

**Analyse kernzerstörungs-  
und quelltermrelevanter  
Prozesse mit ASTEC und  
ATHLET-CD/COCOSYS**



## Analyse kernzerstörungs- und quelltermrelevanter Prozesse mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

Walter Klein-Heßling  
Nils Reinke  
Hsiao-Wei Chan  
Dominic Krönung

November 2014

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben RS 1504 wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) durchgeführt.

Die Arbeiten wurden von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH ausgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

**Deskriptoren:**

Anlagensimulation, ASTEC, ATHLET-CD, COCOSYS, Integralcode, Kerninventar, Quellterm, Simulationsprogramme, SUSA, Systemcode, Unfallanalyse, Unsicherheitsanalyse

## Kurzfassung

Umfassende Sicherheitsanalysen von Stör- und Unfallabläufen bei Kernkraftwerken erfordern den Einsatz von Rechenprogrammen, die dem jeweils aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik entsprechen. Zur Erfüllung dieser Aufgabe entwickelt und validiert die GRS die Systemcodes ATHLET-CD (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten-Core Degradation) und COCOSYS (Containment Code System) sowie gemeinsam mit ihrem französischen Partner IRSN den Integralcode ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code).

In diesem Vorhaben wurden im ersten Schritt die Rechenergebnisse zwischen ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS anhand ausgewählter Unfallszenarien in einer DWR-Anlage vom Typ KONVOI verglichen. Dazu wurden die jeweiligen Datensätze aneinander angepasst und die Ergebnisse für einen Leckstörfall sowie einer Transiente verglichen. Bezüglich der Abstimmung des thermohydraulischen Verhaltens wurde teilweise eine bessere Übereinstimmung im Vergleich zu früheren Arbeiten erzielt. Demgegenüber wird der Beginn der Kernzerstörung und der Spaltproduktfreisetzung in beiden Programmen unterschiedlich berechnet, da dieser empfindlich von den vorhergehenden Ereignissen, weiteren Randbedingungen und insbesondere auch von der Modellierung der die Kernaufheizung und anschließende Zerstörung beeinflussenden Phänomene abhängt. Während der Zeitpunkt der Kernfreilegung im Wesentlichen durch thermohydraulische Einzeleffekte beeinflusst wird, ist die Phase der Kernzerstörung und Spaltproduktfreisetzung durch die unterschiedlichen Modellansätze zu deren Modellierung bestimmt. Die Ergebnisse hinsichtlich der in-vessel Phase der Kernzerstörung, der Wasserstoffproduktion sowie des Spaltproduktverhaltens wurden verglichen. Sie sind bezogen auf die für Kernzerstörungsprozesse typisch vorhandenen Unsicherheiten in beiden Programmen ähnlich, zeigen aber aufgrund der vielfältigen Wechselwirkung der auftretenden Phänomene ein stochastischen Prozessen ähnliches Verhalten, so dass einzelne dominante Einflussfaktoren nicht identifiziert werden konnten.

Für sogenannte Best-Estimate-Analysen ist die Angabe der noch vorhandenen Unsicherheiten notwendig, damit sich der Abstand von errechneten Zuständen zu sicherheitsrelevanten Grenzwerten auch quantitativ beurteilen lässt. Erstmals wurde daher anhand der zuvor angesprochenen Anlagenrechnungen eine Unsicherheits- und Sensitivitätsstudie mit dem GRS Programm SUSANA für die mit ASTEC berechnete in-vessel

Phase der Kernzerstörung durchgeführt. Dabei wurden die Einflüsse auf die Thermohydraulik im Reaktorkühlkreislauf und die Kernzerstörungsprozesse separat untersucht. Sensitive Größen (z. B. Höhenkote des Lecks, Oxidationsmodelle) wurden identifiziert und die Unsicherheiten einzelner Ergebnisse diskutiert. Ein wesentliches Ergebnis der ersten „thermohydraulischen“ Studie ist, dass die Masse des ausgetragenen Kühlmittels über ein unterstelltes Leck im Kühlkreislauf um ca. 50 t variiert. Entsprechend verschiebt sich der Zeitpunkt der Kernaufheizung und des ersten Hüllrohrversagens um einen Zeitbereich von ca. 5000 s. Bei der Simulation der anfänglichen Kernzerstörung haben die Oxidationsmodelle den größten Einfluss auf die Ergebnisse.

Ein weiterer Schwerpunkt ist die detaillierte Analyse der Auswirkungen einer sich im Laufe eines Reaktorzyklusses ändernden Verteilung und Masse des Kerninventars (Radionuklide) auf den Kernzerstörungsprozess sowie die Auswirkung auf die Spaltproduktfreisetzung. Hierfür ist eine Methode entwickelt worden, um die Kerninventare im Rechenprogramm ATHLET-CD genauer zu berücksichtigen. Unterschiede in den Ergebnissen werden anhand zweier untersuchter Szenarien diskutiert. Im Hinblick auf die thermohydraulischen Ergebnisse sind die Unterschiede nicht besonders groß. Unterschiede im Unfallablauf für die untersuchten Fälle werden erst ab Beginn der Kernzerstörung deutlich sichtbar, sind aber im Vergleich zu den sonstigen Unsicherheiten unfalltypischer Phänomene eher gering. Die Einflüsse des unterschiedlichen Kerninventars auf die Zusammensetzung des Quellterms und die damit verbundenen radiologischen Auswirkungen wurden nicht näher untersucht. Allerdings gibt der Vergleich der Zustände im Sicherheitsbehälter einen Eindruck auf die Auswirkungen auf den Quellterm.

Aufgrund der vertieften Analyse der Anlagenrechnungen sind eine Reihe von Schwachstellen und Verbesserungsvorschlägen für die Programmentwicklung identifiziert worden.

## Abstract

Comprehensive safety analyses of postulated severe and design basis accidents inside nuclear power plants require the application of state of the art simulation tools. To fulfil this task GRS develops and validates the system codes ATHLET-CD (Analyses of Leaks and Transients including Core Damage) and COCOSYS (Containment Code System) as well as together with its French partner IRSN the integral code ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code).

Within this project the results of ASTEC and ATHLET-CD/COCOSYS have been compared on the basis of selected severe accident scenarios in a PWR KONVOI type plant in a first step. For this purpose, both data sets have been adapted and the results have been compared for a loss of coolant accident as well as a transient. Concerning the thermal hydraulic behaviour, both codes give comparable results. Related to previous simulations the correspondence has been partially improved. However, concerning the start of the core degradation and the fission product release, there are time shifts between the results of both codes, because this starting point is quite sensitive to preceding events, further boundary conditions and especially to the modelling of core heat-up and following phenomena influencing the core degradation. While the differences related to the beginning of core dry-out are determined by thermal hydraulic effects, the differences during the phase of core degradation and fission product release are caused by different model concepts simulating these phenomena. The results related to the initial phase of core degradation, hydrogen production and fission product behaviour have been compared. These are similar related to the existing uncertainties, which are typical for core degradation processes, but due to the numerous interactions of phenomena showing a behaviour similar to stochastic processes, dominant sensitive parameters could not be identified.

Performing so-called best-estimate analyses the consideration of uncertainties is necessary to be able to evaluate the distance between the computed values and the safety margins also in quantitative terms. Therefore, an uncertainty and sensitivity study on the basis of the above-mentioned ASTEC plant application has been conducted with the GRS code SUSA for the first time. The influences on the thermal hydraulic inside the primary circuit and on the core degradation have been investigated separately. Sensitive input values (such as elevation of leak position, oxidation models) have been identified and the uncertainties of major results have been discussed. The main result

of the first „thermal hydraulic study” is that the coolant mass released through the leak in RCS varies by about 50 t leading to a time shift of cladding failure of about 5000 s. The oxidation models have the largest influence on the initial phase of core degradation. A further focus is a detailed evaluation of the influence of the changing core inventory in the course of a reactor cycle on the fission product release into the containment. For this purpose, a new method has been developed in order to consider the core inventory in the simulation code ATHLET-CD in detail. The differences in the results have been discussed on the basis of two investigated scenarios. Relating to the thermal hydraulic results, the differences are not large. Differences could be observed at the beginning of core degradation; however, they are not large compared to the typical uncertainties associated with other severe accident phenomena. The influence of the different core inventories regarding the source term on the environment and the related radiological consequences have not been analyzed. However, the comparison of the state in the containment gives some hints about the influences on the source term.

Due to the in-depth analysis of results of plant simulations several program deficits and suggestions for improvement with respect to the code development have been identified.

# Inhaltsverzeichnis

|          |   |           |
|----------|---|-----------|
| <b>1</b> | <b>Einleitung .....</b>   | <b>1</b>  |
| <b>2</b> | <b>Vergleichende Anwendung von ASTEC und ATHLET-CD/<br/>COCOSYS.....</b>  | <b>5</b>  |
| 2.1      | Verwendete Programme ATHLET-CD/COCOSYS und ASTEC .....  | 7         |
| 2.1.1    | Kurzbeschreibung von COCOSYS .....  | 7         |
| 2.1.2    | Kurzbeschreibung von ATHLET.....  | 10        |
| 2.1.3    | Kurzbeschreibung von ATHLET-CD .....  | 12        |
| 2.1.4    | Kurzbeschreibung von ASTEC .....  | 14        |
| 2.1.5    | Vergleich der verwendeten Programme.....  | 18        |
| 2.2      | Definition der Unfallszenarien .....  | 20        |
| 2.3      | Beschreibung der eingesetzten Datensätze für ASTEC und ATHLET-<br>CD/COCOSYS .....  | 22        |
| 2.4      | Ergebnisse.....   | 28        |
| 2.4.1    | Stationärer Anlagenzustand.....   | 29        |
| 2.4.2    | Transiente: „Totaler Ausfall der Dampferzeugerbespeisung“ (TLOFW)....   | 31        |
| 2.4.3    | Leckstörfall: Kleines Leck 50 cm <sup>2</sup> im heißen Strang (SBLOCA) .....   | 43        |
| 2.5      | Schlussfolgerungen aus dem Vergleich ATHLET-CD/COCOSYS –<br>ASTEC .....   | 59        |
| <b>3</b> | <b>Durchführung einer ersten Unsicherheits- und<br/>Sensitivitätsanalyse mit ASTEC für die in-vessel Phase der<br/>Kernzerstörung .....</b> | <b>65</b> |
| 3.1      | Grundlagen zu Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen sowie zum<br>Programmsystem SUSA .....   | 67        |
| 3.2      | Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der ersten 5000 s eines<br>Kühlmittelverluststörfalls .....   | 68        |
| 3.2.1    | Randbedingungen .....   | 68        |
| 3.2.2    | Charakteristische Ereignisse des Störfallablaufs.....   | 71        |
| 3.2.3    | Ergebnisse.....   | 71        |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 3.3      | Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf die in-vessel Phase der Kernzerstörung .....  | 76         |
| 3.3.1    | Randbedingungen .....  | 76         |
| 3.3.2    | Charakteristische Ereignisse des Unfallablaufs .....   | 84         |
| 3.3.3    | Begründung der Wahl der Randbedingungen .....  | 85         |
| 3.3.4    | Gegenüberstellung der Ergebnisse aller drei Studien .....  | 87         |
| 3.4      | Schlussfolgerung zu den durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen .....  | 109        |
| <b>4</b> | <b>ATHLET-CD/COCOSYS Analysen zur Untersuchung des Einflusses von Veränderungen des Kerninventars während eines Reaktorzyklusses auf den Unfallablauf.....</b> | <b>113</b> |
| 4.1      | Modellergänzungen des Programms ATHLET-CD.....   | 114        |
| 4.2      | Überprüfung des SOPHAEROS Moduls anhand eines STORM Experiments.....   | 116        |
| 4.3      | Vorbereitung der Analysen .....  | 119        |
| 4.3.1    | Anpassung des ATHLET-CD/COCOSYS Datensatzes.....   | 119        |
| 4.3.2    | Aufbereitung der Ausgangsinventare und -verteilungen des Kerninventars .....   | 120        |
| 4.3.3    | Identifikation von Verbesserungspotential für die verwendeten Codes... ..  | 126        |
| 4.4      | Ergebnisse.....  | 128        |
| 4.4.1    | Szenario 1: Kleines Leck 50 cm <sup>2</sup> im heißen Strang (SBLOCA) .....  | 128        |
| 4.4.2    | Szenario 2: Kleines Leck 50 cm <sup>2</sup> im heißen Strang mit Ausfall des 100 K Abfahrens der DE (SBLOCA-DE) .....  | 153        |
| 4.5      | Schlussfolgerungen .....   | 161        |
| <b>5</b> | <b>Zusammenfassung .....</b>   | <b>163</b> |
|          | <b>Literaturverzeichnis.....</b>   | <b>171</b> |
|          | <b>Abbildungsverzeichnis.....</b>  | <b>175</b> |
|          | <b>Tabellenverzeichnis.....</b>  | <b>181</b> |

# 1 Einleitung

Umfassende Sicherheitsanalysen von Stör- und Unfallabläufen für Kernkraftwerke erfordern den Einsatz von Rechenprogrammen, die dem jeweils aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik entsprechen. Sie sollen eine möglichst realitätsnahe Simulation – sogenannte Best-Estimate-Analyse – der Abläufe und der sich einstellenden Zustände erlauben, sowohl für Auslegungsstörfälle als auch auslegungsüberschreitende Stör- und Unfälle. Dabei stehen Analysen zur Beherrschung von Störfällen, zur Planung von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes, zur probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) der Stufe 2 und der Ermittlung des Quellterms aus der Anlage in die Umgebung und zur Bewertung neuer Anlagenkonzepte heute im Mittelpunkt des Interesses.

Solche umfassenden Best-Estimate-Analysen erfordern verschiedene Analysewerkzeuge, welche in der Lage sind, einerseits wichtige Einzelphänomene sowie deren Wechselwirkung untereinander realitätsnah zu beschreiben und andererseits insbesondere das Gesamtverhalten der Anlage zu simulieren. Zur Erfüllung dieser Aufgabe entwickelt und validiert die GRS die Systemcodes ATHLET-CD (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten-Core Degradation) und COCOSYS (Containment Code System) und gemeinsam mit ihrem französischen Partner IRSN<sup>1</sup> in Abstimmung mit dem BMWi den Integralcode ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code).

Wegen der unterschiedlichen Aufgabenstellungen und Anwendungszwecke der Programme ATHLET-CD und COCOSYS auf der einen Seite und ASTEC auf der anderen Seite ist der Detaillierungsgrad der Modelle teilweise unterschiedlich. Zielsetzung in ATHLET-CD und COCOSYS ist, die Einzelphänomene sowie deren Wechselwirkung möglichst detailliert (d. h. mechanistisch<sup>2</sup>) abzubilden. Die mit diesen Programmen erzielten Ergebnisse dienen dann auch als Referenz für die Verifikation von Einzelmodulen von ASTEC, dessen Modelle bzw. Programmmodule – dem Anliegen eines integralen Programmes angepasst – teilweise einfacher aufgebaut sind. ASTEC wird spe-

---

<sup>1</sup> IRSN: Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire

<sup>2</sup> mechanistisch: von Mechanismus im Sinne der Naturphilosophie und Wissenschaft, wonach die Naturprozesse auf Gesetze der Bewegung zurückgeführt und streng deterministisch nach dem Kausalprinzip von Ursache und Wirkung erklärt werden (nach Meyers Enzyklopädisches Lexikon, Band 15, Seite 806)

ziell für Analysen des Gesamtablaufs bei Stör- bzw. Unfallabläufen eingesetzt. Dagegen deckt ATHLET-CD gekoppelt mit COCOSYS ein erweitertes Aufgabenspektrum ab. Hier sind vor allem die detaillierte Simulation des Reaktorschutzes, der Sicherheitssysteme, der Notfallmaßnahmen insbesondere im präventiven Bereich sowie konventionelle Brandanalysen in kerntechnischen Anlagen (COCOSYS) zu nennen.

Für sogenannte Best-Estimate-Analysen ist die Angabe der noch vorhandenen Unsicherheiten notwendig, damit sich der Abstand von errechneten Zuständen zu sicherheitsrelevanten Grenzwerten auch quantitativ besser beurteilen lässt. Detaillierte Angaben zur Aussagesicherheit oder Ergebnisunschärfe erhält man mit Hilfe von Unsicherheitsanalysen. Diese liefern quantitative Aussagen über den gemeinsamen, kumulierten Einfluss von Unsicherheiten im Kenntnisstand der Eingabeparameter, der Modelle des Rechenprogramms, der numerischen Lösungsverfahren, der Anfangs- und Randbedingungen etc. auf die Rechenmodellergebnisse. Zusätzlich liefern Sensitivitätsanalysen Angaben darüber, welche dieser Unsicherheiten am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen („Sensitivität“ im Sinne von „uncertainty importance“). Mit diesen ist ein Kriterium für die Bewertung von analytischen und experimentellen Forschungsaktivitäten im Hinblick auf eine wirkungsvolle Verbesserung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammen gegeben. Gerade bei komplexen Anwendungsrechnungen zeigt sich, dass Unsicherheiten einzelner Rechenergebnisse nicht unabhängig betrachtet werden können. Durch die zahlreichen Wechselwirkungen haben Änderungen der Ergebnisse in der Anfangsphase zum Teil erhebliche Auswirkungen auf Ergebnisse in der späteren Phase. Dies führt zu unterschiedlichen Sicherheitsmargen bezüglich der Wirksamkeit nachgeschalteter Barrieren (wie zum Beispiel das Containment).

Im Arbeitspunkt AP2 dieses Vorhabens wurden im Rahmen von generischen Anwendungsrechnungen für einen deutschen Druckwasserreaktor (DWR) vom Typ KONVOI die Auswirkungen der Unsicherheiten einzelner Modelle insbesondere im Hinblick auf die frühe Kernzerstörungsphase innerhalb des Reaktordruckbehälters sowie der im Integralprogramm vorhandenen Vereinfachungen dieser Modelle im Vergleich zu einem mechanistischen Referenz-Programm untersucht. Dabei wurde anhand von zwei Szenarien ein detaillierter Vergleich zwischen den Ergebnissen gekoppelter ATHLET-CD/COCOSYS-Rechnungen und Rechnungen mit ASTEC durchgeführt (Kap. 2). Hierzu wurden die Datensätze soweit möglich und notwendig aufeinander abgestimmt. Weiterhin konnten noch vorhandene Schwachstellen sowohl in ATHLET-

CD/COCOSYS als auch in ASTEC identifiziert und die Erkenntnisse für die weitere Programmentwicklung bereitgestellt werden.

Mit dem qualifizierten ASTEC-Datensatz wurde daraufhin erstmals eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse mit Schwerpunkt auf der in-vessel Phase der Kernzerstörung für diese Anlage in mehreren Schritten durchgeführt. Mit dem auf Basis des Vergleichs qualifizierten ASTEC-Datensatzes konnten die zahlreichen Rechnungen (ca. 100 bzw. 200 Rechnungen) relativ problemlos in einem moderaten Zeitraum durchgeführt werden. Der ursprüngliche geplante Schritt, den Datensatz weiter zu vereinfachen, ist somit nicht notwendig und wurde daher nicht beschritten. Aufgrund der erheblichen Unsicherheitsbänder der betrachteten Ergebnisse war es vielmehr notwendig, die zeitlichen Phasen (Zeitbereich vor und nach Beginn der Kernzerstörung) separat zu betrachten. Somit wurden stattdessen mit Blick auf die Phänomene eine Studie in Bezug auf das thermohydraulische Verhalten und eine Studie zur Untersuchung der Kernzerstörung durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse werden in Kap. 3 dargestellt. Diese spielen auch im Hinblick auf PSA Stufe 2 und dynamische PSA eine Rolle.

Teil der Strategie der Kraftwerksbetreiber für den Brennelementeinsatz ist es, die Spaltstoffanreicherung und damit auch die erreichbaren Abbrände der Brennelemente zu erhöhen. Insbesondere die Anzahl der nachzuladenden und damit auch der zu entsorgenden Brennelemente lässt sich auf diese Weise vermindern. Zudem lässt sich durch eine längere Einsatzdauer der Brennelemente die Wirtschaftlichkeit eines Kernkraftwerkes verbessern. Vor diesem Hintergrund befasst sich ein weiterer Schwerpunkt in diesem Vorhaben (Arbeitspunkt AP3) mit der detaillierten Analyse der Auswirkungen einer sich im Laufe eines Reaktorzyklusses ändernden Verteilung und Masse des Kerninventars (Radionuklide) auf den Kernzerstörungsprozess sowie auf die Spaltproduktfreisetzung, den Transport in den Sicherheitsbehälter (SHB) und den Quellterm am Beispiel einer deutschen DWR Anlage vom Typ KONVOI.

Die Materialzusammensetzung des frischen Kernbrennstoffs bzw. das Nuklidinventar und die Nachzerfallsleistung ändern sich mit zunehmendem Abbrand während des Reaktorzyklusses zwischen zwei Umladungen deutlich. Das Nuklidinventar bestimmt auch die Aktivität der freigesetzten Radionuklide und hat Einfluss auf Vorgänge im Reaktorkühlkreislauf und Sicherheitsbehälter. Untersuchungen dieser Art erfolgten erstmalig, da bisher in PSA der Stufe 2 immer nur Kerninventare für das Ende eines Reaktorzyklusses eingesetzt wurden, da dort die größten Inventare im Kern vorliegen.

Insbesondere Brennstäbe mit Hochabbränden unterliegen gewissen Eigenschaftsänderungen hinsichtlich der Materialeigenschaften von Brennstoff und Hüllrohr sowie ihrer Wechselwirkung. Diese sind prinzipiell bei der sicherheitstechnischen Bewertung des bestimmungsgemäßen Betriebs und der Störfälle zu berücksichtigen, wurden in den vorliegenden Analysen aber nicht untersucht.

Anhand der seitens eines Betreibers mitgeteilten Kerninventarzustände zu Beginn und am Ende eines Reaktorzyklusses wurden verschiedene Methoden zur Berechnung des Kerninventars angewendet. Dabei wurden jeweils eine weitgehend detaillierte und eine gemittelte Betrachtung zur Berechnung des Kerninventars auf Basis der gegebenen Abbrandzustände durchgeführt, so dass sich insgesamt vier Zustände ergeben. Für diese vier Zustände wurden im Folgenden zwei Unfallszenarien betrachtet und die Ergebnisse im Detail untersucht (Kap. 4). Aufgrund der erstmalig durchgeführten, sehr detaillierten Analysen des Spaltproduktinventars und des Spaltprodukttransports durch den Kreislauf in das Containment wurden verschiedene Schwachstellen in ATHLET-CD/COCOSYS identifiziert.

Für sämtliche Arbeitspunkte wurden separate Berichte erstellt. Um den internationalen Erfahrungsaustausch insbesondere mit dem ASTEC-Entwickler IRSN und weiteren ASTEC-Anwendern zu vereinfachen, wurden diese zum Teil in englischer Sprache erstellt.

## **2 Vergleichende Anwendung von ASTEC und ATHLET-CD/ COCOSYS**

Die im Rahmen des Vorhabens RS1504 durchgeführten Vergleichsberechnungen stützen sich auf Untersuchungsergebnisse des Vorhabens RS1180 /REI 10/. Ein wesentliches Ergebnis war, dass die frühe Unfallphase, die insbesondere durch thermohydraulische Phänomene sowie die beginnende Zerstörung der Steuer- und Brennstäbe gekennzeichnet ist, auf Grund ihres großen Einflusses auf zeitlich später folgende Ereignisse einer genaueren Analyse bedarf. In Erweiterung zur bisher verfolgten Vorgehensweise einer Anwendung von ASTEC auf die Simulation kompletter Unfallszenarien wurden in dem Arbeitspunkt AP2 dieses Vorhabens speziell ausgewählte Teilsequenzen in der frühen Phase von Stör- und Unfällen analysiert. Erstmals wurden dazu auch entsprechend der GRS-Codestrategie Ergebnisse von gekoppelten Analysen der Detailcodes ATHLET-CD/COCOSYS herangezogen. Im Rahmen des Vorhabens RS1504 wurde die ASTEC Version V2.0 angewendet, während die Untersuchungen im Vorhaben RS1180 noch mit der Vorläuferversion ASTEC V1.3 durchgeführt wurden. Die Versionen unterscheiden sich insbesondere in der Anwendung verschiedener Module für die Simulation der Kernzerstörungsphase (DIVA bei ASTEC V1.3, ICARE bei ASTEC V2.0). Auf Basis der aktuellen Analysen können Rückschlüsse für notwendige Entwicklungspunkte aus dem direkten Vergleich mit ATHLET-CD/COCOSYS gezogen werden.

Der Vergleich beschränkt sich auf die in-vessel Phase eines hypothetischen Unfallablaufs und schließt den Vergleich der Zustände im Containment (insbesondere Wasserstoff- und Spaltproduktverteilung) mit ein. Der Vergleich der späten Unfallphase ist noch nicht möglich, da in der verwendeten ATHLET-CD Version die Modelle für die späte Phase und hier insbesondere für die Verlagerung von Schmelze und Kernbestandteilen ins untere Plenum des Reaktordruckbehälters sowie dessen Versagen und der Schmelzeaustrag in die Reaktorgrube noch nicht ausreichend entwickelt und validiert waren.

Der ASTEC Basisdatensatz für eine DWR-Anlage vom Typ KONVOI ist in den Vorhaben RS1185 und RS1190 für die ASTEC Version V2.0 erstellt, für ausgewählte Unfallsequenzen modifiziert und fortwährend ertüchtigt und an die jeweils aktuell verfügbaren ASTEC Versionen angepasst worden. Der angewendete gekoppelte ATHLET-CD/COCOSYS Datensatz war erstmalig in 2006 (RS1147) testweise erstellt worden.

Dabei war auf einen verfügbaren ATHLET/COCOSYS Datensatz und einen separaten ATHLET-CD Datensatz zurückgegriffen worden. Einzelne Erweiterungen im Kernzerstörungsteil des gekoppelten Datensatzes waren erforderlich. Detaillierte Ansätze für die späte Unfallphase, die z. B. die Möglichkeit der Modellierung eines Schmelzepools und Schüttbetts im aktiven Kernbereich ermöglichen (Modul MEWA entwickelt am Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart), sind aktuell nicht angewendet worden.

Im Verlauf der Arbeiten zeigte sich weiterhin, dass bei ASTEC eine Weiterführung der Rechnungen über den Zeitpunkt des RDB-Versagens hinaus nicht realistisch war, allerdings für den Vergleich mit ATHLET-CD/COCOSYS auch nicht erforderlich. Der Grund liegt in der Empfehlung seitens des Entwicklers IRSN, mit RDB-Versagen sowohl das Kernzerstörungsmodul ICARE als auch das Thermohydraulikmodul CESAR abzuschalten, weil beide Module die geänderten Randbedingungen (d. h. Lufteinbruch in den RDB) derzeit noch nicht simulieren können und die Ergebnisse dann als nicht physikalisch korrekt einzuschätzen sind. Weiterhin zeigt das Programm in dieser Phase deutliche Stabilitätsprobleme. Die Fortsetzung der Simulation der Kernzerstörung über den Zeitpunkt des RDB-Versagens hinaus soll erst mit Verfügbarkeit der neuen Version 2.1 möglich sein, aufgrund von umfangreichen Änderungen bei ICARE, CESAR sowie der Kopplung beider Module.

Eine zunächst erwogene Anwendung der Version ASTEC V2.1 im Rahmen dieses Vorhabens scheiterte schließlich daran, dass sich die Entwicklung der Version zunehmend verzögerte, so dass erst Mitte 2014 eine erste beta-Version zur Verfügung stand, die aber nicht auf die Simulation kompletter Unfallszenarien angewendet werden konnte.

Da die Arbeiten zu diesem Arbeitspunkt im Bericht /REI 14/ umfassend dokumentiert sind, werden hier die wesentlichen Arbeitsergebnisse zusammenfassend dargestellt. Im Kapitel 2.1 werden zunächst die verwendeten Programme kurz beschrieben und gegenübergestellt. Die Gegenüberstellung konzentriert sich dabei auf diejenigen Modelle und Programmmodule, die für den späteren Vergleich der Rechnungen wesentlich sind. Eine weitreichende vergleichende Analyse der Modellbasis war im Rahmen dieses Vorhabens nicht vorgesehen. Danach werden die unterschiedlichen Szenarien beschrieben und die Analyseergebnisse diskutiert.

## **2.1            Verwendete Programme ATHLET-CD/COCOSYS und ASTEC**

Sowohl ATHLET-CD/COCOSYS als auch ASTEC fallen in die Kategorie der sogenannten Lumped-Parameter (LP) Codes. Diese lösen die integrierten 1D-Impuls-, Massen- und Energiebilanzen in einem Kontrollvolumen bzw. den Verbindungen zwischen diesen. Entsprechend dem Ansatz zur Integration der 1D-Grundgleichungen reduzieren sich die partiellen Differentialgleichungen auf gewöhnliche Differentialgleichungen. Die örtlichen und zeitlichen Zustandsänderungen werden auf ein rein zeitliches Verhalten in den Kontrollvolumina zurückgeführt.

Während ASTEC explizit für den Einsatz als Programm zur Simulation von schweren Stör- und Unfällen entwickelt worden ist und auf die Modellierung von damit zusammenhängenden Phänomenen ausgelegt ist, gilt dies nicht in gleichem Maße auch für ATHLET-CD und COCOSYS. So können sowohl ATHLET als auch COCOSYS für die Analyse von Auslegungsstörfällen verwendet werden.

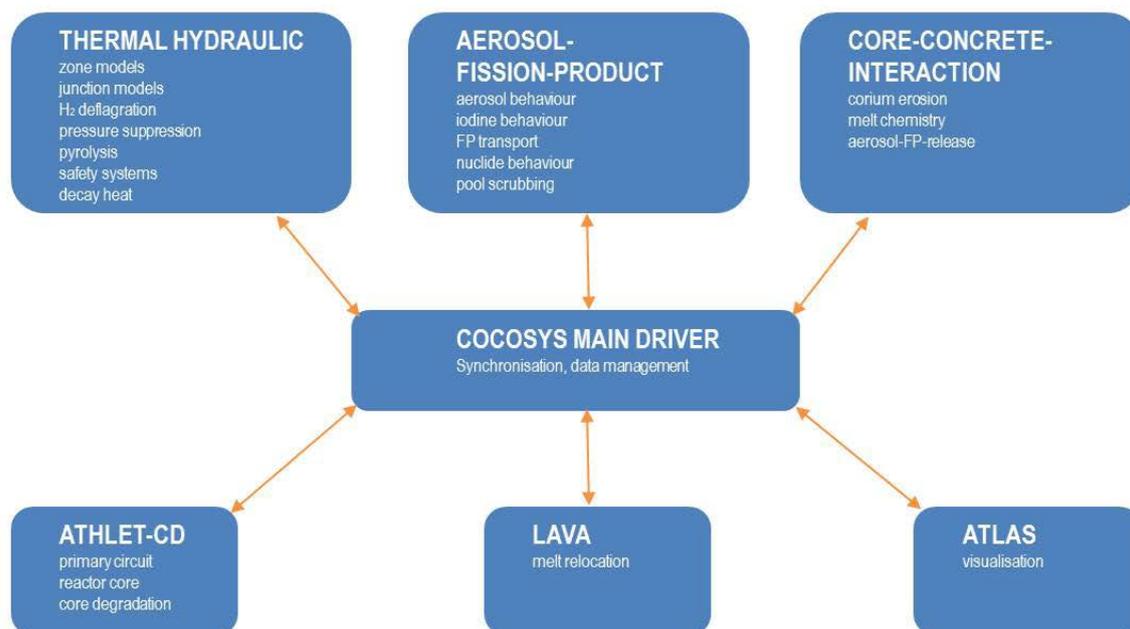
### **2.1.1            Kurzbeschreibung von COCOSYS**

Das Containment-Code-System (COCOSYS) wird von der GRS für die umfassende Simulation von Stör- und Unfällen in Sicherheitsbehältern bzw. generell dem Reaktor- gebäude von Leichtwasserreaktoren kontinuierlich entwickelt. Zielsetzung ist die Simulation der wesentlichen Phänomene, Prozesse und Zustände im Sicherheitsbehälter bzw. Reaktorgebäude, die während solcher Ereignisabläufe auftreten können. Abdeckend sollen auch Auslegungsstörfälle simuliert werden. Ein Schwerpunkt in COCOSYS ist neben der Verwendung möglichst mechanistischer Modelle eine weitgehende Berücksichtigung von Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Phänomenen, wie z. B. zwischen der Thermohydraulik, relevanten Vorgängen im Zusammenhang mit Wasserstoff, dem Aerosol- und Nuklidverhalten oder der Schmelze- Beton-Wechselwirkung.

Das Programmsystem ist in mehrere sogenannte Hauptmodule aufgeteilt (Abb. 2.1). Jedes Hauptmodul ist ein eigenständig ausführbares Programm, zuständig für einen bestimmten Bereich der Gesamtproblematik. Die Kommunikation zwischen diesen Hauptmodulen wird durch das Programm PVM realisiert. Die Berechnung der Gesamtproblematik durch die einzelnen Hauptmodule erfolgt so, dass die Kopplung der

Hauptmodule auf Zeitschrittebene erfolgen kann und der Umfang der auszutauschenden Größen relativ gering ist.

Neben den drei Hauptmodulen THY (Thermohydraulik), AFP (Aerosol- und Spaltproduktverhalten) und CCI (Schmelze-Beton-Wechselwirkung in der Reaktorgrube), welche zum inneren Teil des COCOSYS-Systems gehören, wurden weitere Programme angebunden und können optional aktiviert werden. Dies sind ATHLET-CD zur Simulation der Vorgänge im Reaktorkreislauf und der Kernzerstörung sowie das Programm LAVA zur Simulation der Schmelzeausbreitung und -verlagerung im Containment. Die mit COCOSYS und ATHLET-CD berechneten Daten können online und offline mit dem GRS-Programm ATLAS visualisiert werden.



**Abb. 2.1** Darstellung der modularen Struktur von COCOSYS

- **Thermohydraulik (THY)**

Das Thermohydraulik-Hauptmodul (THY) basiert auf RALOC MOD4, FIPLOC 3.1 und DRASYS. Die Räume des Reaktorgebäudes werden in sogenannte Zonen (Kontrollvolumen) unterteilt (Lumped-Parameter-Konzept). Der thermodynamische Zustand ist definiert durch die Temperatur und die Massen der betrachteten Gaskomponenten sowie des Wassers. Für die Simulation komplexer Phänomene werden die Zonen in mehrere Teile unterteilt.

Für die Verknüpfung der Zonen stehen verschiedene Verbindungsmodelle zur Verfügung. In COCOSYS wird grundsätzlich zwischen Atmosphären- und Drainageverbindungen (Wassertransport) unterschieden, wobei auch durch die Atmosphärenverbindungen Wasser transportiert (Wassermitriss) und durch die Drainageverbindungen gelöstes Gas transportiert werden kann. Zur Simulation der technischen Systeme stehen spezielle Modelle/Optionen zur Verfügung, wie z. B. Berstscheiben, Ventile, katalytische Rekombinatoren, trägheitsbehaftete Klappen, Türen, sowie auch spezielle Explosionsklappen, welche in WWER 440/213 Kraftwerken verwendet werden. Für die Drainage von Wasser sind verschiedene Modelle vorhanden: Wehrgleichung, Rohrströmung, Wasserablauf entlang Wandoberflächen. Das Modell für Pumpensysteme erlaubt die Simulation von Notkühlsystemen, verschiedenen Kühlertypen und Sprühsystemen.

Die Wände und inneren Strukturen werden durch Strukturobjekte abgebildet. Es wird ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell verwendet. Die platten- bzw. zylinderförmigen Strukturen können beliebig in Schichten (inklusive Spalten) eingeteilt werden. Für die Wechselwirkung mit der umgebenden Atmosphäre oder dem Sumpf stehen verschiedene Wärmeübergangsmodelle zur Verfügung: freie und erzwungene Konvektion, Kondensation sowie Strahlungswechselwirkung mit der Atmosphäre und zwischen Wandoberflächen.

- **Aerosol- und Spaltproduktmodul (AFP)**

Das Aerosol-Spaltproduktmodul (AFP – Aerosol and Fission Product) dient zur Best-Estimate-Simulation des Spaltproduktverhaltens im Sicherheitsbehälter eines Leichtwasserreaktors. Dieses Modul berücksichtigt im Detail die thermohydraulischen Randbedingungen, die vom THY-Modul bereitgestellt werden. Es enthält das Modul AERIKA zur Simulation von bis zu 8 verschiedenen Aerosolkomponenten mit Berücksichtigung der Hygroskopie und den Ablagerungsmechanismen Sedimentation, Diffusion, Thermophorese und Diffusiophorese. Durch die Verwendung der sogenannten Moving-Grid-Methode wird die numerische Diffusion bei der Berechnung der Volumen Kondensation an Aerosolpartikeln reduziert.

Das FIPHOST Modul berechnet den Spaltprodukttransport. Hier wird zwischen 5 verschiedenen Hosts (Zuständen oder Orten) unterschieden. Diese sind gasförmige Spaltprodukte, aerosolförmige Spaltprodukte, an der Wand abgelagerte Spaltprodukte, Spaltprodukte im Sumpf und am Sumpfboden abgelagerte Spaltprodukte.

Das Nuklidverhalten wird mit dem FIPIISO Modul simuliert. Hier wird insbesondere anhand von Nuklidbibliotheken (ORIGEN) der Zerfall und die Nachzerfallsleistung berechnet. Es ist mit dem FIPIISO Modul in ATHLET-CD kompatibel. Insgesamt werden in den Rechnungen zwischen 400 bis 600 Nuklide simuliert.

Die Iodchemie wird im Modul AIM, welches auf IMPAIR basiert /GÜN 92/, berechnet. Es betrachtet ca. 70 verschiedene chemische Reaktionen und unterscheidet zwischen 17 verschiedenen Iodspezies in der Atmosphäre und 11 Iodspezies im Sumpf. Eine Besonderheit in AIM ist, dass die aerosolförmigen Spezies CsI und IO<sub>x</sub> direkt mit dem Aerosolmodul zur Simulation des Aerosolverhaltens verknüpft sind.

Das Modul SPARC /OWC 91/ simuliert das Poolscrubbing, d. h. die Rückhaltung von Spaltprodukten in einer Wasservorlage, die mit einem Gasmassenstrom z. B. über Kondensationsrohre in die Kondensationskammer eines SWR oder über die Druckhalterregel- und Sicherheitsventile bei DWR in den Abblasetank eingetragen werden.

### **2.1.2 Kurzbeschreibung von ATHLET**

ATHLET besitzt wie COCOSYS eine modulare Struktur zur einfachen Implementierung physikalischer Modelle. Die Module ordnen die bei der Simulation zu berücksichtigenden Phänomene in die Schwerpunkte:

- Reaktorregelsystem (Modul GCSM),
- Thermofluiddynamik (Modul TFD),
- Wärmeleitung und Wärmeübertragung (Modul HECU),
- Neutronenkinetik (Modul NEUKIN) und
- Zeitintegration (Modul FEBE).

Das Modul GCSM (General Control Simulation Model) dient der Simulation von Regel- und Kontrollsystemen eines realen Kernkraftwerks. Signale werden erzeugt bzw. verarbeitet mit dem Ziel, einen instabilen Betriebszustand hin zu einem sicheren zu regeln und zu steuern. Das Modul erlaubt die Definition von Anfangs- und Randbedingungen in Form von Tabellenwerten. Dies erlaubt u. a. die Definition von Simulationsgrößen in Abhängigkeit der Zeit. In der gekoppelten Version mit COCOSYS kann auf GCSM auch aus COCOSYS heraus zugegriffen werden.

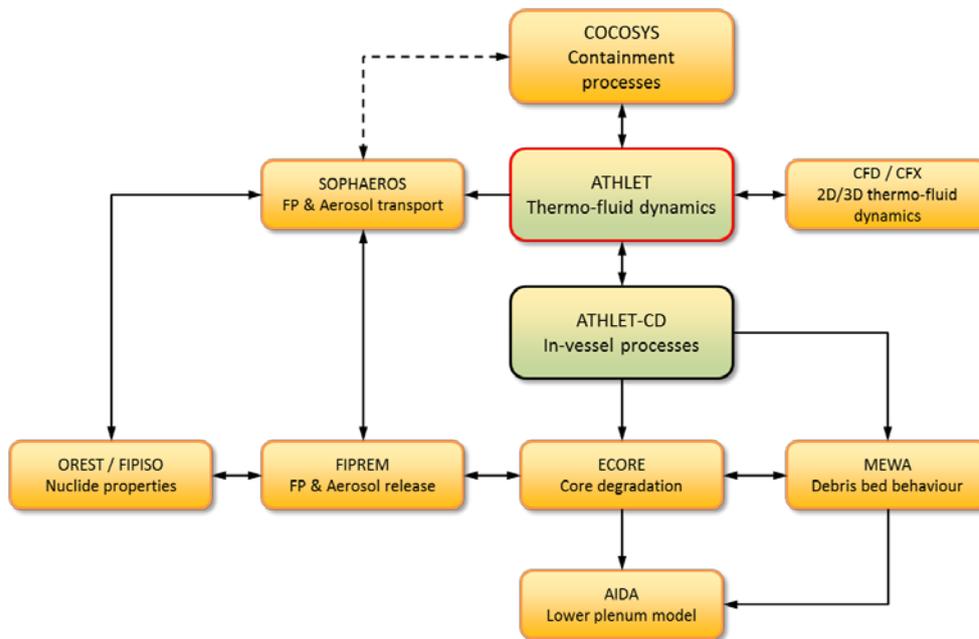
Im Modul TFD werden die Kühlkreisläufe modelliert und diskretisiert. Grundlage der Definition der Anlagengeometrie sind Thermofluidobjekte (TFO), welche sich in die Einzelelemente Kontrollvolumina und Verbindungsleitungen (analog zu ASTEC) untergliedern lassen. Bei entsprechender Definition der TFO können sie auch der Mehrkanalsimulation im Reaktorkern mit und ohne Queraustausch dienen. Zur verbesserten Funktionalität und Anwendbarkeit von ATHLET ist die Definition einer Vielzahl von thermohydraulischen und reaktorspezifischen Komponenten (Rohrleitung, Kondensator, Dampferzeuger, Druckhalter, Wasserabscheider, Ventil, Pumpe etc.) möglich. Ausgehend von lokal definierten Anfangsbedingungen und unter Berücksichtigung transienter Randbedingungen werden die thermohydraulischen Größen ermittelt. Berechnungsgrundlage der Systemvariablen eines Kontrollvolumens sind die Kontinuitätsgleichungen, die Impulserhaltungsgleichungen und die Energieerhaltungsgleichungen.

Die Lösung der Erhaltungsgleichungen basiert in ATHLET auf dem eindimensionalen Finite-Volumen-Verfahren und dem 5-Gleichungsmodell oder dem 6-Gleichungsmodell, bei denen auch die Impulsgleichungen separiert sind. Das heißt, zur Berechnung des Drucks, der Enthalpie und des Dampfgehalts in den Kontrollvolumina und des Massenstroms in den Strömungspfaden werden die Massen und Energieerhaltungsgleichungen sowohl für die flüssige als auch die gasförmige Phase angewendet und zusätzlich der Gesamtimpuls berechnet. Das 5-Gleichungsmodell erlaubt somit die Simulation von Vorgängen, bei denen beide Phasen vom Sättigungszustand abweichen, wie z. B. bei der Einspeisung von unterkühltem Wasser in überhitzten Dampf. Darüber hinaus können der Einfluss nicht kondensierbarer Gase und der Transport von Bor simuliert werden.

Im Modul HECU findet eine Beschreibung des Wärmeübergangs an und des Wärmetransports in feste Strukturen statt. Sowohl Geometrie als auch Aggregatzustand der Anlagensegmente sind stabil, d. h. ein Aufschmelzen wird nicht berücksichtigt. Zur Berücksichtigung des Wärmeübergangs von den Thermofluidobjekten (TFO) zu den Wärmeleitobjekten (HCO) werden die Objekte miteinander gekoppelt. Für die radiale Wärmeleitung kann ein HCO in radialer Richtung in maximal drei Untersegmente, die jeweils durch Spalte voneinander getrennt sind, geteilt sein; jedes Segment kann beliebig äquidistant diskretisiert werden. Axiale Wärmeleitung wird in einem HCO nicht berücksichtigt. Wenn erforderlich müssen mehrere HCO in Strömungsrichtung hintereinander modelliert werden, jeweils in Verbindung mit einem TFO bzw. Kontrollvolumen.

### 2.1.3 Kurzbeschreibung von ATHLET-CD

Als Erweiterung von ATHLET ist das Kernzerstörungsmodul –CD (engl für „core degradation“ – Kernzerstörung) zu verstehen (Abb. 2.2).



**Abb. 2.2** Darstellung der modularen Struktur von ATHLET-CD

Der CD-Teil dient der Simulation von Unfallabläufen mit Kernschädigung. Er ist ebenfalls strukturiert, die einzelnen Modelle dienen zur Simulation:

- des Brennstabverhaltens (Modul ECORE),
- der Spaltproduktfreisetzung (Modul FIPREM),
- des Spaltprodukttransports (Modul SOPHAEROS),
- des Schüttbett-/Schmelzeseeverhaltens (Modul MEWA),
- des Schmelzeverhaltens im unteren Plenum (Modul AIDA) und
- des Nuklidverhaltens FIPISO.

Der CD-Teil beinhaltet eine Vielzahl von Kernschmelzmodellen, auch Frühphasenmodule genannt, die im Rahmen der Entwicklung des KESS-Codes am Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE) der Universität Stuttgart entwickelt wurden und programmtechnisch im Modul ECORE integriert sind. Mit ECORE werden die Kernauf-

heizung, der Oxidationsprozess der Brennstoffummantelung und die Kernzerstörung berechnet.

Die Simulation der Brennstäbe in ATHLET-CD erfolgt durch repräsentative, in axiale Abschnitte unterteilte Stäbe angeordnet in radialen Ringen (2D-Geometrie). Ein solcher Kernring subsumiert somit alle Brennstäbe einer radialen Kernsektion. Allen Stäben einer Kernsektion und eines axialen Bereichs wird demzufolge dasselbe Verhalten unterstellt, z. B. hinsichtlich dem Aufblähen (engl. „Ballooning“) und dem Oxidschichtwachstum, der Temperatur der Hüllrohre, und einer Schmelzeanlagerung während des Kernschmelzens. Die Kontrollstäbe werden separat definiert und den jeweiligen Kernringen zugeordnet. Die Wärmeübertragung kann unter Berücksichtigung radialer und/oder axialer Strahlung sowie mit axialer Wärmeleitung berechnet werden. Hinsichtlich des konvektiven Wärmeübergangs werden die Korrelationen von ATHLET verwendet. Ebenso wird für die Brennstaboxidation auf den in ATHLET bereits vorhandenen Satz von Korrelationen zurückgegriffen. Die Oxidation des Steuerstabs kann sowohl für das Führungsrohr aus Zircaloy und wo zutreffend auch bzgl. der Oxidation von  $B_4C$  (Absorbermaterial in einigen DWR und SWR) berücksichtigt werden. Die Leistungsfreisetzung im Brennstab wird für jeden Stab bzw. jedes Kontrollvolumen separat betrachtet.

Das mechanische Verhalten der Brennstäbe, mit welchem der Kernzerstörungsprozess beginnt, wird im Code durch den Stabinnendruck, den Pelletradius (thermische Dehnung), den Dehnungszustand der druckbelasteten Hülle, Bruchdehnung bzw. Druckspannungen, Thermospannungen in der Hülle und das Versagen der durch Oxidation versprödeten Hülle beschrieben. Der Aufschmelzprozess orientiert sich an den Schmelzpunkten von  $\beta$ -Zircaloy ( $T_S = 2033 \text{ K}$ ) und  $\alpha$ -Zr(O) ( $T_S = 2250 \text{ K}$ ) an der Hüllrohrinnenseite. Die Verlagerung von Schmelzesträhnen entlang der teilbenetzten Staboberfläche und die gleichzeitig stattfindende Krustenbildung werden durch das Abschmelzmodell (candling Modell) berechnet, welches die Massen- und Energiebilanz sowohl für den flüssigen Film als auch die Kruste löst. Da die Impulsbilanz nicht berücksichtigt wird, müssen in der Eingabe eine Verlagerungsgeschwindigkeit und der von einer Strähne benetzte Stabumfang festgelegt werden. Letzte Modellentwicklungen berechnen die Oxidation von Schmelze und Krusten, das Wiederaufschmelzen von Krusten und die Bildung von Blockaden. Die Blockaden führen dazu, dass in der Folge eine Schmelzeansammlung innerhalb der Kernregion stattfindet und der Dampfzutritt zu darüber liegenden Bereichen ggf. behindert wird. Bei Wiederaufschmelzen

von Blockaden beginnt der Verlagerungsprozess erneut. Für die Kontrollstäbe ist eine analoge Modellbasis, wie oben erläutert, implementiert.

Das Nuklidverhalten wird mit dem Modul FIPISO analog zu COCOSYS simuliert. Hier werden insbesondere anhand von Nuklidbibliotheken (ORIGEN) der Zerfall und die Nachzerfallsleistung berechnet.

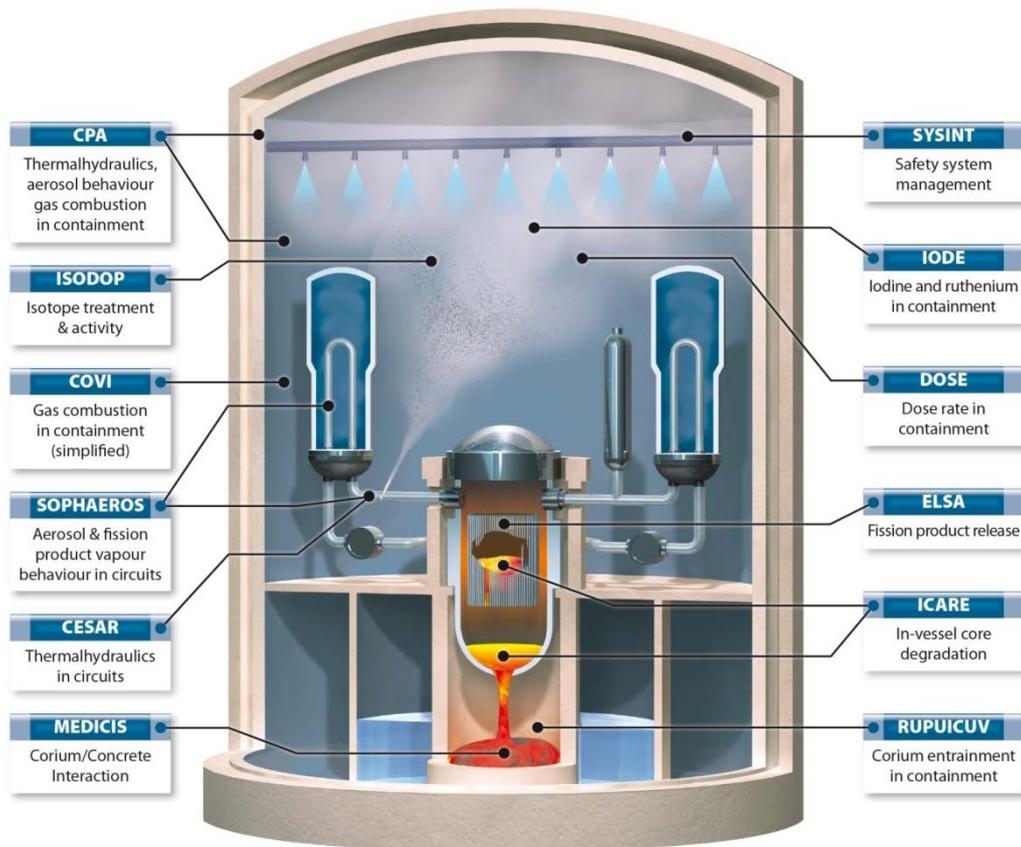
Das Modul FIPREM berechnet für die Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kern bis zu 34 Elemente, welche in die Gruppen Spaltprodukte, Brennstoff und Aktinide bzw. Strukturmaterialien unterteilt sind. Die Freisetzung selbst wird über einen Ratenansatz ermittelt, dem experimentelle Freisetzungsuntersuchungen zu Grunde liegen. Die Freisetzung findet direkt in das Gasvolumen des Kernbereichs statt. Formal wird das Ratenmodell durch eine Arrheniusfunktion ausgedrückt, welche temperaturabhängig ist.

Eine ältere Version des von IRSN entwickelten Programms SOPHAEROS simuliert den Transport und die Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen im Primärsystem sowie den Transport ins Containment über einen Freisetzungspfad. Die Randbedingungen definieren thermofluidodynamische Größen, Oberflächentemperaturen und Stofffreisetzung, welche in den Modulen TFD, HECU, ECORE und FIPREM berechnet werden. Ausgehend von den in FIPREM freigesetzten Elementen ermöglicht eine Materialdatenbank, die über 900 Grundelemente und Verbindungen umfasst, die Berechnung chemischer Reaktionen in der Gasphase. Eine detaillierte Beschreibung des Spaltproduktverhaltens wird anhand physikalischer Prozesse für Aerosole (z. B. Thermo-/Diffusiophorese, Sedimentation) und gasförmige Elemente und Verbindungen (z. B. Kondensation) gegeben. Derzeit läuft eine Umstellung auf eine erweiterte Programmversion von SOPHAEROS.

Im Vorhaben wurde die COCOSYS Version V2.4 mit ATHLET-CD 2.2C bzw. später ATHLET-CD V3.0A verwendet.

#### **2.1.4 Kurzbeschreibung von ASTEC**

ASTEC liegt aktuell in der Version ASTEC V2.0 vor. Die einzelnen Module sind in Abb. 2.3 im Überblick dargestellt und werden danach kurz beschrieben.



**Abb. 2.3** Struktur von ASTEC V2

ASTEC besteht im Wesentlichen aus folgenden Modulen:

- **CESAR:** Modul zur Beschreibung der zweiphasigen Thermohydraulik im gesamten Reaktorkühlkreislauf einschließlich Druckhalter und Reaktordruckbehälter. Die zwei Phasen sind Wasser und Dampf mit weiteren nichtkondensierbaren Gasen (z. B. Wasserstoff). Mit Beginn des Kernschmelzens wird auf das Modul ICARE umgeschaltet und die Thermohydraulik im Reaktordruckbehälter von ICARE berechnet. CESAR berechnet dann nur noch die Thermohydraulik im Reaktorkühlkreislauf. Eine Änderung ist für die Version 2.1 vorgesehen (einheitliche Thermohydraulik), die in einer beta-Version im Rahmen von CESAM /NOW 14/ getestet wird, aber noch nicht für Anlagenszenarien verwendet werden kann.
- **ICARE:** Modul zur Beschreibung des Kernschmelzens im RDB. Wesentliche Phänomene des Kernschmelzens sowie der Kernverlagerung bis hin zum RDB-Versagen werden modelliert. Nach Beginn des Kernschmelzens simuliert ICARE

mit vereinfachten Modellansätzen die Zwei-Phasen-Thermohydraulik im Kern. Gegenüber dem in der Version V1 verwendeten Modul DIVA ermöglicht ICARE eine erweiterte zweidimensionale Simulation des Kernzerstörungsvorgangs. Das Modul ist die Basis für die neue Kopplung von Thermohydraulik (CESAR) und Kernzerstörungsprozessen (ICARE), wie oben erwähnt.

- **ISODOP:** Modul zur Beschreibung des Zerfalls von Spaltprodukten und Aktinid-Isotopen
- **ELSA:** Modul zur Beschreibung der Spaltproduktfreisetzung aus den Brennstäben während der Kernzerstörung.
- **SOPHAEROS:** Modul zur Beschreibung des Transports und Verhaltens von Spaltprodukten und Aerosolen im Reaktorkühlkreislauf.
- **RUPUICUV:** Modul zur Beschreibung der Freisetzung von Schmelze nach RDB-Versagen in die Reaktorgrube inklusive eines möglichen Austrags fragmentierter Schmelzepartikel aus der Reaktorgrube in den Sicherheitsbehälter bei Versagen des RDB unter hohem Druck.
- **MEDICIS:** Modul zur Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in einer Reaktorgrube nach RDB-Versagen.
- **CPA:** Modul zur Beschreibung wesentlicher Vorgänge im Sicherheitsbehälter (Synthese mit wesentlichen COCOSYS Teilen) mit den folgenden zwei Untermodulen:
  - **CPATHY** für die Thermohydraulik im Sicherheitsbehälter:  
Dieses Modul beschreibt Prozesse und Phänomene wie Gasverteilung, Druckaufbau, Wasserstoffverbrennung, Wassertransport, Wasserstoffrekombination mit katalytischen und thermischen Rekombinatoren, Verhalten von Sicherheitssystemen und Pumpensystemen usw.
  - **CPAAFP** für das Aerosol- und Spaltproduktverhalten im Sicherheitsbehälter:  
Die Modelle für Aerosol- und Spaltproduktverhalten (Transport und Ablagevorgänge) basieren auf den entsprechenden Modellen in COCOSYS. Der Aerosoltransport durch Wasservorlagen wird mit dem Pool-Scrubbing-Modell SPARC-B simuliert. Mittelfristig ist von IRSN vorgesehen, CPAAFP durch SOPHAEROS zu ersetzen.
- **IODE:** Modul zur Beschreibung des Iodverhaltens im Sicherheitsbehälter (Wasserpool- und Gasphase). Es beschreibt die chemischen Reaktionen in Wasser- und

Gasphase, Iodtransport zwischen Wasserpool und Atmosphäre, Adsorption/Desorption an Wänden. Es ist nicht mit dem in COCOSYS verwendeten Modul AIM identisch und die Entwicklung wird nur von IRSN durchgeführt. Die aktuelle Entwicklung betrifft die Bildung organischen Iods im Wasserpool und in der Gasphase (Funke-Modell) und ein neues Modell für die radiolytische Bildung von I<sub>2</sub> und Organoiod. Eine Integration von IODE in SOPHAEROS wird zurzeit bei IRSN realisiert, um die Prozesse zum Aerosol- und Iodverhalten im Kühlkreislauf und Containment auf eine einheitliche Modellbasis zu stellen.

- **SYSINT:** Modul zum Management technischer Sicherheitseinrichtungen (Pumpensysteme, SB-Sprühsysteme, Druckspeicher etc.).
- **COVI (bzw. CPA-FRONT):** Modul zur Beschreibung der Wasserstoff-Verbrennung im Sicherheitsbehälter. Alternativ ist auch das Flammenfront-Modell FRONT in CPA verfügbar, welches die Ausbreitung der Flammenfront durch die Räume des Sicherheitsbehälters vereinfacht modelliert.
- **DOSE:** Modul zur Beschreibung der Dosisleistung in der Sicherheitsbehälteratmosphäre.
- **MDB:** einheitliche Materialdatenbasis, die zunehmend für alle Module, einschließlich CPA (im Unterschied zu COCOSYS), angewendet wird.

Der Datenaustausch zwischen den Modulen zur Kopplung der physikalischen Prozesse erfolgt über die SIGAL/ODESSA-Datenbank, in der alle wesentlichen Daten pro Makro-Zeitschritt gespeichert werden. ASTEC kann in zwei Modi betrieben werden:

- zur Analyse des gesamten Anlagenverhaltens im gekoppelten Modus ausgewählter Module und
- für Einzeluntersuchungen von Phänomenen und Prozessen im Stand-alone-Modus eines einzelnen Moduls.

Für ASTEC sind während der Laufzeit des Projekts mehrere überarbeitete Versionen freigegeben worden. Die freigegebene Versionen („Release“) und Revisionen bzw. Patches seit Projektbeginn:

- ASTEC-V2.0 revision 2 (Dezember 2011)
- ASTEC-V2.0 revision 2 patch 2 (Juli 2012)

- ASTEC-V2.0 revision 3 (Juli 2013)
- ASTEC-V2.0 revision 3 patch 1 (Dezember 2013)
- ASTEC-V2.0 revision 3 patch 2 (Juli 2014)

Im Unterschied zur ASTEC Version V1.3, die im Vorhaben RS1180 /REI 10/ zur Anwendung kam, zeichnet sich die Serie V2 dadurch aus, dass das Kernzerstörungsmodul DIVA durch das ICARE Modul ersetzt worden ist. Letzteres basiert auf dem IRSN Programm ICARE2, das im Vergleich zu DIVA teilweise wesentlich mechanistischere Modellansätze für die Simulation der Kernzerstörung beinhaltet.

### 2.1.5 Vergleich der verwendeten Programme

Für das Verständnis von unterschiedlichen Ergebnissen ist es notwendig, die wesentlichen Unterschiede in beiden Programmen – ATHLET-CD/COCOSYS bzw. ASTEC – darzustellen. Die Unterschiede sind zum Teil erheblich. Zu nennen ist die Simulation der Kernschmelze als Schüttbett, wo das in ASTEC vorhandene MAGMA Model verwendet wurde. Dagegen ist in der verwendeten ATHLET-CD Version das entsprechende Modul MEWA noch nicht für Anlagenrechnungen anwendbar gewesen. Ebenso ist in ATHLET-CD eine im Vergleich zu ASTEC ältere SOPHAEROS Version mit entsprechenden Einschränkungen (nur ein Freisetzungspfad) vorhanden. Nachfolgend wird ein Überblick in Form einer Tabelle gegeben (Tab. 2.1).

**Tab. 2.1** Vergleich der Programme ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

| CODE Version       | ASTEC   | ATHLET-CD/COCOSYS  |
|--------------------|---|--|
| Modelle/ Phänomene | ASTEC 2.0rev2   | ATHLET3.0A<br>COCOSYS V2.4   |
| Thermohydraulik    | <b>CESAR:</b><br>zweiphasige Thermohydraulik (5-Gl. Ansatz) des Kühlmittels in Reaktorkühlkreislauf und Reaktordruckbehälter und Wärmeübertragung an Strukturen | <b>ATHLET:</b><br>zweiphasige Thermohydraulik (5-Gl. Ansatz) oder 2-Fluid Ansatz (6-Gl. Ansatz) für das Kühlmittel in Reaktorkühlkreislauf und Reaktordruckbehälter und Wärmeübertragung an Strukturen |
|                    | <b>CPA / THY:</b><br>Thermohydraulik analog zu COCOSYS, teilweise vereinfachende Modellierung   | <b>COCOSYS / THY:</b> Thermohydraulik im Sicherheitseinschluss und Wärmeübertragung an Strukturen  |
| Kernschmelzen      | <b>ICARE:</b><br>2D-Modul zur Beschreibung des Kernschmelzens bis zum RDB-  | <b>ATHLET-CD:</b><br>1D-Simulation der Kernzerstörung + 2D Modell (MEWA) Modellierung  |

| CODE Version  | ASTEC  | ATHLET-CD/COCOSYS  |
|---|--|--|
| Modelle/<br>Phänomene   | ASTEC 2.0rev2  | ATHLET3.0A<br>COCOSYS V2.4   |
|   | Versagen mit Modellierung komplexer Schmelzekonfiguration einschl. poröser Schüttbettbildung   | komplexer Schmelzekonfiguration einschl. poröser Schüttbettbildung (Anmerkung: MEWA wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht angewendet)  |
| Nachzerfall   | <b>ISODOP:</b><br>Berechnung der Nachzerfallsleistung auf Basis eines anfänglichen Spaltproduktinventars (Datenbank mit > 700 Isotopen) und dem natürlichen Zerfall der Isotope  | <b>FIISO:</b><br>berechnet Masse, Leistung und Aktivität des Kerninventars als Ergebnis des Isotopenzerfalls analog zu ASTEC   |
| Aerosolverhalten und Spaltproduktfreisetzung (Kern und Kühlkreislauf) | <b>ELSA:</b><br>Spaltproduktfreisetzung aus Brennstäben (intakt oder geschmolzen) sowie aus Schmelzepools, Ratensatz für die Freisetzung aus intakten Brennstäben...   | <b>FIPREM:</b> Spaltproduktfreisetzung aus Brennstäben (intakt oder geschmolzen) sowie aus Schmelzepools, Ratensatz für die Freisetzung aus intakten Brennstäben   |
|   | <b>SOPHAEROS:</b><br>Transport, Ablagerung sowie Wiederaufbereitung von Spaltprodukten in Dampf- oder als Aerosol im Reaktorkühlkreislauf, alle Kühlkreislaufvolumen werden in die Betrachtung einbezogen  | <b>SOPHAEROS:</b><br>ältere Version aus ASTEC, Beschränkung auf einen Transportpfad  |
| Aerosolverhalten und Spaltproduktfreisetzung (Containment)            | <b>CPA:</b> analog zu AFP  | <b>COCOSYS / AFP:</b> polydisperses Aerosol-Modell (MAEROS Ansatz), FIPHOST für den Transport der Spaltprodukte als Bestandteil von Aerosolen oder als Gas, weitere Träger („hosts“) können Wände und die Wasserphase sein (5 host Konzept), für die Rückhaltung in gasdurchströmten Wasservorlagen steht das Model SPARC-B zur Verfügung  |
| Iodchemie   | <b>IODE:</b><br>Iod- und Ruthenium-Verhalten in Wasservorlagen und Atmosphäre, Berücksichtigung spezifischer Transport- und Ablagerungsmechanismen an Wänden   | <b>AIM:</b><br>Iod-Verhalten in Wasservorlagen und Atmosphäre, Berücksichtigung spezifischer Transport- und Ablagerungsmechanismen an Wänden   |
| RDB-Versagen / Schmelzeaustrag in Reaktorgrube (DCH)                  | <b>ICARE:</b><br>RDB-Versagen basierend auf einfachen Kriterien (Temperatur, Druck, aufgeschmolzener Anteil der RDB-Wand) oder semi-mechanistischen Ansätzen<br><b>RUPUICUV:</b><br>parametrischer Ansatz für Schmelzeaustrag nach RDB-Versagen<br><b>DCH analog COCOSYS:</b><br>Modell verfügbar, derzeit noch keine Verlagerung der Schmelze aus RDB in Reaktorgrube bei gekoppelter | <b>AIDA:</b><br>integraler Ansatz für das Verhalten eines Schmelzepools im unteren Plenum einschließlich Krustenbildung<br><b>VESSEL:</b><br>Ansatz für die Berechnung des RDB-Versagens auf Basis einer linearen Schadensakkumulationshypothese ( <b>ASTOR</b> )<br><b>DCH:</b><br>Modell in COCOSYS verfügbar, derzeit noch keine Verlagerung der Schmelze aus RDB in Reaktorgrube |

| CODE Version   | ASTEC   | ATHLET-CD/COCOSYS   |
|--|---|---|
| Modelle/<br>Phänomene                                | ASTEC 2.0rev2   | ATHLET3.0A<br>COCOSYS V2.4  |
|  | ICARE/CPA Rechnung möglich<br><b>CORIUM:</b><br>Direkte Aufheizung der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters (DCH) durch fein fragmentierte Schmelze nach RDB-Versagen unter hohem Druck                                    | bei gekoppelter ATHLET-CD/COCOSYS Rechnung möglich  |
| Schmelze-<br>Beton-<br>Wechsel-<br>wirkung<br>(MCCI) | <b>MEDICIS:</b><br>Beschreibung der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in einer Reaktorgrube nach RDB-Versagen   | <b>MEDICIS:</b><br>nahezu identisch mit ASTEC Ansatz  |
| Wasser-<br>stoff-<br>verbren-<br>nung                | <b>FRONT (PROCO, COMB):</b> Beschreibung der Wasserstoff-Verbrennung im Containment. Ausbreitung der Flammenfront durch die Räume des Containments entlang der Zonenverbindungen modelliert, keine Detonation             | <b>FRONT, COMB:</b><br>analog zu ASTEC Ansatz<br><b>DECOR:</b><br>1D-Ansatz zur Simulation der H <sub>2</sub> -Verbrennung, keine Detonation        |
| Stoff- und<br>Materialda-<br>tenbank                 | <b>MDB:</b><br>Entweder Material-Datenbank für typische Leichtwasserreaktor-Materialien oder Stoffwert direkt in Code programmiert. Alternativ können Materialien und Stoffwerte vom Anwender separat spezifiziert werden | Entweder vom Anwender spezifiziert, im Code fest einprogrammiert (Wasser-Dampf-Tafeln) oder direkt auf der ASTEC MDB basierend (SOPHAEROS, MEDICIS) |
| Dosisleis-<br>tung                                   | <b>DOSE:</b><br>Dosisleistung in Atmosphäre und an Wänden des Containments  | Nicht vorhanden   |
| Systeme<br>und deren<br>Manage-<br>ment              | <b>SYSINT:</b><br>Spezifizierung von Pumpen- und Ventilcharakteristiken, Definition von Regelkreisen und Signalketten zur Steuerung von Pumpen, Ventilen, Regelsystemen   | <b>GCSM:</b><br>Erstellung beliebiger Regelkreise und Signalketten zur Anlagensteuerung auf Basis einer blockorientierten Eingabe                   |

## 2.2 Definition der Unfallszenarien

Die Auswahl der Szenarien orientierte sich an den Unfallabläufen, die auch schon im Rahmen früherer Untersuchungen zur Anwendung kamen. Durch die wiederholte Nachrechnung identischer Szenarien ist somit die Möglichkeit gegeben, den Entwicklungsfortschritt anhand des Vergleichs über mehrere Versionen zu dokumentieren. Die erzielten Rechenergebnisse stellen dann eine Erfahrungs- und Datenbasis dar, so dass für die für 2015 angekündigte ASTEC Version V2.1 recht gut Aussagen zur Quali-

tät der umfangreichen Modelländerungen insbesondere bei CESAR und ICARE gemacht werden können.

Für die ursprüngliche Auswahl der zu bearbeitenden Fälle waren unterschiedliche Gesichtspunkte ausschlaggebend, die auch für die Arbeiten in diesem Vorhaben Gültigkeit haben. Dies betraf insbesondere:

- verschiedenartige auslösende Ereignisse – *Leck bzw. Transiente*,
- die Verfügbarkeit von System- und Sicherheitseinrichtungen – *mit bzw. ohne Notkühlsysteme und Abfahren der Dampferzeuger*,
- den Zeitpunkt des Beginns und des Ablaufs der Kernzerstörungsphase – *früher bzw. später(er) Beginn der Kernzerstörung*,
- den Ort der Kühlmittel-, Wasserstoff- und Spaltproduktfreisetzung in den Sicherheitsbehälter – *Leck im kalten Strang oder Druckhalter(DH)-Abblasetank*, sowie
- den Zustand innerhalb des Sicherheitsbehälters (SHB) während der Kühlmittel-, Wasserstoff- und Spaltproduktfreisetzung sowie als Folge der Kernzerstörungsphase – *unterschiedliche konvektive Randbedingungen und mittlere Dampfgehalte*.

Die ausgewählten Unfallabläufe ergeben sich wie folgt:

- Kleines Leck (50 cm<sup>2</sup>) im heißen Strang der Hauptkühlmittleitung des Druckhalterstrangs (SBLOCA) sowie
- Transiente infolge Totalausfalls der Speisewasserversorgung (TLOFW).

Die Fallauswahl orientiert sich an deren Eintrittshäufigkeit und der Risikorelevanz basierend auf Ergebnissen der PSA der Stufe 1. Ursprünglich war als Leckort der kalte Strang ausgewählt worden, um insbesondere auch das Rückhaltevermögen in den Dampferzeugerheizrohren analysieren zu können. Aufgrund zahlreicher Abstürze im SOPHAEROS Modul von ATHLET-CD wurde schließlich der Leckort in den heißen Strang verlegt, die ATHLET-CD Rechnungen waren dann wesentlich stabiler.

Bei den ausgewählten Szenarien mussten Annahmen über die Systemverfügbarkeiten dem Analyseziel angepasst werden. So werden z. B. schadensverhindernde Maßnahmen, die Wärmeabfuhr über die Sekundärseite und aktive Einspeisesysteme (Notkühlsysteme) teilweise als unwirksam oder ausgefallen angenommen, um einerseits den

Bereich von Unfallabläufen zu erreichen, der hier analysiert werden soll, und andererseits unterschiedliche Anforderungen an die erforderlichen Module der Programme zu bekommen. Beim Leckstörfall wird ein vollständiger Ausfall der Hochdruck- und Niederdrucksicherheitseinspeisung unterstellt, so dass hier nur die Druckspeicher als passive Sicherheitssysteme zur Verfügung stehen.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass in diesem Arbeitspunkt primär die vergleichende Analyse zweier unterschiedlich ausgerichteter Programmsysteme im Vordergrund steht. Aus den Analysen lassen sich also keine Aussagen über den Sicherheitszustand für die untersuchte Anlage ableiten.

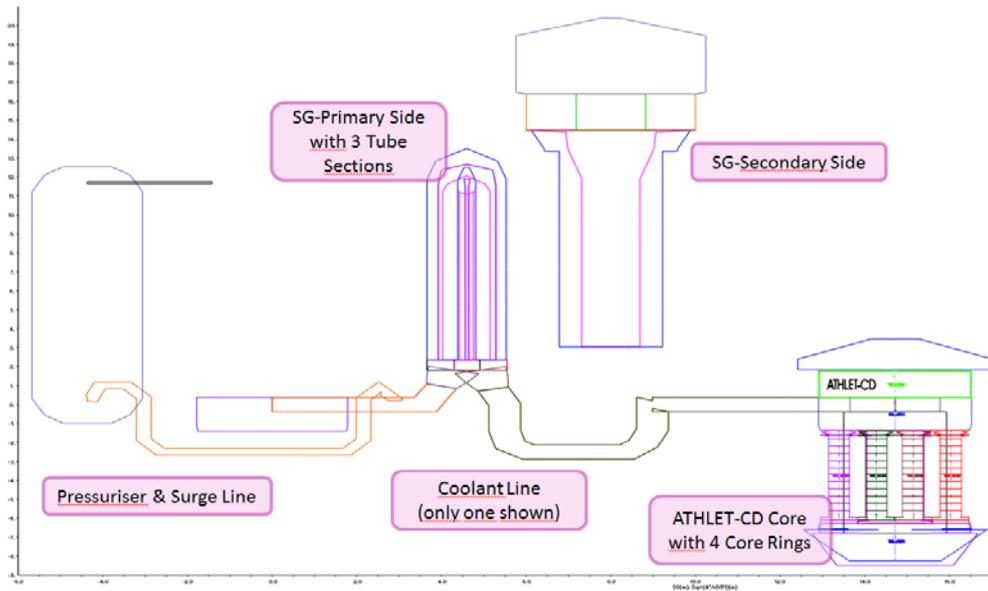
### **2.3 Beschreibung der eingesetzten Datensätze für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS**

Die Aussagesicherheit der zu erzielenden Ergebnisse hängt maßgeblich von zwei Faktoren ab. Einerseits sind dies die im jeweiligen Programmsystem verfügbaren Modelle zur realistischen Abbildung der entsprechenden Phänomene. Dazu sind häufig zusätzliche Eingabeparameter entsprechend den Anforderungen im Eingabedatensatz zu spezifizieren. Abhängig von der Umsetzung im jeweiligen Programmsystem sind teils unterschiedliche Parameter zu definieren. Andererseits bestimmen im Allgemeinen der Grad der Detaillierung der Anlage und ihre programmtechnische Umsetzung in ein geeignetes Nodalisierungsschema die Qualität der Ergebnisse. Auch hier existieren teilweise unterschiedliche Empfehlungen und Vorgaben bei den jeweiligen Programmen. Schließlich ist die Erfahrung des Codeanwenders bei der Erstellung des Datensatzes sowie der Auswertung der Rechnungsergebnisse von nicht zu unterschätzender Bedeutung. Aus zurückliegenden Vorhaben der GRS stand für beide Programme ein Basisdatensatz für einen DWR vom Typ KONVOI zur Verfügung.

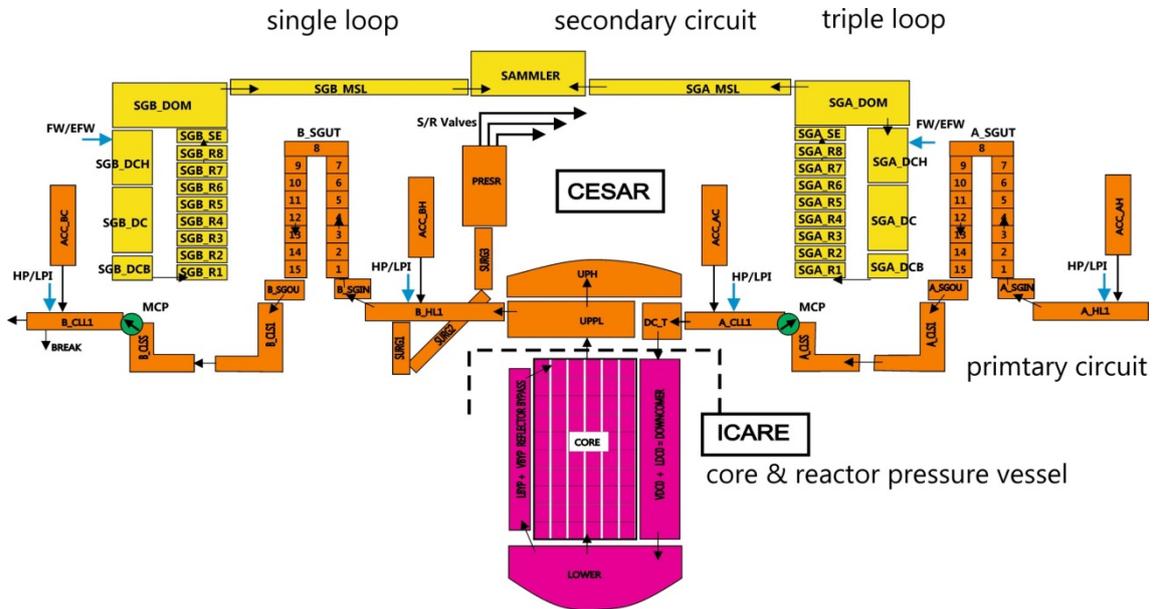
Die Nodalisierung wird im Nachfolgenden kurz erläutert und stellt quasi den Basisdatensatz dar, der für das jeweils betrachtete Störfallszenario entsprechend modifiziert wurde, wie z. B. unterschiedliche Verfügbarkeiten von Not- und Nachkühlsystemen, Leckposition. Der Reaktorkreislauf besteht im ASTEC-Datensatz aus zwei Modellloops, einer separaten Abbildung des Druckhalters und seines Abblasetanks sowie maßgeblicher betrieblicher Systeme (Pumpen, Ventile, Behälter). Beim ATHLET-CD-Datensatz werden alle vier Kreislaufschleifen separat modelliert. Abb. 2.4 bzw. Abb. 2.5 zeigen das jeweilige Schema der Nodalisation des Reaktorkühlsystems für ATHLET-CD und

ASTEC, das für diese Analysen verwendet wurde. In Abb. 2.4 beschränkt sich die Abbildung für ATHLET-CD auf den Druckhalterstrang, in dem auch das Leck definiert ist. Die drei übrigen Kreisläufe sind separat modelliert und haben eine identische Nodalisation. Bei ASTEC enthält das Modell nur zwei Kreislaufschleifen, wobei einer den Kreislauf mit angeschlossenem Druckhalter simuliert (analog zu ATHLET-CD) und der andere die drei übrigen Kreislaufschleifen zusammengefasst abbildet. Dies stellt aber nicht nur eine Vereinfachung des Datensatzes dar, sondern mindert insbesondere auch den Rechenaufwand und somit die Rechenzeit. Dieses Vorgehen ist gängige Praxis bei Lumped Parameter Codes und wurde auch hier angewendet. Auch bei ATHLET-CD besteht diese Möglichkeit prinzipiell, der verfügbare Datensatz wurde aber dafür nicht geändert. Zudem hat die separate Abbildung aller Kreislaufschleifen den Vorteil, den Ort eines Lecks beliebig in einem der vier Kreisläufe zu platzieren, wozu eine separate Abbildung notwendig ist. Auch kann ein evtl. asymmetrisches Verhalten nur mit einer 4-Loop Nodalisation erfasst werden, was bei den hier betrachteten Unfallszenarien und Untersuchungsschwerpunkten eine eher untergeordnete Rolle spielt.

Neben der Vereinfachung der Anzahl der Kreislaufschleifen unterscheiden sich die Nodalisationen auch in der Anzahl verwendeter Zonen etwas. So wird z. B. der heiße Strang des Kühlkreislaufs bei beiden Programmen mit einem Thermofluidobjekt abgebildet, aber während bei ASTEC auch nur eine Stützstelle existiert, für die Druck, Temperatur, Dampfgehalt etc. berechnet werden, werden bei ATHLET-CD 5 Stützstellen in dem Volumen definiert, so dass auch eine höhere lokale Auflösung möglich ist. Der unterschiedliche Detaillierungsgrad der Nodalisation ist aber typisch für die jeweiligen Programme, so dass hier keine Anpassung der einen Nodalisation an die andere vorgenommen wurde.



**Abb. 2.4** ATHLET – Schema des DWR-Reaktorkühlkreislau (Darstellung eines Loops)

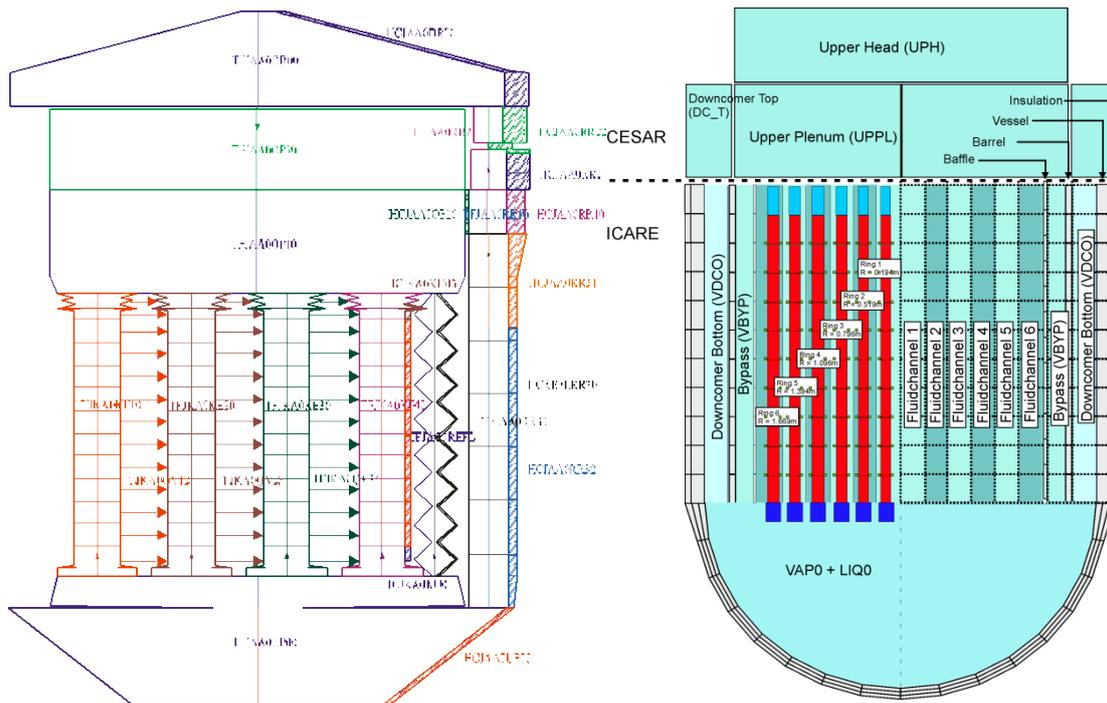


**Abb. 2.5** ASTEC V2 – Nodalisierung von Primärkreislauf und RDB (CESAR)

Die unabhängig von der Nodalisierung des Reaktorkreislaufs vorzunehmende Unterteilung des Reaktorkerns in radiale Zonen und axiale Bereiche ist in beiden Programmen ebenfalls geringfügig unterschiedlich gewählt (Abb. 2.6). Bei ATHLET-CD sind vier

Kernringe mit vier Kernkanälen gewählt worden, während es bei ASTEC 6 Ringe sind. Bei beiden Programmen werden jeweils separat auch der RDB-Ringraum (engl. „Downcomer“) und der Kernbypass modelliert. Die Anzahl der axialen Einteilungen ist für beide Programme gleich, der aktive Kernbereich ( $h = 3,9 \text{ m}$ ) wird mit jeweils 10 Zonen aufgelöst. Ein weiterer Unterschied besteht in der Verteilung der Brennstäbe auf die Kernringe. Bei ATHLET-CD sind die 4 Kernringe mit jeweils nahezu gleicher Anzahl von Brennstäben repräsentiert (14400 bzw. 14700), bei ASTEC nimmt die Anzahl der Brennstäbe vom inneren Ring 1 (2700 Brennstäbe) bis zum äußeren Ring 6 stetig zu (15600 Brennstäbe). Dies bedeutet für ATHLET-CD, dass die Strömungsquerschnitte für alle Ringe nahezu identisch sind, während bei ASTEC die Strömungsquerschnitte kontinuierlich zunehmen und dem ringförmigen Charakter der Strömungskanäle Rechnung tragen. Beide Vorgehensweisen sind gängige Praxis und basieren auf den Erfahrungen und Empfehlungen der Codeentwickler. Die Anzahl axialer Schichten im Kern stellt dagegen bei ATHLET-CD eher ein Minimum da, um die Rechenzeit etwas zu begrenzen; mehr Schichten sind durchaus üblich.

Bei ATHLET-CD werden zusätzlich zu den axialen Strömungskanälen auch sog. Querverbindungen (engl. „cross connections“) definiert, die eine Strömungsumlenkung von Kühlmittel von einem Kanal in den benachbarten Kanal erlauben für den Fall, dass durch Kernzerstörungs- und Verlagerungsprozesse ein kompletter Kühlkanal blockiert wird. Bei ASTEC wird die Gasphase 2-dimensional gerechnet, so dass hier ein stetiger Austausch möglich ist. Die Wasserphase hingegen wird entsprechend dem lumped-parameter Ansatz nur vereinfacht als Punktquelle modelliert, ein Queraustausch kann hier nicht gerechnet werden. Die Kühlkanäle sind aber im Sinne kommunizierender Röhren über das untere Plenum miteinander verbunden.



**Abb. 2.6** Schema des Reaktordruckbehälters mit Kern; links ATHLET-CD, rechts ASTEC

Die Nodalisierungen des Sicherheitsbehälters (SHB) unterscheiden sich insbesondere in der Anzahl der Zonen deutlich. So wurden bei COCOSYS 289 Zonen spezifiziert (Abb. 2.7), bei ASTEC sind es nur 28 (Abb. 2.8). Die Abbildungen stellen jeweils nur einen Schnitt dar, somit sind nur die Zonen in der Schnittebene sichtbar. Die unterschiedliche Zonenanzahl ist dadurch begründet, dass die jeweils verfügbaren Datensätze für unterschiedliche Anwendungsbereiche entwickelt wurden. Anpassungen wurden im Rahmen des Vorhabens nicht durchgeführt, um den Vergleich mit bisherigen Analysen zu ermöglichen sowie den typischen Detaillierungsgrad beider Programmanwendungen zu erhalten.



len Gegebenheiten weitestgehend angepasst. Bei der Modellierung des Sicherheitsbehälters mit ASTEC wurden charakteristische Raumbereiche einzeln abgebildet und kleinere zusammengefasst dargestellt. Bei COCOSYS wurde insbesondere dem Anspruch Rechnung getragen, die sich über den Dampferzeuger-Türmen bildenden Dampffahnen infolge des aus dem Leck ausströmenden Dampfes realistisch abzubilden, um die Durchmischung oder auch Separation von Wasserdampf und Wasserstoff zu analysieren. Auch können dort die im Sicherheitsbehälter installierten Rekombinatoren zum Wasserstoffabbau detailliert entsprechend ihrer Lage modelliert werden, während sie im ASTEC Modell zusammengefasst wurden. Letztlich zeigt die jeweils gewählte Nodalisierung den Unterschied auf, der bei der Anwendung eines Integralcodes (ASTEC) oder eines Detailcodes (COCOSYS) oft zum Tragen kommt, im Rahmen dieses Vorhabens aber nicht analysiert wurde.

Im Rahmen des Vorhabens wurden weiterhin verschiedene Erweiterungen insbesondere im ASTEC Datensatz realisiert, um einen ähnlichen Systemzustand wie in der ATHLET-CD/COCOSYS-Modellierung sicherzustellen. Details hierzu sind in /REI 14/ beschrieben. Die Rechnung wurde mit den ASTEC-Modulen CESAR, DIVA, CPA, CORIUM, RUPUICUV, SOPHAEROS, IODE, ISODOP und MEDICIS durchgeführt. Somit sind alle Module zur Berechnung der wesentlichen Phänomene während des Unfalls aktiviert. Dies schließt auch die ex-vessel Phase ein, z. B. durch Aktivierung des Moduls zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung (MEDICIS), wenngleich hier keine Auswertung der Rechnungsergebnisse erfolgte.

## **2.4 Ergebnisse**

Die Rechnungen wurden mit ASTEC (Version: V2.0rev2patch2) bis zum Zeitpunkt des RDB-Versagens und mit ATHLET-CD/COCOSYS (Version: V2.4/V3.0A) bis in die späte Phase der Kernzerstörung vor einer Materialumlagerung ins untere Plenum des RDB durchgeführt, wo es dann zu einem Rechnungsabbruch aufgrund von numerischen Stabilitätsproblemen in ATHLET-CD gekommen ist.

Die Rechenzeiten bewegen sich bei ASTEC abhängig vom unterstellten Störfallszenario zwischen 1 und 3 Tagen, wobei dies nur die Zeit bis zum RDB-Versagen betrifft, also deutlich weniger als 10 h Problemzeit. Bei Weiterführung der Rechnung in die ex-vessel Phase verlängert sich die Rechenzeit demzufolge, wenn man Problemzeiten von mehreren Tagen betrachtet. Im Allgemeinen wird dann die Rechnung aber be-

schleunigt, da mit RDB-Versagen die Kernzerstörungsprozesse die Rechnung nicht mehr so dominant beeinflussen. Faktisch werden die entsprechenden Module (CESAR/ICARE) den Empfehlungen des Entwicklers ISRN folgend abgeschaltet, so dass dann im Wesentlichen nur noch die Module CPA (Containment) und MEDICIS (Kernschmelze-Beton-Wechselwirkung) aktiv sind. Dies stellt derzeit noch eine Einschränkung dar, da auch in der Langzeitphase Rückwirkungen auf den Unfallablauf aus dem Kreislauf zu erwarten sind. Bei ATHLET-CD/COCOSYS sind naturgemäß größere Rechenzeiten einzukalkulieren, die im Bereich von einer Woche liegen oder darüber (mit Modellen bis zum RDB-Versagen), da der Datensatz deutlich detaillierter ist. Die Umlagerungsmodelle wurden erst im Verlauf des Vorhabens für Anlagenrechnungen anwendungsreif, und wurden daher nicht mehr eingesetzt, da dies eine Wiederholung aller Analysen und Auswertungen bedurft hätte. Zudem besteht derzeit die Einschränkung, dass keine Modelle für die Verlagerung von Kernschmelze aus dem RDB in die Reaktorgrube des Containments bei RDB-Versagen im Rahmen gekoppelter ATHLET-CD/COCOSYS Rechnungen verfügbar sind.

Die Rechenzeiten für ASTEC bestätigen die bisherigen Erfahrungen, dass komplette Sequenzen nicht in der ursprünglich für Integralprogramme anvisierten Zeit von einem Tag durchgeführt werden können. Die aktuellen Werte stellen aber typische im Rahmen einer PSA Analyse der Stufe 2 auftretende Werte der zu erwartenden Rechenzeiten dar. Dies zeigen auch die durchgeführten Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen (Kap. 3), neben der reinen Rechenzeit spielt dann auch die Stabilität des Programmsystems eine Rolle. Hier zeigt ASTEC im Vergleich zu früheren Analysen eine deutliche Verbesserung. Gerade die Kopplung von CESAR und ICARE war in der Vergangenheit häufig ein Grund für Programmabbrüche. Diese sind jetzt nicht mehr aufgetreten.

#### **2.4.1 Stationärer Anlagenzustand**

Vor der Berechnung des eigentlichen Unfallszenarios wird eine sogenannte stationäre Rechnung vorgeschaltet. Dadurch wird sichergestellt, dass thermohydraulisch stabile Zustände in der modellierten Anlage herrschen und die Parameter der realen Anlage eingehalten werden. Für ASTEC ist diese Startrechnung 30000 s lang, wobei dieser Wert sich aus den Anwendererfahrungen ableitet, bei ATHLET dagegen oft nur im Bereich einiger 100 s. Im Gegensatz zu ATHLET sind bei ASTEC die Regelungen vom Anwender explizit im Datensatz zu spezifizieren. Speziell für ASTEC zeigen die Erfah-

rungen, dass eine lange stationäre Rechnung mit eingeschwungenem glattem Verlauf wichtiger thermohydraulischer Parameter wie Primärkreisdruck, Druckhalterfüllstand, Massenstrom usw., eine stabilere transiente Rechnung ermöglichen. Dazu wird mit Hilfe diverser Regelungen für die stationäre Phase z. B. mittels der Druckhalterheizung analog zum realen Reaktorbetrieb der Primärkreisdruck auf 15,7 MPa geregelt. Der Füllstand des Druckhalters wird vereinfachend über eine Pumpe auf den Anfangssollwert von 7,85 m angehoben und gehalten. Weiterhin wird der Dampferzeugerfüllstand geregelt und der abgeführte Dampfmassenstrom dem Speisewassermassenstrom angepasst. Diese Startrechnungen erfordern ca. 15 min Rechenzeit. Gängige Praxis ist es, die Regelungen nach einer gewissen Zeit abzuschalten und das System freizugeben. Sind zu diesem Zeitpunkt die Anlagendaten nahezu stationär, sollte im nachfolgenden Zeitraum das Gesamtsystem stationär bleiben. Üblicherweise erfolgt nach der Startrechnung die Simulation des eigentlichen Unfallszenarios durch einen Neustart. Somit muss die Startrechnung nur einmal ausgeführt werden und steht dann als Anfangsbedingung für alle weiteren Rechnungen zur Verfügung. Erst bei Änderungen im Datensatz, die die stationäre Phase beeinflussen (z. B. Nodalisierung), muss die Startrechnung neu aufgesetzt werden.

Die entsprechenden Anlagenparameter vor Einleiten der Transiente sind aus Tab. 2.2 zu entnehmen. Es wurde generell eine gute Übereinstimmung der Parameter in ASTEC und ATHLET-CD für wesentliche Parameter der Anlage erreicht. Gleichwohl ist festzuhalten, dass auch hier schon Unterschiede zu den Anlagendaten deutlich werden. Sie betreffen insbesondere die Sekundärseite der Dampferzeuger (z. B. Wasserinventar) sowohl für ATHLET-CD als auch für ASTEC. Die Abweichungen im DE-Wasser- und Dampfvolumen im Vergleich zu den Anlagendaten sind teilweise auf unterschiedliche Nodalisierungen bei ASTEC und ATHLET-CD zurückzuführen.

**Tab. 2.2** Vergleich charakteristischer Anlagenparameter für ATHLET-CD und ASTEC

| KONVOI Anlagendaten            |                |       | ATHLET-CD | ASTEC |
|--------------------------------|----------------|-------|-----------|-------|
| <b>RDB &amp; Kühlkreislauf</b> |                |       |           |       |
| Kerndurchfluss                 | kg/s           | 19761 | 19435     | 19576 |
| Wärmestrom im DE               | MW             | 3867  | 3765      | 3746  |
| Kühlmittelvolumen (+DH)        | m <sup>3</sup> | 400   | 403       | 404   |
| Druckverlust Kern + Kreislauf  | MPa            | 0,64  | 0,62      | 0,64  |
| Druck am RDB-Einlass           | MPa            | 16,10 | 16,26     | 16,11 |

| KONVOI Anlagendaten       |                |         | ATHLET-CD | ASTEC |
|---------------------------|----------------|---------|-----------|-------|
| Druck am RDB-Auslass      | MPa            | 15,80   | 15,53     | 15,76 |
| Druckverlust im RDB       | MPa            | 0,33    | 0,35      | 0,24  |
| Temperatur am RDB Auslass | K              | 598,75  | 599       | 598   |
| Temperatur am RDB Einlass | K              | 564,85  | 566       | 565   |
| Aufheizspanne             | K              | 33,90   | 33        | 33    |
| <b>Primärseite</b>        |                |         |           |       |
| Massenstrom               | kg/s           | 4940,25 | 4878      | 4973  |
| Mittlerer Druck           | MPa            | 15,70   | 15,75     | 15,78 |
| Temperatur am DE Auslass  | K              | 564,65  | 563       | 565   |
| Temperatur am DE Einlass  | K              | 598,75  | 597       | 598   |
| Druckverlust im DE        | MPa            | 0,21    | 0,13      | 0,20  |
| Druckhalterfüllstand      | m              | 7,5     | 7,3       | 7,8   |
| <b>Sekundärseite</b>      |                |         |           |       |
| Massenstrom               | kg/s           | 524,00  | 512       | 511   |
| Frischdampfdruck          | MPa            | 6,5     | 6,37      | 6,54  |
| Frischdampftemperatur     | K              | 554,15  | 556       | 554   |
| Speisewassertemperatur    | K              | 491,15  | 491       | 493   |
| Gesamtvolumen             | m <sup>3</sup> | 178,8   | 159       | 170   |
| Wasserstand im DE         | m              | 12,20   | 12,2      | 12,19 |
| Wasservolumen im DE       | m <sup>3</sup> | 63,40   | 58        | 56    |
| Dampfvolumen im DE        | m <sup>3</sup> | 115,40  | 101       | 114   |

#### 2.4.2 Transiente: „Totaler Ausfall der Dampferzeugerbespeisung“ (TLOFW)

Nachfolgend wird der Vergleich für eine Transiente am Beispiel des unterstellten Totalausfalls der Dampferzeugerbespeisung (engl. „Total Loss Of Feed Water“, TLOFW) diskutiert. Dazu wird neben dem Ausfall der Hauptspeisewasserpumpen gleichzeitig der Ausfall der An- und Abfahrpumpen unterstellt sowie auch die Notspeisepumpen als nicht verfügbar angenommen. Im Verlauf des Störfalls wird als anlageninterne Notfallmaßnahme das primärseitige Druckentlasten und Bespeisen durchgeführt.

Ein erster Vergleich der transienten Phase lässt sich zunächst auf eine Gegenüberstellung von Zeitpunkten charakteristischer Ereignisse beschränken. Dazu sind im oberen

Abschnitt der Tab. 2.3 entsprechende Zeitpunkte aufgelistet. In den Abbildungen werden die ASTEC Ergebnisse durch AST-xxx und die von ATHLET-CD/COCOSYS mit ATH-xxx bzw. COC-xxx bezeichnet, je nachdem welche Daten gezeigt werden.

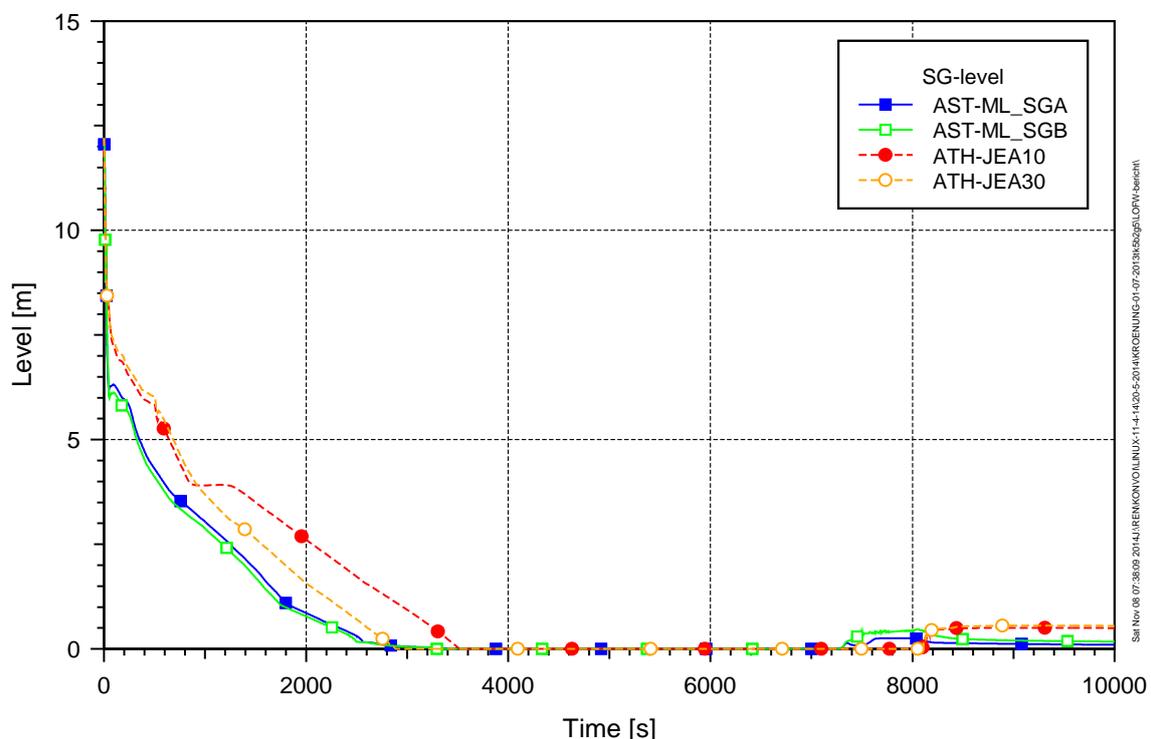
**Tab. 2.3** Ereignisablauf und charakteristische Größen des Szenarios TLOFW

| Ereignis   | ATHLET-CD/<br>COCOSYS | ASTEC         |
|--|-----------------------|---------------|
|  | Zeitpunkt [s]         |               |
| Speisewasserausfall  | 0,0                   | 0,0           |
| TUSA/RESA  | 10/18                 | 14            |
| Ausschalten der HKMP (DE-Level < 4 m)  | 899                   | 538           |
| Öffnen aller Druckhalterventile  | 6173                  | 6208          |
| Beginn HD-Einspeisung  | 6587                  | 6603          |
| Beginn heißseitige Akkueinspeisung   | 7072                  | 7091          |
| Beginn ND-Einspeisung  | 8013                  | 8113          |
| Ende HD- und ND-Einspeisung  | 10895                 | 12268         |
| Ende Akku-Einspeisung (heißseitig 4x30m <sup>3</sup> )   | 11435                 | 12334         |
| ICARE-Start (nur ASTEC)  | -                     | 21843         |
| H <sub>2</sub> -Freisetzung (> 1 kg / >10 kg, integral)  | 17260 / 17850         | 23743 / 24343 |
| Erste Spaltproduktfreisetzung  | 17176                 | 24041         |
| RDB-Versagen   | -                     | 28764         |
| Rechnung Ende  | 22730                 | 28764         |
| Physikalische Größe (integral)   | Menge [kg]            |               |
| In-vessel Wasserstofffreisetzung   | 378                   | 606           |
| Freigesetzte Spaltproduktmasse (Spaltprodukte, Strukturmaterial)   | 8630                  | 950+2487      |
| Schmelzmasse im unteren Plenum bei RDB-Versagen (ASTEC) bzw. geschmolzene Masse im Kern bei Rechnungsabbruch (ATHLET-CD) | 131550                | 36596         |

Das Szenarium lässt sich wie folgt charakterisieren. Mit dem Eintritt des Ereignisses 'Totalausfall der Speisewasserversorgung' führt das Ungleichgewicht von Wasserzufuhr und Verdampfung zu einem rapiden Abfall des DE-Füllstands. Infolge der heftigen Verdampfung steigt zudem sekundärseitig der Druck, wodurch bei Erreichen von 8,5 MPa das sekundärseitige Teilabfahren mit 100 K/h auf 7,5 MPa eingeleitet wird. Die Füllstände in den DE fallen wegen fehlender Zufuhr von Speisewasser ständig weiter, so dass bei einem DE-Füllstand < 4 m die Hauptkühlmittelpumpen (HKMP) als

Handmaßnahme abgeschaltet werden, wodurch der zusätzliche Energieeintrag der laufenden Pumpen vermieden wird.

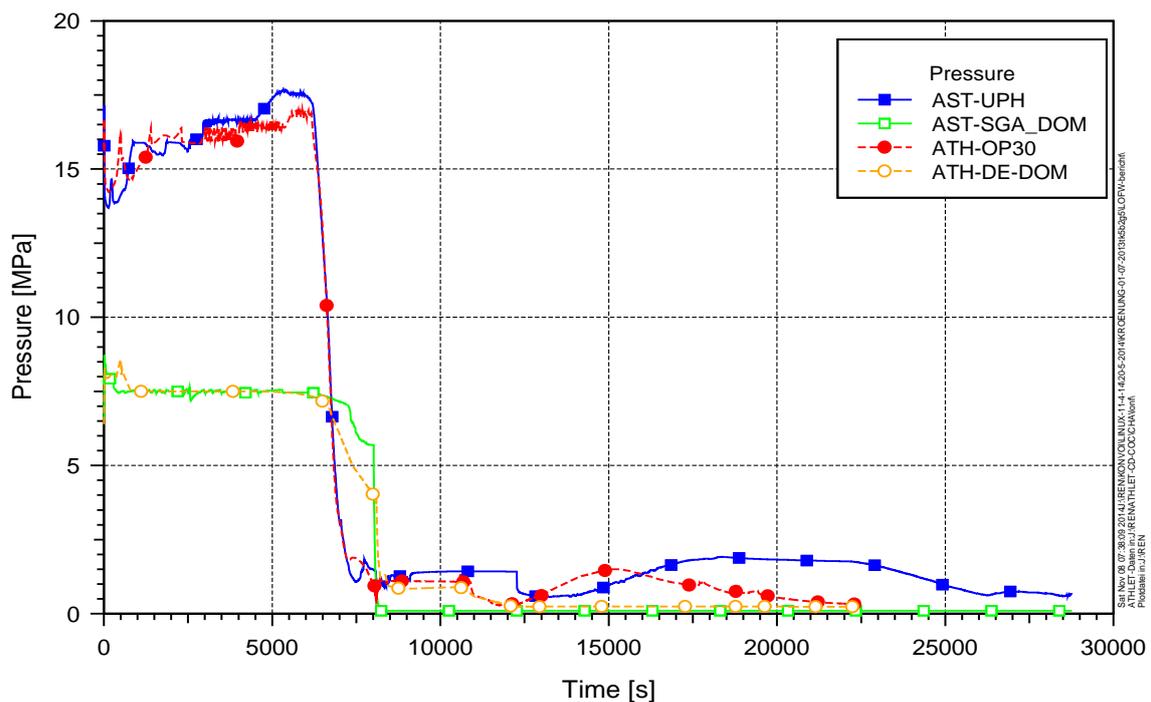
Die Abb. 2.9 zeigt den Füllstand für die Sekundärseite der Dampferzeuger für ASTEC und ATHLET-CD. Der ASTEC Datensatz wurde insbesondere für die Dampferzeuger verbessert. Somit konnten die noch in /REI 10/ beschriebenen erheblichen Unterschiede in Bezug auf das Ausdampfen der Dampferzeuger deutlich verringert werden. In der ATHLET-CD Rechnung verhalten sich die Dampferzeuger etwas unterschiedlich (Einfluss des Druckhalters). Dies ist in der ASTEC-Rechnung nicht zu beobachten. Dazu muss angemerkt werden, dass die Füllstandsberechnung, sprich die Höhe der Wassersäule, im absteigenden Ast („Downcomer“) der Dampferzeuger erfolgt. Die Verhältnisse im aufsteigenden Ast (engl. „Riser“), die aufgrund der Verdampfung durch ein 2-Phasen-Gebiet ohne eindeutigen Wasserspiegel charakterisiert sind, können also nur näherungsweise wiedergegeben werden. Auch werden bei ASTEC die einzelnen Zonen nur hinsichtlich ihres Volumens spezifiziert, zudem wird ein homogen vermischt Volumen definiert. Die Berechnung des Wasserstandes kann demzufolge nur näherungsweise erfolgen.



**Abb. 2.9** Dampferzeuger-Füllstände (DE10 und DE30) für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall ‘Totalausfall Speisewasser’

Auch in Bezug auf den Druck im Primär- und Sekundärkreis stimmen nun die Ergebnisse im Vergleich zu den früheren Rechnungen deutlich besser überein. Wie in der Tab. 2.3 zu sehen ist, ist die Transiente in der ATHLET-CD Rechnung etwas schneller. So endet die Druckspeicher-Einspeisung (DS-Einspeisung) in ATHLET-CD ca. 1000 s früher. Ab diesem Zeitpunkt ist auch der Druckverlauf im Kühlkreislauf etwas unterschiedlich (Abb. 2.10).

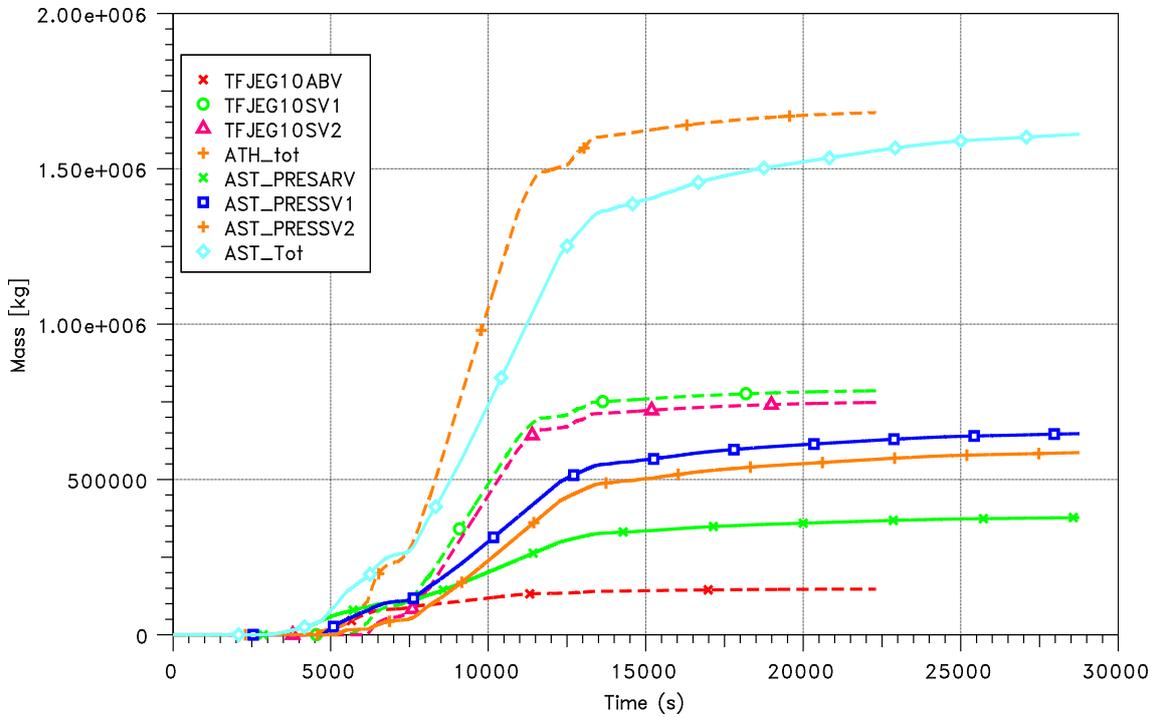
Da während der Ausdampfphase nicht mehr genügend Energie an die DE abgeführt werden kann, steigt im Primärkreis der Druck an. Ab 16,4 MPa kann der Druckanstieg zunächst durch zyklisches DH-Sprühen begrenzt werden. Nach Anstieg des DH-Füllstands auf  $h_{DH} > 11$  m erfolgt das 'AUS'-Signal für alle betrieblichen Einspeisesysteme in den Primärkreis. Der dann einsetzende Druckanstieg führt schließlich zum Ansprechen des DH-Abblaseventils, das durch zyklisches Öffnen und Schließen den RKL-Druck auf 16,7 MPa begrenzt.



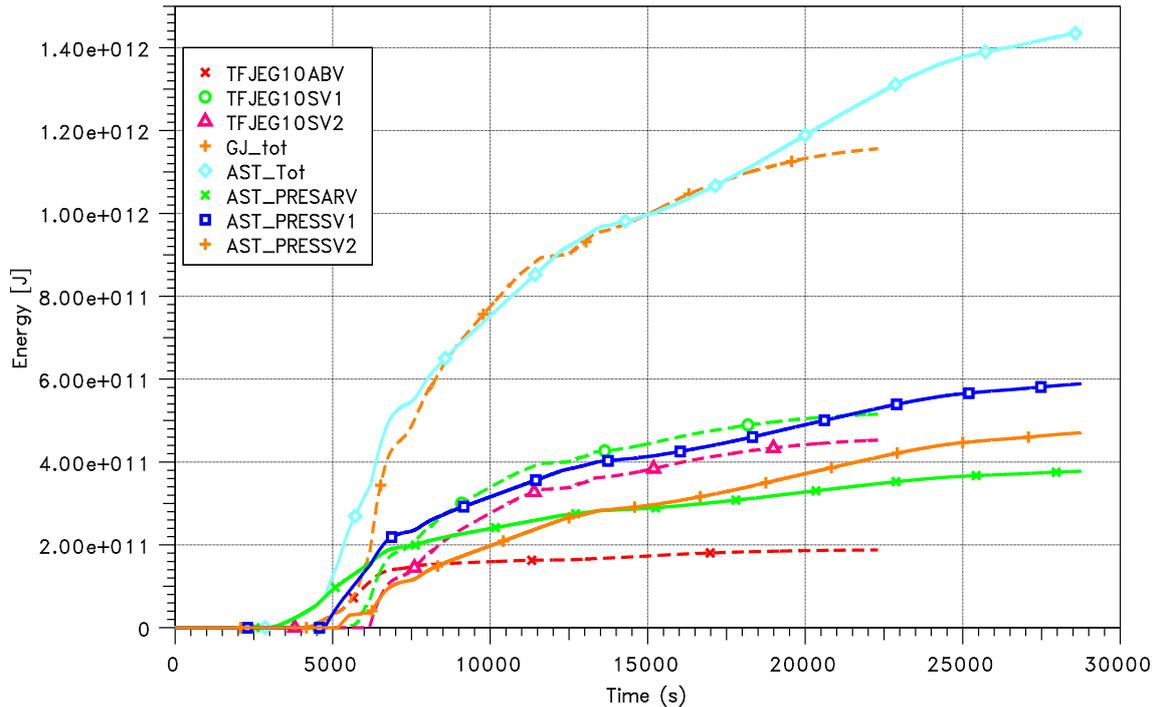
**Abb. 2.10** Druck im Primär- und Sekundärkreislauf für ASTEC und ATHLET-CD

Nach Erreichen des Kriteriums 'RDB-Füllstand < MIN3' (~ Mitte HKL) wird als anlageninterne Notfallmaßnahme die primärseitige Druckentlastung durch Öffnen aller Druckhalterventile eingeleitet. Die ausgetragenen Massen sowie der Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter sind in Abb. 2.11 bzw. Abb. 2.12 dargestellt. Hier werden die Ergebnisse von ATHLET-CD in gestrichelten Kurven abgebildet. In der ATHLET-CD

Rechnung wird mehr Wassermasse im Vergleich zur ASTEC Rechnung über die Druckhalterventile freigesetzt. Dagegen ist die Übereinstimmung bezüglich des Energieaustrages sehr gut.

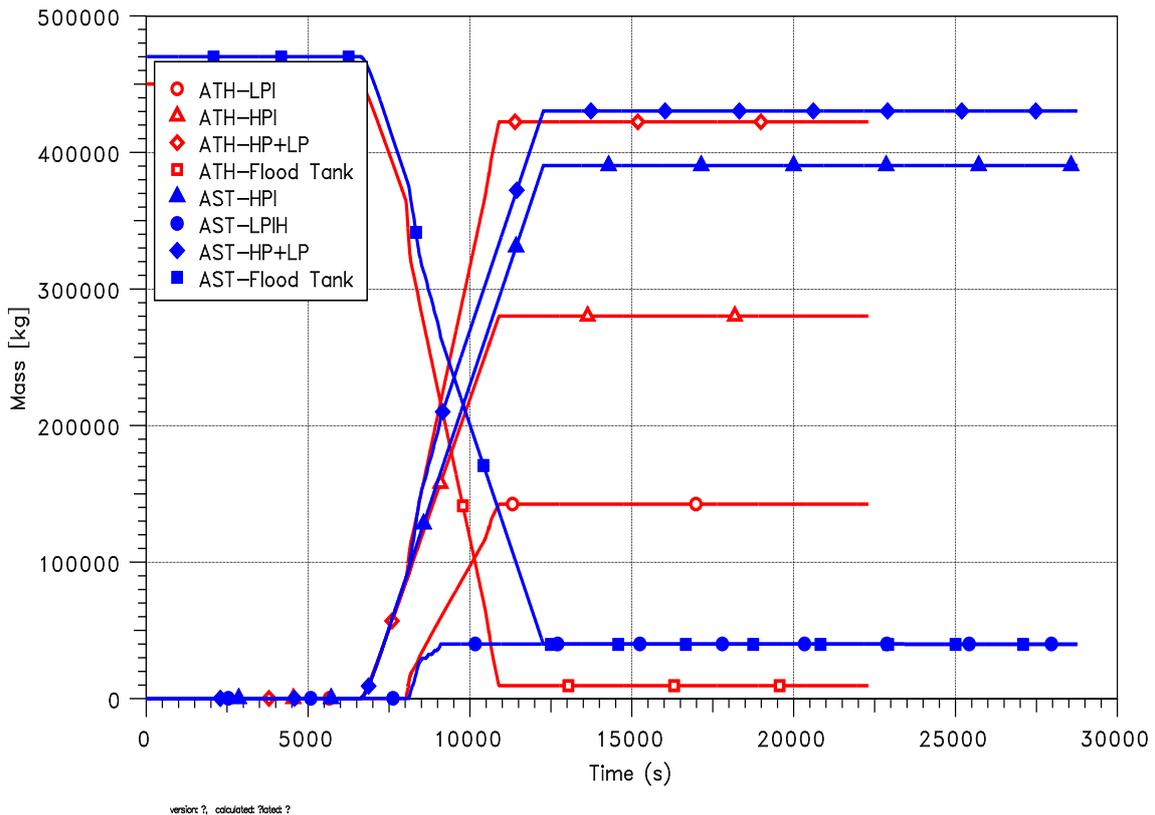


**Abb. 2.11** Masseneintrag in den SHB über die Abblase- und Sicherheitsventile des Druckhalters für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall 'Totalausfall Speisewasser'



**Abb. 2.12** Energieeintrag in den SHB über die Ablase- und Sicherheitsventile des Druckhalters für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall ‘Totalausfall Speisewasser‘

Durch die rasche Druckentlastung kann der Druck bis auf den Ansprechdruck der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung bei 11,0 MPa abgesenkt werden, so dass nachfolgend Wasser aus den Flutbehältern in den heißen Strang der drei Loops eingespeist wird (entsprechend der Annahme, dass 3 von 4 Einspeisesystemen verfügbar sind). Mit weiter fallendem Druck speisen ab 2,5 MPa dann auch die passiven Druckspeicher (DS) ein. Dabei speisen nur die heißseitigen DS ein, da die kaltseitigen 500 s nach Anstehen der Notkühlkriterien vom Reaktorschutz abgesperrt wurden. Der höhere Massenausstrom über die Ventile in der ATHLET-CD Rechnung führt auch zu einer höheren Einspeisung über die HD- und ND-Pumpen. Ein Vergleich hierzu ist in Abb. 2.13 dargestellt.



**Abb. 2.13** Vergleich der Einspeisung über HD- und ND-Pumpen (Strang 2)

Im weiteren Verlauf wird bei Unterschreiten von 1,0 MPa zusätzlich vom Niederdruck-einspeisesystem Kühlmittel sowohl in den heißen als auch in den kalten Strang der drei Loops eingespeist. Bei ASTEC steigt infolge der Verdampfung des eingespeisten Wassers der Druck über denjenigen der ND-Einspeisepumpe, so dass ab ca. 9100 s nur noch die Druckspeicher und die HD-Systeme einspeisen. Bei ATHLET hingegen verbleibt der Druck im Kühlkreislauf knapp unter dem Grenzwert der ND-Pumpen. Dadurch bedingt entleeren sich die Flutbehälter bei ATHLET-CD früher als bei ASTEC.

Nach Leerlaufen der Flutbecken wird dann unterstellt, dass die Umschaltung auf Sumpfansaugung versagt, was zum Ausfall aller aktiven Einspeisesysteme führt. Mit zunehmendem Ausdampfen des Kerns heizt dieser sich dann weiter auf und es kommt nachfolgend zur Kernzerstörung. Die Kernfreilegung beginnt bei ATHLET-CD deutlich früher als bei ASTEC, mit der Konsequenz, dass auch die Wasserstofffreisetzung ca. 6500 s früher einsetzt. Somit hat sich die zeitliche Verschiebung der Phänomene in der ATHLET-CD- und ASTEC Rechnung in dieser Phase von ca. 1000 s auf 6500 s erhöht.

Die Erhöhung dieser Zeitspanne wird auch beim Vergleich des Wasserstandes im RDB deutlich. Nach Ausfall der Notkühlung durch das Versagen der Umschaltung auf den

Sumpfumwälzbetrieb fallen die Füllstände ab und verharren eine Zeit lang bei ca. 8 bis 9 m, also deutlich oberhalb der Oberkante des aktiven Kernbereichs. Dabei ist die Zeitspanne in der ASTEC Rechnung erheblich länger. Eine Ursache kann eine unterschiedliche Modellierung der Abblase- und Regelventile sein, da zu diesem Zeitpunkt um 11500 s der Massenausstrom in der ATHLET-CD Rechnung stärker steigt. Generell besteht bei der Simulation der Ventilcharakteristik das Problem, dass den thermohydraulischen Gegebenheiten am Ventil (z. B. Strahleinschnürung) nur bedingt Rechnung getragen werden kann. Bei ASTEC kann zwischen verschiedenen Ventiltypen gewählt werden, eine Anpassung an die Eigenschaften eines spezifischen Ventils ist aber nur in sehr geringem Umfang möglich, z. B. durch die Modifikation der konstruktiv vorgegebenen Querschnittsfläche zur Einstellung des Auslegungsmassenstroms. Dies wurde im vorliegenden Fall aber nicht vorgenommen. Der Abfall des Wasserstandes während der Kernzerstörungsphase ist dann wieder nahezu parallel.

In Abb. 2.15 wird ein Vergleich der freigesetzten Wasserstoffmasse gezeigt. Hier zeigt sich wiederum die zeitliche Verschiebung. Weiterhin wird in der ASTEC Rechnung ca. 200 kg mehr Wasserstoff produziert, da die Rechnung zumindest bis RDB-Versagen fortgesetzt wird, während die ATHLET-CD Rechnung keine Modellierung der Materialumlagerung und einer möglichen Oxidation in einem Schmelzpool aufweist. Weitere Details dazu werden in /REI 14/ beschrieben.

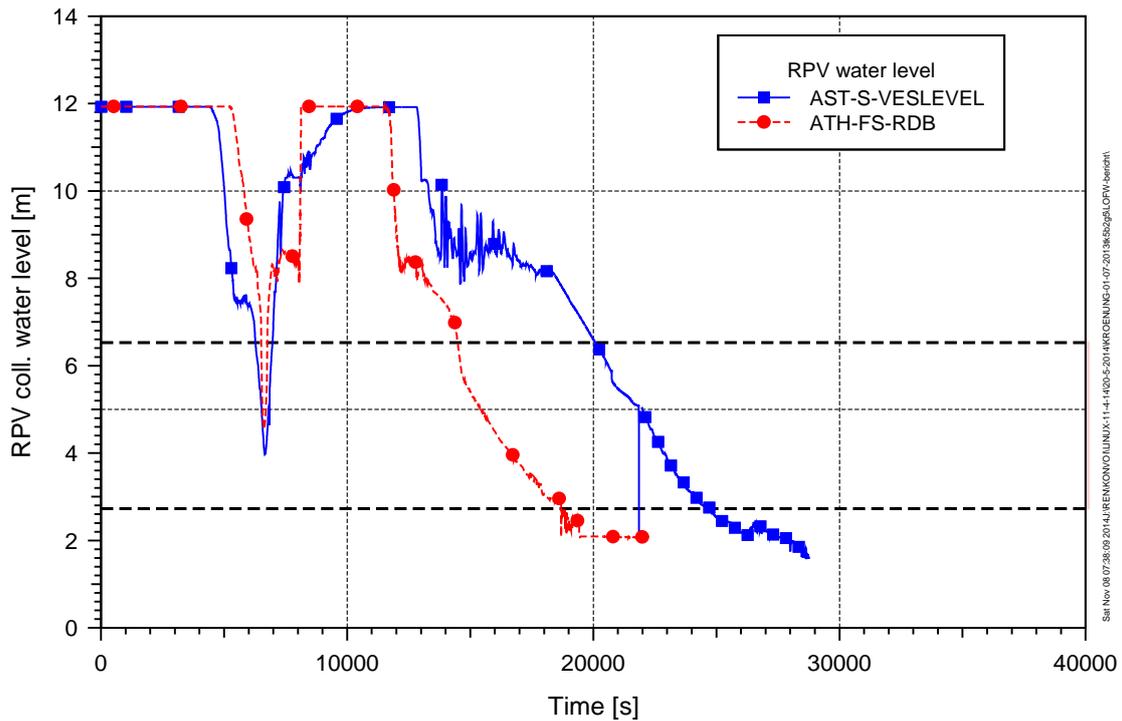


Abb. 2.14 Vergleich des Wasserstandes im RDB

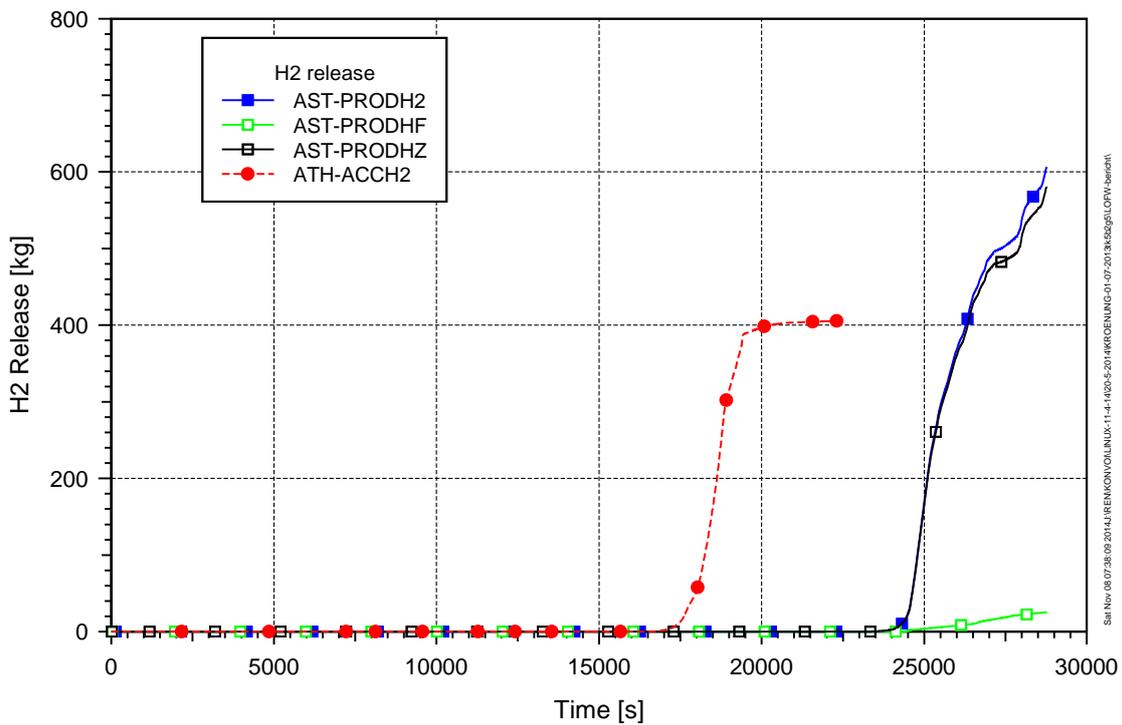
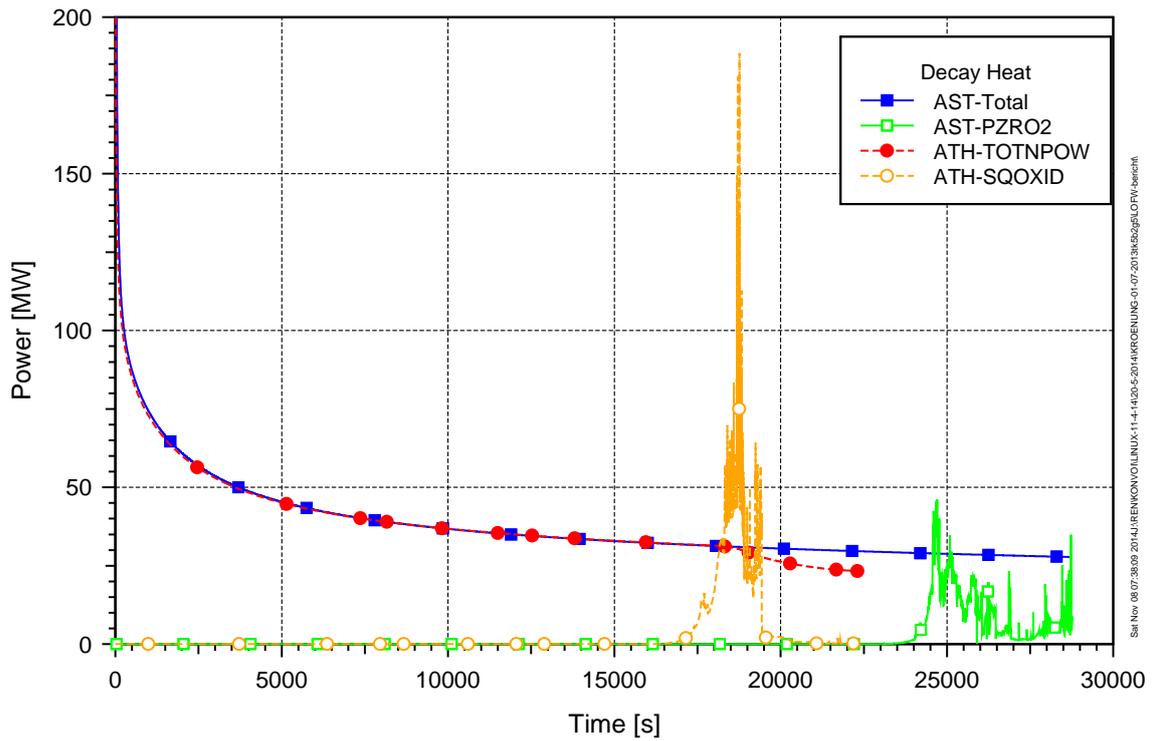


Abb. 2.15 Wasserstofffreisetzung im Kern (gesamt, aus Zr-Oxidation sowie aus Eisen-Oxidation) für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall 'Ausfall Speisewasser'

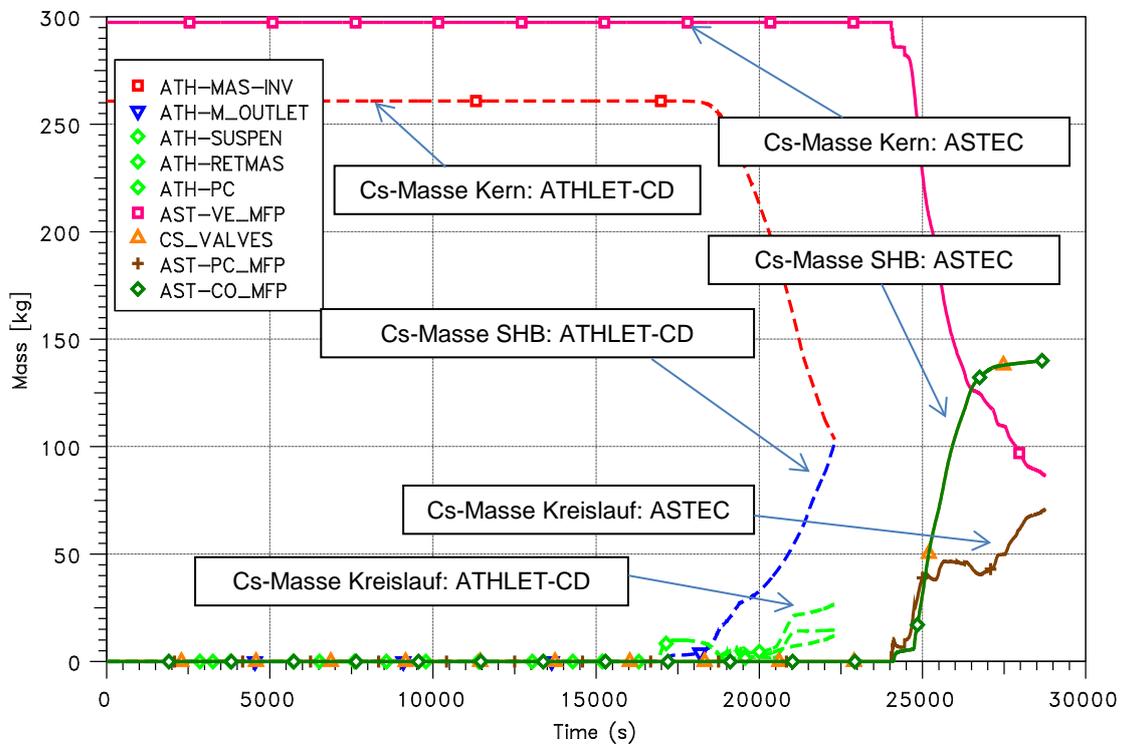
Im Folgenden werden exemplarisch einzelne Ergebnisse bezüglich des Spaltproduktverhaltens dargestellt. Weitere Details sind im Technischen Bericht /REI 14/ beschrieben. Die Abb. 2.16 zeigt einen Vergleich der Nachzerfallsleistung und der frei werdenden Wärmeleistung durch die Zirkonoxidation. Die Übereinstimmung bezüglich der Nachzerfallsleistung ist sehr gut, allerdings sind die Elementmassen, wie zum Beispiel in Abb. 2.17 anhand von Cäsium zu sehen ist, unterschiedlich.

In Bezug auf die frei werdende Oxidationswärme ist die Zeitspanne in der ATHLET-CD Rechnung etwas schneller und die maximale Rate deutlich höher. Die längere Zeitspanne führt in der ASTEC Rechnung zu einer insgesamt höheren Wasserstoffproduktion. Die deutlich höhere Wärmeleistung bei ATHLET-CD lässt auf eine ausgeprägte Kernzerstörung schließen. Evtl. ist dies dem Umstand geschuldet, dass bei ATHLET-CD derzeit auch während der Kernzerstörung unterstellt wird, dass die Brennstabkonfiguration beibehalten wird und Schmelze und Kernbestandteile entlang des Brennstabs ablaufen und verlagert werden. Damit stehen bei ATHLET-CD wahrscheinlich andere Flächen zur Oxidation durch den abströmenden Dampf zur Verfügung als bei ASTEC, das im Verlauf der Kernzerstörung die geschmolzenen und zerstörten Kernbestandteile in eine sog. Magmaphase ähnlich einem porösen Medium überführt und ganz andere Randbedingungen für Wechselwirkungen zwischen Dampf und Zirkon definiert. Weiterhin kann die Nodalisierung, und hier speziell der Umstand, dass bei ATHLET-CD die Brennstäbe gleichmäßig auf die Kernringe verteilt worden sind (im Unterschied zu ASTEC vgl. S. 26), den Kernzerstörungsprozess beeinflussen. Es muss berücksichtigt werden, dass für jeden Kernring ein Brennstab alle in diesem Ring vorhandenen Brennstäbe repräsentiert; somit verhalten sich auch alle Brennstäbe in einem Kernring identisch. Unter der Annahme, dass z. B. die Aufheizung im innersten Ring startet, sind damit bei ATHLET-CD gleich 14400 Brennstäbe betroffen, während es bei ASTEC nur 2700 Brennstäbe im innersten Kernring sind. Ggf. sollte das ATHLET-CD Modell später geändert werden.

Bezüglich der Spaltproduktverteilung von Cäsium fällt bei dem Vergleich zwischen der ASTEC und ATHLET-CD Rechnung auf, dass die Rückhaltung von Cäsium bzw. die im Kühlkreislauf vorhandene Cäsiummasse in ASTEC höher ist. Hier ist zu betonen, dass im ASTEC Datensatz für alle Loops ein Spaltprodukttransport und -verhalten gerechnet wird, während aufgrund der älteren SOPHAEROS-Version in ATHLET-CD ein Spaltproduktverhalten nur im oberen Plenum und im heißen Strang von Loop 1 bis zum Leck gerechnet wird. Im Rahmen der ATHLET-CD Entwicklung wird aber dieses Modul zurzeit durch ein neues Modul ausgetauscht.

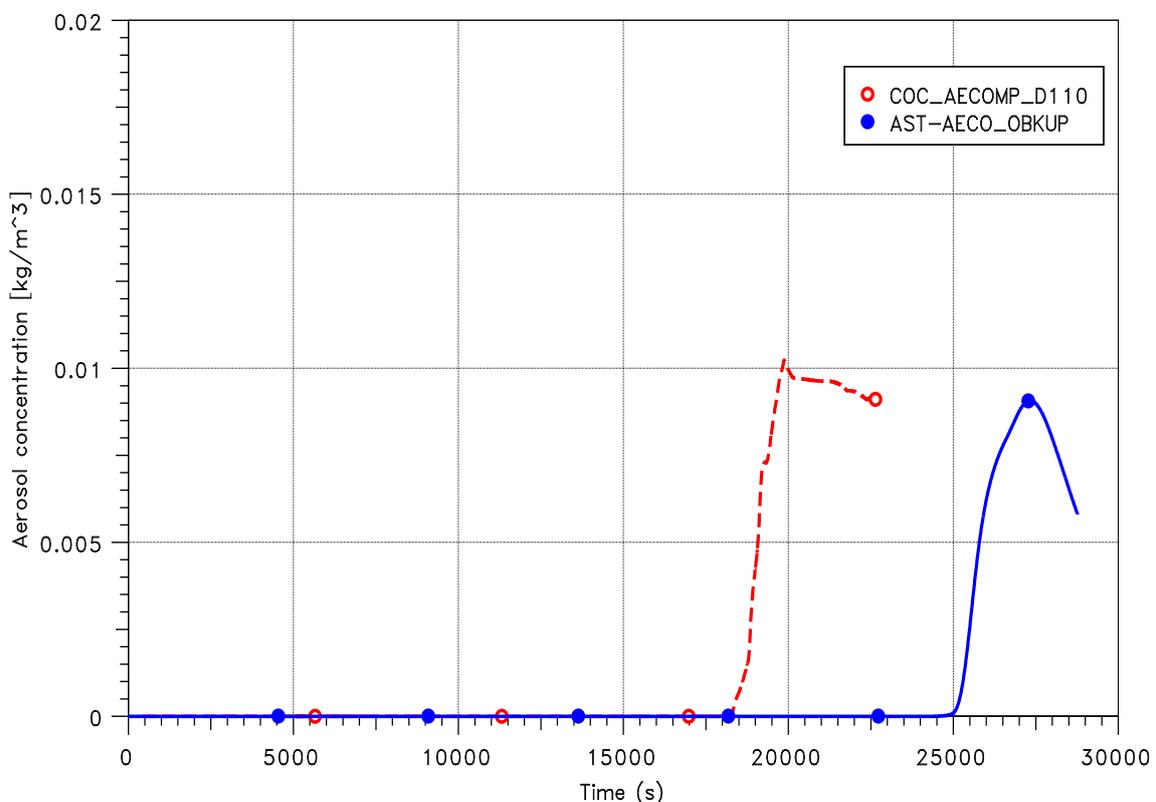


**Abb. 2.16** Vergleich der Nachzerfallsleistung und der Wärmefreisetzung durch die Zirkonoxidation



**Abb. 2.17** Vergleich der Cäsiummasse (Kerninventar (INV), Kühlkreislauf (PC) und Sicherheitsbehälter (SHB))

Abb. 2.18 (blaue Kurve – ASTEC, rote Kurve – COCOSYS) zeigt einen Vergleich der Aerosolkonzentration im Dombereich des Sicherheitsbehälters. Hier ist die maximale Aerosolkonzentration zwischen beiden Programmen gleich. Auch der Anstieg der Aerosolkonzentration wird von beiden Programmen übereinstimmend wiedergegeben. Auffällig ist der unterschiedliche Abfall der Aerosolkonzentration, der auf verschiedene Phänomene zurückzuführen ist. Dies können sowohl thermohydraulische Randbedingungen im Sicherheitsbehälter als auch der Einfluss der Nodalisierung auf das Spaltproduktverhalten sein. Dies würde letztlich auch Einfluss auf den Quellterm haben, wenn eine Freisetzung in die Umgebung gerade in dieser Phase erfolgen würde. Eine Ursache ist darin zu suchen, dass bei ASTEC die Rückhaltung im Kühlkreislauf in dieser Phase ( $t > 27000$  s) wieder zunimmt, so dass die Freisetzung ins Containment (vgl. Cs, Abb. 2.17) gegen Rechnungsende abnimmt, d. h. die integral freigesetzte Masse ins Containment nur noch leicht ansteigt. Dies gilt tendenziell auch für die ins Containment eingetragenen Aerosole und Spaltprodukte, im Gegensatz zu ATHLET-CD, das bei Rechnungsabbruch scheinbar weiterhin einen Anstieg der freigesetzten Masse prognostiziert. Bei ASTEC wäre dann im weiteren Zeitraum eine Abnahme der Aerosole durch die Ablagerungsprozesse möglich, bei ATHLET-CD ggf. auch, aber zeitlich verzögert.



**Abb. 2.18** Vergleich der Aerosolkonzentration im Dombereich

### 2.4.3 Leckstörfall: Kleines Leck 50 cm<sup>2</sup> im heißen Strang (SBLOCA)

In diesem Abschnitt werden die wesentlichen Ergebnisse des Szenarios mit einem 50 cm<sup>2</sup> Leck im heißen Strang und sekundärseitiger Wärmeabfuhr dargestellt. Weitere Details sind im Bericht /REI 14/ zu finden.

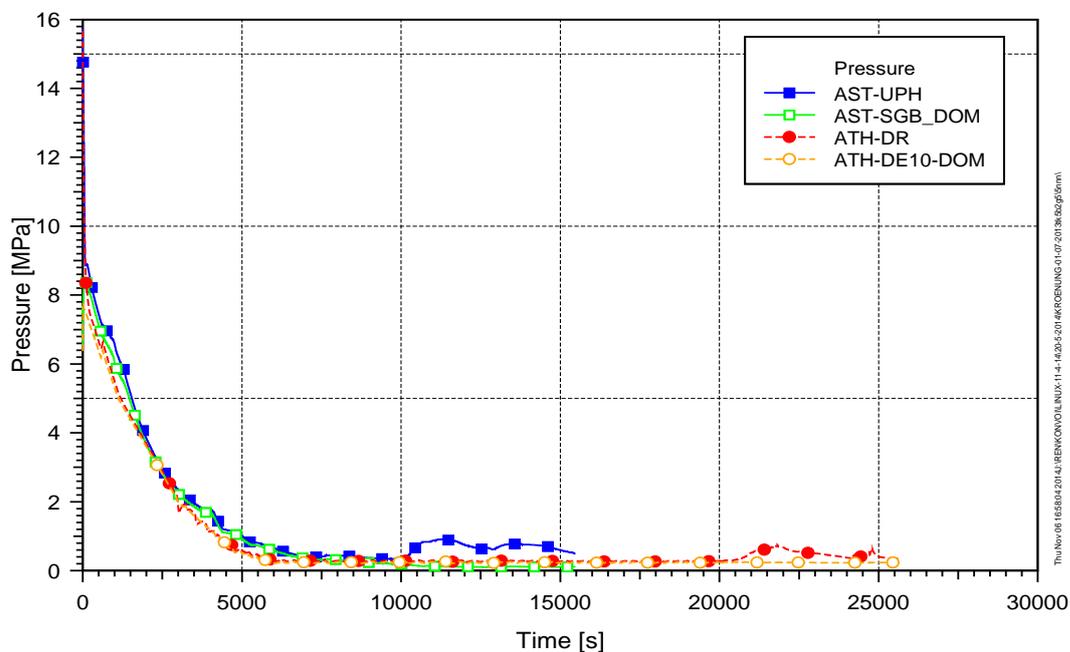
Nachfolgend werden charakteristische Rechenergebnisse beider Programmsysteme gegenübergestellt. Die ASTEC Ergebnisse werden wie zuvor durch AST-xxx und die von ATHLET-CD/COCOSYS mit ATH-xxx bzw. COC-xxx bezeichnet, je nachdem welche Daten gezeigt werden. Es wurde die Zeitspanne zwischen dem Öffnen des Lecks zum Zeitpunkt  $t = 0$  s und dem Versagenszeitpunkt des Reaktordruckbehälters simuliert bzw. bei ATHLET-CD/COCOSYS bis zum Rechnungsabbruch vor Materialumlagerung ins untere Plenum des RDB. In der Tab. 2.4 werden die charakteristischen Ereignisse für beide Rechnungen verglichen.

**Tab. 2.4** Ereignisablauf und charakteristische Größen des Szenarios LOCA

| Ereignis  | ATHLET-CD               | ASTEC       |
|---|-------------------------|-------------|
|   | Zeitpunkt [s]           |             |
| Leckinitiierung (Eingabe)                                   | 0,0                     | 0,0         |
| RESA / TUSA   | 5,0                     | 1,7         |
| DE: Abfahren mit 100 K/h ( $p(\text{HKL}) < 13,2$ MPa)      | 17                      | 27          |
| Notkühlsignal   | 15                      | 27          |
| Beginn der Freisetzung von Spaltgasen                       | 19737                   | 7388        |
| DE Füllstand < 5,0 m: 1 / 3 loop<br>(Start Notspeisewasser) | 1215 / 1493             | 972 / 1013  |
| ICARE Start (nur ASTEC)                                     | -                       | 5348        |
| $p < 0,25$ MPa (1 / 3 loop), (DS-Einspeisung (4v4))         | 3065                    | 2722        |
| DS-Einspeisung Ende   | 5790                    | 5347        |
| DE-Notspeisewassersystem AUS (User-Vorgabe)                 | 8000                    | 8000        |
| Beginn H <sub>2</sub> -Freisetzung (> 1 kg / 10 kg)         | (3375) 20425 /<br>21193 | 7203 / 9013 |
| Bildung erster Kernschmelze                                 | 19960                   | n.v.        |
| Beginn Kernabsturz ins untere Plenum                        | n.v.                    | 11605       |
| RDB Versagen, Schmelzeaustrag                               | n.v.                    | 16249       |
| Ende der Rechnung   | 26033                   | 16249       |

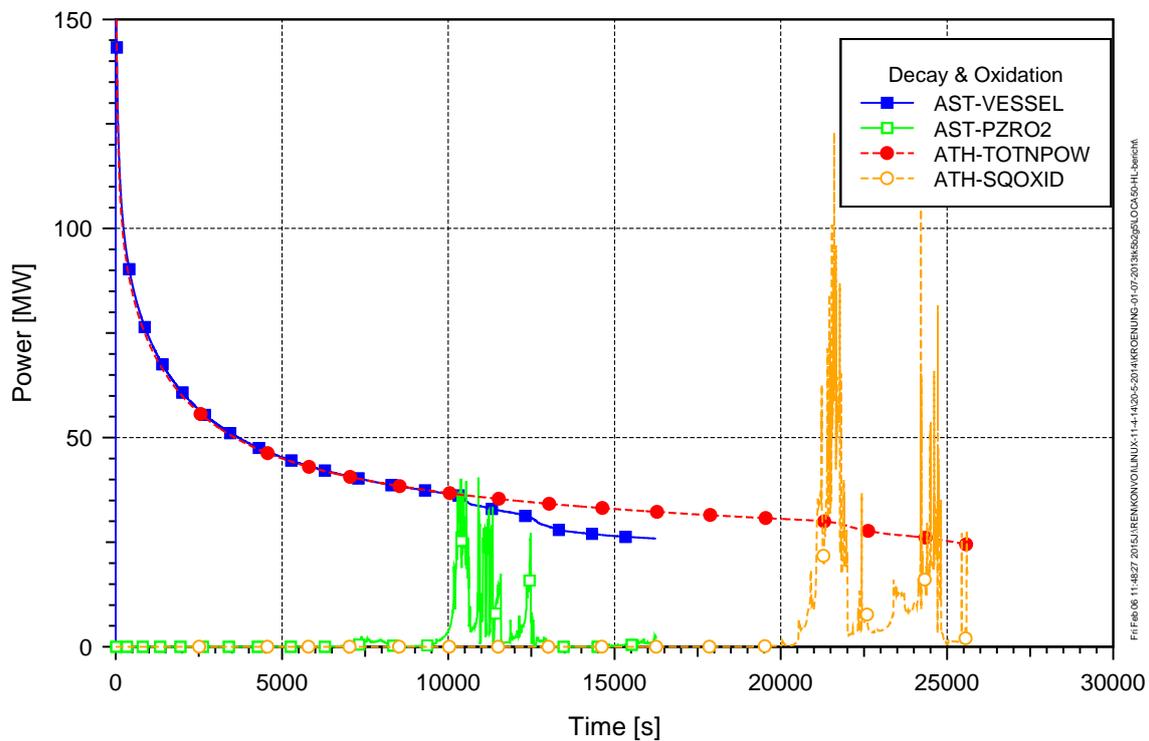
| Ereignis   | ATHLET-CD      ASTEC |            |
|--|----------------------|------------|
|  | Zeitpunkt [s]        |            |
| Physikalische Größe (integral)   | Menge [kg]           |            |
| In-vessel Wasserstofffreisetzung   | 474                  | 553        |
| Freigesetzte Spaltproduktmasse / Strukturmaterial  | 2825                 | 943 / 1890 |
| Schmelzmasse im unteren Plenum bei RDB-Versagen (ASTEC) bzw. geschmolzene Masse im Kern bei Rechnungsabbruch (ATHLET-CD) | 55736                | 28278      |

Mit Initiierung des Störfalls durch Öffnung des Lecks fallen Druck und Temperatur schnell ab. Bei einem Kühlmitteldruck (KMD) < 131 bar (zusätzlich zur Druckdifferenz  $\Delta p > 30$  mbar in den Anlagen- oder Betriebsräumen gegen Atmosphäre) wird vom Reaktorschutz das schnelle sekundärseitige Abfahren mit 100 K/h ausgelöst und die Frischdampf-Abblaseabsperrventile erhalten ein AUF-Signal, so dass die Sekundärseite den Primärdruck führt und beide Druckverläufe nahezu parallel abfallen. Nach ca. 1000 s unterschreitet der DE-Füllstand 5 m und die Bespeisung mit dem Notspeisesystem wird gestartet, bis sie nach 8000 s gemäß Annahme im Ereignisablauf ausfällt. Dies wird von beiden Programmen in guter Übereinstimmung wiedergegeben (Abb. 2.19).



**Abb. 2.19** Druckverlauf im Primär- und Sekundärkreislauf für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

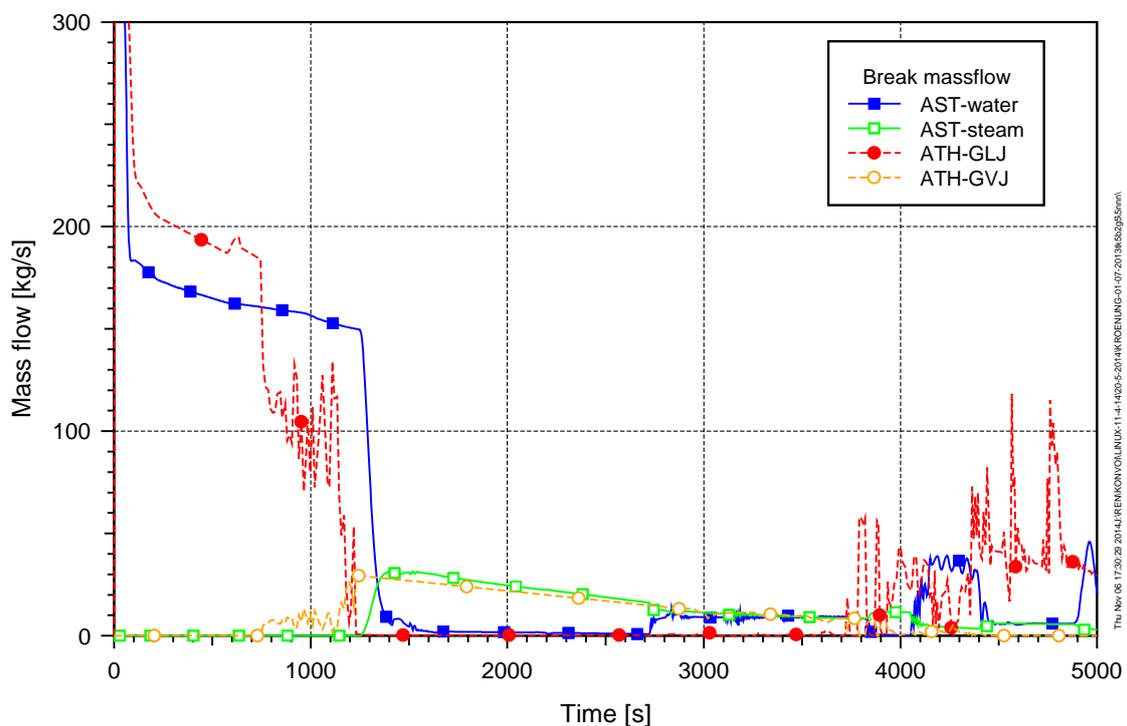
Nach Reaktorschnellabschaltung wird im Kern nur noch die Nachwärmeleistung erzeugt. Diese wurde für die Codes vorab abgeglichen und ist Abb. 2.20 zu entnehmen.



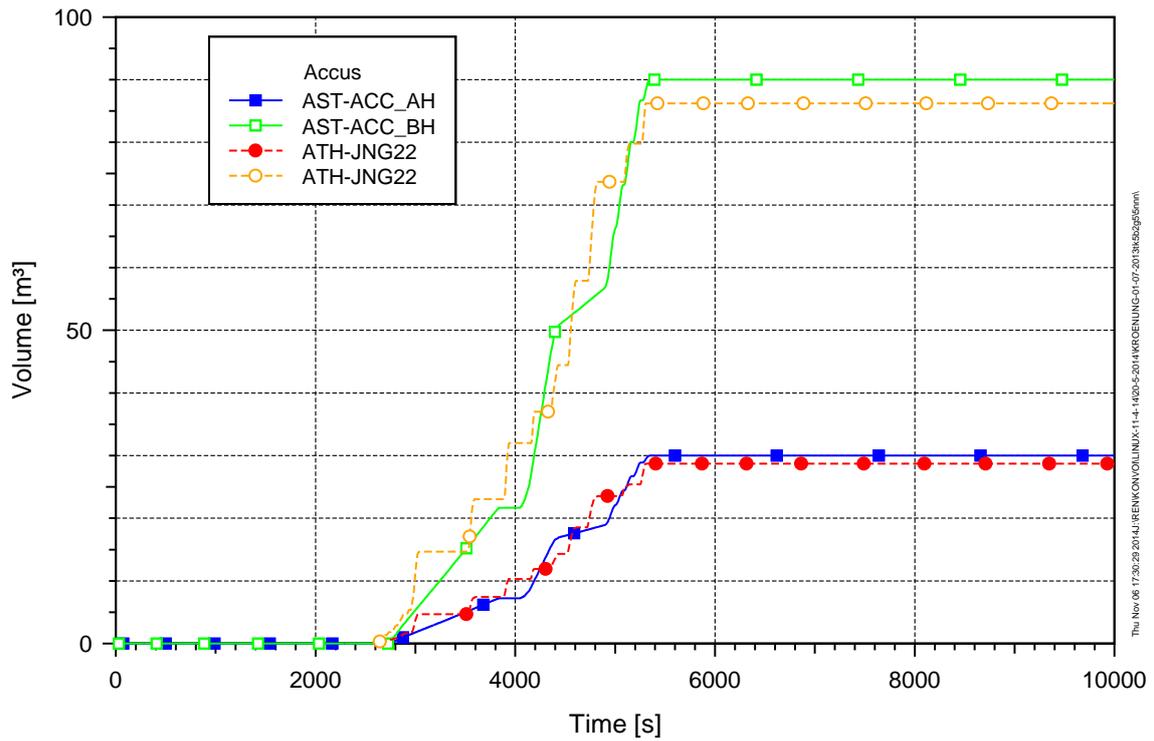
**Abb. 2.20** Nachzerfallsleistung im Kern für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

Für ASTEC wie auch ATHLET-CD wird die im Kern freigesetzte Leistung gezeigt. Diese reduziert sich mit Beginn der Kernzerstörung um die Leistung der freigesetzten Spaltprodukte. Daher zeigt sich ein deutlicher Abfall nach ca. 10000 s bei ASTEC bzw. 21500 s bei ATHLET-CD, bevor bei letzterem die Rechnung vor Umlagerung von Material ins untere Plenum endet. Die ASTEC Rechnung endet bei ca. 16000 s, da diese ordnungsgemäß zum Zeitpunkt des RDB Versagens beendet wird, und dieses deutlich früher berechnet wird, als es mit ATHLET-CD zu erwarten wäre. Wiederum zeigt sich bei ATHLET-CD analog zum vorab diskutierten Szenario, dass die durch Oxidation freigesetzte Wärmeleistung deutlich höher ist als bei ASTEC. Die Kernzerstörung beginnt zwar ca. 10000 s später als bei ASTEC, fällt dann aber deutlich stärker aus. Dies lässt sich auch aus der geschmolzenen Masse des Kerns bei ATHLET-CD im Vergleich zur verlagerten Masse bei ASTEC ableiten (vgl. Tab. 2.4). Dabei ist zu berücksichtigen, dass ATHLET-CD keine Verlagerung ins untere Plenum rechnen konnte. Bei Verfügbarkeit entsprechender Modelle kann sich der Unfallablauf durchaus anders darstellen, da dann auch schon frühzeitig die verlagerte Schmelze in Wechselwirkung mit der Wand der RDB-Bodenkalotte treten würde.

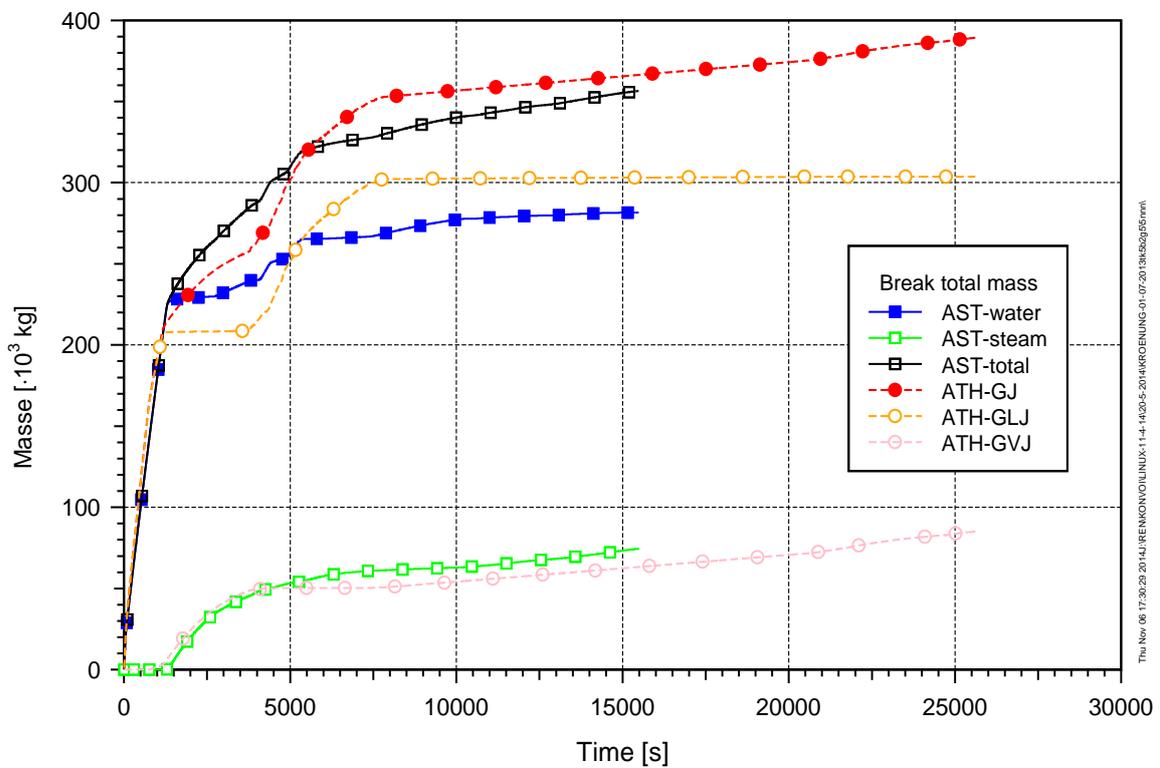
Auf die Freisetzung von Wasser und Dampf über das Leck und die Einspeisung der DS (Abb. 2.21 – Abb. 2.24) sowie den Füllstand im RDB (Abb. 2.25) wird nachfolgend eingegangen. Mit Lecköffnung stellt sich zunächst ein hoher Massenstrom aus reinem Wasser ein, der sich innerhalb der ersten 1000 s entsprechend dem abfallenden Druck reduziert, bis sich schließlich Sättigungsbedingungen einstellen und zunächst ein 2-Phasen-Gemisch und ab ca. 1200 – 1500 s mehr oder weniger reiner Dampf auströmt (siehe Abb. 2.21). Zum Beginn der heißseitigen Einspeisung über die Druckspeicher ab ca. 2700 s (Abb. 2.22), die in beiden Analysen gleich berechnet wird, steigt in der ASTEC Rechnung die Ausströmung von Wasser auf ca. 10 kg/s (Abb. 2.21). Dieses Verhalten tritt in der ATHLET-CD Rechnung nicht auf. Hier beginnt der Austrag von Wasser erst bei 3700 s. Einfluss auf das Abströmverhalten über das Leck haben geometriebedingte Parameter (z. B. Lecklage) und auch die Modellierung der 2-Phasen-Strömungen. Hier besteht bei ASTEC, das im Allgemeinen ein homogen vermisches Volumen vorgibt, die Möglichkeit, einen virtuellen Wasserspiegel zu errechnen. Abhängig davon wird dann das abströmende Medium (Wasser, Dampf oder 2-phasig) bestimmt. ATHLET-CD mit dem 6-Gleichungsansatz bietet bessere Möglichkeiten.



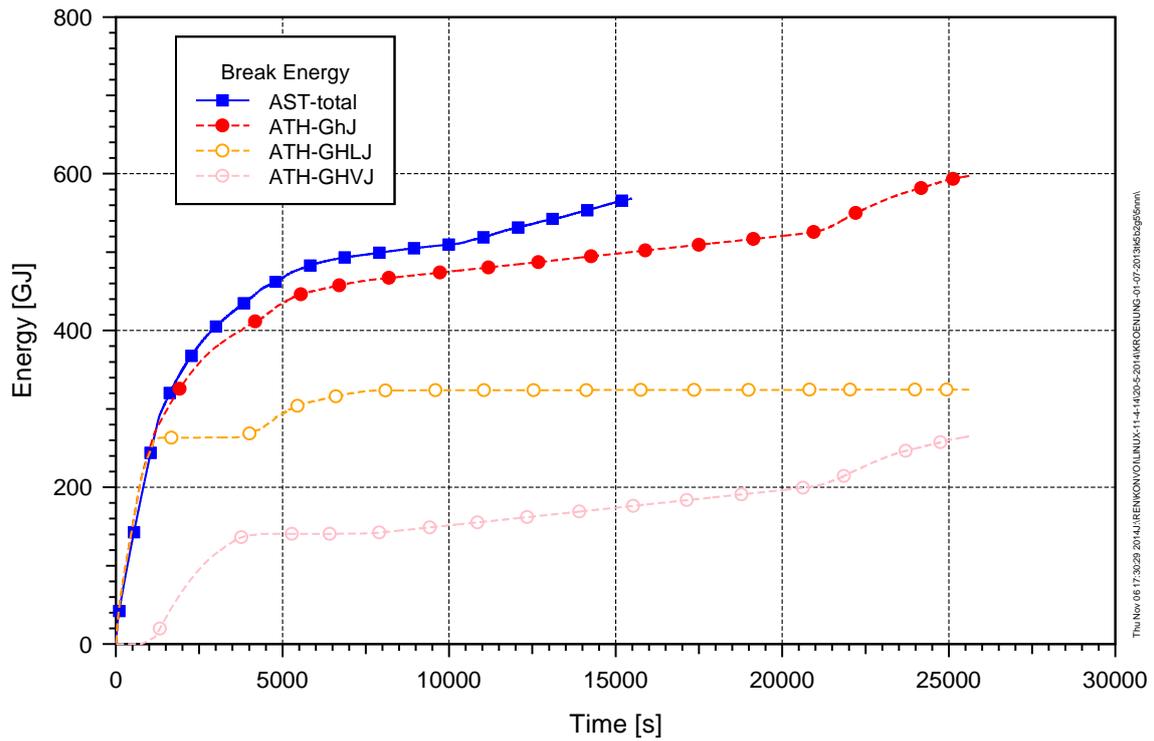
**Abb. 2.21** Leckmassenstrom (Wasser, Dampf) mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



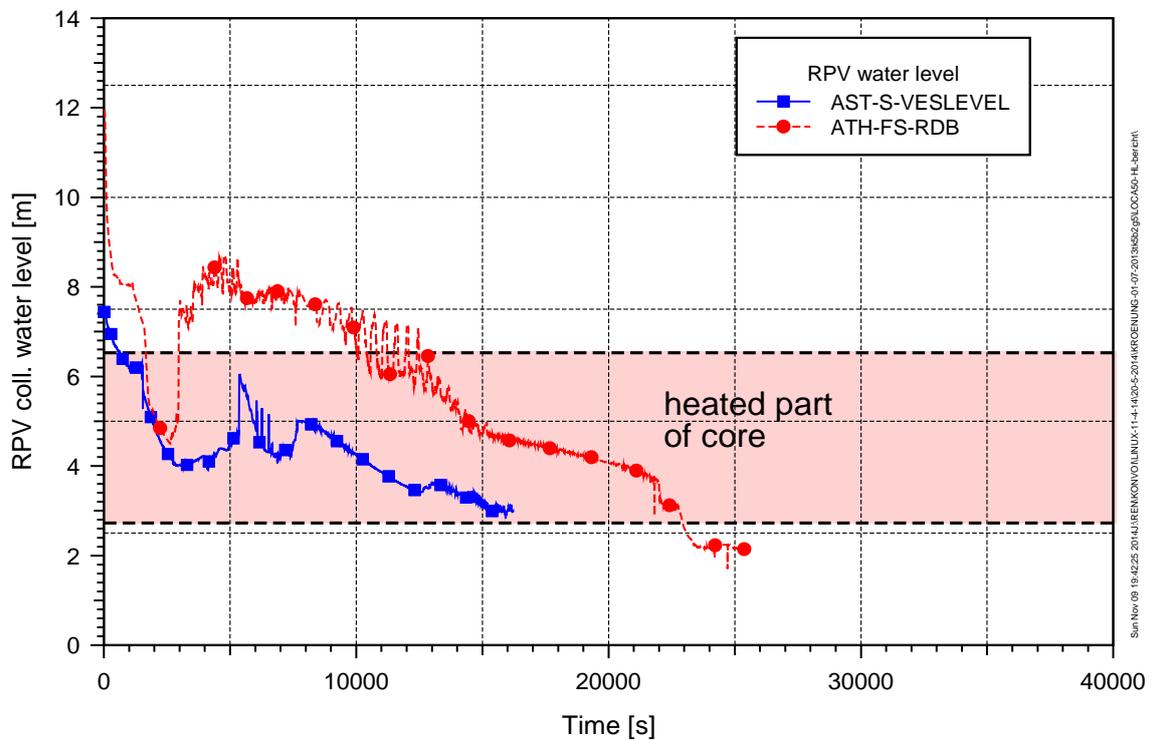
**Abb. 2.22** Integrale Wassereinspeisung aus den heißseitigen Druckspeichern mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.23** Integral über das Leck ausgetragene Masse (Wasser, Dampf, Total) mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.24** Integraler Energieaustrag aus dem Leck mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.25** Füllstand im RDB mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

Obwohl die Einspeisung über die heißseitigen Druckspeicher in beiden Rechnungen sehr ähnlich ist, wird in ASTEC der Kern nicht im gleichen Umfang aufgefüllt, wie in ATHLET-CD (Abb. 2.25). Der RDB-Füllstand in ASTEC fällt zu Beginn etwas schneller ab, nähert sich aber in der Phase vor der Einspeisung über die Druckspeicher (DS) den Werten von ATHLET-CD an. Mit Beginn der Druckspeicher-Einspeisung kann der Kern aber nur in ATHLET-CD komplett geflutet werden, nicht aber in ASTEC.

Vergleicht man die integralen Werte für Wasser/Dampf- und Energieaustrag (Abb. 2.23, Abb. 2.24), so erscheint diesbezüglich die Übereinstimmung zwischen den Rechnungen zunächst sehr gut, wobei in ASTEC etwa 10 % weniger Wasser über das Leck ausgetragen werden, und auch etwas weniger Energie bis zum Ende der Rechnung, was allerdings der Zeitpunkt des RDB-Versagens ist, der bei ATHLET-CD nicht erreicht wurde. Auch wenn die Übereinstimmung deutlich besser ist, als dies noch in früheren Rechnungen beobachtet wurde /REI 10/, klärt das nicht die Frage, warum sich bei ASTEC die Einspeisung der DS nicht in einem deutlichen Anstieg des Wasserstandes im RDB bemerkbar macht. Dies beeinflusst die Vergleichbarkeit der weiteren Ergebnisse bezüglich des Beginns der Kernzerstörung deutlich.

Dabei ist zu berücksichtigen, dass der Füllstand einen kollabierten Wasserstand (also ohne Dampfblasenanteil) darstellt, somit nur ein scheinbarer, weil gerechneter Wert ist, der real nicht auftritt. Ein kollabierter Wasserspiegel sagt wenig darüber aus, wie Wasserphase und Dampfanteil verteilt sind. So zeigen die ASTEC Daten zum Zeitpunkt des ICARE Starts zwar einen kollabierten Wasserstand der deutlich im Kernbereich liegt, der wahre Füllstand liegt aber an der Kernoberkante, die Brennstäbe sind demnach partiell immer noch benetzt. ATHLET-CD berechnet einen kollabierten Wasserstand, der oberhalb des aktiven Kernbereichs ist, demnach ist davon auszugehen, dass der Kern komplett mit Wasser geflutet ist. Der Unterschied im Füllstand (ca. 2 m) entspricht einer Wassermasse von ca. 15 – 20 t. Die Druckspeicher speisen in den heißen bzw. kalten Strang ein. Bei ASTEC müssen diese Volumen als homogen vermischt definiert werden. Die Impulsgleichung wird dann nur für das Gesamtgemisch gelöst und die Zwischenphasenreibung mittels korrelativer Ansätze für charakteristische Strömungsformen bei 2-Phasen-Strömungen gerechnet, so dass sich auch dadurch Unterschiede für die Druckspeichereinspeisung ergeben. Es ist davon auszugehen, dass bei ASTEC ein größerer Anteil eingespeisten Wassers in Richtung Dampferzeuger transportiert wird. Dennoch ist fraglich, warum im nachfolgenden Zeitraum nicht wieder größere Mengen in den RDB zurücklaufen. Eine schlüssige Erklärung für das Ergebnis der ASTEC-Rechnung lässt sich auch aus dem Vergleich des integralen Wasser- und

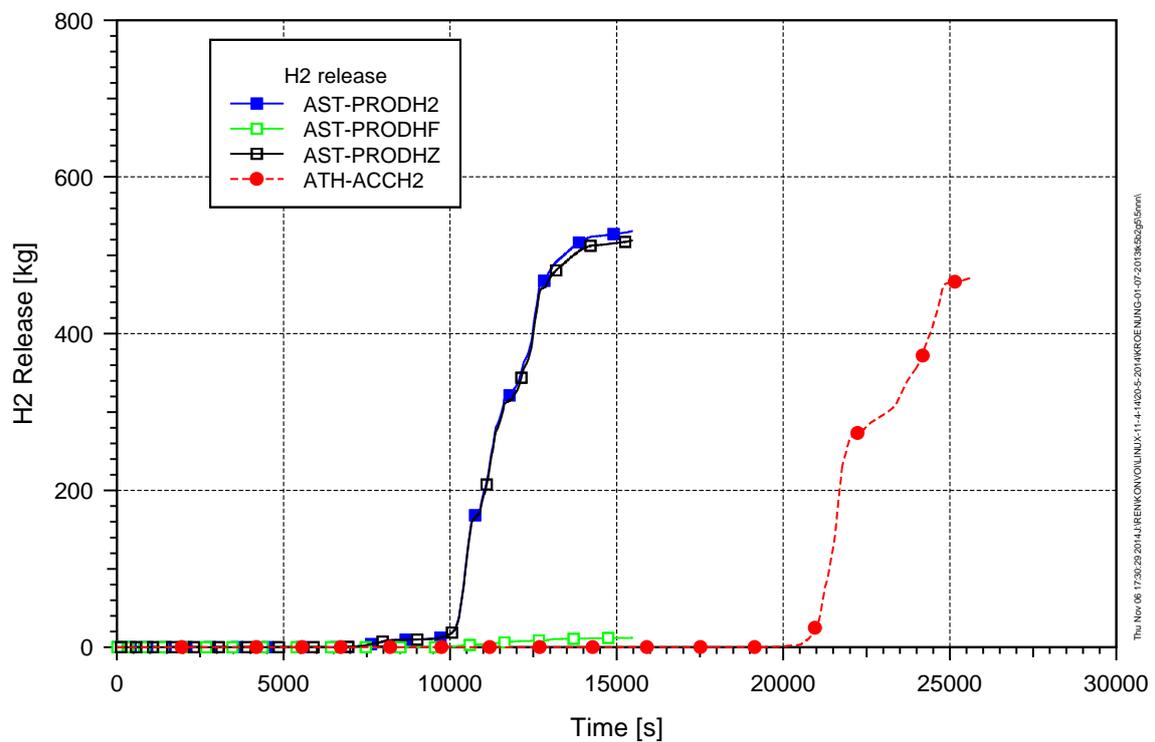
Dampfaustrages (Abb. 2.23) und der aus dem Kühlkreislauf ins Containment abgeführten Energie (Abb. 2.24) nicht finden. Mit der zukünftig verfügbaren ASTEC Version 2.1 wird die Thermohydraulik auch in der Kernregion komplett von CESAR gerechnet während ICARE dann nur noch die Kernzerstörung rechnet. Somit entfällt einerseits das Umschalten der Berechnung der Thermohydraulik auf ICARE mit Beginn der Kernaufheizung und andererseits werden dann auch in der Kernzerstörungsphase die qualitativ besseren Modelle von CESAR verwendet, so dass deutliche Verbesserungen erwartet werden.

Neben dem vollständigen Fluten der Kernregion kann die längere Kühlbarkeit bei ATHLET-CD z. B. auch darauf zurückzuführen sein, dass sich eine Reflux-Condenser-Phase einstellt, die dadurch charakterisiert ist, dass aus dem Kern ausdampfendes Wasser an den senkrechten Dampferzeugerrohren wieder kondensiert, im Gegenstrom zum Dampf wieder in den Kern zurückfließt und effizient zur Kernkühlung beiträgt bei nahezu konstantem Füllstand über einen langen Zeitraum. Dann kann trotz geringerem Austrag von Energie über das Leck aber entsprechend größerem Austrag über die Dampferzeuger der Kern länger gekühlt werden (die Wärmeabgabe über das Leck ist in erster Näherung in gleicher Größenordnung wie die Abgabe über die Dampferzeuger). Erst gegen Ende zeigt sich bei ATHLET-CD ein deutlicher Anstieg im Dampfaustrag, der auf die dann einsetzende Kernaufheizung und Kernzerstörung schließen lässt. Dabei rechnen beide Codes den Eintritt in die Temperatureskalationsphase übereinstimmend bei einem kollabierten Wasserstand, der nur noch das untere Drittel des aktiven Kernbereichs bedeckt (vgl. Abb. 2.25).

Durch den in der Phase nach beendeter DS-Einspeisung niedrigeren Wasserstand im Kern beginnt die Ausdampfung und folglich die Kernzerstörung in ASTEC deutlich früher. Mit Freilegung des Kerns wird in ASTEC dazu das ICARE-Modul gestartet. Der Zeitunterschied zwischen beiden Programmen bezüglich der Kernzerstörung beträgt hier ca. 12300 s.

In Abb. 2.26 ist die integral freigesetzte Menge von Wasserstoff bei der Oxidation im Kern dargestellt. Da die Freilegung des Kerns in ASTEC deutlich früher beginnt, startet auch die Freisetzung von Wasserstoff früher. Das zeitliche Verhalten in beiden Programmen wird sehr ähnlich berechnet, das heißt, dass auch die Zirkonoxidationsrate in beiden Programmen ähnlich ist. Der Vergleich der insgesamt produzierten Wasserstoffmasse lässt nur bedingt Rückschlüsse zu, da die Rechnungen unterschiedliche Phasen umfassen. Weitere Einflussfaktoren auf die Kernzerstörung sind z. B. die Oxi-

dation sowie das Aufschmelzen von Stahlstrukturen im Kernbereich und des RDB, wobei dies nur in ASTEC möglich ist. Der Beitrag zur H<sub>2</sub>-Erzeugung beträgt ca. 14,5. kg.



**Abb. 2.26** Integrale Freisetzung von Wasserstoff aus dem Kern für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

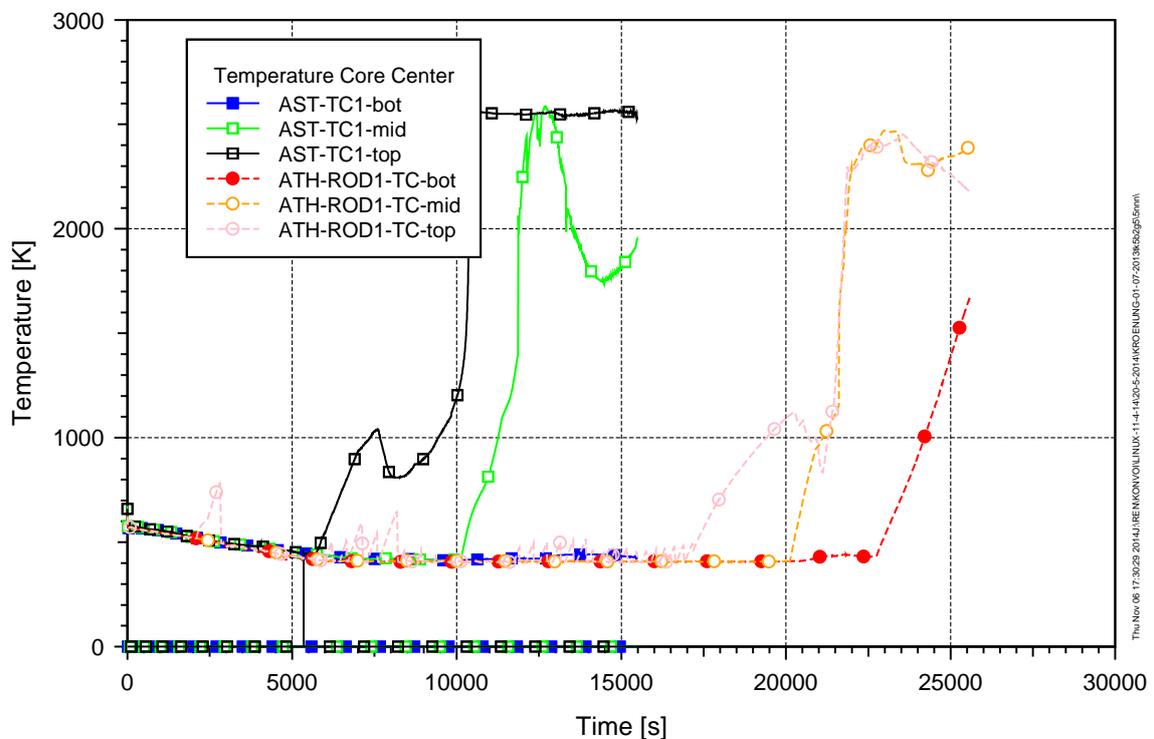
Von generellem Einfluss auf den Unfallablauf ist zudem die Modellierung der Kernzerstörung selbst. Im Gegensatz zur derzeit realisierten Modellierung bei ATHLET-CD wird bei ASTEC in Abhängigkeit von verschiedenen, teils auch vom Anwender zu definierenden Kriterien die Modellierung der Vorgänge in der Kernregion von CESAR (vor Kernzerstörung bis Kernfreilegung) an ICARE (ab Beginn Kernaufheizung nach Kernfreilegung) übergeben. Dies hat nicht nur zur Folge, dass dann thermohydraulische Randbedingungen an den Schnittstellen der Module – einerseits im Rückströmraum am RDB-Eintritt und andererseits am Kernaustritt ins obere Plenum – spezifiziert und erfüllt werden müssen, sondern auch, dass die thermohydraulische Modellbasis zumindest teilweise unterschiedlich ist. Dies betrifft insbesondere die Behandlung der Wasser- und Dampfphase in der Kernregion, die bei ICARE eine Wasserphase mit Blasenanteil im unteren Bereich und eine darüber liegende reine Dampfphase unterstellt. Die Verdampfung von Wasser, das von oben in den heißen Kernbereich einströmt, wird zwar bilanziert, der verbleibende Teil wird dann aber in die darunterliegende Zelle des Fluidkanals „weitergereicht“. Es findet dabei jedoch keine hydraulische

Wechselwirkung des aufsteigenden Dampfes mit dem abwärts strömenden Wasser statt. Somit können Phänomene durch die gegenläufige Strömung von Wasser und Dampf (z. B. Wassermittress) nicht berücksichtigt werden.

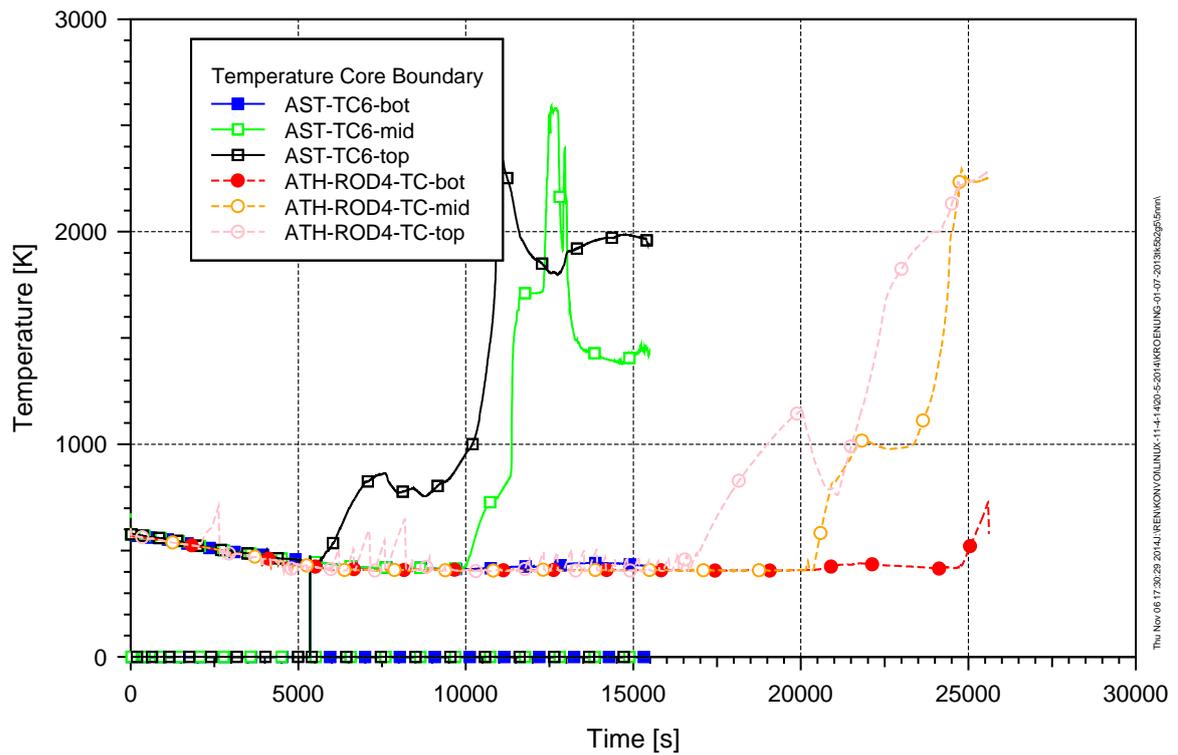
Unterschiede ergeben sich auch aus der Modellierung der Kernzerstörungsphänomene. Diese wurde in früheren ASTEC-Versionen, analog zur derzeit in ATHLET-CD realisierten und in den vorliegenden Rechnungen realisierten Verlagerung, als rein axiales Abfließen von Schmelze entlang der Stabaußenseite (vergleichbar mit dem Abtropfvorgang einer Wachskerze, daher engl. „candling“) modelliert. In der aktuell verwendeten ASTEC-Version werden hingegen die verflüssigten oder nicht mehr stabilen Brennstoffstrukturen und Strukturmaterialien zunächst in eine sog. Magma-Phase überführt, die sich dann als Schmelzepool im weiteren Verlauf sowohl axial wie auch radial in benachbarte Kernzonen ausbreiten kann und mit Blick auf Reaktor Anwendungen deutlich realistischer zu sein scheint als die Annahme einer rein axialen Candling-Modellierung, die bei der Simulation von kleinskaligen Experimenten durchaus vielversprechende Ergebnisse zeigte. Typisches Beispiel ist der Unfall im Kernkraftwerk Three-Mile-Island (TMI-2), bei dem sich im Verlaufe des Unfalls ein Schmelzepool in der Kernregion ausbildete, der sich schließlich teilweise auch ins untere Plenum verlagerte.

In Abb. 2.27 und Abb. 2.28 werden die Hüllrohrtemperaturen für den inneren und äußeren Kernbereich für 3 Ebenen dargestellt. Berücksichtigt man die sehr unterschiedliche Modellierung sowie die unterschiedliche Ringeinteilung, ist das charakteristische Verhalten beider Rechnungen sehr ähnlich. Für den inneren Bereich bricht die Hüllrohrtemperatur nach dem ersten Anstieg wieder etwas ein. Dieses Verhalten wird teilweise auch in den in Kap. 4 dargestellten Rechnungen beobachtet und dort eingehend diskutiert. Unterschiedlich sind die Temperaturen im unteren Kernbereich. Hier wird in ASTEC kein Temperaturanstieg berechnet. Grund ist der höhere Wasserstand im RDB, der in der ASTEC Rechnung auch bis zum RDB-Versagen noch bis zur Kernunterkante reicht. Der TMI Unfall zeigte allerdings ein ähnliches Verhalten. Das untere Plenum war trotz Verlagerung von ca. 20 t Schmelze immer geflutet. Nach derzeitigen Kenntnissen hat insbesondere die unterstellte Spaltkühlung zwischen Schmelzepool und RDB-Wand das Versagen verhindert, nachdem wieder geflutet worden war und ausreichend Wasser verfügbar war. Sonst hätte der RDB evtl. auch versagt. Spaltkühlungsphänomene kann derzeit kein Code realistisch abbilden. Tendenziell müsste der RDB in den Rechnungen also früher versagen auf Grund der guten Wärmeübertragung der Schmelze an die Bodenkalotte. ATHLET-CD hingegen konnte keine Verlagerung

ins untere Plenum des RDB rechnen, weshalb sich alle verlagerten Kernbestandteile (ca. 55 t bis Rechnungsabbruch) auf der Kertrageplatte ansammeln. Dies führt im weiteren Verlauf zu nicht realistischen Ergebnissen, zumal auch die Modelle für einen Schmelzpool (MEWA) nicht aktiviert worden sind. Die Ergebnisse können somit nicht für einen Vergleich herangezogen werden. Hier wäre eine Wiederholung mit Verfügbarkeit entsprechender Modelle wünschenswert und notwendig. Bei ASTEC wird die Kertrageplatte nur vereinfacht modelliert, so dass die realen Verhältnisse was z. B. die Schmelzerückhaltung angeht nur ansatzweise wiedergegeben werden können. In der vorliegenden Analyse kann sich die Schmelze relativ schnell ins untere Plenum verlagern. Hier gibt es derzeit keine gesicherten Aussagen, wie sich die verlagerte Schmelze bei Auftreffen auf die Kernplatte verhalten würde.

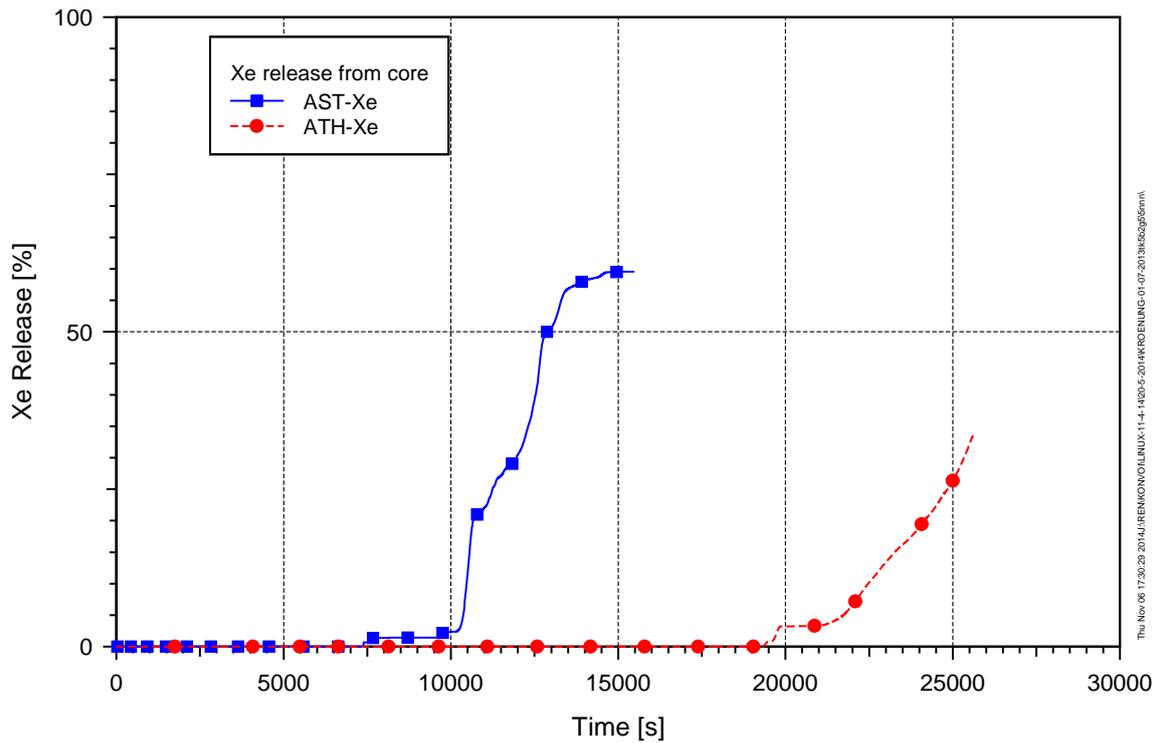


**Abb. 2.27** Hüllrohrtemperaturen im Kerninnenbereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

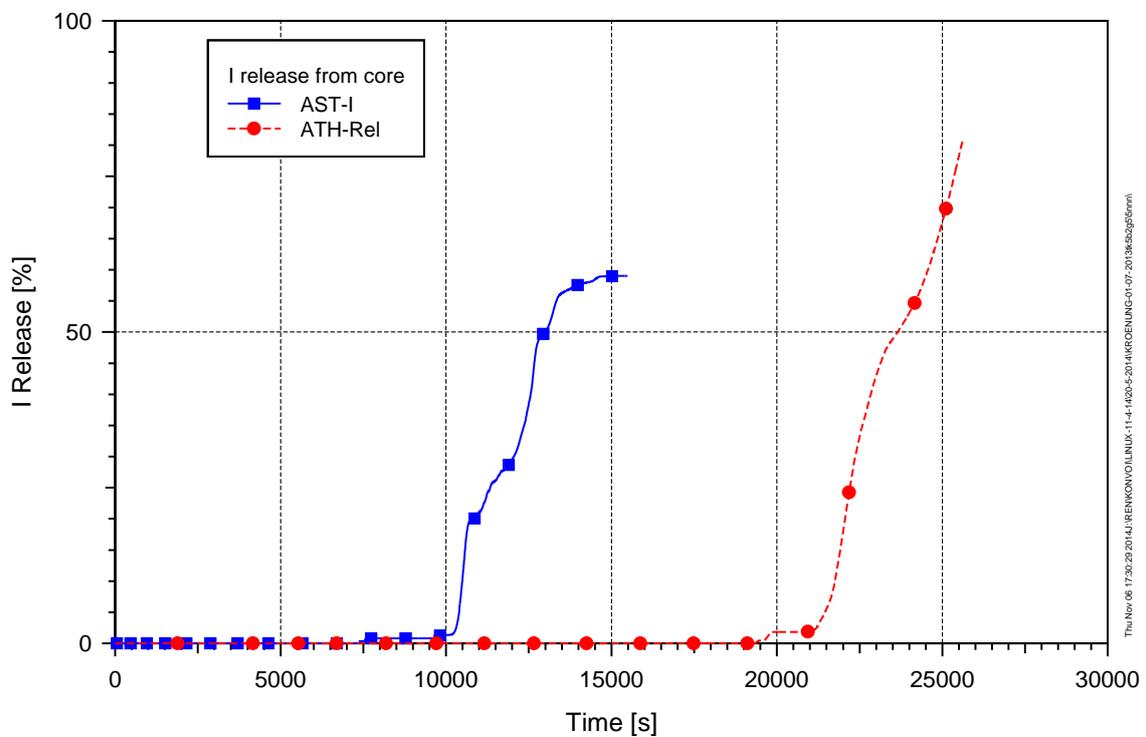


**Abb. 2.28** Hüllrohrtemperaturen im äußeren Kernbereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

In Abb. 2.29 und Abb. 2.30 werden der Freisetzunganteil aus dem Kern von Xenon bzw. Iod verglichen. In der ASTEC Rechnung ist der relative Freisetzunganteil von Xenon und Iod bedingt durch die Modellbasis für leichtflüchtige Spaltprodukte relativ gleich, während die beiden Anteile in der ATHLET-CD Rechnung etwas unterschiedlich sind. Hier wird Iod anteilig etwas schneller freigesetzt bzw. die Freisetzungsrates von Xenon ist im Vergleich zu den ASTEC Ergebnissen deutlich langsamer; dies erscheint nicht plausibel, da Edelgase deutlich schneller freigesetzt werden sollten.



**Abb. 2.29** Freisetzunganteil aus dem Kern von Xenon für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.30** Freisetzunganteil aus dem Kern von Iod für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

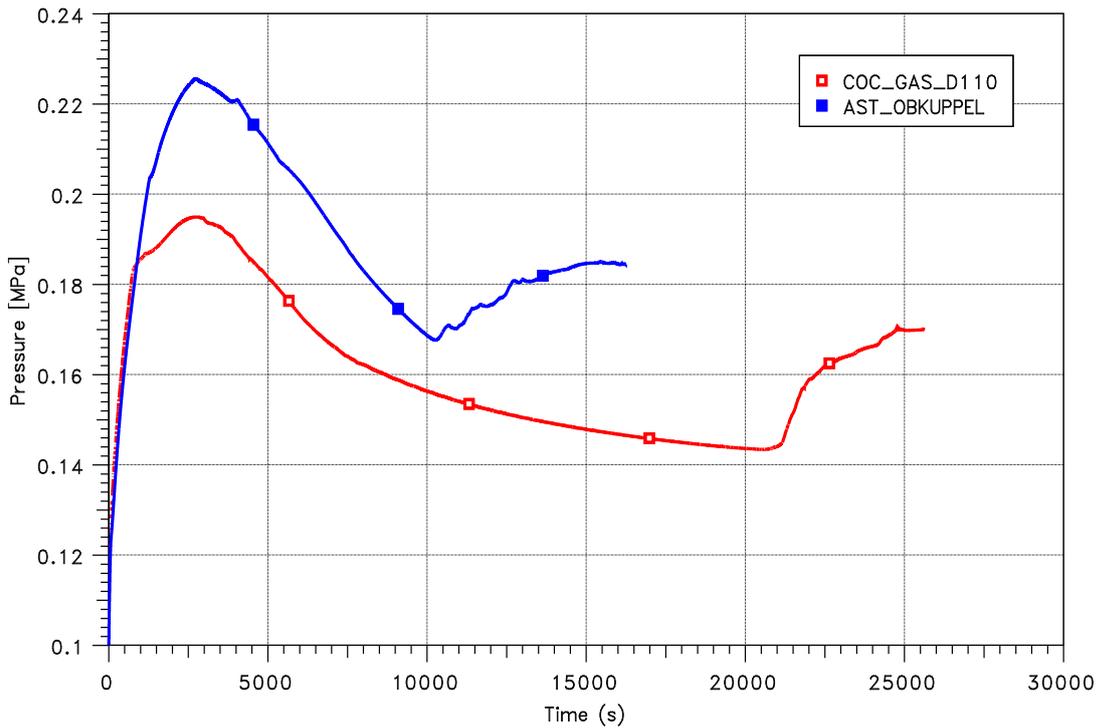
Im Folgenden werden einige Ergebnisse für den Sicherheitsbehälter verglichen. Die Abb. 2.31 zeigt einen Vergleich des Gesamtdrucks im SHB. Der erste Druckpeak ist in ASTEC höher. Grund dürfte wieder das unterschiedliche Verhalten während der DS-Einspeisung sein. Hier wird in der ASTEC-Rechnung mehr Energie in den SHB transportiert. Der zweite Druckanstieg ist durch die Kernzerstörung geprägt und ist in beiden Rechnungen ähnlich, jedoch zeitversetzt, wobei das Druckniveau in COCOSYS etwas niedriger ist.

Die Abb. 2.32 zeigt einen Vergleich der Atmosphärentemperatur in verschiedenen Räumen im SHB. Die Ergebnisse sind für den Leckort (Zone: R12B bzw. PKLA) und den Dombereich (Zone D110 bzw. OBKUPPEL) sehr ähnlich. Auffällig ist der Unterschied für die Reaktorkaverne, der durch Unterschiede im Wärmeaustrag vom RDB bedingt ist, sich aber auch aus dem Umstand ergibt, dass die Reaktorgrube von der globalen Konvektion im Containment abgeschnitten ist, die einen Temperatúrausgleich gestatten würde.

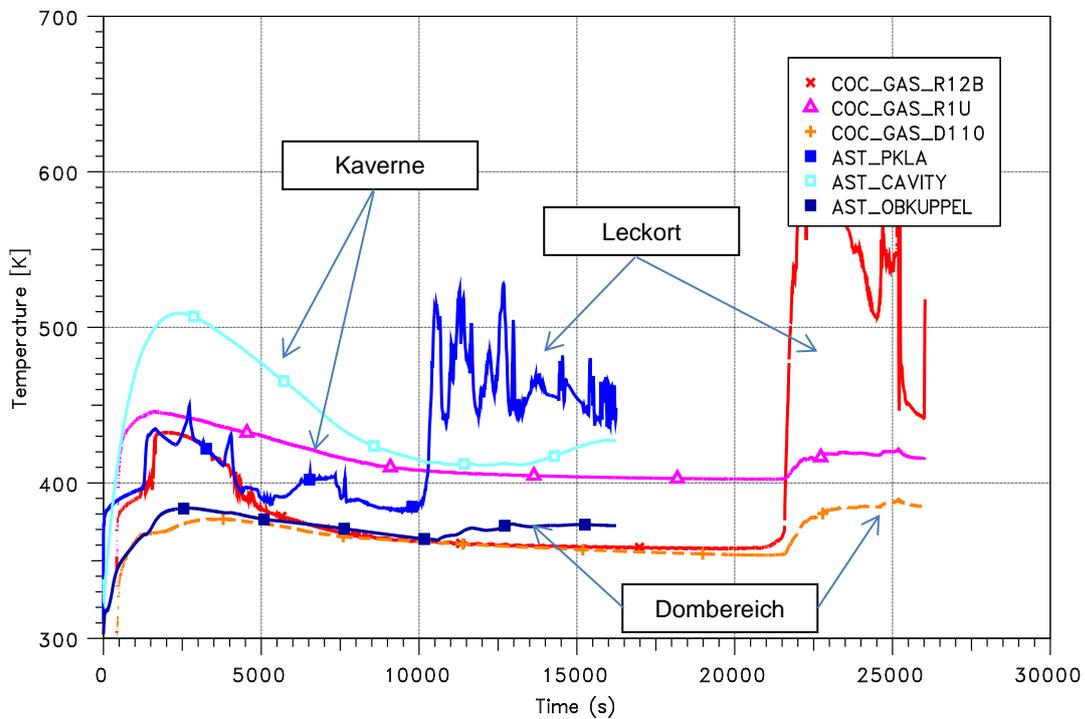
Ein Vergleich der Gaskonzentrationen im Dombereich wird in Abb. 2.33 dargestellt. In der ASTEC-Rechnung ist bei ca. 2500 s die Dampfkonzentration um ca. 10 Vol% höher. Dieses Ergebnis ist konsistent mit dem höheren Energieeintrag in der ASTEC-Rechnung.

Die Abb. 2.34 zeigt die Aerosolkonzentration im Leck- und Dombereich. Hier sind die Ergebnisse in beiden Bereichen vergleichbar, wobei die Schwankungen in der COCOSYS Rechnung aufgrund des kleineren Volumens und der weitaus detaillierteren Nodalisierung deutlich stärker sind.

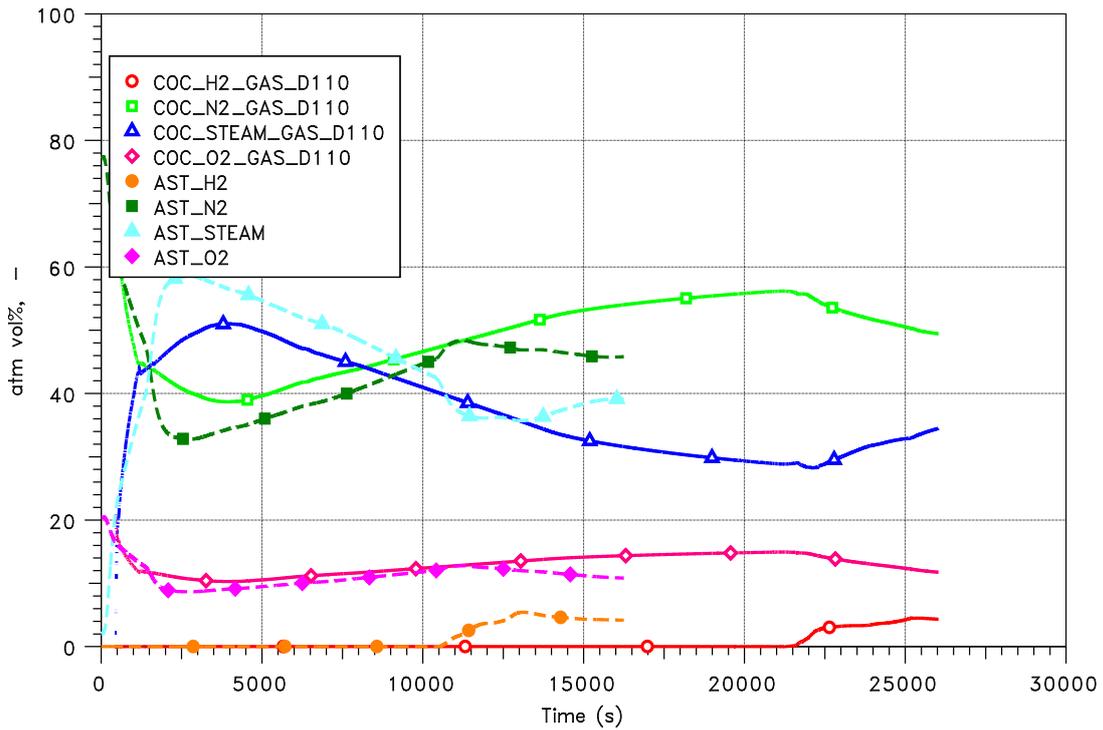
Abb. 2.35 zeigt einen Vergleich der in den Sicherheitsbehälter eingespeisten Cäsium- und Iodmasse. Die in der COCOSYS-Rechnung eingespeiste Iodmasse ist etwa um den Faktor zwei höher. Allerdings ist zu beachten, dass die ATHLET-CD Rechnung nicht bis zum RDB-Versagen durchgeführt wurde und somit die Unterschiede größer sein können. Beim Cäsium ist der zeitliche Verlauf beider Rechnungen etwas unterschiedlich. Mehr Details sind in /REI 14/ dargestellt.



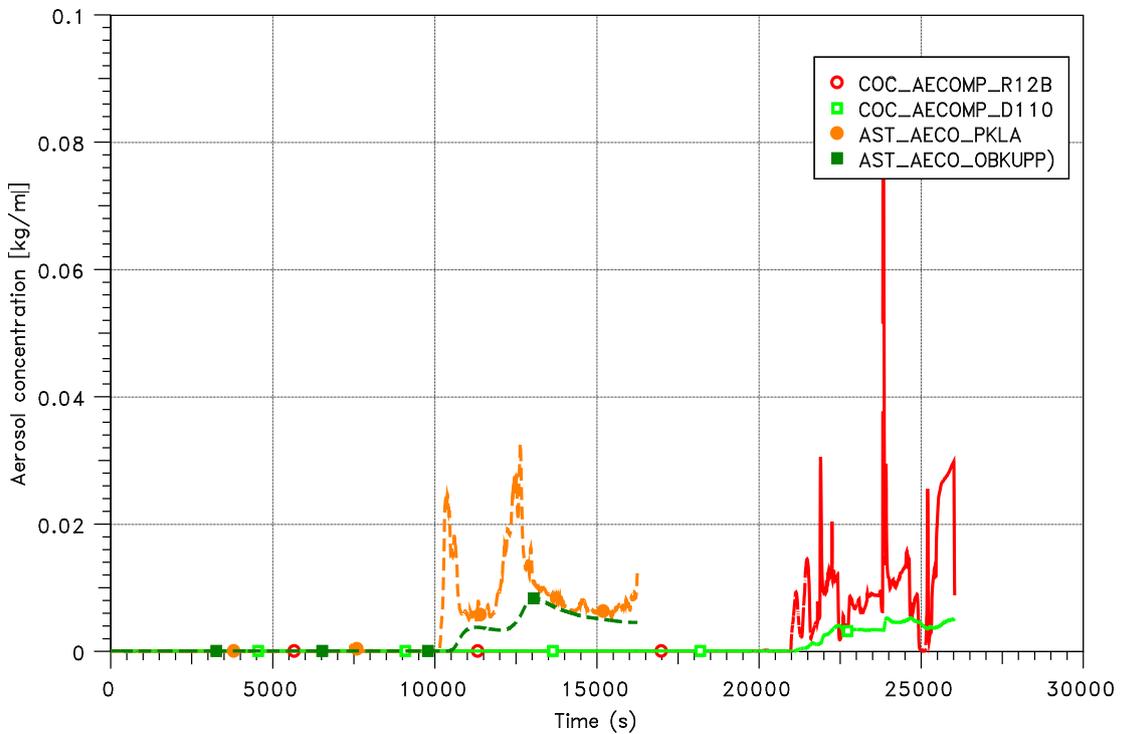
**Abb. 2.31** Vergleich des Gesamtdrucks im Sicherheitsbehälter für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



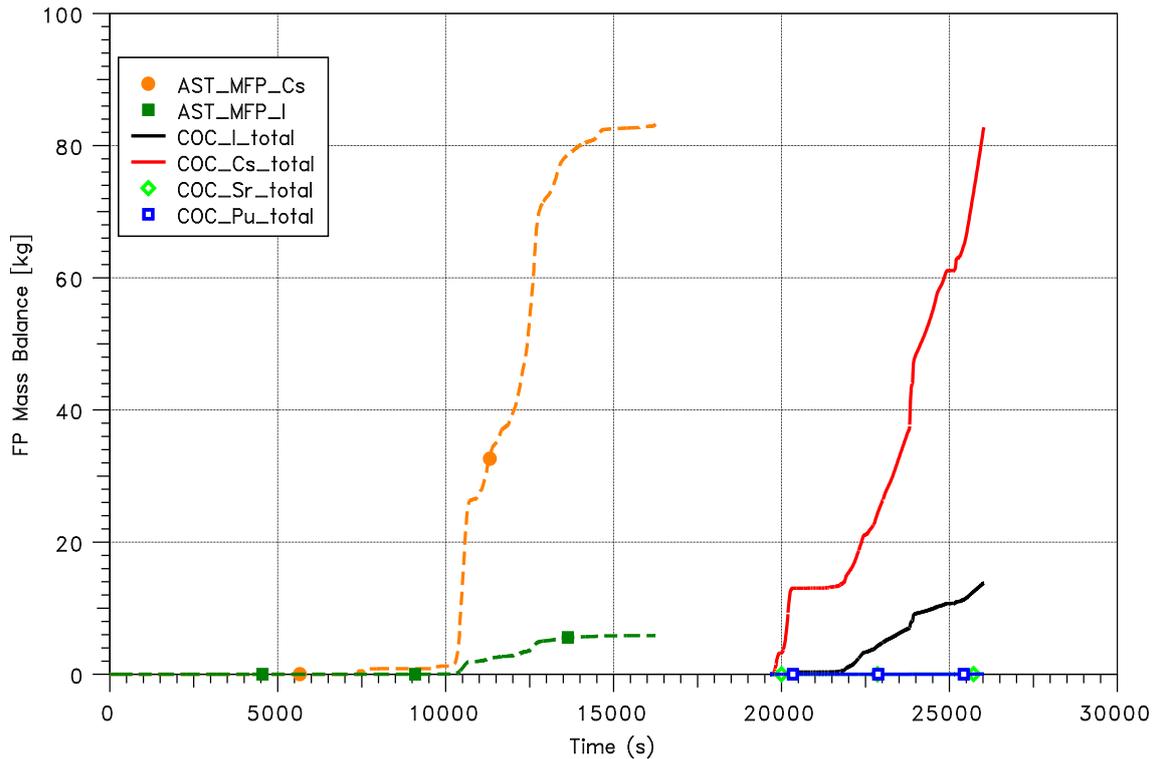
**Abb. 2.32** Vergleich der Temperaturen im Sicherheitsbehälter (Leckort, Reaktorgrube, Dom) für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.33** Vergleich der Gaskonzentrationen (H2, N2, O2, Dampf) im Dom für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.34** Vergleich der Aerosolkonzentrationen im Leck- und Dombereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS



**Abb. 2.35** Vergleich der in den SHB eingespeisten Cs- und Iodmasse für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS

## 2.5 Schlussfolgerungen aus dem Vergleich ATHLET-CD/COCOSYS – ASTEC

Insgesamt zeigen die Ergebnisse der vergleichenden Analysen mit ASTEC V2.0 und dem mechanistischen Codesystem ATHLET-CD/COCOSYS zwar eine deutliche Verbesserung gegenüber früheren Vergleichen /REI 10/, aber immer noch kein einheitliches Bild. Die durchgeführten Rechnungen zu zwei charakteristischen Unfallszenarien für einen DWR vom Typ KONVOI konzentrieren sich hier auf die in-vessel Phase. In der frühen Phase des Unfalls zeigt der Vergleich noch eine gute bis sehr gute Übereinstimmung. Dies gilt sowohl für den Leckstörfall als auch für die Transiente, solange es nicht zu einer Einspeisung von Wasser aus Druckspeichern kommt. Diese kann mit der aktuellen ASTEC Version immer noch nicht zufriedenstellend berechnet werden, wenn sie während einer bereits begonnenen Kernaufheizung auftritt.

Im Falle des Leckszenarios errechnen beide Programmsysteme übereinstimmend das anfängliche Absinken des Wasserspiegels im Kern in den aktiven Kernbereich. Erste Unterschiede, die z. B. die integral ausgetragene Masse des Kühlmittelinventars betref-

fen, lassen dabei noch nicht auf einen merklichen Einfluss auf den Störfallablauf schließen. Mit Aktivierung der Druckspeicher füllt dann ATHLET-CD den Kern wieder komplett auf, während ASTEC den Kernbereich nur teilweise wieder auffüllt. In dieser Zeit treten auch Unterschiede hinsichtlich der Abströmung über das Leck auf. Folglich ist nach Beendigung der Druckspeicher-Einspeisung der Kernbereich bei ASTEC partiell unbenetzt und die Kernaufheizung erfolgt frühzeitiger. Es konnte nicht schlüssig nachvollzogen werden, warum der Kern in ASTEC nicht wieder aufgefüllt wird.

Im Gegensatz dazu bleibt bei ATHLET-CD der Kern für die nächsten knapp 8000 s komplett geflutet. Erste Analysen lassen darauf schließen, dass in dieser Phase ATHLET-CD einen „Reflux-Condenser-Betrieb“ rechnet, bei dem aus dem Kern austretender Dampf in den Dampferzeuger-Heizrohren teilweise kondensiert und als Wasser zum Kern zurückfließt. Insgesamt errechnet ATHLET-CD bis zum Ende der Rechnung einen massenmäßig höheren Austrag an Kühlmedium (ca. 20 t) verglichen mit ASTEC. Demzufolge ist die Verteilung der Wassermassen im Kühlkreislauf unterschiedlich. Dies ist evtl. auf die unterschiedliche Modellierung der Thermohydraulik zurückzuführen. Anscheinend kann hier das 6-Gleichungssystem bei ATHLET-CD den realen Gegebenheiten im Kühlkreislauf deutlich besser gerecht werden als ASTEC. Bei ASTEC werden Wasser und Dampf in den Volumen des Kühlkreislaufs als homogen vermischt definiert. Die Modellierung eines Gemischspiegels kann in den Volumen des Kühlkreislaufs nicht angewendet werden, da sie definitionsgemäß nur für Druckhalter, Dampferzeuger und ggf. den RDB-Deckelraum vorgesehen ist.

Für die Transiente mit Ausfall der Speisewasserversorgung zeigt sich teilweise ein anderes Bild. Auch hier ist in der Anfangsphase bis zur Einleitung der primärseitigen Druckentlastung als unterstellte Notfallmaßnahme zunächst auch wieder eine gute Übereinstimmung festzustellen. Die dann erfolgte Einspeisung der Not- und Nachkühlsysteme führt dann im weiteren Verlauf zu einem Auseinanderdriften der Rechnungsergebnisse. Im Gegensatz zum Leckstörfall erfolgt jetzt Kernfreilegung bei ATHLET-CD deutlich schneller als bei ASTEC. Konnte im Leckstörfall die Thermohydraulik im Kreislauf selbst als Folge des Reflux-Condenser-Betriebs als eine wahrscheinliche Ursache für die Abweichung unterstellt werden, ist bei der Transiente das Ausströmen über die Regel- und Sicherheitsventile des DH als möglicherweise initiierende Ursache zu sehen. Bei ASTEC sind die Modelle für verschiedene Ventilcharakteristiken im Code fest einprogrammiert mit wenig Einflussmöglichkeit seitens des Anwenders. Hier sollten entsprechende Empfehlungen und detaillierte Informationen bereitgestellt werden.

Im weiteren Verlauf spielt dann bei beiden Unfallszenarien neben den thermohydraulischen Gegebenheiten die Kernzerstörung eine zunehmend bedeutende Rolle. Die Modellbasis der Codes ist diesbezüglich gegenwärtig sehr unterschiedlich (Stichwort: Candling und Magma-Bildung), auch wenn die Programmentwicklungen tendenziell ähnliche Strategien verfolgen. Hier sind aber beide Programmsysteme noch in der Phase größerer Umbrüche. So werden in ATHLET-CD zurzeit Modelle zur Simulation der späten Kernzerstörungsphase verbessert bzw. implementiert, bei ASTEC stehen mit der Entwicklungslinie V2.1 weitreichende Modellüberarbeitungen bezüglich der Kopplung zwischen CESAR und ICARE an. Somit sind die hier erzielten Ergebnisse nicht als abgeschlossen zu betrachten. Zudem sind die Modelle selbst sehr sensitiv, so dass die Kernzerstörung selbst große Bandbreiten auch innerhalb eines Codes erwarten lassen. Dies scheint zumindest für die ASTEC-Modelle zu gelten, wie die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen, die in AP2 durchgeführt worden sind, zeigen (Kap. 3).

Mit dem eigentlichen Ziel der Programmsysteme, qualifizierte Aussagen zum Quellterm zu ermöglichen, kommt der korrekten Simulation der Spaltproduktfreisetzung im Verlauf der Kernzerstörung schließlich eine hohe Bedeutung zu. Dabei muss berücksichtigt werden, dass, wie bereits erwähnt, der Beginn der Kernaufheizung zunächst im Wesentlichen allein durch die thermohydraulischen Gegebenheiten beeinflusst wird. Die im weiteren Verlauf einsetzende Kernzerstörung und damit einhergehende Spaltproduktfreisetzung werden dann aber zunehmend durch die Phänomene der Kernzerstörung selbst dominiert. Hier sind die unterschiedlichen Modelle in den Programmsystemen als entscheidender Einflussfaktor zu sehen. Die Analyse und Identifikation einzelner Einflussfaktoren gestaltet sich aufgrund der Vielzahl miteinander wechselwirkender Phänomene schwierig. So beeinflussen die Nodalisierung der Kernregion, die Modellbasis der Kernaufheizung („Zr-Oxidation“), die Zerstörung und Verlagerung von geschmolzenen oder zerstörten aber noch festen Bestandteilen die Konfiguration des Kerns bzw. auftretender Schüttbetten oder Schmelzepools den Fortgang der Ereignisse. Die Kühlbarkeit dieser Konfiguration (Brennstabstruktur, Schüttbett, Schmelzepool) hängt dann auch von den verbleibenden freien Strömungsquerschnitten ab. Die Modelle zur Spaltproduktfreisetzung sollten auch diesen komplexen (lokalen) Gegebenheiten insofern Rechnung tragen, dass sie eine Freisetzung aus intakten Brennstäben, Schmelze oder aus Schüttbetten evtl. auch beeinflusst durch eine Rückhaltung infolge Wasserüberdeckung berücksichtigen. Dies ist bei beiden Programmsystemen teils gar nicht, nur vereinfacht oder unterschiedlich realisiert. Eine Qualifizierung entsprechen-

der Modelle durch Experimente gestaltet sich aber aufgrund der Komplexität der Phänomene schwierig, so dass hier mittelfristig keine entscheidenden Fortschritte zu erwarten sind. Vor diesem Hintergrund kommt der im nachfolgenden Kapitel durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen eine besondere Bedeutung zu.

Schließlich wird innerhalb der Containments als letzte Barriere das Spaltproduktinventar nochmals durch Ablagerung und Wechselwirkung mit der Atmosphäre aber auch durch Wiederfreisetzung (z. B. Iodchemie in Wasservorlagen) modifiziert. Die im ASTEC Modul CPA und in COCOSYS verfügbare Modellbasis hat gleiche Wurzeln, so dass vielleicht keine großen Unterschiede zu erwarten gewesen wären. Jedoch zeigt sich auch hier die Notwendigkeit eingehender Analysen, die in dem notwendigen Umfang nicht durchgeführt werden konnten.

Abschließend ist festzuhalten, dass die Modellbasis keine Schlüsse auf die Qualität zulässt. Speziell die Modelle der Kernzerstörungsphase reagieren teilweise recht sensitiv auf kleine Änderungen der Randbedingungen, so dass die Ergebnisse teils stochastischen Charakter zeigen, was dem Versuch einer mechanistischen Modellierung nicht unbedingt entgegenkommt. Der Vergleich verschiedener Programmsysteme mit unterschiedlicher Modellbasis stellt dabei neben der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse eine weitere Möglichkeit dar, Rechnungsergebnisse zu bewerten. So führte teilweise erst der direkte Vergleich zur Aufdeckung von Unterschieden und Widersprüchen, deren Analyse dann aber zeitaufwändig und teilweise erst unter Ausnutzung der Kenntnisse des zugrundeliegenden Quellcodes möglich war. Diese Arbeit kann demzufolge häufig nur in Zusammenarbeit mit oder vom Programmentwickler selbst durchgeführt werden.

Zukünftig ist mit Übergang der aktuell verfügbaren ASTEC Version V2.0 auf die Version V2.1 eine weitere Verbesserung zu erwarten, da dann die oftmals kritisierte Kopplung von ICARE und CESAR insofern wegfällt, als dass dann die Thermohydraulik komplett von CESAR gerechnet wird, also auch im Kern. ICARE rechnet dann nur noch die eigentliche Kernzerstörung und ist zudem von Beginn an aktiviert, so dass insbesondere Probleme im Zusammenhang mit der Umschaltung von CESAR auf ICARE beseitigt werden. Zudem wird dann die bisher nur testweise erfolgte und auf die Thermohydraulik beschränkte Anwendung auf Siedewasserreaktoren auch auf die Kernzerstörung ausgeweitet werden. Hier wären dann entsprechende Vergleichsrechnungen analog den hier durchgeführten ratsam.

Auch im ATHLET-CD Entwicklungsprogramm wird eine Reihe von Modellverbesserungen durchgeführt. Sie betreffen z. B. den Austausch des älteren SOPHAEROS-Moduls, so dass hier noch vorhandene Einschränkungen bzgl. der Nodalisation wegfallen werden sowie Verbesserungen in Bezug auf die Phase der späten Kernzerstörung erwartet werden. Ebenso werden die Modelle zum RDB-Versagen sowie die Kopplung zwischen ATHLET-CD und COCOSYS zum Schmelzeaustrag in die Kaverne realisiert.



### **3 Durchführung einer ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse mit ASTEC für die in-vessel Phase der Kernzerstörung**

Umfassende Sicherheitsanalysen von Stör- und Unfallabläufen für Kernkraftwerke stützen sich auf den Einsatz von Rechenprogrammen, die dem jeweils aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik entsprechen. Eines dieser Rechenprogramme ist der von der GRS und IRSN in Kooperation entwickelte Integralcode ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code). Für sogenannte Best-Estimate-Analysen ist die Angabe der vorhandenen Unsicherheiten der Rechenergebnisse notwendig, damit sich der Abstand von errechneten Zuständen zu sicherheitsrelevanten Grenzwerten quantitativ beurteilen lässt.

Aufbauend auf den ASTEC-Simulationen kompletter Unfallszenarien wurde im Sinne einer Pilotstudie eine Unsicherheits- und Sensitivitätsstudie unter ASTEC durchgeführt. Dabei lag der Schwerpunkt auf der frühen Kernzerstörungsphase innerhalb des Reaktordruckbehälters mit Beschränkung auf ein Unfallszenario für einen DWR vom Typ KONVOI. Bei dem unterstellten Unfallszenario handelt es sich um ein 50 cm<sup>2</sup> großes Leck im kalten Strang einer Kühlschleife mit Ausfall aller aktiven Notkühlsysteme.

Ein Ziel der Analyse ist, die Unsicherheiten speziell für PSA Stufe 2 relevante Größen, wie Wasserstoffbildung und Spaltproduktfreisetzung, zu untersuchen. Die Ergebnisse können für weitergehende Studien zur Freisetzung in die Umwelt verwendet werden. Weiterhin können die gewonnenen Erkenntnisse in User-Guidelines z. B. bezüglich der Auswahl physikalischer Modelle einfließen.

Ursprünglich war geplant, auf Basis einer ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse den ASTEC Datensatz zu vereinfachen und die Änderungen der Unsicherheitsbänder sowie der Sensitivitäten in Bezug auf eine PSA der Stufe 2 sowie den Quellterm mit einem vereinfachten Datensatz zu bewerten. Die Notwendigkeit, eine Vereinfachung des ASTEC-Datensatzes durchzuführen, entfiel, da

- vergleichbare Ergebnisse zwischen ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS mit einem für Integralprogramme typischen Datensatz erzielt wurden,
- die Rechenzeiten, welche für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen mit ASTEC benötigt wurden, mit dem obigen in Kap. 2 beschriebenen ASTEC-Datensatz bereits vertretbar sind.

Schon in den früheren Analysen mit ASTEC wurde die Bedeutung der thermohydraulischen Randbedingungen auf den gesamten Unfallablauf deutlich /REI 10/. Unsicherheiten der thermohydraulischen Randbedingungen führen unter anderem zu einer Verschiebung des Beginns der Kernzerstörung. Daher wurden in der Unsicherheits- und Sensitivitätsstudie für zeitabhängige Ausgabegrößen die Ergebnisse immer zum gleichen Zeitpunkt verglichen und bewertet. Um die Phänomene der Kernzerstörung an sich und deren Unsicherheiten sowie die Sensitivitäten genauer untersuchen zu können, wurde im ersten Schritt in einer Studie nur das thermohydraulische Verhalten betrachtet und in einem zweiten Schritt das Kernzerstörungsverhalten untersucht. Der Schwerpunkt liegt somit auf der phänomenologischen Betrachtungsweise.

Im Folgenden werden die wesentlichen Arbeitsschritte zur Durchführung einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse beschrieben. Dies geschieht zusammen mit einer Beschreibung des für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen von der GRS entwickelten Programmsystems SUSAs. Dann werden die durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen vorgestellt und deren Ergebnisse erörtert.

Es wurde zunächst eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse, die sich auf das ASTEC Thermohydraulik Modul CESAR beschränkt, durchgeführt. Deren Ziel war es, Erfahrungen im Umgang mit dem Programmsystem SUSAs im Zusammenspiel mit ASTEC zu sammeln und einen für eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse geeigneten DWR KONVOI Datensatz auf Basis der Arbeiten zum Arbeitspunkt AP1 bereitzustellen. Für die Rechnungen wurde der in Kap. 2.3 beschriebene Datensatz verwendet. Die Beschränkung auf die Thermohydraulik führte zu kurzen Rechenzeiten. Auf einem Linux-Cluster konnten 100 Rechnungen innerhalb von zwei Tagen durchgeführt werden.

In einer zweiten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse (mit 3 Studien) wurden Unsicherheiten in dem Kernzerstörungsmodul ICARE in ASTEC untersucht. Hier war die Zielsetzung, den Einfluss unterschiedlicher, vom Anwender auszuwählender, physikalischer Modelle oder Parameter auf Auswertegrößen, die zur Charakterisierung des Unfallablaufs geeignet sind, zu untersuchen sowie die Unsicherheit für PSA Stufe 2 relevante Größen, wie Wasserstoffbildung und Spaltproduktfreisetzung, zu quantifizieren. Details zu den Ergebnissen sind in /KRO 14/ dargestellt.

### 3.1 Grundlagen zu Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen sowie zum Programmsystem SUSANA

Zur Durchführung einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse steht das Programmsystem SUSANA (Software für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen) zur Verfügung /KLO 99/. SUSANA ist unabhängig vom verwendeten Rechenprogramm und kann immer genutzt werden, wenn die zu variierenden Parameter über einen Eingabedatensatz im ASCII-Format übergeben werden.

In SUSANA werden die unsicheren Parameter und entsprechend dem Kenntnisstand über die Unsicherheit jeweils eine Wahrscheinlichkeitsverteilung angegeben. Die Wahrscheinlichkeitsverteilungen können diskret oder kontinuierlich sein. Mit SUSANA können dann Eingabedatensätze generiert werden, bei denen das Set der angegebenen unsicheren Parameter gemäß der Wahrscheinlichkeitsverteilung variiert wird. Dem liegt eine Monte-Carlo-Simulation zugrunde.

Für eine Unsicherheitsanalyse ist die Anzahl der notwendigen Rechenläufe unabhängig von der Anzahl der unsicheren Parameter. Die Anzahl der Rechenläufe richtet sich nur nach der gewünschten Genauigkeit der Unsicherheitsaussage, die durch die beiden statistischen Parameter  $\beta$  (zu erfassende Unsicherheit) und  $\gamma$  (gewünschtes Vertrauensniveau aufgrund der Beschränktheit des Stichprobenumfangs) charakterisiert ist /AUS 10/. Für eine Genauigkeit von  $\beta = 95\%$  und  $\gamma = 95\%$  werden für zweiseitige Toleranzgrenzen mindestens 93 Rechenläufe (Stichproben) benötigt. In diesem Fall bedeutet das, dass mit 95% Sicherheit 95% aller Rechenergebnisse in den ermittelten Toleranzgrenzen liegen. Bei einer Unsicherheitsanalyse können zu den Auswertegrößen neben den Toleranzgrenzen, Minima, Maxima, Durchschnitte und Quantile ausgegeben werden. Es können Einzelgrößen (Skalare) ausgewertet werden oder Größen, die sich zeitlich bzw. räumlich verändern.

Die Sensitivitätsanalyse beantwortet die Frage, welche unsicheren Parameter den größten Beitrag zu den Unsicherheiten der Auswertegrößen liefern. Die Beiträge werden durch Sensitivitätsmaße quantifiziert. Beispiele für Sensitivitätsmaße sind der gewöhnliche Korrelationskoeffizient nach Pearson, der den Grad der linearen Abhängigkeit einer Auswertegröße von einem unsicheren Eingabeparameter wiedergibt, oder Rang-Korrelationskoeffizient nach Spearman, der den Grad der monotonen Abhängigkeit einer Auswertegröße von einem unsicheren Eingabeparameter wiedergibt. Ist eine Anordnung eines Eingabeparameters nach der Größe nicht sinnvoll, z. B. bei der Aus-

wahl eines verwendeten physikalischen Modells, so kann der Einfluss der Eingabegröße auf das Ergebnis durch das „correlation ratio“ quantifiziert werden. Das „correlation ratio“ kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Ein Wert 0 bedeutet, dass die Streuung der Ergebnisse bei allen gewählten Eingabegrößen gleich ist. Ein Wert 1 bedeutet, dass die Streuung der Ergebnisse nur auf die gewählte Eingabegröße zurückzuführen ist.

### **3.2 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der ersten 5000 s eines Kühlmittelverluststörfalls**

#### **3.2.1 Randbedingungen**

Bei einer ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse sollten Erfahrungen mit dem Programmsystem SUSA unter ASTEC für einen Kühlmittelverluststörfall gesammelt werden. Es wurde eine Analyse der ersten 5000 s eines Kühlmittelverluststörfalls mit einem unterstellten 50 cm<sup>2</sup> großen Leck in dem kalten Strang einer Kühlschleife und zusätzlichem Ausfall der Sicherheitseinspeisepumpen sowie der Not- und Nachkühlpumpen durchgeführt. Durch die Begrenzung der Problemzeit auf die ersten 5000 s sollten kurze Rechenzeiten für die Simulation erzielt werden. So konnten einhundert Rechnungen für diese Analyse auf einem Linux-Cluster in zwei Tagen erfolgreich beendet werden. Neben dem Ziel, SUSA für diese Szenarien kennenzulernen, sollte durch diese Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse geklärt werden, ob bei einer weiterführenden Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse, die auch die Kernzerstörung mit berücksichtigt, Eingabeparameter variiert werden sollen, die die Anfangsbedingungen für das Kernzerstörungsmodul beeinflussen. Dies wurde auf Grundlage der Unsicherheiten der untersuchten Ausgabeparameter im Endzustand der Rechnung beurteilt.

Bei dieser ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurden nur unsichere Parameter des ASTEC Thermohydraulikmoduls CESAR variiert. Die als unsicher festgelegten Parameter werden in Tab. 3.1 aufgelistet. Ebenso werden die Widerstandsbeiwerte sämtlicher Verbindungen zwischen CESAR-Volumen (Kühlkreislauf) als unsicher betrachtet. Die dazugehörigen Eingabedaten sind in Tab. 3.2 dargestellt.

**Tab. 3.1** Liste der unsicheren Parameter (CESAR Studie)

| Parameter  | Referenzwert  | Minimalwert | Maximalwert | Verteilung       |
|--|---|-------------|-------------|------------------|
| Hydraulischer Durchmesser des Deckelraums  | 2,54 m  | 1,54 m      | 3.54 m      | Gleich           |
| Hydraulischer Durchmesser des oberen Plenums   | 0,554 m   | 0,254 m     | 5,554 m     | Gleich           |
| Minimalwert für CESAR-Zeitschritt  | $10^{-7}$ s   | $10^{-8}$ s | $10^{-6}$ s | Gleich           |
| Maximalwert für CESAR-Zeitschritt  | 5 s   | 1 s         | 10 s        | Gleich           |
| Relative Höhenkote (Lecklage) des Lecks in Hauptkühlmittelleitung<br>0: Unterkante HKL<br>1: Oberkante HKL | 0,05  | 0,01        | 0,99        | Gleich           |
| Berechnung des Wasserstands (COLLAPSE) am Leck   | 0: homogenes Gemisch<br>2: entsprechend Wasserspiegel |             |             | Gleich (diskret) |
| Anzahl der Kernringe   | 0: drei Fluidkanäle<br>1: sieben Fluidkanäle          |             |             | Gleich (diskret) |

Des Weiteren wurde der Eingabewert „COLLAPSE“ des Lecks variiert. Dieser Größe kann nur der Wert 0 oder 2 zugewiesen werden. Bei COLLAPSE = 0 tritt aus dem Leck ein homogenes Wasser-Dampf-Gemisch aus. Wird COLLAPSE der Wert 2 zugeordnet, wird entsprechend dem Dampfgehalt des Volumens, in dem sich das Leck befindet, ein Wasserspiegel berechnet. Je nach Lage des Lecks tritt dann nur Dampf, ein Wasserdampfgemisch oder nur Wasser aus dem Primärkreis aus.

Mit dem letzten Parameter der Unsicherheitsanalyse soll die Bedeutung der Nodalisierung für das Rechenergebnis untersucht werden. Es wurde ein Nodalisierungsparameter definiert, der die Werte 0 oder 1 annehmen kann. Wird dem Parameter der Wert 0 zugeordnet, so wird die Thermohydraulik im Kern mit nur drei Fluidkanälen berechnet. Beim Parameterwert 1 werden sieben Fluidkanäle verwendet.

**Tab. 3.2** SUSAs-Parameter bzgl. unsicherer Widerstandsbeiwerte in CESAR

| Verbindung zwischen den Volumen |                                  | Referenzwert | Minimalwert | Maximalwert | Verteilung  | Erwartungswert / Standardabweichung |
|---------------------------------|----------------------------------|--------------|-------------|-------------|-------------|-------------------------------------|
| Oberes Plenum                   | Heißer Strang                    | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Heißer Strang                   | Dampferzeuger Eingang            | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Dampferzeuger Eingang           | Dampferzeuger U-Rohre            | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Dampferzeuger U-Rohre           | Dampferzeuger Ausgang            | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Dampferzeuger Ausgang           | Pumpenbogen (1)                  | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Pumpenbogen (1)                 | Pumpenbogen (2)                  | 0,1          | 0           | 0,5         | Log. Normal | 0,1 / 0,1                           |
| Pumpenbogen (2)                 | Kalter Strang                    | 0,1          | 0           | 0,5         | Log. Normal | 0,1 / 0,1                           |
| Kalter Strang                   | Oberer Teil des Rückströmraums   | 0,5          | 0           | 2           | Log. Normal | 0,5 / 0,4                           |
| Heißer Strang                   | Druckausgleichsleitung (1)       | 0            | 0           | 0,1         | Normal      | 0 / 0,1                             |
| Druckausgleichsleitung (1)      | Druckausgleichsleitung (2)       | 0            | 0           | 0,1         | Normal      | 0 / 0,1                             |
| Druckausgleichsleitung (2)      | Druckausgleichsleitung (3)       | 0            | 0           | 0,1         | Normal      | 0 / 0,1                             |
| Druckausgleichsleitung (3)      | Druckhalter                      | 0            | 0           | 0,1         | Normal      | 0 / 0,1                             |
| Druckhalter                     | Druckhalterabblaseventil         | 4            | 2           | 6           | Normal      | 4 / 1                               |
| Druckhalter                     | Druckhaltersicherheitsventil (1) | 4            | 2           | 6           | Normal      | 4 / 1                               |
| Druckhalter                     | Druckhaltersicherheitsventil (2) | 4            | 2           | 6           | Normal      | 4 / 1                               |
| Oberes Plenum                   | Deckelraum                       | 0            | 0           | 0,1         | Normal      | 0 / 0,1                             |
| Oberer Teil des Rückströmraums  | Deckelraum                       | 10           | 8           | 12          | Normal      | 10 / 1                              |
| Oberer Teil des Rückströmraums  | Heißer Strang                    | 2000         | 1000        | 3000        | Normal      | 2000 / 500                          |

### 3.2.2 Charakteristische Ereignisse des Störfallablaufs

Die ersten 5000 s des Ereignisablaufs sind geprägt durch folgende Ereignisse, die in der nachfolgenden Tab. 3.3 zusammengefasst sind.

**Tab. 3.3** Charakteristische Ereignisse des Störfallablaufs (Basisfall)

| Zeit   | Ereignis   |
|--------|--|
| 0 s    | Öffnen des Lecks   |
| 1 s    | RESA wegen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter um 30 mbar, Deaktivierung der Druckhalterregelung |
| 2 s    | TUSA, Deaktivierung der Dampferzeugerbespeisung  |
| 18 s   | Druckhalterfüllstand fällt unter 2,28 m, Start des Zusatzboriersystems                           |
| 19 s   | Primärkreisdruck fällt unter 132 bar, Start des 100 K/h Abfahrens                                |
| 500 s  | Absperren der kaltseitigen Einspeisepfade der Druckspeicher                                      |
| 1500 s | Dampferzeugerfüllstand fällt unter 5 m   |
| 2800 s | Beginn der Einspeisung aus den Druckspeichern  |
| 4000 s | Deaktivierung des Zusatzboriersystems  |

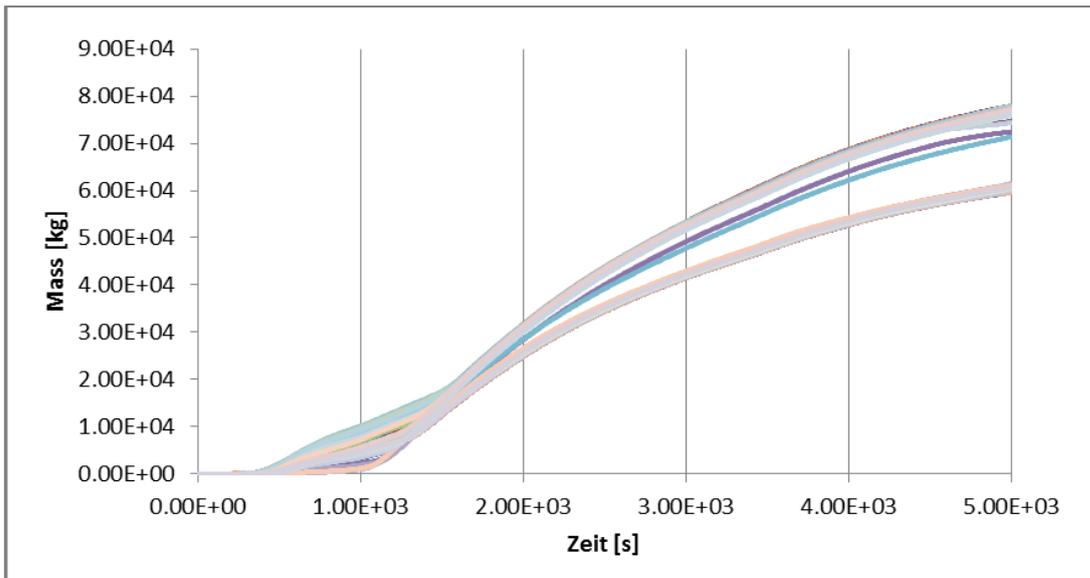
### 3.2.3 Ergebnisse

Für die Unsicherheitsanalyse wurden insgesamt 69 Auswerteparameter ausgelesen. Es werden in diesem Bericht exemplarisch die vier Auswertegrößen „Dampfmasse aus Leck“, „Ausströmrte Dampf“, „Wassermasse aus Leck“ und „Ausströmrte Wasser“ diskutiert.

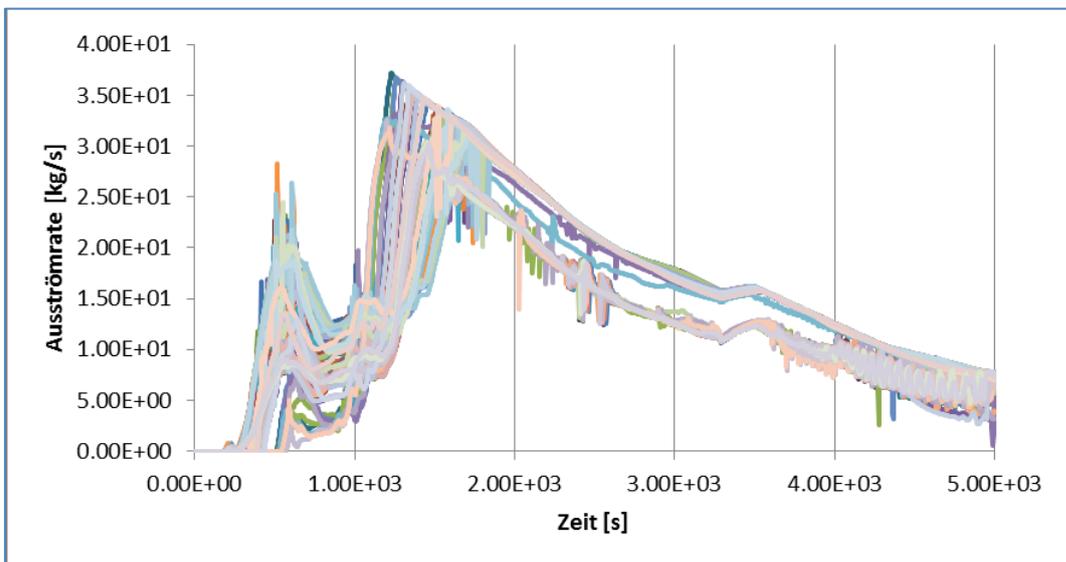
In Abb. 3.1 ist der integrale Dampfaustrag aus dem Leck für die 100 durchgeführten Rechnungen dargestellt. Erwartungsgemäß tritt in den ersten 200 s kein Dampf aus dem Leck aus, sondern nur Wasser. Nach etwa 1800 s ist eine deutliche Aufspaltung der Ergebniskurven in zwei Kurvenscharen zu erkennen. Diese lässt sich auch bei der Dampfausströmrte für die 100 durchgeführten Rechnungen nachvollziehen (Abb. 3.2). Die Aufspaltung in zwei Kurvenscharen kann auf den Eingabeparameter COLLAPSE in

Kombination mit der relativen Lecklage zurückgeführt werden. Wurde dem Parameter COLLAPSE der Wert 0 zugeordnet, tritt immer ein homogenes Wasser-Dampf-Gemisch aus. Die Position des Lecks in der Rohrleitung ist folglich für den Dampfanteil des ausgetragenen Fluides irrelevant. Wurde dem Parameter der Wert 2 zugeordnet, wird ein Wasserspiegel in der Rohrleitung entsprechend dem Dampfanteil in dem betrachteten Volumen berechnet. In dem Fall ist die Zusammensetzung des Wasser-Dampf-Gemischs des ausgetragenen Kühlmittels von der Position des Lecks relativ zu dem Wasserspiegel abhängig. Befindet sich der Wasserspiegel oberhalb des Lecks, tritt kein Dampf aus, fällt der Wasserspiegel unterhalb des Lecks, wird nur noch Dampf in den Sicherheitsbehälter abgegeben. Im Bereich der Lecklage existiert ein Übergangsbereich, dort wird die Zusammensetzung des Wasser-Dampf-Gemischs stetig angepasst.

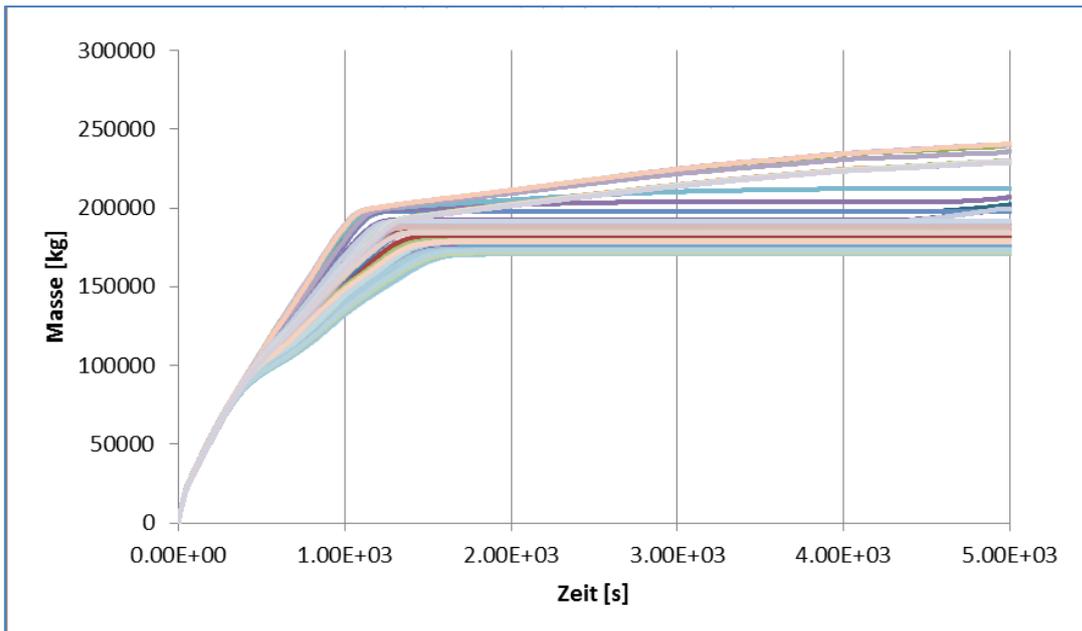
Anhand Abb. 3.3 und Abb. 3.4 kann der Einfluss der Lecklage und des Parameters COLLAPSE auf den Wasseraustrag aus dem Leck für die 100 durchgeführten Rechnungen nachvollzogen werden. In den ersten 300 s treten etwa 80 t Wasser aus dem Leck aus. Nach etwa 300 s beginnt eine deutliche Auffächerung der Ergebnisse. Bei 1000 s beträgt die Streuung der Ergebnisse ca. 50 t Wasser. Ab ca. 1400 s können die Ergebniskurven in zwei Kategorien unterteilt werden. Bei einigen Ergebnissen bleibt die ausgetragene Wassermasse bis zum Ende der Rechnung bei 5000 s konstant, bei den übrigen ist ein kontinuierlicher Anstieg festzustellen. Diesen kontinuierlichen Anstieg gibt es nur bei Rechnungen mit COLLAPSE 0. Bei Rechnungen mit COLLAPSE 2 steigt die aus dem Leck ausgetragene Wassermasse nicht mehr an, wenn der Wasserspiegel unter das Leck fällt.



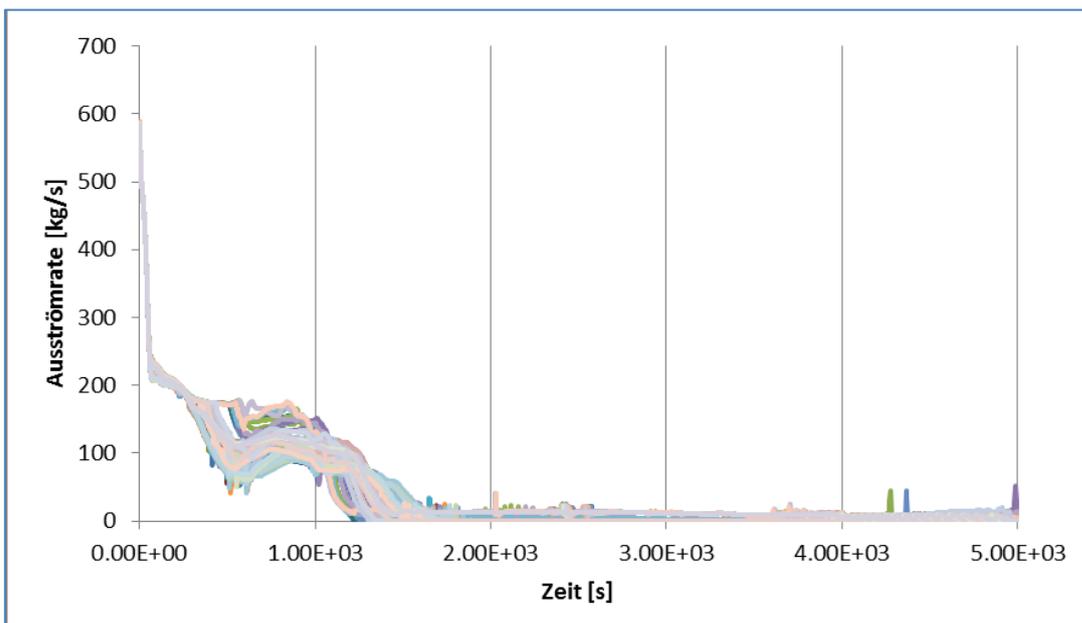
**Abb. 3.1** Masse des aus dem Leck austretenden Dampfes, Ergebnisse der 100 Analysen mit ASTEC



**Abb. 3.2** Ausströmrade des Dampfes aus dem Leck, Ergebnisse der 100 Analysen mit ASTEC



**Abb. 3.3** Masse des aus dem Leck tretenden Wassers, Ergebnisse der 100 Analysen der SUSAs



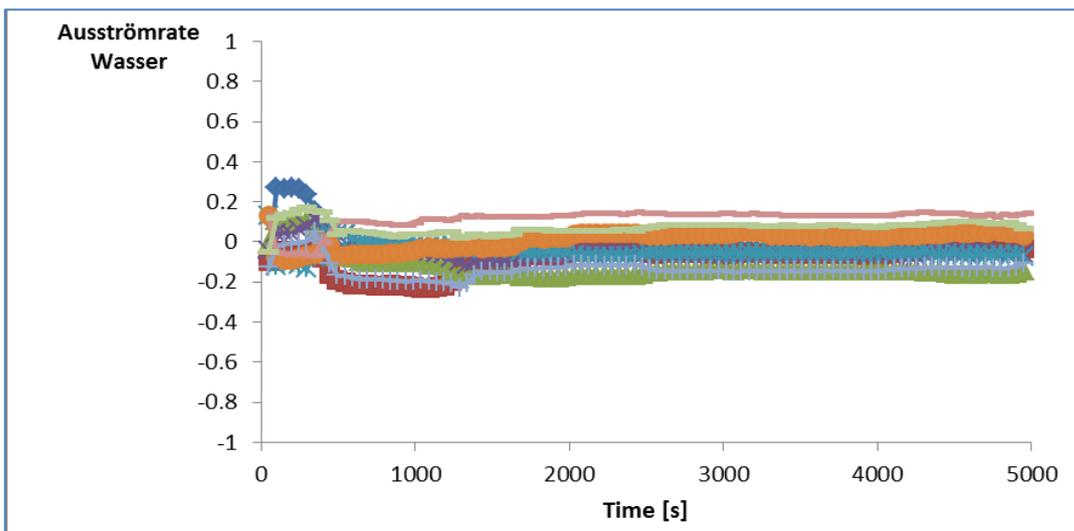
**Abb. 3.4** Ausströmrate des Wassers aus dem Leck, Ergebnisse der 100 Analysen der SUSAs

Abb. 3.5 und Abb. 3.6 geben die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zu den Ausström-  
 raten des Wassers wieder. Zur Sensitivitätsanalyse wurde der Rang-  
 Korrelationskoeffizient nach Spearman verwendet. Der Abb. 3.5 ist zu entnehmen,  
 dass die Widerstandsbeiwerte einen zu vernachlässigenden Einfluss auf die Auswer-

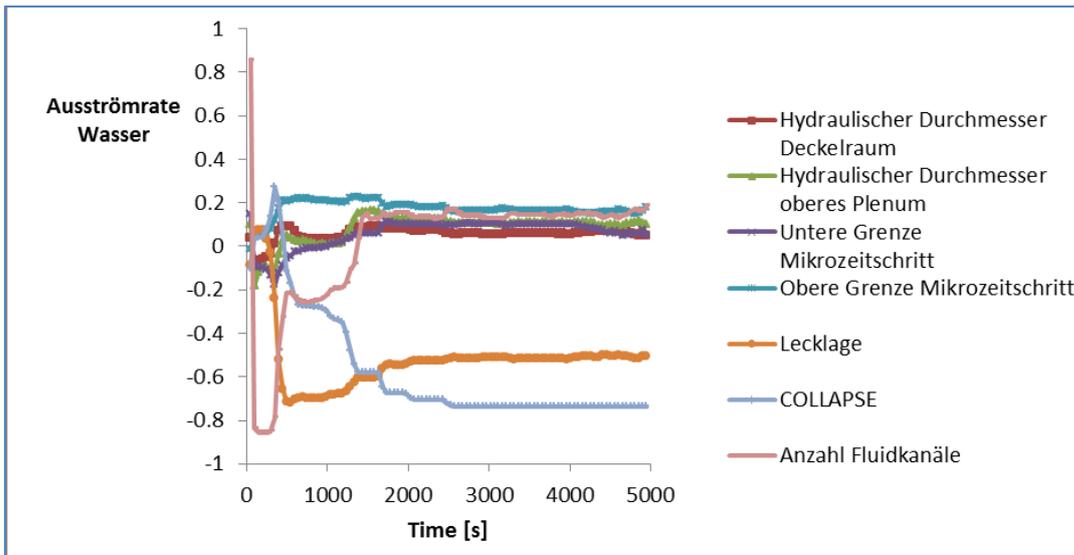
tegröße haben. Auch die Beiträge der Parameter „Hydraulischer Durchmesser des Deckelraums“, „Hydraulischer Durchmesser des oberen Plenums“, „Untere Grenze für einen Mikrozeitschritt von CESAR“ und „Obere Grenze für einen Mikrozeitschritt von CESAR“ können für die Ausströmrage vernachlässigt werden.

In den ersten 300 s des Störfalls wirkt sich die Anzahl der Fluidkanäle auf die Ausströmrage des Wassers aus. Bei den Rechnungen mit nur 3 Fluidkanälen wird mehr Wasser ausgetragen als bei der feineren Kernnodalisierung mit 7 Kanälen. Im weiteren Zeitverlauf ist die Anzahl der Fluidkanäle für die Ausströmrage irrelevant.

Ab  $t = 300$  s wird die Unsicherheit bis zum Ende der Rechnung von der Lecklage und dem Parameter COLLAPSE dominiert. Die negativen Werte der Korrelationskoeffizienten der beiden Parameter belegen die in der Unsicherheitsanalyse aufgestellten Thesen zur Bedeutung dieser beiden Parameter. Denn für die Lecklage bedeutet der negative Korrelationskoeffizient, dass bei einem Leck, das sich im unteren Bereich der Leitung befindet, mehr Wasser ausströmt, als bei einer hohen Lecklage. Der negative Korrelationskoeffizient bei dem Parameter COLLAPSE zeigt an, dass mehr Wasser ausgetragen wird, wenn der Parameter den Wert 0 annimmt, also stets ein homogenes Wasser-Dampf-Gemisch ausgetragen wird. In diesem Fall strömt folglich über den ganzen Unfallzeitraum Wasser durch das Leck. Wird ein Wasserspiegel berechnet (COLLAPSE = 2), endet das Ausströmen von Wasser, wenn der Wasserspiegel unterhalb des Lecks liegt.



**Abb. 3.5** Sensitivitätsanalyse: Einfluss der Widerstandsbeiwerte auf die Ausströmrage Wasser (Spearman Rang Korrelationskoeffizient)



**Abb. 3.6** Sensitivitätsanalyse der Ausströmrate Wasser (Spearman Rang Korrelationskoeffizient)

### 3.3 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf die in-vessel Phase der Kernzerstörung

Aufbauend auf den Erfahrungen, die in einer ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des ASTEC Thermohydraulikmoduls CESAR erzielt wurden, wurde eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Kernzerstörungsphase bis RDB-Versagen durchgeführt. Das Ziel der Untersuchung war, insbesondere die Bedeutung der Auswahl von physikalischen Modellen zu analysieren und den Einfluss auf PSA Stufe 2 relevante Größen zu quantifizieren.

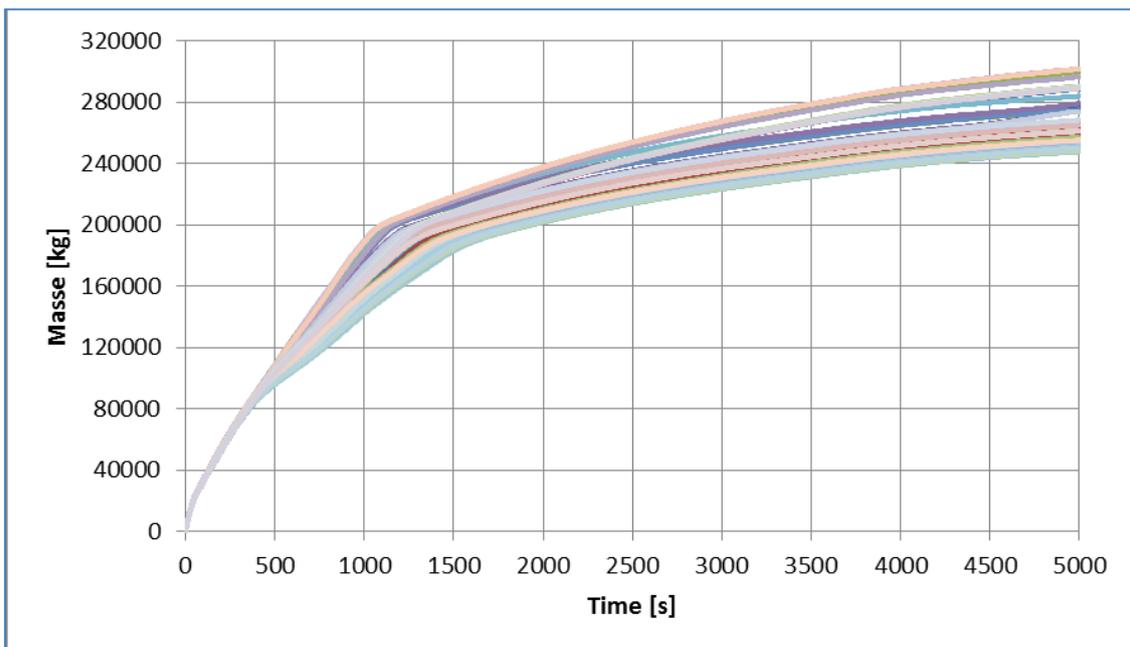
#### 3.3.1 Randbedingungen

In einer weiterführenden Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde die in-vessel Kernzerstörungsphase vom Beginn der Hüllrohroxidation bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters untersucht. Die Kernzerstörung wurde mit dem ASTEC Modul ICARE berechnet. Dabei wurde das ICARE Modul gestartet, wenn folgende thermohydraulische Zustände erreicht waren:

- der mittlere Dampfgehalt in den Kühlschleifen ist größer als 50 %,

- der Dampfgehalt im oberen Plenum des Reaktordruckbehälters ist größer als 92,5 %,
- die Dampftemperatur am Kernaustritt ist größer als 300 °C,
- die Druckspeicher sind leer.

In der Abb. 3.7 ist die Masse des aus dem Leck ausgetragenen Fluides dargestellt. Nach 5000 s Problemzeit unterscheidet sich die Masse in den Rechnungen um etwa 50 t. Daraus folgt, dass sich auch die Masse des im Primärkreis verbleibenden Kühlmittels zum Zeitpunkt  $t = 5000$  s um 50 t unterscheidet. Dies führt zu Verschiebungen des Startzeitpunktes des ICARE-Moduls in einigen Fällen von über 5000 s. Eine Vergleichbarkeit der Kernzerstörungsphase im Rahmen einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wird dadurch eingeschränkt.



**Abb. 3.7** Masse des aus dem Leck austretenden Fluides (Wasser und Dampf), Ergebnisse der 100 Analysen der SUSAs

Für die Analyse wurden daher nur Parameter des Kernzerstörungsmoduls ICARE variiert. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde insbesondere beachtet, dass die Parameter keinen Einfluss auf den Startzeitpunkt des ICARE-Moduls haben. Damit sind für alle Rechnungen gleiche Anfangsbedingungen sichergestellt.

Bei der Wahl der Parameter wurden die Ergebnisse aus /AUS 10/ berücksichtigt, allerdings ist die Übertragbarkeit einer Nachrechnung eines Experiments auf eine Anlagenrechnung nur eingeschränkt möglich, zumal die Analysen in /AUS 10/ mit ATHLET-CD durchgeführt wurden und sich die Auswahl der Eingabeparameter im Vergleich zu ASTEC unterscheiden. Beispielsweise sind Materialeigenschaften wie Wärmeleitfähigkeit unter ASTEC keine Eingabegrößen, sondern werden einer Materialdatenbank entnommen.

Insgesamt wurden 28 Parameter variiert (Tab. 3.4).

Tab. 3.4 Liste der unsicheren Parameter<sup>3</sup>

| Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 1 & 2) | Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 3) | Parameter  |
|--------------------------------------|----------------------------------|--|
| 1                                    | 1                                | <p><b>Maximale radiale Ausdehnung der Brennstabhüllrohre</b></p> <p>Die maximale radiale Ausdehnung wird in ASTEC als relative Ausdehnung angegeben.</p> $CreeE = \frac{r - r_0}{r_0}$ <p>Hierbei ist <math>r_0</math> der ursprüngliche Radius des Hüllrohrs und <math>r</math> der Radius, bei dem sich benachbarte Hüllrohre berühren. Bei Berührung wird die radiale Ausdehnung gestoppt und ein instantanes Aufplatzen der Rohre angenommen. Der Wert wurde zwischen 0,25 und 0,34 variiert. Es wurde eine gleichverteilte Unsicherheit angenommen. Die beiden Werte für die Grenzen wurden dem zu ASTEC gehörenden Referenzdatensatz entnommen und aus dem Brennstababstand in dem verwendeten KONVOI Datensatz berechnet.</p> |
| 2                                    | 2                                | <p><b>Riszlänge nach Aufplatzen der Brennstabhüllrohre</b></p> <p>Der Referenzwert ist mit 0,5 m angegeben. Er wurde über die gesamte Hüllrohrlänge variiert, wobei eine Normalverteilung mit Erwartungswert 0,5 m und <math>\sigma = 0,15</math> m gewählt wurde.</p>   |
| 3                                    | 3                                | <p><b>Minimaler Flüssigkeitsanteil zur radialen Verlagerung</b></p> <p>Diese Größe gibt an, welcher Anteil einer Komponente innerhalb eines Rechengitterelements geschmolzen sein muss, damit die Flüssigkeit innerhalb des Elements radial verlagert werden kann. In einem Rechengitterelement können beispielsweise folgende Komponenten enthalten sein: Brennstoff, Hüllrohr, Steuerstab, Steuerstabhüllrohr, Steuerstabführungsrohr, Abstandhalter. Der Referenzwert ist</p>   |

<sup>3</sup> Es wurden 3 Analysen durchgeführt. Bei der 3. Analyse wurden keine physikalischen Modelle variiert. Daher verschiebt sich die Nummerierung der Parameter.

| Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 1 & 2) | Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 3) | Parameter   |
|--------------------------------------|----------------------------------|---|
|                                      |                                  | mit 0,0 angegeben, das heißt, dass immer eine radiale Verlagerung von Flüssigkeit möglich ist. Die Größe wurde zwischen 0,0 und 1,0 variiert, wobei eine Normalverteilung mit Erwartungswert 0,0 und $\sigma = 0,1$ gewählt wurde.  |
| 4 – 12                               |                                  | <p><b>Modell bzgl. Verlagerung von Material in einem Rechengitterelement</b></p> <p>Mit den Parametern 4 bis 12 werden für die Komponenten Steuerstab, Brennstoff, Magma aus Steuerstab, Magma aus Kernumfassung, Magma aus Kerneinbauten, Abstandshalter, Hüllrohre, Steuerstabführungsrohre und Kernbehälter die verwendeten Rechenmodelle für die radiale Verlagerung in einem Rechengitterelement gewählt. Für Anlagenrechnungen stehen die Modelle STANDARD und CHEMICAL, bei dem Verflüssigung aufgrund chemischer Reaktionen berücksichtigt wird, zur Verfügung. Der Standardwert ist zwar STANDARD, jedoch wurde in den Anlagendatensätzen, die mit ASTEC ausgeliefert werden, und insbesondere auch bei dem Best-Estimate.-Datensatz von IRSN, sowohl die Option STANDARD als auch CHEMICAL verwendet. Die Modelle wurden mit jeweils gleicher Wahrscheinlichkeit gewählt. Der Unterschied der Modelloptionen liegt in der Annahme bezüglich der Verteilung der austretenden Schmelze auf die umliegenden Strukturen, die entweder entsprechend der Anzahl der Stäbe gewichtet oder entsprechend der räumlichen Anordnung verteilt wird.</p> |
| 13                                   | 4                                | <p><b>Minimaler Flüssigkeitsanteil zur radialen Verlagerung aus dem Schüttbett</b></p> <p>Diese Größe gibt an, welcher Anteil des Schüttbetts im unteren Plenum geschmolzen sein muss, damit die Flüssigkeit radial verlagert werden kann. Der Referenzwert ist mit 0,0 angegeben, das heißt, dass immer eine radiale Verlagerung von Flüssigkeit möglich ist. Die Größe wurde zwischen 0,0 und 1,0 variiert, wobei eine Normalverteilung mit Erwartungswert 0,0 und <math>\sigma = 0,1</math> gewählt wurde.</p>   |
| 14                                   |                                  | <p><b>Focusing effect</b></p> <p>Es kann festgelegt werden, ob der „focusing effect“ bei den Rechnungen berücksichtigt wird oder nicht.</p>   |

| Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 1 & 2) | Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 3) | Parameter   |
|--------------------------------------|----------------------------------|---|
|                                      |                                  | Der „focusing effect“ beschreibt eine Schichtbildung der Schmelze im unteren Plenum des Reaktor-druckbehälters. Es entsteht eine Schicht keramischer Schmelze, die von einer dünneren Schicht metallischer Schmelze bedeckt ist. Die bessere Wärmeleitung der metallischen Schmelze bewirkt einen erhöhten Wärmefluss an der Kontaktfläche zwischen RDB-Wand und metallischer Schmelze. Bei den Rechnungen für diese Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde der „focusing effect“ mit einer Wahrscheinlichkeit von 50 % aktiviert.   |
| 15                                   |                                  | <p><b>Wärmetransport in das untere Plenum</b></p> <p>Mit diesem Parameter kann festgelegt werden, ob ein Rechenmodel zur Berechnung des Wärmetransports durch die Schmelze in das vereinfachte untere Plenum aktiviert wird. Bei den Rechnungen für diese Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde das Model mit einer Wahrscheinlichkeit von 50 % aktiviert.</p>  |
| 16 – 18                              | 5 – 7                            | <p><b>Schwellwerte für die Verlagerung Hüllrohrmaterial <math>ZrO_2</math></b></p> <p>Zur Verlagerung von <math>ZrO_2</math> muss eines der beiden folgenden Kriterien erfüllt sein:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>– Eine Grenztemperatur muss überschritten und eine Hüllrohrdicke unterschritten werden. Die Referenztemperatur von 2600 K wurde zwischen 2550 K und 2650 K variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit einem Erwartungswert von 2600 K und <math>\sigma = 50</math> K verwendet. Der Referenzwert für die Hüllrohrdicke von 0,25 mm wurde zwischen 0,2 mm und 0,3 mm variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit einem Erwartungswert von 0,25 mm und <math>\sigma = 0,05</math> mm verwendet.</li> <li>– Eine Grenztemperatur muss überschritten werden. Die Referenztemperatur von 2700 K wurde zwischen 2650 K und 2750 K variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit einem Erwartungswert <math>\mu = 2700</math> K und <math>\sigma = 50</math> K verwendet.</li> </ul> |

| Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 1 & 2) | Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 3) | Parameter  |
|--------------------------------------|----------------------------------|--|
| 19                                   | 8                                | <p><b>Schwellwert für die Verlagerung von Material der Steuerstabführungsrohre <math>ZrO_2</math></b></p> <p>Zur Verlagerung muss eine Grenztemperatur überschritten werden. Die Referenztemperatur von 1730 K wurde zwischen 1680 K und 1780 K variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit einem Erwartungswert <math>\mu = 1730</math> K und <math>\sigma = 50</math> K verwendet. Durch die herabgesetzte Temperatur wird die eutektische Reaktion mit dem Silber Indium Kadmium der Steuerstäbe berücksichtigt.</p>                             |
| 20                                   | 9                                | <p><b>Schwellwert für die Verlagerung von Material der Abstandshalter</b></p> <p>Zur Verlagerung muss eine Grenztemperatur überschritten werden. Die Referenztemperatur von 2700 K wurde zwischen 2650 K und 2750 K variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit einem Erwartungswert von 2700 K und <math>\sigma = 50</math> K verwendet.</p>   |
| 21 – 23                              | 10 – 12                          | <p><b>Enthalpie bei Phasenübergängen in <math>ZrO_2</math></b></p> <p><math>ZrO_2</math> tritt in drei Phasen auf: monolithisch, tetraedisch, kubisch und flüssig. Die für die Phasenübergänge nötigen Enthalpien betragen <math>H_1 = 4.84 \cdot 10^4</math> J/kg, <math>H_2 = 1,02 \cdot 10^5</math> J/kg und <math>H_3 = 7.06 \cdot 10^5</math> J/kg. Die Enthalpien werden in den drei Parametern angegeben. Die Unsicherheit auf diese Parameter wurde als normalverteilt angenommen und innerhalb von <math>\sigma = 15</math> % variiert.</p> |
| 24                                   | 13                               | <p><b>Kriterium für das Versagen des Reaktordruckbehälters</b></p> <p>Der Reaktordruckbehälter versagt, wenn die Wandstärke durch Aufschmelzen um einen vorgegebenen Prozentsatz abgenommen hat. Dieser Prozentsatz wird durch den Nutzer angegeben. Als Referenzwert wurde 70 % angegeben. Der Wert wurde zwischen 50 % und 90 % variiert. Es wurde eine Dreiecksverteilung mit einem Maximum bei 70 % angenommen.</p>  |

| Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 1 & 2) | Parameter-<br>nummer<br>(SUSA 3) | Parameter   |
|--------------------------------------|----------------------------------|---|
| 25                                   | 14                               | <p><b>Starttemperatur für das Oxidationsmodell für Zr</b></p> <p>Das Rechenmodell für die Zirkonoxidation wird erst gestartet, wenn eine vorgegebene Temperatur überschritten wird. Diese Temperatur wurde zwischen 550 K und 850 K variiert. Es wurde eine Normalverteilung mit Erwartungswert 700 K und <math>\sigma = 100</math> K verwendet.</p>  |
| 26                                   |                                  | <p><b>Kinetik der Zirkonoxidation</b></p> <p>Für die Oxidationskinetik stehen in ASTEC drei Korrelationen zur Auswahl: PARA, LINE und ACC. Bei der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde jede Korrelation mit einer Wahrscheinlichkeit von 1/3 ausgewählt.</p>  |
| 27                                   |                                  | <p><b>Rechenmodell der Zirkonoxidation</b></p> <p>Für die Zirkonoxidation stehen in ASTEC fünf Rechenmodelle zur Verfügung: CATHCART, URBANIC, PRATER, SOKOLOV und BEST-FIT. Bei der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde jedes Modell mit einer Wahrscheinlichkeit von 1/5 ausgewählt.</p>  |
| 28                                   | 15                               | <p><b>Zeitkonstante zur Kernverlagerung in das untere Plenum</b></p> <p>In ASTEC wird zwar die Kerntageplatte modelliert, auch ein Aufschmelzen kann vereinfacht modelliert werden. Den besonderen geometrischen Verhältnissen für das Ablaufen der Schmelze kann die Modellierung aber nicht Rechnung tragen. Vielmehr kann auf der Trageplatte angesammeltes Material mit einer gewissen Zeitverzögerung ins untere Plenum verlagert werden. Um das verzögerte Abfließen der Schmelze durch eine Kerngitterplatte zu berücksichtigen, wird der Massestrom der Schmelze in das untere Plenum um eine Zeitkonstante modifiziert. <math>Q_s = \frac{m_s^0}{\tau + \Delta t}</math> Hier sind <math>Q_s</math> der Massestrom der Schmelze in das untere Plenum, <math>\tau</math> die Zeitkonstante, <math>\Delta t</math> der Zeitschritt und <math>m_s^0</math> die Schmelzemasse zu Beginn des Zeitschritts. Die Zeitkonstante wurde zwischen 10 s und 60 s variiert. Es wurde eine Dreiecksverteilung gewählt, die ihr Maximum bei 10 s hat.</p> |

### 3.3.2 Charakteristische Ereignisse des Unfallablaufs

Als Unfallszenario wurde wie bei der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse zum CESAR-Modul ein Leckstörfall mit 50 cm<sup>2</sup> Leck im kalten Strang einer Kühlschleife bei Ausfall der Sicherheitseinspeisepumpen sowie der Not- und Nachkühlpumpen untersucht. Der Störfall wurde vom Öffnen des Lecks bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters simuliert. Der Unfallablauf ist charakterisiert durch die folgenden Ereignisse, die in Tab. 3.5 zusammengefasst sind.

**Tab. 3.5** Charakteristische Ereignisse des Unfallablaufs (Basisfall)

| Zeit    | Ereignis   |
|---------|--|
| 0 s     | Öffnen des Lecks   |
| 1 s     | RESA wegen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter um 30 mbar, Deaktivierung der Druckhalterregelung |
| 2 s     | TUSA, Deaktivierung der Dampferzeugerbespeisung  |
| 18 s    | Druckhalterfüllstand fällt unter 2,28 m, Start des Zusatzboriersystems                           |
| 19 s    | Primärkreisdruck fällt unter 132 bar, Start des 100 K/h Abfahrens                                |
| 500 s   | Absperrern der kaltseitigen Einspeisepfade der Druckspeicher                                     |
| 1700 s  | Dampferzeugerfüllstand fällt unter 5 m   |
| 2900 s  | Beginn der Einspeisung aus den Druckspeichern  |
| 4000 s  | Deaktivierung des Zusatzboriersystems  |
| 5300 s  | Ende der Druckspeichereinspeisung  |
| 7900 s  | Erster Brennstabschaden  |
| 11000 s | Erste Schmelze im unteren Plenum des RDB   |
| 17000 s | RDB-Versagen   |

### 3.3.3 Begründung der Wahl der Randbedingungen

Zu dem Unfallszenario wurden jeweils aufbauend auf den erzielten Ergebnissen drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen durchgeführt. Für die erste Analyse wurden 100 Rechnungen gestartet, von denen 95 erfolgreich beendet wurden. Gerechnet wurde mit der ASTEC Version 2.0 Revision 2. Die Rechnungen wurden auf einem Linux-Cluster innerhalb von drei Tagen beendet. Die Abbrüche von fünf Rechnungen sind auf Abstürze des jeweiligen Clusterknotens zurückzuführen und nicht auf Rechenabbrüche von ASTEC. Aufgrund der kurzen Rechenzeit konnten bei der zweiten und dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse jeweils 200 Rechnungen durchgeführt werden. Die Rechenzeit für die 200 Rechnungen betrug auf dem Linux-Cluster jeweils etwa 7 Tage. Bei der zweiten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurden 196, bei der dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse 195 Rechnungen erfolgreich beendet. Auch bei diesen Rechenläufen sind die Abbrüche auf Abstürze des jeweiligen Clusterknotens zurückzuführen und nicht auf Rechenabbrüche von ASTEC.

Im Folgenden wird ein Überblick über die erzielten Ergebnisse gegeben. Aus den Ergebnissen leitet sich jeweils die Motivation für die drei aufeinander aufbauenden Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen ab. Im Anschluss werden wesentliche Analyseergebnisse detaillierter diskutiert.

Die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde für zeitunabhängige und zeitabhängige Auswertegrößen durchgeführt. Bei der ersten Analyse wurden die zeitunabhängigen Auswertegrößen „Zeitpunkt des ersten Hüllrohrschadens“, „Startzeitpunkt der Hüllrohroxidation“, „Zeitpunkt des Versagens des Reaktordruckbehälters“, „Schmelzmasse im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters“, „Masse des erzeugten Wasserstoffs“, „Masse der erzeugten Aerosole im Kühlkreislauf“ sowie die „Masse der Aerosole im Sicherheitsbehälter“ untersucht. Die analysierten zeitabhängigen Auswertegrößen waren die „zeitliche Entwicklung der Wasserstoffproduktion“ und die „zeitliche Entwicklung der Xenonfreisetzung“.

Ein wesentliches Ergebnis dieser ersten Analyse ist, dass die Unsicherheiten der Auswertegrößen durch die Wahl der Oxidationskinetik (Parameter 26) der Zirkonoxidation der Brennstabhüllrohre dominiert wurden. Daher wurde bei einer zweiten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse die Oxidationskinetik fest vorgegeben. Der Zeitpunkt des Reaktordruckbehälterversagens wurde in dieser ersten Analyse vor allem durch den „focusing effect“ bestimmt. Dabei bildet sich auf dem vorwiegend oxydischen

Schmelzpool im unteren Plenum eine metallische Schicht, die bevorzugt Wärme in seitliche Bereiche des RDB-Bodens lenkt, so dass dieser dort versagt. In der zweiten Analyse wurde, wie es standardmäßig in ASTEC empfohlen wird, das Modell zur Berücksichtigung des „focusing effects“ deaktiviert. Ziel war es, dominante Parameter festzuhalten, um zu prüfen, ob andere Parameter an Bedeutung gewinnen. Des Weiteren wurden für die zweite Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse die Ausgabe der zeitabhängigen Auswertegrößen um die luftgetragene I<sub>2</sub> Masse im oberen Bereich des Sicherheitsbehälters ergänzt.

Durch die fest vorgegebene Oxidationskinetik der Zirkonoxidation wurden die Auswertegrößen „erstes Hüllrohrversagen“, „Beginn der Oxidation“, „zeitlicher Verlauf der Wasserstofferzeugung“ und „zeitlicher Verlauf der Xenonfreisetzung“ jetzt vor allem durch die Wahl des Oxidationsmodells (Parameter 27) beeinflusst, das unabhängig von der Oxidationskinetik gewählt werden kann. Bei allen Auswertegrößen ist das Bestimmtheitsmaß im Vergleich zur ersten Analyse kleiner geworden. Die auftretenden Unsicherheiten der Auswertegrößen sind folglich nur noch zu kleineren Anteilen auf die ausgewählten unsicheren Parameter zurückzuführen. Ein möglicher Grund für die niedrigen R<sup>2</sup>-Werte ist die große Anzahl der diskreten Parameter /AUS 10/, mit denen die physikalischen Modelle für die radiale Materialverlagerung, die Kinetik der Zirkonoxidation und das Oxidationsmodell der Zirkonoxidation ausgewählt werden. Zwei weitere diskrete Parameter dienen der Aktivierung eines Modells zur Berücksichtigung des „focusing effects“ und eines Modells zur Berechnung des Wärmetransports im unteren Plenum. Zur Vermeidung niedriger R<sup>2</sup>-Werte aufgrund der großen Anzahl diskreter Parameter wurde eine dritte Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt, bei der die zuvor genannten Modelle nicht mehr variiert wurden. Es wurden die von ASTEC vorgegebenen Standardmodelle verwendet. Die Modelle zur Berücksichtigung des „focusing effects“ und zur Berechnung des Wärmetransports im unteren Plenum wurden, wie in der zweiten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse und wie es von ASTEC standardmäßig vorgegeben ist, deaktiviert.

Wesentliche Ergebnisse der dritten Analyse sind, dass für die zeitunabhängigen Auswertegrößen „Zeitpunkt des ersten Hüllrohrschadens“ und „Beginn der Oxidation“ die Grenztemperatur für die Zirkonoxidation und für den „Zeitpunkt des ersten Hüllrohrschadens“ zusätzlich die maximale radiale Ausdehnung der Hüllrohre den größten Einfluss auf die Unsicherheit hat. Das Bestimmtheitsmaß für „Zeitpunkt des ersten Hüllrohrschadens“ hat sich leicht erhöht, für die übrigen Auswertegrößen sind sie im Ver-

gleich zur zweiten Analyse deutlich kleiner geworden. In den Sensitivitätsanalysen zu den zeitabhängigen Auswertegrößen ist der gestiegene Einfluss der maximalen radialen Ausdehnung der Hüllrohre ebenfalls deutlich sichtbar.

### **3.3.4 Gegenüberstellung der Ergebnisse aller drei Studien**

In den folgenden Tabellen (Tab. 3.4 bis Tab. 3.7) sind Ergebnisse der drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen zu den zeitunabhängigen Auswertegrößen „Zeitpunkt des ersten Hüllrohrschadens“, „Beginn der Oxidation“, „Wasserstofferzeugung während der Kernzerstörungsphase“ und „Zeitpunkt des Reaktordruckbehälterversagens“ nebeneinander gestellt. Für die Unsicherheitsanalyse werden die kumulativen Verteilungsfunktionen der Auswertegrößen und die zweiseitigen statistischen (95 %, 95 %)-Toleranzgrenzen dargestellt. Die Sensitivitätsanalyse erfolgt anhand des Rang Korrelationskoeffizienten nach Spearman.

Der Vergleich der Unsicherheitsanalysen bezüglich des Zeitpunkts des ersten Hüllrohrschadens zeigt (Tab. 3.6), dass die Unsicherheit (Spanne zwischen frühestem und spätestem Beginn des Hüllrohrversagens) von der ersten bis zur dritten Analyse deutlich kleiner wird. Die Unsicherheit bei der ersten Analyse ist vor allem auf die Wahl der Oxidationskinetik (Parameter 26) und die maximale radiale Ausdehnung der Hüllrohre (Parameter 1) zurückzuführen. Die Beträge der Korrelationskoeffizienten zu den übrigen Parametern sind kleiner als 0,2 und können damit als irrelevant vernachlässigt werden. Der  $R^2$ -Wert zeigt an, dass 72 % der Unsicherheit auf die gewählten Parameter zurückzuführen sind. Durch die Festlegung der Oxidationskinetik bei der zweiten Analyse sinkt die Unsicherheit bezüglich des Zeitpunkts des ersten Hüllrohrschadens bzw. die Zeitspanne von ca. 370 s auf ca. 90 s. Den größten Beitrag zu der Unsicherheit liefern die maximale radiale Ausdehnung der Hüllrohre (Parameter 1) und die Wahl des Oxidationsmodells (Parameter 27). Es können jedoch nur noch etwa 42 % der Unsicherheit auf die gewählten Parameter zurückgeführt werden. Bei der dritten Analyse verringert sich diese Unsicherheit bzw. Zeitspanne des Auftretens erster Hüllrohrschäden weiter auf ca. 36 s. Auch in der dritten Analyse ist die maximale radiale Ausdehnung der Hüllrohre (Parameter 1) signifikant. Außerdem liefert die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation (3. Analyse Parameter 14) einen nicht zu vernachlässigenden Beitrag. Das Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 43 \%$  verbleibt in der Größenordnung der zweiten Analyse.

Die Unsicherheitsanalyse des Beginns der Zirkonoxidation weist ebenfalls eine deutliche Verkleinerung der Unsicherheit von der Analyse 1 bis 3 auf (Tab. 3.7). Bei der ersten Unsicherheitsanalyse beträgt die Zeitspanne etwa 1600 s, bei der zweiten 800 s und bei der dritten 325 s. Bei der ersten Analyse wird die Unsicherheit wieder durch die Wahl der Oxidationskinetik (Parameter 26) dominiert. Die Ursache für den Einfluss der Oxidationskinetik auf den Startzeitpunkt der Oxidation ist darin zu sehen, wie bei ASTEC dieser Startzeitpunkt definiert ist. Für ASTEC beginnt die Oxidation, wenn in einem Zeitschritt mehr als  $10^{-4}$  kg Wasserstoff erzeugt worden sind (*Quelle ist der ASTEC Quellcode*). Eine sehr langsame Oxidation wird folglich nicht als Oxidation erkannt. Die übrigen Parameter sind nicht signifikant. Es können 92 % der Unsicherheit auf die gewählten Parameter zurückgeführt werden. Durch die Festlegung der Oxidationskinetik für die zweite und dritte Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse sinkt der  $R^2$ -Wert auf 36 % bzw. 35 %. Bei der zweiten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse sind die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation (Parameter 25) und die Wahl des Oxidationsmodells (Parameter 27) signifikant, das erwartungsgemäß neben der unabhängig variierbaren Oxidationskinetik den größten Einfluss auf den Beginn der Oxidation hat. Bei der dritten Analyse ist nur noch die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation (Parameter 14) signifikant.

Bei der Wasserstoffherzeugung während der Kernzerstörungsphase ist die Verkleinerung der Unsicherheit durch die Reduktion der variierten Parameter nicht so ausgeprägt wie bei den zuvor diskutierten Auswertegrößen (Tab. 3.8), aber dennoch eindeutig feststellbar. Die zweiseitigen statistischen (95 %, 95 %)-Toleranzgrenzen der drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen betragen 321 kg und 1015 kg, 574 kg und 985 kg sowie 549 kg und 939 kg. Die Sensitivitätsanalyse zur ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Variation der Eingabeparameter 67 % der Aufweitung der Wasserstoffherzeugung verursacht. Die beiden Eingabeparameter, die einen Rang Korrelationskoeffizienten von größer 0,2 aufweisen, sind die Wahl der Oxidationskinetik von Zirkon (Parameter 26) und der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung (Parameter 3). Der Korrelationskoeffizient zu dem minimalen Flüssigkeitsanteil ist mit 0,29 klein und zeigt nur eine schwache Korrelation an. Es lässt sich daraus schließen, dass durch die radiale Materialverlagerung evtl. konkurrierende Effekte beeinflusst werden, die die Wasserstoffproduktion begünstigen oder hemmen. Bei kleinen Werten für den Flüssigkeitsanteil kann geschmolzenes Material sofort verlagert werden und so Wärme im Kern transportieren. Dies könnte zum Start einer exothermen Zirkonoxidation an der entsprechenden Stelle führen. Andererseits kann

das verlagerte Material das Hüllrohr benetzen und so eine weitere Oxidation verhindern. Außerdem kann verlagertes Material einen Fluidkanal blockieren und zu lokaler Dampfarmut führen. Bei einem größeren minimalen Flüssigkeitsanteil muss mehr Material geschmolzen werden. Eine Verlagerung findet später statt. In dieser Zeit wäre ein ungehindertes Umströmen der Hüllrohre mit Dampf möglich, sodass es zur exothermen Zirkonoxidation kommt. Die Bedeutung für die Initiation einer Zirkonoxidation durch Verlagerung von heißem Hüllrohrmaterial könnte zu diesem späteren Zeitpunkt geringer sein. Auch bei der zweiten und dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ist der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung (Parameter 3) signifikant. Außerdem ist bei der zweiten Analyse der Korrelationskoeffizient für das Modell zur radialen Verlagerung von Hüllrohrmaterial (Parameter 4) betragsmäßig größer als 0,2 und bei der dritten Analyse ist die Grenztemperatur für die Verlagerung von Hüllrohrmaterial (Parameter 5) nicht zu vernachlässigen. Die Aussagekraft der Sensitivitätsanalysen der zweiten und dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ist durch die geringen Bestimmtheitsmaße von 0,25 und 0,22 eingeschränkt.

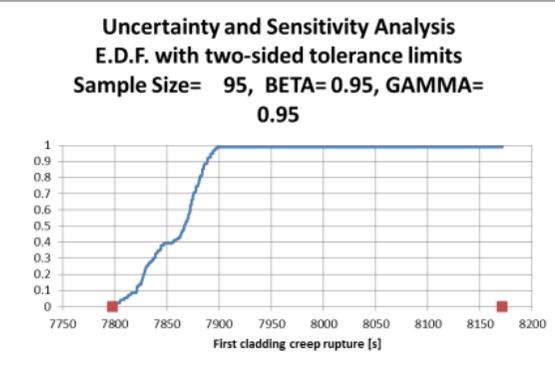
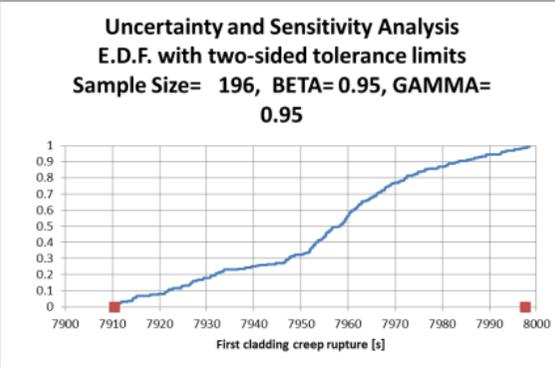
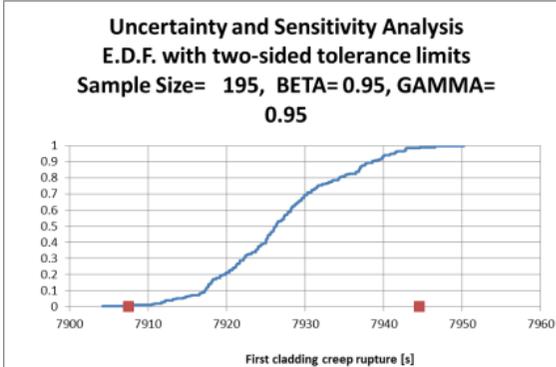
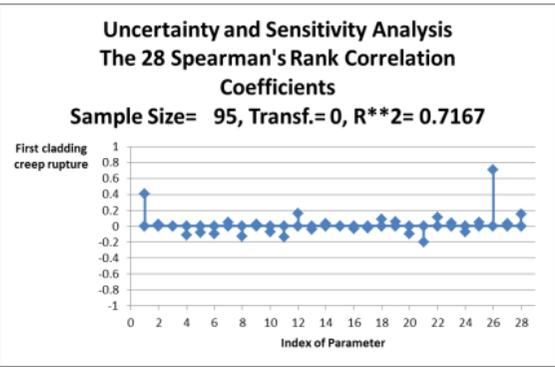
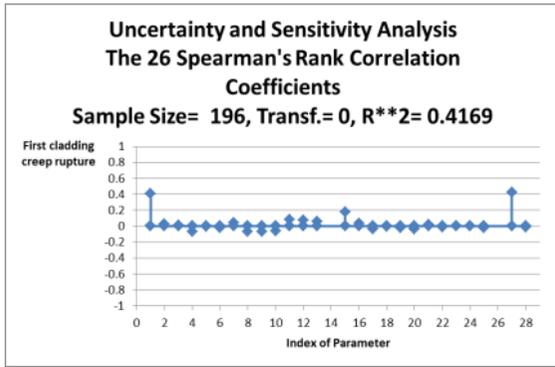
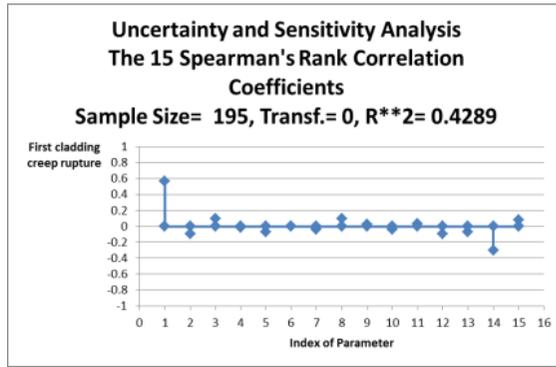
Die zweiseitigen statistischen (95 %, 95 %)-Toleranzgrenzen<sup>4</sup> zu den Zeitpunkten des Reaktordruckbehälterversagens variieren zwischen den drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen deutlich (Tab. 3.9). Sie betragen 13400 s und 27900 s, 13000 s und 22300 s sowie 13800 s und 25100 s. Es ist keine eindeutige Tendenz erkennbar, dass eine Reduktion der unsicheren Eingabeparameter zu kleineren Unsicherheiten der Auswertegröße führt. Der Sensitivitätsanalyse ist zu entnehmen, dass eine Reduktion der unsicheren Eingabeparameter zu kleineren Bestimmtheitsmaßen führt. Die R<sup>2</sup>-Werte für die drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen betragen 0,56, 0,25 und 0,06. Nur bei der ersten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse überschreiten Korrelationskoeffizienten die Signifikanzschwelle von 0,2. Es sind die Korrelationskoeffizienten zu der Wahl der Oxidationskinetik (Parameter 26) und zur Berücksichtigung des „focusing effects“ (Parameter 14).

---

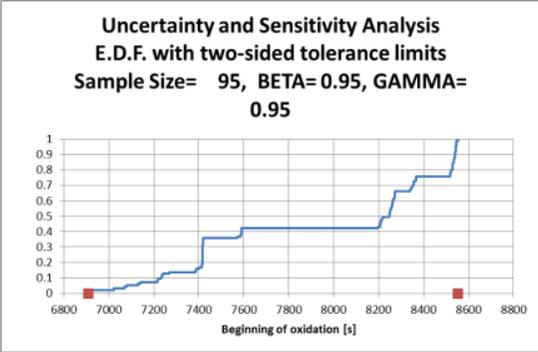
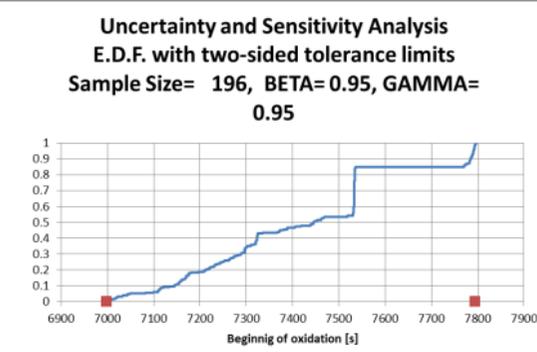
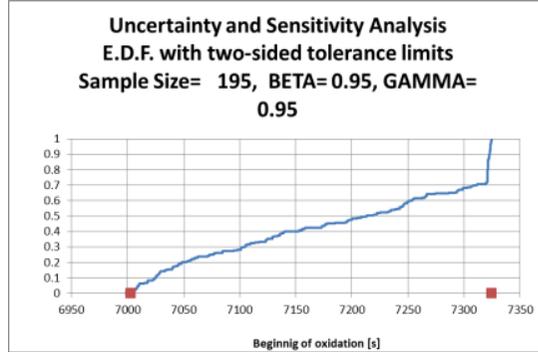
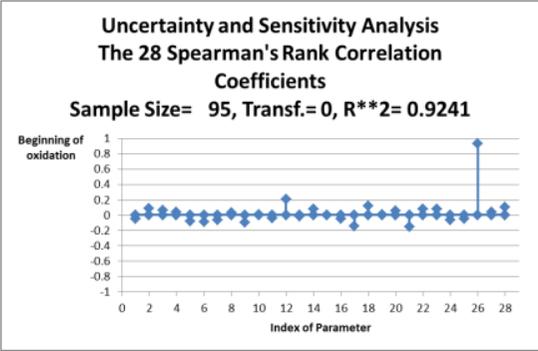
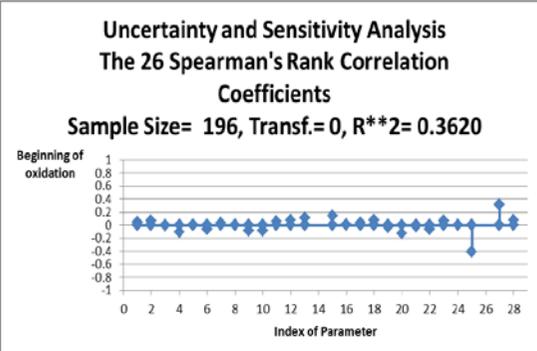
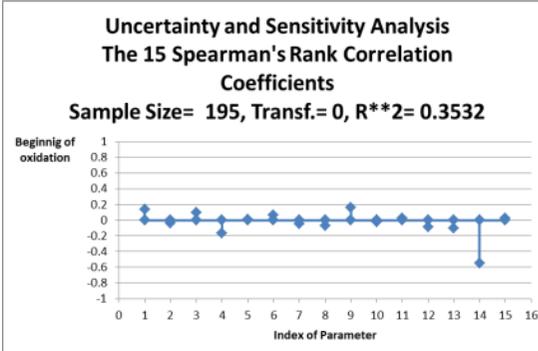
<sup>4</sup> Die zweiseitige statistische (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze darf nicht mit dem 95%-Quantil verwechselt werden. Das 95%-Quantil gibt einen Ergebniswert an, für den gilt, dass 95 % der errechneten Ergebnisse kleiner sind als dieser Ergebniswert. Für den Zeitpunkt des Reaktordruckbehälterversagens betragen die 95%-Quantile der drei Unsicherheitsanalysen 23200 s, 18600 s und 19500 s. Eine Unsicherheitsanalyse anhand des minimalen Ergebniswerts und des 95%-Quantils ergibt kleinere Bandbreiten, da einzelne Ausreißer nicht berücksichtigt werden.

Tab. 3.6 Ergebnis bzgl. Zeitpunkt des ersten Hüllrohrversagens

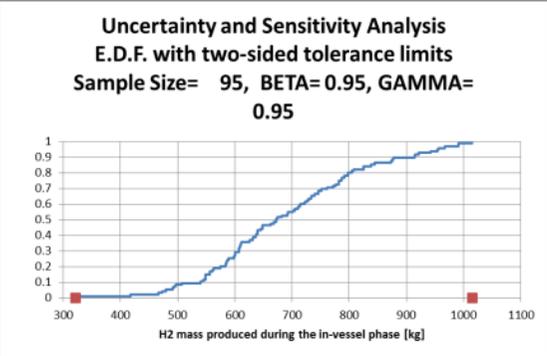
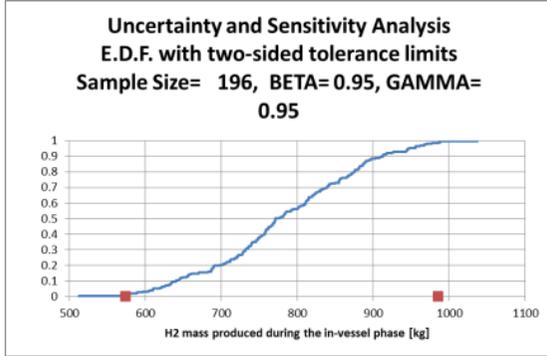
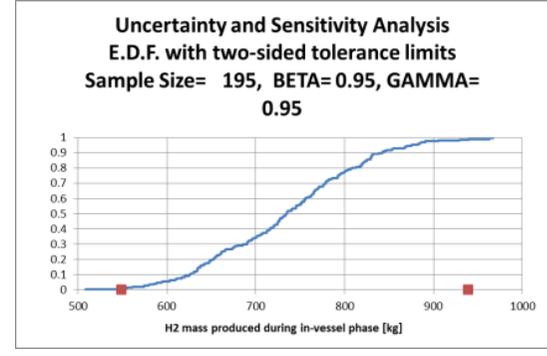
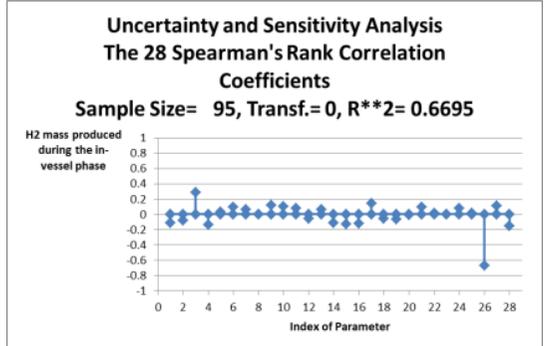
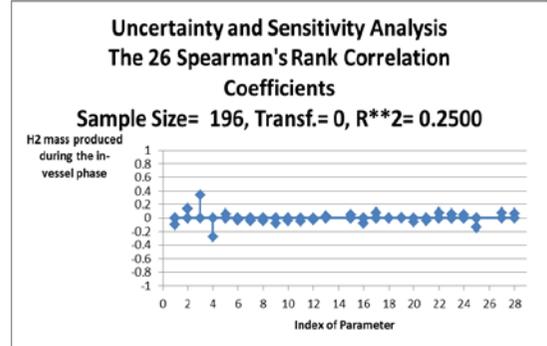
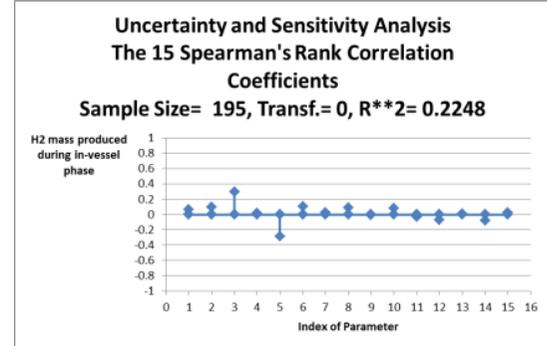
06

| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   |
|---|---|--|
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 95, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 196, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 195, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             |
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 28 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 95, Transf.= 0, R**2= 0.7167</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 26 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 196, Transf.= 0, R**2= 0.4169</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 15 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 195, Transf.= 0, R**2= 0.4289</p>  |

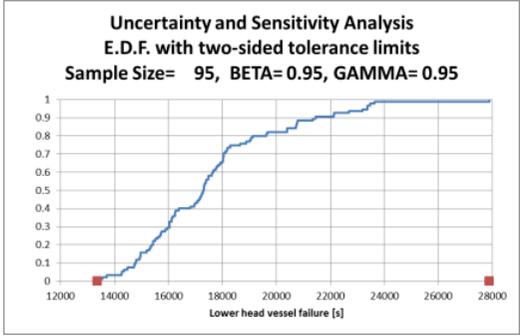
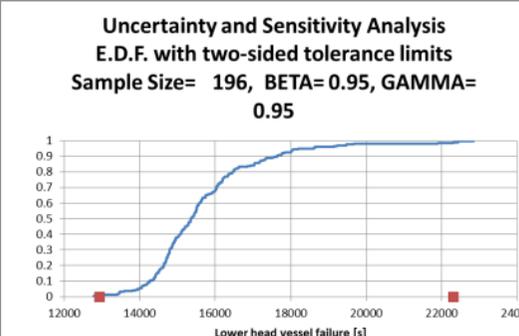
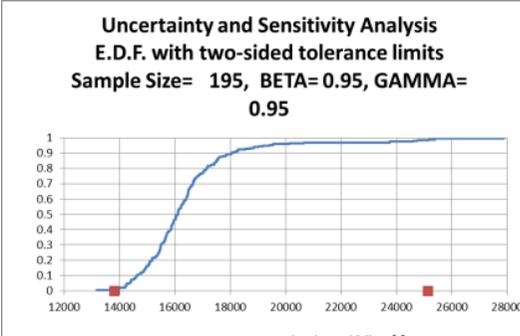
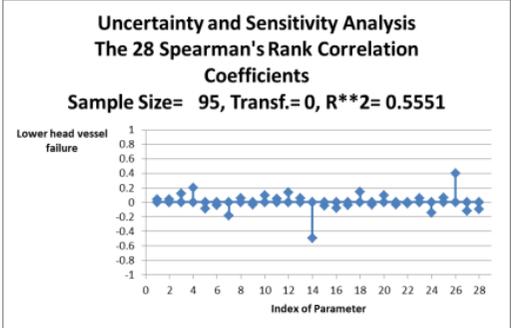
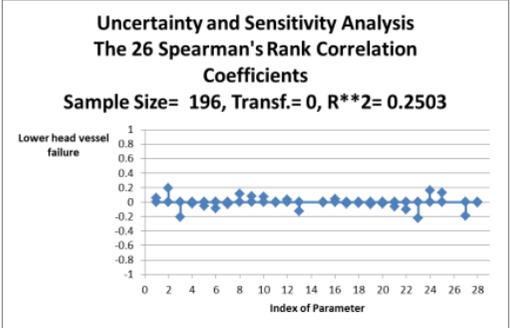
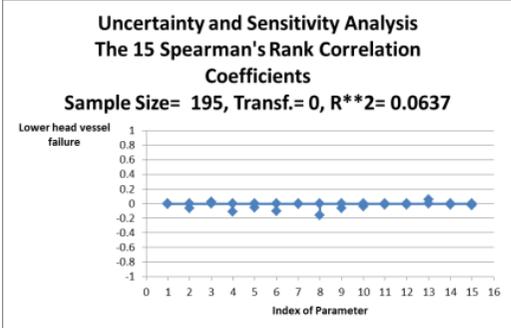
Tab. 3.7 Ergebnis bzgl. des Beginns der Zirkonoxidation

| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   |
|---|---|--|
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 95, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 196, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 195, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             |
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 28 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 95, Transf.= 0, R**2= 0.9241</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 26 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 196, Transf.= 0, R**2= 0.3620</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 15 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 195, Transf.= 0, R**2= 0.3532</p>  |

Tab. 3.8 Ergebnis bzgl. der produzierten Wasserstoffmasse

| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   |
|---|---|--|
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 95, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 196, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 195, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             |
| <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 28 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 95, Transf.= 0, R**2= 0.6695</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 26 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 196, Transf.= 0, R**2= 0.2500</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>The 15 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 195, Transf.= 0, R**2= 0.2248</p>  |

Tab. 3.9 Ergebnis bzgl. des Zeitpunkts des RDB Versagens

| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  |
|--|--|---|
| <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 95, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 196, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             | <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>E.D.F. with two-sided tolerance limits<br/>Sample Size= 195, BETA= 0.95, GAMMA= 0.95</p>             |
| <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>The 28 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 95, Transf.= 0, R**2= 0.5551</p>  | <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>The 26 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 196, Transf.= 0, R**2= 0.2503</p>  | <p>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>The 15 Spearman's Rank Correlation Coefficients<br/>Sample Size= 195, Transf.= 0, R**2= 0.0637</p>  |

In den folgenden Tabellen (Tab. 3.10 bis Tab. 3.12) sind Ergebnisse der drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen zu den zeitabhängigen Auswertegrößen „zeitlicher Verlauf der Wasserstoffherzeugung“, „zeitlicher Verlauf der Xenonfreisetzung“ und – für die zweite und dritte Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse – der „zeitliche Verlauf der luftgetragenen I<sub>2</sub> Masse im oberen Bereich des Sicherheitsbehälters“ nebeneinander gestellt. Für die Unsicherheitsanalyse sind die zeitabhängigen Auswertegrößen aller Rechnungen dargestellt. Die Sensitivitätsanalyse erfolgt anhand des zeitlichen Verlaufs der Rang Korrelationskoeffizienten nach Spearman zu den jeweiligen unsicheren Eingabeparametern. Bei der Sensitivitätsanalyse ist zu beachten, dass nur der Zeitraum untersucht werden kann, in dem für alle Rechnungen Auswertegrößen zur Verfügung stehen. Da die Rechnungen beim Versagen des Reaktordruckbehälters gestoppt wurden, stehen für die Zeiten nach diesem Ereignis keine Auswertegrößen mehr zur Verfügung. Das heißt, dass in der Sensitivitätsanalyse nur der Zeitraum bis zum ersten Reaktordruckbehälterversagen berücksichtigt wird.

Ein Vergleich der Unsicherheitsanalysen ergibt, dass bei Reduktion der Anzahl der unsicheren Parameter die Ergebnisse für die Wasserstoffherzeugung in einem schmalen Band verlaufen (Tab. 3.10). Vor allem in dem Zeitraum zwischen 7000 s und 12000 s ist eine deutliche Verkleinerung der Ergebnisstreuung zu erkennen. Die jeweils insgesamt erzeugte Wasserstoffmasse liegt wie auch die Streuung der Ergebnisse selbst in der gleichen Größenordnung (vgl. Analyse der zeitunabhängigen Auswertegrößen). Die Sensitivitätsanalyse der drei Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen weist deutliche Unterschiede auf. Beim ersten Rechenlauf wird die Unsicherheit im Zeitraum von 6000 s bis 7000 s von der Grenztemperatur zur Zirkonoxidation (Parameter 25) bestimmt. Dies ist auch beim zweiten Rechenlauf (Parameter 25) und dritten Rechenlauf (Parameter 14) zu sehen. Der Unsicherheitsanalyse ist jedoch zu entnehmen, dass die Streuung der Ergebnisse in diesem Zeitfenster vernachlässigbar gering ist. Für den weiteren Zeitverlauf ist beim ersten Rechenlauf nur noch die Wahl der Oxidationskinetik (Parameter 26) signifikant. Bei dem zweiten Rechenlauf sind im weiteren Unfallablauf die Wahl des Oxidationsmodells (Parameter 27), der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung (Parameter 3) und das Modell zur radialen Verlagerung von Hüllrohrmaterial (Parameter 4) von Bedeutung. Im dritten Rechenlauf wird die Unsicherheit der Wasserstoffherzeugung im Zeitraum von 8000 s bis 9000 s von der maximalen radialen Ausdehnung der Hüllrohre bestimmt. Im weiteren Zeitverlauf sind der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung (Parameter

3) und die Grenztemperatur zur Verlagerung von Hüllrohrmaterial (Parameter 5) signifikant. Die zeitlichen Verläufe der Bestimmtheitsmaße können auf die jeweiligen signifikanten Parameter zurückgeführt werden.

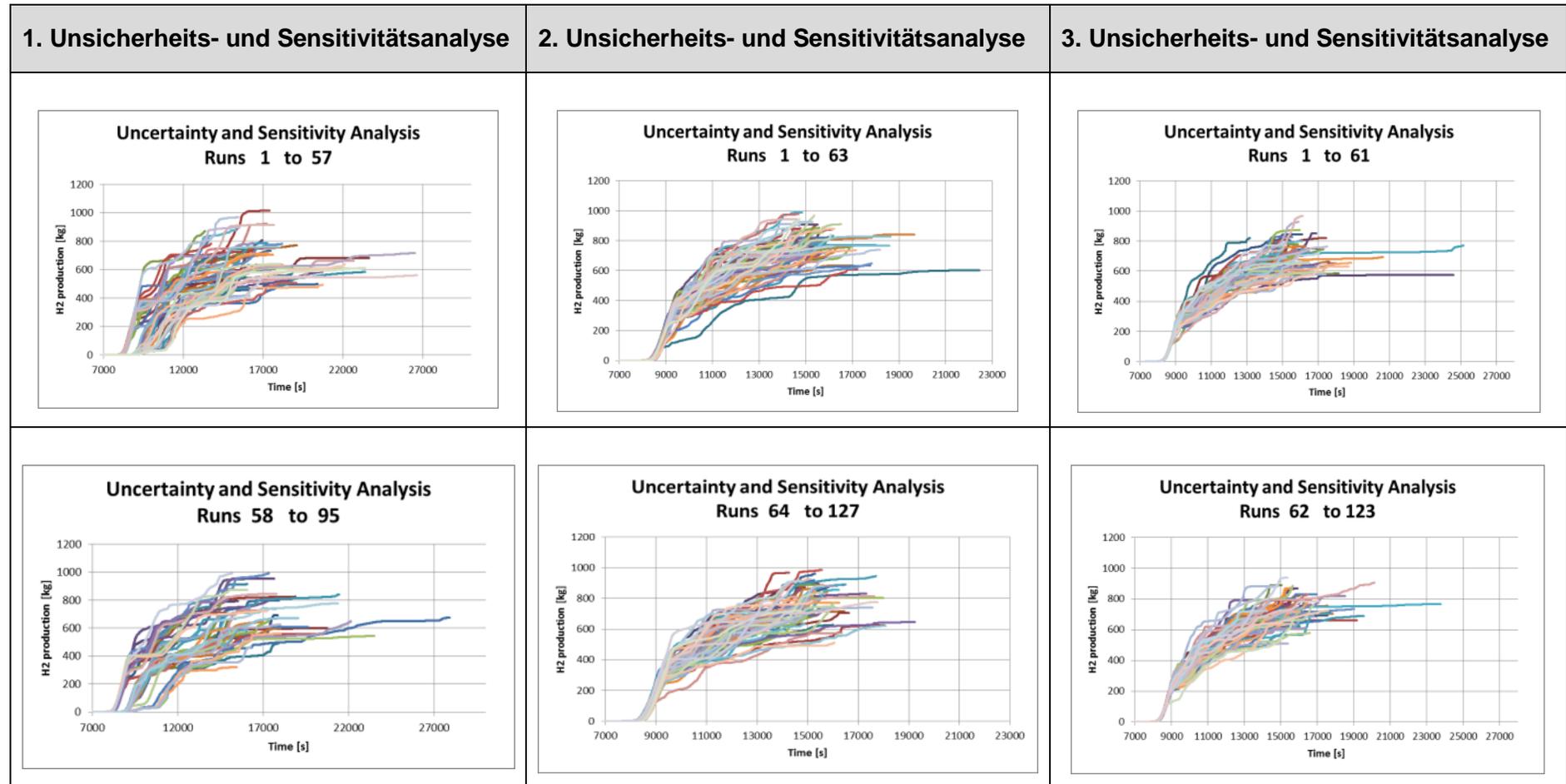
Die Unsicherheitsanalysen zu der Xenonfreisetzung liefern ähnliche Ergebnisse wie die Analysen zur Wasserstofferzeugung (Tab. 3.11). Die Reduktion der Anzahl der unsicheren Parameter führt zu einer Verringerung der Bandbreiten der Ergebnisse. Auch bei der Xenonfreisetzung ist dies besonders im Zeitraum zwischen 7000 s und 12000 s festzustellen. Die Streuung der Massen des freigesetzten Xenons zum Zeitpunkt des Reaktordruckbehälterversagens liegt in der gleichen Größenordnung. Die Massen variieren in allen drei Analysen zwischen ca. 250 kg und ca. 370 kg. Da die Xenonfreisetzung von dem Maß der Hüllrohrbeschädigung abhängt und die Hüllrohrbeschädigung auf der Zirkonoxidation beruht, sind für die Xenonfreisetzung die gleichen unsicheren Parameter signifikant wie für die Wasserstofferzeugung. Es gibt hier nur eine Ausnahme, die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation. Dieser Parameter (25 bzw. 14) ist bei der Wasserstofferzeugung zwischen 7000 s und 8000 s führend. In diesem Zeitraum ist die Oxidation so gering, dass noch keine Hüllrohrschäden auftreten. Erst nach dem ersten Hüllrohrschaden wird Xenon freigesetzt. Der indirekte Zusammenhang zwischen der Zirkonoxidation und der Xenonfreisetzung wird auch in der Sensitivitätsanalyse zum ersten Rechenlauf deutlich. Wie bei der Wasserstofferzeugung ist die Oxidationskinetik der dominierende unsichere Parameter. Die Bedeutung sinkt jedoch im weiteren Verlauf des Störfalls, da mit fortschreitender Kernzerstörung die Zunahme von Hüllrohrschäden nicht mehr zu weiterer Xenonfreisetzung führt.

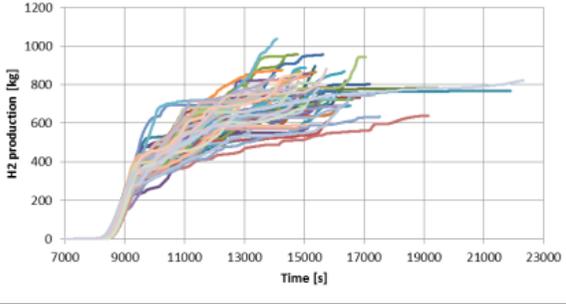
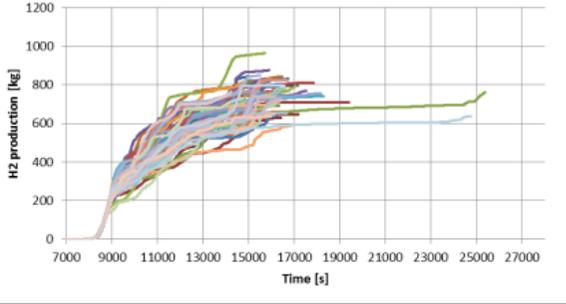
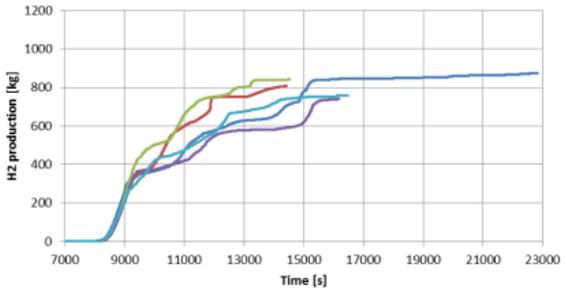
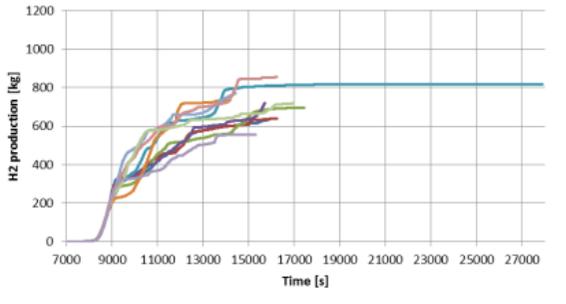
Vor der Durchführung der zweiten und dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurden die Eingabedatensätze so modifiziert, dass neben der Wasserstofferzeugung und der Xenonfreisetzung die Aerosolmasse sowie das elementare Iod ( $I_2$ ) in den Räumen des Sicherheitsbehälters gespeichert werden und diese Daten für eine weiterführende Analyse zur Verfügung stehen. Beispielhaft wird im Folgenden das Auftreten von  $I_2$  in der Atmosphäre im oberen Bereich des Sicherheitsbehälters vorgestellt (Tab. 3.12). Den Abbildungen zu den Unsicherheitsanalysen des zweiten und dritten Rechenlaufs ist zu entnehmen, dass bei den meisten Rechnungen die  $I_2$  Masse im Zeitraum von 9000 s bis 12000 s auf Werte zwischen 0,04 g und 0,08 g ansteigt (das entspricht einer Konzentration von  $1,4 \text{ E-}5 \text{ g/m}^3$  bis  $2,8 \text{ E-}5 \text{ g/m}^3$ ). Im weiteren Zeitverlauf sinkt die  $I_2$  Masse wieder, da das Jod in andere Raumbereiche verteilt wird, sich an den Wänden ablagert. Bei einigen Rechnungen ist eine deutlich höhere  $I_2$  Masse im

Sicherheitsbehälter festzustellen oder es ist ein sehr rascher Anstieg zu erkennen. Eine Erklärung dieses Verhaltens ist nur anhand einer detaillierten Analyse der Einzelrechnung möglich, die im Rahmen der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse nicht durchgeführt wurde. Aus der Sensitivitätsanalyse zum zweiten Rechenlauf geht hervor, dass für den Zeitraum 9000 s bis 12650 s der Parameter 4 das Modell für die radiale Verlagerung der Steuerstäbe und der Parameter 27 das Modell der Zirkonoxidation den größten Beitrag liefern. Die Werte der Korrelationskoeffizienten für Zeitpunkte vor 9000 s sind nicht von Bedeutung, da zu dieser Zeit kein  $I_2$  im untersuchten Volumen des Sicherheitsbehälters vorhanden ist. Der zeitliche Verlauf des Bestimmtheitsmaßes zeigt, dass durch die unsicheren Parameter maximal 45 % der Streuung zu erklären sind.

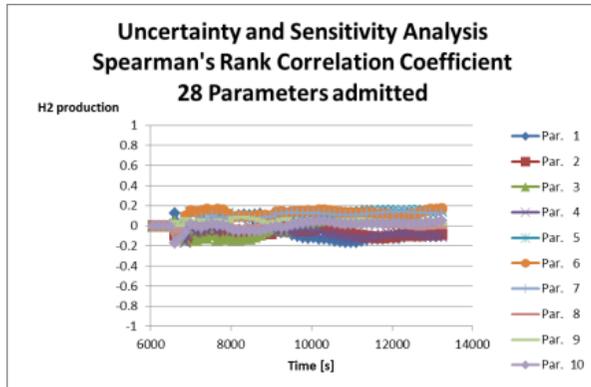
Die Sensitivitätsanalyse zum dritten Rechenlauf ergibt, dass die Parameter 1 (maximale radiale Hüllrohrausdehnung) und 5 (Grenztemperatur zur Verlagerung von Hüllrohrmaterial) den größten Beitrag zur Unsicherheit auf die  $I_2$  Masse in der Atmosphäre im oberen Bereich des Sicherheitsbehälters liefern. Der maximale  $R^2$ -Wert beträgt für den in der Sensitivitätsanalyse untersuchten Zeitraum 55 %.

**Tab. 3.10** Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf Wasserstoffproduktion

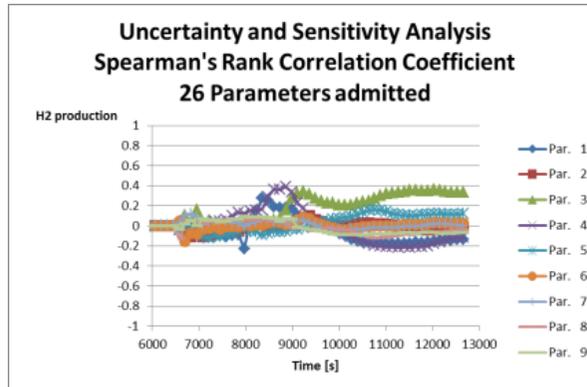


| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  |
|--|---|---|
|  | <p data-bbox="936 368 1308 424"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>Runs 128 to 191</b></p>   | <p data-bbox="1563 368 1935 424"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>Runs 124 to 185</b></p>   |
|  | <p data-bbox="936 818 1308 874"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>Runs 192 to 196</b></p>  | <p data-bbox="1563 818 1935 874"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis<br/>Runs 186 to 195</b></p>  |

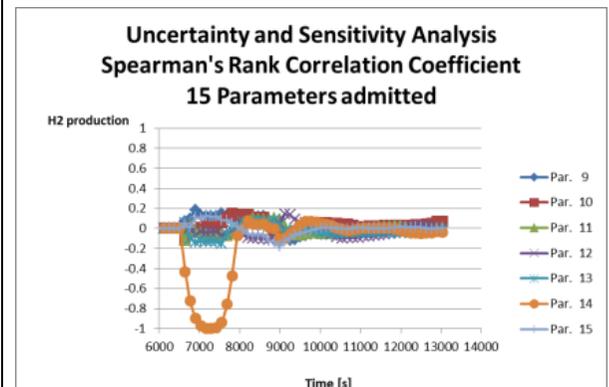
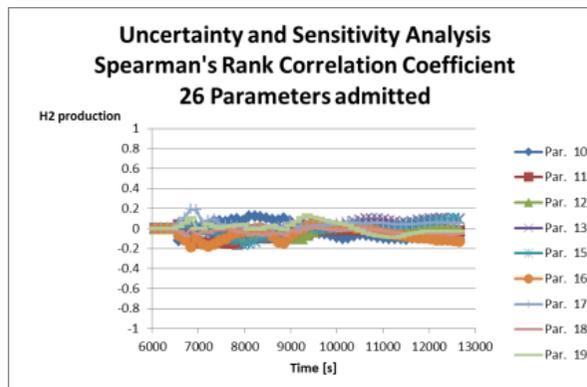
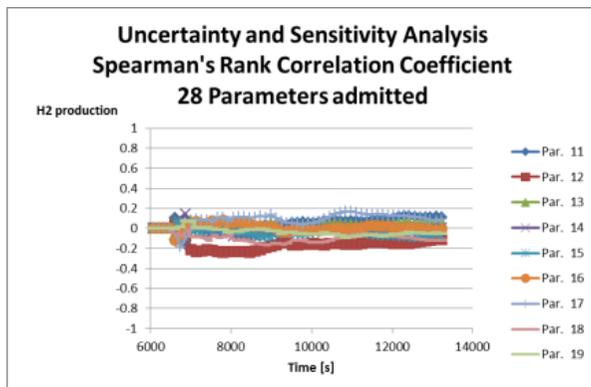
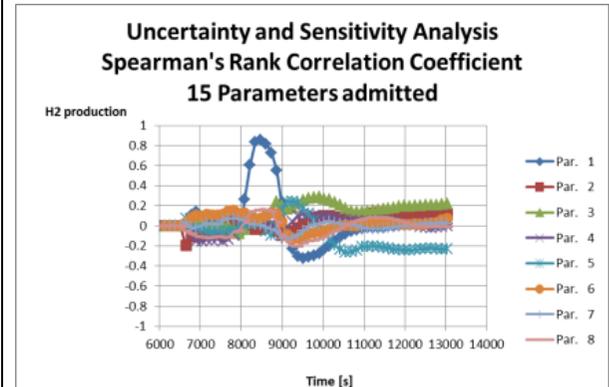
## 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



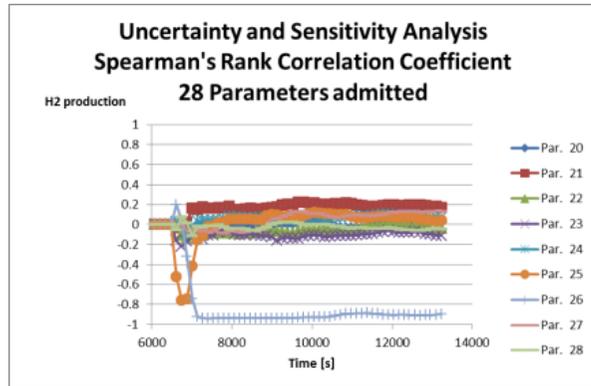
## 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



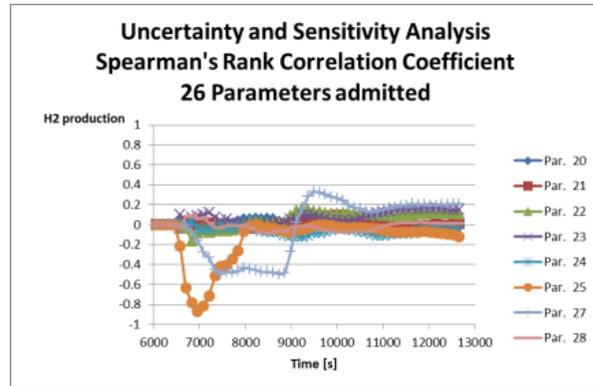
## 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



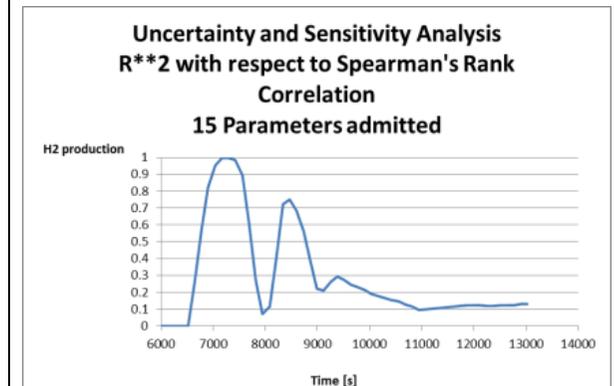
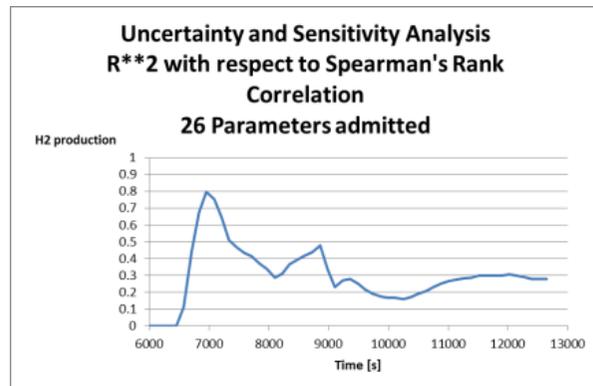
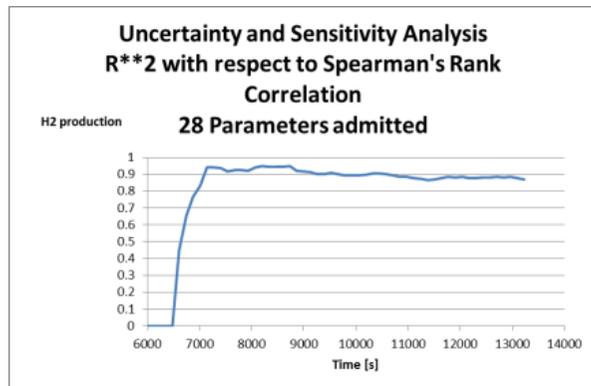
### 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



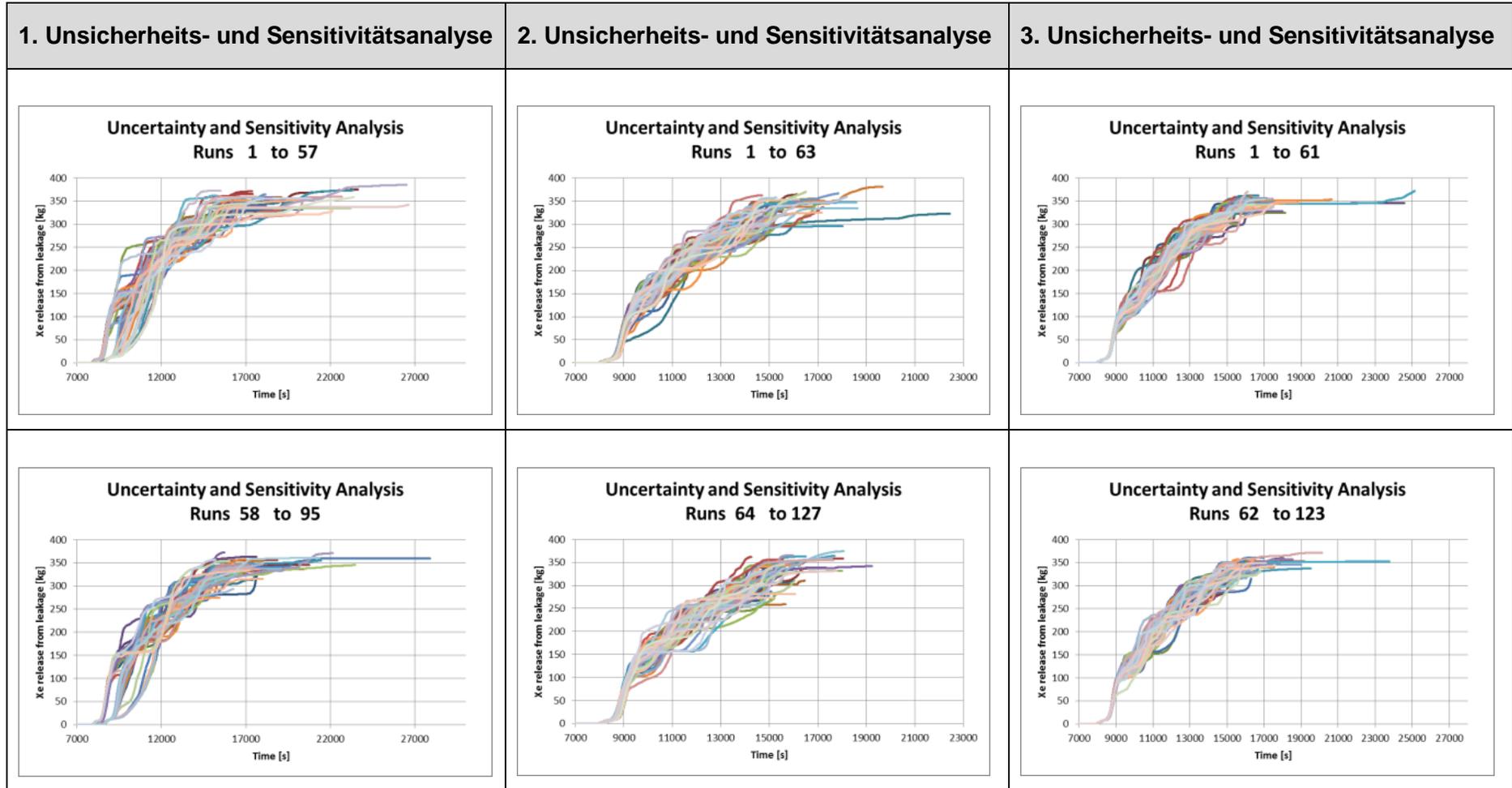
### 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



### 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



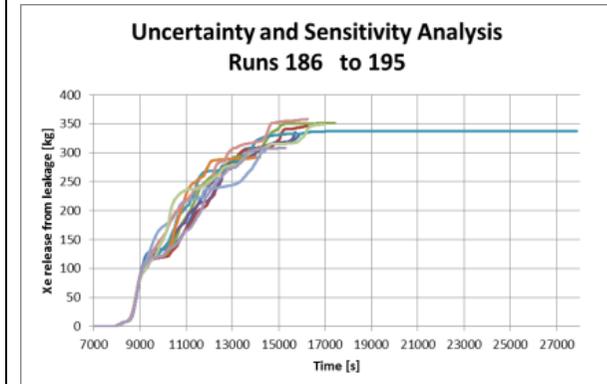
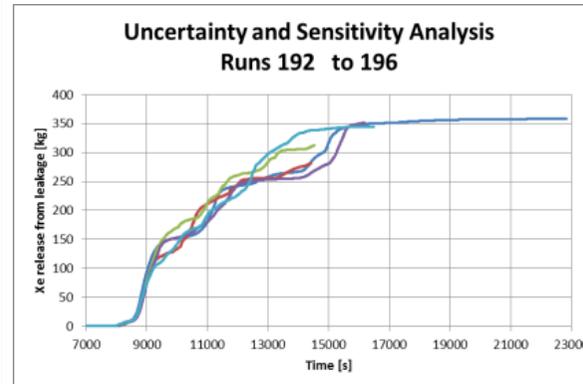
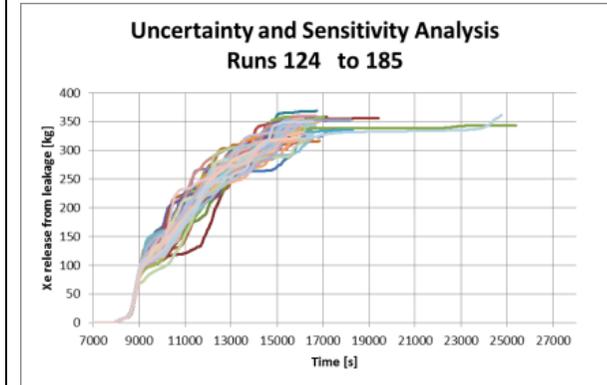
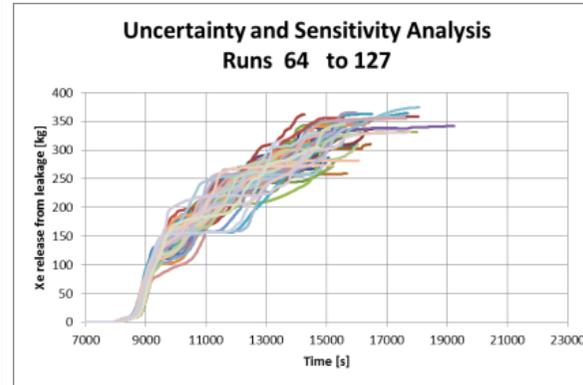
**Tab. 3.11** Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf Xenon-Freisetzung



1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

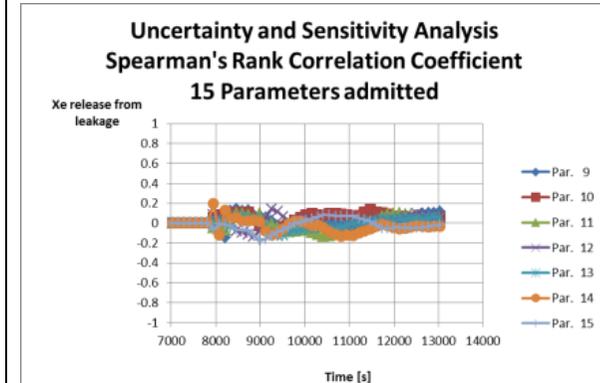
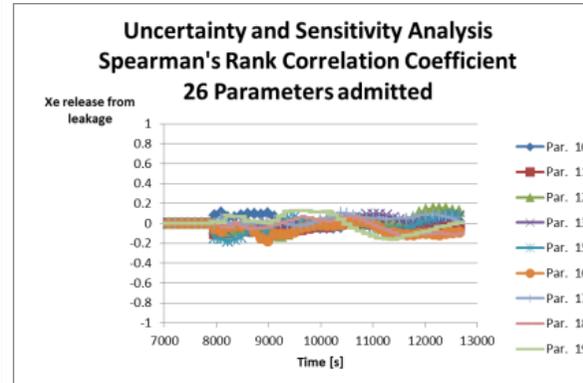
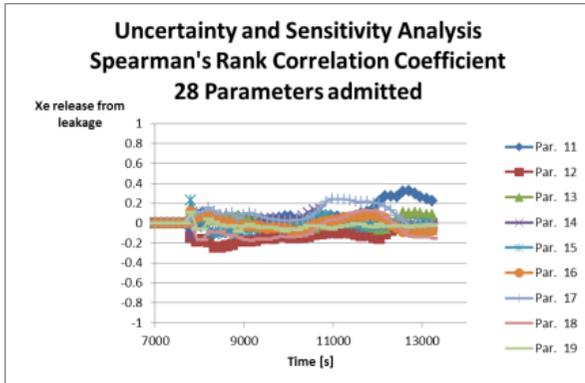
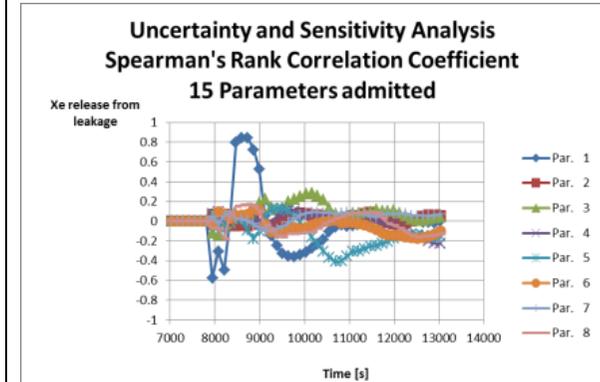
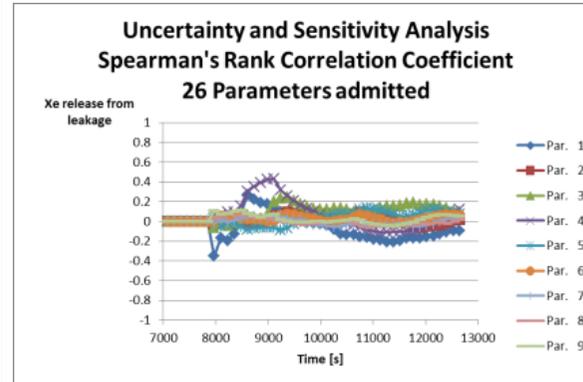
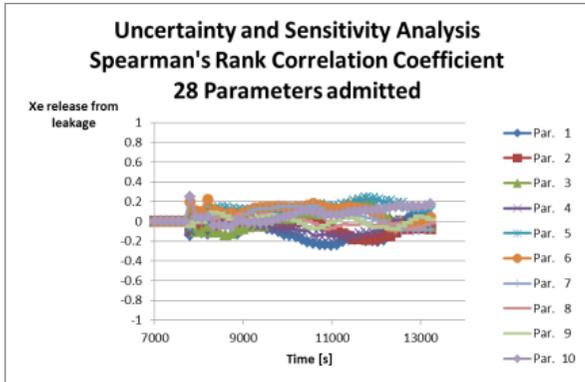
3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



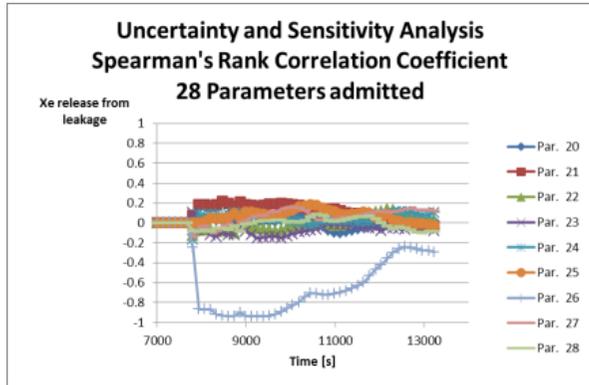
### 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

### 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

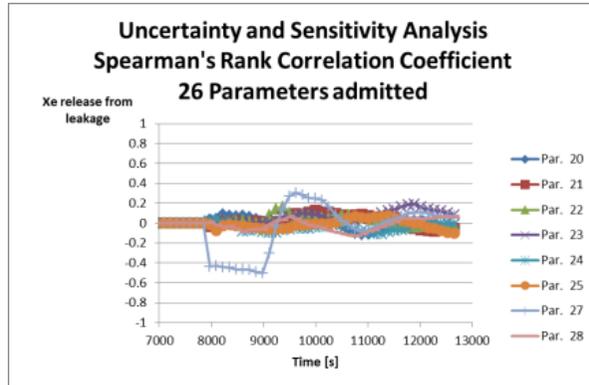
### 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



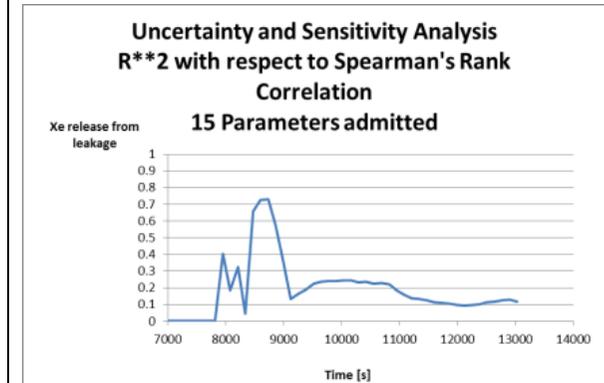
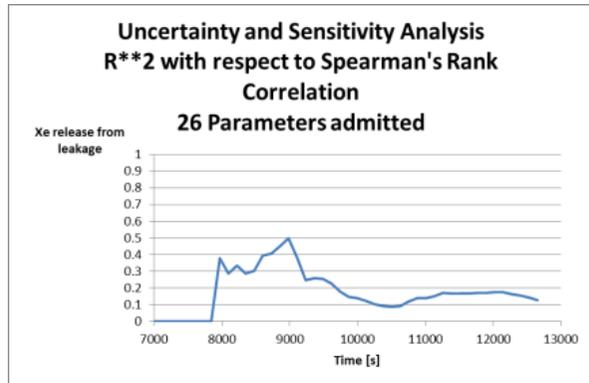
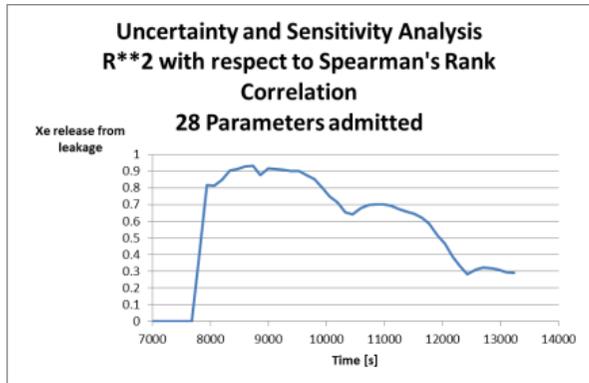
## 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



## 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



## 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



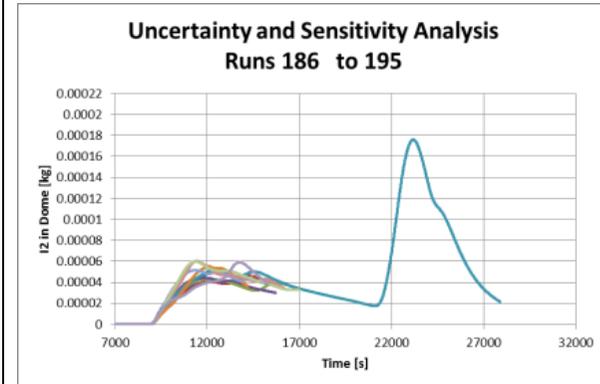
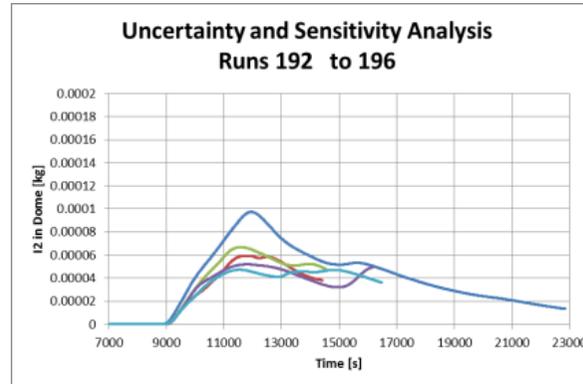
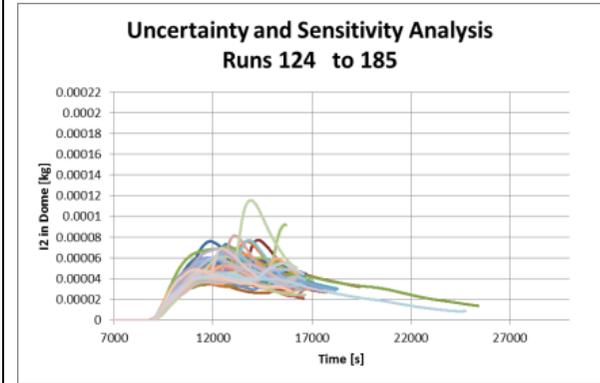
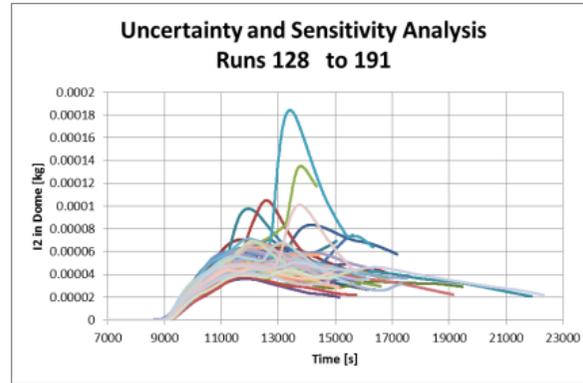
**Tab. 3.12** Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf I<sub>2</sub>-Masse im Dombereich

| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse |
|--|--|--|
|  |  |  |
|  |  |  |

**1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse**

**2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse**

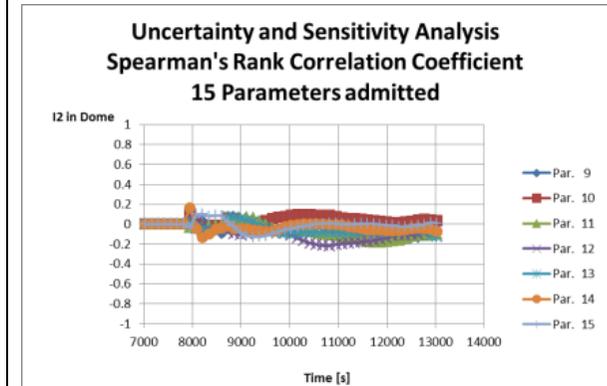
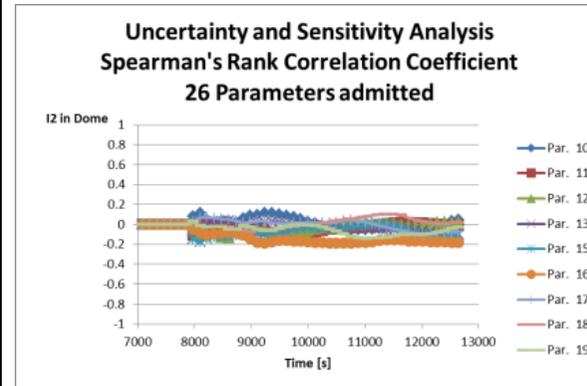
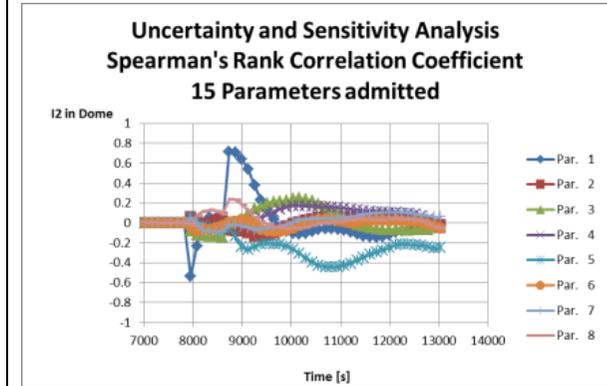
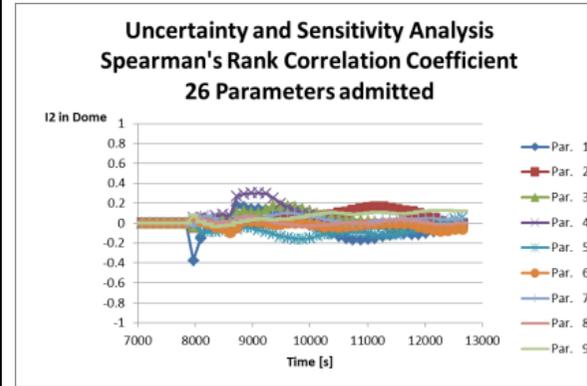
**3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse**

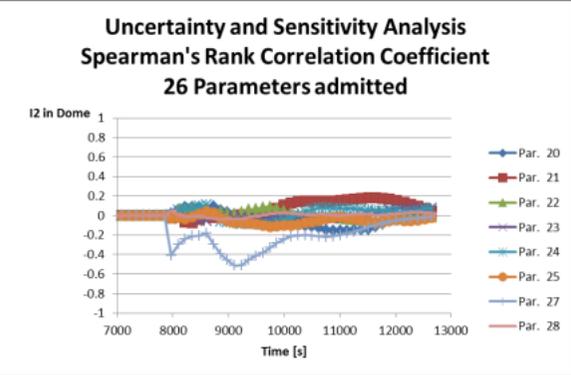
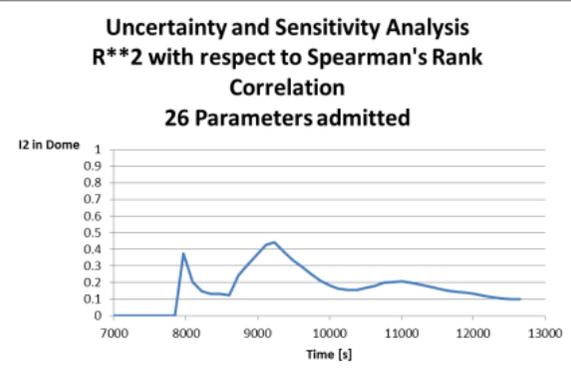
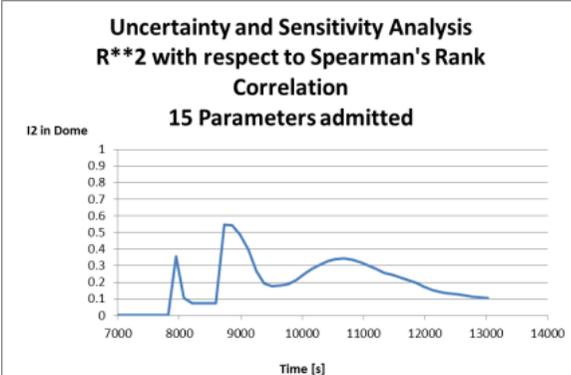


1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



| 1. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse | 2. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse   | 3. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse  |
|--|--|---|
|  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>Spearman's Rank Correlation Coefficient<br/>26 Parameters admitted</p>            |   |
|  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>R**2 with respect to Spearman's Rank Correlation<br/>26 Parameters admitted</p>  | <p style="text-align: center;"><b>Uncertainty and Sensitivity Analysis</b><br/>R**2 with respect to Spearman's Rank Correlation<br/>15 Parameters admitted</p>  |

### **3.4 Schlussfolgerung zu den durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen**

Mit den durchgeführten Analysen konnte gezeigt werden, dass mit ASTEC und SUSAN der GRS umfangreiche Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen möglich sind, wobei der Zeitaufwand dafür vertretbar ist. Auch wurde festgestellt, dass ASTEC mit dem im Vorhaben optimierten Datensatz für eine deutsche DWR KONVOI Anlage hinreichend robust läuft, da kaum Programmabstürze auftreten.

Es wurde eine erste Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Thermohydraulikmoduls CESAR mit 100 Rechnungen durchgeführt. Die Rechenzeit betrug zwei Tage auf einem LINUX-Cluster und es wurden 95 Rechnungen erfolgreich beendet. Es wurden die ersten 5000 s eines 50 cm<sup>2</sup> Lecks im kalten Strang einer Kühlschleife untersucht. Ein wesentliches Ergebnis dieser Studie ist, dass die Masse des ausgetragenen Kühlmittels um ca. 50 t variiert. Die Masse wird hauptsächlich durch die Position des Lecks in der Leitung und die Frage, ob eine Phasengrenze zwischen Wasser und Dampfphase in dem Volumen mit der Leckage berücksichtigt wird, beeinflusst.

In einem zweiten Schritt wurde eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für die in-vessel Phase der Kernzerstörung durchgeführt. Hier stehen das Modul CESAR und das damit gekoppelte Kernzerstörungsmodul ICARE im Vordergrund. Allerdings wurden nur Eingabeparameter des ICARE-Moduls variiert. Die Rechnungen wurden jeweils bis zum RDB-Versagen durchgeführt. In der Sensitivitätsanalyse zeigte sich, dass die Unsicherheit der Auswertegrößen durch die Wahl der Oxidationskinetik dominiert wird, die unabhängig vom Oxidationsmodell variiert werden kann. Zur Identifizierung weiterer sensibler Parameter wurden insgesamt drei Analysen durchgeführt, wobei den jeweils dominierenden Parametern in der folgenden Analyse feste Werte vom Anwender zugeordnet wurden.

Für die erste gekoppelte Analyse wurden 100 Rechnungen gestartet, von denen 95 in fünf Tagen erfolgreich beendet wurden. Aufgrund der geringen benötigten Rechenzeit konnten für die zweite und dritte Analyse jeweils 200 Rechnungen gestartet werden. Diese wurden in jeweils sieben Tagen beendet. Bei der zweiten und dritten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse gab es insgesamt neun Rechenabbrüche. Alle Rechenabbrüche konnten auf Abstürze von Serverknoten zurückgeführt werden, es gab keine von ASTEC initiierten Abbrüche. Aufgrund der geringen benötigten Rechenzeiten

und der hohen Stabilität, mit denen die Rechnungen durchgeführt werden konnten, war eine Veränderung des Datensatzes zur Vereinfachung der Nodalisierung nicht notwendig. Dagegen war es sinnvoller für eine erste Studie dieser Art, die Unsicherheiten aufgrund der thermohydraulischen Randbedingungen (Eingabegrößen in CESAR) und des Kernzerstörungsmoduls ICARE zu separieren.

Die Unsicherheitsanalysen ergaben folgende für PSA Stufe 2 relevante Ergebnisse: Die während der Kernzerstörungsphase bis RDB-Versagen für dieses Szenario erzeugte Wasserstoffmasse variiert aufgrund der Unsicherheiten der Eingabeparameter zwischen 320 kg und 1015 kg. Bei einer PSA der Stufe 2 einer KONVOI-Anlage wurden von der GRS als maximale Bandbreite der Eingabewerte für die Wasserstoffherzeugung bis zum RDB-Versagen Massen zwischen 400 kg und 1200 kg verwendet /LOE 00/. Diese Wahl kann durch diese Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse bestätigt werden.

Bei der Xenon Freisetzung aus dem Leck, d. h. damit auch bei der Freisetzung beim Kernschmelzen, variiert die Masse zwischen 250 kg und 370 kg. Ein Teil des Xenons kann über die Auslegungsleckage des Sicherheitsbehälters schon frühzeitig über den Ringraum des Reaktorgebäudes in die Umgebung freigesetzt werden. Die Freisetzung über die Leckage ist proportional zur Xenonkonzentration und zum Druck im Sicherheitsbehälter. Bei der Bestimmung der Unsicherheit dieses Beitrags zum Quellterm durch Edelgasfreisetzung über Leckage des Sicherheitsbehälters muss die Unsicherheit bezüglich Freisetzung der Edelgase aus dem Reaktorkern bzw. dem Primärkreis und die Unsicherheit der Berechnung des Kernschmelzablaufs auf den Druck im Sicherheitsbehälter berücksichtigt werden.

Die luftgetragene  $I_2$  Masse im oberen Bereich der Sicherheitsbehälterkuppel (2940 m<sup>3</sup>) steigt im Zeitraum von 7000 s bis 12000 s bei den meisten Rechnungen auf Werte zwischen 0,04 g bis 0,08 g (das entspricht einer Konzentration von 1,4 E-5 g/m<sup>3</sup> bis 2,8 E-5 g/m<sup>3</sup>) und fällt wieder kontinuierlich ab. Dieses Abfallen der  $I_2$  Masse ist auf konvektive Transportprozesse in andere Bereiche des Sicherheitsbehälters, Ablagerung an Wänden oder chemische Wechselwirkungen zurückzuführen. In der Realität tritt noch zusätzlich der Zerfall von Iodisotopen auf, da das radiologisch relevante Jod Isotope I-131 eine Halbwertszeit von 8,02 Tagen hat. Die Rückwirkung auf die  $I_2$ -Masse wird in ASTEC nicht berücksichtigt, ist aber auch für den betrachteten Zeitraum nicht so relevant. Geht man von einer gefilterten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters nach

zwei Tagen aus, ist neben den Reduktionsmechanismen eine erneute Freisetzung von Jod in den Sicherheitsbehälter durch Massentransfer an der Sumpfoberfläche zu berücksichtigen. Der Beitrag von Jod zum Quellterm kann nur durch eine weiterführende Analyse, bei der auch die ex-vessel Phase berücksichtigt wird, beurteilt werden.

Der Versagenszeitpunkt des Reaktordruckbehälters (95 %/95 % Intervall) variiert nur aufgrund der unsicheren Parameter des Kernzerstörungsmoduls zwischen 14000 s und 28000 s, wobei durch eine Sensitivitätsanalyse kein dominierender unsicherer Parameter ermittelt werden konnte. Die Summe der unsicheren Eingabeparameter bewirkt hier die große Unsicherheit auf den Versagenszeitpunkt des Reaktordruckbehälters. Mit Blick auf die Größe des Quellterms in die Umgebung aufgrund der gefilterten Druckentlastung kann keine abschließende Aussage bezüglich des Einflusses des Versagenszeitpunktes gemacht werden. Das RDB-Versagen stellt den Startzeitpunkt des Schmelzeaustrags in die Reaktorgrube dar und damit des Beginns der Schmelze-Beton-Wechselwirkung; insofern sind der Zeitpunkt des RDB-Versagens und die bis dahin erzeugte Schmelzemasse nicht unbedeutend. Langfristig nach späterem Einbruch von Sumpfwasser in die Kaverne infolge der Erosion steigt der Druck und führt zu einer gefilterten Druckentlastung, die dann für den Quellterm von Bedeutung ist.

Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Wahl der Oxidationskinetik der Zirkonoxidation die Unsicherheiten bei der Kernzerstörung und der Freisetzung von Wasserstoff und Spaltprodukten dominiert. Durch eine weitere Analyse mit einer festen Oxidationskinetik konnten die Wahl des Oxidationsmodells zur Zirkonoxidation, die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation, der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung, das Modell zur radialen Verlagerung von Hüllrohrmaterial und die Grenztemperatur für die Verlagerung von Hüllrohrmaterial als signifikante Parameter identifiziert werden. Bei einer weiteren Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse, bei der alle physikalischen Modelle auf die von ASTEC vorgegebenen Standardwerte gesetzt wurden, waren zusätzlich das Modell für die radiale Verlagerung des geschmolzenen Steuerstabmaterials und die maximale radiale Hüllrohrausdehnung signifikant.

Auf Grund des großen Einflusses der Oxidationskinetik und des Oxidationsmodells sollten im Rahmen von User-Guidelines die Unterschiede der Kinetikmodelle und der Oxidationsmodelle vorgestellt werden. Es sollte ein Hinweis gegeben werden, welche Einsatzbereiche für die jeweiligen Modelle und die möglichen Kombinationen von den ASTEC Entwicklern als sinnvoll erachtet werden. Die Analysen haben gezeigt, dass

Auswertegrößen mit großen Unsicherheiten behaftet sein können, auch wenn kein Eingabeparameter einen signifikanten Beitrag zur Unsicherheit leistet. Das zeigt, dass die zum Einsatz kommenden Modelle und ihre gegenseitigen Wechselwirkungen in hohem Maße nicht-linear sind. Die Qualität eines Einzelergebnisses einer Anlagenrechnung, selbst wenn an Experimenten validierte Modelle verwendet werden, kann demzufolge erst im Kontext einer Unsicherheitsanalyse bewertet werden.

#### **4 ATHLET-CD/COCOSYS Analysen zur Untersuchung des Einflusses von Veränderungen des Kerninventars während eines Reaktorzyklusses auf den Unfallablauf**

Mit den detaillierten Rechenprogrammen ATHLET-CD/COCOSYS ist es möglich, eine für einen bestimmten Abbrandzustand eines Reaktors nach einer Umladung typische Verteilung des Kerninventars (z. B. entsprechend der Leistungsverteilung und des Abbrandes von Brennelementen in bestimmten Kernregionen) zu berücksichtigen und die Auswirkungen auf den Unfallablauf im Reaktorkreislauf und im Sicherheitsbehälter zu untersuchen. Dazu wurden in ATHLET-CD und COCOSYS zur Berechnung des Kerninventars und der Nuklidspektren an der Schnittstelle zwischen Kühlkreislauf und Containment die Programme OREST und FIPISO eingebunden. Damit ist es möglich, das Verhalten und die Freisetzung der Spaltprodukte auf Basis der Isotope zu untersuchen. Bisher wurden bei Unfallanalysen üblicherweise Kerninventare mit einem relativ hohen Abbrand und eine Verteilung entsprechend der axialen und radialen Leistungsverteilung im stationären Betriebszustand am Ende eines Reaktorzyklusses angenommen, da dadurch die höchsten Quellterme aus der Anlage zu erwarten sind. Ziel des Arbeitspunkts AP3 in diesem Vorhaben ist es, erstmalig den Einfluss unterschiedlicher Kerninventare und Inventarverteilungen innerhalb eines Reaktorzyklusses auf die Kernzerstörung, den Unfallablauf im Reaktorkreislauf und im Sicherheitsbehälter zu untersuchen.

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss des Kerninventars auf den Unfallablauf und die daraus folgende Freisetzung von Spaltprodukten beschrieben. Dazu wurde das ATHLET-CD Programm erweitert, um unterschiedliche Inventarzusammensetzungen in den betrachteten Ringen des Reaktorkerns vorgeben zu können. Weiterhin wurde die Validierung des SOPHAEROS Moduls in ATHLET-CD (vergleich Kap. 4.2) anhand des STORM Versuchs SD-11 wiederholt, da dieses Modul für das Spaltproduktverhalten und den Transport im Reaktorkreislauf eine hohe Bedeutung hat. Ebenso wurde zunächst versucht, das Modul MEWA (Debris-Modell im Kern) in ATHLET-CD anzuwenden, was aber zu numerischen Stabilitätsproblemen führte /ERD 12/, so dass die Analysen letztlich vor Kernumlagerung ins untere Plenum des RDB beendet werden mussten.

Die Ergebnisse der im Rahmen des Vorhabens RS1504 durchgeführten Analysen sind in /CHA 14/ detailliert dokumentiert. Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse zusammenfassend dargestellt.

#### **4.1 Modellergänzungen des Programms ATHLET-CD**

OREST ist das Modul innerhalb von ATHLET-CD, das die kernphysikalischen Berechnungen des Ausgangsinventars durchführt. Es liefert bei Berücksichtigung der Historie des BE-Einsatzes (der Betriebsleistung) die Isotopenspektren im Brennstoff. Das sind die Verteilung der Massen, der Leistungen und der Aktivitäten des Kerns bzw. eines Teilkerns.

Eine Modellschwäche des bisherigen Systems war es, dass mit OREST in ATHLET-CD keine Kerne berechnet werden konnten, die aus unterschiedlichen BS-Materialien zusammengesetzt sind. Dies ist zum Beispiel bei einem Kern der Fall, der zum Teil aus Urandioxid-Elementen besteht, und des Weiteren aus MOX-Elementen ( $\text{UO}_2/\text{PuO}_2$ ).

Mit der durchgeführten Programmerweiterung ist es nun möglich, dass OREST mehrere Eingaben hintereinander verarbeiten kann und so Kerninventare für verschiedene BE in verschiedenen Bereichen des Kerns berechnet. Dafür wurde die Mehrzahl der OREST-Routinen überarbeitet.

Im normalen Leistungsbetrieb eines Kernreaktors gibt es eine ausgeprägte radiale Leistungsverteilung, rechnerisch meist erfasst durch die Angabe von radialen Leistungsfaktoren. Diese radiale Leistungsverteilung hat verschiedene Ursachen. Neben der unterschiedlichen Anreicherung der Brennstäbe mit spaltbarem Material wird die Leistungsverteilung auch durch den Verlust von Spaltneutronen an den Rändern verursacht. Nach einem SCRAM wird die radiale Leistungsverteilung nur noch von der Nachzerfallswärme bestimmt und nicht mehr durch den Neutronenfluss. Dies führt zu einer Abflachung der radialen Kurve, da die Nachzerfallskurven nur von der Vorgeschichte der Brennstäbe abhängen. Die Nachzerfallsleistung wird von Isotopen der Elemente dominiert, deren Halbwertzeiten im Stundenbereich liegen. Daher ist das Verhalten dieser Elemente entscheidend (Jod, Xenon, Ausnahme: Cäsium). Bei den Isotopen der Elemente Jod und Xenon tritt während des Leistungsbetriebs relativ schnell ein Gleichgewichtszustand ein. Deshalb ist es wichtig, während eines schweren Störfalls in einem Kernreaktor neben der zeitlichen Veränderung der Nachzerfallsleis-

tung auch deren örtliche Veränderung zu berücksichtigen. Daher wurden die entsprechenden FIPISO Module in ATHLET-CD (siehe Kap. 4.1) überarbeitet.

Der Modul FIPREM berechnet die Freisetzung von Elementen aus dem Reaktorkern in den Primärkreis. Dabei sind die Elemente in 34 Freisetzungsguppen eingeteilt, wobei nicht alle besetzt sind. Die Freisetzungsguppen werden grob in drei Hauptgruppen unterteilt: Spaltprodukte, Brennstoffelemente und Strukturmaterialien. Daten werden den Gruppenmitgliedern auf unterschiedliche Art zugewiesen: Entweder durch Tabellen, durch GCSM-Signale (Steuermodul in ATHLET) oder durch Berechnung der Daten durch die kernphysikalischen Module OREST/FIPISO. Die durchgeführten Programmweiterungen betreffen nur die Rechenfälle, die mit den Modulen OREST/FIPISO durchgeführt werden.

Die FIPREM-Spaltproduktgruppen 1-11 (Xe, Kr, I, Cs, Rb, Br, Te, Se, Ag, Ba, Sr) sind von den Modellerweiterungen nicht betroffen, da hier jede Gruppe nur ein Mitglied hat. Die Gruppe 12 dagegen besteht aus 11 Mitgliedern: dem Namensgeber Ruthenium, und den Elementen: Pm, Sm, Eu, Gd, Nb, Nd, Pr, Ce, La und Y. Für alle 11 Elemente wird im Modul FIPREM angenommen, dass sie sich bei der Freisetzung aus der Brennstoffmatrix physikalisch ähnlich verhalten, d. h. für diese Elemente gibt es nur einen Satz Freisetzungparameter. In allen anderen physikalischen und chemischen Eigenschaften unterscheiden sich diese Elemente aber erheblich. Deshalb wurden diesen Elementen in der neuen FIPREM-Version eigene Gruppen zugewiesen, da durch die Verwendung der Module OREST/FIPISO genügend physikalische Daten zur Verfügung stehen (Massen, Leistungen und Aktivitäten im Kern). Ebenfalls sind viele chemische Verbindungen in der Materialdatenbank des Moduls SOPHAEROS abgelegt. Als Folge dieser Programm- und Modellerweiterung kann ATHLET-CD dem gekoppelten Programm COCOSYS weitere zur Berechnung der Zustände im Sicherheitsbehälter wichtige chemische Verbindungen zur Verfügung stellen.

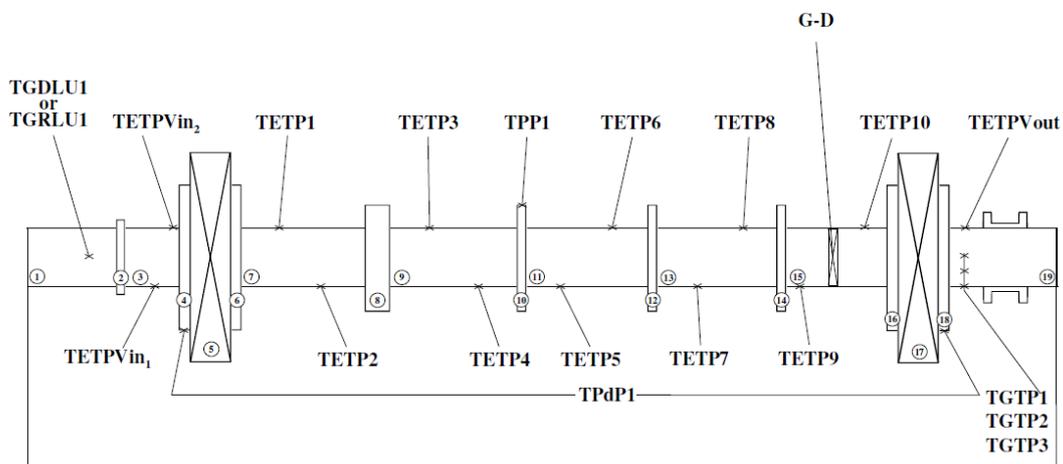
Alle oben erwähnten Vorteile gelten auch bei den Erweiterungen der folgenden Gruppen:

- Molybdän: Pd, Tc und Rh
- Neptunium: Am, Cm (Bk, Cf, Es)

Da für die Transurane Bk (Ordnungszahl 97), Cf (Ordnungszahl 98) und Es (Ordnungszahl 99) zu wenig Daten in der Materialdatenbank MDB zur Verfügung stehen, wurde darauf verzichtet, ihnen eigene Gruppen zuzuweisen.

#### 4.2 Überprüfung des SOPHAEROS Moduls anhand eines STORM Experiments

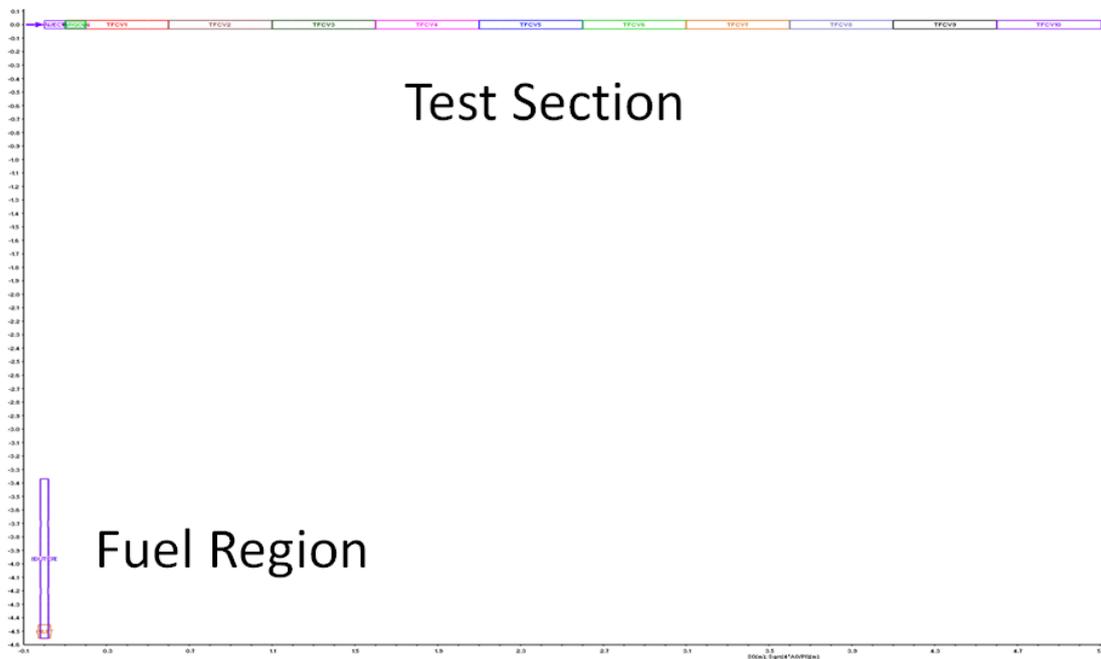
Für die Unfallanalysen ist das SOPHAEROS Modul von besonderer Bedeutung, da hier das chemische Verhalten als auch der Transport der Spaltprodukte im Reaktor-kühlkreislauf berechnet wird. Aus diesem Grunde wurde das Modul erneut anhand des STORM Versuchs SD-11 validiert /DIL 98/. Dieser Versuch (Abb. 4.1) wurde bereits beim ISP-40 verwendet. Das SOPHAEROS Modul wurde bisher nur in der stand-alone Version V1.4GRS validiert /SCH 97/, aber nicht in der in ATHLET-CD gekoppelten Version. Um in der gekoppelten Variante diesen Versuch simulieren zu können, waren einige zusätzliche Eingabedaten und Annahmen notwendig. So verlangt ATHLET-CD z. B. eine Kerengeometrie (Eingabe für das ECOPE Modul), die für den Versuch nicht erforderlich ist, und über ein Temperaturkriterium musste das SOPHEROS Modul „aktiviert“ werden. Details zu den Eingabedaten sind in /CHA 14/ beschrieben.



**Abb. 4.1** Versuchsaufbau und Position der Thermoelemente /DIL 98/

Die Rohrleitung wurde in 10 sogenannte Thermofluid-Objekte (TFOs) eingeteilt. Die Nodalisierung ist in Abb. 4.2 abgebildet. Das Trägergas im Experiment ist aus Helium, Argon, Stickstoff, Luft und Wasserdampf zusammengesetzt. Als Aerosol wurde Zinkoxid ( $\text{SnO}_2$ ) eingespeist. Da in ATHLET-CD die Einspeisung von  $\text{SnO}_2$  nicht möglich

war, wurde eine entsprechende Menge Sn eingespeist, die dann im Mischungsraum (vor der Rohrleitung) zu SnO<sub>2</sub> reagierte (Berechnung in SOPHAEROS).



**Abb. 4.2** Nodalisierung des STORM Versuchstandes

Als Randbedingungen liegen die Temperatur des Trägergases, die Wandtemperaturen und die Größenverteilung des eingespeisten Aerosols vor. Da sich die Werte in /SCH 97/ und /DIL 98/ unterscheiden wurden insgesamt 4 Parameterrechnungen durchgeführt.

**Tab. 4.1** Durchgeführte Rechnungen (SMZ: /SCH 97/, QR: /DIL 98/)

|               | Gas- und Wandtemperatur |       |
|---------------|-------------------------|-------|
| Partikelgröße | SMZ                     | QR    |
| SMZ           | Run A                   | Run C |
| QR            | Run B                   | Run D |

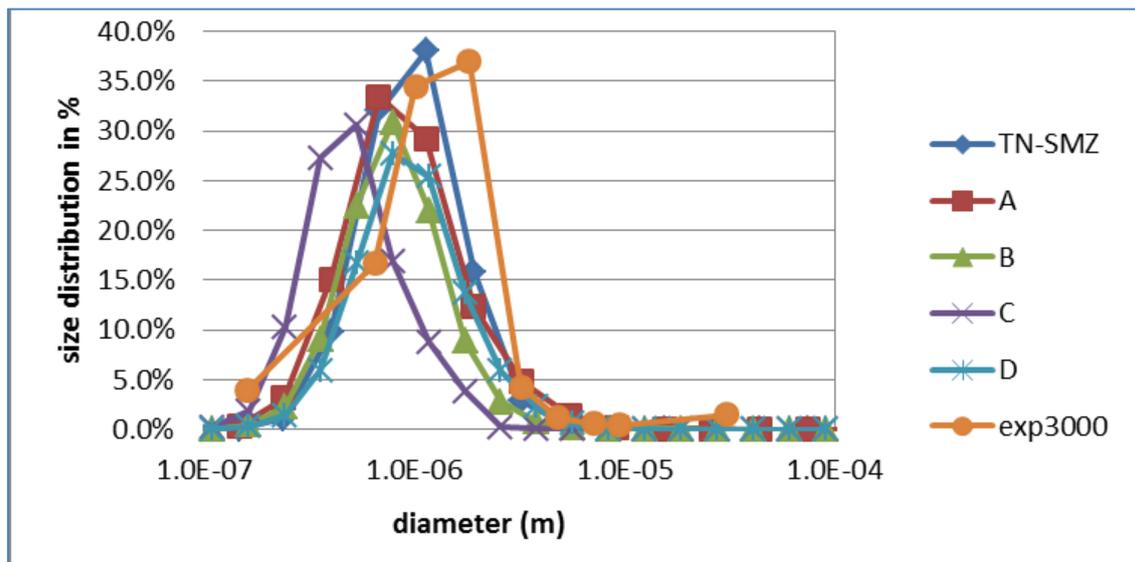
Als Resultat des STORM Experiments (ISP-40) wurden 0,225 kg SnO<sub>2</sub> in der Teststrecke abgelagert. In der vorliegenden stand-alone Rechnung (SMZ) wurden ohne Verwendung des Resuspensionsmodells 0,237 kg und mit diesem Modell 0,225 kg berechnet. Die Werte der gekoppelten Version liegen mit den Randbedingungen aus /SCH 97/ zwischen 0,190 und 0,197 kg bzw. mit den experimentellen Randbedingungen zwischen 0,242 und 0,247 kg. Wie in /CHA 14/ dargestellt, zeigte sich, dass das

Resuspensionsmodell nicht ordnungsgemäß funktioniert, da mit dieser Version die im Experiment anschließende Resuspensionsphase nicht erfolgreich simuliert werden konnte.

Die Abb. 4.3 zeigt einen Vergleich der gemessenen Größenverteilung mit den berechneten Werten. Diese Messungen wurden vor der Teststrecke durchgeführt und zeigen, wie in /CHA 14/ dargestellt, eine zeitliche Verschiebung zu größeren Werten. Dagegen sind die berechneten Werte konstant. Ebenso wird zum Zeitpunkt 3000 s eine Asymmetrie in der Größenverteilung gemessen. Im Unterschied zur stand-alone Version wird in den neuen Rechnungen (RUN A bis D) eine Oxidation des Zinks in der Mischungszone vor der Teststrecke berechnet. Insgesamt ist die Übereinstimmung zwischen den Rechnungen und den Messungen gut. Dies ist dahingehend von Bedeutung, weil bei den anschließend beschriebenen Anwendungsrechnungen die Ergebnisse bzgl. der Größenverteilung in der späteren Unfallphase problematisch sind, denn die Größenverteilung verschiebt sich stark in Richtung der oberen Grenze des Partikeldurchmessers.

**Tab. 4.2** Gesamte abgelagerte Menge in der Teststrecke (kg)

|            | Experiment | TN-SMZ        | Run A  | Run B  | Run C  | Run D  |
|------------|------------|---------------|--------|--------|--------|--------|
| Ablagerung | 0,225      | 0,2370/0,2250 | 0,1970 | 0,1900 | 0,2470 | 0,2421 |

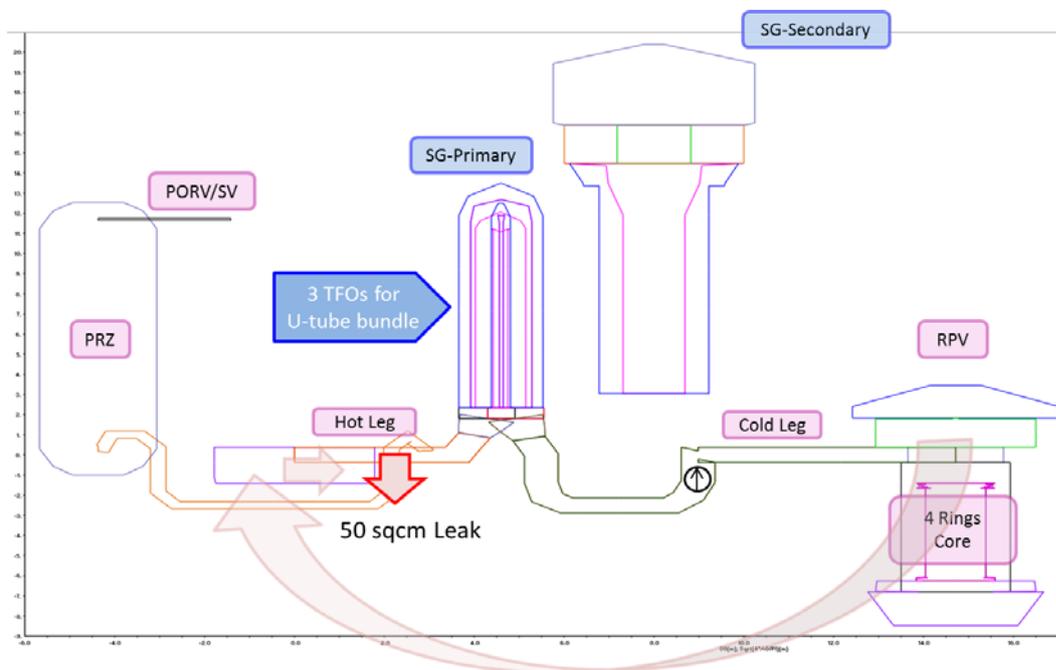


**Abb. 4.3** STORM-SD11: Vergleich der berechneten Größenverteilung zum Zeitpunkt 3000 s

## 4.3 Vorbereitung der Analysen

### 4.3.1 Anpassung des ATHLET-CD/COCOSYS Datensatzes

Für die Analysen wurde ein existierender ATHLET-CD Datensatz /REI 14/ und ein existierender COCOSYS Datensatz /BAN 12/ verwendet (siehe auch Kap. 2.3). Der Kern im RDB wird in 4 Ringe eingeteilt. Die 4 Stränge werden einzeln abgebildet. Im Dampferzeuger wurden die U-Rohre in 3 Gruppen eingeteilt. Abgebildet werden die Dampferzeuger, Hauptkühlmittelpumpen sowie die Notkühlssysteme. Der Druckhalter ist über die Surgeline mit dem ersten Strang verbunden an dem auch das Leck von 50 cm<sup>2</sup> angenommen wird (Abb. 4.5).

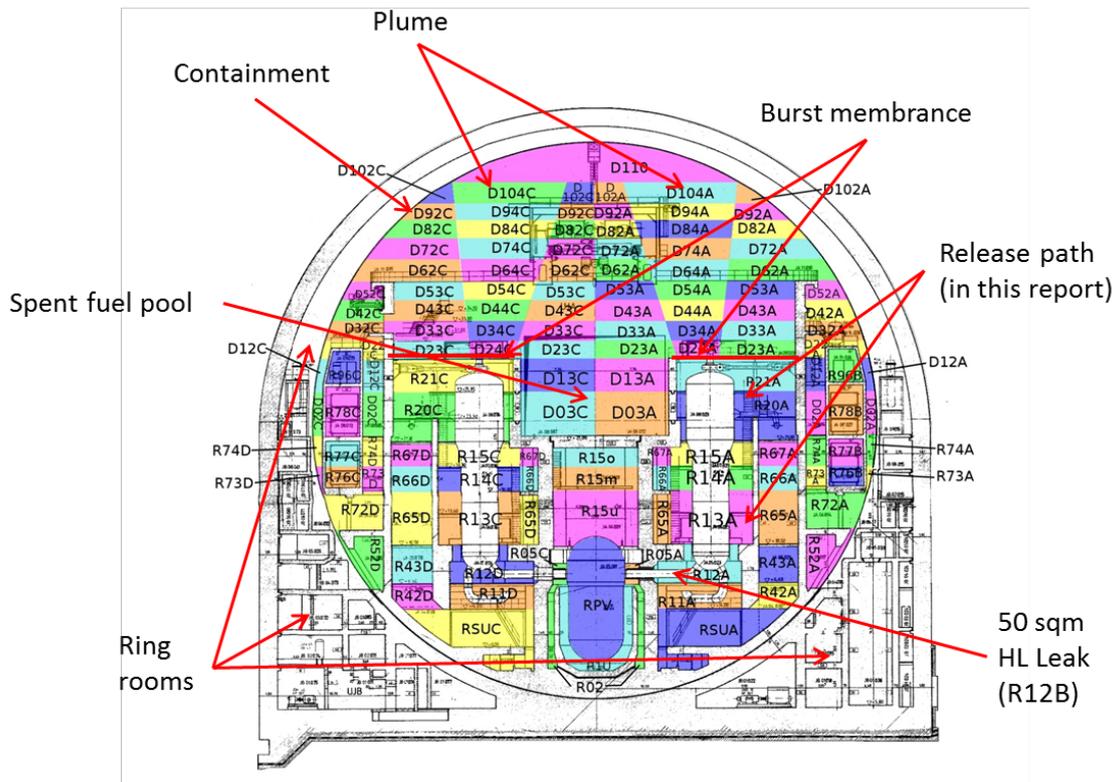


**Abb. 4.4** Nodalisierung des ATHLET-CD Datensatzes für KONVOI

Im COCOSYS Datensatz wurden insgesamt 289 Kontrollvolumina (Zonen) definiert. Diese umfassen den Sicherheitsbehälter, den Ringraum, das Maschinenhaus sowie die Umgebung. Sogenannte Plumezonen werden oberhalb der Dampferzeuger definiert, um eine mögliche Schichtung im Sicherheitsbehälter simulieren zu können.

Die Kopplung zwischen ATHLET-CD und COCOSYS beinhaltet die Freisetzung über das Leck und Sicherheitsventile, die Wärmeabstrahlung der Reaktorkühlkreisläufe sowie die Freisetzung der Spaltprodukte (Aerosole, Iodspezies und Isotope). Dabei wird

sichergestellt, dass konsistente Nuklidbibliotheken in ATHLET-CD und COCOSYS verwendet werden. Dies ist im Hinblick auf die hier durchgeführten Untersuchungen unbedingt notwendig. Ein Rücktransport von Spaltprodukten vom Sicherheitsbehälter in den Kühlkreislauf kann bisher noch nicht simuliert werden, ist aber für die Untersuchungen hier auch nicht relevant.



**Abb. 4.5** Nodalisierung des COCOSYS Datensatzes für KONVOI

#### 4.3.2 **Aufbereitung der Ausgangsinventare und -verteilungen des Kerninventars**

Um den Einfluss des unterschiedlichen Kerninventars auf den Unfallablauf untersuchen zu können, wurden im ersten Schritt die Kerninventare zum Beginn eines Reaktorzyklusses (BOC) und zum Ende (EOC) berechnet. Dazu wurden Informationen aus typischen Reaktorzyklen für DWR verwendet, die die Abbrände der einzelnen Brennelemente zu diesen beiden Zeitpunkten enthalten. Mit Hilfe des OREST Moduls in ATHLET-CD wurden dann die Nuklidinventare dieser Brennelemente näherungsweise berechnet.

Für die Berechnung des Kerninventars wurden zwei verschiedene Methoden verwendet:

1. Einheitlicher Mittelwert (Fälle BOCM+ und EOCM+)

Bei dieser Methode wird ein mittlerer Abbrandwert für alle Brennelemente im Kern berechnet und für diesen Abbrand eine OREST Rechnung durchgeführt. Somit sind die Nuklidspektren (Isotopenzusammensetzung der Elemente) und damit auch die Nachzerfallsleistung pro Volumeneinheit im ganzen Kern (also für alle Ringe) gleich. Der mittlere Abbrand im BOC-Fall ist 25,33 GWd/tSM und im EOC-Fall 37,91 GWd/tSM.

2. Ringspezifisch gewichtete Mittelwerte (Fälle BOC+ und EOC+)

Bei dieser im Vorhaben entwickelten Methode werden für jeden Ring im Kern die Brennelemente bzgl. ihres Abbrandes in mehrere Gruppen eingeteilt und ein Mittelwert für jede Gruppe in einem Ring berechnet und eine OREST Rechnung durchgeführt. Entsprechend der Anzahl der jeweiligen Brennelemente werden die Inventare „gemischt“ und somit ein ringspezifisches Kerninventar berechnet. Das Ergebnis dieser Berechnungen ist in Tab. 4.3 für den BOC-Fall und in Tab. 4.4 für den EOC-Fall dargestellt.

**Tab. 4.3** Gruppierung der Brennelemente in den Ringen des Kerns und Abbrandwerte für den BOC-Fall

| Abbrand der BE in Ring 1 (GWd/tSM)        | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 2 (GWd/tSM)           | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 3 (GWd/tSM)           | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 4 (GWd/tSM)           | Anteil (%) |
|---|------------|---|------------|---|------------|---|------------|
| 0,0                                       | 24,490     | 0,0                                       | 33,333     | 0,0                                       | 50,000     | 0,0                                       | 8,333      |
| 18,844                                    | 16,327     | 18,532                                    | 16,667     | 17,340                                    | 16,667     | 48,496                                    | 18,750     |
| 19,110                                    | 8,163      | 34,716                                    | 16,667     | 18,724                                    | 4,167      | 49,425                                    | 20,833     |
| 29,741                                    | 8,163      | 35,421                                    | 16,667     | 19,387                                    | 20,833     | 50,598                                    | 35,417     |
| 31,815                                    | 12,245     | 47,916                                    | 6,250      | 34,064                                    | 8,333      | 51,840                                    | 2,083      |
| 32,164                                    | 4,082      | 48,100                                    | 10,417     | -   | -          | 52,159                                    | 14,583     |
| 36,514                                    | 24,490     | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| 49,447                                    | 2,041      | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| Summe 1                                   | 100,00     | Summe 2                                   | 100,0      | Summe 3                                   | 100,0      | Summe 4                                   | 100,0      |
| <b>Mittlerer Abbrand Ring 1 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 2 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 3 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 4 (GWd/tSM)</b> |            |
| 22,225                                    |            | 22,784                                    |            | 10,548                                    |            | 45,996                                    |            |

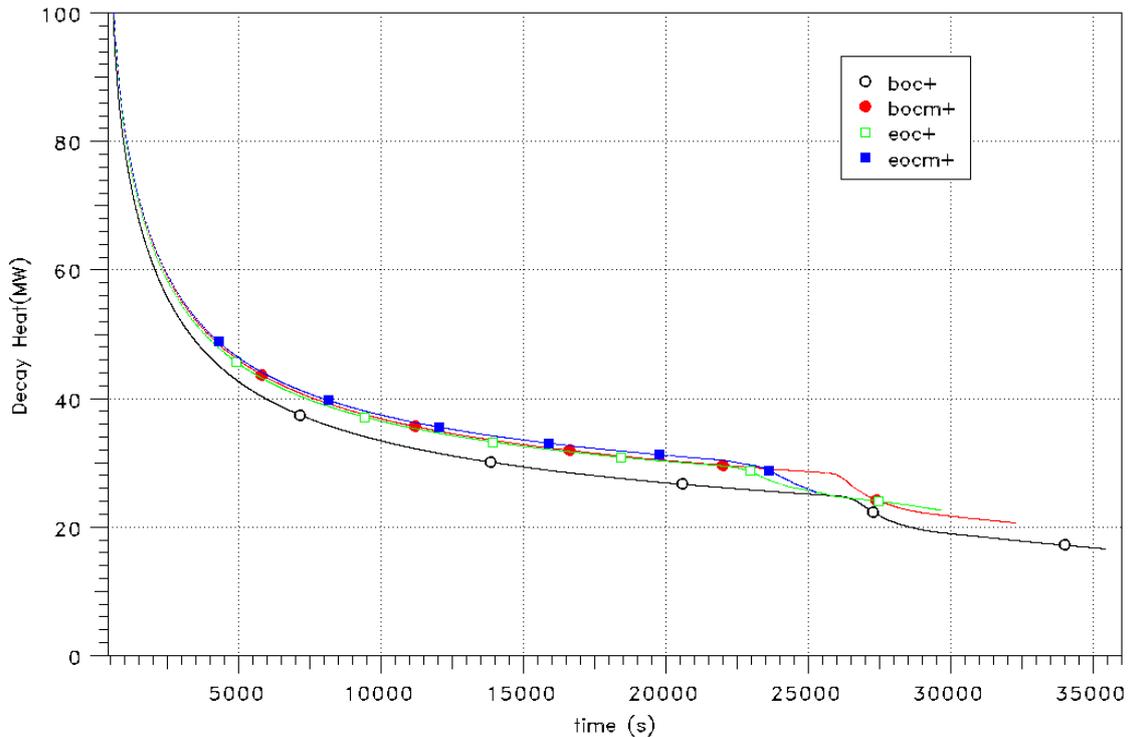
**Tab. 4.4** Gruppierung der Brennelemente in den Ringen des Kerns und Abbrandwerte für den EOC-Fall

| Abbrand der BE Ring 1 (GWd/tSM)           | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 2 (GWd/tSM)           | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 3 (GWd/tSM)           | Anteil (%) | Abbrand der BE Ring 4 (GWd/tSM)           | Anteil (%) |
|---|------------|---|------------|---|------------|---|------------|
| 16,651                                    | 16,327     | 17,279                                    | 8,333      | 16,424                                    | 33,333     | 14,849                                    | 6,250      |
| 17,329                                    | 8,163      | 18,526                                    | 25,000     | 17,476                                    | 16,667     | 15,008                                    | 2,083      |
| 33,996                                    | 4,082      | 34,600                                    | 16,667     | 28,826                                    | 16,667     | 53,775                                    | 31,250     |
| 34,412                                    | 20,408     | 48,664                                    | 20,833     | 33,769                                    | 14,583     | 54,457                                    | 39,583     |
| 42,441                                    | 8,163      | 49,136                                    | 12,500     | 34,122                                    | 2,083      | 55,132                                    | 4,167      |
| 45,979                                    | 2,041      | 59,912                                    | 14,583     | 35,465                                    | 8,333      | 56,641                                    | 16,667     |
| 46,287                                    | 14,286     | 60,176                                    | 2,083      | 45,225                                    | 8,333      | -   | -          |
| 47,902                                    | 6,122      | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| 48,058                                    | 2,040      | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| 49,197                                    | 16,327     | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| 58,675                                    | 2,041      | -   | -          | -   | -          | -   | -          |
| Summe 1                                   | 100,00     | Summe 2                                   | 100,0      | Summe 3                                   | 100,0      | Summe 4                                   | 100,0      |
| <b>Mittlerer Abbrand Ring 1 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 2 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 3 (GWd/tSM)</b> |            | <b>Mittlerer Abbrand Ring 4 (GWd/tSM)</b> |            |
| 36,702                                    |            | 38,109                                    |            | 25,551                                    |            | 51,339                                    |            |

Deutlich zu sehen sind die signifikanten Unterschiede der mittleren Nachzerfallsleistung je Ring untereinander als auch innerhalb eines Rings sowie die Unterschiede zwischen den beiden Abbrandzuständen. Der niedrigste Abbrand wird für Ring 3 bei BOC berechnet, da dort 50 % neue Brennelemente (bezogen auf die Anzahl im Ring) nach der Umladung stehen, die in die Rechnung konservativ mit einem Abbrand von 0 GWd/tSM eingehen, d. h. es werden auch keine kurzlebigen Isotope berücksichtigt, die schnell nach Beginn des Betriebes gebildet werden. Auch in Ring 1 und Ring 2 befinden sich jeweils größere Anteile neuer Brennelemente (25 % bzw. 33 % bezogen auf die Anzahl im Ring). Insgesamt liegt dadurch in diesen Ringen der mittlere Abbrand teils deutlich unter dem mittleren Abbrand, der für Methode 1 für BOC für den gesamten Kern berechnet wurde. Auch am Ende des Brennstoffzyklusses ist der Abbrand in den einzelnen Ringen deutlich unterschiedlich vom mittleren Abbrand.

In ATHLET-CD und COCOSYS werden auf Basis der Isotopenmassen mit Hilfe von ORIGIN als Bestandteil des FIPISO Moduls die Nachzerfallsleistungen berechnet. In Abb. 4.6 ist ein Vergleich der gesamten Nachzerfallsleistung im Kern dargestellt. Wie in /CHA 14/ erläutert, ist die Nachzerfallsleistung in den Fällen BOCM+, EOC+ und

EOCM+ bis auf ca. 1 MW nahezu gleich. Nur im Fall BOC+ ist die Nachzerfallsleistung um ca. 4 MW niedriger, da in diesem Fall wie oben erläutert frische Brennelemente betrachtet werden, welche noch keine Spaltprodukte und somit auch noch keine Nachzerfallsleistung haben.



**Abb. 4.6** Vergleich der Nachzerfallsleistung im Kern für alle betrachteten 4 Kernzustände

In Tab. 4.5 und Tab. 4.6 werden die Elementmassen sowie die elementspezifischen Nachzerfallsleistungen vor Beginn der Kernzerstörung bzw. Freisetzung aus dem Kern dargestellt. Wie zu erwarten, sind die Spaltproduktmassen in den EOC-Fällen um ca. 50 % höher. Die kurzlebigen Isotope der jeweiligen Elemente, welche den Großteil der Nachzerfallsleistung verursachen, bilden nach einer relativ kurzen Betriebszeit ein Gleichgewicht, während sich die langlebigen Isotope akkumulieren. Dagegen ist die integrale Nachzerfallsleistung aller Spaltprodukte im Vergleich dazu praktisch gleich. Den größten Beitrag liefern die Elemente Nb, La, I und Np. Betrachtet man einzelne Elemente in Tab. 4.5 und

Tab. 4.6, so fällt auf, dass obwohl die Massen (z. B. Rb) im BOC+ Fall niedriger als bei BOCM+ sind, die elementspezifische Nachzerfallsleistung höher sein kann. Das liegt

an der für diese Ausgabe vorgenommenen Mittelung der Werte auf Basis des Abbrandes für die 4 Ringe für BOC+, die im Gegensatz zu BOCM+ unterschiedlich sind, so dass auch die vorhandenen Ausgangsisotope („Parents“) entsprechend der Zerfallsketten zwischen Beginn der Analyse und dem Auswertzeitpunkt unterschiedlich sind. Für eine genaue Betrachtung der Mittelung über den Abbrand der einzelnen Brennelemente wäre eine Analyse der einzelnen Isotope von Bedeutung.

**Tab. 4.5** Vergleich der Inventarmassen im Kern bei 17580 s (vor der ersten Freisetzung aus dem Kern)<sup>5</sup>

| Spezies       | Element   | BOC+ (kg)         | BOCM+ (kg)        | EOC+ (kg)         | EOCM+ (kg)        |
|---------------|-----------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| Spaltprodukte | Se        | 4,4758E+00        | 4,8066E+00        | 6,5799E+00        | 6,6642E+00        |
|               | Br        | 1,6683E+00        | 1,8005E+00        | 2,4478E+00        | 2,4891E+00        |
|               | Kr        | 3,0434E+01        | 3,3634E+01        | 4,4411E+01        | 4,5395E+01        |
|               | Rb        | 2,8438E+01        | 3,1481E+01        | 4,1477E+01        | 4,2437E+01        |
|               | Sr        | 7,5059E+01        | 8,5178E+01        | 1,0871E+02        | 1,1157E+02        |
|               | Zr        | 2,9601E+02        | 3,1914E+02        | 4,3485E+02        | 4,4036E+02        |
|               | Mo        | 2,6772E+02        | 2,7639E+02        | 3,9726E+02        | 3,9868E+02        |
|               | Pd        | 1,0263E+02        | 7,9650E+01        | 1,6193E+02        | 1,4786E+02        |
|               | Tc        | 6,0265E+01        | 6,7255E+01        | 8,7657E+01        | 9,0591E+01        |
|               | Rh        | 3,3247E+01        | 3,7433E+01        | 4,8001E+01        | 5,0677E+01        |
|               | Ru        | 2,0040E+02        | 1,9463E+02        | 3,0233E+02        | 2,9468E+02        |
|               | Pm        | 1,2403E+01        | 1,7604E+01        | 1,7134E+01        | 1,8114E+01        |
|               | Sm        | 5,6229E+01        | 5,5579E+01        | 8,3958E+01        | 8,4283E+01        |
|               | Eu        | 1,6684E+01        | 1,4371E+01        | 2,5489E+01        | 2,5077E+01        |
|               | Gd        | 7,9323E+00        | 4,0890E+00        | 1,3724E+01        | 1,0039E+01        |
|               | <b>Nb</b> | <b>2,8010E+00</b> | <b>3,8453E+00</b> | <b>3,9745E+00</b> | <b>3,6165E+00</b> |
|               | Nd        | 3,0621E+02        | 3,1175E+02        | 4,5579E+02        | 4,5591E+02        |
|               | Pr        | 8,9466E+01        | 9,3488E+01        | 1,3235E+02        | 1,3338E+02        |
|               | Ce        | 2,2884E+02        | 2,4800E+02        | 3,3658E+02        | 3,3764E+02        |
|               | <b>La</b> | <b>9,9764E+01</b> | <b>1,0470E+02</b> | <b>1,4752E+02</b> | <b>1,4812E+02</b> |
|               | Y         | 3,9250E+01        | 4,4225E+01        | 5,6995E+01        | 5,8363E+01        |
|               | Ag        | 6,0366E+00        | 5,6913E+00        | 9,0757E+00        | 9,1327E+00        |
|               | Sb        | 1,2878E+00        | 1,3062E+00        | 1,9146E+00        | 1,9163E+00        |
|               | Te        | 3,8601E+01        | 3,9049E+01        | 5,7471E+01        | 5,6997E+01        |
|               | <b>I</b>  | <b>1,8557E+01</b> | <b>1,8581E+01</b> | <b>2,7533E+01</b> | <b>2,7380E+01</b> |
|               | Xe        | 4,3948E+02        | 4,4939E+02        | 6,5436E+02        | 6,5073E+02        |
|               | Cs        | 2,3162E+02        | 2,4348E+02        | 3,4250E+02        | 3,4513E+02        |
|               | Ba        | 1,1998E+02        | 1,2048E+02        | 1,7942E+02        | 1,7625E+02        |

<sup>5</sup> Die früheste Freisetzung in den 4 Fällen liegt bei ca. 18550 s. Zu dem gewählten Zeitpunkt liegt jeweils eine detaillierte ATHLET-CD Ausgabe vor, welche für die Auswertung verwendet wurden.

| Spezies                 | Element   | BOC+ (kg)         | BOCM+ (kg)        | EOC+ (kg)         | EOCM+ (kg)        |
|-------------------------|-----------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
|                         | Gesamt    | 2,8155E+03        | 2,8755E+03        | 4,1814E+03        | 4,1735E+03        |
| Brennstoff und Aktinide | U         | 9,9282E+04        | 9,9061E+04        | 9,7541E+04        | 9,7510E+04        |
|                         | Pu        | 7,8892E+02        | 9,3872E+02        | 1,1326E+03        | 1,1783E+03        |
|                         | <b>Np</b> | <b>4,9070E+01</b> | <b>4,7933E+01</b> | <b>7,0592E+01</b> | <b>7,2810E+01</b> |
|                         | Am        | 1,3447E+01        | 6,6790E+00        | 2,2581E+01        | 1,8289E+01        |
|                         | Cm        | 5,7402E+00        | 1,4691E+00        | 1,0973E+01        | 6,1822E+00        |
|                         | Gesamt    | 1,0014E+05        | 1,0006E+05        | 9,8778E+04        | 9,8786E+04        |
| Strukturmaterialien     | AgST      | 1,4717E+03        | 1,4717E+03        | 1,4717E+03        | 1,4717E+03        |
|                         | CdST      | 6,1428E+02        | 6,1428E+02        | 6,1428E+02        | 6,1428E+02        |
|                         | InST      | 6,1509E+01        | 6,1509E+01        | 6,1509E+01        | 6,1509E+01        |
|                         | Fe        | 3,9900E+04        | 3,9900E+04        | 3,9900E+04        | 3,9900E+04        |
|                         | Sn        | 7,4672E+02        | 7,4672E+02        | 7,4672E+02        | 7,4672E+02        |
|                         | ZrST      | 2,9663E+04        | 2,9663E+04        | 2,9663E+04        | 2,9663E+04        |
|                         | Gesamt    | 7,2457E+04        | 7,2457E+04        | 7,2457E+04        | 7,2457E+04        |

**Tab. 4.6** Vergleich der elementspezifischen Nachzerfallsleistung zum Zeitpunkt 17580 s (vor der ersten Freisetzung aus dem Kern)

| Spezies      | Element    | BOC+ (W)          | BOCM+ (W)         | EOC+ (W)          | EOCM+ (W)         |
|--------------|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| Spaltprodukt | Se         | 1,4589E+01        | 1,4032E+01        | 1,2935E+01        | 1,2753E+01        |
|              | Br         | 1,1652E+04        | 1,1667E+04        | 1,2744E+04        | 1,3011E+04        |
|              | Kr         | 4,2264E+05        | 3,9517E+05        | 3,5033E+05        | 3,4225E+05        |
|              | Rb         | 4,3608E+05        | 4,0701E+05        | 3,6000E+05        | 3,5146E+05        |
|              | Sr         | 1,3601E+06        | 1,4024E+06        | 1,2683E+06        | 1,2348E+06        |
|              | Zr         | 1,3041E+06        | 1,5317E+06        | 1,4967E+06        | 1,4681E+06        |
|              | Mo         | 5,3028E+05        | 5,9803E+05        | 5,5712E+05        | 5,9459E+05        |
|              | Pd         | 6,1305E+04        | 6,8844E+04        | 8,9286E+04        | 9,2474E+04        |
|              | Tc         | 1,1906E+05        | 1,3480E+05        | 1,2512E+05        | 1,3402E+05        |
|              | Rh         | 5,2704E+05        | 5,7180E+05        | 7,5786E+05        | 7,7674E+05        |
|              | Ru         | 6,8786E+05        | 8,2909E+05        | 9,3126E+05        | 9,3321E+05        |
|              | Pm         | 3,0407E+05        | 3,9961E+05        | 3,9251E+05        | 4,3578E+05        |
|              | Sm         | 7,3009E+04        | 8,4851E+04        | 1,0503E+05        | 1,1446E+05        |
|              | Eu         | 1,6397E+05        | 1,2412E+05        | 2,6596E+05        | 2,5278E+05        |
|              | Gd         | 8,5657E+02        | 8,6340E+02        | 1,2849E+03        | 1,2607E+03        |
|              | <b>Nb</b>  | <b>2,1149E+06</b> | <b>2,3436E+06</b> | <b>2,2868E+06</b> | <b>2,2613E+06</b> |
|              | Nd         | 1,5009E+05        | 1,9095E+05        | 1,8071E+05        | 1,9051E+05        |
|              | Pr         | 1,0972E+06        | 1,4111E+06        | 1,3922E+06        | 1,4314E+06        |
|              | Ce         | 8,1127E+05        | 9,1391E+05        | 8,6248E+05        | 8,8318E+05        |
|              | <b>La</b>  | <b>3,1512E+06</b> | <b>4,0734E+06</b> | <b>3,8349E+06</b> | <b>4,0089E+06</b> |
| Y            | 2,4217E+06 | 2,4755E+06        | 2,2872E+06        | 2,2451E+06        |                   |
| Ag           | 5,6875E+04 | 6,2672E+04        | 8,0824E+04        | 8,4236E+04        |                   |

| Spezies                 | Element    | BOC+ (W)          | BOCM+ (W)         | EOC+ (W)          | EOCM+ (W)         |
|-------------------------|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
|                         | Sb         | 2,0789E+05        | 2,2887E+05        | 2,3666E+05        | 2,4435E+05        |
|                         | Te         | 5,3182E+05        | 6,0465E+05        | 5,8722E+05        | 6,2007E+05        |
|                         | <b>I</b>   | <b>5,0552E+06</b> | <b>5,5260E+06</b> | <b>5,2897E+06</b> | <b>5,5288E+06</b> |
|                         | Xe         | 5,3508E+05        | 5,8800E+05        | 5,5850E+05        | 5,7728E+05        |
|                         | Cs         | 2,2255E+05        | 1,9492E+05        | 3,3810E+05        | 3,2762E+05        |
|                         | Ba         | 5,2601E+05        | 6,6480E+05        | 6,3967E+05        | 6,6795E+05        |
|                         | Gesamt     | 2,2884E+07        | 2,5838E+07        | 2,5288E+07        | 2,5816E+07        |
| Brennstoff und Aktinide | U          | 1,2704E+05        | 1,7057E+05        | 1,8308E+05        | 2,1072E+05        |
|                         | Pu         | 3,0139E+04        | 1,8985E+04        | 4,8812E+04        | 4,3370E+04        |
|                         | <b>Np</b>  | <b>4,5029E+06</b> | <b>5,0700E+06</b> | <b>5,2254E+06</b> | <b>5,6447E+06</b> |
|                         | Am         | 6,9115E+03        | 5,6788E+03        | 1,0466E+04        | 1,1442E+04        |
|                         | Cm         | 1,5139E+05        | 8,3698E+04        | 2,5114E+05        | 2,1845E+05        |
|                         | Gesamt     | 4,8184E+06        | 5,3489E+06        | 5,7189E+06        | 6,1287E+06        |
| Strukturmaterialien     | AgST       | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
|                         | CdST       | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
|                         | InST       | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
|                         | Fe         | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
|                         | Sn         | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
|                         | ZrST       | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        | 0,0000E+00        |
| Gesamt                  | 2,7702E+07 | 3,1187E+07        | 3,1007E+07        | 3,1944E+07        |                   |

Mit der neuen Methode zur ringspezifischen Ermittlung des Kerninventars war es auch erforderlich, die radiale Leistungsverteilung nach Reaktorschnellabschaltung (SCRAM) direkt auf Basis der Isotopenverteilung in den einzelnen Ringen zu berechnen. Eine Vorgabe durch den Anwender ist somit nicht mehr notwendig bzw. nützlich. Für die axiale Verteilung der Isotope wird in ATHLET-CD die per Eingabe vorgegebene axiale Leistungsverteilung weiterverwendet, die in der stationären Phase also vor SCRAM vorhanden ist. Hier ließ sich keine Änderung realisieren, so dass die Berechnungsweise unterschiedlich ist. Dies sollte zukünftig ggf. verbessert werden, bedingt aber auch die Berechnung axial abhängiger Inventare und Nachzerfallsleistungen. Details hierzu sind in /CHA 14/ beschrieben.

#### 4.3.3 Identifikation von Verbesserungspotential für die verwendeten Codes

Im Rahmen dieses Vorhabens wurden erstmals gekoppelte ATHLET-CD/COCOSYS Rechnungen für eine DWR KONVOI Anlage mit derart detaillierten Datensätzen und betrachteten Kerninventaren durchgeführt. Dabei wurden insbesondere für Spaltprodukte die Ergebnisse auf ihre Konsistenz überprüft. In dem Bericht /CHA 14/ werden

die während der Analysen aufgetretenen Probleme beschrieben und es wird hier nur eine Zusammenfassung gegeben. Die Probleme wurden mit den Programmentwicklern diskutiert und konnten teilweise während der Laufzeit des Vorhabens bereits behoben werden. Zu erwähnen sind folgende Probleme:

- Eine wesentliche Schwachstelle des ATHLET-CD Programms sind Instabilitäten, welche häufig bei einer Blockade der Strömungswege im Kern während der Kernzerstörung durch die herabfließende Schmelze auftreten. Wie in /CHA 14/ erläutert, gibt es in ATHLET-CD verschiedene Modelloptionen (Parameter ITFBK) und auch die Möglichkeit, dieses Phänomen in der Simulation zu ignorieren. Trotzdem konnte der Fall EOCM+ nur bis ca. 25000 s gerechnet werden. Der Einfluss dieser Modelloption wird in /CHA 14/, Anhang B beschrieben. Ob diese Probleme auch auftreten, wenn die Bildung eines Schmelzepools im Kernbereich und insbesondere die Umlagerung ins untere Plenum mit analysiert werden, konnte nicht untersucht werden. Auch wurden keine veränderten Nodalisierungsschemata des Kerns getestet.
- Wie im Abschnitt 4.4.1.5 und in /CHA 14/, Anhang C und D dargestellt, ist die in SOPHAEROS berechnete Größenverteilung der Aerosole nach Freisetzung aus dem Kern im oberen Plenum stark zur oberen Grenze hin verschoben und somit nicht realistisch. Als Ursache wurde die hohe Aerosolkonzentration im oberen Plenum identifiziert, welche durch die (modellbedingte) direkte Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kernbereich in das vergleichsweise kalte obere Plenum bedingt ist (Schnittstelle FIPREM → SOPHAEROS). Auch hier konnten keine anderen Nodalisierungen untersucht werden und es besteht Verbesserungsbedarf in ATHLET-CD.
- Bei der Freisetzung von Spaltproduktgasen beim Versagen der BS-Hüllrohre traten bei früheren Rechnungen Sprünge in den Massen- und Leistungsbilanzen des Kerninventars auf. Dieses Problem wurde mittlerweile behoben (/CHA 14/, Anhang E und F).
- Bei der Ausgabe der Größenverteilung der Aerosole treten Inkonsistenzen im Ausdruck des COCOSYS-Treibers und in der AFP-spezifischen Ausgabe in COCOSYS auf. Ursache ist, dass in der AFP-spezifischen Ausgabe beim Restart die erste Ausgabe vor dem Zeitschritt und im COCOSYS-Treiber die Ausgabe nach dem Zeitschritt erfolgt.

- Beim Vergleich der Ergebnisse von SOPHAEROS und COCOSYS bezüglich der in den Sicherheitsbehälter freigesetzten Spaltprodukte (Elemente In, Cd) und Strukturmaterialien (Elemente In, Cd und Fe) wurden Unterschiede für die Umrechnung der elementspezifischen Massenströme aus SOPHAEROS auf isotopenspezifische Massenströme für COCOSYS festgestellt, die auf Basis der von FIPISO aus ATHLET-CD berechneten Isotopenspektren erfolgt. Während In und Cd auch als Spaltprodukt vorliegen, ist dies für Fe nicht der Fall, wodurch die Umrechnung misslingt. Hier sollte eine Methode der Unterscheidung von Spaltprodukten und Strukturmaterialien erfolgen.

#### **4.4 Ergebnisse**

Für die Untersuchung des Einflusses des Kerninventars auf den Unfallablauf wurden zwei verschiedene Szenarien betrachtet. In diesem Bericht werden die wesentlichen Ergebnisse dargestellt. Für Details wird auf den separaten Bericht /CHA 14/ verwiesen.

##### **4.4.1 Szenario 1: Kleines Leck 50 cm<sup>2</sup> im heißen Strang (SBLOCA)**

In dem betrachteten Unfallszenario wird ein kleines Leck von 50 cm<sup>2</sup> am heißen Strang des Druckhalterloops angenommen. Ergebnisse dieses Falls liegen auch dem beschriebenen Vergleich in Kap. 2.4.3 zu Grunde. Das Speisewassersystem als auch alle Hoch- und Niederdruck-Notkühlsysteme, inklusive der Umschaltung auf Sumpfwälzbetrieb, werden als ausgefallen angenommen. Das Reaktorschnellabschaltsystem und die heißseitigen Druckspeicher (DS) stehen zur Verfügung. Das Volumenregelsystem mit einem Massenstrom von 2 kg/s steht zwischen 0 und 4000 s zur Verfügung. Das 100 K/h Abfahren der DE funktioniert. Das Notspeisewassersystem der DE mit umgerechnet 18 kg/s pro Loop reguliert den Wasserstand im Dampferzeuger, nachdem dieser zunächst abgefallen war. Hier wird angenommen, dass das System bei 8000 s ausfällt<sup>6</sup>. Im Sicherheitsbehälter werden die vorhandenen katalytischen Rekombinatoren zum Abbau des Wasserstoffs berücksichtigt.

Die Rechnungen wurden zum Zeitpunkt einer erwarteten Schmelzeverlagerung in das untere Plenum beendet, da zum Zeitpunkt der Durchführung der Analysen die Modelle

---

<sup>6</sup> Diese Annahme wurde getroffen, um den Zeitverlauf des Unfalls abzukürzen.

in ATHLET-CD noch nicht vollständig zur Verfügung standen. Es traten zum Teil auch Abstürze von ATHLET-CD aufgrund von numerischen Schwierigkeiten auf. In diesem Bericht werden exemplarisch wichtige Ergebnisse der Untersuchungen dargestellt. Bezüglich weiterer Details wird auf den Bericht /CHA 14/ hingewiesen.

Die frühe Kernzerstörungsphase konnte für die vier Fälle erfolgreich simuliert werden. Da insbesondere für den EOCM+ Fall numerische Probleme in ATHLET-CD auftraten, wurden einzelne Parameter, wie die Modelloption ITFBK zur Berücksichtigung der Blockade von Strömungswegen durch die Schmelze, variiert, um zu versuchen, das Problem zu beheben.

Ein Überblick über die berechneten Unfallabläufe wird in Tab. 4.7 gegeben.

**Tab. 4.7** Szenario 1 „SBLOCA“: Charakteristische Ereignisse und Ergebnisse des Unfallablaufs

| Ereignis   |         | Einheit | BOC+     | BOCM+      | EOC+      | EOCM+  |
|--|---------|---------|----------|------------|-----------|--------|
| 50 cm <sup>2</sup> Leck am heißen Strang des Druckhalter-loops |         | s       | 0        | 0          | 0         | 0      |
| Reaktorschnellabschaltung                                      |         | s       | 1,74     | 1,75       | 1,75      | 1,75   |
| Dampferzeuger 100 K/h Abfahren                                 |         | s       | 6        | 6          | 6         | 6      |
| 1. Kernfreilegung  |         | s       | 1655     | 1655       | 1648      | 1650   |
| 1. Wasserstofffreisetzung                                      |         | s       | 2450     | 2455       | 2445      | 2450   |
| Beginn Druckspeichereinspeisung                                |         | s       | 2623     | 2624       | 2625      | 2624   |
| Stopp des Volumenregelsystems (VRS)                            |         | s       | 4000     | 4000       | 4000      | 4000   |
| Einspeisung des VRS  | Loop1   | t       | 8,6005   | 8,6025     | 8,6196    | 8,5856 |
|  | Loop2   | t       | 8,6005   | 8,6025     | 8,6196    | 8,5856 |
|  | Loop3   | t       | 8,6005   | 8,6025     | 8,6196    | 8,5856 |
|  | Loop4   | t       | 8,6005   | 8,6025     | 8,6196    | 8,5856 |
|  | Summe   | t       | 34,402   | 34,410     | 34,478    | 34,342 |
| Stopp der Druckspeichereinspeisung                             | erste   | s       | 5243(4*) | 5320(4*)   | 5348 (2*) | 5252   |
|  | letzte  | s       | 5263(2*) | 5322(123*) | 5359 (1*) | 5252   |
| Gesamte Einspeisung über Druckspeicher                         | Loop1   | t       | 28,299   | 28,434     | 29,199    | 28,299 |
|  | Loop2   | t       | 28,181   | 28,915     | 28,523    | 28,181 |
|  | Loop3   | t       | 27,899   | 28,377     | 28,141    | 27,899 |
|  | Loop4   | t       | 28,430   | 28,974     | 28,406    | 28,430 |
|  | Summe   | t       | 112,81   | 114,70     | 114,27    | 112,81 |
| Start des Notspeisewassersystems in den DE                     | DE1     | s       | 805      | 780        | 785       | 780    |
|  | DE2,3,4 | s       | 1085     | 1049       | 1062      | 1052   |

| Ereignis   |       | Einheit | BOC+   | BOCM+  | EOC+   | EOCM+  |
|--|-------|---------|--------|--------|--------|--------|
| Stopp des Notspeisewassersystems in den DE               |       | s       | 8000   | 8000   | 8000   | 8000   |
| Gesamte Einspeisung über Notspeisewassersystem in die DE | DE1   | t       | 83,532 | 87,947 | 88,335 | 89,630 |
|  | DE2   | t       | 79,415 | 83,779 | 83,608 | 85,438 |
|  | DE3   | t       | 79,651 | 83,446 | 84,882 | 85,250 |
|  | DE4   | t       | 79,523 | 84,246 | 83,660 | 84,941 |
|  | Summe | t       | 322,12 | 339,42 | 340,49 | 345,26 |
| Beginn Kernfreilegung                                    |       | s       | 12270  | 12910  | 12580  | 13006  |
| Beginn der H <sub>2</sub> Bildung                        |       | s       | 17458  | 16938  | 18969  | 17860  |
| Signifikante H <sub>2</sub> Bildung ab                   |       | s       | ~25000 | ~25000 | ~20000 | ~20000 |
| Gesamte H <sub>2</sub> Masse                             |       | kg      | ~430   | ~420   | 384,8  | 426,5  |
| Beginn der Spaltproduktfreisetzung                       |       | s       | 19210  | 18550  | 20184  | 19170  |
| Auftreten von Kernschmelze (AMISUL > 0)                  |       | s       | 19248  | 18785  | 20207  | 19427  |
| Erwarteter Beginn der Kernverlagerung                    |       | s       | 25750  | 25260  | 21690  | 20980  |
| Ende der Rechnung  |       | s       | 35000  | 31848  | 29238  | 24845  |

Der Beginn der Abläufe ist bei den 4 Fällen sehr ähnlich trotz etwas niedriger Nachzerfallsleistung im Fall BOC+. Die Reaktorschnellabschaltung (SCRAM), das 100 K/h Abfahren der Dampferzeuger, die erste Kernfreilegung und Wasserstoffproduktion sowie die Einspeisung über die Druckspeicher finden für die 4 Fällen jeweils zu den gleichen Zeiten ( $\pm 10$  s) statt. Kurz nach Auftreten des Lecks wird SCRAM ausgelöst und das 100 K/h Abfahren der Dampferzeuger beginnt. Die Notspeisewasserpumpen starten bei ca. 800 s. Ebenso arbeitet das Volumenregelsystem bis 4000 s.

Bevor die heißseitigen Druckspeicher einspeisen können, kommt es zu einer ersten Freilegung des Kerns und die Bildung von Wasserstoff durch die Zirkonoxidation setzt ein. Durch den angenommenen Ausfall aller Notspeisewasserpumpen der DE bei 8000 s, kommt es aufgrund der fehlenden Kühlung zwischen 12270 s und 13006 s zur endgültigen Freilegung des Kerns und der nachfolgenden Kernaufheizung. Hier ist bemerkenswert, dass obwohl die Nachzerfallsleistung im BOC+ Fall am niedrigsten ist, die Kernfreilegung einige 100 s vor den anderen Fällen auftritt. Allerdings ist zu beachten, dass durch das 100 K/h Abfahren der Dampferzeuger die unterschiedliche Nachzerfallsleistung teilweise kompensiert wird, was man an der unterschiedlichen Menge durch das Notspeisewassersystem eingespeisten Wassers sieht. Diese ist im BOC+ Fall am niedrigsten. Daher wurde in dem zweiten betrachteten Fall die sekundärseitige

Wärmeabfuhr der DE bei sonst gleichen Randbedingungen ebenfalls als ausgefallen angenommen (siehe Kap 4.4.2).

Weiterhin muss erwähnt werden, dass die Kernzerstörung aufgrund der starken positiven Rückkopplung durch die freiwerdende Oxidationswärme bei der Bildung von Wasserstoff sehr stark von den äußeren Randbedingungen, wie Beginn der Kernfreilegung, Aufblähen der Brennstabhüllrohre, der Zirkonoxidation und der dann einsetzenden Schmelzeverlagerung mit Änderung der Strömungspfade im Kern abhängt. Dies wird auch durch die Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse (Kapitel 3) bestätigt.

#### **4.4.1.1 Thermohydraulik im Reaktorkühlkreislauf**

Ein Vergleich des Druckverlaufs im Primärkreis wird in Abb. 4.7 dargestellt. Nach Öffnen des Lecks fällt der Druck aufgrund der Ausströmung des Kühlmediums. Größere Unterschiede in den Ergebnissen fangen aber erst bei ca. 20000 s an, wenn aufgrund der Zirkonoxidation mit Wärmefreisetzung und H<sub>2</sub>-Produktion der Druck in den Fällen EOC+ und EOCM+ wieder etwas ansteigt. In den beiden Fällen BOC+ und BOCM+ erfolgt dies deutlich später.

Abb. 4.8 zeigt den entsprechenden Vergleich für den Wasserstand im Reaktor. Durch das Leck und die fehlende Notkühlung fällt der Wasserstand anfangs unterhalb der Kernoberkante. Der Kern wird dann im Verlauf durch die Einspeisung über die Druckspeicher wieder aufgefüllt. Da die Einspeisung sehr von den lokalen Druckrandbedingungen abhängt, ergeben sich hier schon erste kleine Unterschiede. Dennoch ist der gesamte Verlauf sehr ähnlich. Erst bei der endgültigen Freilegung des Kerns beschleunigt durch den Ausfall der Notspeisewasserversorgung der DE und der fehlenden Wärmeabfuhr werden die Unterschiede deutlicher. Ebenso ist der Wasserstand in dieser Phase sehr instabil. Größere Unterschiede werden bei ca. 22500 s festgestellt. In den Fällen EOC+ und EOCM+ fällt der Füllstand durch den früheren Beginn und unterschiedlichen Verlauf der Kernzerstörung schneller ab (siehe Abschnitt 4.4.1.2), was auf Grund der zumindest für 3 Fälle gleichen Nachzerfallsleistung zunächst nicht unbedingt zu erwarten war. Der zeitliche Unterschied zwischen den EOC und den BOC Fällen beträgt anfangs ca. 3000 s und wird dann noch größer (ca. 5000 s), wenn man den Zeitpunkt der maßgeblichen H<sub>2</sub>-Erzeugung vergleicht (siehe Tab. 4.7).

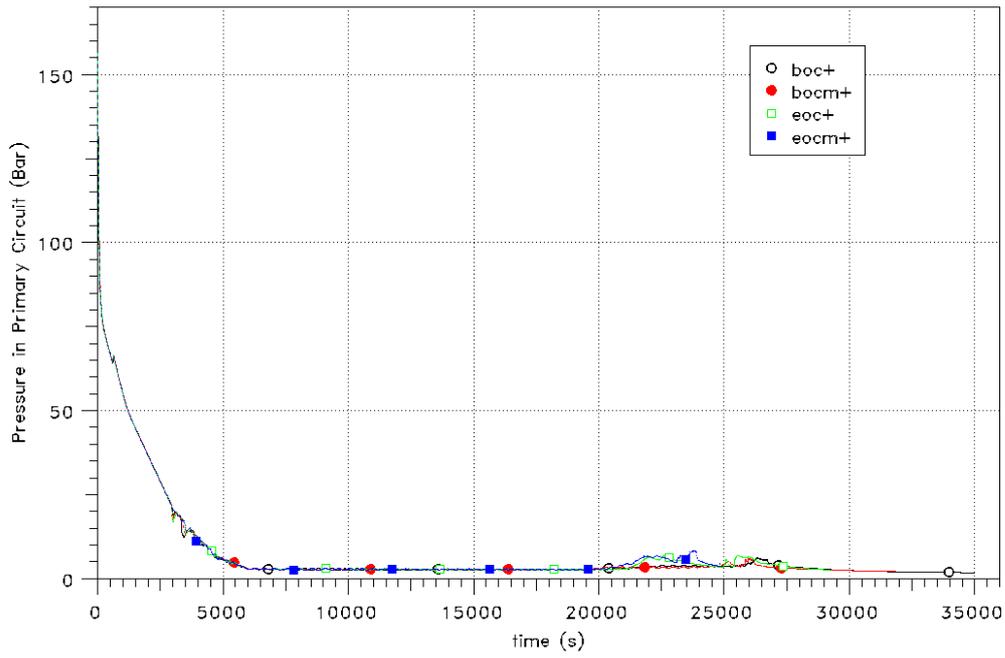


Abb. 4.7 Druckverlauf im Primärkreis

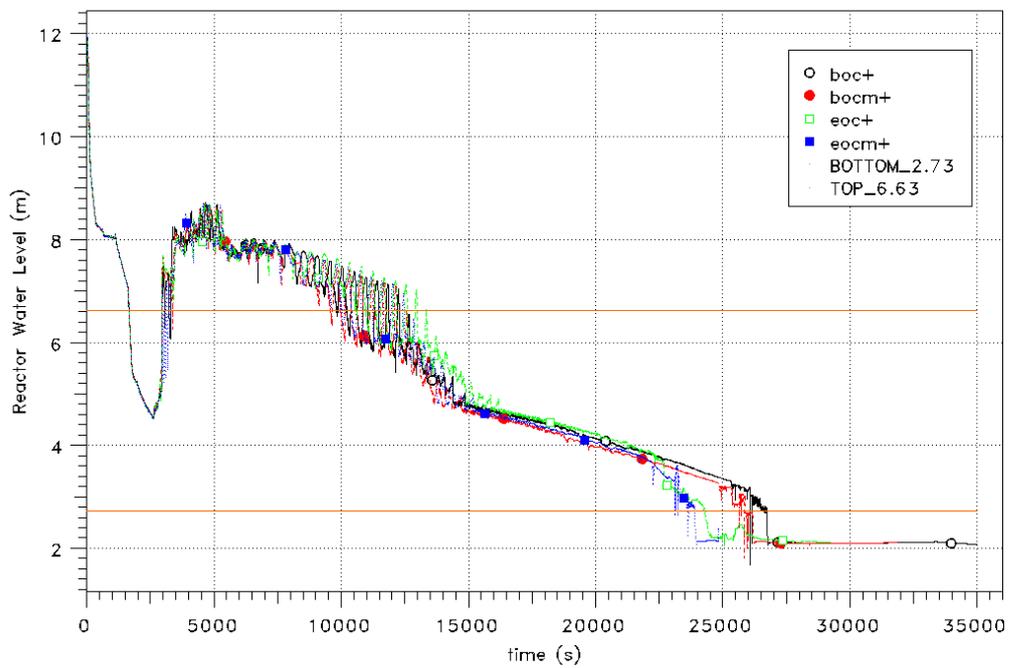
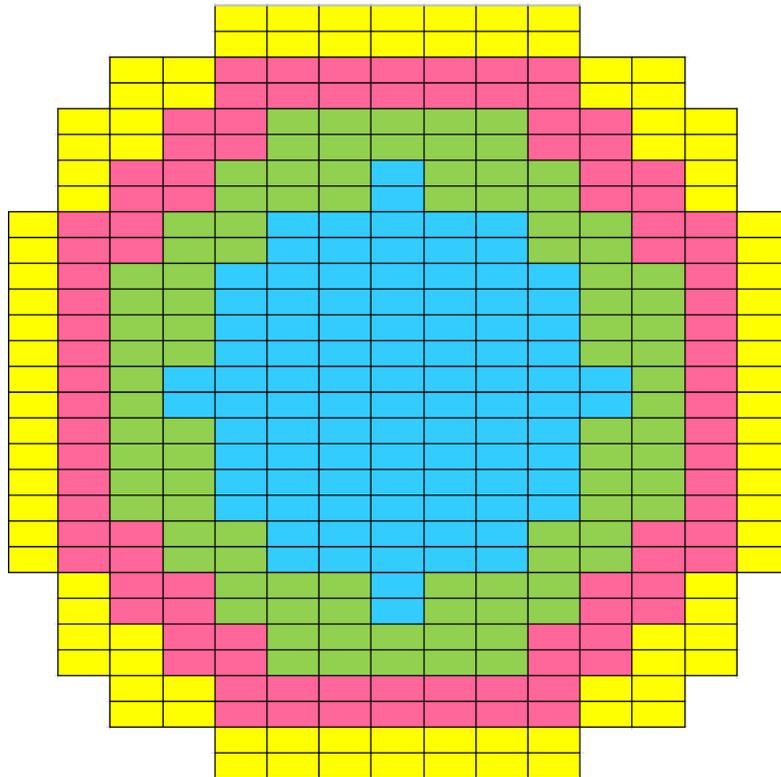


Abb. 4.8 Wasserstand im Reaktorkern

#### 4.4.1.2 Verhalten des Kerns und Wasserstoffbildung

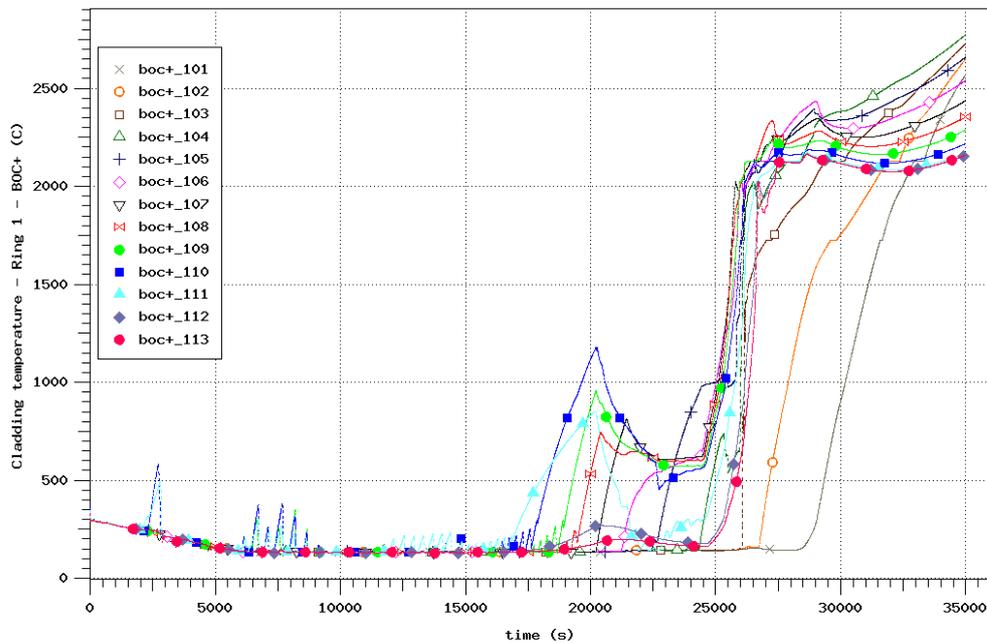
Der Kern ist in 4 Ringe und die Brennstäbe in jedem Ring sind in 13 axiale Knoten eingeteilt (Abb. 4.9). Die Anzahl der Brennelemente in den Ringen ist praktisch gleich gewählt wurden, um nicht noch weitere Abhängigkeiten der Ergebnisse zu generieren.



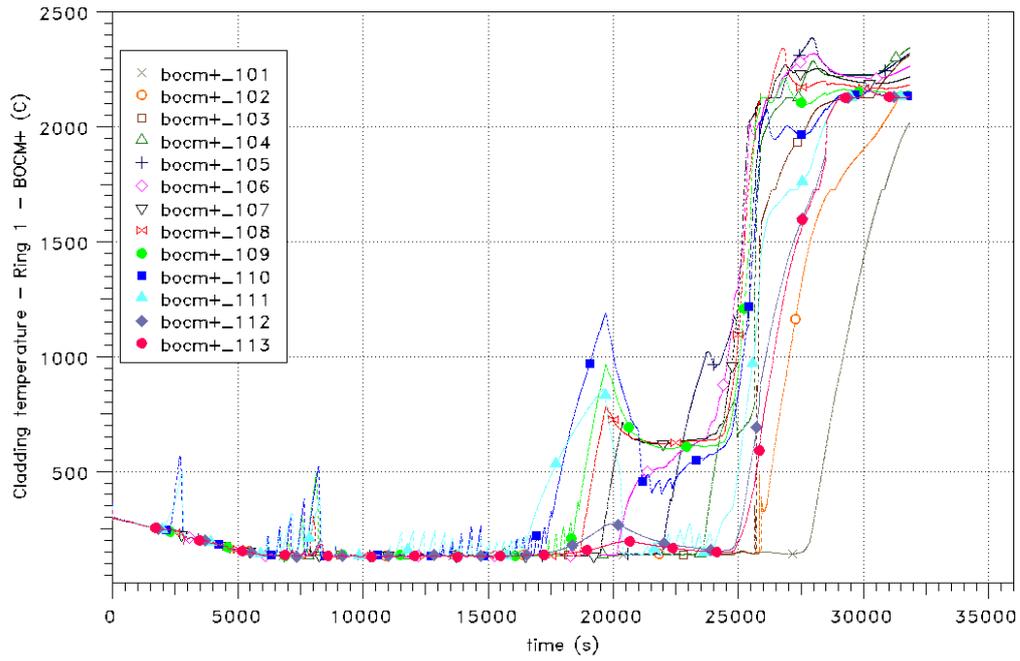
**Abb. 4.9** Nodalisierung des Kerns

Um den Einfluss des Kerninventars auf den Unfallablauf zu diskutieren, wird im Folgenden der Verlauf der Hüllrohrtemperaturen dargestellt. Abb. 4.10 bis Abb. 4.13 zeigen den Vergleich für alle 10 axialen Knoten im inneren ersten Ring 1 für alle 4 Fälle bzw. Abbrandzustände. Der Vergleich zeigt charakteristische Unterschiede zum einen für die BOC Fälle im Vergleich zu den EOC Fällen, aber zum anderen auch den abweichenden Verlauf insbesondere für Fall EOC+. Leider konnte der Fall EOCM+ wegen nicht ermittelbarer Rechenabbrüche nicht weiter fortgesetzt werden. Zu Beginn treten die höchsten Temperaturen im Knoten 10 (für alle Ringe) auf. Wie in Abb. 4.14 und Abb. 4.15 für die Temperaturen im axialen Knoten 10 für die Fälle BOC+ und EOC+ beispielhaft zu sehen ist, ist der Verlauf der Aufheizung in den einzelnen Ringen ähnlich, aber zeitlich leicht versetzt. Auffällig ist für BOC+ der vergleichsweise frühe Temperaturanstieg, welcher dann aber bei 20000 s wieder abfällt.

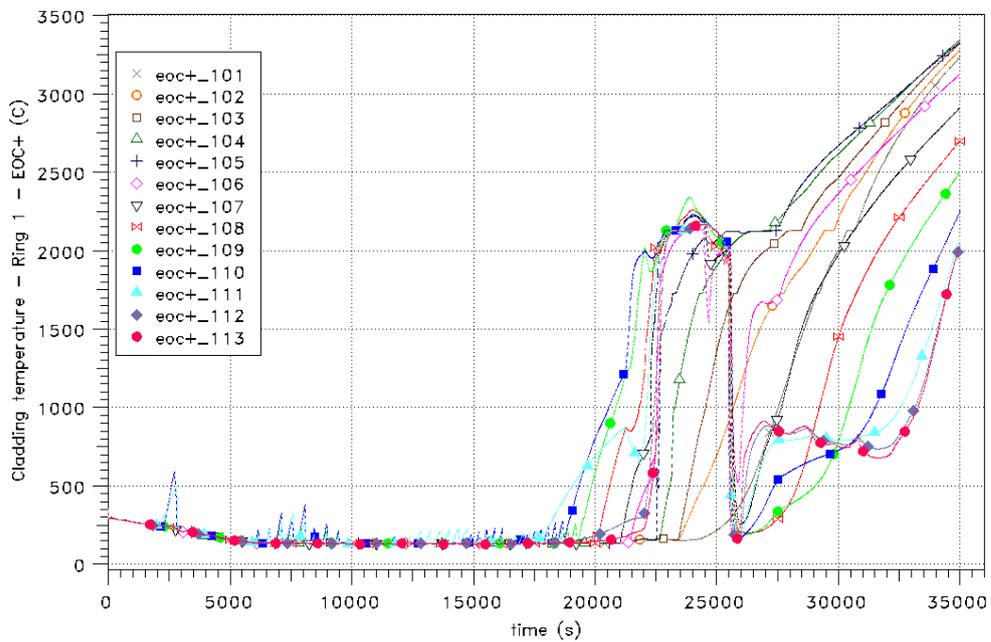
Die Ursachen für die Unterschiede werden in /CHA 14/ diskutiert, allerdings ist eine eindeutige Aussage hierzu aufgrund der sehr komplexen Phänomene gerade in der Anfangsphase der Kernzerstörung kaum möglich. Als Beispiel sei hier die Ausdehnung (Balloning) der Hüllrohre genannt, welche zu einer Reduktion der freien Strömungsquerschnitte führt. Darüber hinaus müssen Gründe dafür in der unterschiedlichen Nachzerfallsleistung der einzelnen Kernringe begründet sein.



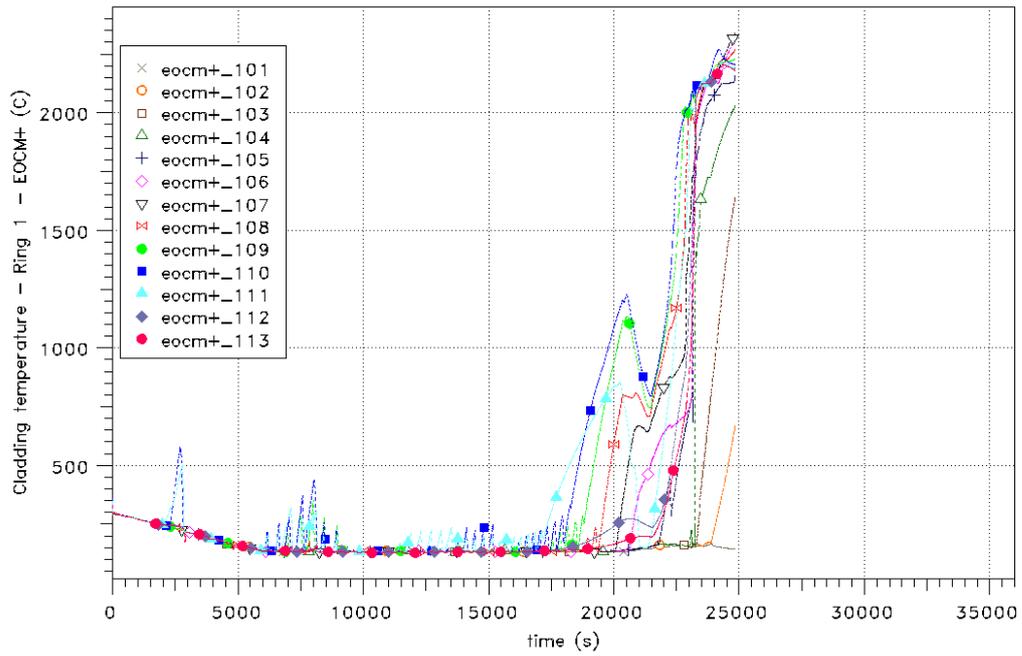
**Abb. 4.10** Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für BOC+



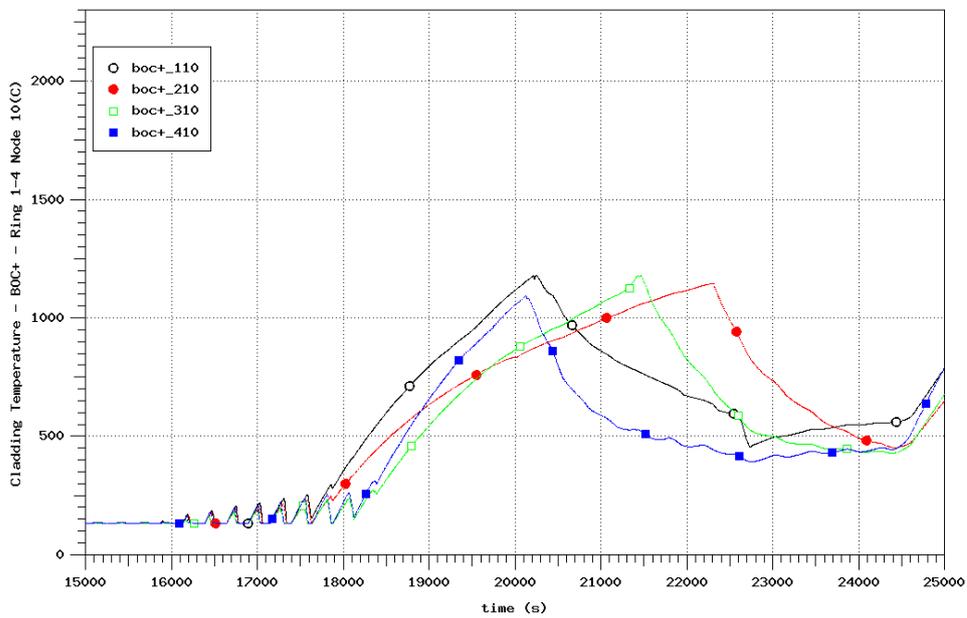
**Abb. 4.11** Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für BOCM+



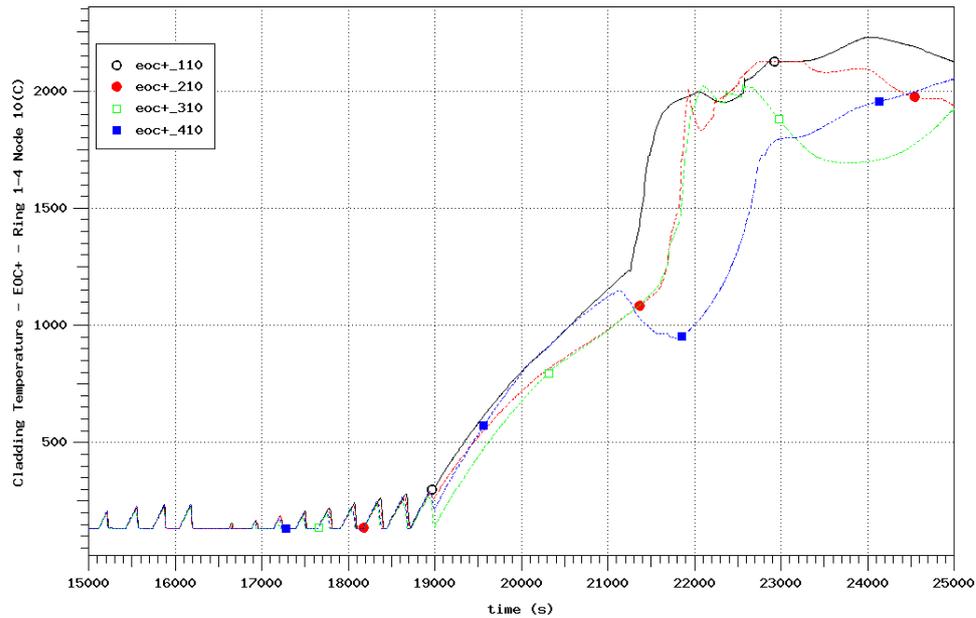
**Abb. 4.12** Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für EOC+



**Abb. 4.13** Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für EOCM+

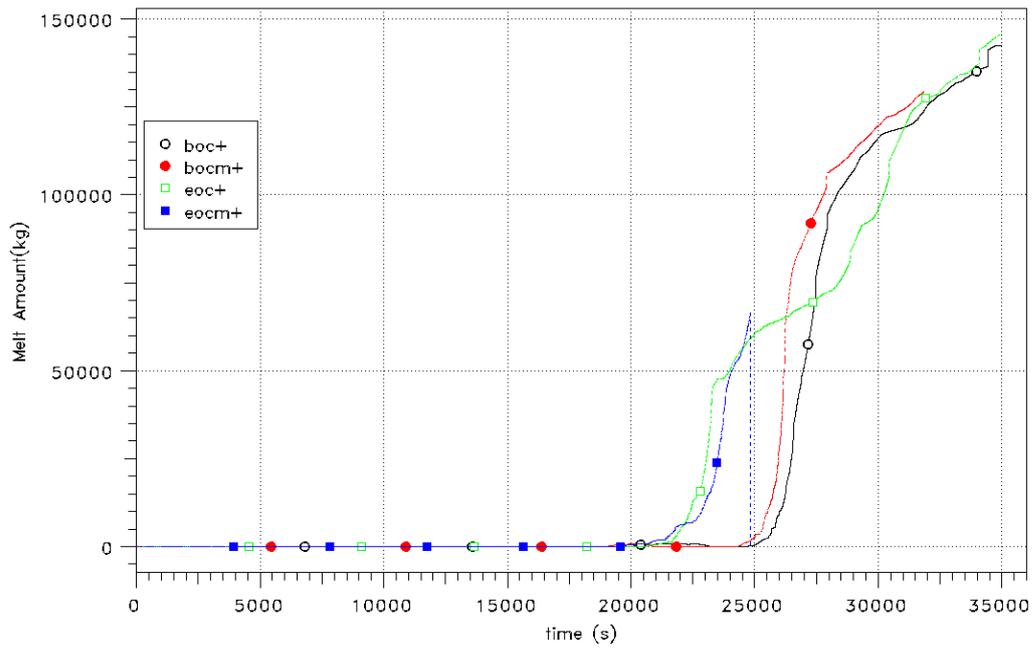


**Abb. 4.14** Verlauf der Hüllrohrtemperatur (Ring 1 bis 4, Knoten 10) im Fall BOC+

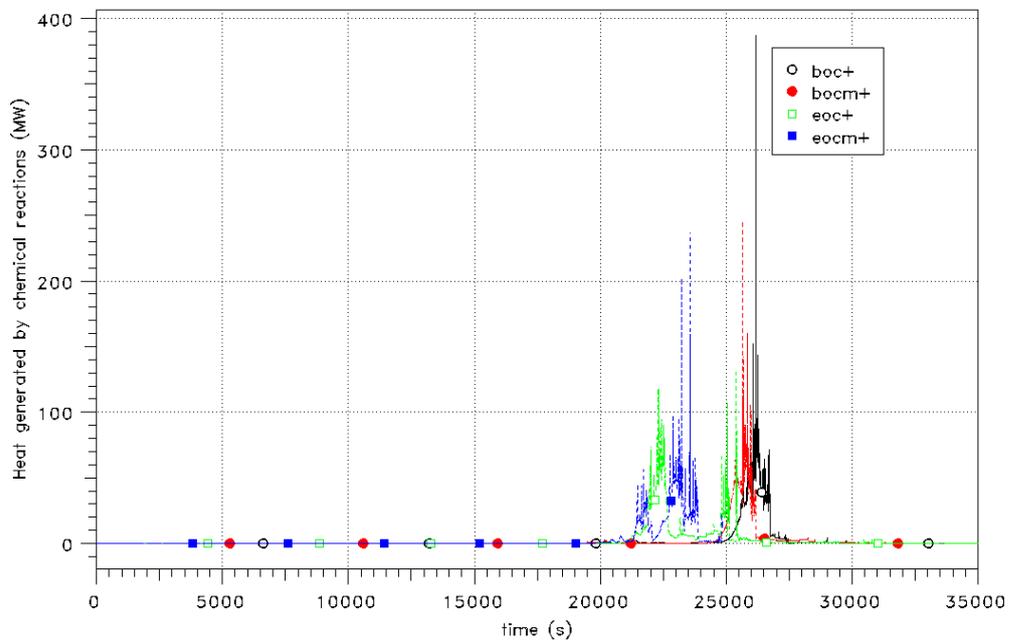


**Abb. 4.15** Verlauf der Hüllrohrtemperatur (Ring 1 bis 4, Knoten 10) im Fall EOC+

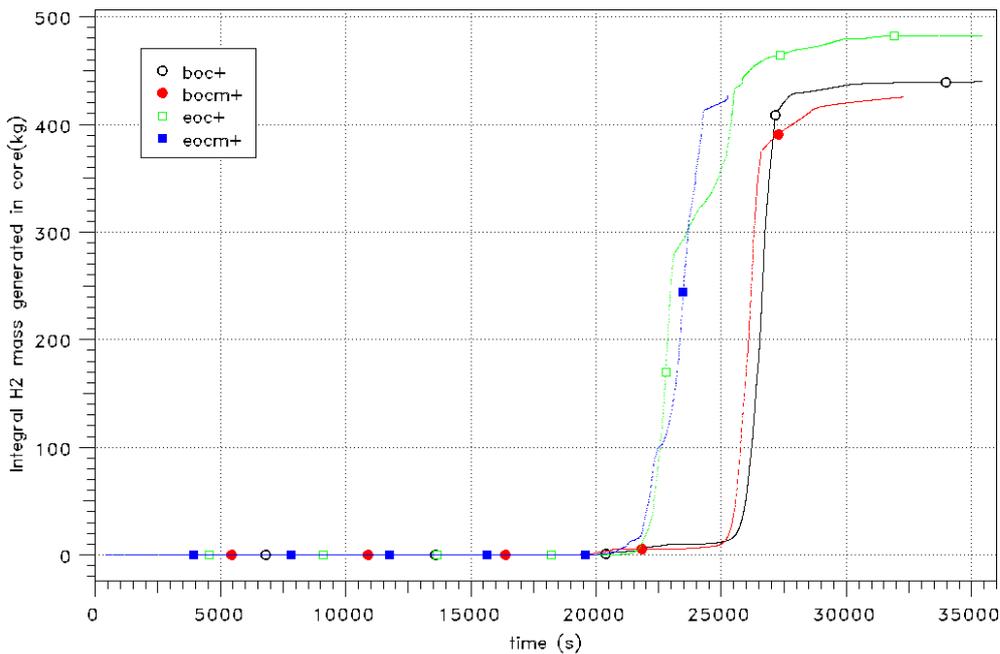
In Abb. 4.16 wird ein Vergleich der geschmolzenen Kernmasse dargestellt. Abb. 4.17 zeigt einen Vergleich der Oxidationswärme, die im Kern freigesetzt wird. Für beide Phänomene wird eine frühere Reaktion und Wärmefreisetzung für die EOC Fälle beobachtet, obwohl die Nachzerfallsleistung auch für den Fall BOCM+ ähnlich ist. Entsprechend der Unterschiede im Beginn der Kernaufheizung wird der Wasserstoff in den EOC Fällen etwas früher gebildet. Die gebildete Wasserstoffmasse (Abb. 4.18) liegt zwischen 430 kg und 480 kg. Dieser Wasserstoff wird größtenteils in den Sicherheitsbehälter über das Leck freigesetzt.



**Abb. 4.16** Vergleich des geschmolzenen Kernmaterials



**Abb. 4.17** Vergleich der Oxidationswärme



**Abb. 4.18** Vergleich des produzierten Wasserstoffs

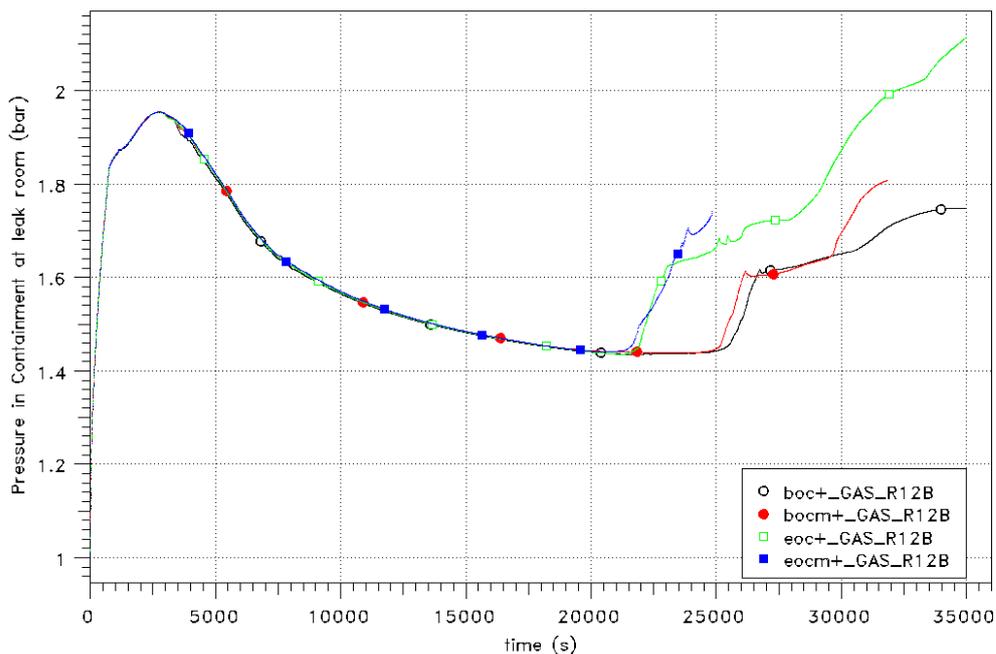
#### 4.4.1.3 Thermohydraulik im Sicherheitsbehälter

Da das thermohydraulische Verhalten im Primärkreis bis zur Kernaufheizung in den vier Fällen sehr ähnlich ist, ist auch das Verhalten im Sicherheitsbehälter (SHB) praktisch gleich. Unterschiede treten somit erst mit Oxidation der Hüllrohre ab ca. 20000 s auf. Ein Überblick ist in Tab. 4.8 dargestellt. Der Unterschied im gesamten Energieeintrag ist ca. 6 % und somit etwas geringer wie der Unterschied bzgl. der Nachzerfallsleistung. Zu berücksichtigen ist hierbei, dass ein Teil der Wärme über die Dampferzeuger abgeführt wird und somit die Unterschiede zwischen den Szenarien geringer ausfallen.

Es gibt zwei Phasen in der Druck- und Temperaturentwicklung im SHB. Die erste Spitze ist durch die Massen- und Energiefreisetzung über das Leck bestimmt. Der langfristige Anstieg gegen Ende der Rechnungen ist durch den Beginn der Kernzerstörung und Spaltproduktfreisetzung bedingt. Die Abb. 4.19 zeigt den Vergleich des Gesamtdrucks im SHB.

**Tab. 4.8** Massen- und Energiefreisetzung in den Sicherheitsbehälter

| Freisetzung                        | Phase   | BOC+       | BOCM+      | EOC+       | EOCM+      |
|------------------------------------|---------|------------|------------|------------|------------|
| Massenfreisetzung in den SHB (kg)  | Gesamt  | 3,8477E+05 | 3,8722E+05 | 3,8647E+05 | 3,9036E+05 |
|                                    | Flüssig | 3,0471E+05 | 3,0762E+05 | 3,0399E+05 | 3,0529E+05 |
|                                    | Dampf   | 7,8164E+04 | 7,9546E+04 | 8,2068E+04 | 8,4624E+04 |
| Massenfreisetzung in den SHB (-)   | Gesamt  | 100,00%    | 100,00%    | 100,00%    | 100,00%    |
|                                    | Flüssig | 79,19%     | 79,44%     | 78,66%     | 78,21%     |
|                                    | Dampf   | 20,31%     | 20,54%     | 21,24%     | 21,68%     |
| Energiefreisetzung in den SHB (GJ) | Gesamt  | 5,4792E+02 | 5,4866E+02 | 5,7502E+02 | 5,8201E+02 |
|                                    | Flüssig | 3,2634E+02 | 3,2809E+02 | 3,2559E+02 | 3,2654E+02 |
|                                    | Dampf   | 2,2156E+02 | 2,2054E+02 | 2,4941E+02 | 2,5545E+02 |
| Energiefreisetzung in den SHB (%)  | Gesamt  | 100,00%    | 100,00%    | 100,00%    | 100,00%    |
|                                    | Flüssig | 59,56%     | 59,80%     | 56,62%     | 56,11%     |
|                                    | Dampf   | 40,44%     | 40,20%     | 43,37%     | 43,89%     |



**Abb. 4.19** Vergleich des Gesamtdrucks im Sicherheitsbehälter

Von sicherheitstechnischer Bedeutung ist die Freisetzung von Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter. In diesem Bericht werden exemplarisch die Konzentrationen im unteren Bereich der Dampferzeuger (Zone 13A, Abb. 4.20) und im Dombereich (Zone D110, Abb. 4.21) dargestellt. Mit Hilfe von Dreistoffdiagrammen kann eine mögliche Wasserstoffverbrennung beurteilt werden. Hier werden exemplarisch die Werte für den

BOC+ Fall in Nähe des Leckortes (Abb. 4.22) und für den Dombereich (Zone D110, Abb. 4.21) für alle Fälle dargestellt. Anhand Abb. 4.20 ist erkennbar, dass für ca. 2000 bis 2500 s im unteren Bereich der Dampferzeuger brennbare Bedingungen vorhanden sind, wobei die H<sub>2</sub>-Konzentration deutlich über 8 Vol.% liegt und keine Dampfverdünnung vorliegt. Im Dombereich liegen dagegen die Konzentrationen zweitweise nur nahe an den Zündgrenzen (BOC+-Fall).

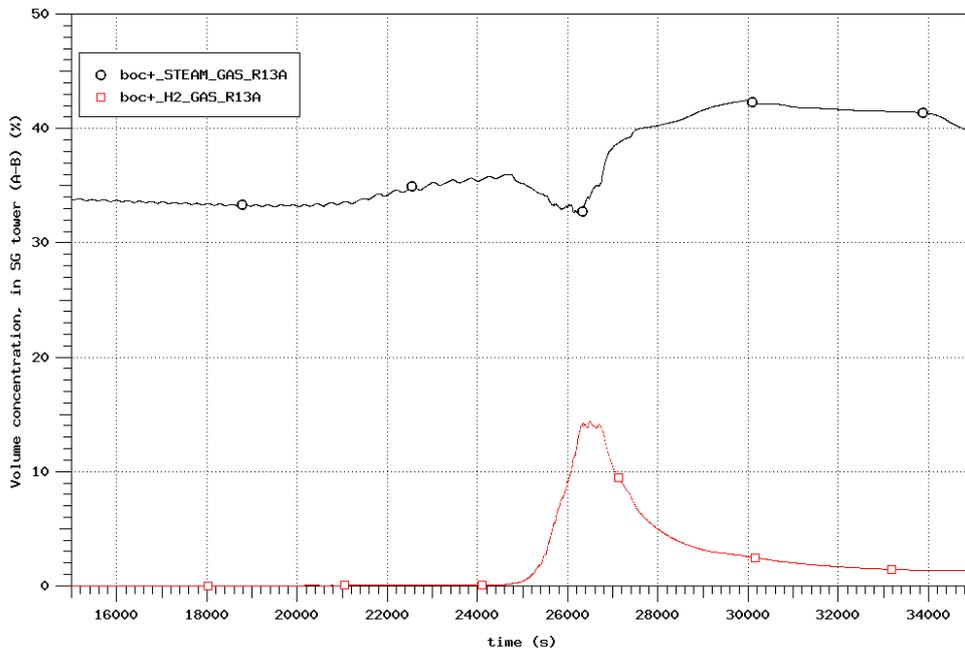
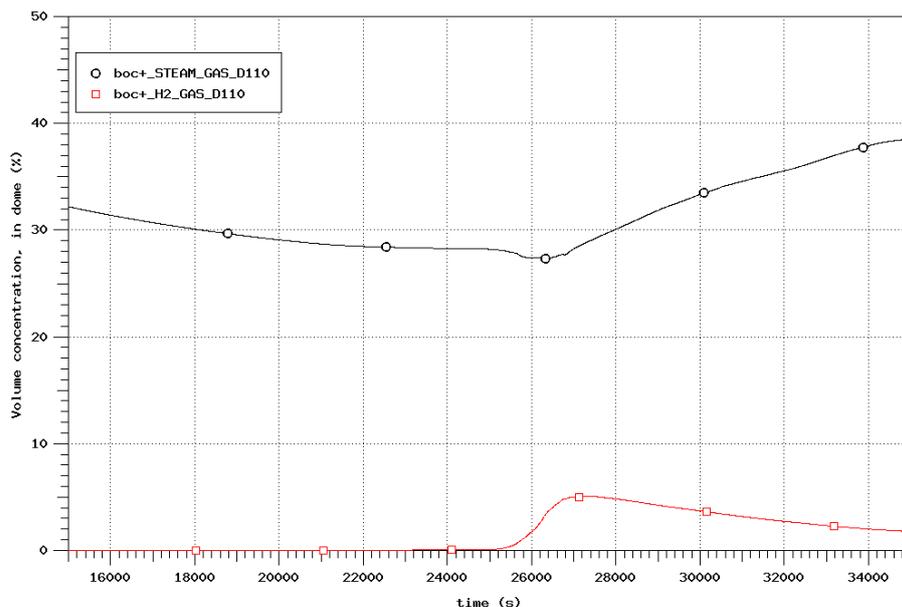
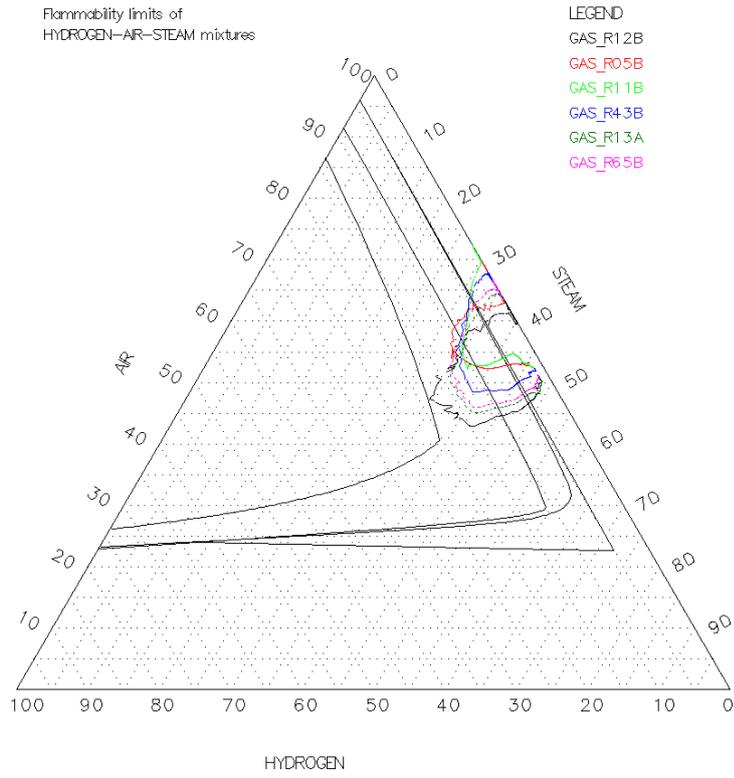


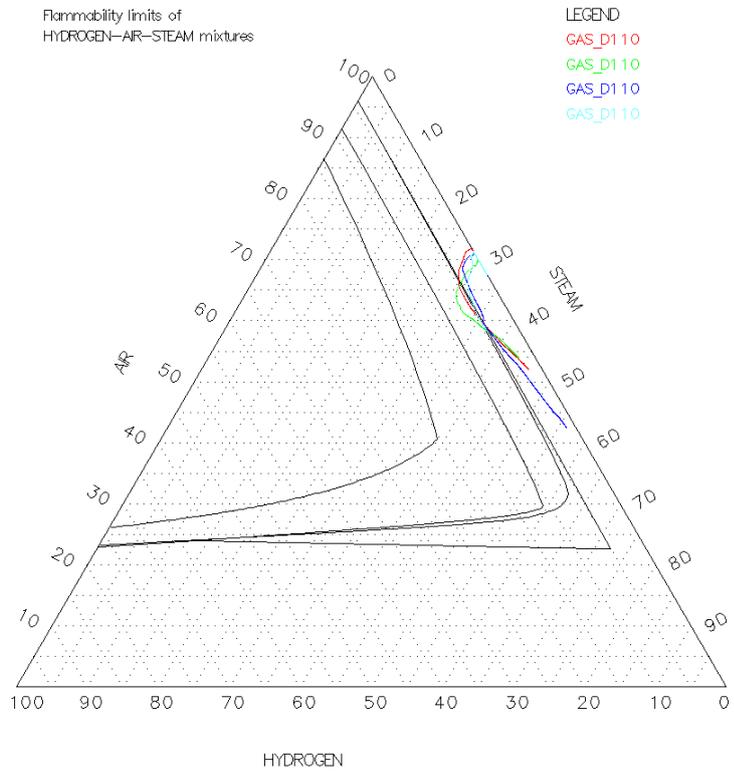
Abb. 4.20 Konzentrationen im Bereich der Dampferzeuger (Sektion B), BOC+ Fall



**Abb. 4.21** Konzentrationen im Dombereich, BOC+ Fall



**Abb. 4.22** Dreistoffdiagramm für Räume im Leckbereich für BOC+ Fall



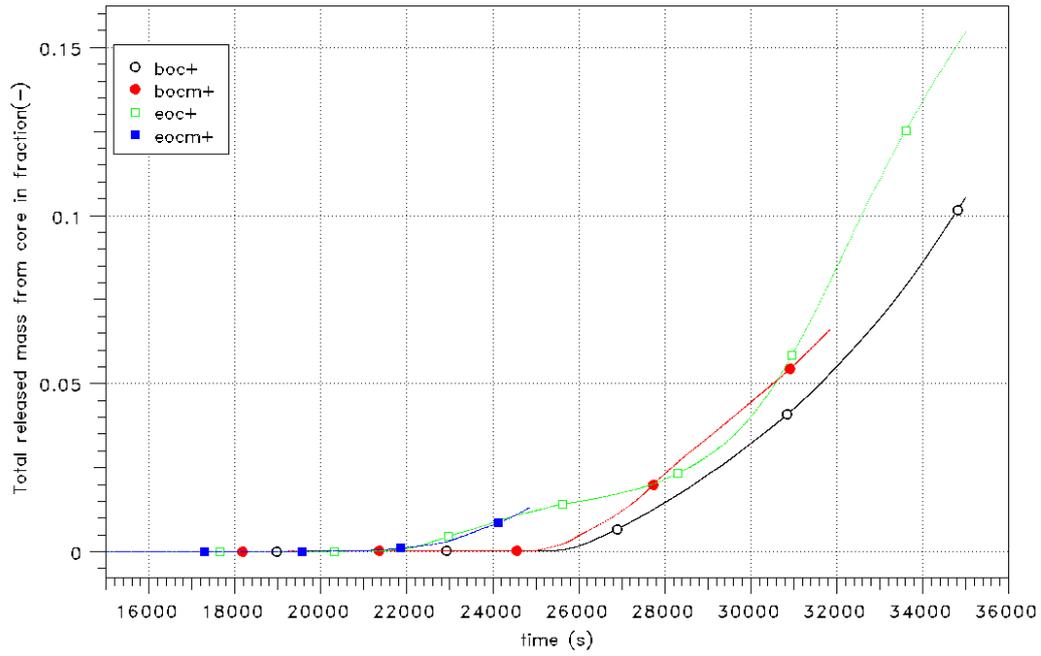
**Abb. 4.23** Dreistoffdiagramm für Dombereich für alle 4 Fälle

#### 4.4.1.4 Spaltproduktfreisetzung aus dem Kern

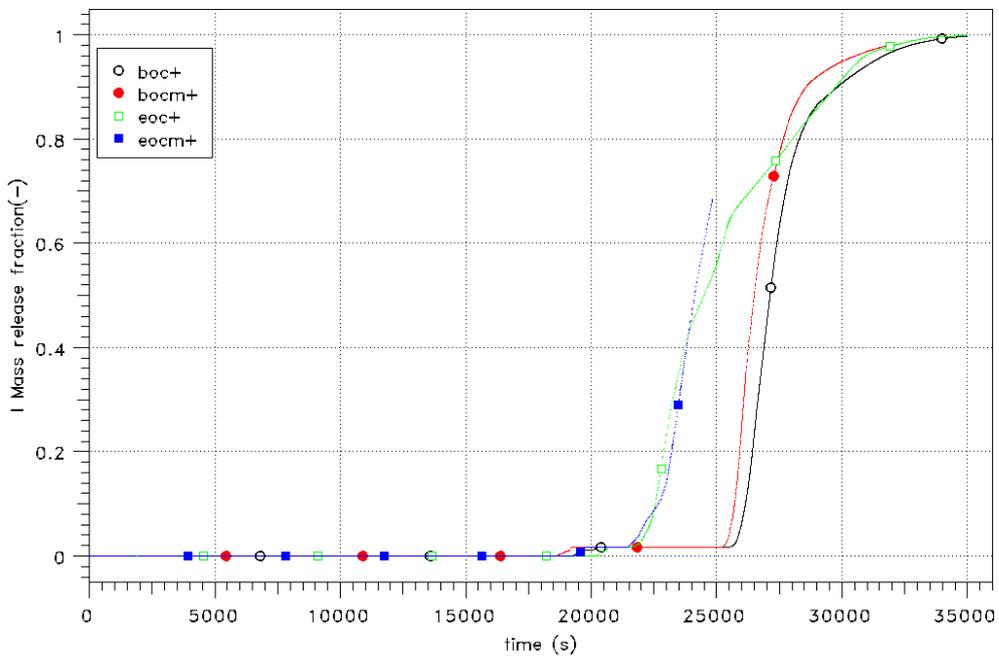
Die Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kern wird mit Hilfe des FIPREM-Moduls in ATHLET-CD berechnet. Hier werden insgesamt 27 Gruppen betrachtet. Wie in Abschnitt 4.1 dargestellt, wurde die Anzahl der Gruppen erhöht. Die elementspezifischen Freisetzungsraten werden an das Modul SOPHAEROS weitergegeben. Hier werden der Transport im Kühlkreislauf und die chemischen Reaktionen simuliert. Ferner wird diese Freisetzungsraten an das Modul FIPISO in ATHLET-CD übergeben. Dabei wird der in SOPHAEROS berechnete Transport übernommen und die einzelnen Isotope werden entsprechend transportiert bzw. an den Strukturen abgelagert. Die Konsistenz der Resultate aus FIPREM und SOPHAEROS wurde im Rahmen des Vorhabens überprüft. Ergebnisse hierzu sind in /CHA 14/ dargestellt.

Nachfolgend werden exemplarisch die insgesamt aus dem Kern freigesetzten Spaltproduktanteile (Abb. 4.24) und die Freisetzunganteile von Iod und Xenon bezogen auf das Ausgangsinventar dargestellt (Abb. 4.25 und Abb. 4.26). Wie in /CHA 14/ diskutiert, ist der Beginn der Freisetzung gekennzeichnet durch das Aufplatzen der BS-Hüllrohre und die Freisetzung der im Gasspalt angesammelten flüchtigen Spaltprodukte und Edelgase ist im BOCM+ Fall zwar früher, als in den anderen Fällen, im Hinblick auf die relevante Freisetzung ist in den Abbildungen die typische Gruppierung aber wiederzuerkennen, d. h. eine relevante Freisetzung beginnt in den EOC Fällen ca. 3000 s früher als im Vergleich zu den BOC Fällen.

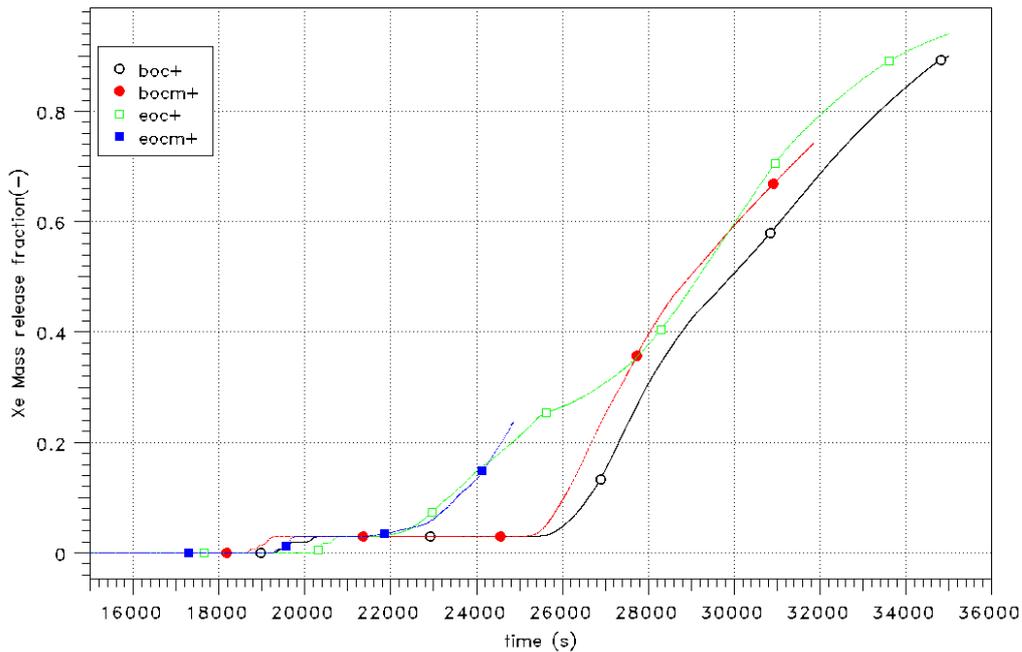
Beim Vergleich der relativen Iod- und Xenonfreisetzung fällt auf, dass die Xenonfreisetzung etwas langsamer verläuft und auch nicht vollständig ist. Dies sollte noch näher untersucht werden, kann aber auch mit Zerfallsprozessen zusammenhängen, die durch die Normierung auf das Ausgangsinventar eine Rolle spielen können.



**Abb. 4.24** Verlauf der Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kern (Freisetzungsanteil aller Spaltprodukte)



**Abb. 4.25** Freisetzungsanteil aus dem Kern für Iod (I)



**Abb. 4.26** Freisetzunganteil aus dem Kern für Xenon (Xe)

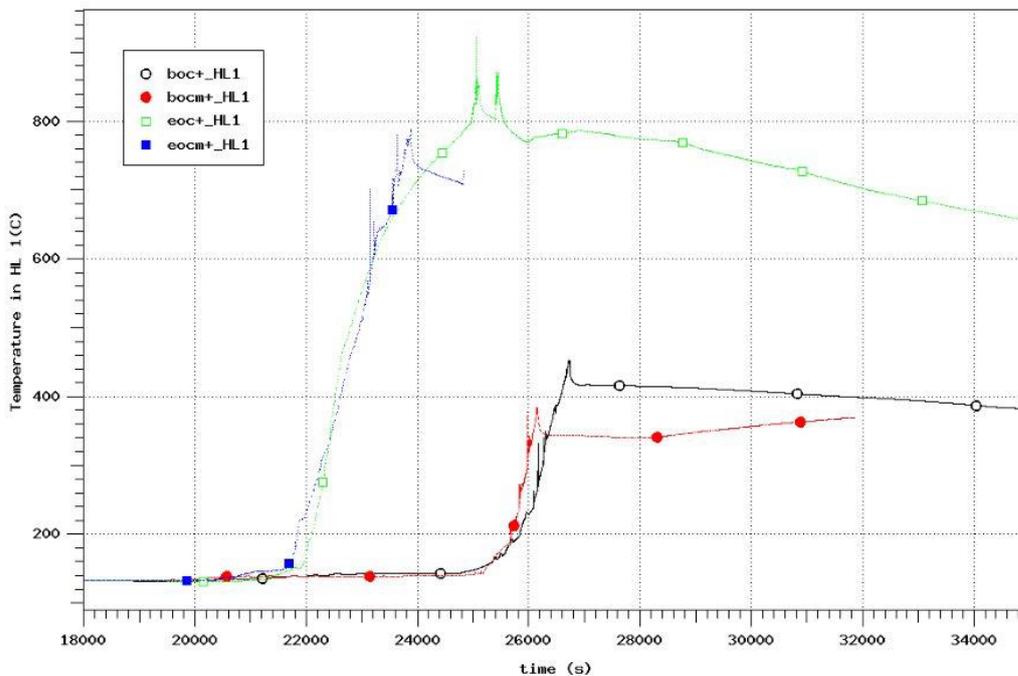
#### 4.4.1.5 Spaltprodukttransport im Kühlkreislauf

Im Folgenden wird die Massenbilanz in SOPHAEROS für die verschiedenen Fälle verglichen. Aufgrund des Programmabbruches im EOCM+ Fall erfolgt der Vergleich zum Zeitpunkt 24580 s (Tab. 4.9). Generell ist die Rückhaltung im Reaktorkreislauf sehr gering, was auf den sehr kurzen Transportpfad vom Kern über das obere Plenum zum Leck im heißen Strang des DH-Loops und die im Betrachtungszeitraum sehr hohen Temperaturen zurückzuführen ist. Auch kann in der verwendeten ATHLET-CD Version kein Transport von Spaltprodukten in andere Bereiche des Kreislaufes gerechnet werden. Ferner ist die Freisetzung in den BOC Fällen zu diesem Zeitpunkt noch sehr gering und somit sind die Werte bezüglich der Rückhaltefaktoren nur eingeschränkt vergleichbar. Auffällig ist, dass obwohl das Freisetzungsverhalten in den Fällen EOC+ und EOCM+ sehr ähnlich ist, die Rückhaltefaktoren sich um einen Faktor ~3 unterscheiden. Dies führt zu einer entsprechend unterschiedlichen Freisetzung in den Sicherheitsbehälter.

**Tab. 4.9** Massenbilanz in SOPHAEROS bei 24580 s

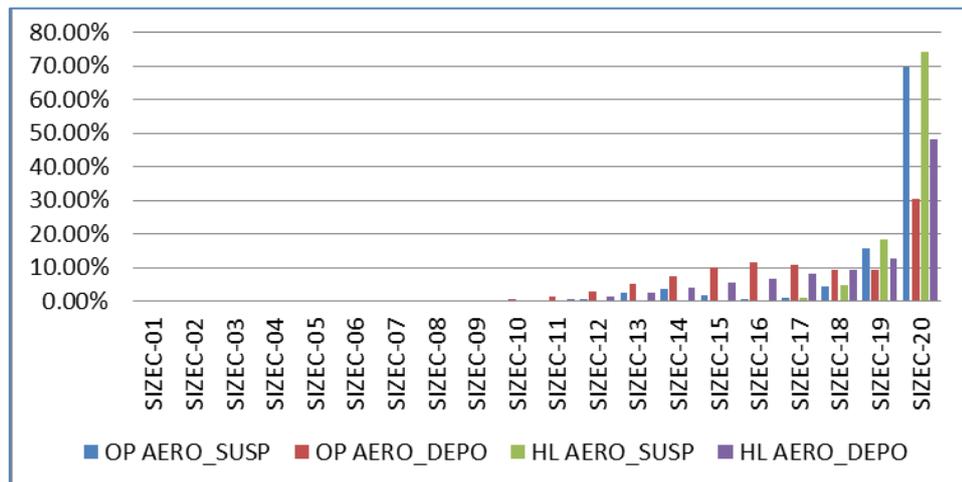
| Parameter                        | BOC+     | BOCM+    | EOC+     | EOCM+    |
|----------------------------------|----------|----------|----------|----------|
| M_INLET (A)                      | 1,14E+04 | 1,40E+04 | 5,45E+03 | 8,76E+03 |
| M_INLET_O (B)                    | 1,01E+04 | 1,24E+04 | 3,07E+03 | 5,98E+03 |
| M_INLET_H (C)                    | 1,27E+03 | 1,57E+03 | 4,68E+02 | 8,32E+02 |
| M_INLET ohne Dampf (D=A-B-C)     | 2,70E+01 | 2,97E+01 | 1,91E+03 | 1,95E+03 |
| Ablagerung (K)                   | 8,28E-03 | 7,62E-03 | 1,68E+02 | 6,18E+01 |
| Rückhaltefaktor (K/A)            | 0,00%    | 0,00%    | 3,09%    | 0,71%    |
| Rückhaltefaktor ohne Dampf (K/D) | 0,03%    | 0,03%    | 8,80%    | 3,16%    |

Die Wandtemperaturen im heißen Strang werden in Abb. 4.27 dargestellt. Auch diese zeigen den zeitlichen Versatz zwischen den BOC-Fällen und EOC. Auffällig ist, dass in den EOC-Fällen der Temperaturverlauf nach dem Anstieg auch langfristig deutlich höher ist. Dies kann durch die Nachzerfallsleistung der abgelagerten schwerflüchtigen Spaltprodukte bedingt sein. In diesem Zusammenhang sollte auch untersucht werden, inwieweit die Integrität der Rohrleitung gewährleistet ist, da Plastifizieren und Kriechen bei entsprechender Druckbelastung zum Versagen der Rohrleitungen führen kann.



**Abb. 4.27** Rohrleitungstemperaturen im heißen Strang

In der zurzeit realisierten Schnittstelle zwischen FIPREM und SOPHAEROS werden die aus dem Kern freigesetzten Spaltprodukte in das obere Plenum transferiert. Dies ist das erste SOPHAEROS Kontrollvolumen. Dieses Volumen ist im Vergleich zum Kern relativ kalt, so dass hier eine erhöhte Kondensation der Spaltprodukte stattfindet. Wie in /CHA 14/ dargestellt, sind in der Folge die luftgetragenen Aerosolmassen hier sehr hoch. Ebenso sind die resultierenden Größenverteilungen der Aerosole (Abb. 4.28) entsprechend unrealistisch. In der Folge sind auch die Größenverteilungen der in den SHB transferierten Spaltprodukte zu hinterfragen. Diesbezüglich muss die Schnittstelle zwischen FIPREM und SOPHAEROS überarbeitet werden. Auch muss untersucht werden ob sich der Effekt durch eine veränderte und verfeinerte Nodalisierung des Kerns und des oberen Plenums verringern lässt. Bei der Nachrechnung von Versuchen mit Spaltproduktfreisetzung ist er nicht aufgetreten (vgl. Kap. 4.2).



**Abb. 4.28** Berechnete Größenverteilung im oberen Plenum und heißen Strang für den EOCM+ Fall bei 24580 s

#### 4.4.1.6 Spaltproduktverhalten im Sicherheitsbehälter

In COCOSYS, welches unter anderem das Verhalten von Spaltprodukten im Sicherheitsbehälter berechnet, wird zwischen Aerosolen als Trägermaterial für radioaktive Spaltprodukte, den Isotopen und im Hinblick auf Iod zwischen den verschiedenen chemischen Iodverbindungen unterschieden. Im Folgenden werden einzelne exemplarische Ergebnisse gezeigt. Für weitere Details wird auf den Bericht /CHA 14/ verwiesen.

Die Abb. 4.29 bis Abb. 4.31 zeigen die integrale Freisetzung von Cäsium, Iod und Xenon in den Sicherheitsbehälter. Diese zeigen bezüglich der Freisetzung in den Sicherheitsbehälter das gleiche charakteristische Verhalten wie in Bezug auf die Freisetzung im Kern. Aufgrund des höheren Spaltproduktinventars ist die Freisetzung für die beiden EOC Fälle entsprechend höher. Im Rahmen des Vorhabens wurde auch die Kopplung zwischen ATHLET-CD und COCOSYS in Bezug auf die Spaltproduktfreisetzung überprüft. Die Ergebnisse sind konsistent, wie die Abbildungen zeigen.

Wie in Abb. 4.31 dargestellt, nähert sich die Xenon-Freisetzung in den SHB im BOCM+ Fall den Werten des EOC+ Falls an. Dies zeigt die Unsicherheit in den Ergebnissen, so dass ein klarer Unterschied zwischen den BOC und EOC Fällen nicht immer gegeben ist. Ähnliches ist schon bei der Freisetzung aus dem Kern zu beobachten (Abb. 4.26).

In Abb. 4.33 ist ein Vergleich der luftgetragenen CsI Aerosolmasse im Bruchraum zu sehen. Auch hier sind die Ergebnisse in allen Fällen sehr ähnlich (zu beachten ist die lineare Skala).

In Abb. 4.34 und Abb. 4.35 sind die Iodaerosol Konzentration bzw. die I-131 Konzentration dargestellt. Luftgetragene Konzentrationen spielen gerade in Bezug auf den Quellterm eine Rolle. Bis auf einige Spitzen ist der Unterschied sowohl für die elementare Iodmasse sowie für I-131 lediglich um einen Faktor 2 unterschiedlich, wobei sich diese nach 10 h mehr und mehr angleichen. Der Unterschied ist hier gering. Im Vergleich zu den Unsicherheiten bzgl. der Iodchemie, wie sie im Rahmen einer Sicherheits- und Sensitivitätsanalyse anhand des Phebus-FPT1 Experiments ermittelt wurden, mit Brandbreiten von bis zu einem Faktor 20 für organische Iodverbindungen, sind die hier berechneten Unterschiede als gering zu bewerten.

Im Hinblick auf die Aerosolgrößenverteilung wird beispielhaft die für CsI im Dombereich zum Zeitpunkt 24580 s dargestellt (Abb. 4.36). Hier zeigt sich wieder die Tendenz zu sehr großen Aerosolpartikeln.

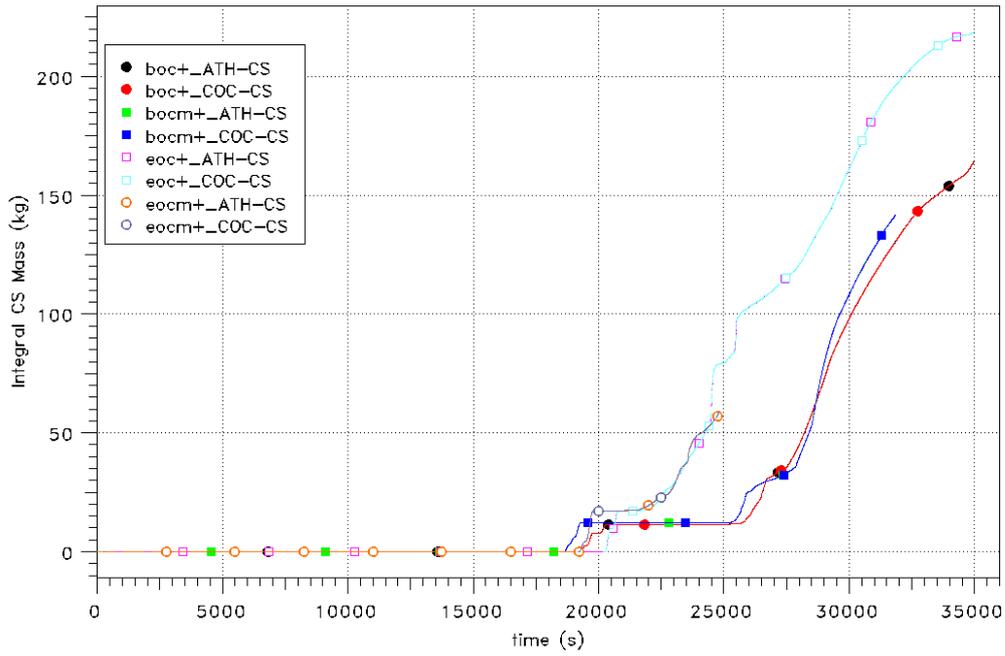


Abb. 4.29 Integrale Freisetzung von Cs in den Sicherheitsbehälter

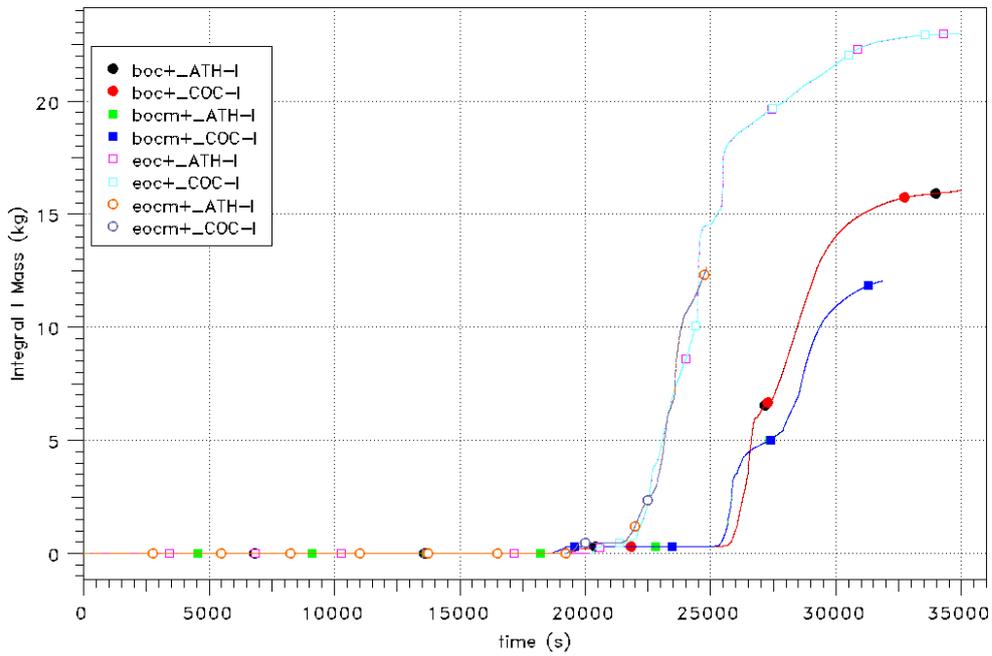


Abb. 4.30 Integrale Freisetzung von Iod (I) in den Sicherheitsbehälter

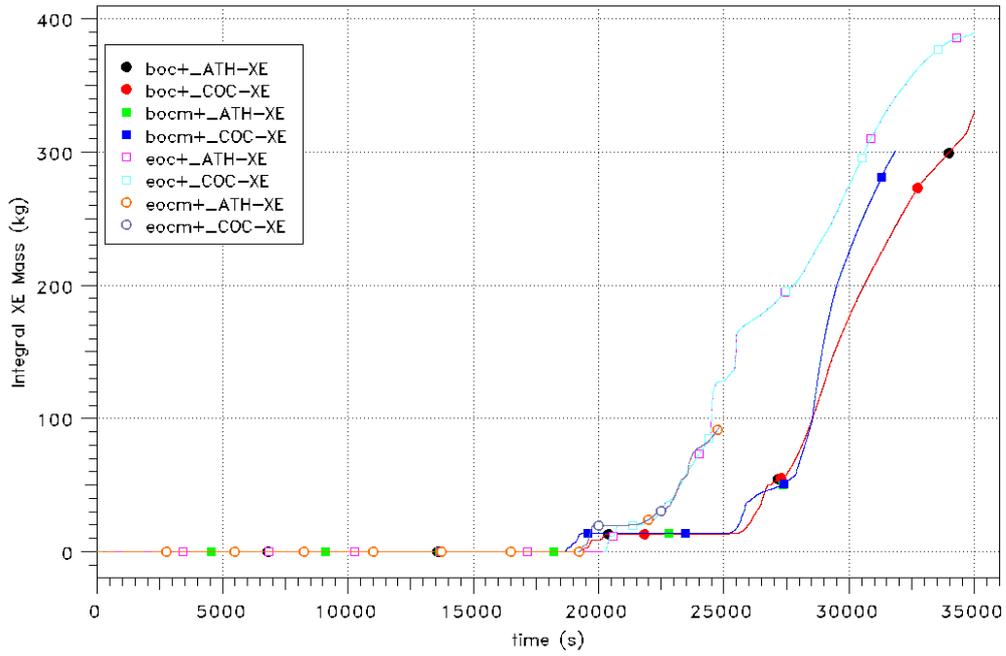


Abb. 4.31 Integrale Freisetzung von Xe in den Sicherheitsbehälter

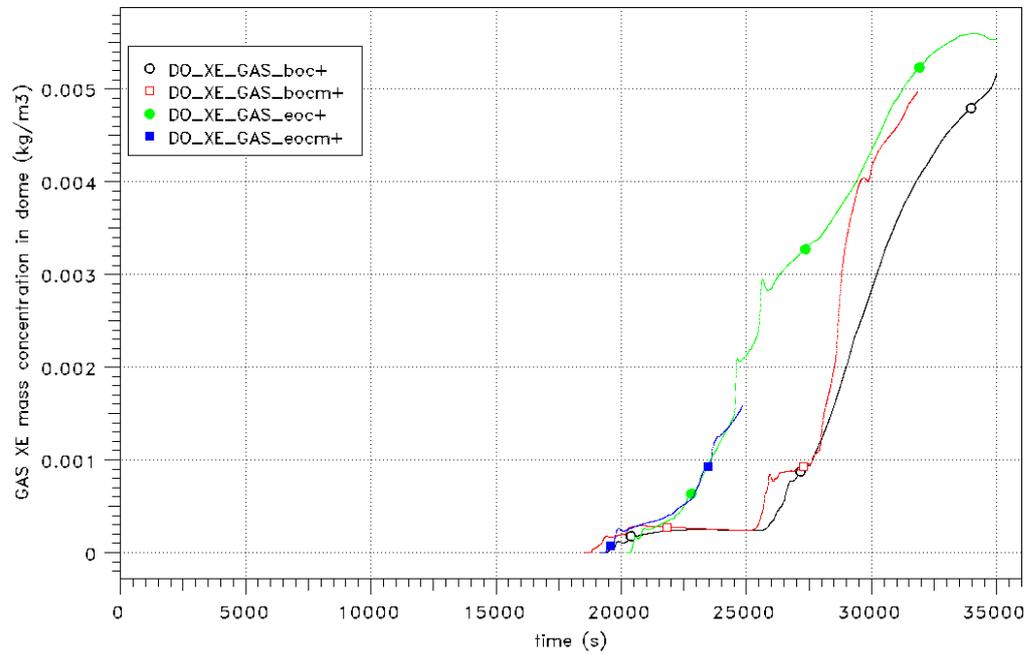


Abb. 4.32 Xe Konzentration (kg/m³) im Dombereich

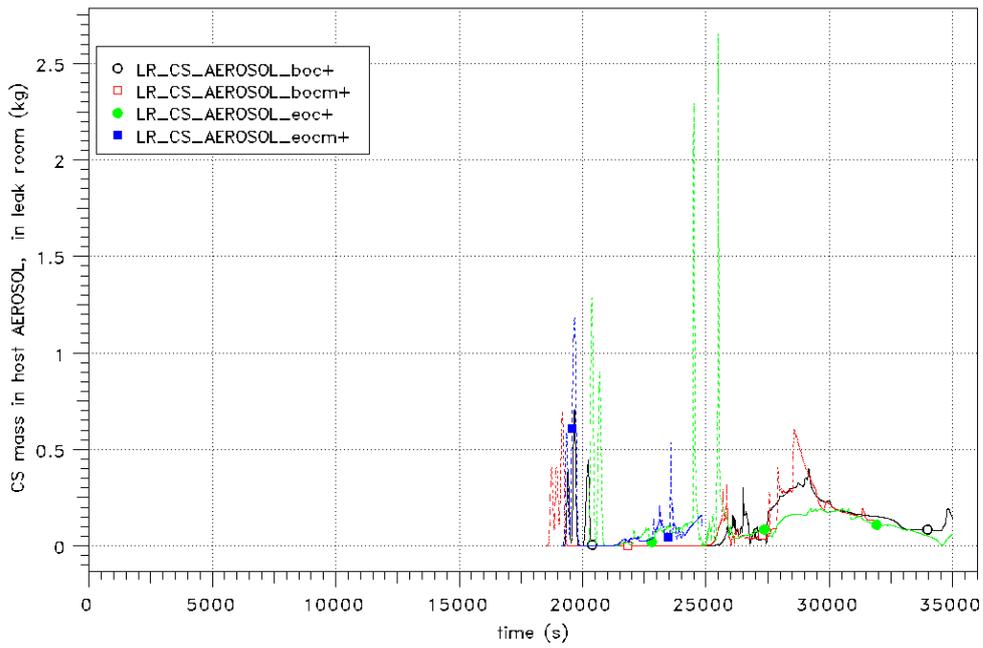


Abb. 4.33 Luftgetragene Cs Aerosolmasse im Bruchraum

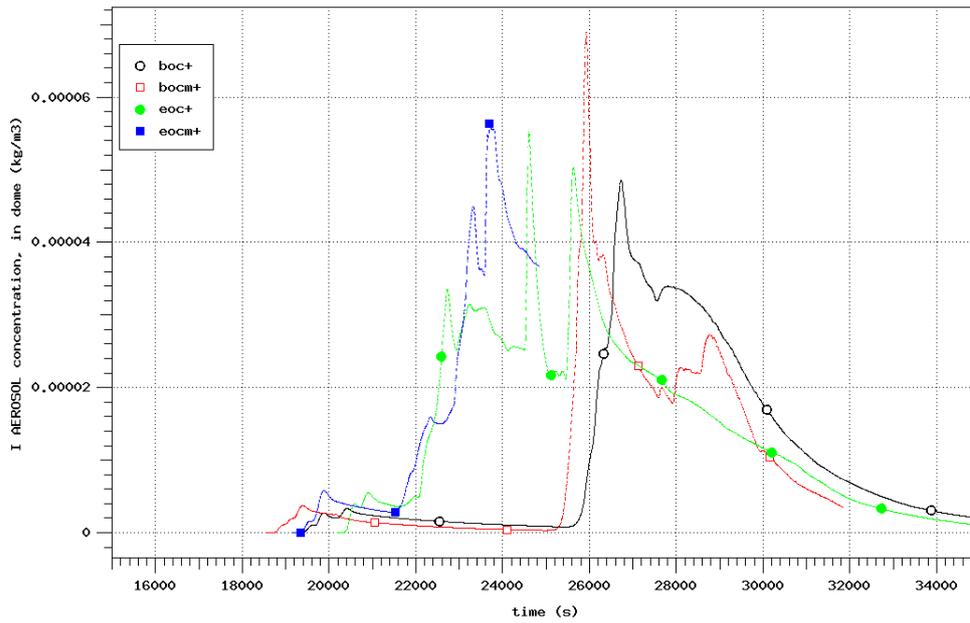


Abb. 4.34 Luftgetragene Iod-Aerosol Konzentration (kg/m³) im Dombereich

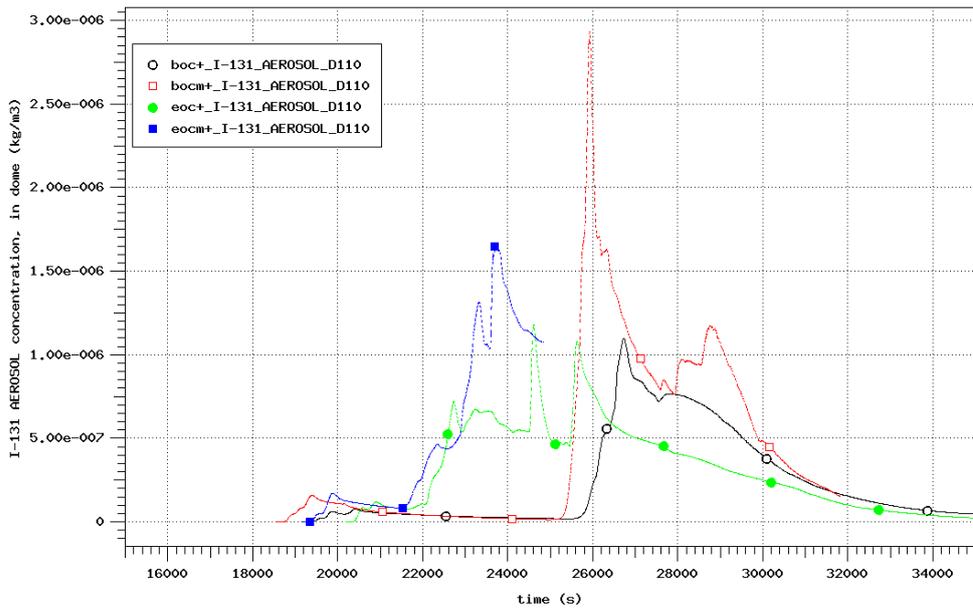


Abb. 4.35 Luftgetragene I-131 Konzentration (kg/m³) im Dombereich

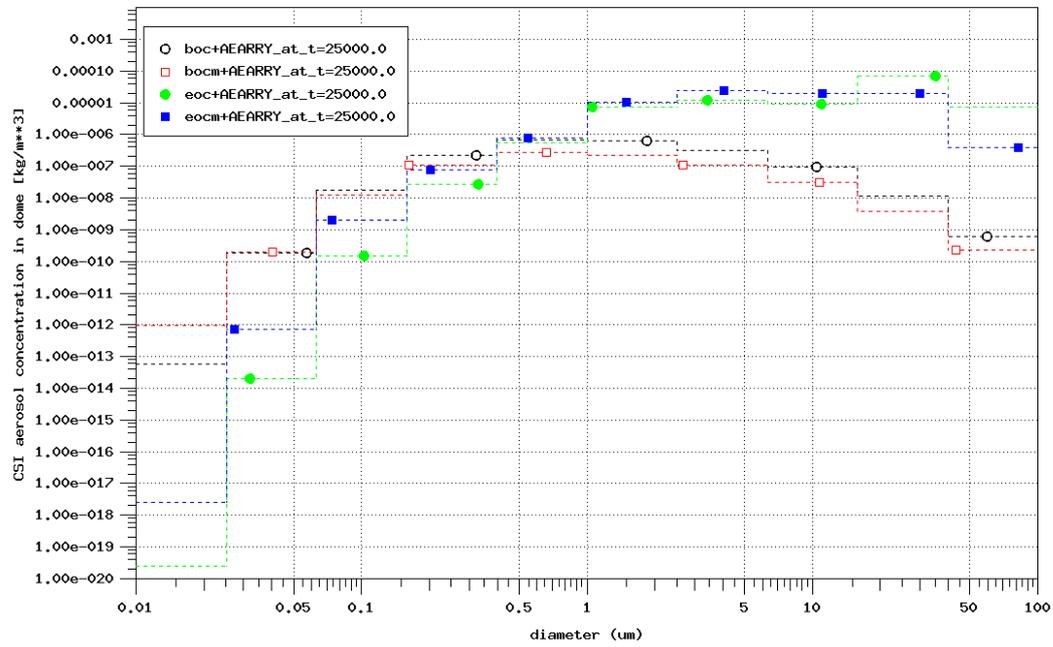


Abb. 4.36 CSI-Aerosolgrößenverteilung (kg/m³) bei 24580 s

#### 4.4.2 Szenario 2: Kleines Leck 50 cm<sup>2</sup> im heißen Strang mit Ausfall des 100 K Abfahrens der DE (SBLOCA-DE)

In den im Kap. 4.4.1 diskutierten Szenario 1 „SBLOCA“ wurde festgestellt, dass durch die unterschiedlichen Ausgangsinventare im Kern (BOC versus EOC) und die Art der Verteilung auf die radialen Ringe generell der erwartete frühere Ablauf der Kernschmelze in den EOC-Fällen auftritt, allerdings die Kernaufheizung teils sogar in den BOC-Fällen eher einsetzt. Wie erläutert, wird vermutet, dass Unterschiede durch das gewählte Unfallszenarium mit sekundärseitiger Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger mit 100 K/h und einer Bespeisung der DE für die ersten 8000 s im Unfallablauf verwischt werden. Daher wurde ein zweites Szenario betrachtet, in dem das Abfahren der DE mit 100 K/h und die Notspeisewassereinspeisung nicht zur Verfügung stehen. Durch die zusätzlichen Annahmen tritt die Kernzerstörung erheblich früher ein (ca. 2800 s).

Da zu erwarten ist, dass das grundsätzliche Verhalten auch in diesen Szenarien ähnlich ist, wurden nur Analysen für die in zukünftigen Analysen einzusetzenden ortsabhängigen (unterschiedlich in jedem Ring) Abbrandverteilungen durchgeführt, und es werden hier nur die wesentlichen Ergebnisse dargestellt. Die durchgeführten Rechnungen werden im Folgenden mit BOC+2 und EOC+2 gekennzeichnet. Für weitere Details wird auf den technischen Bericht /CHA 14/ verwiesen.

Die frühe Kernzerstörungsphase konnte für die beiden Fälle erfolgreich simuliert werden. Ein Überblick über die berechneten Unfallabläufe wird in Tab. 4.10 gegeben.

**Tab. 4.10** Szenario 2 „SBLOCA-DE“: Charakteristische Ereignisse und Ergebnisse des Unfallablaufs

| Ereignis  | Einheit | BOC+2       | EOC+2       |
|---|---------|-------------|-------------|
| 50 cm <sup>2</sup> Leck am heißen Strang des Druckhalterloops mit Ausfall DE-Abfahren | s       | 0           | 0           |
| Reaktorschnellabschaltung   | s       | 1,74        | 1,75        |
| Beginn Druckspeichereinspeisung   | s       | 2800        | 2800        |
| Stopp des Volumenregelsystems (VRS)   | s       | 4000        | 4000        |
| Stopp der Druckspeichereinspeisung  | s       | not reached | not reached |
| Beginn Kernfreilegung   | s       | ~1300       | ~1270       |
| Beginn der H <sub>2</sub> Bildung   | s       | ~2500       | ~2500       |
| Signifikante H <sub>2</sub> Bildung ab  | s       | ~3400       | ~3250       |
| Gesamte H <sub>2</sub> Masse  | kg      | ~320        | ~350        |

| Ereignis                                | Einheit | BOC+2 | EOC+2 |
|---|---------|-------|-------|
| Beginn der Spaltproduktfreisetzung      | s       | 2806  | 2732  |
| Auftreten von Kernschmelze (AMISUL > 0) | s       | ~2650 | ~2550 |
| Erwarteter Beginn der Kernverlagerung   | s       | ~4550 | ~4050 |
| Ende der Rechnung                       | s       | ~4550 | ~4050 |

In Abb. 4.37 ist nochmal der Vergleich der Nachzerfallsleistung dargestellt. Aufgrund der teils ganz frischen Brennelemente im BOC+2 Fall ist die Nachzerfallsleistung um ca. 4 MW niedriger.

Der Vergleich bezüglich des Druckes im Primärkreis ist in Abb. 4.38 dargestellt. Nach Öffnen des Lecks fällt der Druck ab. Die Einspeisung über die Druckspeicher beginnt bei 2800 s quasi gleichzeitig. Zu diesem Zeitpunkt ist der Wasserstand im RDB (Abb. 4.39) bereits sehr niedrig und die erste Freisetzung von Spaltprodukten beginnt bei 2806 s im BOC+2 Fall und etwas früher bei 2732 s im EOC+2 Fall. Am Ende der Rechnung sind die Druckspeicher noch nicht vollständig entleert.

Abb. 4.41 und Abb. 4.42 zeigen exemplarisch den Vergleich der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für BOC+2 und EOC+2. Die Temperaturen steigen nun in beiden Fällen kontinuierlich an. Ein Einbruch der Temperaturen wie beim BOC+ und BOCM+ im Szenario 1 „SBLOCA“ ist hier nicht vorhanden, da die sekundärseitige Wärmeabfuhr mit dem 100 K/h Abfahren fehlt und die Druckspeicher nicht wirksam werden, da die Wärme nicht vollständig über das Leck abgeführt werden kann.

Abb. 4.43 zeigt einen Vergleich der produzierten und in den Sicherheitsbehälter freigesetzten Wasserstoffmasse für beide Fälle. Diese ist in beiden Fällen sehr ähnlich. Die produzierte Wasserstoffmasse ist im EOC+2 Fall ca. 330 kg und im BOC+2 Fall ca. 350 kg. Die Dampfausströmung aus dem Leck ist im zweiten Szenario mit 20 kg/s deutlich höher als mit 3 kg/s im ersten Szenario. Daher ist, obwohl die H<sub>2</sub>-Konzentration im Bereich der Dampferzeuger höher ist, aufgrund der ebenfalls höheren Dampfkonzentration die Atmosphäre nicht zündfähig (Abb. 4.44).

Auch in Bezug zum Spaltproduktverhalten sind die Unterschiede zwischen BOC+2 und EOC+2 deutlicher. Die eingespeiste Iodmenge in den Sicherheitsbehälter ist in der in-vessel Phase um den Faktor 1,5 bis 2 höher (Abb. 4.45). Entsprechendes gilt für das I-131 Isotop (Abb. 4.46). Wie für die Ergebnisse des ersten Szenarios müssen die Unterschiede im Zusammenhang mit den sonstigen Unsicherheiten bewertet werden,

welche zum Teil deutlich höher sein können /WEB 12/. Die Ergebnisse bestätigen die am Ende der Analysen zum Szenario 1 getroffenen Vermutungen und zeigen, dass Analysen mit unterschiedlichen Abbrandzuständen im Kern zu unterschiedlichen Kernschmelzabläufen führen können, wobei die Unterschiede bzgl. der aufgetretenen Phänomene und Zeiten nicht gravierend sind und die Abläufe mit Simulation von EOC Inventaren zu einem früheren Zeitpunkt schwere Kernschäden aufweisen. Aussagen zum Quellterm in die Umgebung und möglichen radiologischen Konsequenzen wurden nicht getroffen.

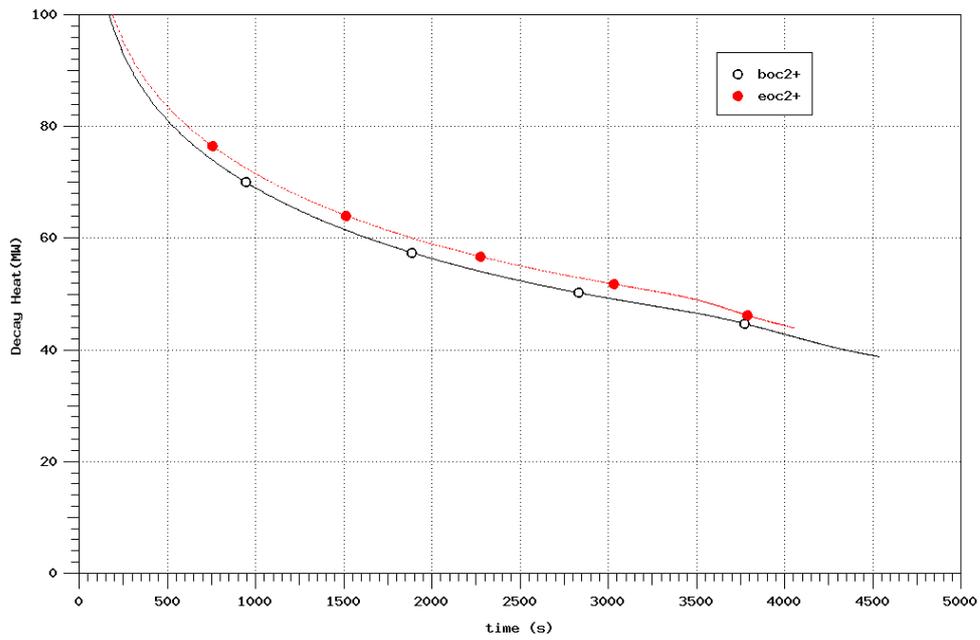


Abb. 4.37 Szenario 2: Vergleich der Nachzerfallsleistung

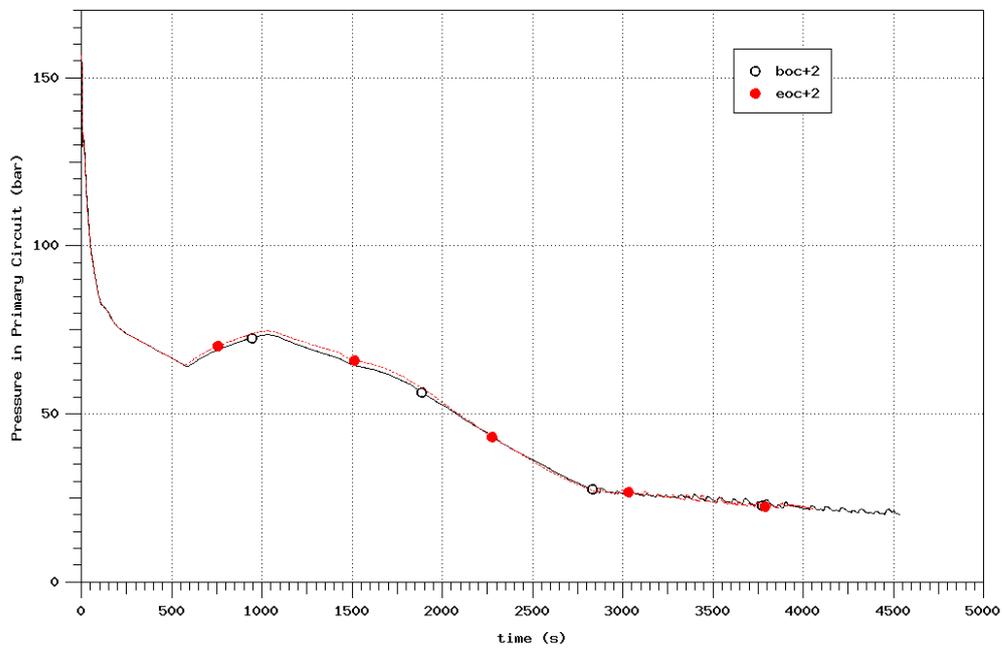


Abb. 4.38 Szenario 2: Vergleich des Drucks im Primärkreis

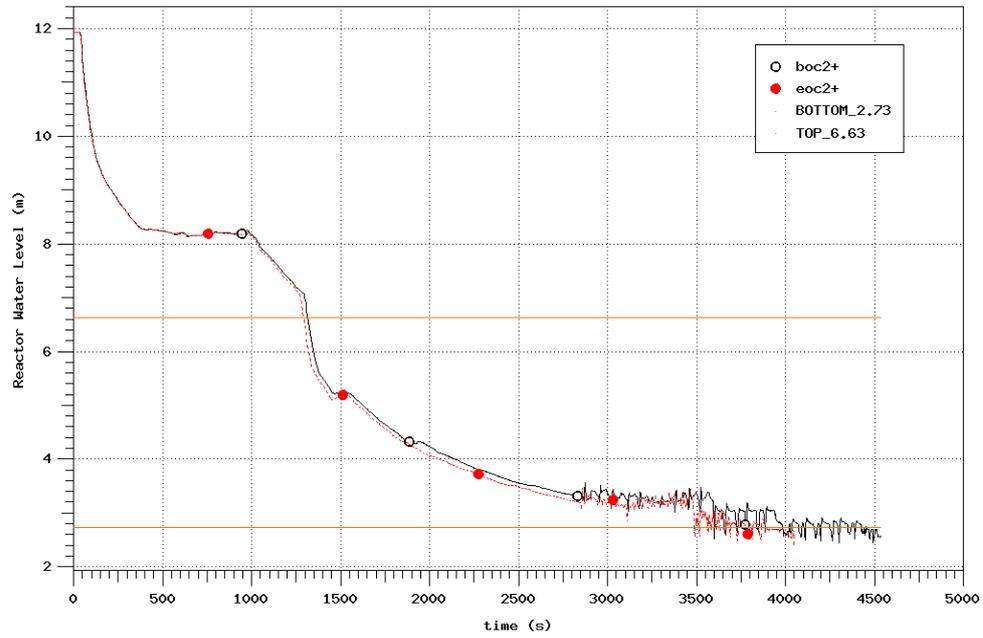


Abb. 4.39 Szenario 2: Vergleich des Wasserstandes im RDB

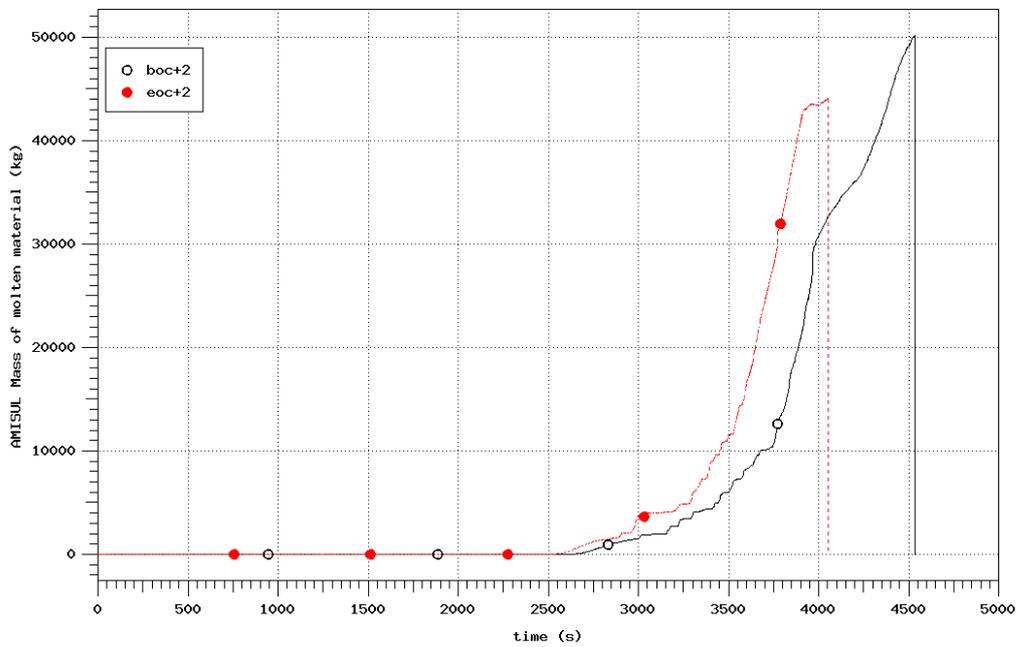


Abb. 4.40 Szenario 2: Vergleich der Schmelzmasse im Kern

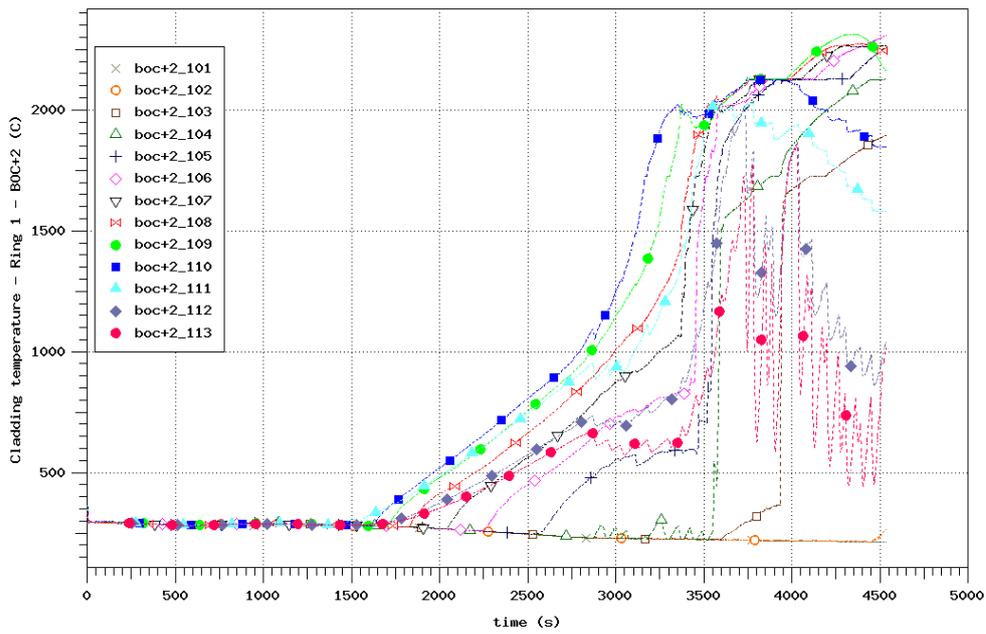


Abb. 4.41 Szenario 2: Vergleich der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 (BOC+2)

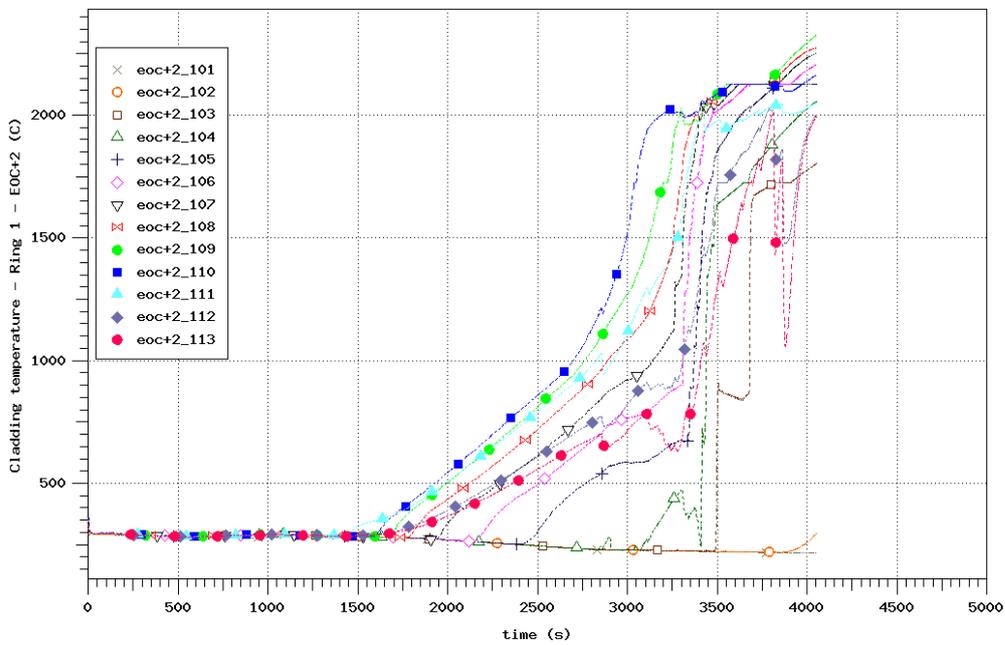
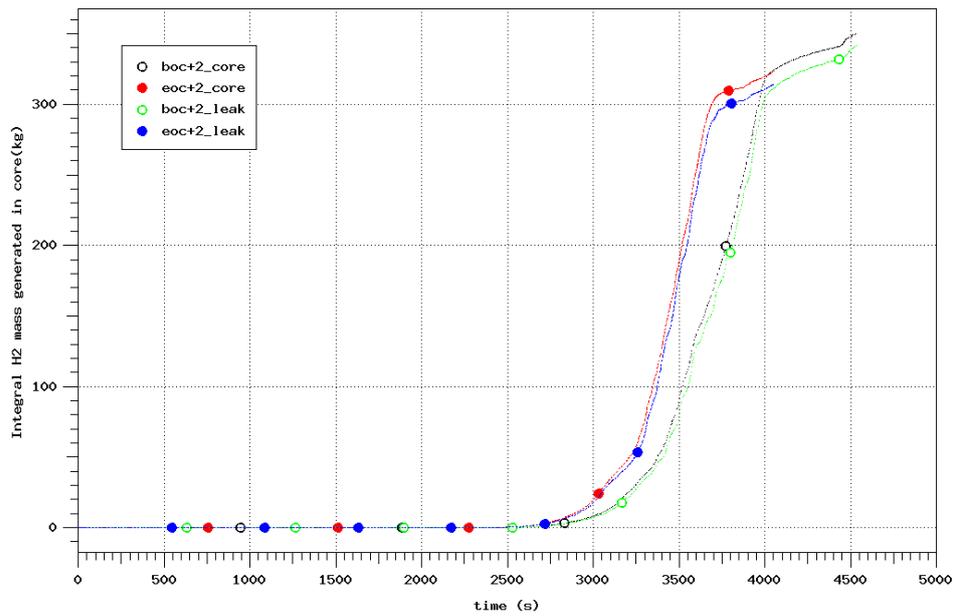
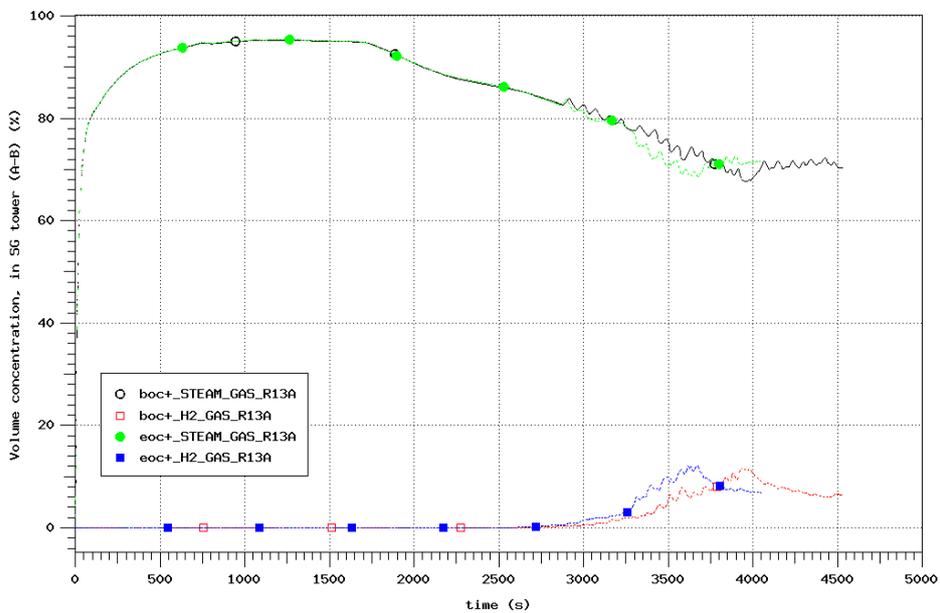


Abb. 4.42 Szenario 2: Vergleich der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 (EOC+2)



**Abb. 4.43** Szenario 2: Vergleich der produzierten und in den SHB freigesetzten Wasserstoffmasse



**Abb. 4.44** Szenario 2: Vergleich der H2- und Dampfkonzentrationen im Bereich der Dampferzeuger (Zone R13A)

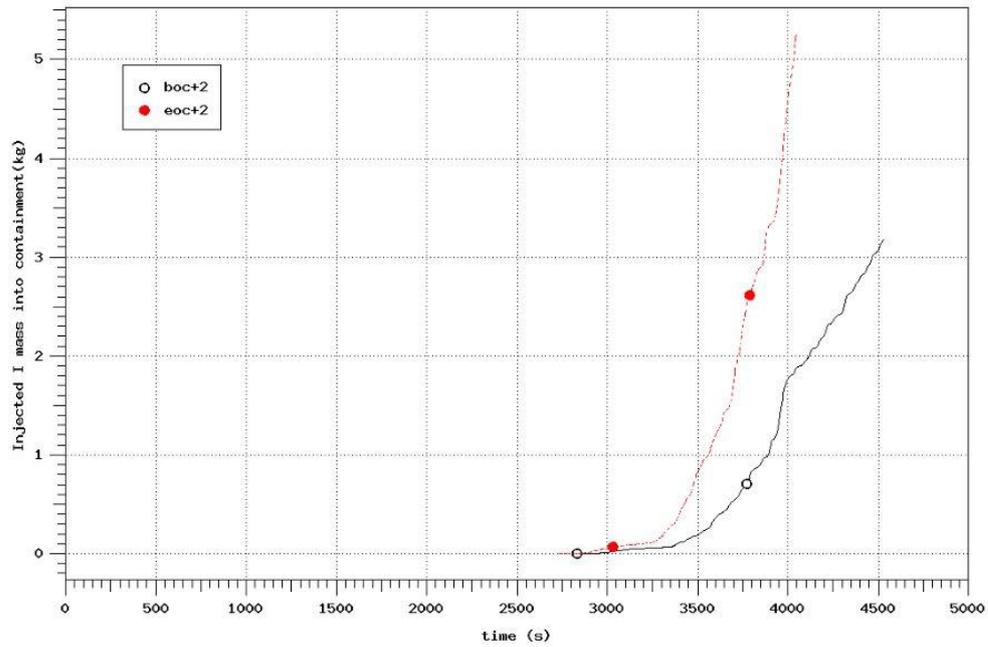


Abb. 4.45 Szenario 2: Vergleich der Iodeinspeisung in den SHB

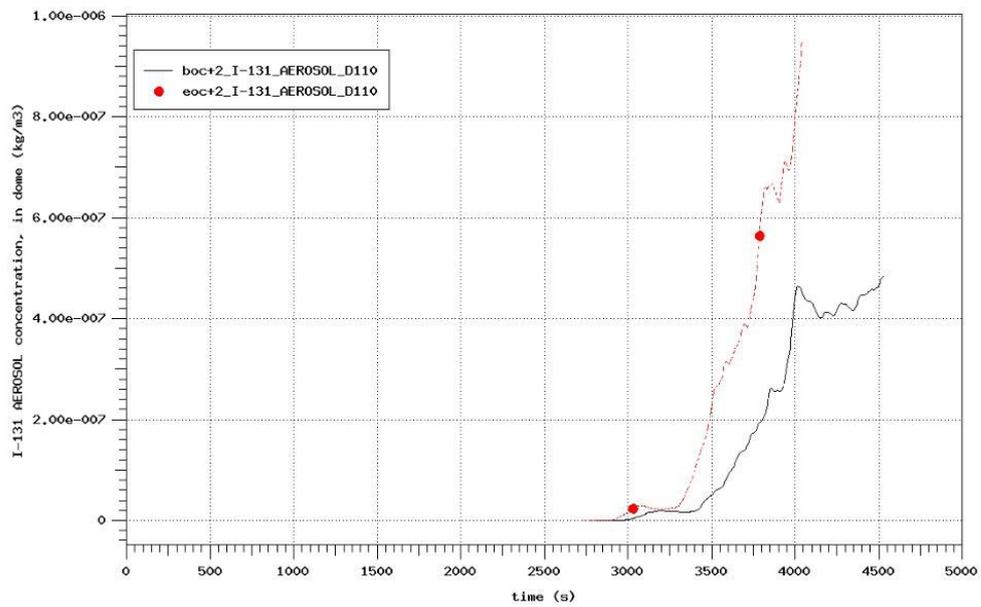


Abb. 4.46 Szenario 2: Vergleich der I-131 Massenkonzentration im Dom

## 4.5 Schlussfolgerungen

Um den Einfluss des Kerninventars auf den Unfallablauf zu untersuchen, wurden insgesamt 4 Fälle für das erste Szenario mit einem  $50 \text{ cm}^2$  Leck im heißen Strang (SBLOCA) für einen deutschen Druckwasserreaktor vom Typ KONVOI durchgeführt. Es wurden jeweils zwei Kerninventare für einen Zustand zu Beginn eines Reaktorzyklusses (BOC) und zum Ende des Zyklusses (EOC) auf Basis von lokalen Abbrandwerten der einzelnen Brennelemente ermittelt. Dabei wurde einerseits das Inventar auf Basis eines mittleren Abbrandes für den ganzen Kern berechnet und andererseits die Abbrände für jeden Ring in mehrere Gruppen eingeteilt und jeweils ein Kerninventar bestimmt. Mit dem erweiterten ATHLET-CD Programm ist es nun möglich, ein ringspezifisches Inventar zu mischen. Der resultierende Unterschied in der Nachzerfallsleistung betrug hier ca. 4 MW, wobei der größte Unterschied durch die frischen Brennelemente im BOC+ Fall bedingt ist, deren Abbrand mit  $0 \text{ GWd/tSM}$  angesetzt wurde.

Im Hinblick auf die thermohydraulischen Ergebnisse sind die Unterschiede nicht besonders groß. Im ersten betrachteten Szenario ist dies aber auch durch die sekundärseitige Wärmeabfuhr verursacht, da dadurch die Unterschiede im Hinblick auf die Nachzerfallsleistung kompensiert werden. Daher wurde in einem zweiten Szenario ein Unfallablauf ohne sekundärseitige Wärmeabfuhr gewählt und die Analysen für die beiden Fälle EOC+ und BOC+ wiederholt.

Die BOC Fälle im ersten Szenario zeigen ein etwas spezifisches Verhalten. Hier beginnt die erste Freisetzung von Spaltprodukten zwar früher, als in den EOC Fällen; stoppt aber wieder aufgrund der zur Verfügung stehenden Kühlung, so dass die eigentliche Freisetzung etwas später im Vergleich zu den EOC Fällen stattfindet. In /CHA 14/ werden einzelne Ursachen, wie die Ausdehnung der Hüllrohre und die Reduktion von Strömungsquerschnitten, diskutiert, dennoch ist das Verhalten aufgrund von starken Wechselwirkungen sehr empfindlich gegenüber kleinen Änderungen der Randbedingungen. Dies wird auch durch die Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse (Kap. 3) gestützt.

Im zweiten Szenario SBLOCA-DE, in dem zusätzlich der Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr über die DE unterstellt wurde, treten die Unterschiede in den Rechenergebnissen deutlicher hervor, da das Szenario geradewegs in die Kernzerstörung führt. Trotzdem sind die Auswirkungen insbesondere für die Wasserstoffproblematik und das

Spaltproduktverhalten relativ gering, wenn man die sich möglicherweise ergebenden radiologischen Folgen außerhalb der Anlage bei einer Freisetzung außeracht lässt. Die Konzentration von I-131 z. B. ist bei den EOC Fällen um einen Faktor von 1,5 größer, da auch die Ausgangsmasse im Kern etwa den Faktor 1,5 beträgt. Dennoch müsste dieser Unterschied im Vergleich zu den anderen Unsicherheiten, die zum Beispiel im Rahmen der Unsicherheitsstudie der Iodmodelle anhand von Phebus FPT1 beobachtet wurden, bewertet werden.

In diesem Vorhaben wurden erstmals Untersuchungen der Simulationsergebnisse mit gekoppelten ATHLET-CD/COCOSYS Rechnungen für ein reales Anlagenszenario für eine Anlage vom Typ KONVOI durchgeführt. Aufgrund von Stabilitätsproblemen sowie durch die nicht modellierte Bildung von Schmelzepools und der Materialumlagerung ins untere Plenum konnten nicht alle Fälle bis zum geplanten Ende durchgeführt werden. Dadurch wird der Vergleich etwas erschwert, zeigt aber trotzdem deutliche Unterschiede bedingt durch die unterschiedlichen Kerninventare und Berechnungsmethoden auf. Weiterhin wurde eine Reihe von Programmschwächen bzw. Vorschlägen für Verbesserungen identifiziert, welche in /CHA 14/ im Detail beschrieben wurden. Insofern hat dieses Vorhaben auch zur Verbesserung der Qualität von ATHLET-CD und COCOSYS beigetragen und wertvolle Hinweise für weitere Anlagenrechnungen geliefert. Wenn ein weiterentwickelter Stand von ATHLET-CD erreicht ist, der in Kopplung mit COCOSYS die Berechnung eines ganzen Unfallablaufes einschließlich der ex-vessel Phase zulässt, sollten die Rechnungen für den BOC+ und den EOC+ Fall wiederholt werden und der Einfluss auf den Quellterm sollte ermittelt werden.

## 5 Zusammenfassung

Die Grundlage für einen sicheren Betrieb von Kernkraftwerken ist das sicherheitsgerichtete Zusammenwirken personeller, technischer und organisatorischer Faktoren (Mensch-Technik-Organisation). Die Vernetzung dieser Faktoren mit dem Ziel eines sicherheitsgerichteten Handelns ist auch Grundlage für eine hohe Sicherheitskultur. Diese aufrecht zu erhalten und stetig zu verbessern ist Aufgabe des Genehmigungsinhabers. Mit der Zielsetzung, bei Eintreten von Stör- und Unfällen mit Kernschmelzen den Einschluss der radioaktiven Stoffe soweit als möglich aufrecht zu erhalten, hat die sicherheitstechnische Bedeutung des Mehrbarrierenkonzepts (Brennstab-Hüllrohre, Primärkreis-Umschließung, Sicherheitsbehälter) an Bedeutung gewonnen. Somit sind auch die Anforderungen an die Rechenprogramme, die die komplexen Vorgänge infolge von Stör- und Unfällen simulieren, entsprechend gestiegen.

Dafür werden bei der GRS Rechenprogramme wie ATHLET-CD/COCOSYS und ASTEC entwickelt und kontinuierlich dem Stand von Wissenschaft und Technik angepasst. Außerdem ist das Sammeln von Erfahrungen bei deren exemplarischem Einsatz für relevante Stör- und Unfallszenarien eine unabdingbare Voraussetzung für eine erfolgreiche Anwendung der Programme. Die Rechenprogramme sollen eine möglichst realitätsnahe Simulation – sogenannte Best-Estimate-Analysen – der Abläufe und der sich einstellenden Zustände erlauben, sowohl für Auslegungsstörfälle als auch auslegungsüberschreitende Stör- und Unfälle. Dabei stehen heutzutage Analysen zur Beherrschung von Störfällen, zur Planung von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes, zur probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) der Stufe 2 und zur Ermittlung des Quellterms aus der Anlage in die Umgebung und zur Bewertung neuer Anlagenkonzepte im Mittelpunkt des Interesses.

Solche umfassenden Best-Estimate-Analysen erfordern verschiedene Analysewerkzeuge, welche in der Lage sind, einerseits wichtige Einzelphänomene sowie deren Wechselwirkung untereinander realitätsnah zu beschreiben und andererseits insbesondere das Gesamtverhalten der Anlage zu simulieren. Zur Erfüllung dieser Aufgabe entwickelt und validiert die GRS die Systemcodes ATHLET-CD (**A**nalyse der **T**hermohydraulik von **L**ecks und **T**ransienten-**C**ore **D**egradation) und COCOSYS (**C**ontainment **C**ode **S**ystem) und gemeinsam mit ihrem französischen Partner IRSN in Abstimmung mit dem BMWi den Integralcode ASTEC (**A**ccident **S**ource **T**erm **E**valuation **C**ode).

Wegen der unterschiedlichen Aufgabenstellungen und Anwendungszwecke der Programme ATHLET-CD und COCOSYS auf der einen Seite und ASTEC auf der anderen Seite ist der Detaillierungsgrad der Modelle teilweise unterschiedlich. Zielsetzung in ATHLET-CD und COCOSYS ist, die Einzelphänomene sowie deren Wechselwirkung möglichst detailliert (d. h. mechanistisch) abzubilden. Die mit diesen Programmen erzielten Ergebnisse dienen dann auch als Referenz für die Verifikation von Einzelmodulen in ASTEC, dessen Modelle bzw. Programmmodule – dem Anliegen eines integrierten Programmes angepasst – teilweise einfacher aufgebaut sind. ASTEC wird speziell für Analysen des Gesamtablaufs bei Stör- bzw. Unfallabläufen eingesetzt. Dagegen deckt ATHLET-CD gekoppelt mit COCOSYS ein erweitertes Aufgabenspektrum ab. Hier sind vor allem die detaillierte Simulation des Reaktorschutzes, der Sicherheitssysteme, der Notfallmaßnahmen sowie Brandanalysen in kerntechnischen Anlagen zu nennen.

Für sogenannte Best-Estimate-Analysen ist die Angabe der noch vorhandenen Unsicherheiten notwendig, damit sich der Abstand von errechneten Zuständen zu sicherheitsrelevanten Grenzwerten auch quantitativ beurteilen lässt. Detaillierte Angaben zur Aussagesicherheit oder Ergebnisunschärfe erhält man mit Hilfe von Unsicherheitsanalysen. Diese liefern quantitative Aussagen über den gemeinsamen, kumulierten Einfluss von Unsicherheiten im Kenntnisstand der Eingabeparameter, der Modelle des Rechenprogramms, der numerischen Lösungsverfahren, der Anfangs- und Randbedingungen etc. auf die Rechenmodellergebnisse. Zusätzlich liefern Sensitivitätsanalysen Angaben darüber, welche dieser Unsicherheiten am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen („Sensitivität“ im Sinne von „uncertainty importance“). Mit diesen ist ein Kriterium für die Bewertung von analytischen und experimentellen Forschungsaktivitäten im Hinblick auf eine wirkungsvolle Verbesserung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammen gegeben.

Basierend auf vorangegangenen Arbeiten wurden im ersten Arbeitspunkt die Ergebnisse von ASTEC und ATHLET-CD anhand zweier Unfallszenarien (Leckstörfall und Transiente) für eine DWR-Anlage vom Typ KONVOI verglichen. Dabei wurden in Bezug auf frühere Arbeiten deutliche Verbesserungen bzgl. der Übereinstimmung erzielt. Dies gilt insbesondere für die thermohydraulische Anfangsphase, wobei immer noch Probleme bestehen, die Einspeisung der Druckspeicher und das dadurch bedingte Wiederauffüllen des Kerns zu berechnen. Ebenso wurde die Stabilität des ASTEC Programms deutlich verbessert. Unterschiede ergeben sich insbesondere in Bezug auf

den Beginn der Spaltproduktfreisetzung. Dieser Zeitpunkt ist empfindlich gegenüber den vorhergehenden Randbedingungen und unterschiedlichen Modellen in CESAR und ATHLET.

Die Kernzerstörungsphase selbst ist dagegen wieder sehr vergleichbar, obwohl im Grundsatz unterschiedliche Modelle in ASTEC und ATHLET-CD verwendet werden und auch die Nodalisierungen des Kerns unterschiedlich sind. Vergleichbar heißt hier, dass die Ergebnisse in der gleichen Bandbreite liegen, wie die Ergebnisse der durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse.

Das Spaltproduktverhalten wird durch eine Reihe von Phänomenen bestimmt, insbesondere von der Freisetzung aus dem Kern, dem Nuklidzerfall, der Erzeugung von Nachzerfallswärme, chemischen Reaktionen, dem Aerosolverhalten und dem Transportverhalten im Kühlkreislauf und im Sicherheitsbehälter. Dies führt zu einem entsprechenden Datenaufwand.

Mit dem im Vorhaben verbesserten Datensatz wurde erstmals mit ASTEC eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für die in-vessel Phase eines Unfallszenarios in einer deutschen Druckwasseranlage vom Typ KONVOI durchgeführt. Betrachtet wurde dabei ein Leck von 50 cm<sup>2</sup> im kalten Strang mit Ausfall aller aktiven Notkühlsysteme.

Der Zeitaufwand von ca. 7 Tagen für 200 Rechnungen war vertretbar, d. h. eine Studie mit einem vereinfachten Datensatz war nicht erforderlich. Schon in den früheren Analysen mit ASTEC wurde die Bedeutung der thermohydraulischen Randbedingungen auf den gesamten Unfallablauf deutlich. Die Analysen im Rahmen des Vorhabens RS1504 zeigen, dass Unsicherheiten der thermohydraulischen Randbedingungen unter anderem zu einer Verschiebung des Beginns der Kernzerstörung führen. Für zeitabhängige Ausgabegrößen werden die Ergebnisse immer zum gleichen Zeitpunkt verglichen und bewertet. Um die Phänomene der Kernzerstörung an sich und deren Unsicherheiten sowie die Sensitivitäten genauer untersuchen zu können, wurden in den folgenden Studien die thermohydraulischen Randbedingungen nicht mehr verändert. Der Schwerpunkt der durchgeführten Untersuchungen liegt somit auf der phänomenologischen Betrachtungsweise.

Ein wesentliches Ergebnis der ersten „thermohydraulischen“ Studie ist, dass die Masse des über das Leck ausgetragenen Kühlmittels um ca. 50 t variiert, wodurch sich der

Zeitpunkt des ersten Hüllrohrversagens um einen Zeitbereich von ca. 5000 s verschiebt. Der Massenausstrag wird hauptsächlich durch die Position des Lecks in der Leitung und die Frage, ob eine Phasengrenze zwischen Wasser- und Dampfphase in dem Volumen mit der Leckage berücksichtigt wird, beeinflusst.

In einem zweiten Schritt wurde eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für die in-vessel Phase der Kernzerstörung im Rahmen von drei Studien durchgeführt. Da in der ersten durchgeführten Studie die relativ großen Unsicherheiten durch einige wenige Eingangsgrößen dominiert wurden, wurden in der Folge zwei weitere Studien durchgeführt, indem zunächst die dominierenden Größen festgelegt wurden und danach alle weiteren unsicheren Eingangsgrößen mit un stetigen Variationen (wie Modeloptionen) ebenfalls festgelegt wurden. Somit wird ausgeschlossen, dass dominante Eingangsgrößen mit einem unter Umständen zu groß angenommenen Unsicherheitsband sowie un stetige Eingangsgrößen die berechneten Bandbreiten in den betrachteten Ausgabe größen unrealistisch vergrößern.

Bezüglich der Interpretation der Ergebnisse ist zu berücksichtigen, dass nur Eingabeparameter des ICARE-Moduls bzgl. der Kernzerstörung variiert wurden. Die Rechnungen wurden bis zum jeweiligen Reaktordruckbehälterversagen durchgeführt. In „vollständigen“ Studien können die Bandbreiten nochmals erheblich breiter werden. Die Unsicherheitsanalysen ergaben folgende für PSA Stufe 2 relevanten Ergebnisse:

- Die während der in-vessel Kernzerstörungsphase erzeugte Wasserstoffmasse variiert aufgrund der Unsicherheiten der Eingabeparameter zwischen 320 kg und 1015 kg.
- Beim Xenon variiert die Freisetzung aus dem Leck zwischen 250 kg und 370 kg. Xenon kann über die Auslegungsleckage des Sicherheitsbehälters schon frühzeitig in die Umgebung freigesetzt werden und bestimmt somit einen frühen Quellterm.
- Die luftgetragene  $I_2$  Masse im oberen Bereich der Sicherheitsbehälterkuppel steigt im Zeitraum von 7000 s bis 12000 s bei den meisten Rechnungen auf Werte zwischen 0,04 g bis 0,08 g (das entspricht einer Konzentration von  $1,4 \text{ E-}5 \text{ g/m}^3$  bis  $2,8 \text{ E-}5 \text{ g/m}^3$ ) und fällt wieder kontinuierlich ab. Die resultierenden Bandbreiten sind aber im Vergleich zu den Ergebnissen der mit COCOSYS durchgeführten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Iodmodelle anhand des Phebus FPT1 Experiments deutlich kleiner.

- Bezüglich des Quellterms ist zu beachten, dass diese Studie im Wesentlichen nur die Kernzerstörungsphase bis RDB-Versagen betrachtet. Zu diesem Zeitpunkt tragen nur Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter zum Quellterm bei.
- Der Versagenszeitpunkt des Reaktordruckbehälters variiert nur aufgrund der unsicheren Parameter des Kernzerstörungsmoduls zwischen 14000 s und 28000 s, wobei durch eine Sensitivitätsanalyse kein dominierender unsicherer Parameter ermittelt werden konnte. Die Summe der unsicheren Eingabeparameter bewirkt hier die große Unsicherheit auf den Versagenszeitpunkt des Reaktordruckbehälters. Das RDB-Versagen stellt den Startzeitpunkt der Schmelze-Beton-Wechselwirkung dar, welcher dann langfristig bei späterem Einbruch von Sumpfwasser in die Kaverne zu einem Druckaufbau führt, durch den eine gefilterte Druckentlastung veranlasst wird.

Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Wahl der Oxidationskinetik der Zirkonoxidation die Unsicherheiten bei der Kernzerstörung und der Freisetzung von Wasserstoff und Spaltprodukten dominiert. Durch eine weitere Analyse mit einer festen Oxidationskinetik konnten die Wahl des Oxidationsmodells zur Zirkonoxidation, die Grenztemperatur zur Zirkonoxidation, der minimale Flüssigkeitsanteil zur radialen Materialverlagerung, das Modell zur radialen Verlagerung von Hüllrohrmaterial und die Grenztemperatur für die Verlagerung von Hüllrohrmaterial als signifikante Parameter identifiziert werden. Bei einer weiteren Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse, bei der alle physikalischen Modelle auf die von ASTEC vorgegebenen Standardwerte gesetzt wurden, waren zusätzlich das Modell für die radiale Verlagerung der Steuerstäbe und die maximale radiale Hüllrohrausdehnung signifikant.

Aufgrund des hohen Einflusses der Oxidationskinetik sollten entsprechende Hinweise und Empfehlungen für Anlagenrechnungen in den ASTEC User Guidelines gegeben werden.

Ein zweiter wesentlicher Schwerpunkt in diesem Vorhaben war die detaillierte Analyse der Auswirkungen einer sich im Laufe eines Reaktorzyklusses ändernden Verteilung und Masse des Kerninventars an Radionukliden auf den Kernzerstörungsprozess sowie auf die Spaltproduktfreisetzung und den Quellterm ins Containment am Beispiel einer deutschen DWR KONVOI Anlage.

Um den Einfluss des Kerninventars auf den Unfallablauf zu untersuchen, wurden zunächst vier Fälle mit unterschiedlicher Abbrandverteilung im Kern für ein Szenario mit einem 50 cm<sup>2</sup> Leck im heißen Strang mit sekundärseitiger Wärmeabfuhr berechnet. Anschließend wurden zwei weitere Analysen für das gleiche Szenario mit zusätzlichem Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr durchgeführt.

Es wurden jeweils Kerninventare für einen Zustand zu Beginn eines Reaktorzyklusses (BOC) und zum Ende des Zyklusses (EOC) auf Basis von lokalen Abbrandwerten der einzelnen Brennelemente ermittelt. Dabei wurde einerseits das Inventar auf Basis eines mittleren Abbrandes für den ganzen Kern ermittelt und andererseits die Abbrände für jeden Ring in mehrere Gruppen eingeteilt und jeweils ein Kerninventar berechnet. Der resultierende Unterschied in der Nachzerfallsleistung beträgt maximal ca. 4 MW, wobei der Unterschied vor allem durch die frischen Brennelemente im BOC+ Fall bedingt ist, das massenmäßige Inventar an Spaltprodukten liegt am Ende des Zyklusses etwa 50 % höher, als zu Beginn.

Im Hinblick auf die thermohydraulischen Ergebnisse sind die Unterschiede nicht besonders groß. Unterschiede im Unfallablauf für die vier Fälle werden erst ab Beginn der Kernzerstörung deutlich sichtbar. Die BOC Fälle im ersten Szenario zeigen ein etwas spezifisches Verhalten. Hier beginnt die erste Freisetzung von Spaltprodukten zwar früher, stoppt aber wieder aufgrund der zur Verfügung stehenden Kühlung, so dass die eigentliche Freisetzung etwas später im Vergleich zu den EOC Fällen stattfindet. Im zweiten Fall ohne sekundärseitige Wärmeabfuhr ist dagegen eine „kontinuierliche“ Kernzerstörung zu beobachten, wobei der EOC Fall zeitlich etwas früher in die Kernzerstörung geht. Die Unterschiede hinsichtlich der Verteilung der Spaltprodukte (Isotope) im Sicherheitsbehälter sind im Vergleich zu den sonstigen Unsicherheiten bei Unfällen eher gering.

In diesem Vorhaben wurden Anlagenszenarien anhand einer deutschen DWR-Anlage vom Typ KONVOI sehr detailliert untersucht. Dabei wurden eine Reihe von Verbesserungsnotwendigkeiten in den angewendeten Programmen ATHLET-CD/COCOSYS und ASTEC identifiziert, welche den Entwicklern mitgeteilt wurden. Im Hinblick auf die Simulation der Spaltprodukte (Nuklide) ist eine konsistente Betrachtungsweise der Aerosole (Träger der Spaltprodukte), der Elemente und Isotope notwendig, was mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS möglich ist, wobei die Auswertung insbesondere

in Bezug auf die Isotope verbessert werden könnte. Dieses Vorhaben hat bzw. wird somit erheblich zur Verbesserung der Simulationsmodelle beitragen.

Die Unsicherheits- und Sensitivitätsstudie zeigt einen erheblichen Einfluss der Oxidationsmodelle auf die Ergebnisse der Kernzerstörung. Hier unterscheiden sich die Ergebnisse in Bezug auf die erzielten Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsstudie mit ATHLET-CD anhand von Phebus FPT3. Mit dem in AP1 optimierten Datensatz wurde gezeigt, dass nun ASTEC hinreichend stabil läuft und somit für solche Studien eingesetzt werden kann.

Die teils erheblichen Unsicherheiten der betrachteten Ergebnisse (z. B. RDB-Versagen, Wasserstoffproduktion) trotz des Festhaltens wesentlicher Eingabegrößen (3. Studie) zeigen, dass die Betrachtung der Unsicherheiten einzelner Best-Estimate-Rechnungen notwendig ist. Ursache sind die teils starken positiven Rückwirkungen der einzelnen Phänomene (z. B. Oxidationswärme). Die Interpretation einzelner Ergebnisse (z. B. zeitliche Verzögerung der Kernzerstörung) wird ebenfalls durch diese Unsicherheiten erschwert.



## Literaturverzeichnis

- /AUS 10/ Austregesilo, H., Krzykacz-Hausmann, B., Skorek, T.; et al, Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Ergebnissen der Nachrechnung des PHEBUS Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD, GRS-A-3514, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Köln, 2010
- /BAN 12/ Band, S., S. Schwarz, M. Sonnenkalb, Nachweis der Wirksamkeit von H<sub>2</sub>-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen mit COCOSYS für die Referenzanlage GKN-2, GRS-A-3652, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, März 2012
- /CHA 14/ Chan, H.-W., Analyses of Influences of Core Inventories on Fission Product Distribution in a Primary Circuit and in a Containment During a Severe Accident in a KONVOI Type PWR simulated by ATHLET-CD and COCOSYS Coupling Version, GRS-A-3769, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (*in Vorbereitung*)
- /ERD 12/ Erdmann, W., Analyse eines 50 cm<sup>2</sup> Lecks mit der gekoppelten Version von ATHLET-CD 2.2c mit COCOSYS 2.4, GRS-V-RS1504-01, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, November 2012
- /GÜN 92/ Güntay, S., R. Cripps, IMPAIR-3: Computer Program to Analyze the Iodine Behaviour in Multi-Compartments of a LWR Containment, Paul-Scherrer-Institut, Würenlingen, Switzerland (Sept. 1992)
- /DIL 98/ Dilara, P. A. Krasenbrink, R. Hummel, STORM TEST SR11-ISP 40, Deposition of SnO<sub>2</sub> in Partially Insulated Pipes with N<sub>2</sub>, Quick Look Report , JRC, April 1998
- /KLO 99/ Kloos, M., Hofer, E., SUSA - PC, A Personal Computer version of the program system for uncertainty and sensitivity analysis of results from computer models, Version 3.2, User's Guide and Tutorial, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, August 1999

- /KRO 14/ Krönung, D., Reinke, N., Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse zur Simulation der Anfangsphase der Kernzerstörung einer Anlage vom Typ KONVOI mit dem ICARE Modul aus ASTEC, Technischer Bericht GRS-V-RS1504-2, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, November 2014
- /LOE 00/ Löffler, H. et. al., Untersuchung auslegungsüberschreitender Anlagenzustände mittels Ereignisbaumtechnik am Beispiel einer Konvoi-Anlage, GRS-A-2849, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, November 2000
- /NOW 14/ Nowack, H., M. Sonnenkalb, P. Chatelard, K. Chevalier-Jabet, J.P. Van Dorsselaere, L.E. Herranz, G. Pascal, V.H. Sanchez-Espinoza, Code for European Severe Accident Management EC CESAM Project on ASTEC code improvements, CSARP Meeting. Bethesda, MD, September 2014
- /OWC 91/ Owczarski, P. C., K. W. Burk, SPARC-90: A Code for Calculating Fission Product Capture in Suppression Pools, NUREG/CR-5765, PNL-7723, October 1991
- /REI 10/ Reinke, N., Erdmann, W., Nowack, H., Sonnenkalb, M., Vergleichende Unfallanalysen für einen DWR vom Typ KONVOI mit den Integralcodes ASTEC 1.33 und MELCOR 1.8.6, Technischer Bericht, Vorhaben RS1180, GRS-A-3559, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Köln, 2010
- /REI 14/ Reinke, N., Chan H.-W., Comparative Analysis of Severe Accidents in a KONVOI PWR with ATHLET-CD/COCOSYS and ASTEC, Technischer Bericht, Vorhaben RS1504, GRS-A-3768, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, November 2014
- /SCH 97/ Schmitz, B. M., International Standard Problem (ISP-40), STORM Test SR-11 on Mechanical Resuspension, Part 1: Deposition Exercise Calculation with SOPHAEROS V1.4GRS, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, 1997

/WEB 12/ Weber, G. et al., Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchung der COCOSYS-AIM-Ergebnisse zum Iodverhalten im PHEBUS Versuch FPT1, GRS-A-3676, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Juli 2012



## Abbildungsverzeichnis

|           |   |    |
|-----------|---|----|
| Abb. 2.1  | Darstellung der modularen Struktur von COCOSYS .....  | 8  |
| Abb. 2.2  | Darstellung der modularen Struktur von ATHLET-CD .....  | 12 |
| Abb. 2.3  | Struktur von ASTEC V2 .....   | 15 |
| Abb. 2.4  | ATHLET – Schema des DWR-Reaktorkühlkreislaufs (Darstellung eines Loops) .....   | 24 |
| Abb. 2.5  | ASTEC V2 – Nodalisierung von Primärkreislauf und RDB (CESAR).....   | 24 |
| Abb. 2.6  | Schema des Reaktordruckbehälters mit Kern; links ATHLET-CD, rechts ASTEC.....   | 26 |
| Abb. 2.7  | COCOSYS – Nodalisation des SHB .....  | 27 |
| Abb. 2.8  | ASTEC – Nodalisation des SHB .....  | 27 |
| Abb. 2.9  | Dampferzeuger-Füllstände (DE10 und DE30) für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall Totalausfall Speisewasser.....   | 33 |
| Abb. 2.10 | Druck im Primär- und Sekundärkreislauf für ASTEC und ATHLET-CD ....   | 34 |
| Abb. 2.11 | Masseneintrag in den SHB über die Abblase- und Sicherheitsventile des Druckhalters für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall Totalausfall Speisewasser .....  | 35 |
| Abb. 2.12 | Energieeintrag in den SHB über die Abblase- und Sicherheitsventile des Druckhalters für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall Totalausfall Speisewasser ..... | 36 |
| Abb. 2.13 | Vergleich der Einspeisung über HD- und ND- Pumpen (Strang 2) .....  | 37 |
| Abb. 2.14 | Vergleich des Wasserstandes im RDB .....  | 39 |
| Abb. 2.15 | Wasserstofffreisetzung im Kern (gesamt, aus Zr-Oxidation sowie aus Eisen-Oxidation) für ASTEC und ATHLET-CD beim Störfall 'Ausfall Speisewasser' .....    | 39 |
| Abb. 2.16 | Vergleich der Nachzerfallsleistung und der Wärmefreisetzung durch die Zirkonoxidation.....  | 41 |
| Abb. 2.17 | Vergleich der Cäsiummasse (Kerninventar ( <i>INV</i> ), Kühlkreislauf ( <i>PC</i> ) und Sicherheitsbehälter ( <i>SHB</i> )) .....                         | 41 |
| Abb. 2.18 | Vergleich der Aerosolkonzentration im Dombereich.....   | 42 |

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| Abb. 2.19 | Druckverlauf im Primär- und Sekundärkreislauf für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS.....   | 44 |
| Abb. 2.20 | Nachzerfallsleistung im Kern für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 45 |
| Abb. 2.21 | Leckmassenstrom (Wasser, Dampf) mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....  | 46 |
| Abb. 2.22 | Integrale Wassereinspeisung aus den heißseitigen Druckspeichern mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....                                    | 47 |
| Abb. 2.23 | Integral über das Leck ausgetragene Masse (Wasser, Dampf, Total) mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....                                   | 47 |
| Abb. 2.24 | Integraler Energieaustrag aus dem Leck mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 48 |
| Abb. 2.25 | Füllstand im RDB mit ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 48 |
| Abb. 2.26 | Integrale Freisetzung von Wasserstoff aus dem Kern für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS.....  | 51 |
| Abb. 2.27 | Hüllrohrtemperaturen im Kerninnenbereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 53 |
| Abb. 2.28 | Hüllrohrtemperaturen im äußeren Kernbereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS.....   | 54 |
| Abb. 2.29 | Freisetzunganteil aus dem Kern von Xenon für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS.....  | 55 |
| Abb. 2.30 | Freisetzunganteil aus dem Kern von Iod für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 55 |
| Abb. 2.31 | Vergleich des Gesamtdrucks im Sicherheitsbehälter für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS.....   | 57 |
| Abb. 2.32 | Vergleich der Temperaturen im Sicherheitsbehälter (Leckort, Reaktorgrube, Dom) für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....                     | 57 |
| Abb. 2.33 | Vergleich der Gaskonzentrationen (H <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> , O <sub>2</sub> , Dampf) im Dom für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS ..... | 58 |
| Abb. 2.34 | Vergleich der Aerosolkonzentrationen im Leck- und Dombereich für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....                                       | 58 |
| Abb. 2.35 | Vergleich der in den SHB eingespeisten Cs- und Iodmasse für ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....  | 59 |

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| Abb. 3.1  | Masse des aus dem Leck austretenden Dampfes, Ergebnisse der 100 Analysen mit ASTEC .....  | 73  |
| Abb. 3.2  | Ausströmrate des Dampfes aus dem Leck, Ergebnisse der 100 Analysen mit ASTEC .....  | 73  |
| Abb. 3.3: | Masse des aus dem Leck tretenden Wassers, Ergebnisse der 100 Analysen der SUSANA .....  | 74  |
| Abb. 3.4: | Ausströmrate des Wassers aus dem Leck, Ergebnisse der 100 Analysen der SUSANA .....   | 74  |
| Abb. 3.5: | Sensitivitätsanalyse: Einfluss der Widerstandsbeiwerte auf die Ausströmrate Wasser (Spearman Rang Korrelationskoeffizient)..... | 75  |
| Abb. 3.6: | Sensitivitätsanalyse der Ausströmrate Wasser (Spearman Rang Korrelationskoeffizient) .....                                      | 76  |
| Abb. 3.7: | Masse des aus dem Leck austretenden Fluides (Wasser und Dampf), Ergebnisse der 100 Analysen der SUSANA.....                     | 77  |
| Abb. 4.1  | Versuchsaufbau und Position der Thermoelemente /DIL 98/ .....   | 116 |
| Abb. 4.2  | Nodalisierung des STORM Versuchstandes .....  | 117 |
| Abb. 4.3  | STORM-SD11: Vergleich der berechneten Größenverteilung zum Zeitpunkt 3000 s .....   | 118 |
| Abb. 4.4  | Nodalisierung des ATHLET-CD Datensatzes für KONVOI.....   | 119 |
| Abb. 4.5  | Nodalisierung des COCOSYS Datensatzes für KONVOI.....   | 120 |
| Abb. 4.6  | Vergleich der Nachzerfallsleistung im Kern für alle betrachteten 4 Kernzustände .....   | 123 |
| Abb. 4.7  | Druckverlauf im Primärkreis.....  | 132 |
| Abb. 4.8  | Wasserstand im Reaktorkern.....   | 132 |
| Abb. 4.9  | Nodalisierung des Kerns.....  | 133 |
| Abb. 4.10 | Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für BOC+ .....   | 134 |
| Abb. 4.11 | Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für BOCM+ .....  | 135 |
| Abb. 4.12 | Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für EOC+ .....   | 135 |
| Abb. 4.13 | Verlauf der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 für EOCM+ .....  | 136 |
| Abb. 4.14 | Verlauf der Hüllrohrtemperatur (Ring 1 bis 4, Knoten 10) im Fall BOC+ .....   | 136 |

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| Abb. 4.15 | Verlauf der Hüllrohrtemperatur (Ring 1 bis 4, Knoten 10) im Fall EOC+ .....                           | 137 |
| Abb. 4.16 | Vergleich des geschmolzenen Kernmaterials .....   | 138 |
| Abb. 4.17 | Vergleich der Oxidationswärme .....   | 138 |
| Abb. 4.18 | Vergleich des produzierten Wasserstoffs.....  | 139 |
| Abb. 4.19 | Vergleich des Gesamtdrucks im Sicherheitsbehälter .....   | 140 |
| Abb. 4.20 | Konzentrationen im Bereich der Dampferzeuger (Sektion B), BOC+ Fall .....                             | 141 |
| Abb. 4.21 | Konzentrationen im Dombereich, BOC+ Fall .....  | 142 |
| Abb. 4.22 | Dreistoffdiagramm für Räume im Leckbereich für BOC+ Fall.....   | 142 |
| Abb. 4.23 | Dreistoffdiagramm für Dombereich für alle 4 Fälle .....   | 143 |
| Abb. 4.24 | Verlauf der Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kern (Freisetzungsanteil aller Spaltprodukte)..... | 144 |
| Abb. 4.25 | Freisetzungsanteil aus dem Kern für Iod (I) .....   | 144 |
| Abb. 4.26 | Freisetzungsanteil aus dem Kern für Xenon (Xe).....   | 145 |
| Abb. 4.27 | Rohrleitungstemperaturen im heißen Strang.....  | 146 |
| Abb. 4.28 | Berechnete Größenverteilung im oberen Plenum und heißen Strang für den EOCM+ Fall bei 24580 s.....    | 147 |
| Abb. 4.29 | Integrale Freisetzung von Cs in den Sicherheitsbehälter .....   | 149 |
| Abb. 4.30 | Integrale Freisetzung von Iod (I) in den Sicherheitsbehälter .....                                    | 149 |
| Abb. 4.31 | Integrale Freisetzung von Xe in den Sicherheitsbehälter .....   | 150 |
| Abb. 4.32 | Xe Konzentration (kg/m <sup>3</sup> ) im Dombereich .....   | 150 |
| Abb. 4.33 | Luftgetragene Cs Aerosolmasse im Bruchraum.....   | 151 |
| Abb. 4.34 | Luftgetragene Iod-Aerosol Konzentration (kg/m <sup>3</sup> ) im Dombereich.....                       | 151 |
| Abb. 4.35 | Luftgetragene I-131 Konzentration (kg/m <sup>3</sup> ) im Dombereich.....                             | 152 |
| Abb. 4.36 | CsI-Aerosolgrößenverteilung (kg/m <sup>3</sup> ) bei 24580 s.....                                     | 152 |
| Abb. 4.37 | Szenario 2: Vergleich der Nachzerfallsleistung .....  | 156 |
| Abb. 4.38 | Szenario 2: Vergleich des Drucks im Primärkreis.....  | 156 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| Abb. 4.39 | Szenario 2: Vergleich des Wasserstandes im RDB.....  | 157 |
| Abb. 4.40 | Szenario 2: Vergleich der Schmelzmasse im Kern.....  | 157 |
| Abb. 4.41 | Szenario 2: Vergleich der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 (BOC+2) .....   | 158 |
| Abb. 4.42 | Szenario 2: Vergleich der Hüllrohrtemperaturen im Ring 1 (EOC+2) .....   | 158 |
| Abb. 4.43 | Szenario 2: Vergleich der produzierten und in den SHB freigesetzten<br>Wasserstoffmasse .....                        | 159 |
| Abb. 4.44 | Szenario 2: Vergleich der H <sub>2</sub> - und Dampfkonzentrationen im Bereich<br>der Dampferzeuger (Zone R13A)..... | 159 |
| Abb. 4.45 | Szenario 2: Vergleich der Iodeinspeisung in den SHB .....  | 160 |
| Abb. 4.46 | Szenario 2: Vergleich der I-131 Massenkonzentration im Dom.....  | 160 |



## Tabellenverzeichnis

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| Tab. 2.1  | Vergleich der Programme ASTEC und ATHLET-CD/COCOSYS .....   | 18  |
| Tab. 2.2  | Vergleich charakteristischer Anlagenparameter für ATHLET-CD und ASTEC .....                                     | 30  |
| Tab. 2.3  | Ereignisablauf und charakteristische Größen des Szenarios TLOFW .....   | 32  |
| Tab. 2.4  | Ereignisablauf und charakteristische Größen des Szenarios LOCA.....   | 43  |
| Tab. 3.1  | Liste der unsicheren Parameter (CESAR Studie).....  | 69  |
| Tab. 3.2  | SUSA-Parameter bzgl. unsicherer Widerstandbeiwerte in CESAR .....   | 70  |
| Tab. 3.3  | Charakteristische Ereignisse des Störfallablaufs (Basisfall) .....  | 71  |
| Tab. 3.4  | Liste der unsicheren Parameter .....  | 79  |
| Tab. 3.5  | Charakteristische Ereignisse des Unfallablaufs (Basisfall) .....  | 84  |
| Tab. 3.6  | Ergebnis bzgl. Zeitpunkt des ersten Hüllrohrversagens .....   | 90  |
| Tab. 3.7  | Ergebnis bzgl. des Beginns der Zirkonoxidation .....  | 91  |
| Tab. 3.8  | Ergebnis bzgl. der produzierten Wasserstoffmasse .....  | 92  |
| Tab. 3.9  | Ergebnis bzgl. des Zeitpunkts des RDB Versagens .....   | 93  |
| Tab. 3.10 | Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf Wasserstoffproduktion.....   | 97  |
| Tab. 3.11 | Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf Xenon-Freisetzung.....       | 101 |
| Tab. 3.12 | Ergebnisse der zeitabhängigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse in Bezug auf I2-Masse im Dombereich ..... | 105 |
| Tab. 4.1  | Durchgeführte Rechnungen (SMZ: /SCH 97/, QR: /DIL 98/) .....  | 117 |
| Tab. 4.2  | Gesamte abgelagerte Menge in der Teststrecke (kg) .....   | 118 |
| Tab. 4.3  | Gruppierung der Brennelemente in den Ringen des Kerns und Abbrandwerte für den BOC-Fall.....                    | 121 |
| Tab. 4.4  | Gruppierung der Brennelemente in den Ringen des Kerns und Abbrandwerte für den EOC-Fall.....                    | 122 |
| Tab. 4.5  | Vergleich der Inventarmassen im Kern bei 17580 s (vor der ersten Freisetzung aus dem Kern).....                 | 124 |

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| Tab. 4.6  | Vergleich der elementspezifischen Nachzerfallsleistung zum Zeitpunkt 17580 s (vor der ersten Freisetzung aus dem Kern)..... | 125 |
| Tab. 4.7  | Szenario 1 „SBLOCA“: Charakteristische Ereignisse und Ergebnisse des Unfallablaufs .....                                    | 129 |
| Tab. 4.8  | Massen- und Energiefreisetzung in den Sicherheitsbehälter.....  | 140 |
| Tab. 4.9  | Massenbilanz in SOPHAEROS bei 24580 s .....   | 146 |
| Tab. 4.10 | Szenario 2 „SBLOCA-DE“: Charakteristische Ereignisse und Ergebnisse des Unfallablaufs.....                                  | 153 |



**Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) gGmbH**

Schwertnergasse 1  
**50667 Köln**

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum

**85748 Garching b. München**

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

**10719 Berlin**

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

**38122 Braunschweig**

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

[www.grs.de](http://www.grs.de)

**ISBN 978-3-944161-31-0**