-1.6040	-6.0623	-0.8296	-5.6229	2.8818
10	-2.3359	-8.8964	-1.2032	-8.0342	4.6146
11	-1.5573	-5.9310	-0.8021	-5.3562	3.0764
12	-1.4722	-5.7312	-0.7844	-5.3229	3.0647
13	-3.6805	-14.3280	-1.9610	-13.3071	7.6617
14	-2.1301	-8.0359	-1.0799	-7.3419	4.3934
15	-3.5502	-13.3932	-1.8000	-12.2367	7.3222
16	-1.3619	-5.0728	-0.6190	-4.2495	2.7200
17	-3.4047	-12.6819	-1.5476	-10.6236	6.8000
18	-3.0543	-11.0606	-1.4188	-9.7296	5.8243
19	-3.0543	-11.0606	-1.4188	-9.7296	5.8243
20	-2.7701	-9.4763	-1.1729	-8.1014	4.6244
21	-3.3242	-11.3715	-1.4075	-9.7217	5.5493
22	-1.6128	-7.6208	-0.6121	-4.8880	3.8927
23	-0.8064	-3.8104	-0.3061	-2.4439	1.9463
24	-1.9585	-6.0932	-0.7415	-5.6424	4.1823
25	-1.6321	-5.0777	-0.6179	-4.7020	3.4853
26	-0.6528	-2.0311	-0.2472	-1.8808	1.3941
27	-0.9519	-4.8005	-0.4298	-4.5278	2.6851
28	-0.5439	-2.7431	-2.4558	-2.5873	1.5343
29	-0.4070	-2.0574	-0.1842	-1.9405	1.1508
30	-1.3684	-6.0410	-1.0574	-6.4022	0.0175

Insbesondere bei radial und axial so großen Reaktorkernen wie dem SNR-2 stellt sich natürlich die Frage, inwieweit es zulässig ist, eine punktkinetische Näherung für die Lösung der Mehrgruppen-Diffusionsgleichungen zu verwenden. Die Überprüfung dieser Frage für vergleichsweise kleine Reaktorkerne wie den FFTF [85] und den SNR-300 [87] hat ergeben, daß bei der Verwendung einer modifizierten Punktkinetik ("richtige" Wahl der adjungierten Wichtungsfunktion bei der Wertkurvenerstellung und "void" abhängiger Wichtung des Dopplereffektes für den nassen und trockenen Kern) die Auswirkungen von zu erwartenden Fehlern der punktkinetischen Näherung sicher kleiner sind, als die Schwankungsbreite der Ergebnisse aufgrund der Unsicherheiten bei der Berechnung von thermohydraulischen oder mechanischen Einzelphänomenen des Störfallablaufs [84, 85, 86, 87]. Die punktkinetische Näherung wird aber insbesondere für große Reaktoren dann versagen müssen, wenn sich Materialbewegungen von Kühlmittel, Hüllrohr und/oder Brennstoff über große Bereiche des Kerns ausdehnen [88, 89]. Für diese Phasen des Störfallablaufs müssen dann Lösungsverfahren der orts- und zeitabhängigen Mehrgruppendiffusionsgleichungen verwendet werden [78, 88, 89, 90, 91]. Da sich die hier durchgeführten Analysen zunächst im wesentlichen auf die Ermittlung des Störfallverhaltens in der Einleitungsphase konzentrieren, scheint es ausreichend zu sein, eine modifizierte Punktkinetik als Lösung der Neutronendiffusionsgleichungen zu verwenden. Auch für den SNR-2 Reaktorkern kann erwartet werden, daß die dadurch implizierten Auswirkungen auf die Rechenergebnisse im Streubereich der Ergebnisse liegen, die aufgrund der Variation von thermohydraulisch und/oder mechanisch bestimmten Parametern erhalten werden.

### 3.2.5 Brennstabversagenskriterium

Von besonderem Interesse für die Störfallentwicklung bei den Leistungsstörfällen ist die Festlegung des zu verwendenden Brennstabversagenskriteriums. Auf der Basis einer Vielzahl von experimentellen Untersuchungen für unterschiedliche Leistungstransienten diskutiert man heute im wesentlichen sieben verschiedene Mechanismen, die Brennstabversagen bei unterschiedlichen Leistungstransienten und Abbrandzustand des Brennstabs auslösen können [92]:

1. Kühlmittelsieden an der Hüllrohroberfläche,
2. Hüllrohrschmelzen durch Kontakt mit flüssigem Brennstoff an der Innenseite des Hüllrohrs,
3. Brennstabversagen aufgrund des Aufbaus von Brennstoffdampfdrücken,

4. differentielle thermische Expansion zwischen Hüllrohr und Brennstoff,
5. Spaltgasfreisetzung beim Aufschmelzen des Brennstoffs,
6. Spaltgasfreisetzung vor Schmelzbeginn im Brennstoff,
7. Transient induziertes Brennstoffschwellen.

In Abhängigkeit vom Brennstabentwurf und der Brennstoffspezifikation ist für den zu betrachtenden Einzelfall im allgemeinen eine Kombination der angegebenen Mechanismen für das Brennstabversagen verantwortlich. Die sich aus den überlagerten Mechanismen ergebende Hüllrohrbelastung führt zu Hüllrohrspannungen oder Dehnung, die bei Überschreiten von Temperatur und abbrandabhängigen Grenzwerte zum Versagen führen. Zur Ermittlung der im Reaktorkern zu erwartenden Versagenssequenz ist es daher notwendig, eine detaillierte transiente Analyse der Brennstabbelastung durchzuführen. Im Programm CAPRI-2 wird diese mit den Programm-Moduln BREDA-1 [93] bzw. BREDA-2 [94] durchgeführt. Die beiden Programm-Moduln unterscheiden sich im wesentlichen dadurch, daß es mit BREDA-2 möglich ist, den Einfluß von abbrandabhängigen Effekten im Detail zu simulieren, während BREDA-1 lediglich eine vereinfachte Spannungs-Dehnungsanalyse bei vorgegebener Innendruckbelastung durchführt. Im Programm HOPE erfolgt die Belastungsanalyse auf der Basis vereinfachter Modellannahmen [66]; zur Ermittlung der Belastung werden aber abbrandabhängige Phänomene wie Spaltgasfreisetzung z. B. teilweise berücksichtigt. Liegt eine derart detaillierte Spannungs-Dehnungsanalyse für den Brennstab vor, müssen die zulässigen Grenzwerte für Dehnungen und Spannungen in Abhängigkeit von der Hüllrohrtemperatur und dem Abbrandzustand des Brennstabs bekannt sein, um hieraus eine Versagenssequenz zu bestimmen. Derartige Daten stehen zur Zeit nicht in ausreichender und zuverlässiger Form zur Verfügung. Für den Brennstabentwurf des FFTF wurde daher z. B. auf der Basis von 40 ausgesuchten Experimenten ein empirisches Versagenskriterium entwickelt, das die identifizierten wesentlichen Einflußgrößen wie transiente Brennstoffenthalpie, temperaturabhängige Streckgrenze des Hüllrohrs, den Abbrandzustand des Brennstabs und charakteristische Größen des Störfallverlaufs derart korreliert, daß die bei den Experimenten beobachteten Versagenssequenzen zutreffend erfaßt werden (HEDL-damage parameter correlation) [92]. Das Zutrauen in die Richtigkeit derartiger Korrelationen ist aber wegen der relativ dünnen experimentellen Basis noch nicht soweit entwickelt, daß diese Korrelation in den Störfallanalysen diskussionslos akzeptiert werden kann [10].

In den hier durchgeführten Untersuchungen der Leistungsstörfälle wurden daher Versagensgrenzen festgelegt, die auf der einen Seite bezüglich der Auswirkungen des Störfalls als konservativ angesehen werden können, aber auf der anderen Seite Argumente berücksichtigen, die aus den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen qualitativ begründet werden können.

Brennstäbe mit

frischem Brennstoff : Anwendung des Schmelzfraktionskriteriums  
Brennstabversagen wird bei Überschreiten einer maximalen Brennstoffschmelzfraktion angenommen. Dadurch sind Ort und Zeitpunkt bestimmt. Als Versagensmechanismus im wesentlichen Durchschmelzen der Hülle angenommen.

Brennstäbe mit abge-

branntem Brennstoff : Anwendung des Berstspannungskriteriums  
Brennstabversagen wird bei Überschreiten der temperaturabhängigen Berstspannung des Hüllrohrs aufgrund von Innendruckbelastung durch den nicht geschmolzenen Brennstoffring angenommen. Dadurch sind Ort und Zeitpunkt des Versagens festgelegt. Die Innendruckbelastung erfolgt durch Druckaufbau in der Schmelzkavität, der über das Radienverhältnis der Schmelzkavität zu Hüllrohrinnenseite reduziert wird. Druckaufbau in der Schmelzkavität berücksichtigt die Volumenänderung der Brennstoffdichte beim Schmelzen und insbesondere die beim Brennstoffschmelzen angenommene Spaltgasfreisetzung.

Für die Untersuchung der Durchsatzstörfälle wurde Brennstabversagen festgelegt, wenn die Hüllrohrtemperatur die Schmelztemperatur erreicht und gleichzeitig eine Schmelzfraktion von 80 % im Brennstoff überschritten wird. Verglichen mit den für die Leistungsstörfälle verwendeten Kriterien ist dies mit Sicherheit eine sehr starke Vereinfachung der real zu erwartenden Verhältnisse. Bei der Diskussion der Ergebnisse der Durchsatzstörfallsimulation wird dieser Punkt gesondert zu behandeln sein.

### 3.2.6 Parameterfestlegung der Simulation einer Brennstoff-Natrium-Reaktion

Ausgehend von ersten Arbeiten zur Wechselwirkung von flüssigem Brennstoff und Natrium wurde die Störfallanalyse von natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren lange Zeit durch die Untersuchungen von Folgen einer dabei zugrundegelegten explosionsartigen Natriumverdampfung im Reaktorkern bestimmt [94, 95].

Durch die theoretischen und experimentellen Arbeiten der letzten Jahre [96, 97, 98, 99] konnte jedoch mit ausreichender Zuverlässigkeit gezeigt werden, daß unter den im Reaktor während des Störfallablaufs zu erwartenden Verhältnissen die Randbedingungen für eine möglicherweise explosiv verlaufende Wechselwirkung des Systems Mischoxyd-Natrium [100, 101] nicht erfüllt werden können [39]. Ausschlaggebend für diese Situation ist die Tatsache, daß die Bedingungen der Vermischung von flüssigem Brennstoff und Natrium [39], die Fragmentationsmechanismen von flüssigem Brennstoff [102], die sich transient einstellenden Wärmeübergangsphänomene zwischen Brennstoffpartikeln und Natrium [103] und letztlich das Verhalten der aus der Wechselwirkung resultierenden Zweiphasenzone mit eingebetteten Brennstoffpartikeln in der Kühlkanalgeometrie [104, 105, 66] wesentlich besser verstanden ist. Gestützt werden die überwiegend theoretisch gewonnenen Ergebnisse durch die Tatsache, daß in keiner der in repräsentativer Geometrie bisher durchgeführten Experimente eine explosionsartige Wechselwirkung zwischen flüssigem Brennstoff und Natrium beobachtet wurde [99, 106].

Die für die Untersuchung des SNR-2000 verwendeten Parameter zur Simulation einer Brennstoff-Natrium-Reaktion wurden daher so eingestellt, daß zwar eine vehemente BNR simuliert wird, aber keine explosionsartige Energiefreisetzung erfolgt. Da das in CAPRI-2 implementierte Modell zur Beschreibung einer Brennstoff-Natrium-Reaktion [103] die Bewegung des Brennstoffs in der Schmelzkavität des Brennstabs und Transportvorgänge der Brennstoffpartikel innerhalb des Kühlkanals nicht simuliert, wurden die Rechnungen für die Leistungsstorfälle mit dem Programm HOPE durchgeführt, was speziell zur detaillierten Modellierung der Brennstoffbewegungsvorgänge entwickelt wurde [66]. Die zur Simulation der Brennstoff-Natrium-Reaktion hierbei verwendeten Parameter wurden wie folgt festgelegt:

1. Definition der Versagensstelle:

Länge	} der Versagensstelle:	5 cm
Breite		0,2 cm

2. Daten der Mischung aus flüssigem Brennstoff und Spaltgas, die aus der Schmelzkavität ausgespritzt wird:

Reibungskoeffizient für den Ausspritzvorgang	0,9
--	-----

Verhältnis zwischen Geschwindigkeit des Spaltgases und des flüssigen Brennstoffs	1,0
Radius der Spaltgasblasen im flüssigen Brennstoff	1500 Å

### 3. Fragmentationsmodell

Radius der anfänglich ausgespritzten Brennstoffpartikel	0,1 cm
Dauer eines Fragmentationsschritts	$1,25 \cdot 10^{-3}$ sec
Anzahl der Fragmentationsschritte bis zum Erreichen totaler Fragmentation	4
Radien der Brennstoffpartikel unterschiedlichen Fragmentierungsgrades	100/50/12,5/6,25 $\mu$
Grenzwert der "void"-Fraktion unterhalb der eine weitere Fragmentierung unterdrückt wird.	0,5

### 4. Thermohydraulische Daten der Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung

Der Wärmeübergang vom Brennstoff an das Kühlmittel wird mit der "void"-Fraktion gewichtet	$\alpha_{Br,K} = f(\text{void})$
Kondensationskoeffizient des Natriumdampfes an kalten Strukturen	6.3 W/cm <sup>2</sup> K
Schlupfkoeffizient für die Relativgeschwindigkeit zwischen Brennstoffpartikeln und Natriumdampf	0,44

Als Folge dieser Festlegungen werden Maximalwerte des Druckaufbaus in der Reaktionszone von 80 - 100 bar berechnet. Diese liegen mit ausreichender Sicherheit über den aufgrund der neueren theoretischen und experimentellen Arbeiten real zu erwartenden Werten, entsprechen aber bei weitem nicht den früheren Arbeiten zugrundeliegenden explosionsartigen Druckaufbauten in der Wechselwirkungszone. Damit ist sichergestellt, daß die mit diesen Annahmen berechneten Folgen der Störfallanalyse des SNR-2000 als maximale obere Grenze anzusehen sind.

#### 3.2.7 Kühlmittelsiedephänomene

Als Folge eines Durchsatzstörfalls kommt es zum sequentiellen Aufsieden des Natriums in den einzelnen Brennelementen. Die Siedevorgänge in natrium-

gekühlten Brennelementen sind seit vielen Jahren Gegenstand intensiver experimenteller und theoretischer Untersuchungen [107, 108, 109, 110]. Der heute erreichte Kenntnisstand über die das Natriumsieden dominant bestimmenden Mechanismen macht die Programm-Moduln, die zur Beschreibung dieses Teils des Störfallablaufs verwendet werden, zu dem experimentell am besten abgesicherten theoretischen Modellen der Analyse. In der hier vorgelegten Untersuchung wird zur Simulation des Durchsatzstörfalls das Programmsystem CAPRI-2 [65] verwendet, in dem die Siedephänomene mit dem Modul BLOW-3 [111] beschrieben werden. BLOW-3 liegt ein Mehrblasensiedemodell zugrunde, das ursprünglich zur Beschreibung von Siedephänomenen bei auftretendem großen Siedeverzug im Natrium (einige 10 Grad) entwickelt wurde. Aufgrund der neueren theoretischen Arbeiten zur Problematik des Siedeverzugs im Natrium [112, 113] und durch die Vielzahl der vorliegenden experimentellen Untersuchungen in repräsentativer Bündelgeometrie [114, 115] muß aber davon ausgegangen werden, daß bei den im Reaktor zu erwartenden Bedingungen Sieden ohne wesentliche Siedeüberhitzungen eingeleitet wird. Entsprechend wurde das in CAPRI-2 implementierte BLOW-3 Modell so erweitert, daß heute auch Siedevorgänge bei minimalem Siedeverzug über große Zeiträume hinweg berechnet werden können. Das erweiterte Modell BLOW-3A wurde mit Erfolg an "out of pile" und "in-pile" Experimenten überprüft. Dieses erweiterte Modell BLOW-3A wurde für die Störfallanalyse verwendet. Für die Rechnungen wurden folgende, durch die Nachrechnung von Experimenten ermittelte Parameter gewählt:

Siedeüberhitzung:	$T_{\text{Üb}} = 3^{\circ} \text{ C}$
Modell des Flüssigkeitsfilms:	ruhend
Dicke des am Hüllrohr beim Aufsieden zurückbleibenden Films:	$S_0 = 170 \mu \text{ (80 \% "void")}$
minimal zulässige Filmdicke, bei der "dry-out" angenommen wird	$S_{\text{min}} = 100 \mu \text{ (92 \% "void")}$
Zweiphasendruckverlustkorrelation	Wallis [116]
Kondensationskoeffizient für den Natriumdampf	$\alpha_K = 6.3 \text{ W/cm}^2 \text{ K}$

### 3.2.8 Festlegung der Parameter zur Beschreibung von Brennstoff- und Hüllrohrbewegungen

Bei den bisher für den SNR-300 durchgeführten Störfallanalysen hat sich in der überwiegenden Anzahl der Fälle gezeigt, daß als Folge eines Durchsatzstörfalls der Leistungsanstieg dazu geführt hat, daß Brennstoff zeitlich weit vor dem Hüllrohr anfängt zu schmelzen und zu dem Zeitpunkt an dem das Hüllrohr die Schmelztemperatur erreicht, Bedingungen erfüllt sind, bei denen angenommen werden kann, daß in den stationär thermisch hochbelasteten zentralen Zonen des Kerns die Bewegung von Brennstoff und Hüllrohr gleichzeitig einsetzt [5]. Das in CAPRI-2 implementierte Modell zur Beschreibung der Materialbewegung, ein 3-Zonen-Modell, basiert auf diesen Randbedingungen [117]. Als treibendes Potential für die Bewegung wird die Schwerkraft angenommen. Abbrandabhängige Effekte können nicht simuliert werden. Die Störfallanalysen werden zeigen, daß Brennstoff- und Hüllrohrbewegungen erst zu einem sehr späten Zeitpunkt der Modellierung der Einleitungsphase einsetzen. Sie sind nur wenige Millisekunden lang wirksam bevor der Reaktorkern einen Zustand erreicht, bei dem die nachfolgenden Phänomene denen einer energetischen Kernzerlegungsphase entsprechen. Daher erwachsen der Gültigkeit der hier zu entwickelnden Schlußfolgerungen keine entscheidenden Nachteile aus der extremen Simplifizierung, die bei der Modellierung der zu erwartenden Materialbewegungen in CAPRI-2 als Folge eines Durchsatzstörfalls vorgenommen wurden. Die für das 3-Zonen-"slumping"-Modell notwendigen Parameter wurden wie folgt festgelegt:

Länge der Zone, über die die Bedingungen der "slumping" Initialisierung erreicht sein müssen	10 cm
mittlere Brennstoffschmelzfraktion in der "slumping"-Zone	80 %
mittlere Hüllrohrtemperatur in der "slumping"-Zone	1400° C
Behinderung der Bewegung der von oben in den Kern nachfallenden Brennstabstümpfe	keine

### 3.2.9 Gültigkeitsbereich der für die Einleitungsphase verwendeten Modelle und weiteres Vorgehen

Erreicht der Kern als Folge der transienten Leistungsentwicklung in der Einleitungsphase ein bestimmtes Energieniveau, so ist zu erwarten, daß sich in großen Bereichen des Kerns die Materialien in den noch vorhandenen Reststrukturen wie Brennstäben und/oder Brennelementkästen wie ein Fluid verhalten. In diesen Phasen ist eine weitere Störfallverfolgung mit Programmen wie CAPRI-2 und HOPE nicht mehr zulässig, da sie sich in ihrem ganzen Aufbau an einer im wesentlichen intakten Brennelementgeometrie orientieren. Für die theoretische Beschreibung nachfolgender Störfallphasen sind Programme zu verwenden, die bezüglich der Beschreibung der Bewegungsmechanismen auf den mehrdimensionalen Navier-Stokes-Gleichungen basieren und die die thermische Wechselwirkung innerhalb der Fluidgemische berücksichtigen. In Abhängigkeit vom Leistungs- und Reaktivitätsniveau und von deren transienter Änderungsgeschwindigkeit müssen unterschiedliche theoretische Methoden angewendet werden:

Bei hohem Leistungs- und Reaktivitätsniveau am Umschaltzeitpunkt und gleichzeitiger stark transienter positiver Änderung der Nettoreaktivität kann man davon ausgehen, daß es zulässig ist, den gesamten Kernbereich wie ein kompressibles Fluid zu behandeln, und das thermische und hydraulische Wechselwirkungsmechanismen zwischen den Kernmaterialien vernachlässigbar sind. Derartige Störfallentwicklungen treten in der energetischen Kernzerlegungsphase auf. Zur theoretischen Beschreibung stehen Programme wie z. B. VENUS-II [71] und KADIS [67] zur Verfügung.

Wird dagegen der Anwendungsbereich der in CAPRI-2 und HOPE implementierten Modelle auf relativ niedrigem Leistungs- oder Reaktivitätsniveau oder bei nur mäßig positiver transienter Änderung der Nettoreaktivität überschritten, werden die thermischen und hydraulischen Wechselwirkungsmechanismen des dann teilweise vorliegenden Mehrphasen-Mehrkomponentengemisches das weitere Störfallverhalten wesentlich beeinflussen. Derartige Störfallentwicklungen sind in der Übergangsphase oder der Phase ausgedehnter Materialbewegung zu erwarten. Erste Programmentwicklungen zur theoretischen Beschreibung dieser Phasen sind FX2 - POOL [42], TRANSIT [70] und SIMMER-I [78].

In dieser Studie wurde jedoch die theoretische Beschreibung von Folgephänomenen der Einleitungsphase für alle der untersuchten Fälle mit dem

Programm KADIS durchgeführt. Die Ergebnisse, die bei diesem Vorgehen für die Nachfolgephasen ermittelt wurden, werden daher unter besonderer Berücksichtigung der Bedingungen beim Übergang von der CAPRI-2/HOPE Simulation zur KADIS-Simulation gewertet. Als charakteristische Größe zur Kennzeichnung des Erreichens der Grenze der Anwendbarkeit der Programme CAPRI-2/HOPE wurde eine über den Brennstoffquerschnitt energiegemittelte maximale Temperatur von  $3250^{\circ}$  C festgelegt. Bei Erreichen dieses Grenzwertes ist damit zu rechnen, daß Brennstoffdampfdrücke und/oder Spaltgasdrücke, deren Einfluß auf die Materialbewegung in CAPRI-2/HOPE nur begrenzt simuliert wird, den weiteren Störfallablauf wesentlich bestimmen. Durch das in [118] beschriebene Vorgehen bei der Datenübergabe von den Programmen CAPRI-2/HOPE an KADIS ist ein bezüglich des Störfallablaufs konsistenter Übergang gewährleistet, obwohl jeweils völlig unterschiedliche theoretische Modelle für die beiden Phasen verwendet werden.

Mit den so festgelegten Werten der in CAPRI-2 und HOPE enthaltenen wesentlichen Modellparametern wurden Störfallanalysen für den BEC-A und EEC-B Kern des SNR-2000 durchgeführt. Untersucht wurden Leistungsstörfälle unterschiedlicher Reaktivitäts-Einleitungsrampen, deren Ergebnisse im Abschnitt 3.3 dokumentiert sind, und Durchsatzstörfälle, deren Ergebnisse im Abschnitt 3.4 zusammengestellt sind.

### 3.3 Simulation des Verhaltens des Reaktorkerns bei Leistungsstörfällen

Da die konstruktiven Entwurfsmerkmale des SNR-2000 den in Abschnitt 2.1 diskutierten Randbedingungen entsprechen, die erfüllt sein müssen, um das Auftreten extremer Einleitungsreaktivitätsrampen im Bereich mehrerer  $10 \div 100$   $\$/\text{sec}$  zu verhindern, bleiben als Störfallinitiatoren für Leistungsstörfälle nur solche übrig, die auf eine vorgegebene Fehlfunktion des Regeltrimmstabsystems zurückzuführen sind. Untersucht man das für den SNR-2000 konzipierte Regeltrimmstabsystem bezüglich der hieraus folgenden Einleitungsreaktivitätsrampen, so erhält man Werte im Bereich einiger cents pro Sekunde bis zu Maximalwerte von mehreren  $10$   $\$/\text{sec}$ . Für die vorliegenden Untersuchung wurden neben diesem wahrscheinlichen Bereich auch Werte angenommen, die im Bereich  $1 - 3$   $\$/\text{sec}$  liegen, um potentielle Auswirkungen von höheren Einleitungsrampen zu untersuchen. Der oberhalb  $1$   $\$/\text{sec}$  liegende Bereich wird bezüglich seiner Eintrittswahrscheinlichkeit als unwahrscheinlich angesehen.

Durch die radial große Ausdehnung des SNR-2000 Reaktorkerns und die relativ niedrige Brennstoffanreicherung der Kernzonen I und II ist der Reaktivitätshub einzelner Regeltrimmstäbe im Mittel auf Werte unterhalb 1  $\beta$  begrenzt. Bei Annahme von Fehlfunktionen einzelner Regeltrimmstäbe reduziert sich der dann mögliche Reaktivitätshub durch Selbstabschirmungseffekte der auf einem Radius liegenden Regeltrimmstäbe noch wesentlich [119]. Damit ist insbesondere bei großen Reaktivitätsrampen, denen angenommene Fehlfunktionen einzelner Regeltrimmstäbe zugrunde liegen, der maximal mögliche Reaktivitätshub auf Werte weit unterhalb von 1  $\beta$  begrenzt. Von den Randbedingungen des Reaktorentwurfs her können Maximalwerte größer 1  $\beta$  aller Voraussicht nach nur in Kombination mit langsamen Reaktivitätsrampen in den Kern eingebracht werden, da nur diesen Rampen Fehlfunktionen zugrunde liegen, die das gesamte Regeltrimmstabsystem betreffen.

Ausgehend von diesen Überlegungen wurden für den Leistungsstörfall Einleitungsreaktivitätsrampen von 0.1, 0.3, 1.0 und 3.0  $\beta$ /sec näher untersucht. Trotz der oben aufgeführten Argumente wurde davon ausgegangen, daß alle der untersuchten Rampen zeitlich unbegrenzt in den Kern einlaufen. Werte bis maximal 1  $\beta$ /sec werden hier als der wahrscheinlich zu erwartende Bereich des Möglichen angesehen; Werte oberhalb 1  $\beta$ /sec als unwahrscheinlich.

Die Analyse des Leistungsstörfalls für den SNR-2000 wurde mit dem Programm HOPE [66] durchgeführt. Die Ergebnisse für die Einleitungsphase werden im nachfolgenden Abschnitt 3.3.1 aufgeführt, die Einordnung des ermittelten Störfallablaufs in das in Abschnitt 2 entwickelten strukturierte Phasenablaufdiagramm wird in Abschnitt 3.3.2 diskutiert.

### 3.3.1 Ergebnisse der Rechnungen für die Einleitungsphase bei unterschiedlichen Reaktivitätsrampen

#### 3.3.1.1 Ergebnisse für die Kernkonfiguration BEC-A

Charakteristische Daten aus der Störfallanalyse für den BEC-A Kern sind in der Tab.12 zusammengestellt. Wie aus den angegebenen Werten für Leistung und Nettoaktivität ersichtlich ist, befindet sich der Kern beim Auftreten des ersten Brennstabversagens in Abhängigkeit von der Einleitungsrampe in unterschiedlichen Zuständen bezüglich Reaktivität und Leistung. Für die kleinen Rampen tritt erstes Brennstabversagen erst

Tab.12 : Charakteristische Daten der Leistungsstörfall-Analyse  
für den SNR-2000 (BEC-A Konfiguration)

Kernkonfiguration	BEC-A				
	\$/sec	0.1 <sup>(a)</sup>	0.3	1.	3.
Einleitungsrampe	\$/sec	0.1 <sup>(a)</sup>	0.3	1.	3.
Zeitpunkt des ersten Brennstabversagens	sec	16.056	6.019	1.995	0.716
normierte Leistung	-	3.61	6.41	16.86	43.9
Netto-Reaktivität	§	0.270	0.501	0.770	0.901
axiale Position bezogen auf die Kernhöhe	%	69.	64.	50.	50.
Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase	sec	16.209	6.088	2.015	0.732
normierte Leistung	-	14.8	99.7	376.	415
Netto-Reaktivität	§	0.798	1.006	1.030	1.026
Anteil der bis zu dieser Zeit versagten Brennstäbe	%	29.	43.	43.	43.
Anteil des bis zu diesem Zeitpunkt geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	41.9	43.4	44.9	47.1
Reaktivitätsrampen					
Doppler	\$/sec	-1	-9	-20	-38
Void	\$/sec	20	32	35	40
Brennstoffbewegung	\$/sec	-15	-9	-1	8
Energiefreisetzung während der Kernzerlegungsphase bis zum Erreichen des ersten neutronischen Abschaltens	MWs	2934	5584	7682	8337
Anteil des bis zu diesem Zeitpunkt geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	42.0	46.4	49.1	51.2

(a) Eine energetische Kernzerlegung im konventionellen Sinn ist unter diesen Randbedingungen nicht zu erwarten.

nach längerer Zeit auf niedrigem Leistungs- und Reaktivitätsniveau auf, während bei den hohen Rampen die Nettoaktivität in sehr kurzer Zeit schon Werte bis zu 90  $\%$  bei fast 50-facher stationärer Leistung erreicht. Wegen des hierdurch sich stark unterschiedlich ausbildenden axialen Temperaturprofils im Hüllrohr liegt bei niedrigen Reaktivitätsrampen der Ort des berechneten ersten Brennstabversagens bei 69 % der aktiven Kernhöhe. Bei höheren Rampen wandert die Versagensposition wegen des relativ kalt bleibenden Hüllrohrs in die Kernmitte. Da beim BEC-A Kern durch die eingefahrenen Regelstäbe das Leistungsmaximum und auch die Maxima der Wertkurven für die Brennstoff und Kühlmittelreaktivitäten unterhalb der Kernmitte liegt, folgt aus den Rechnungen, daß das erste Brennstabversagen auf der Basis des im Abschnitt 3.2.5 diskutierten Berstspannungskriteriums nicht in axialen Zonen maximaler Leistung auftritt. Die Versagensposition ist wesentlich durch die Hüllrohrtemperaturverteilung bestimmt und wird in jedem Fall vom Ort maximaler Leistung aus nach oben hin verschoben.

Durch die nachfolgend versagenden Brennstäbe stellt sich für alle betrachteten Störfälle transient ein Reaktorzustand ein, bei dem nach dem in Abschnitt 3.2.9 definierten Kriterium der Gültigkeitsbereich der HOPE-Simulation erreicht wird. Angaben die den Reaktorzustand zu diesem Zeitpunkt charakterisieren, sind im zweiten Teil der Tabelle aufgeführt. Die Störfalldauer vom Auftreten eines ersten Brennstabversagens bis zum Erreichen des Umschaltkriteriums variiert zwischen  $\sim 150$  Millisekunden beim 10  $\%$ /sec-Fall und  $\sim 15$  Millisekunden beim 3  $\%$ /sec-Fall. Diese Differenzen sind zum einen durch das unterschiedliche Leistungs- und Reaktivitätsniveau des Reaktors beim Auftreten des ersten Brennstabversagens und zum anderen durch die daraus folgende unterschiedliche Versagenssequenz der verschiedenen Brennelementgruppen begründet. Der in diesem Zeitraum berechnete Netto-Reaktivitätshub ist für den 10  $\%$ /sec Fall mit  $\sim 53 \%$  wegen des niedrigen Anfangsreaktivitätsniveau maximal, während das Verhältnis der Leistungen der entsprechenden Zeitpunkten mit einem Faktor 4 minimal ist. Das Leistungsverhältnis nimmt für den 3  $\%$ /sec-Fall mit einem Faktor 10 Maximalwerte an bei einem gleichzeitigen Minimum des auftretenden Netto-Reaktivitätshubes von 12  $\%$ . Dies ist darauf zurückzuführen, daß sich der Reaktor beim 3  $\%$ /sec-Fall während des letzten Teils der Einleitungsphase auf promptkritischem Reaktivitätsniveau befindet.

Beim Erreichen des Umschaltpunktes sind für den 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall 29 % der Brennstäbe zerstört, 43 % in allen anderen betrachteten Fällen. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß beim BEC-A Kern 50 % der Brennelemente frisch eingesetzt sind. Nach dem in Abschnitt 3.2.5 diskutierten Versagenskriterium müssen diese eine maximale Schmelzfraktion von 90 % erreichen, ehe Brennstabversagen anzunehmen ist. Daraus folgt, daß für die untersuchten Fälle mit Einleitungsrampen  $\geq 30 \text{ ¢}/\text{sec}$  fast alle abgebrannten Brennelemente versagen müssen, ehe das Umschaltkriterium erreicht wird. Der Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars zum Zeitpunkt des Umschaltens in Nachfolgephasen zeigt eine leicht steigende Tendenz von kleinen Rampen zu großen. Das absolute Niveau liegt mit 40 - 50 % relativ hoch.

Für den weiteren Störfallverlauf sind die bis zum Umschaltzeitpunkt aufgebauten Reaktivitätsrampen von Interesse. Aufgrund der für die Simulation der Brennstoff-Natrium-Reaktion gewählten Parameter liegen die "void"-Rampen mit 20 - 40  $\text{§}/\text{sec}$  sehr hoch. Bei hohen Einleitungsrampen werden sie im wesentlichen durch negative Dopplerrampen kompensiert, bei niedrigen Einleitungsrampen durch negative Rampen aufgrund von Brennstoffaustragungseffekten aus dem Kühlkanal. Die Reaktivitätsrampen verursacht durch Brennstoffbewegung sind im Falle der hohen Einleitungsrampen positiv, da durch die sehr kurzen Zeiten des verfolgten Ablaufs die positiven Effekte von Brennstoffejektion und Brennstoffbewegung im Brennstab zur zentral gelegenen Versagensposition dominieren und möglicherweise negative Beiträge der Brennstoffbewegung im Kühlkanal nicht wirksam werden können. Die bei geringen Einleitungsrampen sehr kleinen negativen Dopplerrampen am Umschaltpunkt lassen auf eine in wesentlichen Bereichen des Kerns nur geringe transiente Änderung der mittleren Brennstofftemperatur schließen. Die im letzten Teil der Einleitungsrampe freigesetzte Energie führt zu einem wesentlichen Teil dazu, daß Brennstoff aufschmilzt. Daher ändern sich die mittleren Brennstofftemperaturen, die der Berechnung des Dopplereffektes zugrunde liegen, zu diesem Zeitpunkt nur wenig. Die am Umschaltpunkt sich aus den kompensierenden Einzelbeiträgen ergebenden Netto-Reaktivitätsrampen variieren zwischen 4 - 14  $\text{§}/\text{sec}$  mit Maximalwerten für den 1  $\text{§}/\text{sec}$  und den 30  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall. Da sich der Reaktor bei den Fällen mit Einleitungsrampen  $\geq 30 \text{ ¢}/\text{sec}$  in einem überpromptkritischen Reaktivitätszustand befindet, ist für diese Fälle auf der Basis der hier

diskutierten Daten davon auszugehen, daß die Störfälle entsprechend den im Abschnitt 2.1 entwickelten Bedingungen in eine energetische Kernzerlegungsphase einlaufen, obwohl die diesen Reaktivitäten zugeordneten Rampen mit 10 - 14  $\$/\text{sec}$  relativ klein sind. Beim 10  $\$/\text{sec}$ -Fall ist der Reaktor am Umschaltzeitpunkt noch unterpromptkritisch und es treten auch nur milde Nettoreaktivitätsrampen auf. Die für alle diese Fälle zu erwartenden Konsequenzen in den Nachfolgephasen werden im Abschnitt 3.3.2 ausführlicher diskutiert.

Neben den in der Tabelle 12 aufgeführten mehr integralen Daten ist es zum besseren Verständnis des berechneten Störfallablaufs notwendig, die Leistungs- und Reaktivitätsverläufe, sowie Charakteristiken der Versagenssequenz von Brennstäben für die einzelnen Fälle näher zu untersuchen. Dies soll im folgenden an Hand der Störfälle mit Einleitungsrampen von 3  $\$/\text{sec}$  und 10  $\$/\text{sec}$  für den BEC-A Kern durchgeführt werden.

Der Leistungsverlauf und der Verlauf der Netto-, "void"- und Brennstoffreaktivität für den 3  $\$/\text{sec}$ -Störfall im BEC-A Kern sind in Abb. 24 in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Aufgetragen sind die transienten Verläufe für den hier interessierenden Zeitbereich zwischen erstem Brennstabversagen und Erreichen des Umschaltzeitpunkts. Man sieht, daß der Verlauf der Nettoreaktivität über weite Bereiche durch die "void"-Reaktivität bestimmt wird und erst im letzten Teil des Störfallablaufs Brennstoffbewegungsvorgänge eine gewisse Rolle spielen, wenn auch ihr absoluter Beitrag gering ist. Die Leistungsentwicklung zeigt den erwarteten extremen Anstieg in dem Augenblick, in dem die Nettoreaktivität überpromptkritische Werte erreicht.

Um die dieses Reaktivitäts- und Leistungsverhalten bestimmende Versagenssequenzen der Brennstäbe im Einzelnen diskutieren zu können, sind charakteristische Daten der Brennstäbe am Versagenszeitpunkt über der Zeit des Störfallablaufs in den Abb. 25 und 26 dargestellt. Charakteristische Daten im Hinblick auf die Auswirkungen des in Abschnitt 3.2.5 diskutierten Versagenskriteriums sind der Druck in der Schmelzkavität und die axial maximale Schmelzfraktion im Brennstab zum Zeitpunkt des Versagens (Abb. 25). Bezüglich der Diskussion der durch das Versagenskriteriums hervorgerufenen Versagenssequenz sind die zugeordneten stationären Werte der maximalen linearen Stabileistung und des Abbrandzustands interessant (Abb. 26).

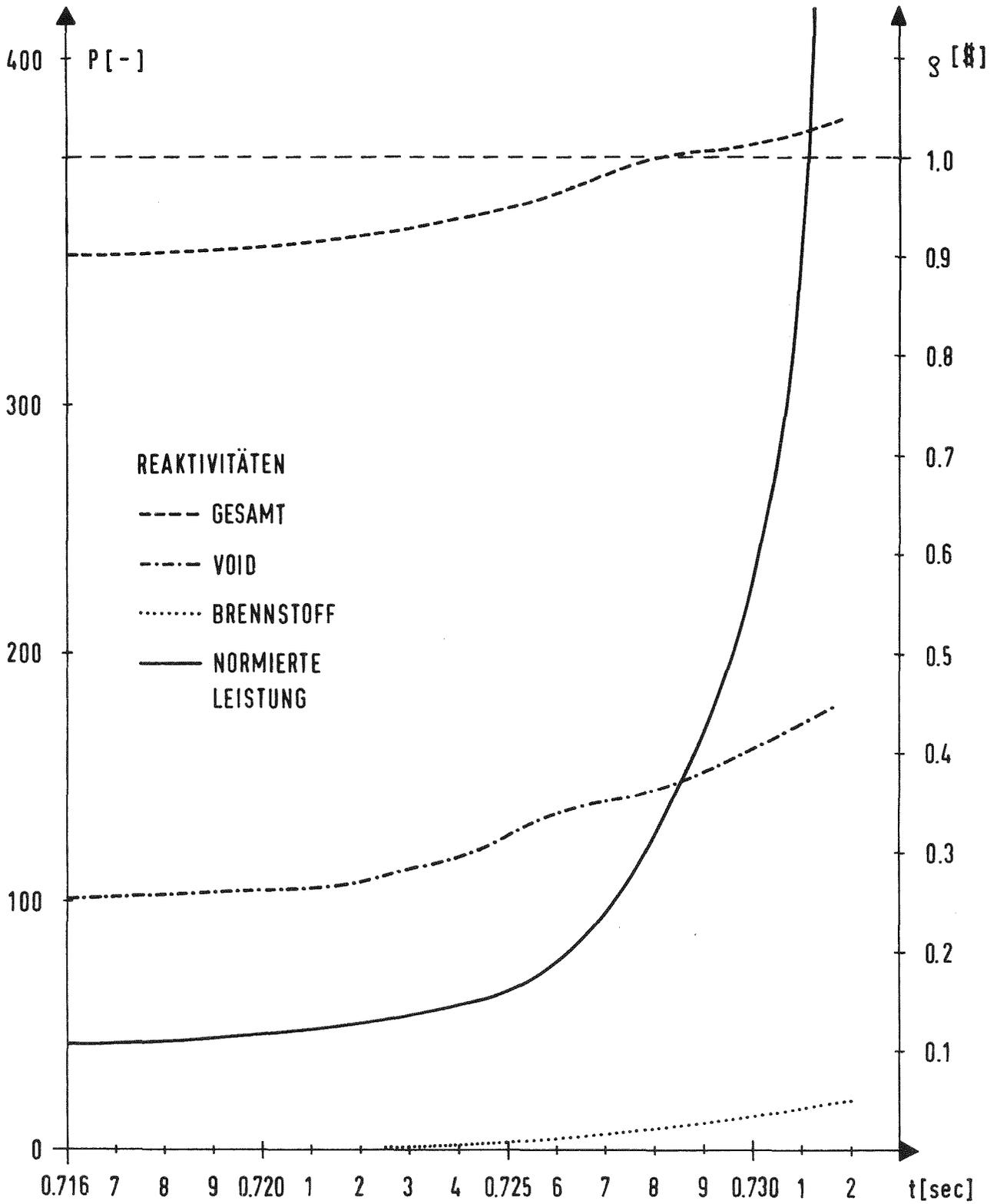


Abb. 24: Leistungs- und Reaktivitätsverläufe für den 3 \$/sec-Leistungsstörfall in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen (BEC-A Konfiguration)

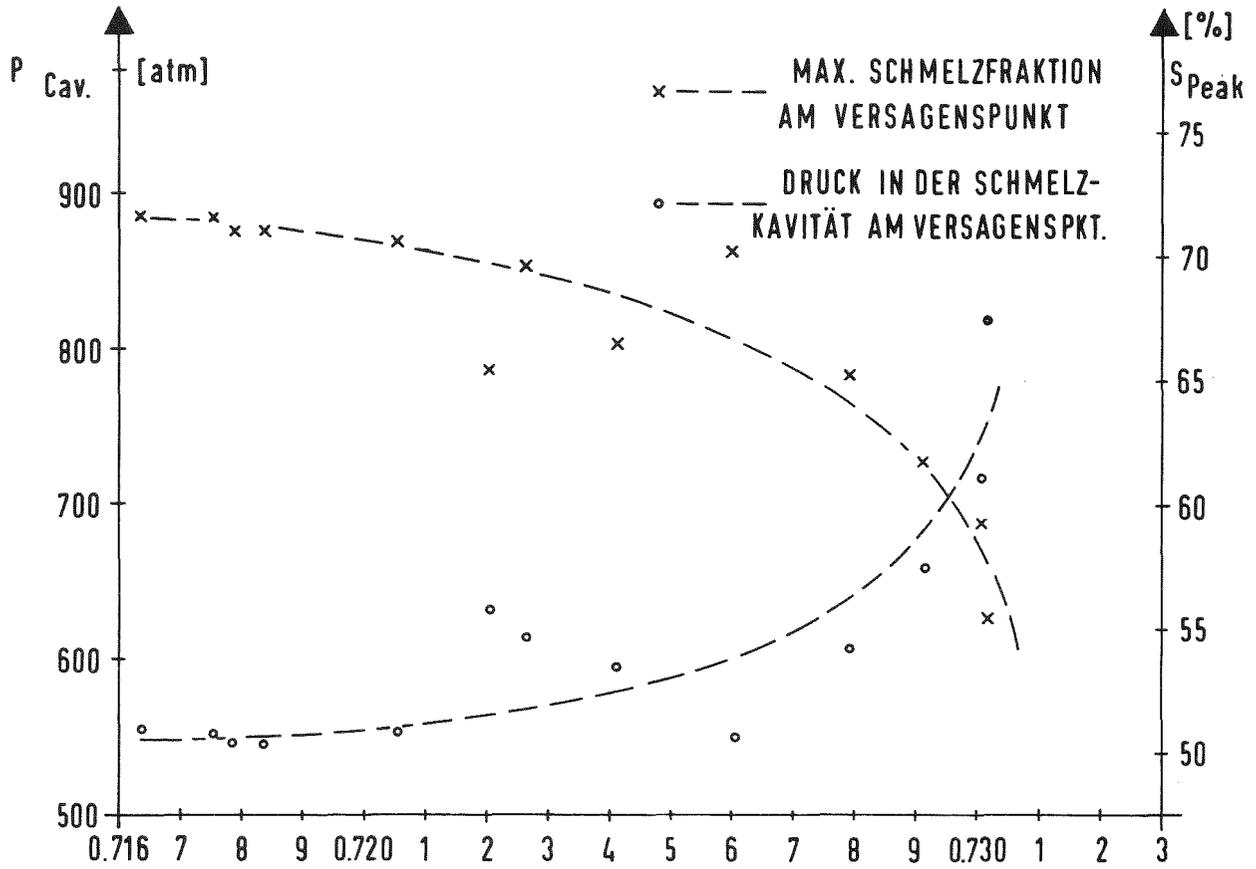


Abb. 25: Maximale Schmelzfraction und Druck in der Schmelzkavität in Abhängigkeit von den zeitlich nacheinander versagenden Brennstäben beim 3 \$/sec-Leistungstörfall (BEC-A Konfiguration)

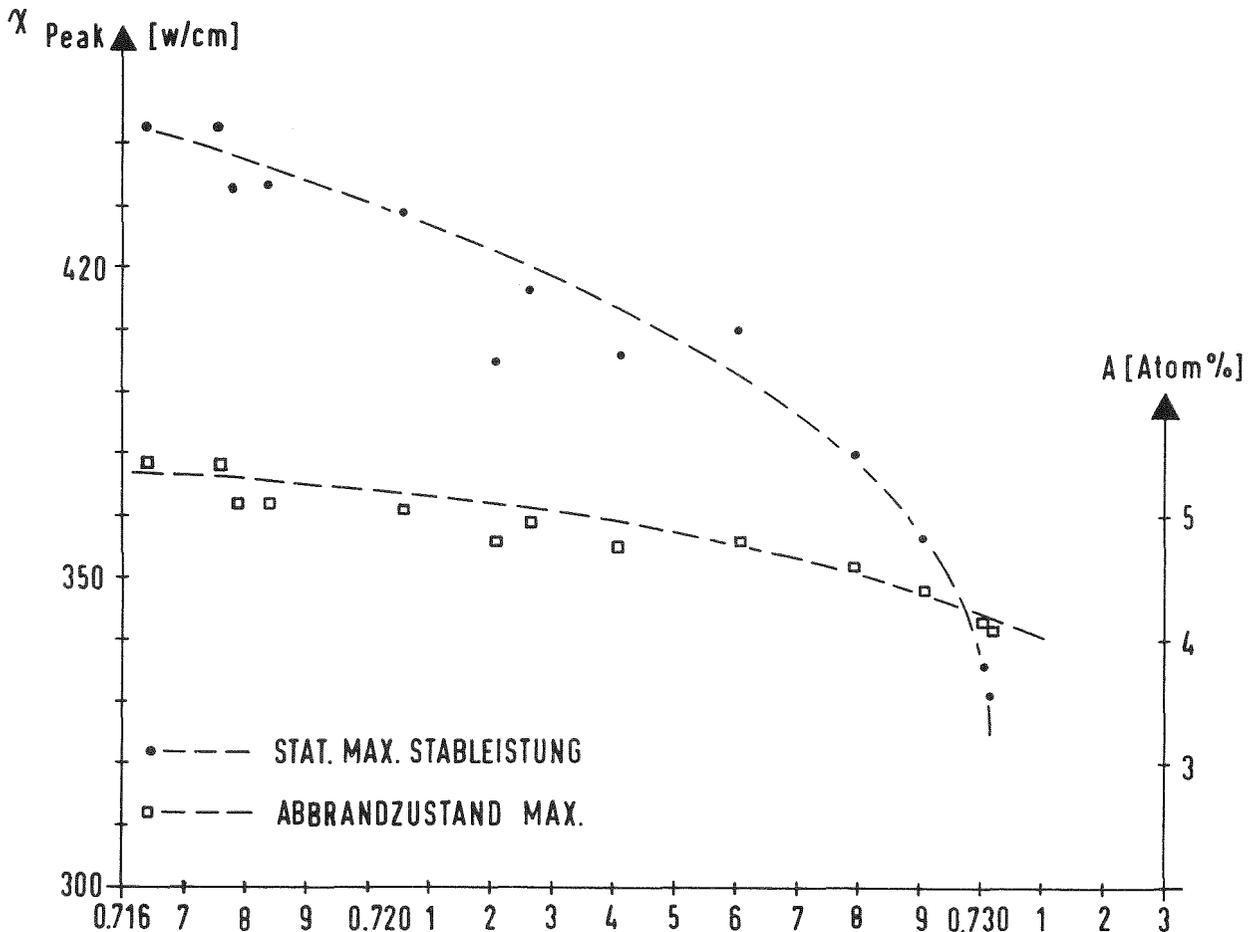


Abb. 26: Maximale stationäre lineare Stableistung und Abbrandzustand der zeitlich nacheinander versagenden Brennstäbe in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen für den 3 \$/sec-Leistungstörfall (BEC-A Konfiguration)

Aus den Abbildungen ist zu entnehmen, daß beim BEC-A Kern die stationär thermisch hochbelasteten Brennstäbe maximalen Abbrands zuerst versagen. Der für diese Brennstäbe sich in der Schmelzkavität aufbauende Druck liegt bei 550 bar, die maximale Schmelzfraktion bei 70 %. Die Werte für den Druck in der Schmelzkavität liegen unterhalb, die für die Schmelzfraktion oberhalb entsprechend ermittelter Daten für den SNR-300 Brennstab [28]. Die Unterschiede sind im wesentlichen auf den größeren Durchmesser des SNR-2000 Brennstabs ( $d_B = 7.6$  mm) gegenüber dem des SNR-300 Brennelementes ( $d_B = 6$  mm) zurückzuführen. Beim SNR-2000 Brennstab ist zum einen bei gleichem Abbrandzustand und vergleichbarem Temperaturniveau im Brennstoff die gleiche Menge Spaltgas zurückgehalten wie beim SNR-300, zum anderen stehen aber wegen des prinzipiell ähnlichen Temperaturprofils mit gleicher Temperaturdifferenz zwischen Zentral- und Randtemperatur größere Brennstoff Volumina für die Rückhaltung von gleichen Mengen Spaltgas zur Verfügung. Daraus folgt, daß vor Erreichen wesentlicher Spaltgasfreisetzungsraten bei Anwendung der in Abschnitt 3.2.3 diskutierten DUTT-Formel mehr Brennstoff aufgeschmolzen werden muß und daß, wenn einmal Spaltgas in wesentlichem Umfang freigesetzt ist, für dieses Spaltgas mehr Volumen zur Verfügung steht. Größere Drücke bauen sich daher im SNR-2000 Brennstab erst bei im Vergleich zum SNR-300 hohen Brennstoffschmelzanteilen in der Kavität auf. Da die Druckbelastung des Hüllrohrs nach dem Berstspannungskriterium durch Reduktion des Drucks in der Schmelzkavität mit dem Verhältnis der Radien der Schmelzkavität zum Hullrohrinnenradius erfolgt, führt die Vergrößerung dieses Verhältnisses beim SNR-2000 Brennstab zu einer Erniedrigung des Druckes in der Schmelzkavität zu dem Zeitpunkt, bei dem Brennstabversagen nach dem Berstspannungskriterium angenommen wird.

In dem nachfolgenden Störfalle Ablauf versagen in zunehmendem Maße Brennstäbe mit niedriger stationärer Leistung und kleineren maximalen Abbrand (Abb.26). Als Folge dieser Versagenssequenz steigen am Versagenspunkt die Drücke in der Schmelzkavität wesentlich an, die maximalen Schmelzfraktionen werden kleiner, da nach der für die stationäre Brennstoffcharakterisierung verwendeten Dutt-Formel bei niedrigem Abbrand und niedriger Stableistung der stationär im Brennstoff zurückgehaltenen Spaltgasanteil größer wird. Gleichzeitig verschiebt sich die Versagensposition wegen der extrem ansteigenden Leistung zu axialen Positionen in der unmittelbaren Umgebung des Leistungsmaximums. Obwohl aufgrund des starken Anstiegs der "void"-Reaktivität der Reaktor in seiner letzten Phase uberpromptkri-

tisch wird und extreme Leistungstransienten auftreten, ist nur eine begrenzte Verringerung der zeitlichen Sequenzen zwischen dem Versagen aufeinanderfolgender Brennstäbe festzustellen (s. Abb. 25). Der Störfallablauf führt daher offensichtlich nicht zu autokatalytischen Wechselwirkungen zwischen Leistungs- und Reaktivitätsentwicklung aufgrund einer zunehmend dichter werdenden Versagenssequenz von Brennstäben.

Für den 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Störfall beim BEC-A Kern ergeben sich während des Störfallablaufs wesentlich andere Verhältnisse. In Abb. 27 sind der Leistungsverlauf und der Verlauf der Netto-, "void"- und Brennstoffreaktivität in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Aufgetragen ist wieder der Ausschnitt des Störfallablaufs zwischen erstem Brennstabversagen und Erreichen des Umschaltzeitpunkts. Im Gegensatz zum 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall ist hier der Verlauf der Nettoreaktivität nur in der ersten Teilphase dominant von der transienten Entwicklung der "void"-Reaktivität bestimmt. In der zweiten Teilphase wird der schnelle Anstieg der "void"-Reaktivität weitgehend von der Reaktivitätsrückwirkung des beweglichen Brennstoffs kompensiert. Die Brennstoff-Reaktivitätsrückwirkung ist wegen der hohen axialen Versagensposition der zuerst versagenden Brennstäbe über den gesamten betrachteten Zeitraum mit steigender Tendenz negativ. Da die Versagensposition im Laufe des Störfallablaufs wegen des starken Leistungsanstiegs in Richtung der axialen Position des Leistungsmaximums verschoben wird, dominiert in der Endphase des Störfalls wieder die transiente Entwicklung der "void"-Reaktivität den Verlauf der Nettoreaktivität, die aber nach wie vor weit unterpromptkritisch bleibt.

Die charakteristischen Daten der versagenden Brennstäbe am Versagenszeitpunkt sind für den 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall in gleicher Weise wie beim 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall in den Abb. 28 und 29 aufgetragen. Auch hier versagen die Brennstäbe, die stationär thermisch am höchsten belastet sind und die den größten Abbrand haben, zuerst. Der Druck in der Schmelzkavität liegt aber mit 650 bar über den für den 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall berechneten Werten; die maximale Schmelzfraktion mit 63 % unter den entsprechenden Werten des 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Falls. Dieser Unterschied ist durch das bei kleinen Einleitungsrampen höhere Temperaturniveau in der Schmelzkavität begründet. Bei den kleinen Einleitungsrampen steigt die Leistung über lange Zeiträume auf nur wenige Vielfache der stationären Leistung an, bevor erstes Brennstabversagen auftritt. Dementsprechend sind die Randzonen des Brennstoffs sehr gut gekühlt und es baut sich ein sehr steiles Temperaturprofil im Brennstoff auf. Dadurch sind die zen-

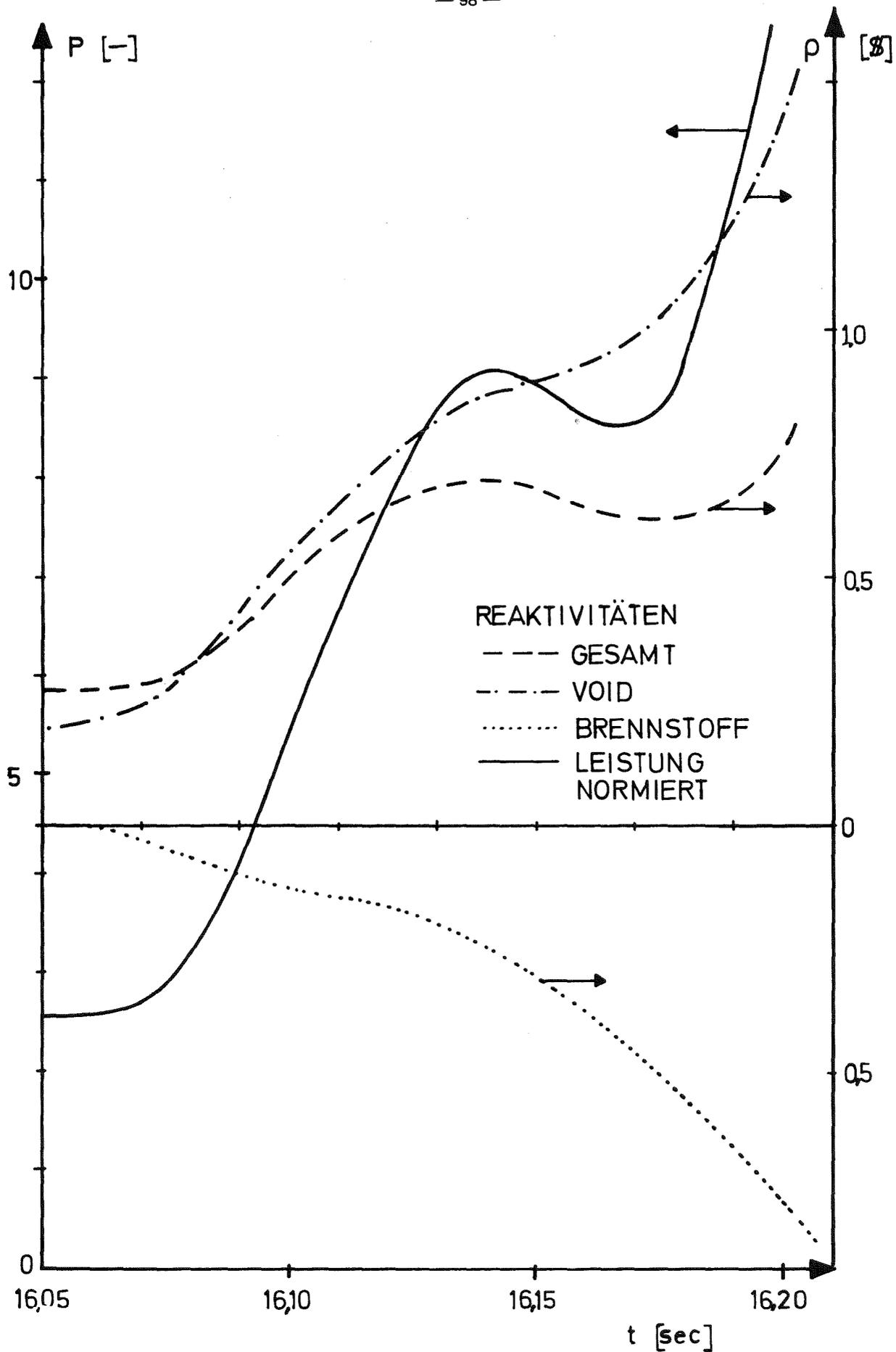


Abb. 27 : Leistungs- und Reaktivitätsverläufe für den 10 d/sec-Leistungstörfall in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen (BEC-A Konfiguration)

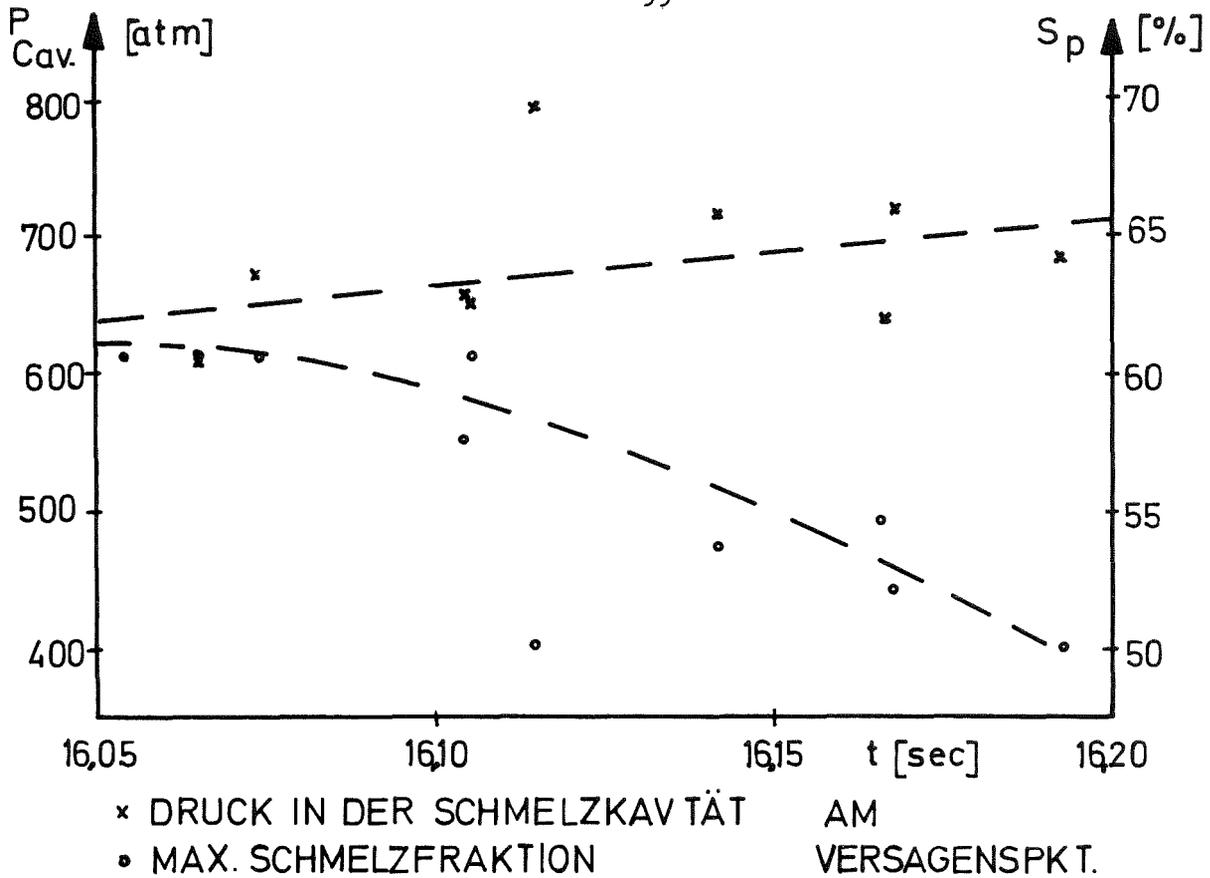


Abb. 28: Maximale Schmelzfraktion und Druck in der Schmelzkavität in Abhängigkeit von den zeitlich nacheinander versagenden Brennstäben beim 10  $\phi$ /sec-Leistungsstörfall (BEC-A Konfiguration)

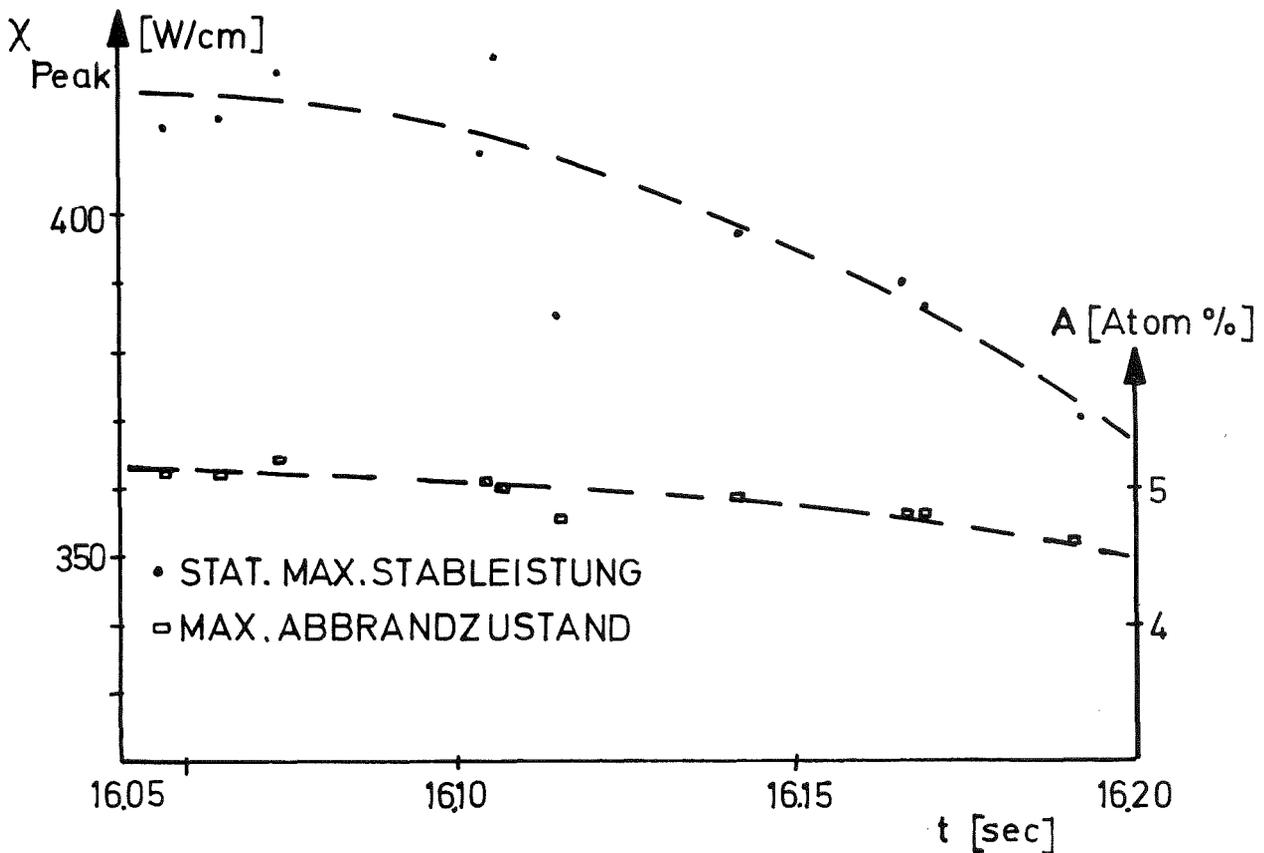


Abb. 29: Maximale stationäre lineare Stableistung und Abbrandzustand der zeitlich nacheinander versagenden Brennstäbe in Abhängigkeit von der Zeit seit dem ersten Brennstabversagen für den 10  $\phi$ /sec-Leistungsstörfall (BEC-A Konfiguration)

tralen Brennstoffzonen sehr heiß und das Spaltgas heizt sich transient wesentlich stärker auf, was bei vergleichbaren Volumina der Schmelzkavität zu höheren Drücken als beim 3 \$/sec-Fall führt. Bei diesem heizt sich nämlich der Brennstoff wegen des sehr schnellen Leistungsanstiegs auf das mehrere zeh- bis hundertfache der stationären Leistung annähernd adiabatisch auf, d.h. während der transienten Leistungsänderung bleibt die normierte Temperaturverteilung annähernd konstant. Damit ist bei gleicher mittlerer Brennstofftemperatur die Differenz zur Zentraltemperatur beim 3 \$/sec-Fall wesentlich kleiner als beim 10 c/sec-Fall. Das dadurch beim 3 \$/sec-Fall niedriger liegende Temperaturniveau in der Schmelzkavität des Brennstabs hat bei gleichen Volumina der Schmelzkavität niedrigere Drücke zur Folge.

Die beim 10 c/sec-Fall nachfolgend versagenden Brennstäbe zeigen im Vergleich mit den Verhältnissen des 3 \$/sec-Falls keine derart dichte Folge. Durch das fast um eine Größenordnung niedriger liegende Leistungsniveau ist der Anstieg des Drucks in der Schmelzkavität weniger stark ausgeprägt, während die maximalen Schmelzfraktionen bei Brennstabversagen auf Werte von 50 % zurückgehen. Diese Tendenz ist auf den im letzten Teil des Störfalls stark transienten Leistungsanstieg zurückzuführen, durch den in den Brennstäben niedriger Leistung Zonen mit relativ hohem Spaltgasgehalt in steigendem Maße aufgeschmolzen werden. Autokatalytische Wechselwirkung von Leistungsentwicklung und dichter werdender Folge von Brennstabversagen wird in diesem Fall nicht beobachtet.

#### 3.3.1.2 Ergebnisse für die Kernkonfiguration EEC-B

Die aus der Störfallanalyse des EEC-B Kerns folgenden charakteristischen Daten sind in Tab. 13 aufgeführt. Beim ersten Auftreten von Brennstabversagen sind die Unterschiede im Leistungs- und Reaktivitätsniveau des Reaktors zwischen den untersuchten Fällen vergleichbar mit den für den BEC-A Reaktor ermittelten, aber sowohl das Leistungs- als auch das Reaktivitätsniveau liegen höher; Brennstabversagen tritt zu einem früheren Zeitpunkt auf. Dieses schon am Anfang des Störfalls unterschiedliche Verhalten des EEC-B Kerns gegenüber dem BEC-A Kern ist auf die in Abschnitt 3.1 und 3.2 diskutierten Änderungen der positiven "void"-Reaktivität (25 % größer) und des Dopplerkoeffizienten (65 % kleiner) zurückzuführen. Aufgrund der anderen axialen Leistungsverteilung des EEC-B Kerns liegen die ersten Versagenspositionen beim EEC-B Kern darüberhinaus

Tab.13: Charakteristische Daten der Leistungsstörfall-Analyse  
für den SNR-2000 (EEC-B Konfiguration)

Kernkonfiguration	EEC-B				
Einleitungsphase	\$/sec	0.1 <sup>(a)</sup>	0.3	1.	3.
Zeitpunkt des ersten Brennstabversagens	sec	14.521	5.505	1.849	0.672
normierte Leistung	-	3.84	7.26	19.2	53.7
Netto-Reaktivität	§	0.301	0.545	0.790	0.917
axiale Position bezogen auf die Kernhöhe	%	74.	69.	69.	64.
Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase	sec	14.570	5.545	1.872	0.683
normierte Leistung	-	11.6	34.2	133	349
Netto-Reaktivität	§	0.763	0.921	1.013	1.068
Anteil der bis zu dieser Zeit versagten Brennstäbe	%	9.	20.	59.	52.
Anteil des bis zu diesem Zeitpunkt geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	42.3	46.4	47.1	48.6
Reaktivitätsrampen					
Doppler	\$/sec	-1	-3	-9	-20
Void	\$/sec	17	30	43	50
Brennstoffbewegung	\$/sec	-9	-7	-4	10
Energiefreisetzung während der Kernzerlegungsphase bis zum Erreichen des ersten neutronischen Abschaltens	MWs	1611	6643	12436	17846
Anteil des bis zu diesem Zeitpunkt geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	42.6	49.3	56.9	65.7

(a) Eine energetische Kernzerlegung im konventionellen Sinn ist unter diesen Randbedingungen nicht zu erwarten

wesentlich höher. Dies gilt für alle untersuchten Fälle. Die relative Verschiebung der axialen Lage der Versagensposition gegenüber der Lage des axialen Leistungsmaximums ist in beiden Kernen vergleichbar, da für alle untersuchten Fälle die Brennstäbe zuerst versagen, die Brennelemente mit einer Standzeit von einem Jahr simulieren.

Die Variationsbreite der Störfalldauer vom ersten Brennstabversagen bis zum Erreichen des Umschaltkriteriums für den EEC-B Kern ist bei den verschiedenen untersuchten Einleitungsrampen wesentlich kleiner als beim BEC-A Kern. Diese Zeitspanne ist beim 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall nur 34 Millisekunden und reduziert sich beim 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall auf 11 Millisekunden. Der Unterschied zu den entsprechenden Werten des BEC-A Kerns, insbesondere der bei dem 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall, erklärt sich durch das stationär stark unterschiedliche Profil der radialen Leistungsverteilung in beiden Kernkonfiguration, das in Abschnitt 3.2.2 ausführlich diskutiert wurde. Die beim EEC-B Kern auftretende Leistungsüberhöhung in den zentralen Bereichen der Kernzone I läßt die mittleren Brennstofftemperaturen in diesen Bereichen sehr viel stärker ansteigen als in den übrigen Teilen des Kerns. Daher werden die lokal definierten Grenzbedingungen für Brennstabversagen und Umschaltkriterium in Relation zu anderen Teilen des Kerns in diesen Bereichen früher erreicht. Das für den EEC-B Kern berechnete Verhalten ist aufgrund der radialen Leistungsverteilung wesentlich inkohärenter bezüglich der simulierten Einzelphänomene verglichen mit dem BEC-A Kern.

Als Folge dieser stärkeren Inkohärenz ändern sich auch die für diese Teilphase charakteristischen Werte, wie der auftretende Reaktivitätshub und das Leistungsverhältnis zwischen den Werten am Ende und am Anfang. Der maximale Reaktivitätshub beim 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall reduziert sich beim EEC-B Kern um 7  $\text{¢}$  gegenüber dem BEC-A Kern, während er beim 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall um 3  $\text{¢}$  ansteigt. Das Leistungsverhältnis reduziert sich wesentlich beim Übergang vom BEC-A auf den EEC-B Kern. Dies ist darauf zurückzuführen, daß das Umschaltkriterium nach kürzerer Zeit auf im allgemeinen etwas niedrigerem Reaktivitätsniveau erreicht wird.

Der Einfluß der unterschiedlichen radialen und axialen Leistungsverteilung zwischen dem EEC-B und dem BEC-A Kern (s. Abschnitt 3.2.2) zeigt sich in den Angaben des Anteils von Brennstäben, die bei Erreichen des Umschaltkriteriums zerstört sind. Im Falle einer Einleitungsrampe von 10  $\text{¢}/\text{sec}$  führen schon die Rückwirkungen von 9 % der Brennelemente zu einem Kern-

zustand, bei dem in den zentralen Teilen des Kerns die Materialbewegungen durch Brennstoffdispersionmechanismen wesentlich beeinflusst werden. Für den 30  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall liegt dieser Anteil mit 20 % auch noch unter dem für den BEC-A Kern ermittelten Wert. Für die hohen Rampen dagegen liegen die für den EEC-B Kern berechneten Werte mit 59 und 52 % wesentlich über den entsprechenden des BEC-A Kerns. Hierin kommt zum Ausdruck, daß auf der Basis der zur stationären Charakterisierung des abgebrannten Brennstoffs gewählten Modelle (Restrukturierung und stationäre Spaltgasfreisetzung, s. Abschnitt 3.2.3) das Brennstabversagenskriterium bei schnellem Leistungsanstieg auf hohem Niveau kurze Versagenssequenzen zur Folge hat. Dementsprechend ist das Kritikalitätsniveau für den 3  $\text{§}/\text{sec}$ -Fall beim EEC-B Kern wesentlich höher als beim BEC-A Kern. Wegen der unterschiedlichen Leistungsverteilung und der in der Anfangsphase größeren Energiefreisetzung bei den für den EEC-B Kern berechneten Störfallabläufen liegen die Anteile des geschmolzenen Brennstoffinventars mit 42.3 - 48.6 % etwas höher als beim BEC-A Kern (Tabellen 12 und 13).

Vergleicht man die am Umschaltzeitpunkt berechneten Reaktivitätsrampen, so liegen die "void"-Rampen bei kleinen Einleitungsrampen entsprechend dem geringen Anteil defekter Brennstäbe unterhalb der vergleichbaren Werte des BEC-A Kerns, während die "void"-Rampen bei großen Einleitungsrampen mit 43 - 50  $\text{§}/\text{sec}$  erhebliche Werte annehmen. Bei den Reaktivitätsrampen für die sich aus der Brennstoffbewegung ergebenden Rückwirkungen zeigen sich ähnliche Relationen. Für die kleinen Einleitungsrampen ist der negative Beitrag weniger stark ausgeprägt, während für den 3  $\text{§}/\text{sec}$ -Fall eine Verstärkung der positiven Rückwirkung berechnet wird. Entscheidende Unterschiede zeigen sich bei der berechneten transienten Änderung der Dopplerrückwirkung. Diese sind für Einleitungsrampen  $\geq$  30  $\text{¢}/\text{sec}$  um den Faktor 2 - 3 kleiner als im BEC-A Fall. Hierin schlagen sich zwei Charakteristiken der unterschiedlichen stationären Auslegung der beiden Kernkonfigurationen nieder, wie sie im Abschnitt 3.2.2 einzelnen diskutiert sind. Zum einen befinden sich zum Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase wegen der radialen Leistungsverteilung große Kernbereiche in der Brennstoffschmelzphase, d.h. daß ein Großteil der transient freigesetzten Energie über die Schmelzwärme des Brennstoffs absorbiert wird und somit die transienten Änderungen der mittleren Brennstofftemperaturen begrenzt sind. Zum anderen kommt hier im Vergleich zum BEC-A Kern die starke ortsabhängige Verschiebung der

Verteilung der Dopplerkoeffizienten beim EEC-B Kern zur Auswirkung. Insgesamt führt die sehr starke Reduzierung der Dopplerreaktivitätsrampe insbesondere bei hohen Einleitungsrampen dazu, daß die Nettoaktivitätsrampen für den EEC-B Kern beim Übergang zur Kernzerlegungsphase mit Werten zwischen 20 - 40  $\beta$ /sec wesentlich über denen liegen, die für die BEC-A Konfiguration ermittelt werden. Als Folge dieser Situation ist davon auszugehen, daß die Leistungsstörfälle beim EEC-B Kern mit Einleitungsrampen  $\geq 30$   $\beta$ /sec in eine energetische Kernzerlegungsphase einlaufen, wenn auch für den 30  $\beta$ /sec-Fall das Reaktivitätsniveau mit 92  $\beta$  noch unterpromptkritisch ist.

### 3.3.1.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die mit dem Programm HOPE für die Einleitungsphase von Leistungsstörfällen beim SNR-2000 Reaktorkern erhaltenen Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden: Für den wahrscheinlichen Bereich von Einleitungsreaktivitätsrampen von einigen cent pro Sekunde bis einigen zehn cent pro Sekunde werden relativ milde Störfallabläufe berechnet, die aber in keinem der berechneten Fälle zu frühem Erreichen einer Unterkritikalität aufgrund von Brennstoffaustragungseffekten führten. Dies ist zum einen auf die Annahmen für das Versagenskriterium und die Brennstoff-Natrium-Reaktion zurückzuführen, zum anderen auf die gewählte 30-Kanalaufteilung des Reaktorkerns, durch die eine zeitlich gleichmäßig verlaufende Versagenssequenz berechnet wird. Bei einer derartigen Sequenz werden die in einigen Kanälen schon wirksamen negativen Brennstoffaustragungseffekte durch die "void"-Reaktivitätsrückwirkungen von frisch versagenden Kanälen weitgehend kompensiert.

Für den unwahrscheinlichen Bereich von Einleitungsreaktivitätsrampen von einigen Dollar pro Sekunde wurden relativ energetische Störfallabläufe vorhergesagt. Aus den hierfür berechneten, detailliert untersuchten Versagenssequenzen kann geschlossen werden, daß aufgrund der Feinaufteilung des stationären Reaktors eine autokatalytische Wechselwirkung zwischen Leistungs- und Reaktivitätsentwicklung aufgrund einer zeitlich immer kürzer werdenden Brennstabversagensfolge nicht eintritt.

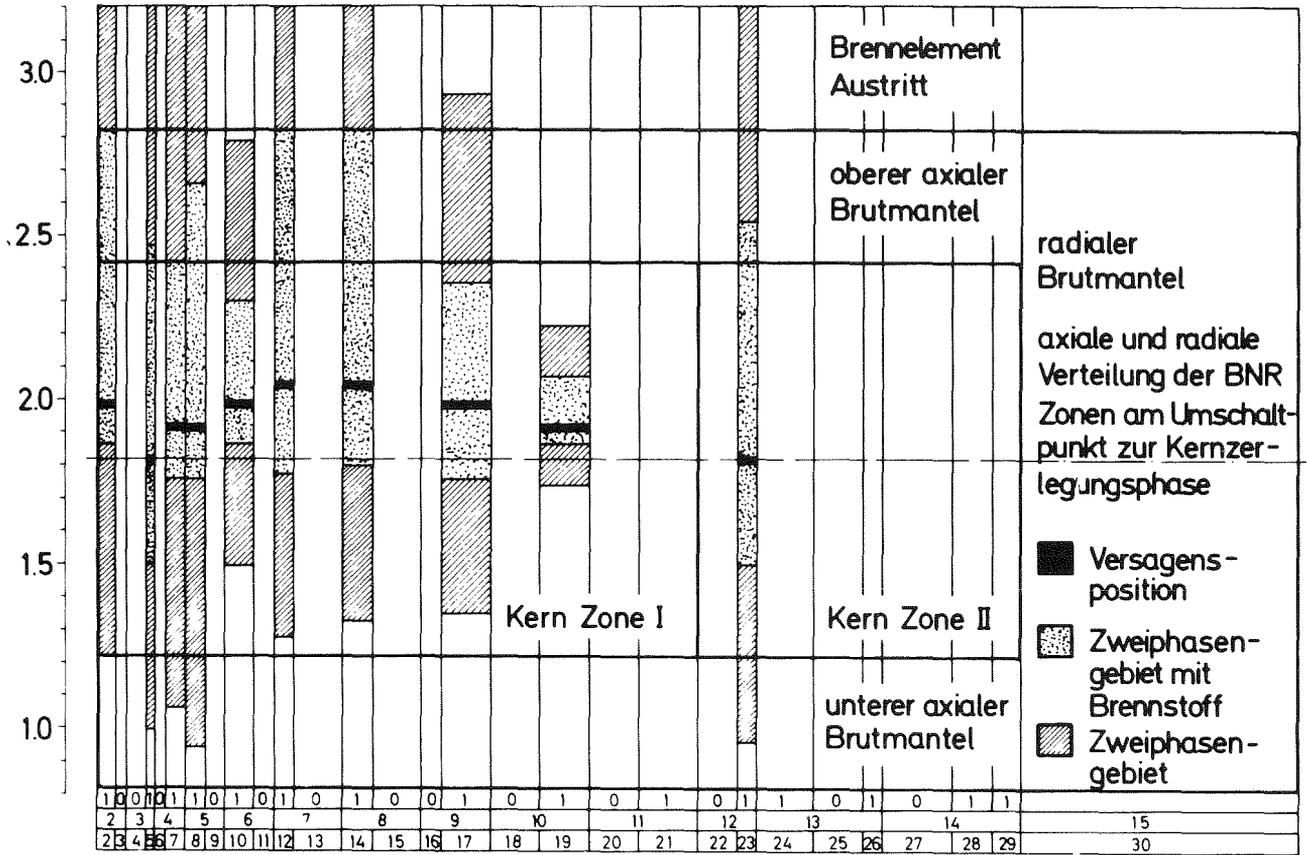
Die Rechnungen für das gesamte Spektrum der untersuchten Einleitungsrampen zeigten wesentlich energetischere Störfallabläufe für die EEC-B Kernkonfiguration. Dieser Umstand ist auf die gegenüber dem BEC-A Kern erheblich reduzierten negativen Dopplerreaktivitätsrückwirkungen bei Erreichen von Kritikalitätswerten in der Nähe von promptkritisch zurückzuführen. Die in diesen Phasen transient freigesetzte thermische Energie wird aufgrund

der radialen und axialen Leistungsverteilung des EEC-B Kerns in weiten Bereichen des Kerns durch Aufschmelzen des Brennstoffs absorbiert, so daß sich die mittleren Brennstofftemperaturen nur relativ wenig ändern.

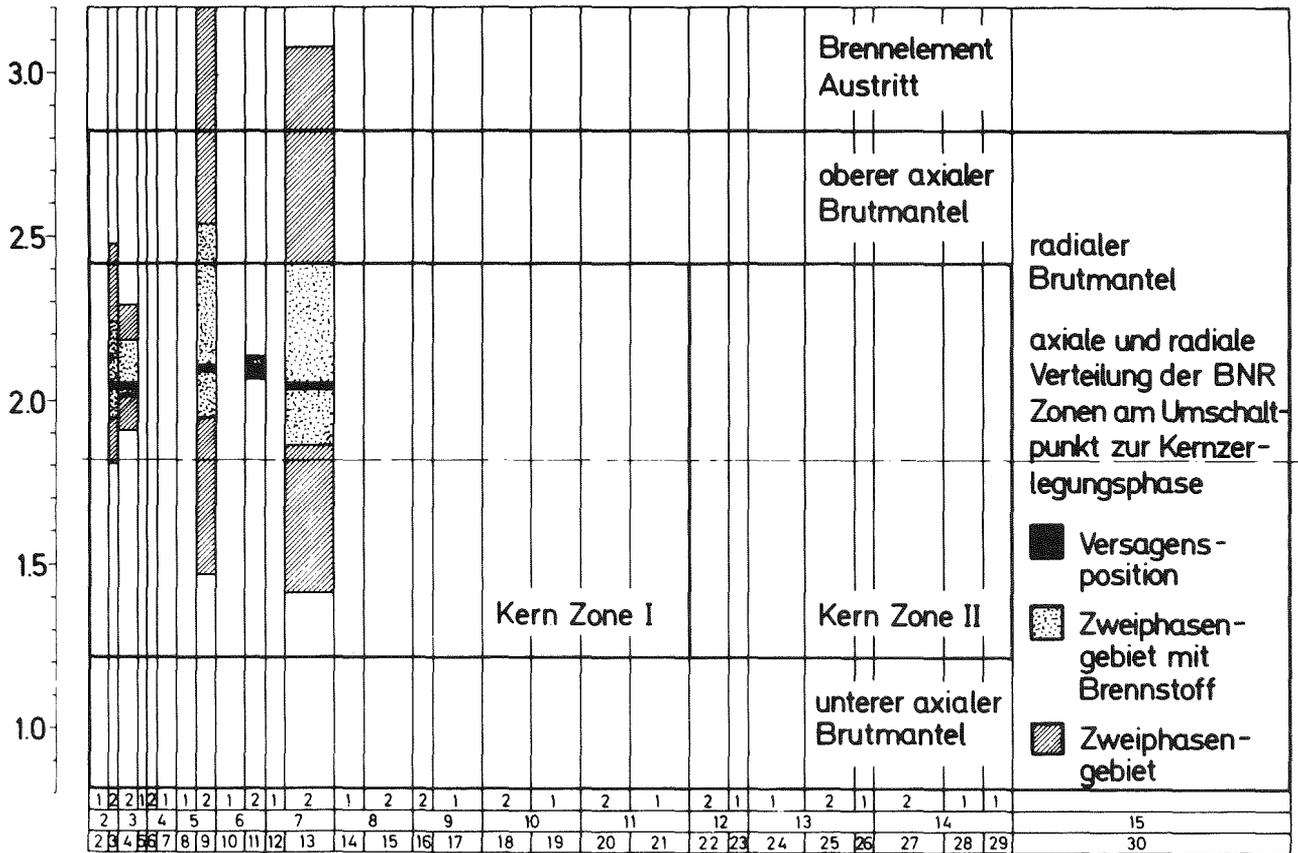
### 3.3.2 Einordnung der Leistungsstörfallsimulation in das strukturierte Phasenablaufdiagramm

Um die für den SNR-2000 durchgeführten Analysen des Leistungsstörfalls in das strukturierte Phasenablaufdiagramm einzuordnen, müssen der Grad der Kernzerstörung und die Bedingungen bezüglich Reaktivität des Systems und Leistungsniveau am Ende der Einleitungsphase an den in Abschnitt 2.1 angegebenen Kriterien überprüft werden, um eine qualitativ begründete Aussage über den im Einzelfall zu erwartenden Fortgang des Störfallablaufs geben zu können. Daher wird zunächst der Zustand des Kerns am Ende der Einleitungsphase diskutiert, wie er sich als Folge der mit HOPE berechneten Störfallverläufe einstellt. Ausgehend von dieser Diskussion werden die verschiedenen untersuchten Störfallabläufe in das strukturierte Phasenablaufdiagramm eingeordnet und es werden integrale Ergebnisse von Rechnungen für die energetische Kernzerlegungsphase angegeben, ohne auf die in dieser Phase dominanten Mechanismen näher einzugehen, da sie an anderer Stelle ausführlich diskutiert werden [120].

Der Zustand des BEC-A und EEC-B Kerns am Ende der für die Einleitungsphase durchgeführten Rechnungen ist in Abhängigkeit von der jeweils untersuchten Einleitungsrampe in den Abb. 30-34 dargestellt. Aus der gewählten Darstellung der kanalabhängigen axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge der Brennstoff-Natrium-Reaktion und von Gebieten, in denen Brennstoff im Kühlkanal verteilt ist, gewinnt man einen Eindruck von dem Zustand, in dem sich der Reaktor am Ende der Einleitungsphase befindet. Darüberhinaus ist die axiale Lage der im Laufe der transienten berechneten Brennstabversagensstelle gekennzeichnet. In der Darstellung sind die Kanäle entsprechend ihrer radialen Position im Reaktorkern angeordnet, die links liegenden Kanäle entsprechen den zentralen Positionen des Reaktorkerns. Die Dicke der Balken für einzelne Kanäle, die in Übereinstimmung mit der Abb. A1 in der untersten Zeile mit ihrer Kanalnummer gekennzeichnet sind, repräsentiert die Anzahl der durch den Kühlkanal simulierten Brennelemente.

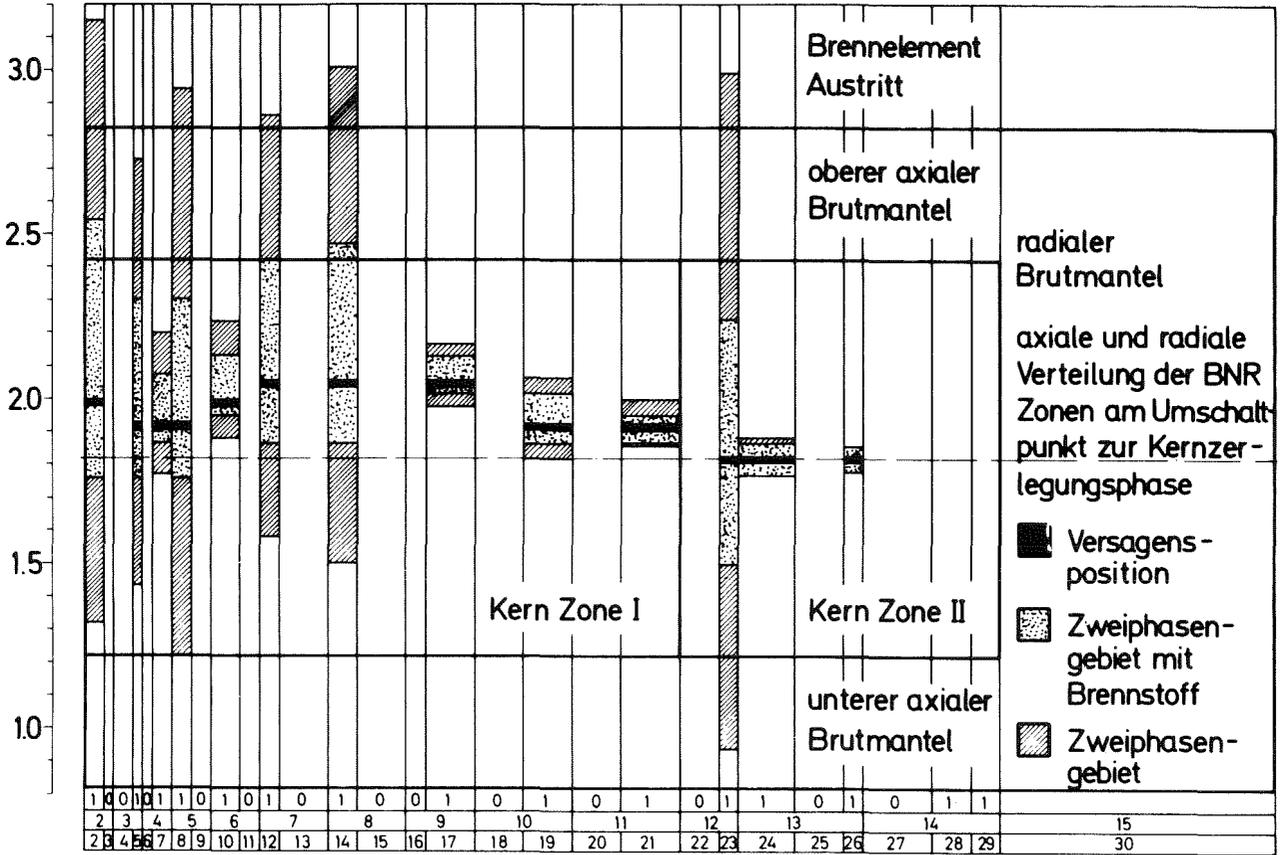


SNR-2000 : HOPE BEC-A 0,1\$/sec Reaktivitätsrampe

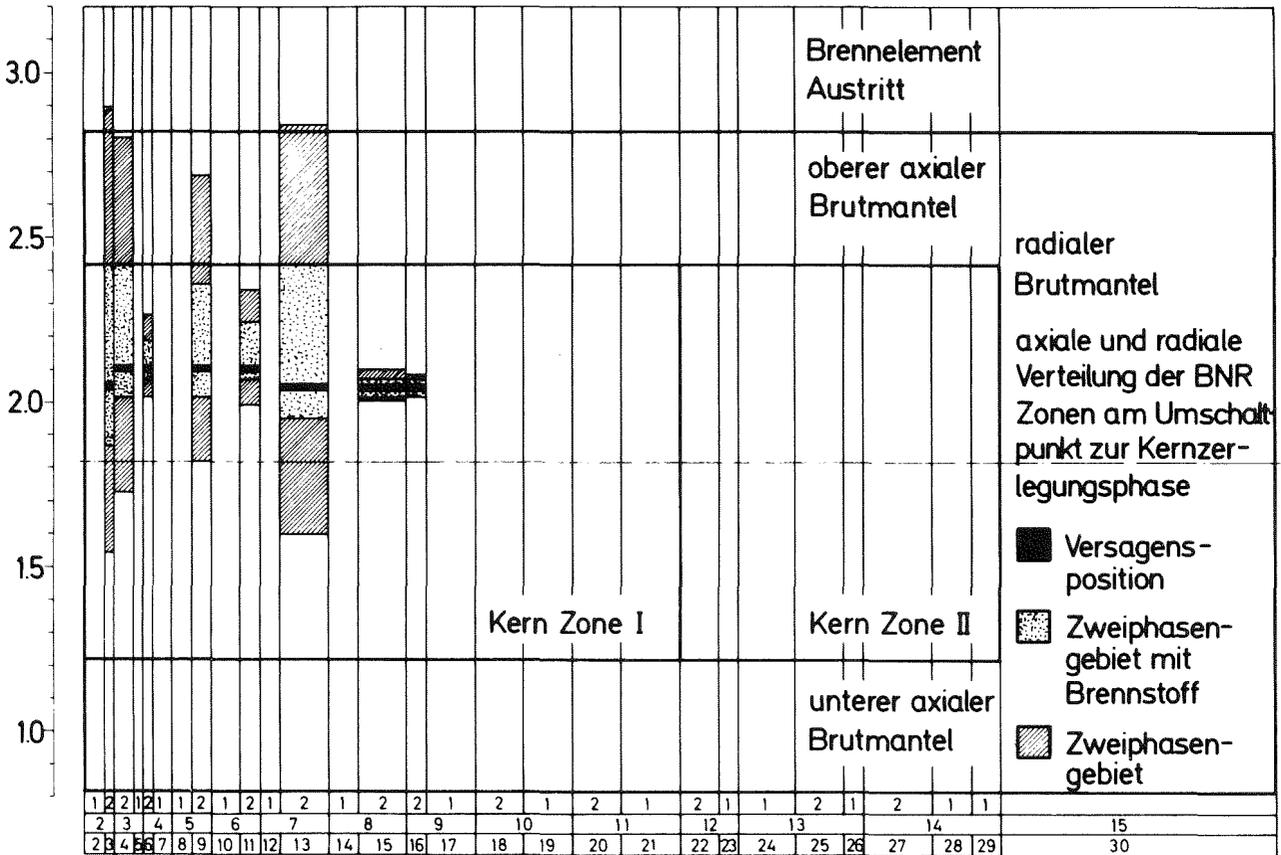


SNR-2000 : HOPE EEC-B 0,1\$/sec Reaktivitätsrampe

Abb. 30 : Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschalt- punkt zur Kernzerlegungsphase für den 10 \$/sec-Leistungsstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)

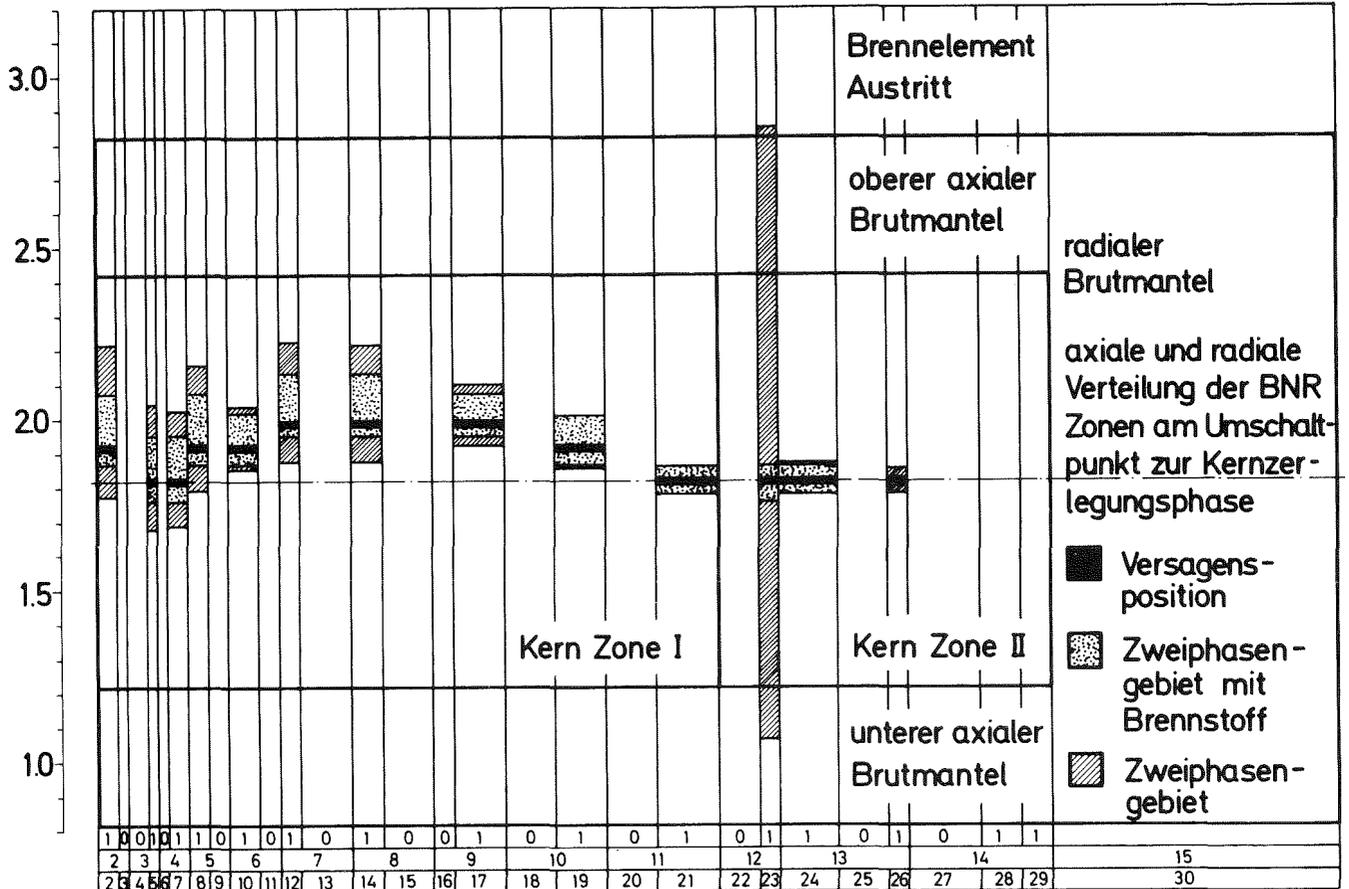


SNR-2000 : HOPE BEC A 0,3 \$/sec Reaktivitätsrampe

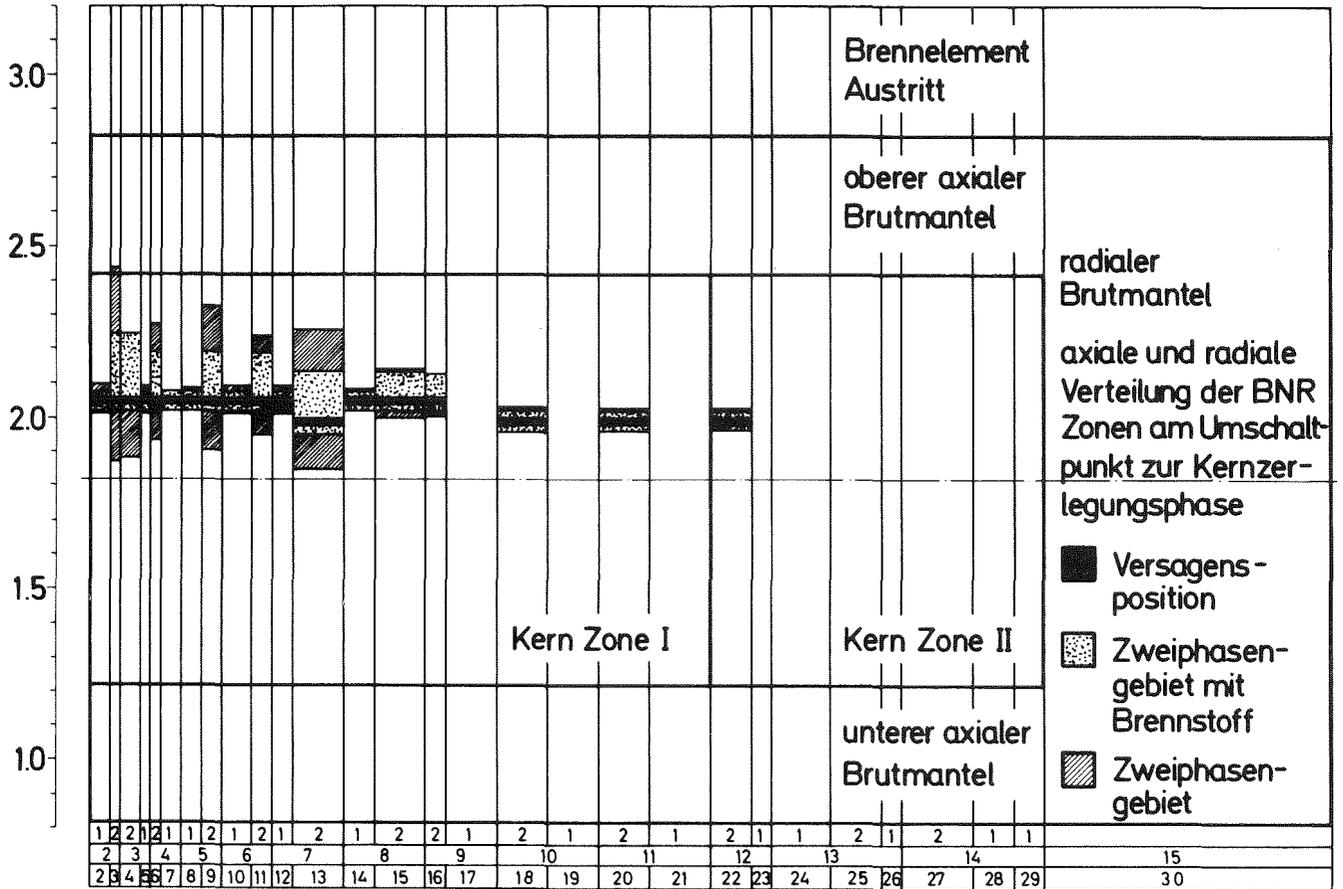


SNR-2000 : HOPE EEC-E 0,3 \$/sec Reaktivitätsrampe

Abb.31 : Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschalt-  
punkt zur Kernzerlegungsphase für den 30 ¢/sec-Leistungstörfall  
(BEC-A und EEC-B Konfiguration)

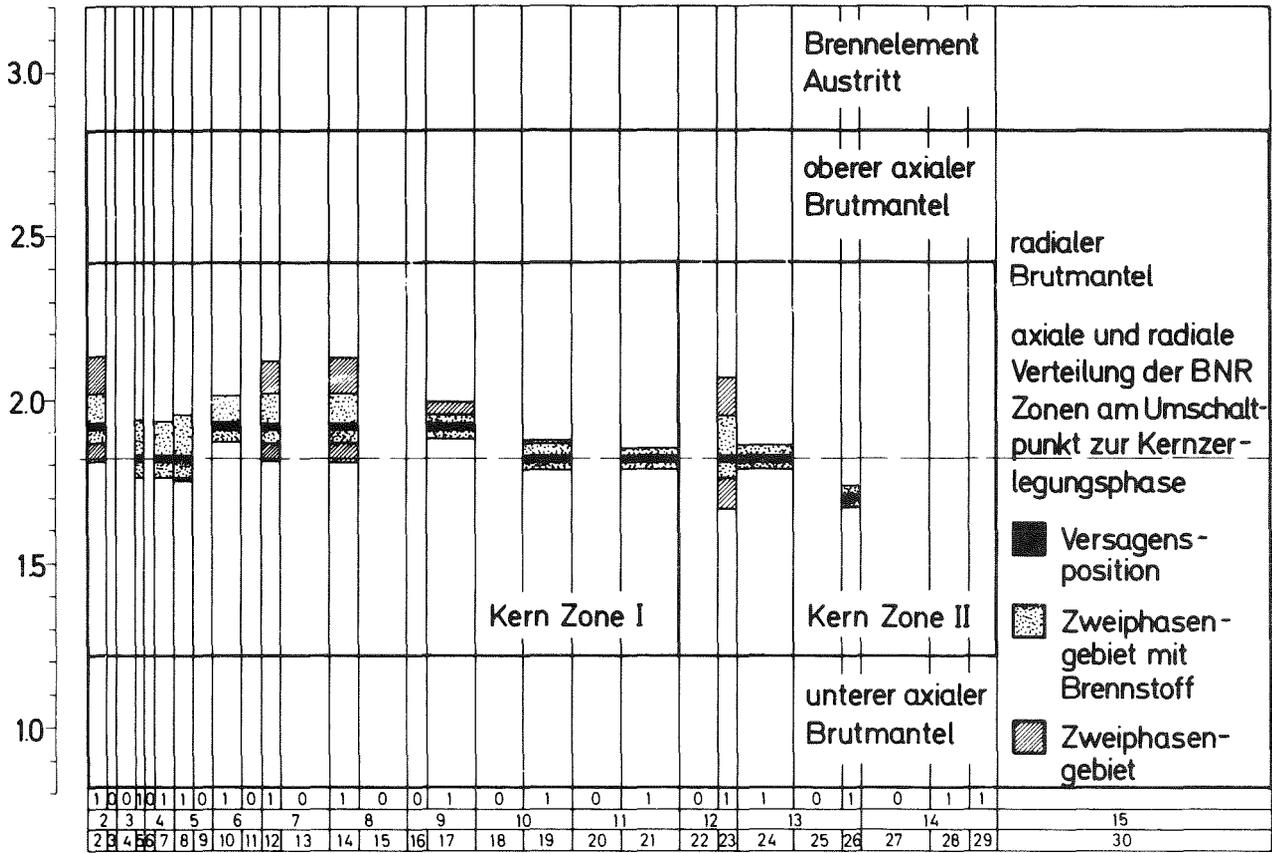


SNR-2000 : TOP BEC-A 1 \$/sec Reaktivitätsrampe

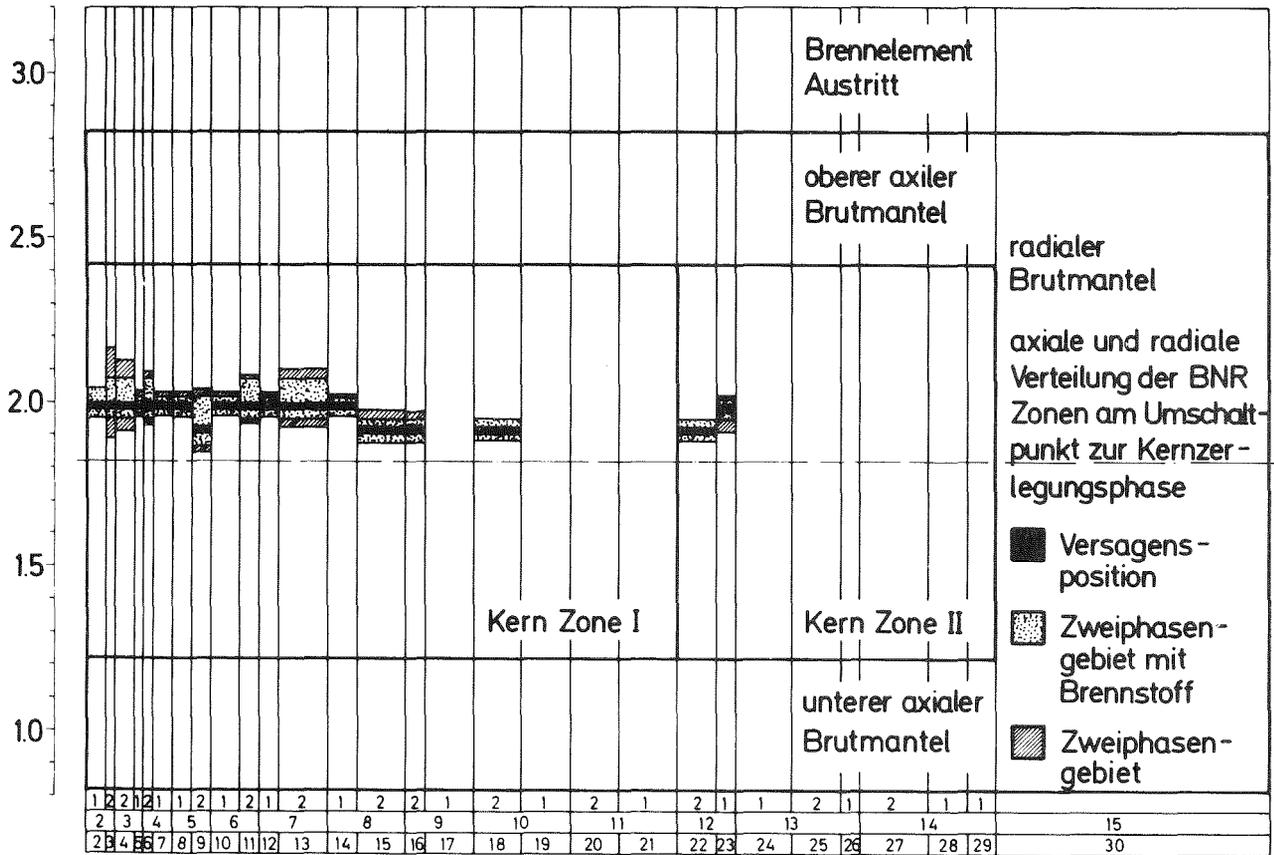


SNR-2000 : HOPE EEC-B 1 \$/sec Reaktivitätsrampe

Abb. 32 : Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschalt- punkt zur Kernzerlegungsphase für den 1 \$/sec-Leistungstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)



SNR-2000 : HOPE BEC-A 3\$/sec Reaktivitätsrampe



SNR-2000 : HOPE EEC-B 3\$/sec Reaktivitätsrampe

Abb. 33: Kanalabhängige Darstellung der axialen Ausdehnung von Zweiphasengebieten als Folge einer Brennstoff-Natrium-Reaktion am Umschalt- punkt zur Kernzerlegungsphase für den 3 \$/sec-Leistungstörfall (BEC-A und EEC-B Konfiguration)

Aus dem Vergleich der Zustände des BEC-A und EEC-B Kerns für jeweils gleiche Einleitungsrampen sieht man, daß für den 10  $\text{¢}/\text{sec}$ - und den 30  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall im Laufe des Störfalls beim BEC-A Kern wesentlich mehr Brennelemente versagen, als dies beim EEC-B Kern der Fall ist. Versagen wird jeweils nur für die Elemente mit maximalem Abbrand (Standzeit 1 bzw. 2 Jahre) ermittelt. In beiden Rampenfällen sind die Brennstoffpartikel schon in großen Bereichen der Kühlkanäle verteilt; für die 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fälle sind beträchtliche Mengen in den oberen axialen Brutmantel ausge-  
tragen.

Für die höheren Einleitungsrampen verschiebt sich das Bild. Wegen der relativ kurzen Zeiten zwischen Auftreten des ersten Brennstabversagens und Erreichen des Umschaltpunkts erstrecken sich die Zweiphasenfronten nur über kleine axiale Bereiche der Kernzone. Mit größeren Einleitungsrampen verschiebt sich die Position ersten Brennstabversagens in die Kernmitte. Die stark radial abhängige Axialverteilung der Leistung führt zu wesentlich stärkeren Variationen der axialen Lage der Versagensstelle beim BEC-A Kern als beim EEC-B Kern. Die Anzahl der versagten Brennstäbe für den EEC-B Kern liegt jeweils über der für den BEC-A Kern berechneten, da für die hohen Rampen im Laufe des Transienten auch Brennstäbe stationär hoher thermischer Leistung mit nur einem Jahr Standzeit versagen. Aber auch in diesem Falle sind die versagenden Brennstäbe in der Kernzone I konzentriert; in der Kernzone II versagen lediglich die Brennstäbe stationär hoher thermischer Leistung.

Auf der Grundlage der in den Tabellen 12 und 13 angegebenen Werte für die Reaktivität und die Leistung am Umschaltpunkt und den Informationen über den Umfang der Kernzerstörung am Ende der Einleitungsphase lassen sich die berechneten Störfallverläufe in das in Abschnitt 2 entwickelte strukturierte Phasenablaufdiagramm einordnen (siehe Übersichtsdiagramm Abb. 1 auf der ausklappbaren Seite am Ende des Berichts).

Die Fälle 0.2, 1.0 und 3.0  $\text{¢}/\text{sec}$  beim BEC-A Kern und die 1.0 und 3.0  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fälle beim EEC-B Kern erfüllen weitgehend die Bedingungen, in eine energetische Kernzerlegungsphase einzulaufen. Da die Nettoreaktivitätsrampen am Umschaltpunkt für den 1 und 3  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall hoch sind bei gleichzeitig auftretenden wesentlich überpromptkritischen Reaktivitätswerten ist mit einem direkten Ausblasen der Kernmaterialien in den Reaktortank

als Folge der energetischen Kernzerlegungsphase zu rechnen. Die erwartete Störfallsequenz kann für diese Fälle wie folgt angenommen werden:

EEC-B : 1  $\$/\text{sec}$ , 3  $\$/\text{sec}$

EP-B-PEK-L-(PMB-RT/PK)

Bei den für den BEC-A Kern ermittelten Randbedingungen des Übergangs in eine energetische Kernzerlegungsphase deuten die relativ kleinen Netto-Reaktivitätsrampen am Umschaltpunkt darauf hin, daß nur mäßiger Brennstoffdampfdruckaufbau während der Kernzerlegungsphase zu erwarten ist. Die resultierende Störfallsequenz wird daher durch Möglichkeiten bestimmt, während des Kernmaterialtransport durch die kalten Strukturen Blockaden aufzubauen. Da überwiegend Brennelemente mit einer Standzeit von einem Jahr versagt sind, lassen die bei dem hohen Leistungsniveau großen Spaltgasdrücke erwarten, daß eine permanent wirksame Brennstoffdispersion durch die Brennelementstrukturen in den Reaktortank einsetzt. Die erwartete Störfallsequenz kann wie folgt charakterisiert werden:

BEC-A : 30  $\text{¢}/\text{sec}$ , 1  $\$/\text{sec}$ , 3  $\$/\text{sec}$

EP-B-PEK-N-PAM-K-(PMB-RT/PK)

Für den 10  $\text{¢}/\text{sec}$ -Fall beim BEC-A Kern und den 10 und 30  $\text{¢}/\text{sec}$  beim EEC-B Kern wurden weit bis knapp unterpromptkritische Reaktivitäten bei mittlerem Leistungsniveau am Umschaltpunkt berechnet. Die in den Abb. 32 und 33 enthaltene Information über den Umfang, in dem schon Brennstoffbewegung eingesetzt hat, deutet darauf hin, daß als Folge der Einleitungsphase eine Übergangsphase zu erwarten ist, die bei permanent wirkender Kernmaterialdispersion zu langfristig unterpromptkritischen Anordnungen führt. Die erwartete Störfallsequenz ist wie folgt charakterisiert:

BEC-A : 10  $\text{¢}/\text{sec}$

EEC-B : 30  $\text{¢}/\text{sec}$ , 10  $\text{¢}/\text{sec}$

EP-C-UEP-H-PAM-K-(PMB-RT/PK)

### 3.3.3 Zusammenfassung der Ergebnisse von Rechnungen zur Kernzerlegungsphase

Da diese mehr qualitative Angabe über die Störfallabläufe noch keine quantitative Aussage über die dabei in der Phase der mechanischen Belastung zu erwartenden Druckbelastungen zuläßt, wurden für alle betrachteten Fälle KADIS-Rechnungen durchgeführt [120, 121]. Die dabei erhaltenen

nen Ergebnisse sind teilweise nur mit Vorbehalten verwendbar, da nicht in allen Fällen die von der theoretischen Modellierung her vorgegebenen Randbedingungen einer energetischen Kernzerlegungsphase erfüllt sind (s. Abschnitt 3.2.9). In Abb. 34 sind einige charakteristische Daten dieser Analyse für den BEC-A und den EEC-B Kern in Abhängigkeit von der Einleitungsreaktivitätsrampe dargestellt. Charakteristische Daten im Sinne der nachfolgend zu betrachtenden Probleme, wie mechanische Belastung und langfristiger Einschluß frei beweglich werdender Kernmaterialien im Primärsystem, sind der am Ende der Kernzerlegungsphase auftretende Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die im Brennstoff gespeicherte thermische Energie.

Sowohl für den BEC-A Kern als auch für den EEC-B Kern zeigt sich, daß die charakteristischen Werte oberhalb von 1 \$/sec nur noch wenig von der Größe der Einleitungsrampe abhängen. Die im Brennstoff gespeicherte thermische Energie nimmt Maximalwerte von 15 - 25 000 MWs im maximal festgelegten unwahrscheinlichen Bereich möglicher Einleitungsrampen von 1 - 3 \$/sec an. Der Brennstoffdampfdruckaufbau in der Kernzerlegungsphase ist gering, so daß von daher keine wesentliche mechanische Belastung des Reaktortanks zu erwarten ist. Legt man für die Umsetzung der im Brennstoff gespeicherten thermischen Energie in mechanische Energie einen Konversionsfaktor von 1 - 2 % zugrunde, ein Wert der auf der Grundlage der vorhandenen Experimente als maximale obere Grenze angesehen werden kann [122], ergeben sich mechanische Belastungen, die einer mechanischen Energie von einigen hundert MWs entsprechen. Diese Werte können sowohl vom Reaktortank als auch von den Primärkreisläufen unter den im Abschnitt 2.6 definierten Bedingungen beim SNR-2000 absorbiert werden, ohne daß die mechanische Integrität gefährdet ist. Für den als unwahrscheinlich angesehenen Bereich von Einleitungsreaktivitätsrampen werden mit KADIS wesentlich niedrigere Werte der im Brennstoff gespeicherten thermischen Energie berechnet. Diese sind insbesondere bei sehr kleinen Werten aus den oben genannten Gründen mit Vorbehalten zu verwenden. In jedem Falle aber bestätigen die Ergebnisse die Zuordnung der Störfälle zu dem strukturierten Phasenablaufdiagramm. Es zeigt sich darüberhinaus, daß als Folge von Leistungsstörfällen, die als wahrscheinlich angesehen werden, nur mit einer geringen mechanischen Belastung von Reaktortank und Primärkreisläufen

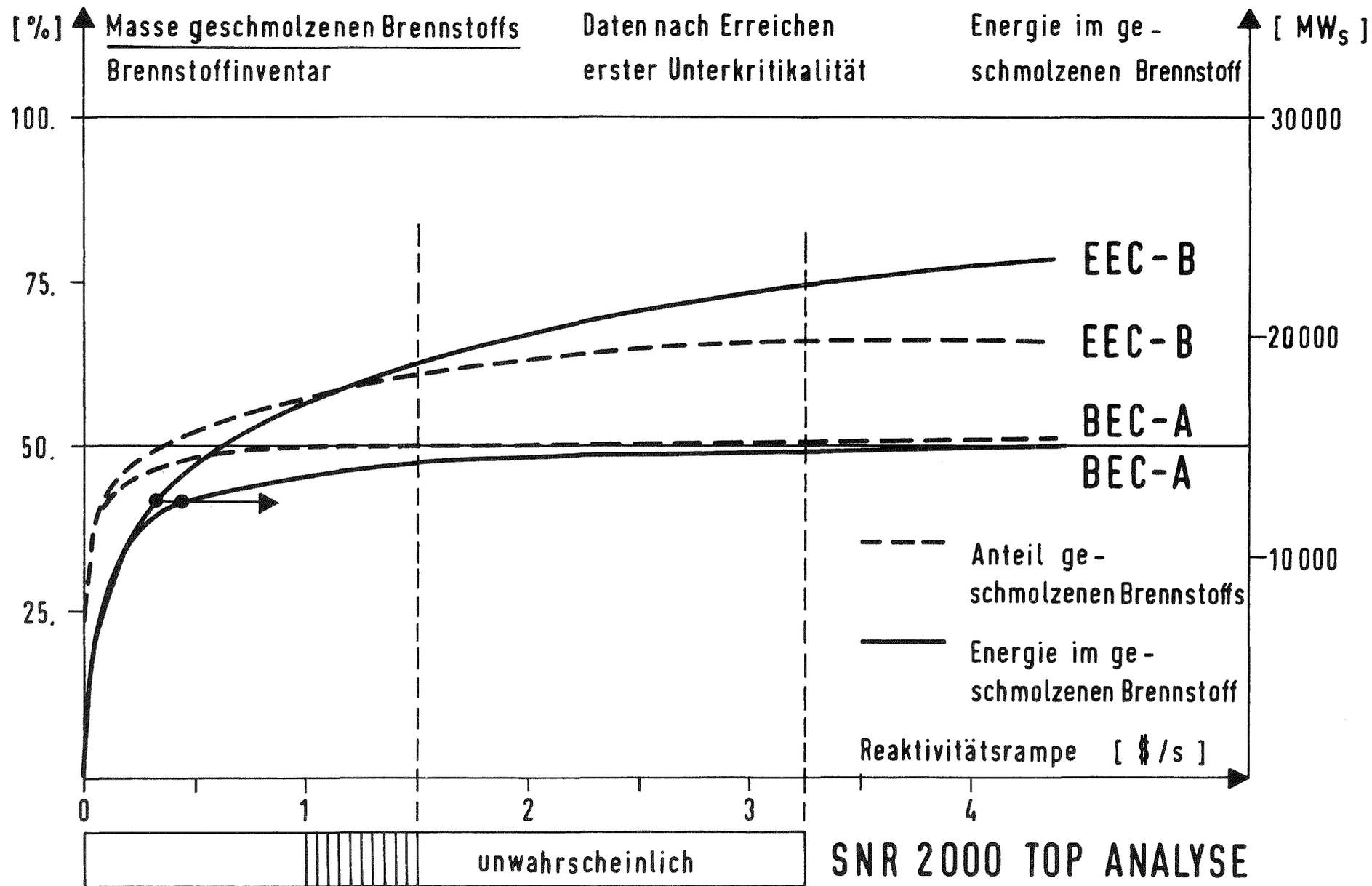


Abb. 34: Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die im geschmolzenen Brennstoff gespeicherte thermische Energie in Abhängigkeit von der Einleitungsreaktivitätsrampe beim ersten Erreichen der Unterkritikalität während der Kernzerlegungsphase (Leistungsstörfälle BEC-A und EEC-B Konfiguration)

zu rechnen ist.

Für alle betrachteten Leistungsstörfälle ist am Ende der Kernzerlegungsphase damit zu rechnen, daß 50 - 70 % des Brennstoffinventars geschmolzen ist. Dieser Anteil wird sich in der nachfolgenden Phase des Verhaltens von Kernmaterialien im Primärsystem durch die Nachzerfallswärmeproduktion in einer weitgehend zerstörten Kerngeometrie noch erhöhen. Damit sind erste Randbedingungen für konstruktive Lösungen eines internen oder auch externen Kernmaterialrückhaltesystems gesetzt.

Bezüglich der eingangs gestellten Frage nach begrenzenden Kriterien für die Leistungsgröße natriumgekühlter schneller Brutreaktoren durch die Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit kann abschließend festgestellt werden: Die Ergebnisse der Analyse von Leistungsstörfällen zeigen, auch bei Annahme von im Sinne der Störfallentwicklung konservativer Parameter, daß aus dieser Gruppe von Störfällen keine Argumente zu erwarten sind, die die Leistungsgröße begrenzen, wenn Vorkehrungen getroffen werden, 60 - 80 % des Kernmaterials in einem internen oder auch externen Rückhaltesystem langfristig kühlbar einzuschließen.

### 3.4 Simulation des Verhaltens des Reaktorkerns bei Durchsatzstörfällen

Als zweite notwendigerweise zu betrachtende Gruppe von Störfallinitiatoren wurde im Abschnitt 2. diejenige identifiziert, bei denen ein totaler Ausfall aller Kühlmittelpumpen bei gleichzeitigem Versagen des ersten und zweiten Abschaltsystems angenommen wird. Für den SNR-2000 wurden daher die Konsequenzen von Durchsatzstörfällen für den BEC-A und den EEC-B Kern ermittelt. Die Einleitungsphase des Störfalls wurde mit dem Programm CAPRI-2 [65] simuliert, die energetische Kernzerlegungsphase mit dem Programm KADIS [67]. Die Ergebnisse für die Einleitungsphase werden im folgenden Abschnitt 3.4.1 im einzelnen diskutiert. Die Diskussion der sich aus der Einleitungsphase ergebenden Randbedingungen für zu erwartende Folgephasen stehen im Mittelpunkt des Abschnitts 3.4.2, in dem der Durchsatzstörfall in das in Abschnitt 2. entwickelte strukturierte Phasenablaufdiagramm eingeordnet wird. Auf integrale Ergebnisse der KADIS Simulation wird in Abschnitt 3.4.3 nur kurz eingegangen, da sie an anderer Stelle ausführlich dokumentiert sind [120].

### 3.4.1 Ergebnisse der Rechnungen für die Einleitungsphase

Die bei totalem Ausfall aller Kühlmittelpumpen auftretende Massendurchsatzreduktion wird in CAPRI-2 aus der vorzugebenden zeitlichen Änderung der Druckdifferenz zwischen Kühlmittlein- und -austrittsplenum berechnet. Der dem SNR-2000 zugrunde liegende Entwurf des Primärsystems führt zu der folgenden zeitabhängigen Änderung des Kühlmitteldruckes im Eintrittsplenum:

$$p_E^o(t) = p_A^o + p_S^o + [p_E^o - p_A^o - p_S^o] F(t)$$

$$p_E = \text{stationärer Kühlmitteldruck im Eintrittsplenum [bar]}$$

$$p_A^o = \text{stationärer Kühlmitteldruck im Austrittsplenum [bar]}$$

$$p_S^o = \text{statische Druckdifferenz zwischen Kühlmittleintritts- und -austrittsplenum}$$

$$F(t) = \text{normierte Zeitfunktion}$$

$$F(t) = \exp(-2.77 \cdot 10^{-2}t + 2.9 \cdot 10^{-5}t + 8.4 \cdot 10^{-8}t)$$

$$t = \text{Zeit seit Störfallbeginn [sec]}$$

Die durch diese Drucktransiente ausgelöste Massendurchsatzänderung führt nach etwa 4 Sekunden zu einer Reduktion des Massendurchsatzes auf 50 %. Das sich als Folge der Massendurchsatzreduktion ergebende Siedeverhalten in den jeweils stationär thermisch höchstbelasteten Kühlkanälen des BEC-A und EEC-B Kerns ist in Abb. 35 in Abhängigkeit von der jeweiligen Siedezeit dargestellt; die sich durch unterschiedliche Siedereignisse in den verschiedenen Kanälen ergebenden Leistungs- und Reaktivitätsverläufe in Abb. 36.

Die Siedevorgänge werden am oberen Rande des Kerns initialisiert. Sie wandern wegen der gewählten niedrigen Überhitzung und dem axialen Leistungsverlauf in einen Zeitraum von etwa 0.2 - 0.3 sec nur sehr langsam in das obere Viertel des Kernbereichs hinein. Erstreckt sich die Siedezone über axiale Bereiche höherer Stabileistung, bewegt sich die untere Phasengrenze mit großen Geschwindigkeiten in zentrale Kernbereiche. Die aus Abb. 35 ersichtlichen Unterschiede im transienten Verhalten der unteren Phasengrenze zwischen dem BEC-A und dem EEC-B Kern in dieser Phase der

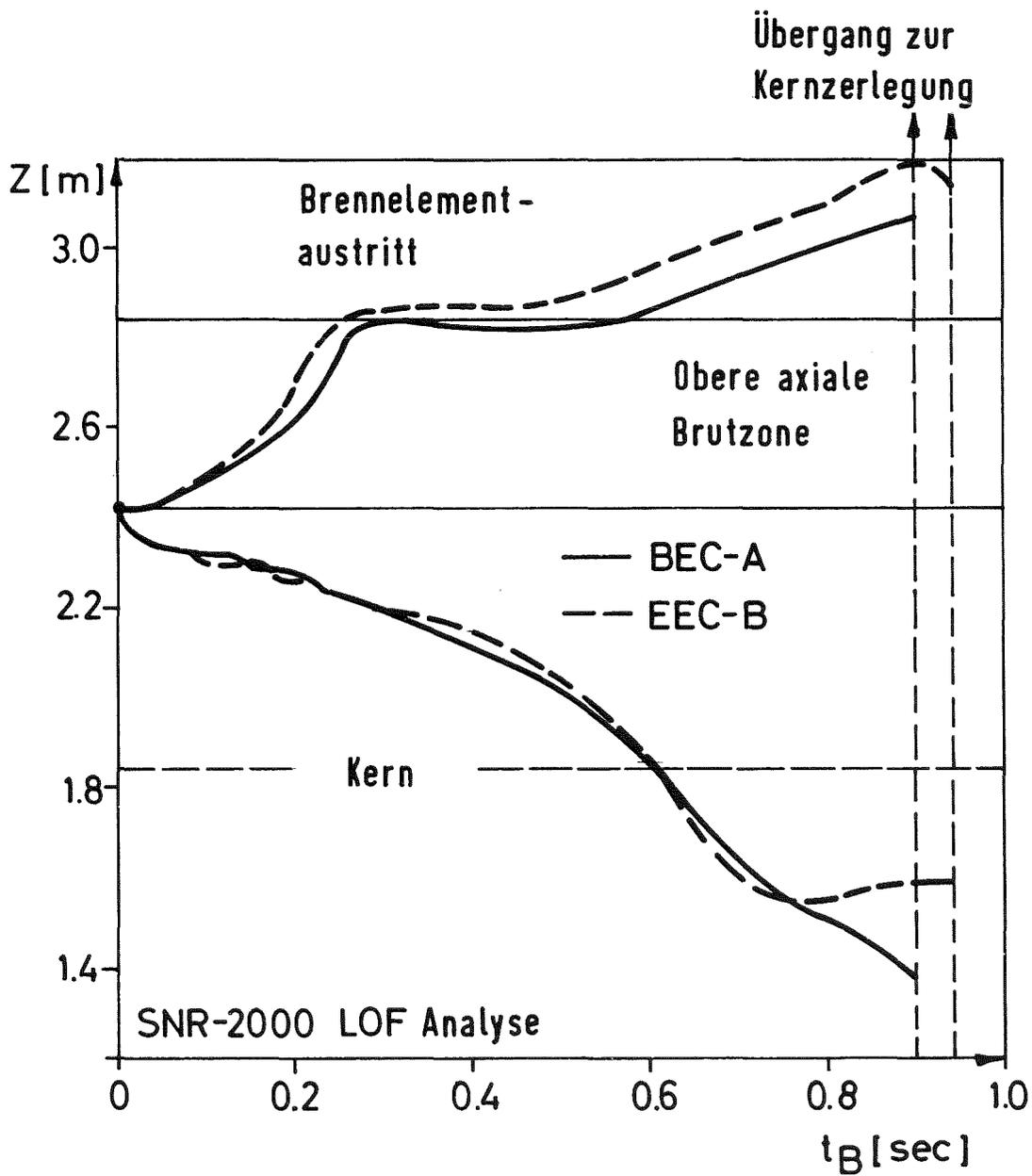


Abb. 35: Transiente Siedefrontentwicklung im höchstbelasteten Kühlkanal der BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration als Folge eines Durchsatzstörfalls in Abhängigkeit von der Siedezeit (normale Pumpenauslaufkennlinie)

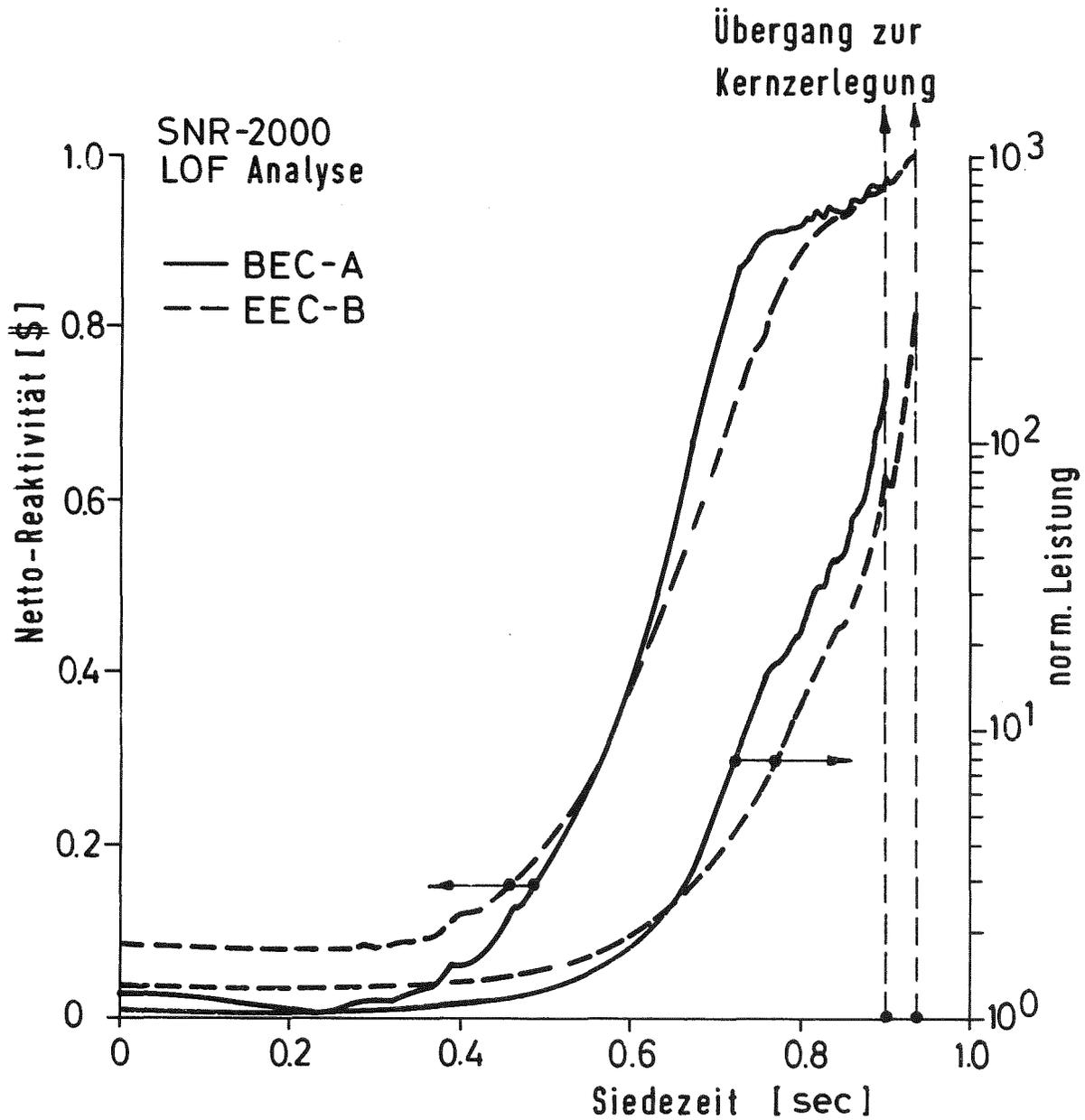


Abb. 36: Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration als Folge eines Durchsatzstörfalls in Abhängigkeit von der Siedezeit (normale Pumpenauslaufkennlinie)

Siedefrontentwicklung sind auf die unterschiedlichen axialen Leistungsverteilungen in beiden Kernen zurückzuführen (siehe 3.2.3). Der etwas spätere Aufbau von maximalen Änderungsgeschwindigkeiten der Lage der unteren Phasengrenze beim BEC-A Kern erklärt sich durch das in die untere Kernhälfte verschobene Leistungsmaximum dieser Konfiguration. Die in der letzten Phase des Siedens vor Erreichen des Umschaltkriteriums auftretenden Abweichungen sind in gleicher Weise erklärbar.

Die sich aufgrund der unterschiedlichen Siedesequenzen ergebenden Leistungs- und Reaktivitätsverläufe (Abb. 36) zeigen nach etwa 0.5 Sekunden einen sehr schnellen Reaktivitätsanstieg von etwa  $10 \text{ } \mu$  auf etwa  $90 \text{ } \mu$  in einem Zeitraum von ungefähr 0.2 Sekunden. Wegen der wesentlich kohärenteren radialen Leistungsverteilung des BEC-A Kerns ist für diesen der Leistungsanstieg um ein wesentliches steiler als beim EEC-B Kern. Da beim EEC-B Kern die positive "void"-Reaktivität integral um 25 % höher ist, werden für diesen Fall höhere Endwerte der Nettoaktivität beim Erreichen des Umschaltkriteriums aufgebaut. In beiden untersuchten Fällen wird jedoch der schnelle Reaktivitätsanstieg vor Erreichen von promptkritischen Werten durch den Dopplerkoeffizienten abgefangen. Dem starken Reaktivitätsanstieg nachfolgend zeigt die Leistung nach etwa 0.6 - 0.7 Sekunden Siedezeit einen schnellen Anstieg auf das 100 - 200-fache der stationären Leistung. Aus diesen Angaben ist zu ersehen, daß sich der Durchsatzstörfall in den SNR-2000 Reaktorkernen unterschiedlichen Abbrandzustands wegen der hohen positiven "void"-Reaktivität und der sich einstellenden Siedesequenzen in verschiedenen Kühlkanälen annähernd zu einem Leistungsstörfall entwickelt.

Die Tabelle 14 zeigt charakteristische Ergebnisse der mit CAPRI-2 durchgeführten Störfallanalyse. Sieden in den thermisch höchstbelasteten Kühlkanälen setzt nach 6.5 - 7 Sekunden in dem mit wenigen cent überkritischen Reaktor ein. Für den EEC-B Kern werden die Siedebedingungen wegen der höheren positiven "void"-Reaktivität und des geringeren Dopplereffektes früher erreicht. Beim BEC-A Kern wird 0.81 Sekunden nach Siedeinitialisierung erstes Hüllrohrschmelzen bei 65 % der aktiven Kernhöhe des thermisch höchstbelasteten Kanals berechnet. Wegen der radial größeren Inkohärenz der radialen Leistungsverteilung und der etwas niedrigeren maximalen linearen Stableistung tritt im EEC-B Kern Hüllrohrschmelzen erst 0.93 Sekunden nach Siedebeginn ein. Die axiale Position

Tab.14 : Charakterische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls  
für den SNR-2000: normale Pumpenauslaufkennlinie

Kernkonfiguration		BEC-A	EEC-B
Zeitpunkt des ersten Einsetzens von Sieden	sec	6.90	6.55
normierte Leistung	-	1.050	1.138
Netto-Reaktivität	§	0.024	0.066
Zeitpunkt des ersten Auftretens von Hüllrohrschmelzen	sec	7.712	7.482
normierte Leistung	-	129	228
Netto-Reaktivität	§	0.969	0.985
axiale Position relativ zur Kernhöhe	%	65.	69.
Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase	sec	7.717	7.486
normierte Leistung	-	167	253
Netto-Reaktivität	§	0.976	0.980
Anteil des aufgesiedeten Kernbereiches			
Zone I	%	61.	47.
Zone II	%	17.	16.
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	32.8	33.2
Reaktivitätsrampen			
Doppler	§/sec	-11	-17
axiale Expansion	§/sec	-10	-9
Void	§/sec	19	24
Slumping	§/sec	-	-
Energiefreisetzung während der Kernzerlegungsphase bis zum ersten neutronischen Abschalten	MJ	4974	6571
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars bis zum Erreichen des ersten neutronischen Abschaltens	%	42.6	47.1

berechnet sich zu  $\sim 70\%$  der Kernhöhe entsprechend der unterschiedlichen axialen Leistungsverteilung beim EEC-B Kern höher als im BEC-A Kern. In beiden Fällen ist damit erst zu einem sehr späten Zeitpunkt die Möglichkeit für wesentliche Materialbewegungen in der Einleitungsphase erfüllt. Da 5 Millisekunden nach Einsetzen von Hüllrohrschmelzen das Umschaltkriterium erreicht wird, bei dem die Gültigkeitsgrenzen der in CAPRI-2 verwendeten physikalischen Modelle überschritten werden, bestätigt sich hiermit die im Abschnitt 3.2 gemachte Aussage, daß die Anwendung des in CAPRI-2 enthaltenen stark simplifizierten "slumping"-Moduls bezüglich der durchgeführten Störfallanalyse keine wesentlichen Nachteile im Hinblick auf die Ergebnisse der Einleitungsphase mit sich bringt. Das Umschaltkriterium wird bei einer Nettoreaktivität von  $98 \text{ } \mu$  erreicht; das Leistungsniveau ist mit 167-facher stationärer Leistung beim BEC-A-Fall und 253-facher beim EEC-B Fall außerordentlich hoch. Die Angaben über den "void"-Zustand der beiden Kernzonen I und II für die verschiedenen Kernkonfigurationen zeigen zum einen, daß der BEC-A Kern bei Erreichen des Umschaltkriteriums in der Kernzone I wesentlich stärker aufgesiedet ist als das beim EEC-B Kern der Fall ist, zum anderen, daß in beiden Fällen nur relativ geringe Bereiche der Kernzone II gevoidet sind. Dieser relativ geringe "void"-Zustand der Kernkonfiguration BEC-A und EEC-B ist durch das hohe absolute Niveau der positiven "void"-Reaktivität begründet. Die Berücksichtigung von 50 % des durch axiale Expansion des Kerns hervorgerufenen Reaktivitätsrückwirkung kann sich daher beim SNR-2000 nicht in gleicher Weise wie z.B. beim SNR-300 auswirken [5], bei dem durch Berücksichtigung der axialen Kernexpansion fast der gesamte Kernbereich aufgesiedet ist, bevor das Umschaltkriterium erreicht wurde. Beim Erreichen des Umschaltkriteriums sind in beiden Kernen etwa 33 % des Brennstoffinventars geschmolzen.

Für das Verhalten der Kernkonfigurationen in Nachfolgephasen ist die Kenntnis der am Umschaltpunkt transient ermittelten Reaktivitätsrampen wesentlich. Die aufgeführten Werte zeigen, daß die negativen Beiträge der Dopplerrückwirkung und der axialen Kernexpansion kombiniert mit der damit verbundenen Brennstoffdichtereduktion im Kern die positiven Reaktivitätsrampen aufgrund der Siedeereignisse voll kompensieren. Daher sind am Umschaltpunkt die Nettoreaktivitätsrampen geringfügig negativ. Wegen dieser Situation, die sich in der Abb. 36 durch

das Erreichen eines fast quasistationären Niveaus der Nettoreaktivität knapp unterhalb promptkritisch niederschlägt, ist auf der Basis der hier für die Einleitungsphase diskutierten Daten nicht eindeutig zu entscheiden, ob im Sinne des strukturierten Phasenablaufdiagramms der Störfall in eine Übergangsphase oder eine energetische Kernzerlegungsphase einläuft. Aufbauend auf einer detaillierten Analyse des Reaktorzustands bei Erreichen des Umschaltkriteriums werden daher in dem nachfolgenden Abschnitt die beiden Möglichkeiten des weiteren Störfallverlaufs ausführlich diskutiert.

#### 3.4.2 Einordnung der Durchsatzstörfallsimulation in das strukturierte Phasenablaufdiagramm

Um den sich an die Einleitungsphase anschließenden Störfallverlauf qualitativ diskutieren zu können, sind die kühlkanalabhängigen axialen Verteilungen der Zweiphasenzonen in Folge von Kühlmittelsieden, die sich bei Erreichen des Umschaltpunktes eingestellt haben, für den BEC-A Kern in Abb. 37 und für den EEC-B Kern in Abb. 39 dargestellt. Darüberhinaus ist in Abb. 38 für den BEC-A Kern und in Abb. 40 für den EEC-B Kern die kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraktion zum gleichen Zeitpunkt aufgetragen. In gleicher Art wie beim Leistungsstörfall repräsentieren die links angeordneten Balken zentral stehende Brennelemente des Kerns, die rechts angeordneten die radial nach außen hin stehenden Brennelemente. Die Dicke der Balken repräsentiert die Anzahl der Brennelemente, deren Verhalten durch den entsprechenden Kühlkanal beschrieben wird. Neben den Zweiphasenzonen sind in den Abb. 37 und 39 die axiale Lage der ersten Siedeinitialisierung und die axiale Ausdehnung ausgetrockneter Hüllrohrbereiche kanalabhängig eingetragen.

Abb. 37 zeigt, daß für den BEC-A Kern die radiale Abhängigkeit der axialen Ausdehnung der Siedezonen das stationäre radiale Leistungsprofil abbildet. Die Siedevorgänge in den stationär thermisch hochbelasteten Kanälen 12 - 16 werden wie erwartet an der oberen Kante des Kerns eingeleitet. Für die stationär thermisch niedriger belasteten Kanäle, insbesondere auch für die in der zweiten Kernzone liegenden, verschiebt sich der Ort der ersten Siedeinitialisierung zur Kernmitte. Dieses Verhalten ist die Folge der im Anhang A dargestellten axialen Leistungs-



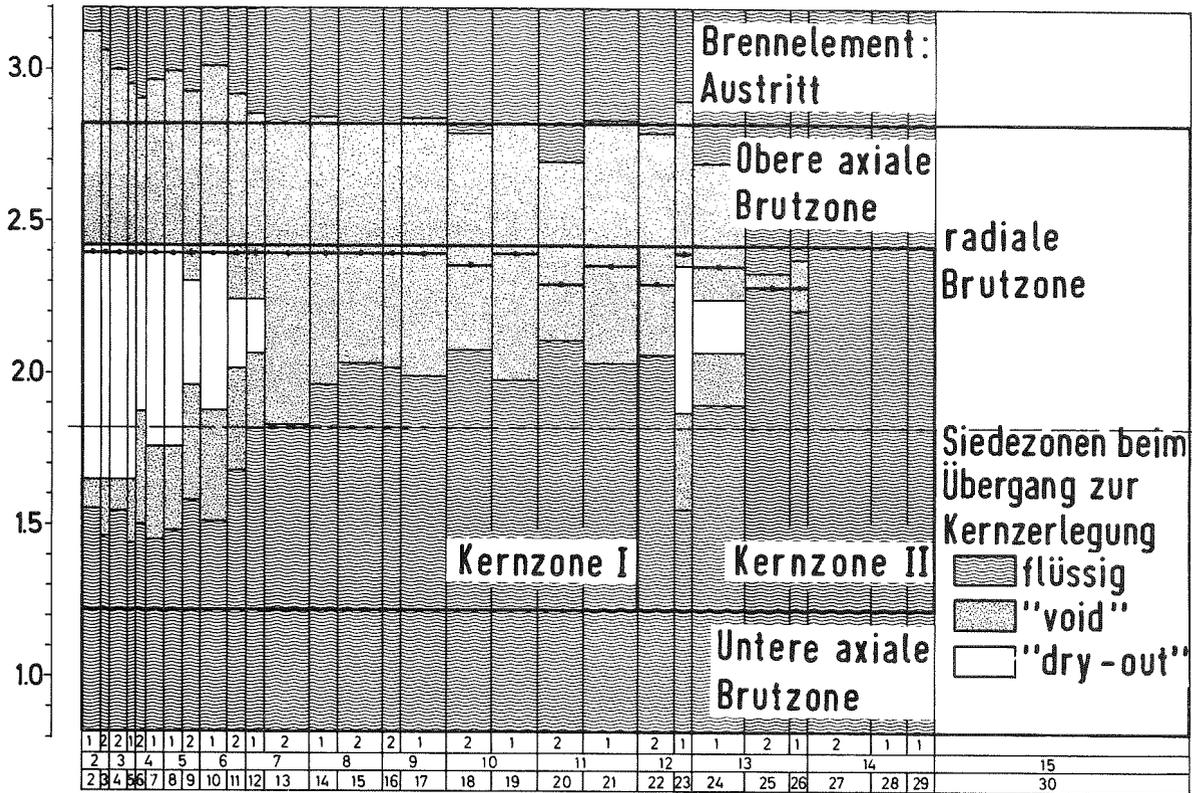


Abb. 39: Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen in Folge von Kühlmittelsieden am Umschalt­punkt zur Kernzerlegungsphase (EEC-B Kern­konfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)

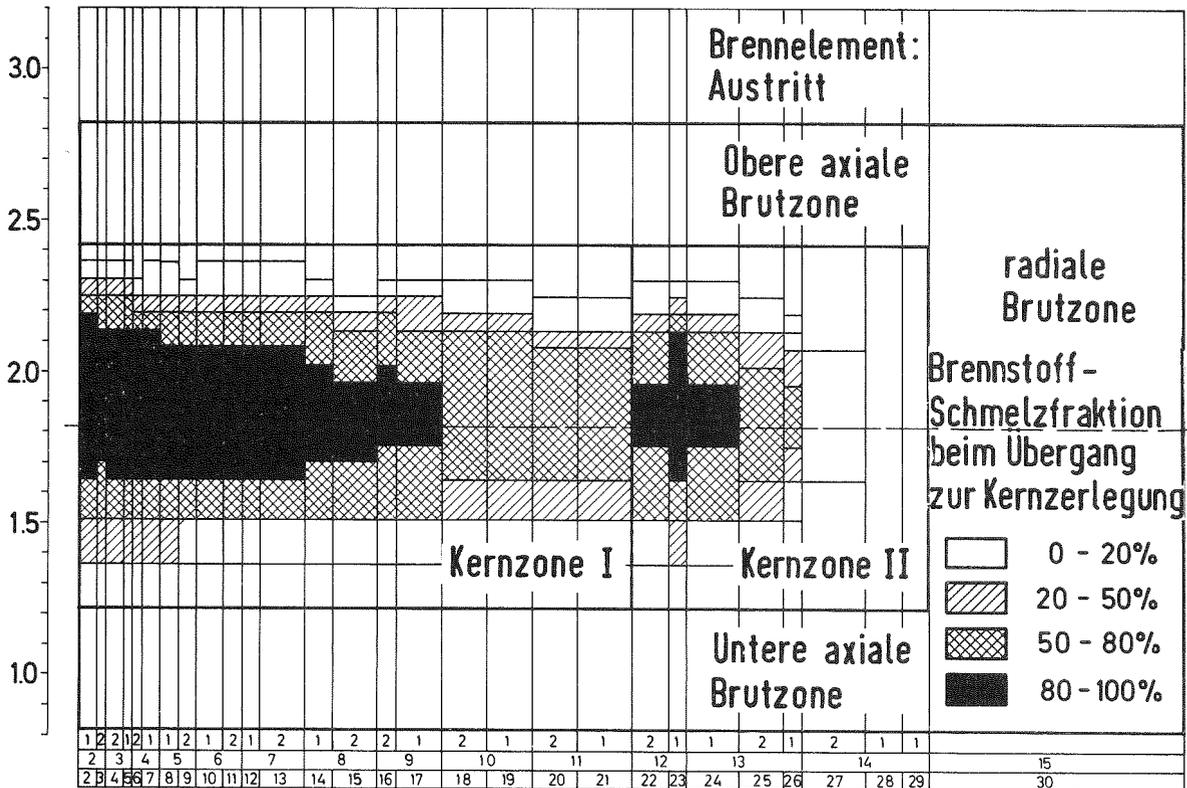


Abb. 40: Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraction am Umschalt­punkt zur Kernzerlegungsphase als Folge eines Durchsatz­stör­falls (EEC-B Kern­konfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)

verteilung des BEC-A Kerns und des durch die Siedevorgänge in den Kanälen 12 - 16 eingeleiteten extremen Leistungsanstiegs im Kern. Damit werden bei Siedeinitialisierung in den stationär thermisch niedriger belasteten Kanälen sofort positive "void"-Reaktivitäten freigesetzt, die die im vorigen Abschnitt diskutierte Leistungstransiente beim Durchsatzstörfall des BEC-A Kerns wesentlich bestimmen.

Die Darstellung der kanalabhängigen axialen Brennstoffschmelzfraktionsverteilung (Abb. 38) zeigt, daß beim BEC-A Kern am Umschaltpunkt in großen Bereichen des Kerns der Brennstoff zu mehr als 80 % aufgeschmolzen ist. Unter Berücksichtigung der bei den Untersuchungen des Leistungsstörfalls ermittelten maximalen Schmelzfraktionen am Versagenspunkt (55 - 75 %) muß daher angenommen werden, daß zumindest ein größerer Teil der Brennstäbe mit einem Jahr Standzeit wegen des resultierenden Innendruckaufbaus die Versagensschwelle überschritten hat bevor Hüllrohrschmelzen einsetzt. Da bei der Simulation von Durchsatzstörfällen mit CAPRI-2 die theoretische Beschreibung von Folgephänomenen versagender Brennstäbe in gleichzeitig siedenden Kühlkanälen nicht möglich ist, konnten derartige Vorgänge und ihre Folgeereignisse auch nicht Ergebnis der in Abschnitt 3.4.1 dokumentierten Störfallsimulation sein. Die unter diesen veränderten Randbedingungen zu erwartenden Folgephänomene werden daher im weiteren Verlauf der Arbeit eingehender diskutiert.

Die radiale Abhängigkeit der axialen Ausdehnung der Siedezonen für den EEC-B Kern spiegelt in gleicher Weise wie beim BEC-A Kern die radiale Leistungsverteilung wieder. Durch die Überhöhung in den zentralen Bereichen der Kernzone I sind diese am Umschaltpunkt am weitesten aufgesiedet. In äußeren Teilen der Kernzone I (Kanal 13 - 21) und in der Kernzone II erstreckt sich die Zweiphasenzone erst über etwa 30 % der axialen Kernhöhe. Im gesamten inneren Bereich des EEC-B Kerns (Kanal 2 - 17) wird Sieden am oberen Ende der Kernzone initiiert, nur in den außen liegenden Kernbereichen (Kanal 18 - 26) verschiebt sich der Ort erster Siedeinitialisierung geringfügig in den Kernbereich. Daß beim EEC-B Kern diese Tendenz wesentlich schwächer ausgeprägt ist, als es beim BEC-A Kern beobachtet wurde, ist auf die "normale" axiale Leistungsverteilung mit Maximum in der Kernmitte zurückzuführen.

Auch für den EEC-B Kern zeigt die Auswertung der kanalabhängig

dargestellten axialen Verteilung der Schmelzfraction, daß durch die in der Einleitungsphase freigesetzte thermische Energie in wesentlichen Bereichen des Kerns der Brennstoff am Umschaltunkt schon zu mehr als 80 % aufgeschmolzen ist. Eher noch als beim BEC-A Kern muß daher davon ausgegangen werden, daß während der Einleitungsphase Brennstabversagen in siedenden Kanälen zu erwarten ist, ohne daß Hüllrohr aufgeschmolzen ist. Für den EEC-B Kern ist das Auftreten derartiger Mechanismen deshalb noch eher zu erwarten, weil die Standzeit der Brennelemente 1 und 2 Jahre beträgt und somit ein höheres Spaltgasinventar im Kern vorliegt.

Vergleicht man für die BEC-A und EEC-B Kernkonfigurationen die Lage maximaler Brennstoffschmelzfractionen mit den kanalabhängigen Zweiphasengebieten, so kann man bezüglich der Bedingungen im Kühlkanal vier Situationen vorfinden:

- (i) axial fast vollständig aufgesiedeter Kühlkanal, über weite axiale Bereiche ausgetrocknetes Hüllrohr.
- (ii) axial nur teilweise aufgesiedeter Kühlkanal, benetztes oder nur über axial kurze Bereiche ausgetrocknetes Hüllrohr.
- (iii) gerade aufsiedender Kühlkanal, voll benetztes Hüllrohr.
- (iv) einphasige Kühlmittelströmung im Kühlkanal.

Daraus folgt, daß im letzten Teil der Einleitungsphase in den Fällen (ii) - (iv) damit zu rechnen ist, daß aus versagenden Brennstäben ausgespritzter flüssiger Brennstoff mit flüssigem Natrium in Kontakt kommt. Nachfolgend überlagert sich daher den Siedephänomenen eine Brennstoff-Natrium-Reaktion, was zur Zeit in den zur Verfügung stehenden Programmen theoretisch nicht simuliert werden kann. Eine Bestätigung der Vermutung, daß in den teilweise aufgesiedeten Kernen Brennstoff-Natrium-Reaktion zu erwarten ist, erhält man, wenn man die Ergebnisse von KADIS-Rechnungen analysiert, die anschließend an die hier berechnete Einleitungsphase durchgeführt wurden [120, 121]. Als ein charakteristisches Ergebnis dieser Rechnungen sind in Abb. 41 die verformten Lagrange-Netze bei Erreichen erster Unterkritikalität dargestellt. Die Abbildungen bestätigen aus zweierlei Gründen die oben ausgesprochene Vermutung, daß

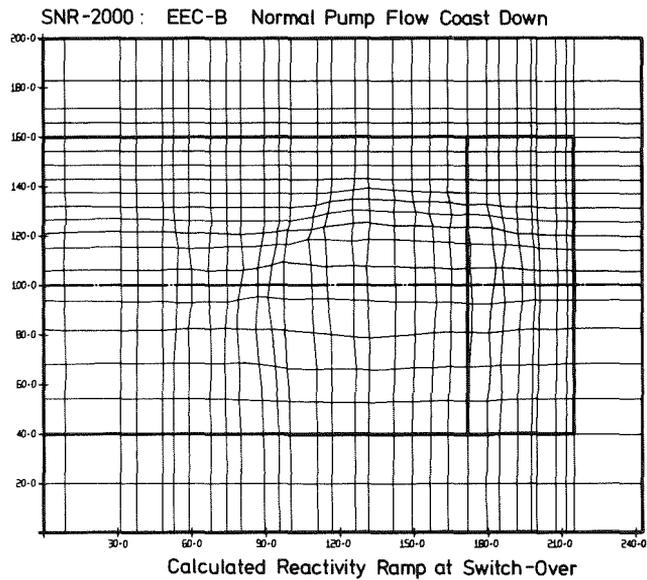
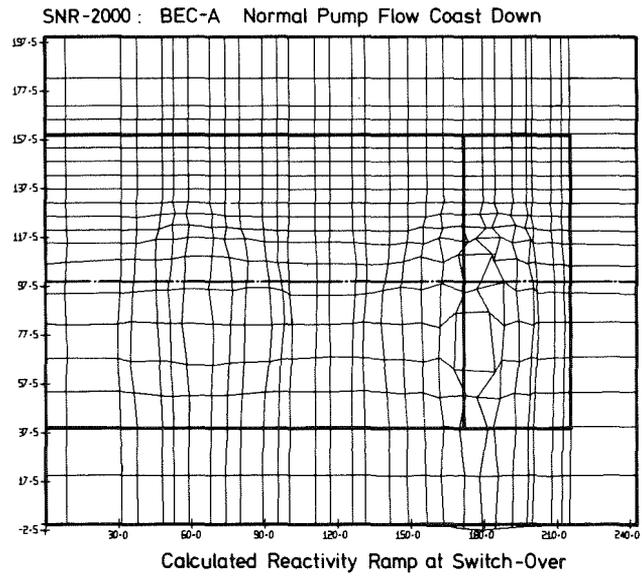


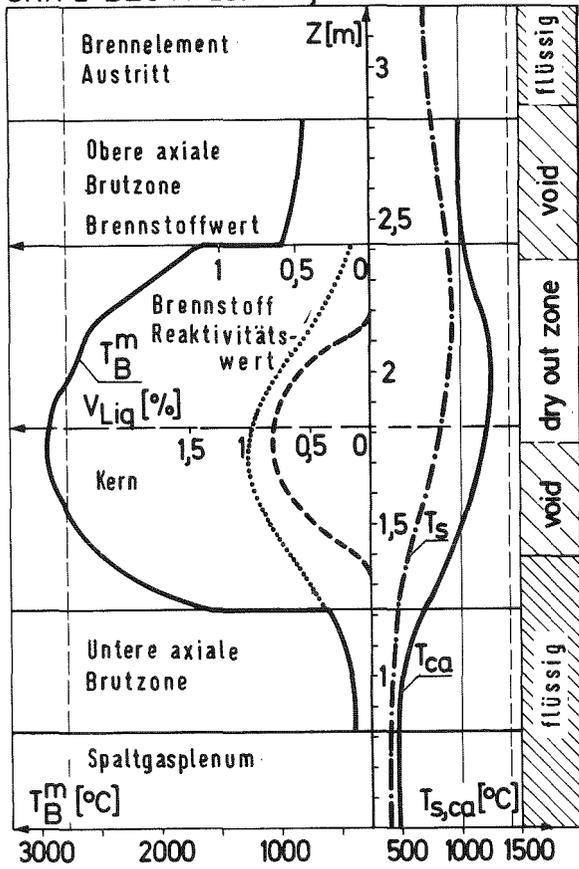
Abb. 41: Verformte Lagrange-Netze als Folge der Berechnungen der Kernzerlegungsphase zum Zeitpunkt des Erreichens erster Unterkritikalität (Durchsatzstörfall, normale Pumpenauslaufkennlinie)

sich bei den Durchsatzstörfällen des SNR-2000 den Siedeereignissen eine Brennstoff-Natrium-Reaktion überlagert: 1. Das Programm KADIS ist in der Lage entsprechend intern vorgesehener Kriterien für teilweise aufgesiedete Kerne eine Brennstoff-Natrium-Reaktion zu initialisieren und deren Folgen für die Kernverformung, d.h. Netzverformung zu berechnen. 2. Da aus der Diskussion der Bedingungen am Umschaltzeitpunkt nicht damit zu rechnen ist, daß sich in der mit KADIS berechneten Kernzerlegungsphase große Brennstoffdampfdrücke aufbauen, kann davon ausgegangen werden, daß in Zonen großer Verformungen der Lagrangenetze KADIS eine Brennstoff-Natrium-Reaktion initialisiert hat.

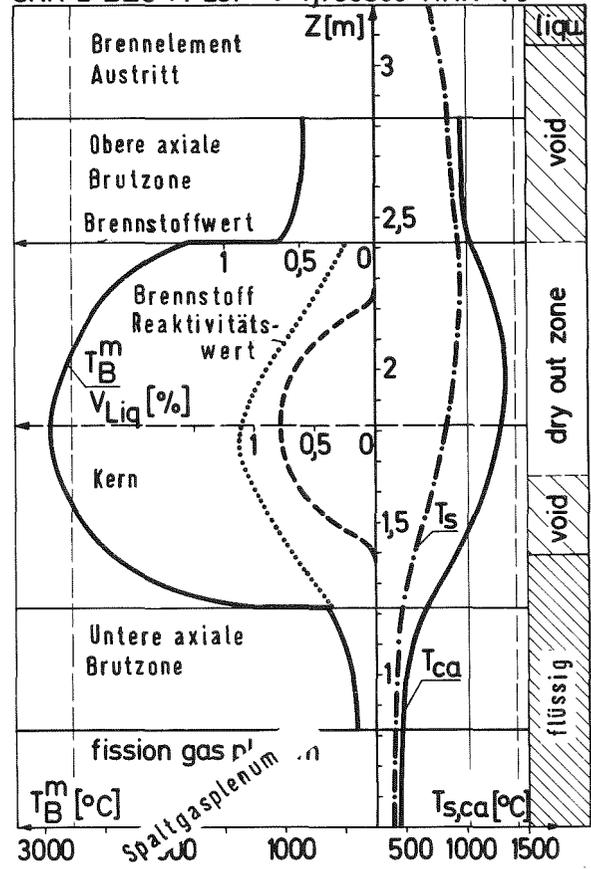
Vergleicht man die Bereiche großer Verformungen der Lagrangenetze, wie sie von KADIS berechnet werden, mit den Bedingungen, wie sie sich aus den Abb. 37 und 38 für den BEC-A Kern bzw. 39 und 40 für den EEC-B Kern ergeben, bestätigt sich, daß sich im letzten Teil der Einleitungsphase Brennstoff-Natrium-Reaktions-Phänomene den Siedephänomenen überlagern werden. Die daraus möglicherweise zu erwartenden Folgeereignisse sollen daher im einzelnen diskutiert werden.

Wenn, wie erwartet, Brennstabversagen in siedenden Kühlkanälen auftritt, sind die axiale Lage der Versagensposition und die nachfolgenden Brennstoffbewegungsvorgänge innerhalb des Brennstabes und im Kühlkanal entscheidend bezüglich der resultierenden Rückwirkungsreaktivität. Um diese beiden Punkte am Beispiel des BEC-A Kerns diskutieren zu können, sind in Abb. 42 charakteristische Temperaturprofile im Brennstab, die axiale Verteilung des spezifischen Brennstoffreaktivitätswertes und der axial abhängige Phasenzustand des Kühlmittels für verschiedene Kühlkanäle dargestellt. Der Zeitpunkt, zu dem die mit CAPRI-2 berechneten Verteilungen aufgetragen sind, ist so gewählt, daß auf der Basis der Ergebnisse der Leistungsstörfallsimulation Brennstabversagen in den einzelnen Kanälen angenommen werden muß. Ausgewählt wurden Kanäle, die für Kernbereiche unterschiedlicher Siedezonenausdehnung charakteristisch sind. Im linken Teil der Abbildungen sind Brennstoff-spezifische Werte dargestellt (— mittlere Brennstofftemperatur, ---- Brennstoffschmelzfraction, ..... spezifische Brennstoffreaktivitätswerte). Im Mittelteil sind die Temperaturverteilungen vom Hüllrohr (—) und vom Kastenmaterial (— — —) aufgetragen. Der rechte Teil der Abbildungen gibt die

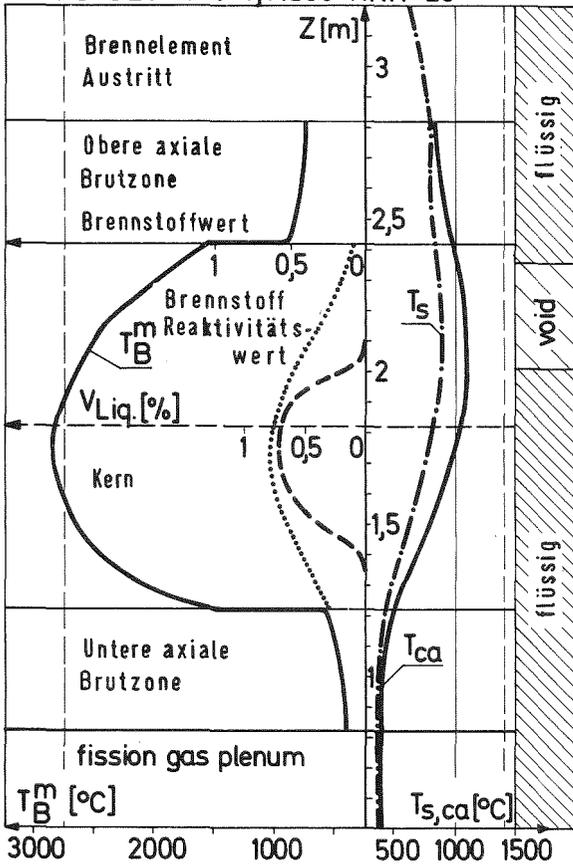
SNR-2 BEC-A LOP t=7,705sec KKN=2



SNR-2 BEC-A LOF t=7,705sec KKN=13



SNR-2 BEC-A t=7,71sec KKN=20



SNR-2 BEC-A t=7,734sec KKN=27

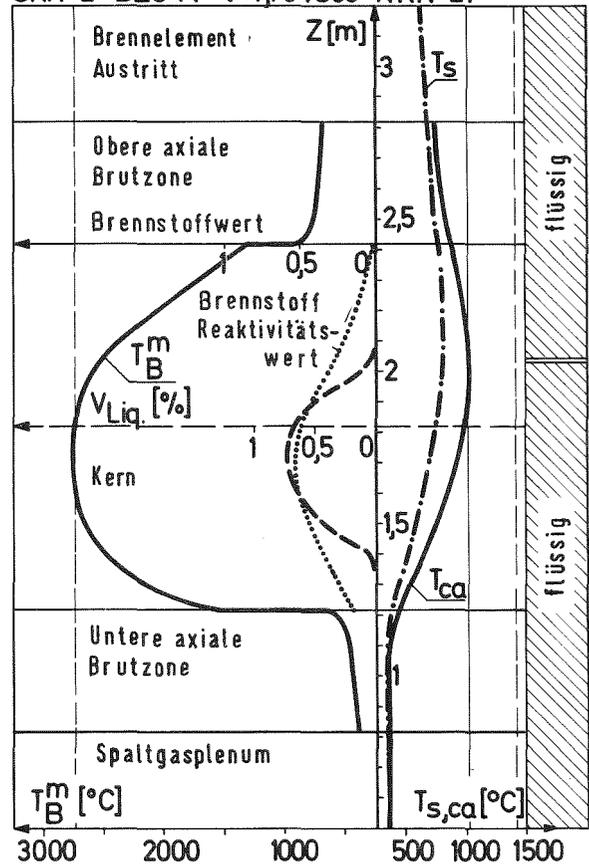


Abb. 42: Axiale Verteilungsfunktionen von mittlerer Brennstofftemperatur, Hüllrohr- und Strukturmaterialtemperatur, sowie Brennstoffschmelzfraction, Brennstoffreaktivitätswert und Verteilung der Zweiphasenzone im Kühlmittel für unterschiedliche Kühlkanäle zum Zeitpunkt an dem Brennstabversagen erwartet wird. (BEC-A Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)

Verteilung der Zweiphasenregion im Kühlkanal wieder. Die anhand der Abbildungen zu führende Diskussion der zu erwartenden Bewegungsmechanismen basiert auf einer Vielzahl experimenteller und theoretischer Arbeiten zu Einzelproblemen, wie Brennstoffdispersion, Bewegungsvorgänge im Brennstab, Blockadebildungsmechanismen usw.. Diese verschiedenen Aspekte dieser Arbeiten wurden in dem übergeordneten Zusammenhang der Entwicklung des strukturierten Phasenablaufdiagramms schon unter Angabe der wichtigsten Referenzen dargestellt. Daher wird in der nachfolgenden Beschreibung der speziellen Bedingungen des SNR-2000 auf die detaillierte Angabe von Referenzen verzichtet, in denen vergleichbare Situationen behandelt wurden.

Die dargestellten Verteilungen im Kanal 2 und 13 sind charakteristisch für die Kernbereiche des BEC-A Kerns die durch die Kanäle 2 - 4, 11 - 17 und 22, 23 repräsentiert werden. Da die Kastenmaterialtemperatur auf der gesamten Länge des Brennelementes unterhalb  $950^{\circ}\text{C}$  liegen, kann man davon ausgehen, daß die einsetzenden Mechanismen zunächst auf einzelne Brennelemente beschränkt bleiben. Die mittlere Brennstofftemperatur und die Hüllrohrtemperatur im oberen axialen Brutmantel liegen etwa  $900-1000^{\circ}\text{C}$  relativ niedrig, d.h. in diesen Bereichen stehen große Kondensationsflächen für heißes Material zur Verfügung. Aus dem Temperaturverlauf im Hüllrohr und der axialen Verteilung der Brennstoffschmelzfraction ist zu schließen, daß die Versagensstelle des Brennstabes oberhalb der Kernmitte liegen wird, da hier die Maximaltemperaturen des Hüllrohres auftreten. Da der axiale Gradient der Hüllrohrtemperaturen in der Umgebung des Maximalwertes sehr flach ist, kann man davon ausgehen, daß das Hüllrohr an dieser Stelle reißverschlußartig über größere Längen aufreißt. Damit werden Wege für den flüssigen Brennstoff in den Kühlkanal freigesetzt. Aus der relativen Abweichung zwischen erwartetem Versagensort und Maximum der Brennstoffreaktivitätswertverteilung kann geschlossen werden, daß die resultierenden Reaktivitätsrückwirkungen aus der Brennstoffbewegung innerhalb des Brennstabes nur geringe positive Werte zur Folge haben, insbesondere, weil der im oberen Teil des Kerns geschmolzene Brennstoff über die lang ausgebildete Rißposition auf annähernd direktem Wege in das Kühlmittel gelangt. Der flüssige Brennstoff wird in eine axial lange Zweiphasenzone gespritzt, in der das Hüllrohr über große Bereiche ausgetrocknet ist. Die Brennstoffbewegung im Kühlkanal wird zunächst durch die induzierten Spaltgas-

drücke dominant bestimmt, im späteren Störfallablauf können unter Umständen Stahldampfdrücke wirksam werden; nämlich dann, wenn größere Mengen des Hüllrohrs durch den Kontakt mit flüssigem Brennstoff verdampft werden sollten. Die aufgrund dieser Materialbewegungen komplex zusammengesetzte Reaktivitätsrückwirkung wird der Wahrscheinlichkeit nach negativ sein. Diese Annahme wird gestützt durch die Auswertung des 10  $\text{t/sec}$ -Leistungsstörfalls, bei dem bei vergleichbarer axialer Lage der Versagensstelle des Brennstabes auf der Basis von HOPE Rechnungen über den gesamten Zeitraum des Störfallgeschehens erhebliche negative Rückwirkungen durch Brennstoffbewegung berechnet wurden.

Das Materialverhalten dieser Brennelemente zu einem späteren Zeitpunkt des Störfalls wird wesentlich beeinflusst durch die Möglichkeit oder Unmöglichkeit, innerhalb der kälteren Strukturen des Kerns Blockaden zu bilden. Kommt es zu annähernd totalen Blockadebildungen, kann die Reststruktur zusammenschmelzen und sich im unteren Kernbereich ansammeln. Ein radiales thermisches Durchschmelzen zu Nachbarelementen ist die Folge. Würden dagegen bei dem Durchströmen der oberen kälteren Strukturen lediglich Teilblockaden gebildet, kann man von einem langfristig anhaltenden Materialtransport in das Plenum des Reaktortanks ausgehen.

Die anhand des Kühlkanals 20 dargestellten Verhältnisse sind repräsentativ für die Kernbereiche des BEC-A Kerns, die durch die Kanäle 5 - 10, 20, 21, 24 und 25 dargestellt werden. Die charakteristischen Verteilungen werden zu einem etwas späteren Zeitpunkt erreicht, als das bei den Kanälen 2 und 13 der Fall ist. Die für diesen Kanal berechneten Verhältnisse im Brennstoff, im Hüllrohr und im Strukturmaterial sind denen der Kanäle 2 und 13 sehr ähnlich. Daher kann auch hier eine oberhalb der Kernmitte liegende Versagensposition des Brennstabes angenommen werden, die sich Reißverschluß-artig nach oben hin ausdehnt. Wesentliche Unterschiede treten im Kühlkanal auf. Da auf der einen Seite das Hüllrohr noch vollständig von Natrium benetzt ist und zum anderen die untere Grenze der Zweiphasenregion in der Nähe der erwarteten Versagensposition liegt, muß mit dem Auftreten einer Brennstoff-Natrium-Reaktion gerechnet werden. Diese hat zwei Aspekte: Da der flüssige Brennstoff schon in eine kompressible Zweiphasenzone gespritzt wird, sind extrem hohe Druckaufbauten als Folge der Brennstoff-Natrium-Reaktion nicht zu erwarten. Der Aufbau von milden Zweiphasendrücker in der Reaktionszone bietet neben

dem Spaltgasdruck ein wesentliches Potential für den Brennstofftransport. Daher kann bezüglich der überlagerten Rückwirkungen von der Brennstoffbewegung her mit überwiegend negativen Beiträgen gerechnet werden; von der Brennstoff-Natrium-Reaktion her muß aber davon ausgegangen werden, daß die Natrium-"void"-Beiträge in kurzer Zeit schnell ansteigen. Dies gilt insbesondere deswegen, weil in den Bereichen, die durch diese Verhältnisse charakterisiert sind, die untere Phasengrenze das Maximum der "void"-Reaktivität noch nicht durchlaufen hat. Das Verhalten dieser Brennelemente zu späteren Zeitpunkten ist in gleicher Weise wie im ersten Fall durch die offenen Fragen bezüglich der Blockadebildung bestimmt.

Die Verhältnisse am Umschaltzeitpunkt in dem radial am weitesten außen liegenden Kernbereich der BEC-A Konfiguration (Kanal 26 - 29) werden am Beispiel charakteristischer Daten des Kanals 27 diskutiert. Der Zeitpunkt, zu dem in diesen Bereichen Brennstabversagen erwartet wird, liegt wesentlich später als der der vorausgehend diskutierten Kernregionen. Wenn auch die charakteristischen Verteilungen im Brennstoff, im Hüllrohr und im Strukturmaterial den vorher diskutierten Fällen ähnlich sind, so ist doch anzumerken, daß die Temperaturen insgesamt wesentlich niedriger liegen. Im Kühlkanal herrscht praktisch einphasige Kühlmittelströmung mit maximalen Kühlmitteltemperaturen, die sich auf Sättigungstemperatur befinden. Als Folge des Brennstabversagens sind Abläufe zu erwarten, die denen von versagenden Brennstäben beim Leistungsstörfall entsprechen. Bezüglich der Rückwirkungsreaktivität ist wesentlich, daß in den hier betrachteten Kernbereichen die maximale "void"-Reaktivität vernachlässigbar klein oder gar negativ ist. Positive Rückwirkungen wären daher nur von Brennstoffbewegungen innerhalb des Brennstabs zur Versagensstelle hin zu erwarten.

Das durch die Wechselwirkung zwischen den einzelnen charakteristischen Kernbereichen sich ergebende Verhalten des gesamten Reaktortanks ist auf der Grundlage der hier durchgeführten qualitativen Analyse einzelner Bereiche nicht vorhersagbar. Damit kann eine eindeutige Zuordnung des bei Durchsatzstörfällen zu erwartenden Verhaltens des SNR-2000 zu dem im Abschnitt 2. entwickelten strukturierten Phasenablaufdiagramm nicht angegeben werden. Ausgehend von der Folge (EP-C-UEP) müssen zur Zeit alle nachfolgenden Varianten des Phasenablaufs als prinzipiell mögliche Störfallverläufe angesehen werden. Aus dem brei-

ten Spektrum von Möglichkeiten kann man aber auf der Grundlage des detailliert diskutierten Verhaltens der Teilbereiche des Reaktors in der Umgebung des in CAPRI-2 definierten Umschaltkriteriums einen als den wahrscheinlichsten herausgreifen:

EP-C-UEP-G-PAM-K-(PMB-RT/PK)

Dieser Phasenablauf wird heute als Referenzfall angesehen. Er wurde mit den CAPRI-2/KADIS-Rechnungen simuliert. Bei diesem Vorgehen ist zu berücksichtigen, daß KADIS-Rechnungen für die Phasenfolge (C-UEP-G-PAM-K) nur eine sehr grobe Näherung darstellen, da, wie in Abschnitt 3.2 diskutiert, die erwarteten komplexen Wechselwirkungsphänomene der Kernmaterialien ungenügend berücksichtigt werden.

### 3.4.3 Diskussion der Ergebnisse von Rechnungen für die Kernzerlegungsphase

Um zu einer Abschätzung möglicher Konsequenzen von Durchsatzstörfällen zu kommen, wurden in gleicher Weise wie für den Leistungsstörfall Rechnungen für die sich anschließende Kernzerlegungsphase durchgeführt [121]. Würde man sich bezüglich der Ermittlung möglicher Konsequenzen nur auf die in den vorigen Abschnitten diskutierten Referenzfälle beschränken, läuft man Gefahr, die real zu erwartenden Konsequenzen zu unterschätzen. Um die bei der theoretischen Beschreibung der Endphase des Störfalls noch herrschenden Unsicherheiten abzudecken, wurde die Reaktivitätsrampe R, die bei Erreichen des Umschaltkriteriums wirksam ist, in einem weiteren Parameterbereich von 0-150 \$/sec variiert. Es wurde dabei zwischen drei Teilbereichen A, B und C unterschieden:

A: Wahrscheinlicher Bereich  
0\$/sec < R < 30 \$/sec

In diesem Bereich liegen die Referenzfälle für beide Kernzustände BEC-A und EEC-B. Da dem Durchsatzstörfall ein Leistungsstörfall überlagert wird, können zur Abschätzung der wahrscheinlichen Rampen auch die Ergebnisse der Analyse der Leistungsstörfälle (Abschnitt 3.) dienen. Die Auswertung dieser Störfälle zeigt, daß die Übergaberampen eines 1 \$/sec Leistungsstörfalls etwa dem oben angegebenen

Bereich entsprechen (s. Tabellen 12 und 13). Die mit dem HOPE-Programm durchgeführten Rechnungen berücksichtigen dabei Brennstoffbewegungsphänomene.

B: Unwahrscheinlicher bzw. wenig wahrscheinlicher Bereich  
30 \$/sec < R < 80 \$/sec

Da noch ziemliche Unsicherheit bzgl. der komplexen Materialbewegung und deren Reaktivitätseffekte während der Störfallphase nach Brennstabversagen bestehen, wurde zusätzlich dieser Bereich definiert. Damit sollen auch drastische Veränderungen der Anfangsbedingungen für die Kernzerlegungsphase (also anderes Siedemuster, höheres Reaktivitätsniveau, geändertes Temperaturprofil usw.) abgedeckt werden. In diesem Teilbereich bis zu einer Größenordnung von 80 \$/sec sind auch die Übergaberampen eingeschlossen, die sich für 3 \$/sec Leistungsstörfälle ergeben haben.

C: Bereich zur Ermittlung von Sicherheitsfaktoren  
80 \$/sec < R < 150 \$/sec

Auch dieser Bereich von extrem hohen Übergaberampen wurde untersucht, um zu ermitteln, bei welchen Rampen Grenzen der Belastbarkeit des heute vorgesehenen Reaktortankentwurfs und der Primärkreisläufe erreicht werden. Die dabei ermittelten Grenzwerte bezogen auf die realistisch zu erwartenden Werte können im Sinne von "Sicherheitsfaktoren" interpretiert werden.

Die mit KADIS für die drei Teilbereiche ermittelten Daten sind in  $\bar{120}$ ,  $\bar{121}$  im Einzelnen diskutiert. Hier sollen nur einige integrale Ergebnisse angegeben werden. In Abb. 43 sind in Abhängigkeit von der Umschaltrampe die Werte für den Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die im geschmolzenen Brennstoff gespeicherte thermische Energie am Ende der Kernzerlegungsphase aufgetragen. Als Maß für die zu erwartende mechanische Be-

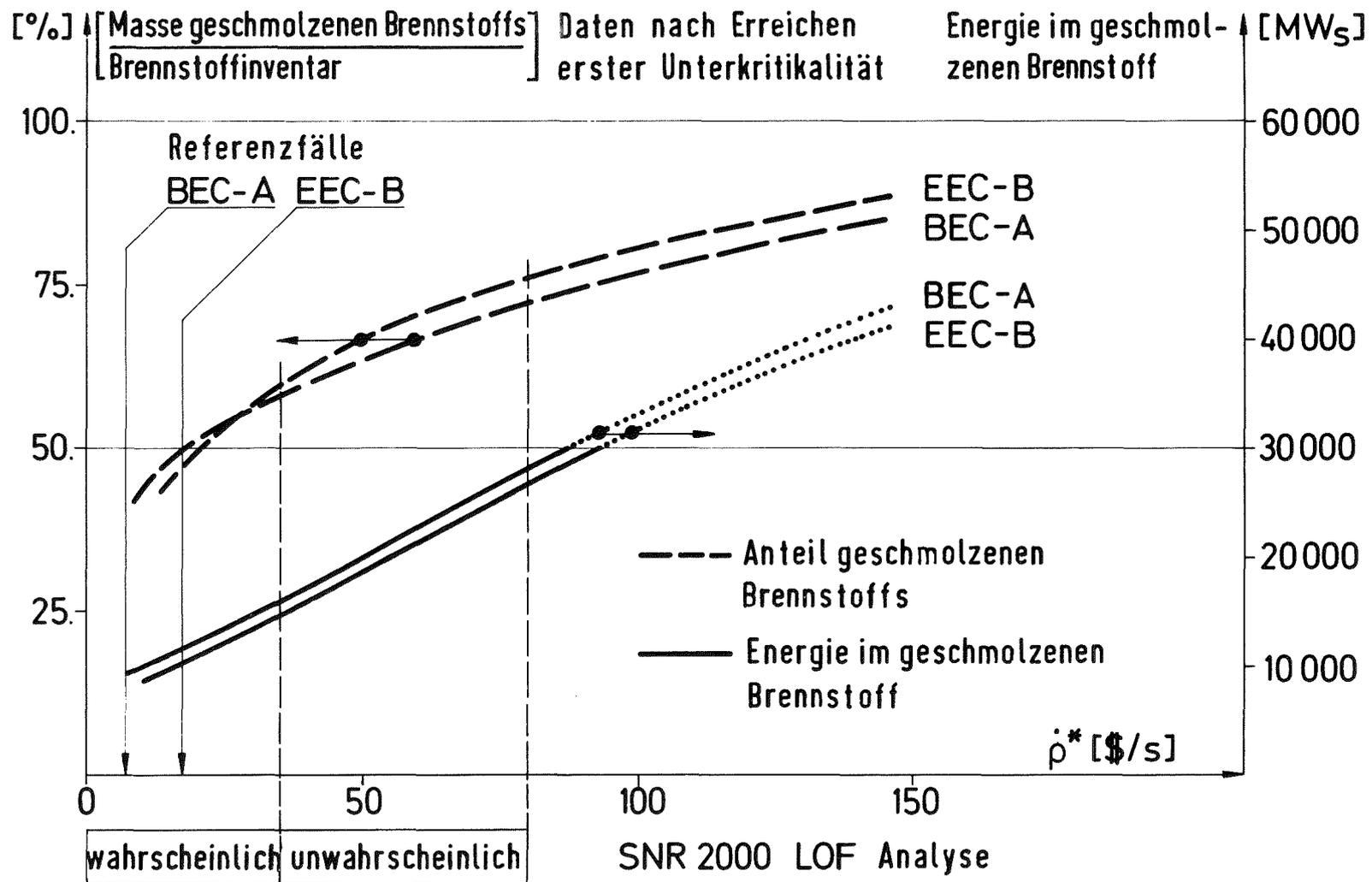


Abb. 43: Anteil des geschmolzenen Brennstoffinventars und die im geschmolzenen Brennstoff gespeicherte thermische Energie in Abhängigkeit von der Reaktivitätsrampe beim Umschalten zur Kernzerlegungsphase bei erstem Erreichen der Unterkritikalität während der Kernzerlegungsphase (Durchsatzstörfall, BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)

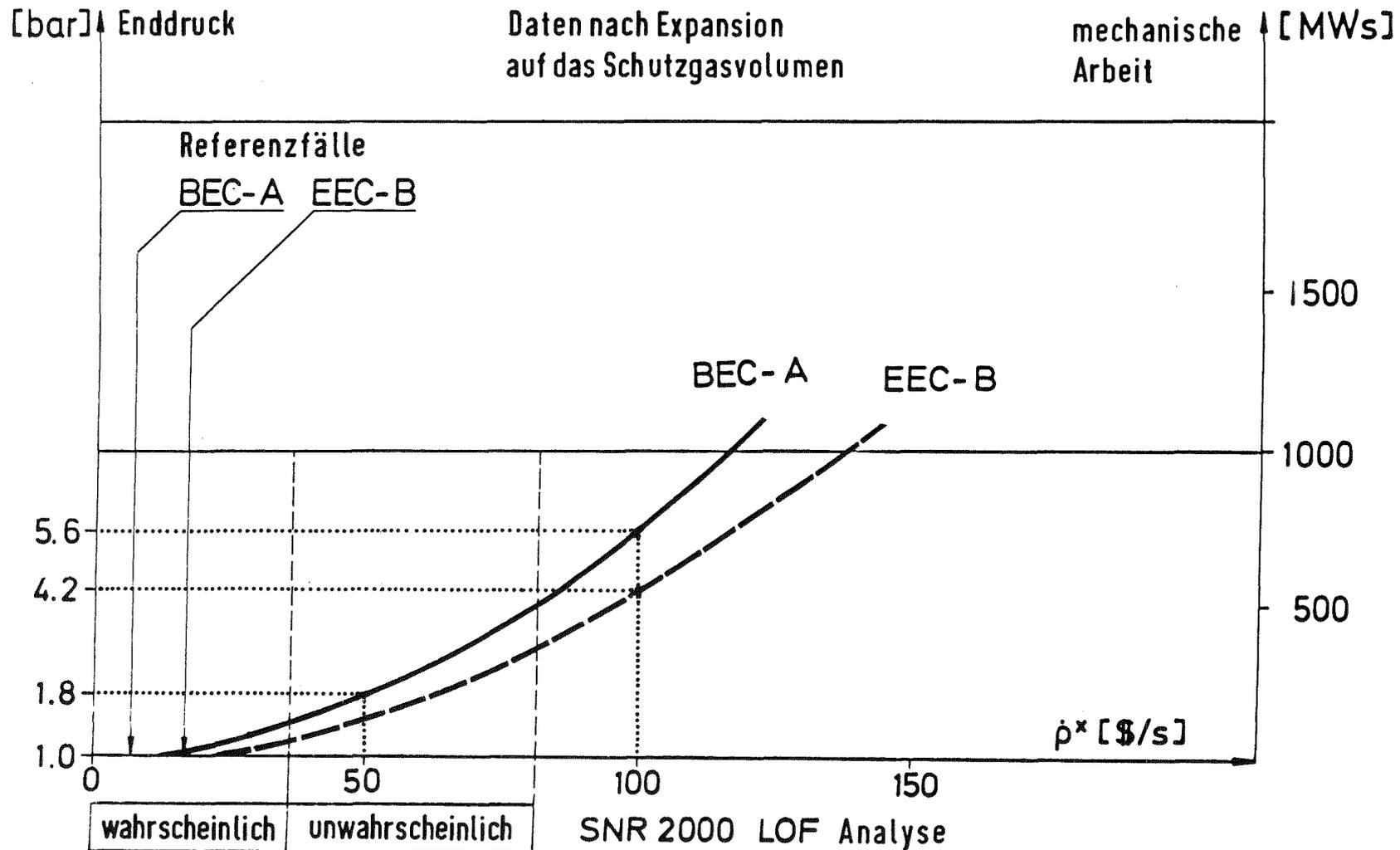


Abb. 44: Freigesetzte mechanische Energie bei Expansion des verdampften Brennstoffs auf das verformte freie Volumen im Reaktortank als Folge einer energetischen Kernzerlegung in Abhängigkeit von der Reaktivitätsrampe am Umschaltzeitpunkt zur Kernzerlegungsphase beim Durchsatzstörfall (BEC-A und EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie)

lastung des Reaktortanks und der Primärkreisläufe ist in Abb. 44 die freigesetzte mechanische Energie bei Expansion des verdampften Brennstoffs auf das verformte freie Volumen im Reaktortank dargestellt. Diese Werte können mit Sicherheit eine detaillierte mechanische Analyse nicht ersetzen. Sie sind aber als Anhaltspunkt für die zu erwartenden realen Belastungen verwendbar [45].

Die im Brennstoff gespeicherte thermische Energie zeigt ausgehend von relativ geringen Werten von 1000 MWs im Bereich der wahrscheinlichen Reaktivitätsrampen am Umschaltpunkt ein annähernd linear ansteigendes Verhalten bis etwa 30 000 MWs an der oberen Grenze des für unwahrscheinlich angesehenen Bereichs. Die Referenzfälle für den BEC-A und den EEC-B Kern führen zu Werten der im Brennstoff gespeicherten thermischen Energie, die im Variationsbereich der Ergebnisse liegen, die bei der Leistungsstörfallanalyse gewonnen wurden. Aus der Darstellung der zu erwartenden mechanischen Energiefreisetzung ist zu entnehmen, daß die den Referenzfällen zugeordneten Werte vernachlässigbar klein sind. Für den als wahrscheinlich angesehenen Bereich der Umschaltrampe werden 100 - 150 MWs als maximal zu erwartende Werte ermittelt. Da mit steigender Reaktivitätsrampe am Umschaltpunkt größere Brennstoffdampfdrücke während der Kernzerlegungsphase aufgebaut werden, steigt die zu erwartende mechanische Energiefreisetzung in dem als unwahrscheinlich definierten Bereich auf Werte von einigen 100 MWs an. Die in einem System wie dem SNR-2000 voraussichtlich beherrschbaren maximalen mechanischen Energiefreisetzungen sind ohne eine detaillierte mechanische Analyse nur schwer zu ermitteln. Legt man die für den SNR-300 ermittelten Daten für den Reaktortank und die Primärkreisläufe [7, 123] einer im wesentlichen durch die Geometriedaten bestimmten Extrapolation für den SNR-2000 zugrunde, so kommt man für den Reaktortank auf zu erwartende Maximalwerte der beherrschbaren mechanischen Energiefreisetzung von 1000 MWs und für die Primärkreisläufe auf 500 - 600 MWs. Damit kann angenommen werden, daß auch für Maximalwerte der zu erwartenden Reaktivitätsrampe am Umschaltpunkt zu einer energetischen Kernzerlegungsphase die mechanische Integrität des Primärsystem aller Voraussicht nach nachgewiesen werden kann. Bezüglich der Primärkreisläufe hat man unter den diesen Abschätzungen zugrunde liegenden Annahmen dabei keinen wesentlichen Spielraum mehr nach oben. Für den Reaktortank dagegen ergibt sich ein möglicherweise zuläs-

siger Variationsbereich der Umschaltrampe bis zu Werten von 130 - 150 \$/sec. Setzt man die aus diesen Grenzbetrachtungen folgende Daten in dem oben definierten Sinne in "Sicherheitsfaktoren" um, ergeben sich bezogen auf den Primärkreislauf Werte von 2 - 3, bezogen auf den Reaktortank Werte von 3 - 4. Diese Angaben können gewertet werden als Maß für die Genauigkeit, die für die theoretische Beschreibung der oben diskutierten komplexen Materialbewegungen erreicht werden müßte, um in Fragen des Nachweises der mechanischen Integrität des Primärsystems nicht in größere Schwierigkeiten zu kommen. Aus der Abb. 43 ist zu entnehmen, daß in gleicher Weise wie bei der im geschmolzenen Brennstoff gespeicherten thermischen Energie ein wesentlicher Anstieg des Anteils des geschmolzenen Brennstoffsinventars mit steigender Rampe am Umschaltpunkt zu erwarten ist. Im Bereich der wahrscheinlich zu erwartenden Rampen liegt der Anteil bei 30 - 60 %. Er erhöht sich für den als unwahrscheinlich erkannten Bereich möglicher Reaktivitätsrampen am Umschaltpunkt auf Werte zwischen 60 - 75 %. Damit sind erste Randbedingungen für die an ein internes bzw. externes Kernmaterialrückhaltungssystem zu stellenden Forderungen gesetzt. Die als Folge der Durchsatzstörfälle erwarteten Anteile geschmolzenen Brennstoffinventars liegen geringfügig oberhalb der Werte, wie sie bei der Analyse der Leistungsstörfälle ermittelt wurden.

Aus den Ergebnissen der Analyse von Durchsatzstörfällen für den SNR-2000 folgt, daß die zu erwartenden Konsequenzen des Störfalls in dem dem Entwurf zugrunde liegenden Primärsystem beherrscht werden können. Abschätzungen für die obere Grenze der zu erwartenden mechanischen Energiefreisetzungen zeigen, daß man an die Auslegungsgrenzen des Primärsystems stößt, bezüglich des Reaktortanks aber ein gewisser Spielraum zur Abdeckung von Unsicherheiten verbleibt. Aus diesem Grunde ist festzustellen, daß die Beherrschung zu erwartender Konsequenzen für den Durchsatzstörfall zwar prinzipiell keine Begrenzung der maximalen thermischen Leistung von natriumgekühlten Brutreaktoren erwarten läßt, aber eine Reduzierung der maximalen positiven "void"-Reaktivität wünschenswert ist, um die Anforderungen an die Nachweisqualität für komplexe Bewegungsvorgänge frei beweglich werdender Kernmaterialien nicht zu hoch zu schrauben. Der Empfehlung nach Reduzierung der maximalen positiven "void"-Reaktivität führt auf der Grundlage des hier diskutierten konventionellen

Reaktorentwurfs implizit zu der Forderung einer Reduktion der maximalen thermischen Leistung um 15 - 20 % durch Verminderung der Kernhöhe, da für den sich daraus ergebenden flacheren Kern die maximale positive "void"-Reaktivität auf Werte um 4 \$ begrenzt werden kann. Inwieweit diese Forderung langfristig aufrechterhalten werden sollte, ist im wesentlichen durch den Fortgang des besseren Verständnisses von komplexen Wechselwirkungsphänomenen in extrem heißen Mehrkomponenten-Mehrphasenmischungen von Kernmaterialien bestimmt. Gelingt es hier, einige der als wesentlich erkannten physikalischen Phänomene, wie die Kernmaterialdispersion, und die Unwahrscheinlichkeit des Auftretens kompakter Blockaden begrenzter mechanischer Festigkeit für realistische Reaktorbedingungen experimentell und theoretisch zweifelsfrei nachzuweisen, sind keine Möglichkeiten mehr denkbar, zu energetischen Störfallverläufen zu kommen. Ist man auf diesem Weg nicht in dem angestrebten Umfang erfolgreich, wird die empfohlene Begrenzung der thermischen Leistung eines konventionellen Reaktorentwurfs auf Werte um  $4000 \text{ MW}_{\text{th}}$  nur durch die Untersuchung alternativer Kernkonzepte [124, 125] zu umgehen sein.

#### 4. Einfluß von Entwurfsmodifikationen auf den Ablauf von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit

Für natriumgekühlte schnelle Brutreaktoren werden zur Zeit Studien von alternativen Lösungen des Reaktorentwurfs mit im wesentlichen zwei Zielsetzungen durchgeführt:

1. Minimalisierung der zu erwartenden schwerwiegenden Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit.
2. Optimalisierung der Brutrate schneller natriumgekühlter Reaktoren bei gleichzeitiger Erfüllung der unter 1. aufgeführten Bedingung [124].

Die untersuchten Möglichkeiten zur Erfüllung dieser Ziele gliedern sich in solche, die durch Modifikationen konventioneller Reaktorentwürfe erwarten lassen, das Ziel zu erreichen, [121, 126, 127] und solche, die durch den Übergang auf alternative Kernentwürfe den maximalen positiven "void"-Reaktivitätswert drastisch verringern [125, 128]. Im Rahmen der hier vorgelegten Studie zum SNR-2000 wurden zwei Entwurfsmodifikationen des konventionellen Reaktorkerns am Beispiel ihrer Auswirkungen beim Durchsatzstörfall im einzelnen untersucht:

- (i) Es wurde eine wesentliche langsamere Pumpenauslaufkennlinie als Störfallinitiator angenommen.
- (ii) Es wurde davon ausgegangen, daß jedes Brennelement mit einer vorgeschalteten Strömungsdiode im Brennelementfuß versehen ist.

Die Auswirkungen auf den Störfallverlauf in der Einleitungsphase der ersten Entwurfsmodifikation wurden für den BEC-A Kern näher untersucht, die der zweiten Variante für den EEC-B Kern. Die Ergebnisse wurden in den nachfolgenden Abschnitten dokumentiert und im Vergleich zu denen des jeweiligen Referenzfalls diskutiert.

##### 4.1 Einfluß einer langsamen Pumpenauslaufkennlinie auf den Verlauf des Durchsatzstörfalles beim SNR-2000

Zur Simulation einer wesentlich langsameren Pumpenauslaufkennlinie wurde die folgende transiente Änderung des Druckes im Eintrittsplenium angenommen:

$$p_E(t) = p_A^o + p_S^o + (p_E^o - p_A^o - p_S^o) F(t) \quad [\bar{\text{bar}}]$$

$$F(t) = \exp(-5.84 \cdot 10^{-2} t + 1.8 \cdot 10^{-5} t^2 + 8.5 \cdot 10^{-7} t^3)$$

Die Symbole haben die in Abschnitt 3.4.1 definierte Bedeutung. Als Folge der transienten Änderung des Druckabfalls zwischen Ein- und Austrittsplenum des Kühlmittels stellt sich eine Massendurchsatzreduktion im Kern ein, die dadurch charakterisiert ist, daß nach etwa 20 sec ein Wert von 50 % des nominellen Massendurchsatzes erreicht wird. Damit ist die hier untersuchte Pumpenauslaufkennlinie etwa um einen Faktor 5 langsamer als die des Referenzfalles.

Das durch die unterschiedlichen Pumpenauslaufkennlinien im Reaktorkern sich einstellende unterschiedliche Siedeverhalten ist am Beispiel des thermisch höchstbelasteten Brennelements in Abb. 45 in Abhängigkeit von der Siedezeit dargestellt. Die aus den kanalabhängigen Siedesequenzen folgenden transienten Änderungen der Reaktivität und der Leistung zeigt Abb. 42.

Bei der langsamen Pumpenauslaufkennlinie setzt Sieden im unteren Bereich der oberen axialen Brutzone ein. Wegen der sehr niedrigen Wärmequellichte in diesen Bereichen wandert die Siedefront sehr langsam in den Kernbereich und es wird erst nach etwa 0.5 - 0.7 sec Strömungsumkehr im Kühlkanal vorhergesagt. Wegen der dominierenden Effekte der Verdampfung des auf der Hüllrohroberfläche zurückbleibenden Restfilms in axialen Bereichen maximaler Stabileistung erreicht die untere Phasengrenze beim Durchgang durch die Kernmitte annähernd gleiche Geschwindigkeiten, wie sie für die normale Pumpenauslaufkennlinie bestimmt wurden. Daher kann davon ausgegangen werden, daß eine Änderung der Pumpenauslaufkennlinie nur den ersten Teil des Siedeverhaltens in Kühlkanälen beeinflussen kann, in späteren Phasen bestimmt die axiale Leistungsverteilung die Siedefrontentwicklung, relativ unabhängig von der vorgegebenen transienten Änderung des Drucks im Eintrittsplenum.

Die in Abb. 46 dargestellten Leistungs- und Reaktivitätsverläufe charakterisieren den Einfluß der Pumpenauslaufkennlinie auf die Kohärenz der in den verschiedenen Kanälen ablaufenden Siedeereignisse. Durch die langsamere Siedefrontentwicklung in Richtung Kernmitte werden über etwa 0.7 sec praktisch keine wesentlichen positiven "void"-Reaktivitäten im Kern freigesetzt. Erst wenn die Siedefront in den stationär thermisch hochbelaste-

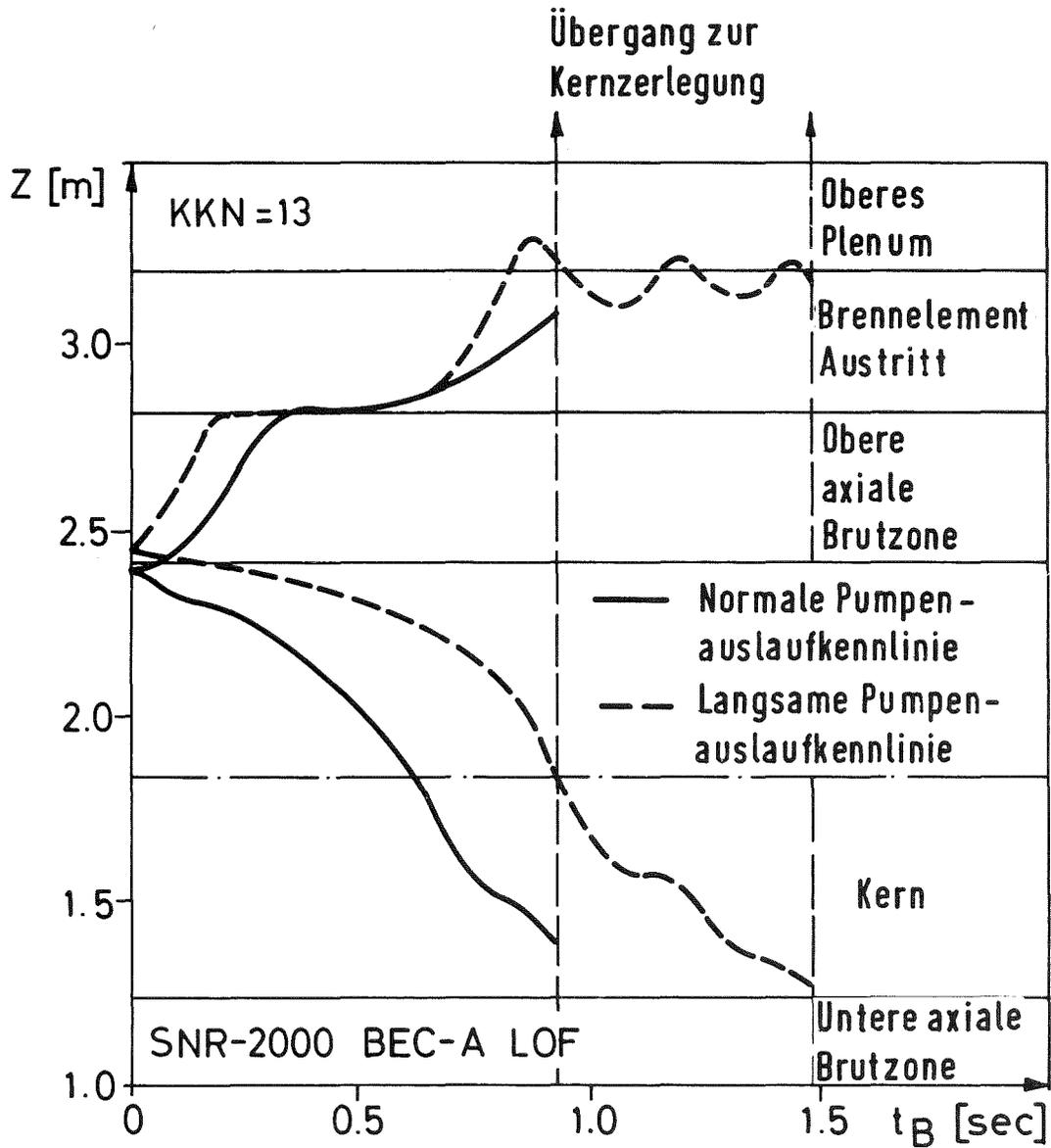


Abb. 45: Transiente Siedefrontentwicklung im höchstbelasteten Kühlkanal der BEC-A Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie in Abhängigkeit von der Siedezeit

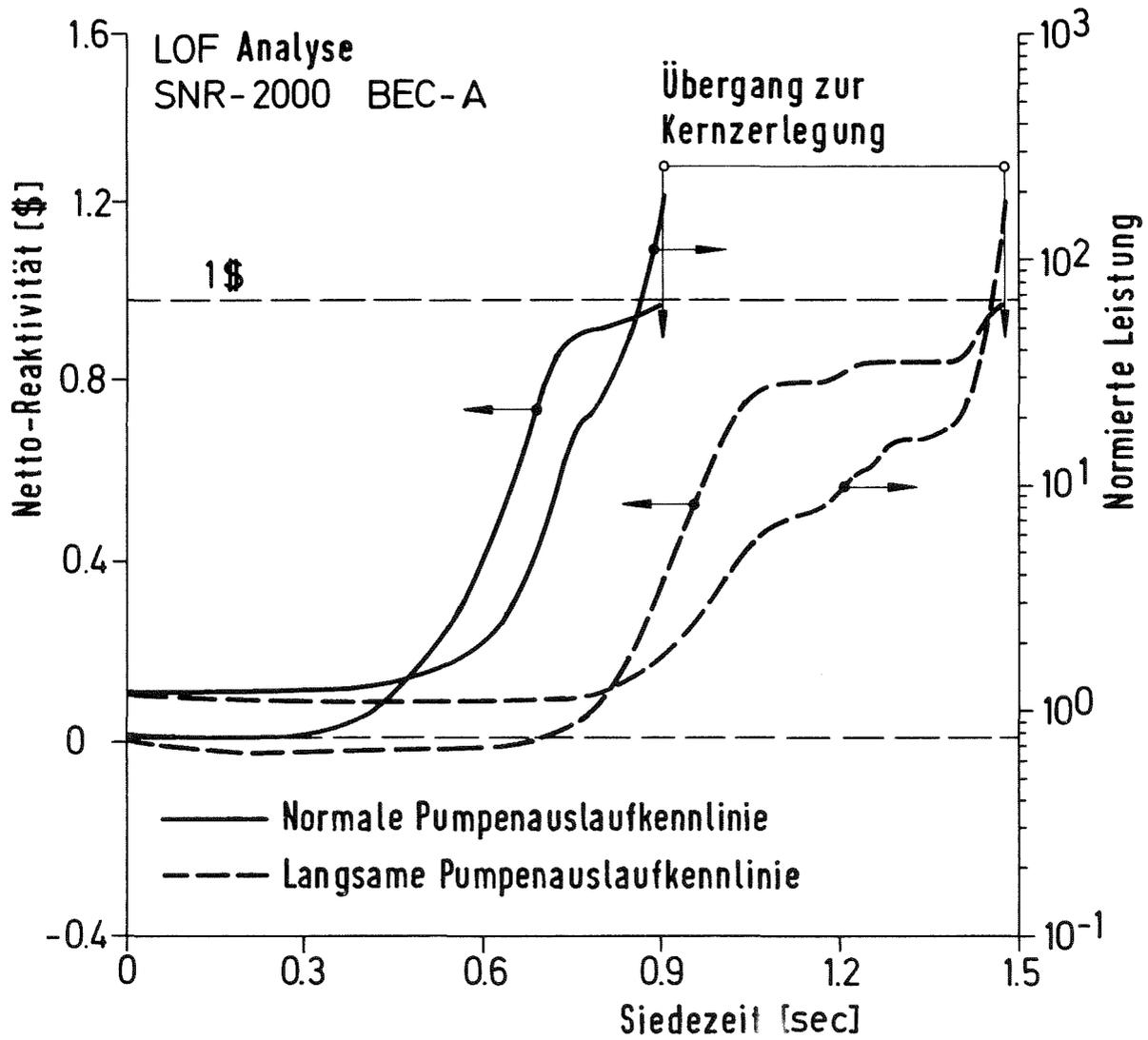


Abb. 46: Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die BEC-A Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie in Abhängigkeit von der Siedezeit

teten Elementen durch die axialen Bereiche maximaler positiver "void"-Reaktivität laufen, erfolgt ein wesentlicher Nettoreaktivitätsanstieg. Man sieht, daß wegen der beim BEC-A vorhandenen teilweisen Entkopplung von Kernbereichen durch die eingefahrenen Regelstäbe, die Inkohärenz der Initialisierung von Siedeereignissen in Kanälen unterschiedlicher Kernbereiche größer ist, als dies bei der normalen Pumpenauslaufkennlinie der Fall war. Aus diesem Umstand erklärt sich der wesentlich niedriger liegende Haltepunkt der Nettoaktivität für den Fall der langsamen Pumpenauslaufkennlinie. Als Folge des Reaktivitätsverhaltens treten beim Fall der langsamen Pumpenauslaufkennlinie mildere Leistungsanstiege auf. Die in den äußeren Bereichen der Kernzone I und II relativ spät aber kohärent auf siedenden Kühlkanäle führen aber letztlich doch zu knapp unterpromptkritischen Reaktivitätswerten, verbunden mit einem extremen Leistungsanstieg.

Charakteristische Daten der mit CAPRI-2 durchgeführten Störfallanalysen für die normale und die langsame Pumpenauslaufkennlinie sind in der Tabelle 5 zusammengestellt. Bei der langsamen Pumpenauslaufkennlinie setzt Sieden erst nach 34 sec auf etwas geringerem Leistungs- und Reaktivitätsniveau ein. Die Siedephase bis zu möglicherweise einsetzenden Bewegungen geschmolzenen Hüllrohrs ist mit 1.4 sec wesentlich länger als bei der normalen Pumpenauslaufkennlinie. Der Reaktor befindet sich für den Fall einer langsamen Pumpenauslaufkennlinie zu diesem Zeitpunkt auf einem wesentlich niedrigeren Leistungs- und Reaktivitätsniveau. Durch das kohärente Aufsieden von Kühlkanälen in radial weiter außen stehenden Brennelementen relativ niedriger stationärer Leistung wird auch in diesem Fall nur 53 Millisekunden später das Umschaltkriterium zur Kernzerlegungsphase erreicht. Die Werte der Nettoreaktivität und die Leistungen am Umschaltpunkt sind weitgehend vergleichbar, der Anteil geschmolzenen Brennstoffs geringfügig größer. Die für die Kernzerlegungsphase entscheidenden Reaktivitätsrampen am Umschaltpunkt liegen für die beiden untersuchten Fälle dicht beieinander; im Fall der langsamen Pumpenauslaufkennlinie treten wegen der größeren Inkohärenz der Siedeinitialisierung in der ersten Teilphase geringfügige Rampen aufgrund von "slumping"-Vorgängen auf.

In gleicher Weise wie für den Fall mit normaler Pumpenauslaufkennlinie sind in Abb. 47 die kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen am Umschaltpunkt und in Abb. 48 die dieser Siedezonenverteilung zugeordnete axiale Brennstoffschmelzfraktionsverteilung dargestellt. Es sind nur geringfügige Unterschiede zu den in Abb. 37 dargestellten Verhältnissen für den Normalfall erkennbar. Entsprechend der langsamen Störfalleinleitung beim Fall mit

Tab.15: Charakteristische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls für den SNR 2000 BEC-A Kern bei unterschiedlicher Pumpenauslaufkennlinie

Kernkonfiguration		BEC-A	BEC-A
Massendurchsatzreduktion		normal	langsam
Drosselung des Massendurchsatzes im Brennelementfuß		konstant	
Zeitpunkt des ersten Einsetzens von Sieden	sec	6.90	34.
normierte Leistung	-	1.050	0.942
Netto-Reaktivität	§	0.024	-0.025
Zeitpunkt des ersten Auftretens von Hüllrohrschmelzen	sec	7.712	35.423
normierte Leistung	-	129	23.1
Netto-Reaktivität	§	0.969	0.884
axiale Position relativ zur Kernhöhe	%	65.	65.
Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase	sec	7.717	35.476
normierte Leistung	-	167	167
Netto-Reaktivität	§	0.976	0.972
Anteil des aufgesiedeten Kernbereichs Zone I	%	61.	64.
Zone II	%	17.	17.
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	32.8	34.8
Reaktivitätsrampen			
Doppler	§/sec	-11	-12
axiale Expansion	§/sec	-10	- 8
Void	§/sec	19	16
Slumping	§sec	-	2
Energiefreisetzung während der Kernzerlegungsphase bis zum ersten neutronischen Abschalten	MJ	4974	4895
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars bis zum Erreichen des ersten neutronischen Abschaltens	%	42.6	44.5

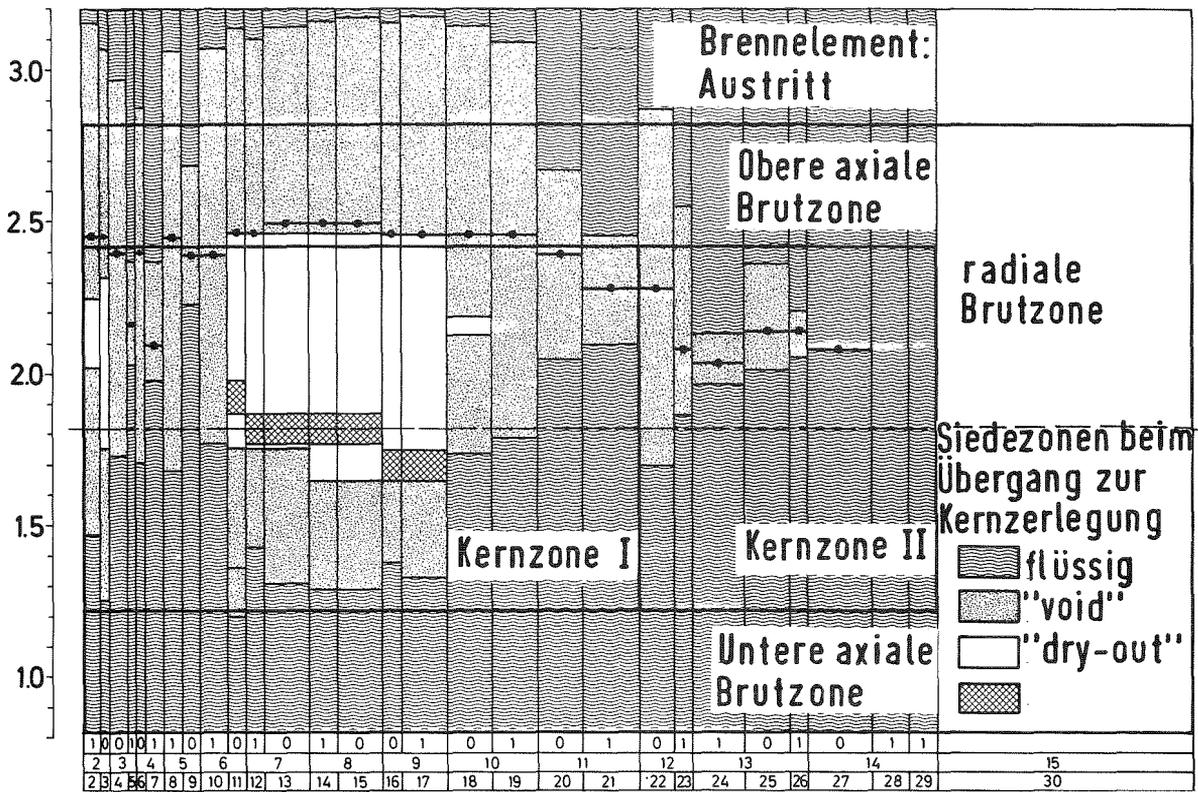


Abb. 47: Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen als Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (BEC-A Kernkonfiguration, langsame Pumpenauslaufkennlinie)

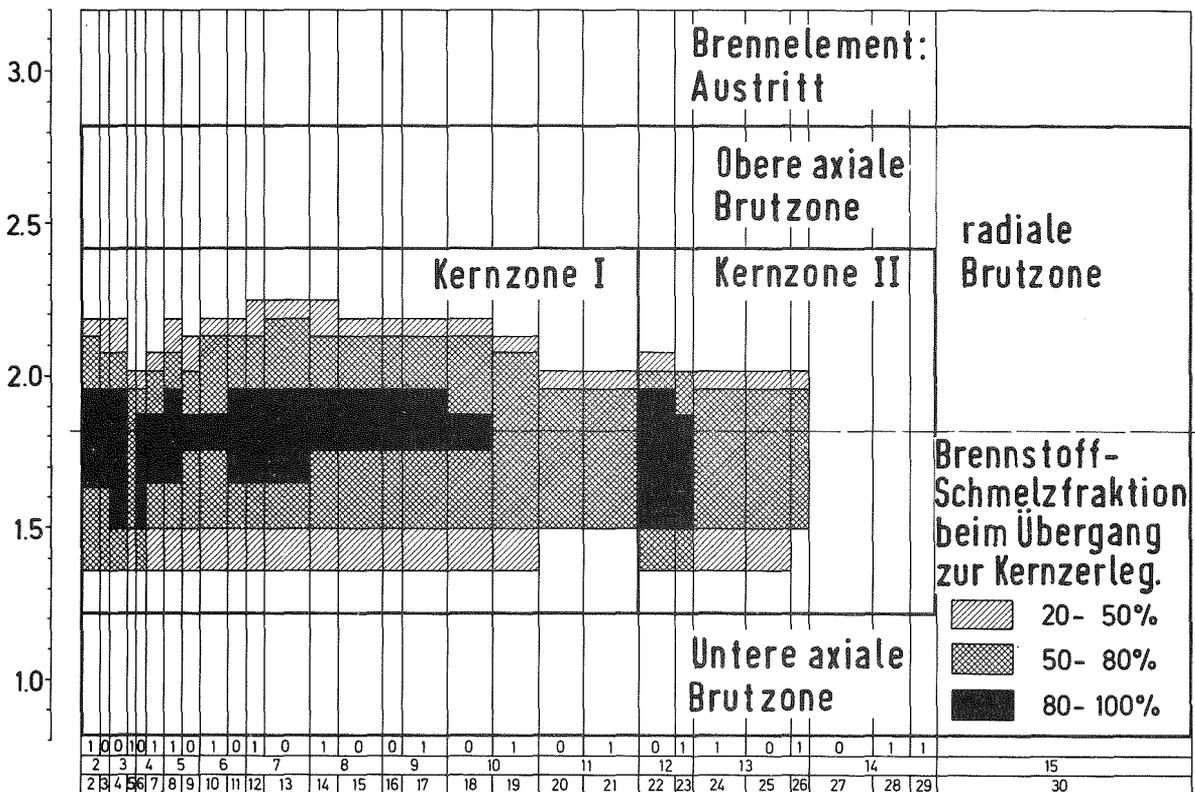


Abb. 48: Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraction am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge des Durchsatzstörfalls (BEC-A Kernkonfiguration, langsame Pumpenauslaufkennlinie)

langsamer Pumpenauslaufkennlinie liegen die axialen Positionen der ersten Siedeinitialisierung in den zentralen Kernbereichen (Kanal 2-11) sehr viel höher als in der Abb. 37. Für die weiter außen stehenden Brennelemente (Kanal 21-27) wandern aber aufgrund des starken Leistungsanstiegs im letzten Teil des Störfalls die Orte erster Siedeinitialisierung wieder in Richtung Kernmitte. Beim Vergleich der axialen Verteilungsfunktionen der Brennstoffschmelzfraktion (Abb. 48 und Abb. 38) wird ersichtlich, daß beim Durchsatzstörfall mit langsamer Pumpenauslaufkennlinie zwar die Bereiche extrem hoher Brennstoffschmelzfraktion ( $> 80 \%$ ) weniger ausgeprägt auftreten, dafür aber die Bereiche mittlerer Brennstoffschmelzfraktion (50-80 %) über größere Bereiche ausgedehnt sind. Dieser Unterschied ist auf die sehr viel längere quasistationäre Aufheizphase unter einphasigen Kühlmittelbedingungen und die längere Siedephase beim Durchsatzstörfall mit langsamer Pumpenauslaufkennlinie zurückzuführen. Bezüglich der in Abschnitt 3.4.2 ausführlich diskutierten Situation von durch Innendruckbelastung versagender Brennstäbe ergibt sich kein wesentlicher Unterschied. Auf der Grundlage der Verteilung der Brennstoffschmelzfraktion kann davon ausgegangen werden, daß sich die zu erwartende Versagenssequenz über einen größeren Zeitraum erstreckt.

Die Untersuchung des Durchsatzstörfalls für den BEC-A Kern mit langsamer Pumpenauslaufkennlinie hat gezeigt, daß durch diese Maßnahme zwar der anfängliche Leistungs- und Reaktivitätsverlauf in der Siedephase beeinflusst wird, der Störfall aber durch kohärente Siedevorgänge im letzten Teil der Einleitungsphase zu weitgehend ähnlichen Bedingungen führt, wie sie bei der Initialisierung des Durchsatzstörfalls durch eine normale Pumpenauslaufkennlinie angetroffen wird.

#### 4.2 Einfluß von Strömungsdioden in den Brennelementfüßen auf den Verlauf des Durchsatzstörfalls beim SNR-2000

Da die Leistungsanstiege im Verlauf eines Durchsatzstörfalls immer dann extreme Werte annehmen, wenn die Siedefronten mit maximaler Geschwindigkeit die axiale Lage maximaler positiver "void"-Reaktivität durchlaufen, wurde für den SNR-2000 EEC-B Kern untersucht, welchen Einfluß Strömungsdioden in den Brennelementfüßen auf den Störfallablauf haben. Strömungsdioden haben einen von Durchströmungsrichtung abhängigen Widerstandsbeiwert. Für den SNR-300 liegen Konstruktionen vor, bei denen sich in Abhängigkeit von der Reynoldszahl das Verhältnis der Widerstandsbeiwerte bei unterschiedlicher Strömungsrichtung auf Maximalwerte von 10 einstellt  $\sqrt{129}$ . Für die Analyse des Falls mit richtungsabhängiger Drosselung im Brennelementfuß (RD-Fall) wurden derartige Verhältnisse simuliert. Für die Pumpenauslaufkenn-

linie wurde die normale beibehalten (Normalfall).

Die sich transient in den Fällen einstellende Siedefrontentwicklung im thermisch höchstbelasteten Kühlkanal ist in Abb. 49 dargestellt. Die zeitliche Änderung der Lage der unteren Phasengrenze ist über weite Teile der Siedeentwicklung gleich. Erst wenn relativ hohe Rückströmgeschwindigkeiten ausgebildet sind, wird die Strömungsdiode wirksam. Im RD-Fall durchläuft die untere Phasengrenze daher das Maximum der positiven "void"-Reaktivität mit verringerter Änderungsgeschwindigkeit gegenüber dem Normalfall.

Die sich aus der Überlagerung von Rückwirkungen der unterschiedlichen Siedesequenzen ergebenden Leistungs- und Reaktivitätsverläufe zeigt Abb. 50. Entsprechend dem Siedeverhalten wird ein Einfluß auf die Verläufe von Reaktivität und Leistung erst relativ spät merkbar. Die resultierenden Nettoaktivitätsrampen sind nur ein geringes kleiner. Ein Einlaufen in fast promptkritische Werte zum Ende der Einleitungsphase hin kann jedoch verhindert werden.

Für die Einleitungsphase charakteristische Werte der CAPRI-2 Rechnungen sind in Tabelle 16 mit denen des Normalfalls verglichen. Entsprechend der untersuchten Entwurfsmodifikation können Unterschiede erst beim Auftreten von Hüllrohrschmelzen sichtbar werden. Sie zeigen, daß der Leistungsverlauf bis zu diesem Zeitpunkt um ein geringes milder ist, die bis hier akkumulierte Nettoaktivität aber fast gleiche Werte erreicht hat. Die Daten für Leistung, Nettoaktivität und Reaktivitätsrampen der einzelnen Rückwirkungsmechanismen sind weitgehend gleich. Die beim RD-Fall mit 20 \$/sec kleiner "void"-Reaktivitätsrampe bringt den Einfluß der Strömungsdiolen zum Ausdruck. Er ist zu diesem Zeitpunkt noch sehr klein, da in sehr wenigen Kühlkanälen schon Strömungsumkehr stattgefunden hat. Verfolgt man den Störfallverlauf mit CAPRI-2 weit in die Phase hinein, bei der Einsetzen einer energetischen Kernzerlegung anzunehmen ist, zeigt sich, daß die von den Siedevorgängen herührenden Reaktivitätsrampen bis zu einem Faktor 2 durch Strömungsdiolen reduziert werden können. In der hier festgelegten Art und Weise des Vorgehens bei der theoretischen Simulation des Störfalls kommen aber diese Vorteile der Entwurfsmodifikation nicht zum Tragen.

Um in gleicher Weise wie bei den anderen bisher betrachteten Durchsatzstörfällen des SNR-2000 ein Eindruck vom Zustand des Reaktors am Umschalt- punkt zu bekommen, ist in der Abb. 51 die kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen am Umschalt- punkt dargestellt, in Abb. 52 die diesem Siedezustand zugeordnete Verteilung der Brennstoffschmelzfraktion. Die

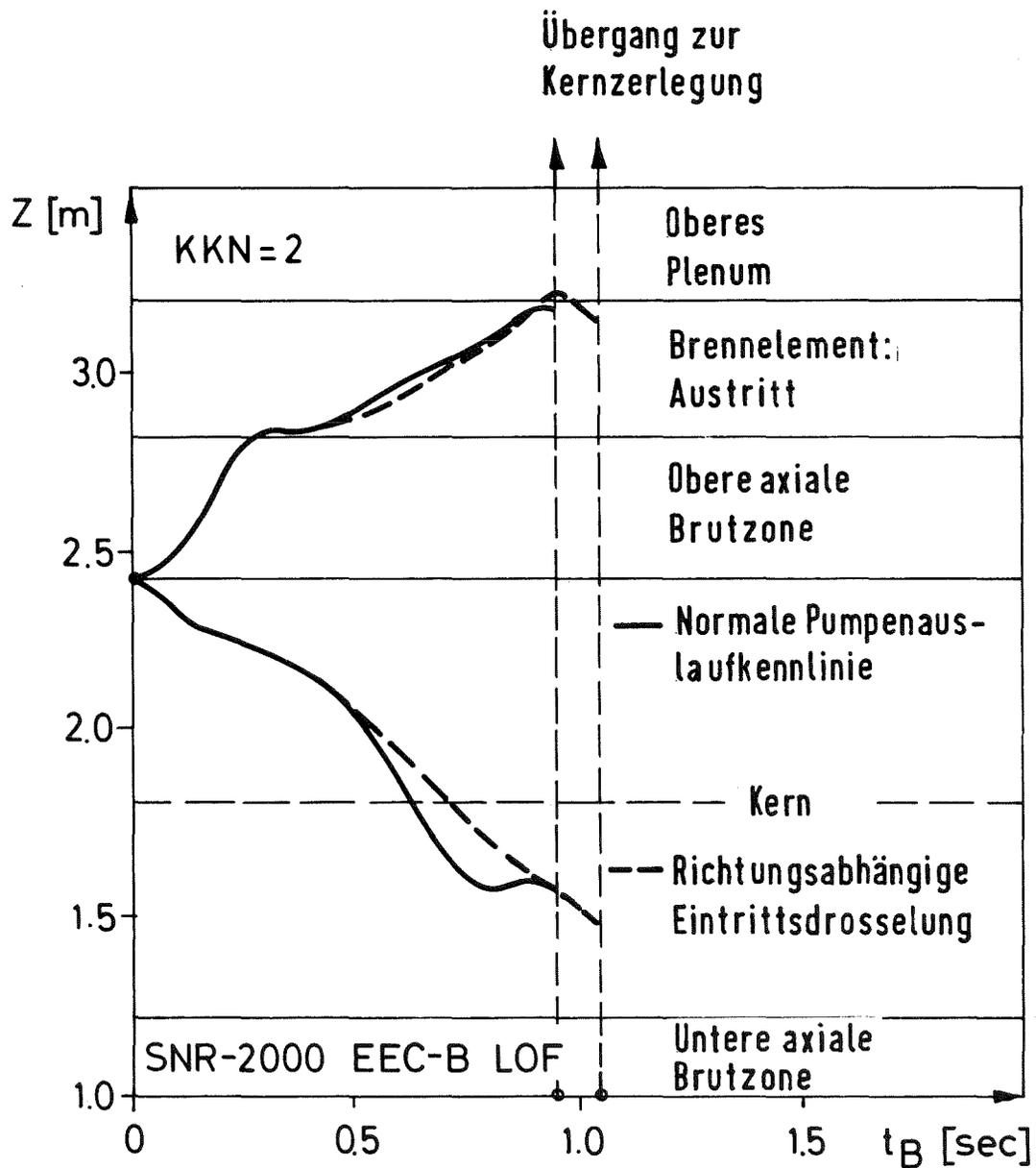


Abb. 49: Transiente Siedefrontentwicklung im höchstbelasteten Kühlkanal der EEC-B Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörfällen mit und ohne Strömungsdioden in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)

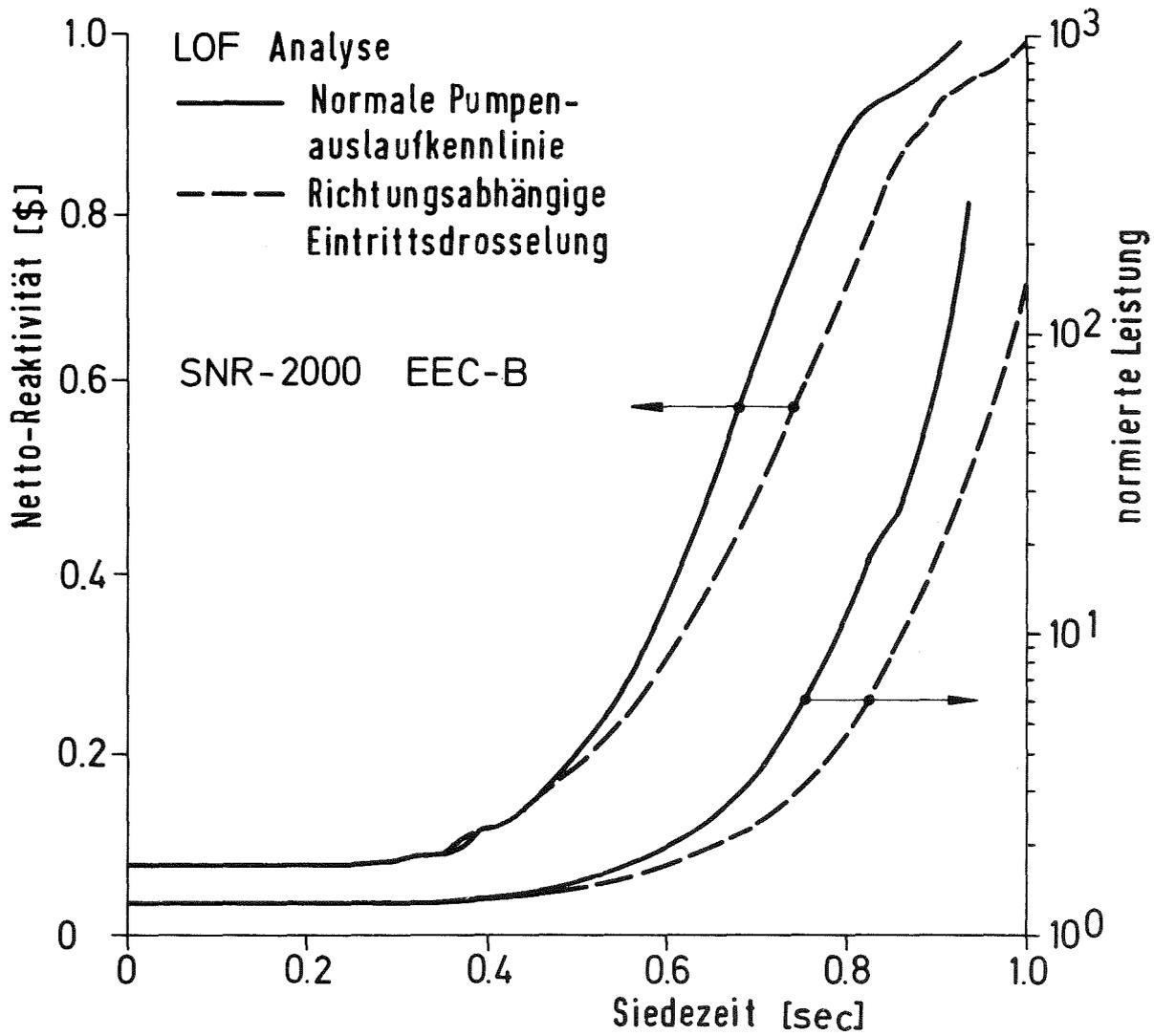


Abb. 50: Reaktivitäts- und Leistungsverlauf für die EEC-B Kernkonfiguration als Folge von Durchsatzstörungen mit und ohne Strömungsdioden in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)

Tab. 16: Charakteristische Daten der Analyse des Durchsatzstörfalls für den SNR-2000 EEC-B Kern mit und ohne Strömungsdiolen in den Brennelementfüßen (normale Pumpenauslaufkennlinie)

Konfiguration		EEC-B	EEC-B
Massendurchsatzreduktion		normal	normal
Drosselung des Massendurchsatzes im Brennelementfuß		konstant	variabel
Zeitpunkt des ersten Einsetzens von Sieden	sec	6.55	6.55
normierte Leistung	-	1.138	1.138
Netto-Reaktivität	§	0.066	0.066
Zeitpunkt des ersten Auftretens von Hüllrohrschmelzen	sec	7.482	7.556
normierte Leistung	-	228	125
Netto-Reaktivität	§	0.985	0.971
axiale Position relativ zur Kernhöhe	%	69.	69.
Zeitpunkt des Umschaltens zur Kernzerlegungsphase	sec	7.486	7.567
normierte Leistung	-	253	215
Netto-Reaktivität	§	0.980	0.981
Anteil des aufgesiedeten Kernbereichs Zone I	%	47.	46.
Zone II	%	16.	19.
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars	%	33.2	33.0
Reaktivitätsrampen			
Doppler	§/sec	-17	-15
axiale Expansion	§/sec	- 9	- 7
Void	§/sec	24	20
Slumping	§/sec	-	1
Energiefreisetzung während der Kernzerlegungsphase bis zum ersten neutronischen Abschalten	MJ	6571	6219
Anteil des geschmolzenen Brennstoff-Inventars bis zum Erreichen des ersten neutronischen Abschaltens	%	47.1	46.1

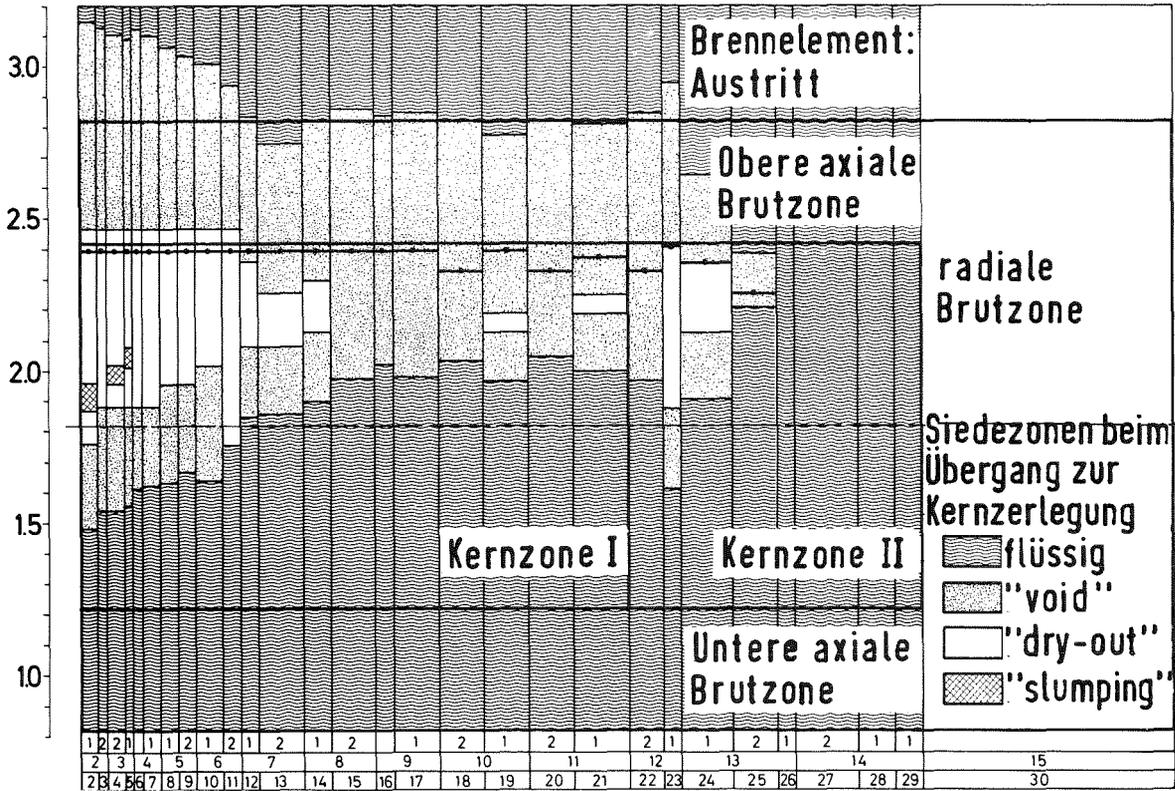


Abb. 51 : Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Zweiphasenzonen als Folge von Kühlmittelsieden am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie, Strömungsdioden in den Brennelementfüßen)

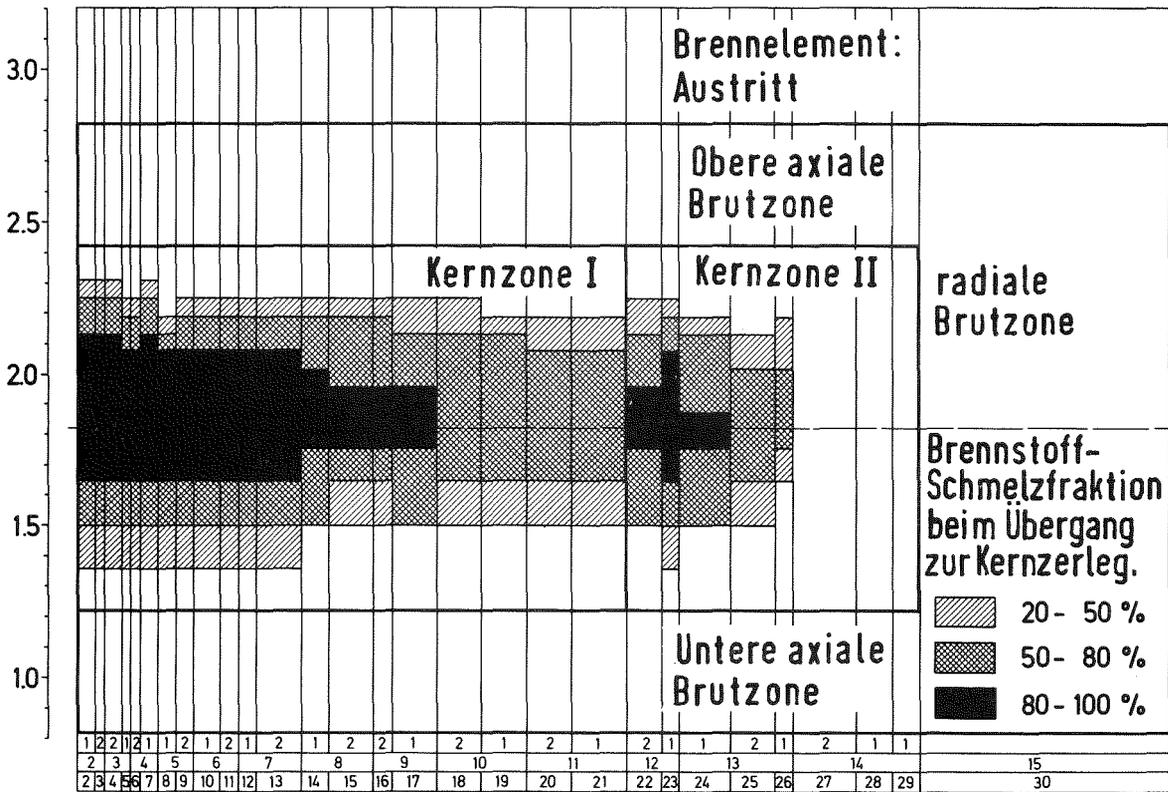


Abb. 52 : Kühlkanalabhängige axiale Verteilung der Brennstoff-Schmelzfraction am Umschaltpunkt zur Kernzerlegungsphase als Folge des Durchsatzstörfalls (EEC-B Kernkonfiguration, normale Pumpenauslaufkennlinie, Strömungsdioden in den Brennelementfüßen)

Die axial nach unten nur wenig ausgedehnten Siedezonen der Abb. 51 bestätigen, daß nur für die Kanäle der zentralen Kernzone die Entwurfsmodifikation "Strömungsdiode im Brennelementfuß" wirksam werden konnte. In diesen zentralen Bereichen treten erste "slumping"-Effekte auf. Sowohl die Siedefrontverteilung als auch die Verteilung der Schmelzanteile des Brennstoffs stimmen weitgehend mit der Situation überein, die im Normalfall am Umschaltzeitpunkt ermittelt wurde. (Abb. 39 und 40)

#### 4.3 Schlußfolgerungen bezüglich des Einflusses von Kernentwurfsmodifikationen

Aus den Ergebnissen der für den SNR-2000 am Beispiel des Durchsatzstörfalles durchgeführten Analysen, muß geschlossen werden, daß isolierte Entwurfsmaßnahmen nicht dazu geeignet sind, die Konsequenzen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit wesentlich zu vermindern. Wenn auch das Kohärenzverhalten der den Reaktor simulierenden Kühlkanäle beeinflußt werden kann, so sind doch aus den hier untersuchten Möglichkeiten nur graduelle Verbesserungen zu erwarten.

Will man über Entwurfs-bedingte Maßnahmen das Verhalten von schnellen natriumgekühlten Brütern bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit wesentlich verändern, muß man den Weg grundsätzlicher Konzeptänderungen gehen; entweder in Richtung des SUPER-PHENIX [ 14 ] Entwurfs oder aber in Richtung alternativer Reaktorkernentwürfe.

Bei dem SUPER-PHENIX Entwurf ist durch die extrem langsame Pumpenauslaufkennlinie und durch das gewählte Kernverspannungskonzept sichergestellt, daß die beim Durchsatzstörfall auftretende Kühlmittelaufheizung auf die Kernhaltestrukturen zurückwirkt und damit negative Rückwirkungsmechanismen durch die integrale Geometrieänderung des Reaktors wirksam werden. Die bei diesem Vorgehen gewonnene Zeit zwischen Störfalleinleitung und Auftreten erster Siedereignisse im Kern eröffnet die Möglichkeit, zusätzlich redundant auslösende Abschaltssysteme in diesen Entwürfen vorzusehen.

Bei alternativen Kernentwürfen mit niedriger positiver "void"-Reaktivität kann im wesentlichen ein starker Anstieg der Leistung in frühen Phasen des Störfallablaufs verhindert werden und somit eine größere Inkohärenz der bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit ablaufenden physikalischen Phänomene erreicht werden. Die Wahrscheinlichkeit für die Akkumulation von großen positiven Reaktivitätsrampen wird dadurch wesentlich reduziert. Das Einlaufen in eine energetische Kernzerlegungsphase wird aller Voraussicht nach verhindert [ 128 ].

In allen diesen Fällen ist aber nach wie vor eine weitgehend detaillierte Kenntnis von komplexen Materialbewegungsvorgängen in teilweise zerstörten Kernbereichen Voraussetzung für den erfolgreichen Nachweis, daß ein energetischer Verlauf des Störfalls ausgeschlossen werden kann. Auf der Basis der Diskussion möglicher Störfallabläufe als Folge von Durchsatzstörfällen konnte gezeigt werden, daß bei ausreichend abgesicherter Kenntnis der Kernmaterialbewegungen für konventionelle Kernentwürfe das Einlaufen in eine energetische Phase ebenfalls mit ausreichender Sicherheit ausgeschlossen werden kann. Der verbleibende wesentliche Unterschied zu alternativen Lösungen ist dann die bei konventionellen Reaktorentwürfen bezüglich der Nachweisqualität zu stellende höhere Anforderung.

## 5. Schlußbemerkungen

Ausgehend von einer Vielzahl von vorliegenden Analysen für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit in natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren wurde im Abschnitt 2. ein strukturiertes Phasenablaufdiagramm entwickelt, das sowohl für unterschiedliche Reaktorentwürfe als auch für unterschiedliche Störfallinitiatoren verwendbar ist. Hierzu wurden Ergebnisse von Störfallanalysen für den SNR-300, den FFTF, den CRBR, den CFR und den SUPER-PHENIX-Reaktor berücksichtigt. Ziel dieser Entwicklung war es, durch Strukturierung der unterschiedlichen Störfallphasen bis zur möglichen Freisetzung von Radioaktivität an die Umgebung zu klären, welche Teilbereiche von denkbaren Phasenfolgen für einen konsistenten Sicherheitsnachweis strategisch die größte Bedeutung haben. Um eine Anwendung des strukturierten Ablaufdiagramms auch für sehr unterschiedliche natriumgekühlte Reaktoren zu ermöglichen, wurden einfache, mehr qualitativ interpretierbare Größen als Kriterien ausgewählt, die die Wege bestimmen, auf denen das Ablaufdiagramm im betrachteten Einzelfall durchlaufen wird.

An Hand des derart entwickelten strukturierten Phasenablaufdiagramms wurden unter Vorgabe zulässiger Konsequenzen die strategisch wichtigen Teilbereiche des Störfallablaufs identifiziert. Für diese Teilbereiche wurde das Verhalten eines natriumgekühlten schnellen Brutreaktors von 2000 MW<sub>e</sub> (SNR-2000) im einzelnen untersucht.

Die für die Störfallanalyse des SNR-2000 wichtigen stationären Kenngrößen, wie z.B. die stationäre Leistungs- und Temperaturverteilung, die kinetischen

Daten und die Reaktivitätsverteilungen von Natrium, Stahl und Brennstoff, wurden im Abschnitt 3.1 und 3.2 im einzelnen diskutiert. Aus den sehr unterschiedlichen Verhältnissen für den Reaktorzustand am Anfang und Ende der Gleichgewichtszyklen ergab sich die Notwendigkeit, die Störfallanalyse für zwei Reaktorzustände durchzuführen; für den BEC-A-Kern am Anfang des Gleichgewichtszyklus A, bei dem die Regelstäbe teilweise in den Kern eingefahren sind, und für den EEC-B-Kern, am Ende des Gleichgewichtszyklus B, bei dem die Regelstäbe voll gezogen sind und der Kern den höchsten Abbrandzustand hat.

Bei der Analyse von Störfällen sehr geringer Wahrscheinlichkeit für den SNR-300 Mark Ia-Kern hat sich gezeigt, daß die Ergebnisse einer Störfallanalyse sehr stark von den ausgewählten Modellen und Modellparametern beeinflusst sind, die zur theoretischen Simulation wichtiger physikalischer Einzelphänomene ausgewählt werden. Daher wurden die für den Störfallablauf dominant angesehenen physikalischen Phänomene im Abschnitt 3.2 kurz diskutiert und es wurden Störfallparameter festgelegt, die als konservativ im Sinne der Störfallanalyse und als physikalisch sinnvoll in Hinblick auf den Stand des Wissens über das physikalische Einzelproblem angesehen werden können. Im einzelnen behandelt wurden die stationäre Simulation der Reaktorkerne BEC-A und EEC-B, die Brennstabversagenskriterien von frischen und abgebrannten Brennstäben, die Phänomene der Brennstoff-Natrium-Reaktion, das Kühlmittelsieden, die Brennstoff- und Hüllrohrbewegungsmechanismen und die Problematik der Störfallbehandlung für Situationen, bei denen größere Mengen der Kernmaterialien frei beweglich wurden.

Die Störfallanalyse konzentrierte sich auf die Einleitungsphase. Sie wurde mit den Programmen HOPE und CAPRI-2 durchgeführt. Phänomene von nachfolgenden Störfallphasen wurden auf der Grundlage von KADIS-Rechnungen und auf dem Hintergrund einer eingehenden Analyse der Ergebnisse von HOPE und CAPRI-2 bezüglich ihrer zu erwartenden Konsequenzen diskutiert. Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

Für die untersuchten Leistungsstörfälle wurde gezeigt, daß nur in wenigen als unwahrscheinlich angesehenen Fällen die Einzelphänomene der Einleitungsphase direkt in eine energetische Kernzerlegungsphase einlaufen. In den meisten der untersuchten Fälle ist davon auszugehen, daß frühe permanent wirkende

Brennstoffdispersionmechanismen über eine Übergangsphase, in der größere Bereiche des Kerns partiell zerstört werden, eine Phase ausgedehnter Materialbewegung einleiten, in der der Reaktorkern relativ schnell unterkritisch wird. Ausgehend von den Randbedingungen des Störfallablaufs konnte gezeigt werden, daß die maximal zu erwartenden mechanischen Belastungen in der Größenordnung einiger 100 MWs mechanischer Energie liegen werden. Die Ergebnisse zeigten, daß auch bei Annahme von im Sinne der Störfallentwicklung konservativen Parametern von der Behandlung der Leistungsstörfälle her keine Argumente zu erwarten sind, die Leistungsgröße von natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren auf Werte unterhalb 2000 MW<sub>e</sub> zu begrenzen. Diese Aussage impliziert, daß Vorkehrungen getroffen werden, 60 - 80 % des Kernmaterials in einem internen oder auch externen Kernmaterialrückhaltesystem langfristig kühlbar einzuschließen. Im Rahmen der Analyse wurden keine Phänomene identifiziert, die nicht auch beim SNR-300 bestimmend waren.

Bei der Analyse von Durchsatzstörfällen stellte sich heraus, daß in großen Bereichen des Kerns Folgephänomene von unter Innendruck versagenden Brennstäben, die sich in siedenden Kühlkanälen befinden, den letzten Teil der Einleitungsphase bestimmen. Auf der Grundlage einer detaillierten qualitativen Analyse des Reaktorzustandes beim Erreichen der Gültigkeitsgrenzen von CAPRI-2 konnte gezeigt werden, daß trotzdem nicht mit einer energetischen Kernzerlegungsphase zu rechnen ist, in der Grenzwerte für die mechanische Belastbarkeit des Primärsystems überschritten werden. Die Notwendigkeit und die hohe Priorität, ein verbessertes Verständnis bezüglich des Verhaltens von Mehrphasen-Mehrkomponentenmischungen aus Kernmaterialien auf hohem Temperaturniveau zu erarbeiten, wurde aufgezeigt. Trotz der relativ großen Unsicherheiten, die in Teilbereichen der Störfallanalyse des Durchsatzstörfalles heute noch herrschen, wurde mit ausreichender Sicherheit nachgewiesen, daß auch in extrem unwahrscheinlicher Situation aus einer energetischen Kernzerlegungsphase voraussichtlich keine Belastungen entstehen, die die mechanische Integrität des Primärsystems des SNR-2000 zerstören. Das Erreichen von Auslegungsgrenzen konnte nicht ausgeschlossen werden. Daraus läßt sich folgern, daß prinzipiell auch aus den erwarteten Konsequenzen von Durchsatzstörfällen keine Begrenzung der Leistungsgröße von natriumgekühlten Brüttern auf Werte unterhalb von 2000 MW<sub>e</sub> abzuleiten ist, daß aber zu empfehlen ist, den maximalen positiven Kühlmittelreaktivitätskoeffizienten auf Werte von 3 - 4 \$ zu beschränken. In gleicher Weise wie beim Leistungsstörfall wurden erste Anforderungen an ein internes bzw. externes Kernmaterialrückhaltesystem definiert.

Die punktuelle Untersuchung von isoliert angenommenen Entwurfsmodifikationen am Beispiel der Durchsatzstörfälle führte zu Ergebnissen, die sich zwar in einzelnen Punkten von den Referenzfällen unterscheiden, aber nicht erwarten lassen, daß die Störfallabläufe hierdurch wesentlich beeinflußt werden könnten. Größere Änderungen werden erst dann auftreten, wenn man das Entwurfskonzept gegenüber dem des SNR-2000 grundsätzlich ändert; entweder in Richtung auf ein Kernkonzept mit extremen negativen Strukturmaterialkoeffizienten oder aber in Richtung eines alternativen Kernentwurfs.

Obwohl im Rahmen der Analyse des SNR-2000 bezüglich seines Verhaltens bei Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit Teilbereiche der Analyse aufgedeckt wurden, die zur Zeit noch mit großen Unsicherheiten behaftet sind, unterstützen die erarbeiteten Ergebnisse die folgende Schlußfolgerung:

Die aus Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit zu erwartenden Konsequenzen führen aller Voraussicht nach nicht zu Anforderungen an den Entwurf eines natriumgekühlten schnellen Brutreaktors, die eine Begrenzung der elektrischen Leistung auf Werte unterhalb von 2000 MW<sub>e</sub> zwingend notwendig erscheinen lassen. Die Realisierbarkeit von konventionellen Kernentwürfen großer Reaktorleistung wird daher durch die Folgen von Störfällen sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit nicht eingeschränkt.

## Literatur

- [1] Heusener, G. et al.: Entwurfsstudien für das SNR-Core; Statusbericht des Projekts Schneller Brüter, Atoomenergie 18 (1976) p. 161-224
- [2] Struwe, D.; Fischer, E.A.; Royl, P.; Wirtz, P.; Zimmerer, W.: Das dynamische Verhalten des Mark I-Kerns des SNR-300 während der Predisassembly-Phase schwerer hypothetischer Unfälle, Reaktortagung Berlin 2.-5. April 1974, Ges. im Dt. Atomforum e.V. Leopoldshafen 1974: ZAED S. 86-89
- [3] Angerer, G.; Fischer, E.A.; Kuczera, B.; Royl, P.; Struwe, D.; Wirtz, P.: Simulation des gleichzeitigen Ausfalls aller Kühlmittelpumpen in einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor, Fachtagung der Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik und Reaktorphysik der KTG im Dt. Atomforum e.V. Karlsruhe, 29.-31. Jan. 1974, KFK 1931 (Jan. 1974) S. 213-19
- [4] Heusener, G.; Kessler, G.; Lauber, H.: Analysis of Hypothetical Accidents for SNR-300, KFK 1834 (1973)
- [5] Fröhlich, R.; Royl, P.; Schmuck, P.; Düsing, R.; Senglaub, M.: Analyse schwerer hypothetischer Störfälle für den SNR-300 Mark 1A-Reaktorkern, KFK 2310 (Juni 1976)
- [6] Hübel, H.J.: The Safety Related Criteria and Design Features for SNR, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1, p. 3-21
- [7] Smidt, D.: Selection of Safety Design Basis of Fast Reactors in the Federal Republic of Germany, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1
- [8] Kugeler, E.; Wiesner, S.: Licensing Aspects in the Verification of the SNR-300 Design Concept Against Hypothetical Accidents, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [9] Okrent, D.: Some Thoughts on Fast Reactor Safety, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [10] Speis, T.P.; Denise, R.P.; Starostecki, R.W.; Lois, L.; Meyer, J.F.; Theofanous, T.G.: LMFBR Accident Energetics and Their Role in Licensing, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [11] Au, S.; Togo, Y.: Key Issues of Safety Design Basis Selection and Safety Assessment, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [12] Hannaford, J.; Fryer, D.R.H.: Safety Issues in Licensing Commercial LMFBRs, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001

- [ 13 ] Girard, C.; Argous, J.P.; Costa, J.; Fruchard, Y.; Petit, J.; Robeaux, M.; Tattegrain, A.: French Program on LMFBR Safety, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1
- [ 14 ] Tanguy, P.: Key Safety Issues for Fast Breeder Reactors, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 15 ] SNR-300 MW Prototypkernkraftwerk mit schnellem natriumgekühlten Reaktor<sup>e</sup> - Sicherheitsbericht (Mai 1971) unveröffentlicht
- [ 16 ] Graham, J.; Strawbridge, L.E.: Design Margin Approach in LMFBR Nuclear Safety, Progress in Nuclear Energy: Nuclear Energy Maturity, Proc. European Nuclear Conference, Vol. 5, Pergamon Press (1976)
- [ 17 ] Kessler, G.; Papp, R.; Smidt, D.; Hübel, D.: Safety of the Liquid Metal Cooled Fast Breeder Reactor and Aspects of its Fuel Cycle, International Conference on Nuclear Power and its Fuel Cycle, Salzburg, May 2-13, 1977
- [ 18 ] Hain, K.; Hofmann, F.; Kirsch, D.; Kleefeldt, K.; Kramer, W.; Meyder, R.: Modellversuche zum Notkühlsystem des Prototyp-Reaktors SNR-300, KFK 1895 (Juni 1974)
- [ 19 ] Slember, R.: Safety Related Design Considerations for the Clinch River Breeder Reactor Plant, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976)
- [ 20 ] Bohl, W.R.; Henninger, R.J.: Some Comments on CRBR LOF Analysis Using SAS3A, Trans. Am. Nucl. Soc. 22, 401 (1975)
- [ 21 ] Antonakas, D.; Puig, I.: Analyse d'Accidents Graves pouvant survenir à un réacteur rapide de grande puissance - causes et conséquences, Proc. Engineering of Fast Reactors for Safe and Reliable Operation, Karlsruhe (Oct. 1972) Vol. 1
- [ 22 ] Antonakas, D.; Fortunato, M.; Meyer-Heine, A.; Francois, P.: Some Problems Concerning Fast Reactor Safety, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P3
- [ 23 ] Robert, E.; Lucenet, G.; Chalot, A.; Leduc, J.: Main Safety Features of the Super-Phénix Project, Proc. International Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 24 ] Jackson, J.F.; Stevenson, M.G.; Marchaterre, J.F.; Sevy, R.H.; Avery, R.; Ott, K.O.: Trends in LMFBR Hypothetical Accident Analysis, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P2
- [ 25 ] Kleefeldt, K.; Küchle, M.; Royl, P.; Werle, H.: LMFBR Post Accident Heat Removal Testing Needs and Conceptual Design of a Test Facility, KFK-Ext. 8/76-4

- [ 26 ] Ott, K.O.: Risk-Assessment Methodology for Fast Breeder Reactors, ANL-76-39 (April 1976)
- [ 27 ] Waltar, A.E. et al.: An Analysis of the Unprotected Transient Overpower Accident in the FTR, HEDL-TME 75-50 (Juni 1975)
- [ 28 ] Kuczera, B.; Royl, P.: Application of Different Failure Criteria in Fuel Pin Modelling and Consequences for Overpower Transients in LMFBRs, 3rd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, London (September 1975)
- [ 29 ] Royl, P.; Kuczera, B.: Effects of Failure Incoherence in a LMFBR Hypothetical Overpower Accident, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 30 ] Kastenbergh, W.E., Frank, M.V.: Preliminary Analysis of the Transient Overpower Accident for CRBRP with BOC 1 Fuel, Trans. Am. Nucl. Soc. (Nov. 1975) TANSO-22 1-836
- [ 31 ] Partain, W.L.; Culley, G.E.; Waltar, A.E.: A Preliminary Transient Overpower Analysis of the GE 1200 MW<sub>e</sub> LMFBR Reference Design, HEDL-TME 75-142 (July 1975)
- [ 32 ] Edwards, A.G.; Matker, D.J.: The Contribution of Bethe Tait Analysis to the Assessment of Fast Reactor Safety, Proc. Engineering of Fast Reactors for Safe and Reliable Operation, Karlsruhe (Oct. 1972)
- [ 33 ] Fröhlich, R.; Schmuck, P.; Evrard, G. et al.: Analysis of Transient Overpower Accidents for the SNR-300 Mark I and Mark Ia Cores, KFK 2115 (1975)
- [ 34 ] Mav, W.W.; Wang, P.Y.; Miara, B.; Padilla, A.; Crawford, R.M.: Analytical Investigation of Certain Aspects of LMFBR Subassembly Failure Propagation, ANL-76-19 (Feb. 1976)
- [ 35 ] Alcouffe, R.E.; Lois, L.; Meyer, J.F.; Speis, T.P.; Theofanous, T.G.: Further Considerations on the LOF-Driven TOP Accidents for LMFBRs, Trans. Am. Nucl. Soc. (Nov. 1975) TANSO 22 1-836 (1975)
- [ 36 ] Fauske, H.K.: The Importance of Dispersal and Fluidization in Assessing Recriticality in LMFBR Core Disruptive Accidents, Trans. Am. Nucl. Soc. TANSO 21 (1975) p. 253-254
- [ 37 ] Epstein, M.; Henry, R.E., Grolmes, M.A.; Fauske, H.K. et al.: Analytical and Experimental Studies of Transient Fuel Freezing, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 38 ] Boudreau, J.E.; Jackson, J.F.: Recriticality Considerations in LMFBR Accidents, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P3

- [39] Fauske, H.K.: The Role of Energetic Mixed-Oxide-Fuel-Sodium Thermal Interactions in Liquid Metal Fast Breeder Reactor Safety, 3rd CSNI Specialist Meeting on Sodium Fuel Interaction in Fast Reactors, Tokyo (März 1976)
- [40] Farahat, M.; Henry, R.E.; Santori, J.: Fuel Dispersal Experiments with Simulant Fluids, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [41] Bell, C.R.; Bleiweis, P.B.; Boudreau, J.E.; Scott, J.H.: Analysis of LMFBR Core Disruption and Accident Phenomena Using SIMMER-1 Code, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [42] Abramson, P.B.: FX2 POOL - A Dynamic Two-Dimensional Multi-Fluid Hydro/Thermodynamic and Neutronics Model for Boiling Pools, Trans. Am. Nucl. Soc. Vol. 21, p. 285 (1975)
- [43] Groetzbach, G.; Kussmaul, G.; Meyder, R.; Struwe, D.: Verhalten des Kerns eines schnellen natriumgekühlten Reaktors nach schweren hypothetischen Unfällen, KFK 1928 (August 1974)
- [44] Marchaterre, J.F.; Jackson, J.F.; Fauske, H.J. et al.: Work-Energy Characterization for Core Disruptive Accidents, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [45] Fistedis, S.H.; Chang, Y.W.; Marciniak, T.J. et al.: Fast Reactor Containment Analysis, Recent Improvements, Applications, and Future Development, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1
- [46] Eglème, M.; Stievenart, M.; Holtbecker, H.: Study of Nuclear Accidents by Chemical Simulation Experiments, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1
- [47] Eglème, M.; Brahy, N. Fabry, J.P. et al.: Simulation of Hypothetical Core Disruptive Accidents in Vessel Models, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [48] Schikarski, W.O.: On the State of the Art in Aerosol Modeling for LMFBR Safety Analysis, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [49] Jordan, H.; Sack, C.: PARADISEKO-III, a Computer Code for Determining the Behaviour of Contained Nuclear Aerosols, KFK 2151 (1975)
- [50] Grolmes, M.A.; Lambert, G.A.; Theofanous, T.G.: Hydrodynamic Aspects of Mild LMFBR Core Disassembly, Trans. Am. Nucl. Soc. (Juni 1975) TANSO 21 1-552

- [ 51 ] Theofanous, T.G.; Grolmes, M.A.; Lambert, G.A.; Epstein, M.:  
Transient Development of Two-Phase Jets: LMFBR/HCDA Energy Yield  
and Core Material Transport, 15. National Heat Transfer  
Conference, San Francisco (Aug. 1975) Conf. 1975-298-015
- [ 52 ] Travis, J.R.: Multiphase Fluid Dynamics with Applications in  
LMFBR Safety Analysis, Proc. International Meeting Fast Reactor  
Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 53 ] Fröhlich, R.; Kussmaul, G.; Schmuck, P.: Analyse hypothetischer  
nuklearer Exkursionen im tankeexternen Kern-Rückhaltesystem,  
Proc. der Reaktortagung der KTG und des DATF, Düsseldorf  
(April 1976)
- [ 54 ] Friedrich, H.J.: SNR-300 Tank External Core Retention Device,  
Design and Philosophy behind it, Second Annual Post-Accident Heat  
Removal Information Exchange, 13.-14.11.1975, Albuquerque, N.M.
- [ 55 ] Bleiweis, P.B.; Okrent, D.; Kastenber, W.E.: A Comparison Study  
and Analysis of Models for 1000 MW<sub>e</sub> and 4000 MW<sub>e</sub> LMFBR Hypothetical  
Accidents, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills  
(April 1974) CONF-740401-P2
- [ 56 ] Bowers, C.H.; Bleiweis, P.B.: Loss of Flow Comparison Safety Studies  
for 1000 MW<sub>e</sub> Oxide and Carbide Fast Breeder Reactors, Trans. Am.  
Nucl. Soc. 21, 298 (1975)
- [ 57 ] Höckel, J.: Die SNR-Kerne - SNR-300 bis SNR-2, Proc. KTG Fach-  
tagung: Das Brennelement des Natrium-Brüters, Karlsruhe (Okt. 1976)  
KFK-Bericht in Vorbereitung
- [ 58 ] Wagner, J. et al.: Projektstudie SNR-2 (Jan. 1976) unveröffentlicht
- [ 59 ] Bönisch, G. et al.: SNR-2 Kernausslegung - Phase 1: Vorstudien und  
Festlegung eines vorläufigen Referenzkerns (Juni 1975)  
unveröffentlicht
- [ 60 ] Fröhlich, R.; Kiefhaber, E.; Polch, A.: Leistungsverteilungen im  
SNR-2 (Juli 1976) unveröffentlicht
- [ 61 ] Doetschmann, K.; Amendola, A.; Basmer, P.: THECA - Ein Programm-  
system zur dreidimensionalen thermohydraulischen Auslegung schnel-  
ler Reaktorkerne - Benutzeranleitung, KFK 2372 (Februar 1976)
- [ 62 ] Bönisch, G.: Thermohydraulische Rechnungen für Einzelelemente des  
SNR-2 Kerns (Februar 1976) unveröffentlicht
- [ 63 ] Bönisch, G.: Erste Ergebnisse der dreidimensionalen thermohydrau-  
lischen Auslegung des vorläufigen SNR-2 Referenzkerns (März 1976)  
unveröffentlicht
- [ 64 ] Fröhlich, R.; Kiefhaber, E.; Polch, A.: Reaktivitätsverteilungen  
im SNR-2 (Juli 1976) unveröffentlicht

- [<sup>-</sup>65\_] Struwe, D.; Royl, P. et al: CAPRI - A Computer Code for the Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accidents in the Predisassembly Phase, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P3
- [<sup>-</sup>66\_] Rumble, E.T.: A Hypothetical Overpower Excursion Model for Liquid Metal-Cooled Fast Breeder Reactors, Dissertation, University of California (Februar 1974)
- [<sup>-</sup>67\_] Schmuck, P. et al.: Untersuchungen und Programmentwicklungen zu Disassembly-Vorgängen in natriumgekühlten Reaktoren, KFK 1272/4
- [<sup>-</sup>68\_] Stevenson, M.G.; Bohl, W.R.; Dunn, F.E.; Heames, T.J.; Höppner, G.; Smith, L.L.: Current Status and Experimental Basis of the SAS LMFBR Accident Analysis Code System, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P2
- [<sup>-</sup>69\_] Waltar, A.E.; Partain, W.L.; Kolesar, D.C.; O'Dell, L.D.; Padilla, A.; Sonnichsen, J.C.; Wilburn, N.P.; Willenberg, H.J.: MELT-III- A Neutronics, Thermal-Hydraulics Computer Program for Fast Reactor Safety Analysis, HEDL-TME 74-47 (April 1974)
- [<sup>-</sup>70\_] Hakim, S.J.; Henninger, R.J.: TRANSIT: A Computer Code for a Mechanistic Analysis of the Transition Phase of a FBR Accident, Trans. Am. Nucl. Soc., Washington (Nov. 1976) TANSO 24 1-510 (1976)
- [<sup>-</sup>71\_] Jackson, J.F.; Nicholson, R.B.: VENUS II: A LMFBR Disassembly Program, ANL-7951 (1972)
- [<sup>-</sup>72\_] Peterson, D.M.; Stratton, W.R.; McLaughlin, T.P.: PAD - A One-Dimensional, Coupled Neutronic-Thermodynamic-Hydrodynamic Computer Code, LA-6540-MS
- [<sup>-</sup>73\_] Fletcher, J.K.; Pecks, M.A.: FRAX - A Fast Reactor Accident Analysis Code, unveröffentlicht
- [<sup>-</sup>74\_] SUREX-2: Comportement dynamique du coeur d'un LMFBR soumis à une tampe de réactivité- Phase de dispersion du combustible, unveröffentlicht
- [<sup>-</sup>75\_] SURDYN-2: Comportement dynamique du coeur d'un LMFBR soumis à une variation globale de débit ou de la réactivité, unveröffentlicht
- [<sup>-</sup>76\_] Angerer, G.: Transport von Kernmaterialien während Unfällen in schnellen natriumgekühlten Reaktoren, KFK 1935 (1974)
- [<sup>-</sup>77\_] Bohl, W.R.; Stevenson, M.G.: A Fuel Motion Model for LMFBR Unprotected Loss-of-Flow-Accident Analysis, CONF-730414-P2, Ann Arbor, Michigan (April 1973)
- [<sup>-</sup>78\_] Smith, L.L.; Boudreau, J.E.; Bell, C.R.; Bleiweis, P.J.; Barnes, J.F.; Travis, J.R.: SIMMER-I, A LMFBR Disrupted Core Analysis Code, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976)

- [79] Kaempf, H.; Elbel, H.; Depisch, F.: Die Behandlung des mechanischen und thermischen Verhaltens von Brennstäben mit SATURN-1, KFK 1477 (1971)
- [80] Steinbock, L.: Auswertung einer IAMBUS-Rechnung zum SNR-2-Betriebsverhalten (März 1976) unveröffentlicht
- [81] Dutt, D.S. et al.: A Correlated Fission Gas Release Model for Fast Reactor Fuels, Trans. Am. Nucl. Soc., TANSO-15, 1 (1972)
- [82] Bogensberger, H.G.; Ronchi, C.: Calculation of the Effects of Fission Gas in a LMFBR, for the Analysis of an Unprotected Overpower Transient, KFK 1990, EUR 4975e (1974)
- [83] Fischer, E.A.: Berechnung des Spaltgasverhaltens mit dem Programm LANGZEIT und Vergleich mit Experimenten (Jan. 1976) unveröffentlicht
- [84] Maschek, W.; Thiem, D.: Eindimensionale Studien zur Reaktivitätsrückwirkung von Materialbewegungen im Rahmen des KADIS-Modells, KFK 1275/3 (1975)
- [85] Evrard, G.; Fröhlich, R.; Renard, A.; Schmuck P.: Influence of Improved Data Transfer to the Disassembly Phase for Whole Core Accident Analysis of the SNR-300, Proc. Reaktortagung der KTG und DATF, Nürnberg (1975)
- [86] Vaeth, L.; Struwe, D.: Space Time Dependent Codes and Problems of Few Group Cross Section Schemes, Progress in Nuclear Energy: Nuclear Energy Maturity, Vol. 5, Pergamon Press (1975)
- [87] Smith, L.L.; Ferguson, D.R.; Cahalan, J.E.: Time-Dependent Reactor Physics in the FFTF Unprotected Loss-of-Flow Accident, Proc. Conf. Mathematical Models and Computational Techniques for Analysis of Nuclear Systems, Ann Arbor (1973)
- [88] Cahalan, J.E.; Ott, K.O.; Ferguson, D.R.: An Assessment of Transport Effects in LMFBR Safety Neutronics, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [89] Schaefer, R.W.: Comparison of Neutronics Calculations in a Loss of Flow Accident, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [90] Ferguson, D.R.; Daly, T.A.; Schaefer, R.W.: FX2, A Quasistatic Multi-Dimensional Multigroup Diffusion Theory Code with Feedback, ANL-Report (Veröffentlichung in Vorbereitung)
- [91] Mayer, L.: Ortsabhängiger Dynamikcode KINTIC-2, KFK 1273/2 (1973)
- [92] Baars, R.E.; Culley, G.E.; Davis, R.T.; Henderson, R.G.; Scott, J.H.: Base Technology FSAR Support Document-Prefailure Transient Behaviour and Failure Threshold, Status Report Januar 1975, HEDL-TME 75-47, Vol. 1

- [93] Kuczera, B.: Modelltheoretische Untersuchung zum transienten Verhalten von natriumgekühlten Schnellbrüter-Brennstäben unter Einbeziehung spezieller Abbrandeinflüsse, KFK 1964 (1974)
- [94] Hicks, E.P.; Menzies, D.C.: Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident, Proc. Conf. Safety Fuels and Core Design in Large Fast Power Reactors (Oct. 1965) ANL-7120
- [95] Cho, D.H.; Foins, R.O.; Wright, R.W.: Pressure Generation under LMFBR Accident Conditions, Conf. on New Development in Reactor Mathematics and Applications, Idaho Falls (März 1971)
- [96] Fauske, H.K.: Mechanisms of Liquid-Liquid Contact and Heat Transfer Related to Fuel-Coolant Interactions, Proc. Second Specialist Meeting on Sodium Fuel Interaction in Fast Reactors, Ispra (Nov. 1973)
- [97] Fauske, H.K.: Some Aspects of Liquid-Liquid Heat Transfer and Explosive Boiling, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401
- [98] Henry, R.E.: Large-Scale Vapour Explosions, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401
- [99] Rothman, A.B.; Deitrich, L.W.; Dorner, R.C.; Wright, A.E.; Dickermann, C.E.: Review of TREAT Experiments in Support of Transient Overpower (TOP) Analysis for Fast Reactor Safety, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401
- [100] Board, S.J.; Hall, R.W.: Recent Advances in Understanding Large Scale Vapour Explosions, 3rd Specialist Meeting on Sodium Fuel Interactions in Fast Reactors, Tokyo (März 1976)
- [101] Jacobs, H.: Computational Analysis of Fuel-Sodium Interactions with an Improved Method, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976)
- [102] Vaughan, G.J.; Caldarola, L.; Todreas, N.E.: A Model for Fuel Fragmentation During Molten Fuel/Coolant Interactions, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [103] Caldarola, L.: A Theoretical Model for the Molten Fuel Sodium Interaction in a Nuclear Fast Reactor, Nucl. Eng. Design, Vol. 22 (1972) p. 175

- [ 104 ] Smith, L.L. et al.: SAS/FCI, A Fuel-Coolant Interaction Model for LMFBR Whole Core Analysis, ANS Topical Meeting on Mathematical Models and Computational Techniques for Analysis of Nuclear Systems, Ann Arbor (April 1973)
- [ 105 ] Wider, H.U.: An Improved Analysis of Fuel Motion During an Overpower Excursion, Dissertation, Northwestern University (Nov. 1973)
- [ 106 ] Bojarsky, E. et al.: Effects of Fuel Sodium Interaction in TOP Tests with Electrically Heated Fuel Pins, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [ 107 ] Schleisiek, K.: Heat Transfer and Boiling During Forced Convection of Sodium in an Induction Heated Tube, Nucl. Eng. Des., Vol. 14 (1970) No. 1
- [ 108 ] Peppler, W.: Experimentelle Untersuchungen der Siedevorgänge mit Natrium in engen Kanälen und deren Anwendung auf schnelle Reaktoren, KFK-Ext. 8/72-1 (Februar 1972)
- [ 109 ] Schlechtendahl, E.G.: Siedendes Kühlmittel in natriumgekühlten schnellen Reaktoren, KFK 1020 (Juni 1969)
- [ 110 ] Hoepfner G.; Dunn, F.E.: Sodium Film Model in SAS2A Voiding, Trans. Am. Nucl. Soc. 17 (1973) p. 244
- [ 111 ] Wirtz, P.: Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung des Siedens unter Störfallbedingungen in Na-gekühlten schnellen Reaktoren, KFK 1858 (1973)
- [ 112 ] Riethmüller, R.: Experimentelle Untersuchung zur Bildung kritischer Siedekeime in überhitztem Natrium, KFK 2334 (1976)
- [ 113 ] Winterton, R.H.S.: Incipient Boiling of Liquid Metals in Flowing Systems, Progress in Nuclear Energy: Nuclear Energy Maturity, Vol. 5, Pergamon Press (1976)
- [ 114 ] Gast, K.; Peppler, W.; Smidt, D.: Sodium Boiling Experiments and Their Importance for the Reactor Safety, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P3
- [ 115 ] Grolmes, M.A.; Holtz, R.E.; Spencer, B.W.; Miller, C.E.; Kramer, N.A.: R-Series Loss-of-Flow Safety Experiment in TREAT, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P3
- [ 116 ] Wallis, G.B.: One Dimensional Two-Phase-Flow, Mc Graw Hill, New York (1969)

- [117] Angerer, G.: Transport von Kernmaterialien während Unfällen in schnellen natriumgekühlten Reaktoren, KFK 1935 (1974)
- [118] Fröhlich, R. et al.: Analysis of TOP Accidents Using a Consistent FCI Model for Predisassembly and Disassembly Phases, Trans. Am. Nucl. Soc., San Francisco (Nov. 1975) TANSO 22 1-836
- [119] Pilate, M.S.; Billaux, M.M.: SNR-2: Antishadowing of Control-rods (Juli 1975) unveröffentlicht
- [120] Maschek, W.: Analyse der Disassemblyphase schwerer hypothetischer Störfälle für den SNR-2000, KFK 2491 (1977)
- [121] Struwe, D.; Maschek, W.; Heusener, G. et al.: Safety Analysis Aspects of a 2000 MW<sub>e</sub> LMFBR Core, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [122] Wright, R.W.; Barghausn, J.J.; Zivi, S.M.; Epstein, M.; Ivins, R.O.; Morning, R.W.: Summary of Autoclave TREAT Tests on Molten-Fuel-Coolant Interactions, Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills (April 1974) CONF-740401-P1
- [123] Pollak, R.: Druckwellenbelastung des Primärkreislaufs (SNR 300) unter Berücksichtigung elastisch-plastischer Rohrverformungen, Proc. Reaktortagung der KTG und des DATF, Düsseldorf (April 1976)
- [124] Monguiot, M. et al.: Gains de régénération des réacteur rapides à combustible oxyde et réfrigérant sodium Trans. of ENS Conf. TANSO 20 1-820 (1975)
- [125] Wehmann, U.: Safety Aspects in Nuclear Core Design of LMFBRs, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety Meeting and Related Physics, Chicago (Oct. 1976) CONF-761001
- [126] Tzanos, C.P.; Barthold, W.P.; van Erp, J.B.: Evaluation of Unprotected Loss of Flow Transients in Large LMFBRs with Extended Pump Coastdown, Trans. Am. Nucl. Soc., Toronto, (März 1976) TANSO 23
- [127] Tzanos, C.P.; Barthold, W.P.; van Erp, J.B.: Unprotected Loss of Flow Transients in Large LMFBRs, Proc. International Meeting Fast Reactor Safety and Related Physics (Oct. 1976) CONF-761001
- [128] Henninger, R.J. et al.: An Analysis of Unprotected Loss-of-Flow Accidents for the CRBRP with a Radial Parfait Core, Trans. Am. Nucl. Soc., Washington (Nov. 1976) TANSO 24 1-510 (1976)
- [129] Granner, N.; Hansen, G.; Penny, W.; Voj, P.: Hydraulische Versuche an Kernelementen des SNR-300 im Hinblick auf den Notkühlfall, KTG Fachtagung der Fachgruppen Reaktorsicherheit und Thermo-Fluiddynamik, Stuttgart (Jan. 1975)

## STRUKTURIERTES PHASENABLAUFDIAGRAMM

für Störfälle sehr geringer Eintrittswahrscheinlichkeit  
mit zu erwartenden schwerwiegenden Folgen

EP	Einleitungsphase
PFA	Frühe Abschaltphase
PEK	Phase energetischer Kernzerlegung
UEP	Übergangsphase
PAM	Phase ausgedehnter Materialbewegung
PMB-RT/PK	Phase der mechanischen Belastung des Reaktortanks, seiner Einbauten und der Primärkreisläufe
PVM-PS	Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärsystem
PVM-PC	Phase des Verhaltens radioaktiver Materialien im Primärcontainment
PVM-SC	Phase des Verhaltens im Sekundärcontainment
PRF-U	Phase der Radioaktivitätsfreisetzung aus dem Primärsystem bzw. dem Primär- und Sekundärcontainment an die Umgebung
AMU	Ausbreitungsmechanismen in der Umgebung