

**Weiterentwicklung der
Modell- und Datenbasis
zur Durchführung von
Unfallanalysen für
die Fortschreibung
eines einheitlichen
Ereignisbaums**

Weiterentwicklung der Modell- und Datenbasis zur Durchführung von Unfallanalysen für die Fortschreibung eines einheitlichen Ereignisbaums

Michael Hage
Sören Johst
Michael Kowalik

Juli 2021

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU) unter dem Förderkennzeichen 4718R01313 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei der GRS.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der GRS wieder und muss nicht mit der Meinung des BMU übereinstimmen.

Deskriptoren

Ereignisbaum, Iod, MELCOR, Notfallmaßnahmen, Unfallanalysen

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit im Vorhaben 4718R01313 (Weiterentwicklung der Modell- und Datenbasis zur Durchführung von Unfallanalysen für die Fortschreibung eines einheitlichen Ereignisbaums (AP 3)) wurde im Rahmen des Gesamtvorhabens 4718R01310 (Untersuchungen zu sicherheitstechnischen Fragestellungen für Anlagen im Leistungsbetrieb) erstellt und beinhaltet die Weiterentwicklung der Modell- und Datenbasis zur Durchführung von Unfallanalysen für die Fortschreibung eines einheitlichen Ereignisbaums.

Die Arbeiten umfassen die Bereitstellung von Methoden zur fundierteren Bewertung der Anlagensicherheit bei schweren Unfällen mittels deterministischer und probabilistischer Analysen. Im Einzelnen betrifft dies die Aktualisierung der Datenbasis für Unfallanalysen basierend auf MELCOR-Simulationen sowie eine bessere Berücksichtigung von Notfallmaßnahmen und von gasförmigen Iodfreisetzungen in deterministischen und probabilistischen Analysen.

Im Falle der Aktualisierung der Datenbasis sind sowohl die neueste MELCOR-Version als auch die aktuellen Anlagenmodelle für ausgewählte Szenarien verwendet bzw. entwickelt worden, um die Analysen dem aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik anzupassen. Dabei sind im Vergleich zu den alten Analysen deutliche Unterschiede im zeitlichen Unfallablauf aufgezeigt worden, die jedoch keine neue sicherheitstechnische Bewertung nach sich ziehen. Hinsichtlich der Berücksichtigung neuer mitigativer Strategien in Unfallanalysen sind Variationsrechnungen durchgeführt worden, um die Bandbreite der Freisetzung in dem ausgewählten Unfallszenario „DEHEIRO-Leck ohne Kernkühlung“ zu quantifizieren. Es zeigt sich, dass, in Abhängigkeit der gewählten Parameter, durch die neuen mitigativen Notfallmaßnahmen eine signifikante Rückhaltung von Radionukliden ermöglicht wird. In Bezug auf die gasförmige Iodfreisetzung sind zwei Methoden umgesetzt worden, die fortschrittliche Modelle aus dem Containment-Code COCOSYS auf Analysen auf Basis von MELCOR-Simulationen übertragen. Zunächst wurde eine COCOSYS-Simulation durchgeführt und die Austräge aus dem Reaktorsumpf dieser Simulation in eine MELCOR-Simulation eingetragen. Hierbei haben sich deutliche Unterschiede in den Freisetzungen in die Anlagenumgebung gezeigt. Die zweite Umsetzung impliziert die Durchführung von COCOSYS-Simulationen unter Variation relevanter Parameter. In der Analyse konnten Korrelationen zwischen der Freiset-

zung in die Umgebung und Parametern wie ausgespeister Wassermasse oder eingetragene Wärmeleistung erkannt werden. Diese Korrelationen dienen als Korrektur für Analysen auf Basis von MELCOR-Simulationen in Hinsicht auf die Iodfreisetzung.

Im Rahmen der Arbeiten wurde ebenfalls der in der GRS vorliegende generische Ereignisbaum erweitert und überarbeitet. Neben der Integration einer Notfallmaßnahme wurden auch die Erkenntnisse bezüglich gasförmiger Iodfreisetzungen in die Umgebung in den generischen Ereignisbaum integriert.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
1	Einleitung	1
2	Ziele der Arbeiten	3
3	Stand von Wissenschaft und Technik.....	5
4	Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Ertüchtigung des MELCOR Datensatzes (AP 3.1)	11
4.1	Rechenwerkzeug MELCOR.....	11
4.1.1	Resuspensionsmodell.....	12
4.1.2	Cavity-Modellierung	15
4.1.3	Druckspeicher-Modellierung	20
4.2	Unfallanalysen anhand ausgesuchter Aspekte	22
4.2.1	Station Blackout.....	22
4.2.2	Kleines Leck	44
4.2.3	Nichtleistungsbetriebsfall „NLB B“	67
5	Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Erweiterung um weitere Notfallmaßnahmen (AP 3.2)	91
5.1	Durchführung der Variationsrechnungen	104
5.2	Ergebnisse der Variationsrechnungen	105
5.2.1	Freigesetzte Radionuklide	106
5.2.2	Sensitivitätsanalyse	118
6	Erweiterung der Methoden für deterministische Unfallanalysen zur Analyse gasförmiger Iod-Freisetzungen (AP 3.3).....	121
6.1	Datenübergabe von MELCOR an COCOSYS (AP 3.3).....	121
6.2	Direkte Umsetzung der Iodchemie aus COCOSYS in MELCOR (AP 3.3)	137
6.3	Variationsrechnungen (AP 3.3)	140

6.3.1	Austrag aus dem Sumpf	149
6.3.2	Gesamtmenge an Iodspezies	156
6.3.3	Austrag in die Umgebung	166
6.3.4	Unsicherheiten, Fazit	175
7	Erweiterung eines umfassenden Ereignisbaumes um Notfallmaßnahmen und Analysen zum Iod (AP 3.4).....	179
7.1	Probabilistische Modellierung der Notfallmaßnahme nach Auftreten eines induzierten Dampferzeuger-Heizrohrlecks.....	180
7.2	Implementierung der Ioderkenntnisse in den Ereignisbaum.....	183
7.2.1	Eingebaute Funktionen, Fragen und Sortier Routinen.....	183
7.2.2	Ergebnisse der Iodmodellierung im Ereignisbaum	186
8	Zusammenfassung	189
	Literaturverzeichnis.....	193
	Abbildungsverzeichnis.....	199
	Tabellenverzeichnis.....	205
	Abkürzungen.....	207
A	Anhang	209
A.1	Berechnung der Filterung bei fehlendem Auflösungsvermögen bzgl. der Freisetzungspfade	209
A.2	Vergleich der adiabaten und isothermen Druckspeichereinspeisung	212
A.3	Beschreibung des Ereignisbaums.....	214

1 Einleitung

Die Sicherheitsbewertung mittels Unfallanalysen ist eine wesentliche Basis für die Vorsorge gegen Notfälle. In der GRS und weltweit werden Unfallanalysen überwiegend mit hochentwickelten Rechenprogrammen durchgeführt, die den gesamten Unfallablauf vom einleitenden Ereignis bis zur Radionuklidfreisetzung in die Umgebung berechnen (sogenannte „Integralcodes“). Das breite Anwendungsgebiet dieser Rechenprogramme bedingt allerdings eine Beschränkung der Detaillierung, um noch akzeptable Rechenzeiten zu erzielen. In der GRS wird seit annähernd zwei Jahrzehnten überwiegend das in den USA bei Sandia National Laboratories (SNL) entwickelte Rechenprogramm MELCOR angewendet. Analysen anhand von MELCOR-Simulationen sind u. a. die Grundlage für die Bewertung von Notfallmaßnahmen (zeitliche Randbedingungen, Wirksamkeit) und die Ermittlung von Radionuklidfreisetzungen in die Umgebung.

Da die GRS das Programm MELCOR bereits seit Jahrzehnten im Bereich schwerer Unfälle u. a. im Auftrag des BMU anwendet, kann sie auf einen großen Erfahrungsschatz zurückgreifen. International wird MELCOR von einigen TSOs wie beispielsweise UJV (Tschechien), BelV (Belgien) und Behörden wie die US-amerikanische oder die schwedische Aufsichtsbehörden (U.S. NRC, United States Nuclear Regulatory Commission) bzw. SSM (Strålsäkerhets myndigheten oder Swedish Radiation Safety Authority) verwendet. Die genannten Institutionen sind, wie die GRS, CSARP-Mitglieder (Cooperative Severe Accident Research Programme), welche sich jährlich zum Erfahrungsaustausch treffen. Dies zeigt, dass es sich bei MELCOR um ein anerkanntes und verbreitetes Werkzeug handelt, welches einer kontinuierlichen Weiterentwicklung unterliegt.

Allgemeines Ziel der Arbeiten ist die Bereitstellung von Methoden zur fundierteren Bewertung der Anlagensicherheit bei Unfällen mittels deterministischer und probabilistischer Analysen. Im Einzelnen betrifft dies im vorliegenden Vorhaben die bessere Berücksichtigung von Notfallmaßnahmen und von gasförmigen Iodfreisetzungen in deterministischen und probabilistischen Analysen. Beide Aspekte tragen wesentlich zur heute noch bestehenden Unsicherheit über Unfallabläufe und ihre Folgen bei.

Ziel der in den nächsten Kapiteln dargestellten Arbeiten ist es nun, die Methoden deterministischer Analysen zu aktualisieren und zu erweitern, so dass sie in die probabilistischen Analysen in Form eines einheitlichen Ereignisbaums Einzug finden können. Dies umfasst die Anpassung von Analysen auf Basis von MELCOR-Simulationen an den aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik in Bezug auf die physikalische Modellierung

(MELCOR-Entwicklung) und auf das anlagenseitige Modell (Anwender), welche in Kapitel 0 beschrieben wird. Ferner sind die Methoden um Aspekte wie bisher noch nicht berücksichtigte Notfallmaßnahmen und die Quantifizierung präziserer gasförmiger Iodfreisetzungen zu erweitern, welche in Kapitel 5 bzw. 6 beschrieben sind. Die Integration von Ergebnissen aus den vorhergehenden Kapiteln in den Ereignisbaum wird abschließend in Kapitel 7 beschrieben.

2 Ziele der Arbeiten

Im Folgenden werden die einzelnen Ziele der Arbeiten vorgestellt.

Aufgabenstellung 1 (zugehörig zu AP 3.1 „Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Ertüchtigung der MELCOR-Datenbasis“ und AP 3.2 „Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Erweiterung um weitere Notfallmaßnahmen“ in /GRS 18b/ [Vorhabensbeschreibung])

In zahlreichen Vorhaben der GRS wurden Analysen von MELCOR-Simulationen für unterschiedliche Fragestellungen, unterschiedliche Reaktorkonzepte und mit verschiedenen MELCOR-Versionen durchgeführt. Eine erste Aufgabe des Vorhabens besteht darin, diese Analysen zusammenzustellen und daraufhin zu prüfen, inwieweit sie als Basis für dieses Vorhaben verwendet werden können. Hierzu zählt sowohl die Prüfung der jeweiligen Datenbasis als auch der damit erzielten Analyseergebnisse, bei denen Notfallmaßnahmen berücksichtigt wurden. Darauf aufbauend soll das Spektrum von Analysen mitigativer Notfallmaßnahmen dahingehend erweitert bzw. angepasst werden, wie diese im Handbuch mitigativer Notfallmaßnahmen beschrieben sind. Hierfür wurde als zu analysierendes und bisher nicht betrachtetes Szenario ein Dampferzeugerheizrohrleck mit zeitlich verzögerter Dampferzeugerbespeisung ausgewählt. Handmaßnahmen sind unter den Umständen eines Unfallablaufes hinsichtlich des Erfolgs oder des Zeitpunktes des Erfolgs unsicher, so dass insbesondere die Ausführungszeiten als ungenau bekannte Parameter einer Parameterstudie unterzogen werden sollen. Aufgabe ist es zu bestimmen, welche ungenau bekannten Parameter einen Einfluss auf das Rechenergebnis haben werden.

Aufgabenstellung 2 (zugehörig zu AP 3.3 „Erweiterung der Methoden für deterministische Unfallanalysen zur Analyse gasförmiger Iodfreisetzungen“ in /GRS 18b/ [Vorhabensbeschreibung])

Iod tritt bei schweren Unfällen kerntechnischer Anlagen überwiegend als Cäsiumiodid (CsI) Aerosol auf. Es entsteht jedoch zu geringeren Anteilen auch gasförmiges Iod, welches von den verfügbaren Filtersystemen einer Anlage weniger gut zurückgehalten werden kann als Aerosole, so dass bei Unfallabläufen mit gefilterter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters das gasförmige Iod radiologisch bestimmend werden kann. Wie auf den vergangenen MELCOR-Fachveranstaltungen vorgetragen, z. B. in /HOR 10/ und im BMWi-Vorhaben RS1198 dargestellt (siehe /GRS 14/), weist das Iodmodell von

MELCOR grundsätzliche Schwächen auf. Das bei der GRS in Entwicklung und Anwendung befindliche Programm COCOSYS besitzt ein validiertes Modell für die Iodchemie, den Iodtransport und die Iodablagerung. Für das Verhalten im Sicherheitsbehälter sollen analog zu bereits definierten Szenarien für MELCOR-Analysen COCOSYS-Simulationen durchgeführt werden. Betrachtet wird dabei das Verhalten des Iods im Sicherheitsbehälter wie die Ablagerungscharakteristik, die Rückhaltung in Wasservorlagen, die Bildung verschiedener chemischer Spezies und die Freisetzung in die Umgebung. Auf Basis der COCOSYS-Analysen werden das in MELCOR vorhandene Modell bewertet und systematische Korrekturmethode für MELCOR-Ergebnisse zur Iodfreisetzung eingeführt.

Aufgabenstellung 3 (zugehörig zu AP 3.4 „Erweiterung eines umfassenden Ereignisbaumes um Notfallmaßnahmen und Analysen zum Iod“ in /GRS 18b/ [Vorhabensbeschreibung])

Im Vorhaben 3615R01345 wurde bis März 2018 die Struktur für einen allgemeinen einheitlichen Ereignisbaum entwickelt. Die in den o. g. Aufgabenstellungen 1 und 2 erzielten Erkenntnisse werden in diesen einheitlichen Ereignisbaum integriert, indem der Ereignisbaum um die Notfallmaßnahme und das Iodverhalten erweitert und generisch quantifiziert wird:

- Die mit MELCOR untersuchten Personalhandlungen werden probabilistisch modelliert und in den Ereignisbaum so eingefügt, dass ihre Auswirkungen analysiert werden können. Obwohl keine fundierte Quantifizierung des gesamten Ereignisbaumes vorgesehen ist, wird u. a. die relative Bedeutung der Maßnahme im Kontext des gesamten Ablaufes identifiziert.
- Die zum Iodverhalten erarbeiteten Kenntnisse werden bei der Definition der Freisetzungskategorien und den Quelltermen eingebracht. Obwohl keine fundierte Quantifizierung des gesamten Ereignisbaumes vorgesehen ist, werden u. a. die Unsicherheit der Iodfreisetzungen und ihre Ursache identifiziert.

3 Stand von Wissenschaft und Technik

Probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA) der Stufe 2 sind routinemäßiger Bestandteil von Sicherheitsbewertungen. International geht der Trend dahin, ein möglichst komplettes Spektrum aller Betriebszustände und einleitenden Ereignisse zu berücksichtigen (siehe z. B. /ASA 16/). In der GRS wurde im Vorhaben 3615R01345 eine einheitliche umfassende Ereignisbaumstruktur entwickelt. Dieser Ereignisbaum und das für seine Analyse verwendete Rechenprogramm EVNTRE sind sehr flexibel und erlauben die Einbeziehung weiterer Aspekte. Somit besteht eine Grundlage, die Erkenntnisse aus den beschriebenen Arbeiten zu Notfallmaßnahmen und zum Iodverhalten in den bisherigen Ereignisbaum zu integrieren.

Der im Vorläufervorhaben entwickelte generische Ereignisbaum enthält qualitative Untersuchungen zu ausgewählten mitigativen Notfallmaßnahmen, ohne dass eine belastbare Quantifizierung durchgeführt wurde. Hierzu wurden bestehende MELCOR-Analysen für Abschätzungen verwendet. Es hat sich dabei bereits herausgestellt, dass für eine sachgemäße Bewertung von Notfallmaßnahmen diese früheren Analysen nicht ausreichend sind, da der vorhandene Satz an Analysen nicht das gesamte Spektrum an Szenarien abdeckt, welche mitigative Notfallmaßnahmen beinhaltet. Im Speziellen enthält der vorliegende Ereignisbaum u. a. auch die Problematik des induzierten Dampferzeuger-Heizrohrlecks. Hierbei wurden im Vorhaben 3615R01345 die Ergebnisse einer aktuellen gekoppelten deterministisch-probabilistischen Analyse eingefügt. Als eine erschwerende Bedingung für die Heizrohre ist z. B. eine verspätete sekundärseitige Druckentlastung denkbar, für die die Personalhandlung und ihre Wahrscheinlichkeit im Vorhaben 3615R01345 ermittelt worden sind. Die thermodynamischen Analysen beim Hochdruck-Kernschmelzen wurden im Vorhaben 4717R01335 weitergeführt.

Für thermohydraulische Untersuchungen während eines schweren kerntechnischen Unfallablaufes wird ein Rechenprogramm benötigt, das in der Lage ist, sämtliche Phänomene eines solchen Unfallablaufes abzubilden bzw. in Bezug auf die Fragestellung des Dampferzeuger-Heizrohrlecks zumindest solche, die während der „in-vessel“-Phase in Erscheinung treten. MELCOR gehört neben weiteren Integral-Rechenprogrammen (z. B. MAAP, ASTEC) oder auch dem GRS-Programmpaket AC² (bestehend aus ATHLET, ATHLET-CD und COCOSYS) zu der Gruppe anerkannter Werkzeuge zur Untersuchung von Unfällen mit Kernzerstörung. Für dieses Vorhaben sind zwei Aspekte zum Stand von Wissenschaft und Technik hervorzuheben:

Anwendung von MELCOR zur Durchführung deterministischer Ereignisanalysen inklusive Notfallmaßnahmen

In MELCOR werden Systemfunktionen über die Eingabe des Anwenders modelliert, z. B. der Öffnungsdruck von Sicherheitsventilen oder Bespeisungen verschiedener Art, wobei z. B. Bedingungen oder Charakteristika für den Bespeisungsbeginn bzw. von Förderkennlinien eingegeben werden. Damit können auch Notfallmaßnahmen abgebildet werden, indem z. B. in gewissen Zeitfenstern manuell eingeleitete Druckentlastungen oder Bespeisungen eingegeben werden. MELCOR errechnet die Wechselwirkung dieser Eingaben auf andere Phänomene, so dass der Einfluss den Unfallverlauf berechnet werden kann und es kann der Nutzen der Maßnahmen und ggf. das Verbesserungspotenzial daraus erkannt bzw. bewertet werden. Bisher wurden auf diese Weise einzelne Analysen zu Notfallmaßnahmen beim Station-Blackout und im Falle eines kleinen Lecks im Vorhaben 3613R01397 (siehe /GRS 15/) vorgenommen. Bei Notfallmaßnahmen ist das Verhalten des Personals von erheblichem Einfluss. Dessen Verhalten manifestiert sich letztlich in Erfolg oder Misserfolg von Maßnahmen wie beispielsweise die Etablierung einer Einspeisung zu einem gewissen Zeitpunkt in die Dampferzeuger oder den Reaktorkühlkreislauf. Die Variabilität des Erfolgs (diskrete Variable) oder des Zeitpunktes eines etwaigen Erfolges (kontinuierliche Variable) kann durch die Variation dieser unsicheren Parameter in einer entsprechenden Parameterstudie untersucht werden. Mit Hilfe einer entsprechenden Analyse kann auch die mögliche Änderung der Wirksamkeit der Maßnahmen bewertet werden. Eine Variation wurde in den bisherigen Analysen nicht modelliert, jedoch ist dies im Projekt 3617R01335 für die Szenarien „kleines Leck“ und „Station-Blackout“ vorgesehen. Die in diesem Projekt analysierten Szenarien berücksichtigen jedoch nicht alle mitigativen Notfallmaßnahmen in erschöpfendem Maße, so dass eine Erweiterung des Spektrums mit diesem Vorhaben angestrebt worden ist.

Im Falle eines Kernschadens kann es, bei nicht erfolgter PDE (primärseitige Druckentlastung), zu einem Dampferzeuger-Heizrohrleck kommen, falls eine Vorschädigung eines Heizrohres vorliegt. Somit wäre bei offenstehendem Dampferzeuger-Abblaseregulventil (DE-ARV) durch eine nach NHB bereits ausgeführte sekundärseitige Druckentlastung oder durch ein überdruckansprechendes Dampferzeuger-Sicherheitsventil (DE-SiV), ein Bypass aus dem Primärkreis über die Sekundärseite zur Umgebung gegeben. In den Handbüchern für mitigative Notfallmaßnahmen (HMN) für DWR-Anlagen ist für diesen Fall eine Strategie vorgesehen, die unter Anderem das Auffüllen des de-

fekten Dampferzeugers vorsieht, welches in erster Linie zur Rückhaltung von Radionukliden dient. Ferner kann hierüber die Primärseite mit Wasser bespeist sein, sollte eine PDE im Rahmen dieser Strategie Erfolg haben. Die oben genannte Erweiterung des Spektrums besteht daher in der Implementierung von HMN-Maßnahmen für DWR-Anlagen, wobei ebenfalls Variationen unsicherer Parameter vorgesehen sind.

Behandlung von gasförmigen Iodfreisetzungen

Die mögliche Auswirkung der Freisetzung gasförmiger Iodspezies ist z. B. in einer PSA der Stufe 2 /GRS-175, Tabelle 6.11/ dargestellt (siehe /GRS 01/). Während bei gefilterten Druckentlastungen z. B. von dem aerosolförmigen Cäsium nur ein Anteil von etwa 10^{-6} in die Umgebung freigesetzt wird, ist dies beim gasförmigen Iod etwa zwei Größenordnungen höher, was ausschließlich auf gasförmige Spezies zurückzuführen ist. Diese Ergebnisse stammen etwa aus dem Jahr 2000, beruhen auf sehr groben Abschätzungen und sind daher mit großen Unsicherheiten behaftet.

International sind einige Anstrengungen in Hinsicht auf die Iodthematik unternommen worden, insbesondere sind hierbei die PHEBUS-FP-Experimente zu nennen (siehe /IRN 15/), bei denen neben der Chemie im Reaktorkühlkreislauf auch jene im Reaktorsumpf analysiert worden ist, wobei Iod z. B. zu organischem Methyljodid reagiert und später durch Radiolyse wieder zersetzt werden kann. Ferner wurde insbesondere zwischen 2005 und 2012 im Rahmen des CHIP-Experimentalprogramms die Reaktionskinetik genauer beleuchtet, welches sich in entsprechenden Rechenprogrammen (insbesondere ASTEC) niederschlägt, sich jedoch auf den Reaktorkühlkreislauf konzentriert.

Innerhalb des MELCOR-Programmpakets existiert ebenfalls ein Modul, welches Iodchemie zum Inhalt hat, welches Radiolyse und chemische Reaktionen an Oberflächen und im Reaktorsumpf berücksichtigt. Dieses Modul weist jedoch grundsätzliche Schwächen auf, wie in /HOR 10/ als Massebilanzfehler gezeigt ist. Aus diesem Grunde ist das Modell von der GRS bisher nicht verwendet worden.

In der GRS sind weitere Bewertungen vorgenommen worden, die z. B. in /GRS 14/ beschrieben sind, und im Wesentlichen die Fähigkeiten der aktuellen Codes wie MELCOR und ASTEC in Hinsicht auf Experimente zum Inhalt hatten. Für MELCOR werden dabei Analysen zitiert, die erhebliche Defizite des Modells zeigen. Dabei wurden qualitativ die Unsicherheiten der Modelle zum Iodverhalten als zu groß bewertet, eine quantitative

Bewertung des Modells konnte aufgrund des hohen Aufwands nicht durchgeführt werden.

Inzwischen ist das in der GRS entwickelte Rechenprogramm COCOSYS, das die Vorgänge (Iod-Transport und Verhalten) im Sicherheitsbehälter modelliert, weiterentwickelt worden. Das zu Grunde liegende Modell wird AIM-3 (**A**dvanced **I**odine **M**odel) genannt (siehe /COC 20/) und basiert in der aktuellen Aufbaustufe auch auf Erkenntnissen aus den THAI-Experimenten (**T**hermalhydraulics, **H**ydrogen, **A**erosols and **I**odine Project). Die wesentlichen Erweiterungen beinhalten z. B die I₂-Wechselwirkungen mit Farbanstrichen und Stahl, Freisetzung von organischem Iod von Farbanstrichen in Gas- und Wasserphase und I₂-Ozon-Wechselwirkung und Aerosol-Verhalten von IO₃-Spezies.

Da COCOSYS bzw. AIM den Stand von Wissenschaft und Technik gewissermaßen inkorporiert, ist der Code für dieses Vorhaben die Referenz. Aus diesem Grunde soll im Folgenden eine kurze Übersicht über die Eigenschaften der iodrelevanten Chemie gegeben werden.

AIM berücksichtigt 53 chemische Reaktionen und 18 physikalische Prozesse für 27 Iodspezies und 16 Spezies, die kein Iod enthalten. Diese Spezies können in der Wasser- oder Gasphase vorhanden sein, auf in eine Wasservorlage eingetauchte Oberfläche oder auf Oberflächen abgelagert werden, die zur Gasphase einer Zone Kontakt haben. Ferner können sie als Aerosol vorliegen. Der Transport findet dabei zwischen Kompartments statt, die eine Zusammenfassung der thermohydraulischen Zonen in COCOSYS sind.

Auf Oberflächen abgelagerte Radionuklide können physisorbiert oder auch chemisorbiert werden. Ersterer Effekt stellt eine eher schwache Bindung der Radionuklide mit dem Substrat dar, letztere eine starke Bindung, welche mit einer chemischen Reaktion mit dem Substrat verbunden sein kann.

Insbesondere die Farbanstriche auf dem Sicherheitsbehälter auch im Reaktorsumpfbereich sind hierbei zu nennen. AIM-3 berücksichtigt dabei die Ablagerung von Spezies in der Wasserphase auf die Oberfläche (I₂, I⁻) und auch deren Resuspension, welche ebenfalls durch Radiolyse induziert werden kann (siehe Kapitel 9.5.2.2.5 bzw. Gleichung 9.47 bis 9.53 in /COC 20/).

Sollte sich I_2 auf Oberflächen mit Farbanstrich ablagern, so kann es im Falle trockener Oberflächen zur Chemisorption kommen, im Falle nasser Oberflächen wird zusätzlich zu diesem Phänomen ein Teil abgewaschen und in den Sumpf verlagert (siehe Kapitel 9.5.2.3.3 bzw. Gleichung 9.62 bis 66 in /COC 20/). Eine Wiederfreisetzung kann rein thermisch sein oder durch Strahlung induziert sein, wobei Organiod freigesetzt wird (siehe Kapitel 9.5.2.3.3 bzw. Gleichung 9.67 bis 70 in /COC 20/).

Im Falle einer Ablagerung von I_2 auf trockenen Stahloberflächen findet eine Physisorption statt, gefolgt von einer Chemisorption, die langsamer abläuft, wodurch sich FeI_2 bildet. Sollte Sauerstoff in der Atmosphäre anwesend sein, kann es zu einer Oxidation kommen, welches zu einer starken Bindung des Iods im Stahl führt. Während des Prozesses kann I_2 auch wieder freigesetzt werden, jedoch nicht aus der oxidierten Spezies. Im Falle von nassen Oberflächen wird ein Abwaschen von Iod und eine Hydrolyse berücksichtigt. Dabei wird wasserlösliches FeI_2 gebildet (siehe Kapitel 9.5.2.3.4 bzw. Gleichung 9.71 bis 9.75 in /COC 20/).

Auch findet eine Ablagerung, Abwaschen, Wiedermobilisierung auf unbehandelten Betonoberflächen statt (siehe Kapitel 9.5.2.3.5 bzw. Gleichung 9.78 bis 9.79 in /COC 20/).

Ferner können sich Aerosole wie CsI oder AgI auf Oberflächen ablagern, wobei es jedoch nicht zu einer Iodchemie kommt. Sowohl physisorbierte, chemisorbierte oder als Aerosol abgelagerte Radionuklide können von den Substraten abgewaschen werden, wobei die chemisorbierte Spezies als umgewandelte Spezies freigesetzt wird.

Eine der wesentlichen iodrelevanten Reaktionen ist die Hydrolyse von I_2 in Wasser (siehe Kapitel 9.5.2.2.1 bzw. Gleichungen 9.28, 9.33 in /COC 20/). Hierbei wird I_2 über HOI (1. Schritt) in IO_3^- umgewandelt (2. Schritt). Die Konstanten für die Reaktionsgeschwindigkeiten sind dabei vom pH-Wert abhängig. Das ebenfalls im Schritt 1 erzeugte I -Radikal kann an Sauerstoff wieder zu I_2 oxidieren.

Eine insbesondere in einem Kernkraftwerk relevante Größe ist das γ -Strahlungsfeld, das Einfluss auf die Chemie nimmt. So können zwei I -Radikale unter Strahlungseinfluss wieder I_2 bilden (siehe Kapitel 9.5.2.2.2 bzw. Gleichung 9.36 in /COC 20/). Ebenfalls kann Iodat (IO_3^-) unter Strahlungseinfluss wieder I_2 bilden (siehe Kapitel 9.5.2.2.2 bzw. Gleichung 9.37 in /COC 20/). Ferner kann I_2 durch Strahlung in zwei Radikale aufgespalten werden (Rückreaktion von Gl. 9.36, Radiolyse).

Für einen abschmelzenden Kern eines Kernreaktors, der u. a. durch das Absorbermaterial Silber gesteuert wird, ist ebenfalls der Einfluss eben dieses Elementes auf die Iodchemie relevant. So bildet Ag mit I im Sumpfwasser das schwerlösliche AgI, welches eine effektive Senke für Iod darstellt (siehe Kapitel 9.5.2.2.3 bzw. Gleichung 9.38, 39, 40, 41 in /COC 20/). Auch AgI kann durch Strahlung (Radiolyse) wieder in Silber und Iod zerlegt werden, welches in AIM-3 jedoch noch nicht berücksichtigt ist (siehe Kapitel 9.5.2.2.3 bzw. Gleichung 9.41 in /COC 20/).

Auch organisches Iod kann durch diverse Reaktionen erzeugt werden. So kann I_2 oder HOI mit organischen Resten RI (z. B. CH_3I) bilden (siehe Kapitel 9.5.2.2.4 bzw. Gleichungen 9.42/43 in /COC 20/). Organiod kann dann wieder durch Hydrolyse wie auch Radiolyse aufgespalten werden (siehe Kapitel 9.5.2.2.4 bzw. Gleichungen 9.44/45 in /COC 20/).

In der SHB-Atmosphäre wird in AIM-3 der Strahlungseinfluss auf die Reaktionspartner von Iod berücksichtigt. So kommt es im Strahlungsfeld zur Bildung von Ozon, das mit Iod zu Iodataerosolen reagiert (siehe Kapitel 9.5.2.3.1 bzw. Gleichung 9.59/60 in /COC 20/).

Organiod kann in der Atmosphäre wieder zu I_2 reagieren (siehe Kapitel 9.5.2.3.2 bzw. Gleichung 9.61 in /COC 20/).

AIM korrespondiert dabei mit dem Aerosolkernel AERIKA (**A**erosolverhalten in **k**onden-sierender **A**tmosphäre), der das Aerosolverhalten der Aerosoltypen von AIM (I^- , IO_3^- , AgI, Ag) abbildet (siehe Kapitel 9.5.4 in /COC 20/).

Da der pH-Wert eine zentrale Rolle in den chemischen Reaktionen im Sumpf eines Kompartments darstellt, sind die entsprechenden Einflussfaktoren ebenfalls relevant. Ein solcher ist neben $Ca(OH)_2$ oder CO_2 typischerweise die Borsäure, mit der das Kühlmittel in den Flutbecken oder auch im Reaktorkühlkreislauf (in den Flutbecken konstant, in RKL abnehmend mit fortschreitender Lage im Brennstoffzyklus) versetzt ist. Eine Eingabe für Bor im Kühlmittel ist nicht möglich, jedoch eine Einspeisung, die mit einer Einspeisung des Kühlmittels stattfinden kann, welches dem Anwender COCOSYSs obliegt (siehe Kapitel 9.5.7 in /COC 20/).

4 Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Ertüchtigung des MELCOR Datensatzes (AP 3.1)

In zahlreichen Vorhaben der GRS wurden Analysen mit MELCOR für unterschiedliche Fragestellungen, unterschiedliche Reaktorkonzepte und mit verschiedenen MELCOR-Versionen durchgeführt. Eine erste Aufgabe des Vorhabens besteht darin, diese Analysen zusammenzustellen und daraufhin zu prüfen, inwieweit sie als Basis für dieses Vorhaben verwendet werden können. Hierzu zählt sowohl die Prüfung der jeweiligen Datenbasis als auch der damit erzielten Analyseergebnissen, bei denen Notfallmaßnahmen berücksichtigt wurden.

4.1 Rechenwerkzeug MELCOR

Die Simulationen der Unfallabläufe werden mit dem Integral-Code MELCOR durchgeführt. Der Begriff „integral“ steht hierbei für die Fähigkeit des Codes, ein Spektrum von Phänomenen abbilden zu können, das von der Thermohydraulik über die Schmelze-Beton-Wechselwirkung bis hin zur Radionuklidfreisetzung reicht.

Um dieses Spektrum abzudecken verfügt MELCOR über verschiedene Pakete, welche für die unterschiedlichen physikalischen Bereiche zuständig sind. So ist beispielsweise das CVH-Paket (**control volume hydrodynamics**) für die Thermohydraulik im RKL und SHB zuständig oder das RN-Paket (**radio nuclide**) für das Verhalten der Radionuklide in den Raumbereichen einer kerntechnischen Einrichtung. Hierzu gehört z. B. das Transport- oder Ablagerungsverhalten der Aerosole im Sicherheitsbehälter. Diese Pakete beinhalten die physikalische Modellierung, die im Wesentlichen dem Entwickler der Software obliegt. Daneben ist ein Eingabedatensatz zu erstellen, der die Anlage abbildet, in der ein Unfall simuliert werden soll. Dies obliegt ersichtlicherweise dem Anwender, welchem hierzu Gegenstände zur Verfügung stehen wie Kontrollvolumen, Strömungspfade und Wärmestrukturen. Für die Abbildung des Kerns sind andere Einträge vorzusehen.

Eine genaue Beschreibung MELCORs ist in /HUM 17/ und in zusammengefasster Form in /GRS 15a/ gegeben. Ebenfalls ist in /GRS 15a/ eine genaue Beschreibung des Eingabedatensatzes gegeben, da dieser im dazugehörigen Vorhaben 3612R01361 wesentliche Erweiterungen erfahren hat. Im Folgenden sollen daher lediglich die essentiellen Änderungen wiedergegeben werden, zunächst auf Seiten des Rechenprogramms.

4.1.1 Resuspensionsmodell

MELCOR berücksichtigt die Ablagerung von Radionukliden durch verschiedene Effekte. Zu diesen gehören das einfache Niederrieseln von Aerosolen, Diffusion zu Oberflächen hin, Thermophorese (Brown'scher Prozess, in dem Teilchen zu Bereichen wandern, in denen die Temperatur geringer ist) und Diffusiophorese (Ablagerung durch Kondensation von Dampf auf Oberflächen). In früheren MELCOR-Versionen verblieben diese Aerosole auf den Strukturen, es sei denn sie sind durch Wasserfilm gelöst worden. Vom Programm unberücksichtigt verblieb dabei, dass Aerosole jedoch ebenfalls durch Gasströmungen wiedermobilisiert werden können. Diesem Effekt kann ein großer Einfluss auf die Rückhaltefähigkeit des Sicherheitsbehälters eingeräumt werden.

Das MELCOR-Modell, das in /SAN 15/ beschrieben ist, berechnet eine Mobilisierung des abgelagerten Aerosols, falls folgende Bedingung erfüllt ist:

$$F_{\text{aerodyn.}} > F_{\text{adhäsiv}} \quad (4.1)$$

$F_{\text{aerodyn.}}$ steht dabei für die aerodynamische Kraft, die auf das Aerosol wirkt und $F_{\text{adhäsiv}}$ steht für die Kraft mit der das Teilchen an der Oberfläche haftet. Die aerodynamische Kraft wird mit der Auftriebskraft identifiziert und mit folgendem Ausdruck präzisiert:

$$F_{\text{aerodyn.}} = F_{\text{Auftrieb}} = \alpha \cdot A_T \cdot \tau_W \quad (4.2)$$

Die Größe α wird als Führungsfaktor bezeichnet und inkorporiert einige Effekte wie Auftrieb, Zug und Drehmoment. A_T steht für die Querschnittsfläche des Teilchens und τ_W für die Wandschubspannung, der das Teilchen ausgesetzt ist.

Für die Adhäsionskraft wird folgender Ansatz verwendet:

$$F_{\text{adhäsiv}} = \beta \cdot \left(\frac{d_T}{\varepsilon} \right) \quad (4.3)$$

d_T steht für den Durchmesser des Teilchens und ε für die gemittelte Oberflächenrauigkeit. Der Führungsfaktor β hängt von der Paarung der Materialien ab und stellt eine relativ unsichere Größe dar. Werden nun beide Kräfte aus Gleichung (4.1) gleichgesetzt und das Teilchen als kugelförmig angenommen ($A_T = d_T^2 \cdot \frac{\pi}{4}$) verwendet, lässt sich ein kritischer Durchmesser bestimmen, ab dem ein Teilchen mobilisiert wird, das sich auf einer Struktur abgesetzt hat:

$$d_T^{\text{krit}} = 4 \frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{1}{\pi \cdot \varepsilon \cdot \tau_W} \quad (4.4)$$

Für die Wandschubspannung wird nach /SAN 15/ der folgende Ausdruck verwendet:

$$\tau_W = \frac{1}{2} f \cdot \rho \cdot v^2 \quad (4.5)$$

v steht dabei für die Strömungsgeschwindigkeit, ρ für die Dichte des Mediums. Es zeigt sich, dass die Wandschubspannung gemäß Gleichung (4.5) proportional zum dynamischen Druck (Staudruck) ist, wobei der Proportionalitätsfaktor mit f bezeichnet ist und einen Reibungsfaktor darstellt und mit $f = \frac{\gamma}{\text{Re}^{\frac{1}{4}}}$ berechnet wird. Re ist dabei die Reynoldszahl, die über den Ausdruck $\text{Re} = \frac{\rho \cdot D \cdot v}{\mu}$ berechnet wird, wobei μ die dynamische Viskosität darstellt, D den hydraulischen Durchmesser, v die Strömungsgeschwindigkeit und ρ die Dichte des Mediums. In Gleichung (4.4) eingesetzt, ergibt sich:

$$d_T^{\text{krit}} = \left(\frac{8 \cdot \beta}{\alpha \cdot \gamma \cdot \pi \cdot \varepsilon} \right)^{\frac{4}{3}} \cdot \mu^{\frac{1}{3}} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot v^{-\frac{7}{3}} \quad (4.6)$$

Gleichung (4.6) zeigt nun den kritischen Durchmesser, ab dem ein abgelagertes Teilchen wiedermobilisiert wird. Die Abhängigkeit von der Gasgeschwindigkeit ist in Abb. 4.1 gezeigt.

In /SAN 15/ sind mehrere Resuspensionsansätze aufgezeigt, jedoch wird das Fazit gezogen, dass die experimentellen Ergebnisse kein kompliziertes Modell erlauben und das obige genug freie Parameter beinhaltet, um den experimentellen Ergebnissen zu entsprechen. Dies ist anhand der STORM-Versuche geschehen und, wie es in Abb. 4.2 zu erkennen ist, entspricht die Vorhersage recht gut den experimentellen Daten. Da dieses Modell zum ersten Male in einer Unfallanalyse zum Einsatz kommt, wird in den in Kapitel 4.2 gezeigten Unfallbeschreibungen eine Bewertung dieses Modells anhand der abgelagerten Aerosolmassen in der modellierten Anlage bewertet.

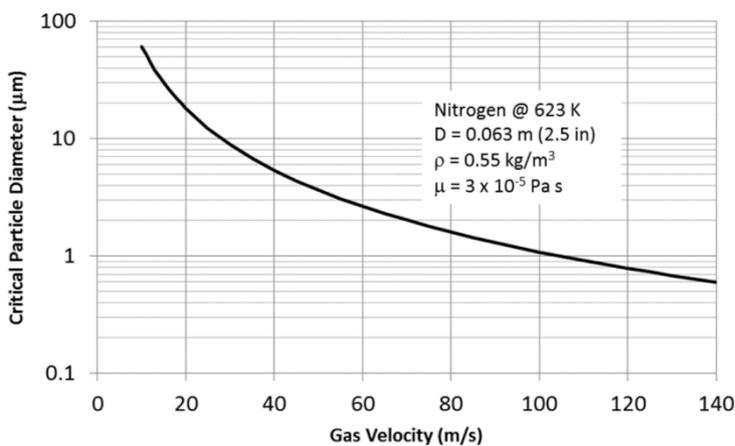


Abb. 4.1 Änderung des „kritischen Durchmessers“ mit der Gasgeschwindigkeit, /SAN 15/

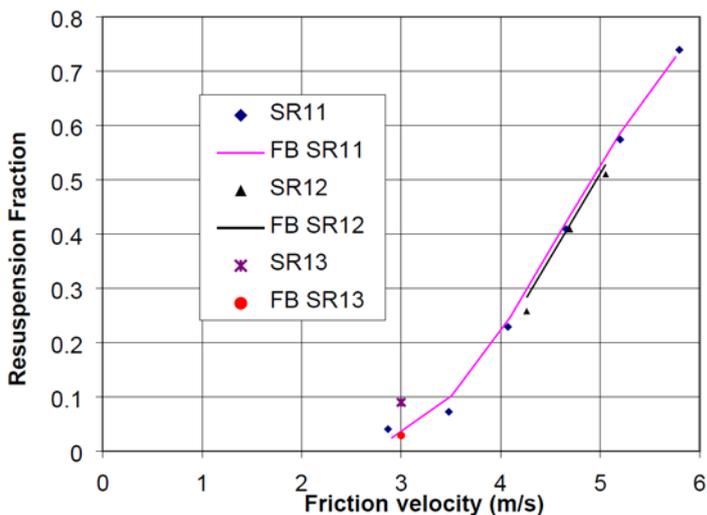


Abb. 4.2 Anteil resuspendierter Teilchen, Vergleich Modelle mit STORM-Experimenten (Log-Normalverteilung angenommen), /SAN 15/

4.1.2 Cavity-Modellierung

Die Cavity ist der Bereich, in dem die Schmelze-Beton-Wechselwirkung stattfindet. Die physikalische Abbildung in MELCOR wird dabei von dem CAV-Paket übernommen. Dem Anwender obliegt die Ausgestaltung, also deren Anordnung und Dimension, sowie die Wahl einiger weiterer Parameter.

Der Eingabedatensatz der DWR-Referenzanlage ist zunächst mit einem Ein-Cavity-Modell ausgestattet gewesen. Diese hat in der Reaktorgrube bestanden, die sich unterhalb des Reaktordruckbehälters befindet und somit nach dessen Versagen die Schmelze aus diesem zunächst aufnimmt. Die Geometrie der Reaktorgrube wird dabei von dem biologischen Schild bestimmt, der eine Stärke von $d_{BS}(z)$ besitzt. Im Allgemeinen ist diese Stärke von der Höhenkoordinate z abhängig.

Dieses Ein-Cavity-Modell besaß bereits die Fähigkeit, ab einer gewissen Erosion des Betons, einen Wasserzutritt aus dem Reaktorsumpf zu berücksichtigen, so dass eine gewisse Kühlung der Schmelze gegeben war. Tatsächlich wird die Schmelze nach Versagen des biologischen Schildes in den Bereich übertragen, der sich zwischen biologischem Schild und Tragschild befindet, welcher im Folgenden als „Spalt“ bezeichnet werden soll. Der Tragschild kann die Schmelze trotz seiner erheblichen Stärke nicht zurückhalten, da in dessen unterem Bereich acht Überströmklappen vorhanden sind, die einem Schmelzeangriff nicht standhalten können. Somit wird Schmelze sehr schnell nicht nur in den Spalt übertragen, sondern auch durch die Überströmklappen in den Reaktorsumpf. Dort ist in einem Unfallszenario typischerweise eine erhebliche Menge an Wasser gegeben, die die Schmelze, die sich zudem auf eine relativ große Bodenfläche verteilt, effektiv zu kühlen vermag. Dies hat mehrerlei zur Folge. Zunächst erstarrt die Schmelze durch die Kühlung. Ferner wird durch die Kühlung jedoch auch das Sumpfwasser geheizt, so dass es schließlich verdampft und den Druckaufbau im Sicherheitsbehälter treibt. Die Erstarrung der Schmelze führt jedoch auch dazu, dass die Radionuklide, die in dieser vorhanden sind, dort eingeschlossen sind und nicht freigesetzt werden können. Dies ist solange der Fall, wie ausreichend Wasser im Reaktorsumpf vorhanden ist. Daneben ist zu bedenken, dass mit dem Übertrag von Schmelze von der Reaktorgrube dort nicht nur ein Verlust von Masse, sondern auch von Nachzerfallsleistung stattfindet, so dass die dortige Erosion deutlich verlangsamt wird im Vergleich zu einem Ein-Cavity-Modell. Der Spalt ist aufgrund seiner begrenzten Dimension in dieser Betrachtung von untergeordneter Bedeutung.

Die wesentliche Modellerweiterung von einem Ein-Cavity-Modell (Reaktorgrube) in ein Drei-Cavity-Modell (Reaktorgrube, Spalt, Reaktorsumpf) hat im Rahmen der Arbeiten zum Vorhaben 3612R01361 (siehe /GRS 15/) stattgefunden. Eine schematische Darstellung ist in Abb. 4.3 gegeben. $\Delta h_{\text{Spalt}}^{\text{Sumpf}}$ stellt dabei die Stufe zwischen dem Spalt-Boden und der Unterkante der Überströmklappen dar, d_{bS} die Stärke des biologischen Schildes (bS) und Δh_{RG} die vertikale Betonstärke der Reaktorgrube (RG). Letztere bezieht sich auf den Grubenboden und der Tiefe, in der die Lüftungsspinne eingelassen ist. Diese verbindet diesen Bereich im Fundamentbeton mit dem Spaltvolumen und dem Sumpf. Die hiermit im Spalt und Sumpf verbundenen vertikalen Lüftungsschächte würden im Falle eines Kontaktes mit einer Schmelze schnell versagen, so dass sie vernachlässigt werden können. Dies bedeutet, dass falls die Schmelze die Lüftungsspinne erreicht, Schmelze aufgrund des Prinzips der korrespondierenden Röhren instantan in Spalt und Sumpf übertragen würde.

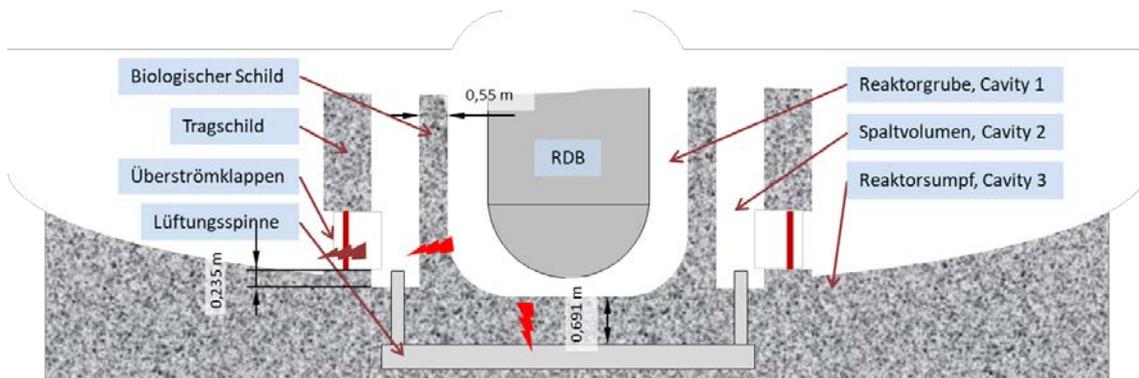


Abb. 4.3 Schematische Darstellung des Cavity-Arrangements

Eine als signifikant angesehene Limitierung des Modells hat in einer Eigenschaft der Übertragungshöhe $h_{\text{Vers.}}$ bestanden. Diese Größe ist jener Wert auf der Höhenachse, bei der alle Schmelze, die sich darüber befindet, in die nachgelagerte Cavity übertragen wird. Somit ist diese Höhe jener unterster Punkt eines Durchbruchs der vorgelagerten Cavity. Aus diesem Grunde ist diese Größe $h_{\text{Vers.}}$ mit „Vers.“ für „Versagen“ indiziert. Die limitierende Eigenschaft der Übertragungshöhe $h_{\text{Vers.}}$ des alten Drei-Cavity-Modells hat nun darin bestanden, dass sie konstant gewesen ist. Dies ist daher eine Einschränkung, da zunächst nicht bekannt ist, an welchem Punkt der biologische Schild versagt. Ferner findet auch nach dem Versagen weiterhin eine Schmelze-Beton-Wechselwirkung statt, so dass sich die Übertragungshöhe nach unten hin verlagern kann. Im Vorhaben 3614S60033 („Ergänzung der Quelltermdatenbank des Entscheidungshilfesystems RODOS für Freisetzungen aus Brennelement-Lagerbecken in Kernkraftwerken“, siehe

/GRS 17/) ist nun ein Modell entwickelt worden, das diese Umstände berücksichtigt, wobei sich die Implementierung auf das Brennelementlagerbecken (BELB) beschränkt hat. Die genannte Berücksichtigung ist möglich gewesen, da das Cavity-Modell in MELCOR die Kontur der erodierten Cavity berechnet. Hierzu wird die Verlagerung von sog. Körperpunkten in einer Ebene berechnet. Die Einschränkung in der Dimension ist als Resultat der angenommenen Axialsymmetrie anzusehen. Die Verlagerung findet dabei an den Strahlen eines Strahlensystems statt, welches durch einen Ursprung und die ursprünglichen Geometrie der Cavity bestimmt wird. Die Körperpunkte werden dabei auf den Boden, den Eckradius und der vertikalen Wand des flachen Zylinders verteilt und mit einem Ursprung in der Höhe z_0 verbunden. Die Höhe z_0 und die Verteilung auf die genannten Bereiche der Cavity obliegt dem Anwender und ist frei wählbar. Die Verlagerung des Körperpunktes findet dabei gemäß den Ausführungen in /HUM 17a/ (CAV-RM-17) senkrecht zur aktuellen Oberfläche des Betons statt. In einem nächsten Schritt wird der Körperpunkt auf den ursprünglichen Strahl zurückverlagert, so dass die Höhe z_0 den Erosionsverlauf maßgeblich mitbestimmt. In dem alten Drei-Cavity-Modell ist diese recht tief gewählt gewesen, so dass die Erosion in radiale Richtung dominierte. Auch diese Höhe ist neu bestimmt worden und liegt nun deutlich höher. Da nur rudimentäre Empfehlungen für die Wahl dieses Parameters existieren, wird dieser Parameter bei künftigen Sensitivitätsanalysen als unsicherer Parameter behandelt (wie z. B. im Vorhaben RS1556 vorgesehen).

Diese erodierte Cavity-Kontur wird nun mit der ursprünglichen, äußeren verglichen. Spätestens zu dem Zeitpunkt, an dem die Erosion letztere erreicht, ist ein Durchbruch gegeben. Dies mag zwar ein wenig zuvor gegeben sein, da ein Restbeton auch dem Druck der metallischen oder leicht oxidischen Schmelze, die eine erhebliche Dichte $\rho_{\text{Schmelze}} \sim 5300 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ besitzt, standzuhalten hat. Da jedoch hierzu keine Untersuchung vorliegt, ist die Außenkontur direkt maßgeblich für das Versagen der Cavity. Die Kontur, ab der der Beton versagt, wird im Folgenden auch „kritische Betongrenze“ genannt.

Da das Problem, wie bereits erwähnt, axialsymmetrisch ist, liegt die Kontur in der Ebene. Auf der Linie der Außenkontur existiert eine feste Zuordnung zwischen dem Radius und der entsprechenden Höhe $r_{\text{AK}}(z)$ („AK“ für Außenkontur). Für die Prüfung, ob die Cavity versagt, genügt nun, zu prüfen, ob die Erosion an den verschiedenen Körperpunkten (KP) i den lokalen Außenkonturradius $r_{\text{AK}}(z_{\text{KPi}})$ erreicht hat. Also ist ein Versagen anzunehmen, falls gilt $r_{\text{KPi}} \geq r_{\text{AK}}(z_{\text{KPi}})$.

Ist dies zu einem beliebigen Zeitpunkt t_p für eine Menge an Körperpunkten J gegeben, so gilt für die Übertragungshöhe: $h_{\text{Vers.}}(t_p) = \min_j(z_{\text{KP}j})$ mit $r_{\text{KP}j} \geq r_{\text{AK}}(z_{\text{KP}j})$, da die Schmelze bis auf den tiefsten Punkt des Durchbruchs abfällt, wobei das Material in die nachgelagerte Cavity übertragen wird. Zunächst wird das Versagenskriterium lediglich von einem Körperpunkt erreicht, jedoch kann die weiterlaufende Erosion auch andere Körperpunkte an die Versagensgrenze befördern, so dass der Durchbruch wächst. Mit dem beschriebenen Modell wird die Kontur ständig auf die Lage in Bezug zur Versagenskontur geprüft, weswegen dieses Modell als „Konturverfolgung“ bezeichnet werden soll. Dieses Modell ist erstmals in Vorhaben RS1556 („Vervollständigung von Methoden und Werkzeugen für Probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA)“) in die Cavity der Reaktorgrube implementiert worden, ursprünglich ist es für die Analysen von BE-Schäden im BELB (Vorhaben 3614S60033 „Ergänzung der Quelltermdatenbank des Entscheidungshilfesystems RODOS für Freisetzungen aus Brennelement-Lagerbecken in Kernkraftwerken“, siehe /GRS 17/) entwickelt worden. Die Geometrie der Grube ist bestimmt durch einen zylindrischen Teil und zwei kegelstumpfförmige Teile im unteren Bereich. Das Cavity-Modell gewährt jedoch lediglich einen Zylinder mit flachem Boden und unterem Eckradius. Daher liegt es nahe, dass sich der Eckradius an die Kegelstümpfe anschmiegt. Dies ist dadurch bewerkstelligt worden, indem in der Querschnittsfläche die Senkrechten der Kegelstümpfe bestimmt worden sind. Der Schnittpunkt dieser Senkrechten ist Ursprung des Eckradius.

Im Zuge der Überarbeitung sind ebenfalls die Längen des Bodens, des Eckradius und der vertikalen Wand bestimmt worden. Mit Hilfe dieser Längen sind die Anzahlen für die Körperpunkte in diesen Bereichen derart gewählt worden, so dass die Abstände zwischen den Körperpunkten auf der ursprünglichen Kontur gleich sind. Die Forderung ist also, dass der Abstand d zwischen den Körperpunkten konstant ist: $d_i = d \forall i \in \{\text{Boden, Ecke, Wand}\}$. Für den Abstand gilt trivialerweise: $d_i = \frac{l_i}{n_{\text{KP}}^i}$ wobei l_i die gesamte Länge der Kontur des Bereichs i ist und n_{KP}^i die zugehörige Anzahl an Körperpunkten. Aus $d_i = d = \frac{l_i}{n_{\text{KP}}^i}$ folgt für diese Anzahl: $n_{\text{KP}}^i = \frac{l_i}{d}$. Der Abstand lässt sich aus der Gesamtanzahl der Körperpunkte berechnen, welcher das Maximum von $n_{\text{KP}}^{\text{ges}} = 100$ darstellen soll, und der Gesamtlänge der relevanten Kontur $l_{\text{ges}} = \sum_i l_i$: $d = \frac{l_{\text{ges}}}{n_{\text{KP}}^{\text{ges}}}$. Die initiale Kontur des Betons in der Reaktorgrube ist in Abb. 4.4 zu erkennen.

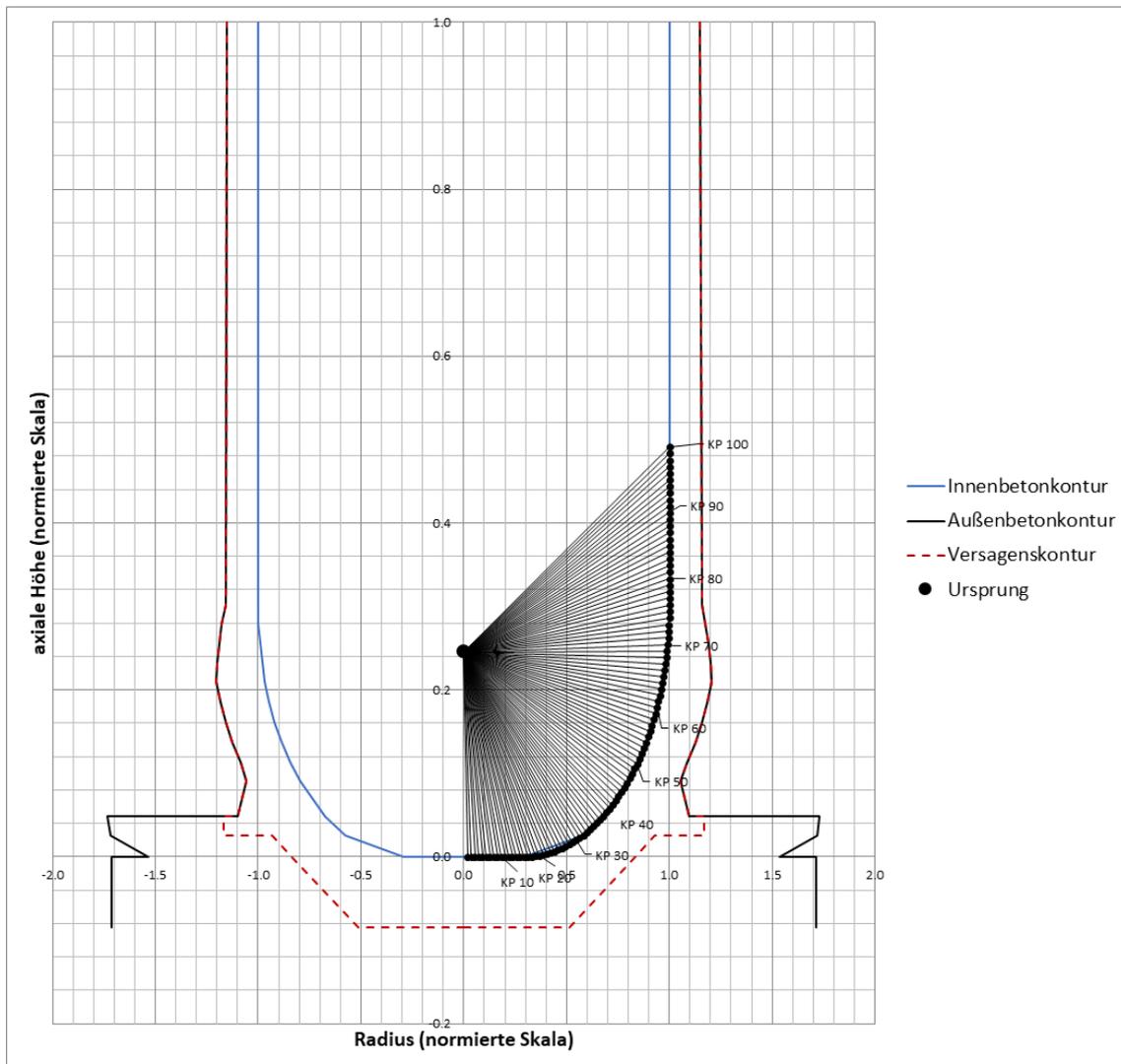


Abb. 4.4 Innere und äußere Betonkontur des biologischen Schildes (bildet die Reaktorgrube)

Das beschriebene Modell der Konturverfolgung ist lediglich auf die Reaktorgrube angewendet, da nicht davon ausgegangen worden ist, dass die nachfolgenden Cavities in einem ausreichenden Maße zu erodieren imstande sind, um die Betonumgebung zu durchdringen. Dies basierte auf der Erfahrung, dass die Ausbreitung der Schmelze bei Anwesenheit einer substantiellen Menge an Wasser im Sumpf zu einer effektiven Kühlung der Schmelze führt. Erst nach vollständiger Verzehrung des Wasserinventars kann sich die Schmelze aufgrund der intrinsischen nuklearen Heizung durch die eingeschlossenen Radionuklide aufheizen. Ab einer gewissen Temperatur kann es dann auch dort wieder zu einer Erosion kommen. Auch für die Spalt- bzw. Sumpf-Cavity hat eine Revision gegenüber dem Modell, das im Vorhaben 3612R01361 erstellt worden war, stattgefunden, woraufhin einige Werte wie die Bodenfläche der Sumpf-Cavity geändert worden

sind. Im Falle dieses Beispiels ist der Wert der Bodenfläche ein wenig verringert worden. Dies begünstigt ein frühes Wiedereinsetzen der Erosion, da die spezifische Leistung, also jene bezogen auf die Bodenfläche, größer wird mit verringerter Bodenfläche. Eine anfängliche Anfangserosion nach Übertrag von der Reaktorgrube in die Sumpf-Cavity findet aufgrund der hohen Temperatur der Schmelze statt. Innerhalb kurzer Zeit wird die Schmelze abgekühlt. Ein gewisses Maß an Speicherwärme wird dabei abgebaut, welches zu der besagten anfänglichen Erosion führt.

4.1.3 Druckspeicher-Modellierung

Die Modellierung der Druckspeicher ist einer grundlegenden Revision unterzogen worden. Zuvor ist ein einfaches parametrisches Modell der Einspeisung gegeben gewesen. Dieses sah eine Einspeisung gemäß einer adiabatischen Expansion des Stickstoffpolsters im oberen Bereich des Druckspeichers vor. Zwar ist auch in diesem Modell eine Begrenzung des Inventars berücksichtigt worden, jedoch ist der Druck des Gaspolsters im Falle einer teilweisen Einspeisung konstant geblieben, falls es zu einer Unterbrechung der Einspeisung kam. Tatsächlich würde das erkaltete Gas Wärme durch die Stahlwand des Druckspeichers aus dem SHB aufnehmen. Die adiabatische Expansion ist im Falle einer schnellen Expansion in guter Näherung gegeben, welches bei einem großen Leck gültig ist. Eine sehr langsame Einspeisung kann im Tippbetrieb während des Nichtleistungsbetriebes auftreten. Beide dargestellten Fälle stellen Grenzen des Betriebes dar. Die Unterschiede zwischen diesen Grenzfällen sollen als Ergebnis kurz dargestellt werden, eine genauere Behandlung bzw. Herleitung der Endausdrücke ist in Anhang A.2 gegeben. Für die rein adiabate Zustandsänderung ergibt sich der folgende Ausdruck:

$$\left. \frac{p}{p_0} \right|_{\text{adiabat}} = \left(\frac{V_0}{V} \right)^{1 + \frac{R}{c_v}} \quad (4.7)$$

p bzw. p_0 sind der aktuelle Druck während der Expansion bzw. der Anfangsdruck. V und V_0 sind die entsprechenden Gasvolumina, R ist die Gaskonstante und c_v die spezifische Wärmekapazität des Gases bei konstantem Volumen.

Für die Berechnung der isothermen Zustandsänderung soll wieder der erste Hauptsatz betrachtet werden, wobei für die Temperaturänderung $dT = 0$ gilt:

$$\left. \frac{p}{p_0} \right|_{\text{isotherm}} = \frac{V_0}{V} \quad (4.8)$$

Wird nun Gleichung (4.8) mit (4.7) verglichen, so fällt auf, dass der Exponent in Gleichung (4.7) um $\frac{R}{c_V}$ größer ist. Dies bedeutet, dass das Druckverhältnis in einer adiabaten Zustandsänderung um $\left(\frac{V}{V_0}\right)^{\frac{R}{c_V}}$ stärker sinkt mit wachsendem Volumen.

Je nach Szenario mögen beliebige Zwischenzustände in Erscheinung treten. Hierfür ist jedoch das parametrische Modell nicht geeignet. Aus diesem Grunde sind nun die Druckspeicher mit den Gegenständen modelliert worden, die MELCOR zur Verfügung stellt, welche in Kontrollvolumina, Wärmestrukturen und Strömungspfade bestehen. Mit Hilfe dieser Gegenstände sind kalt- und heißseitige Druckspeicher modelliert worden, wobei auf einen entsprechenden Anfangsdruck von $p_{\text{ini}}^{\text{DS}} = 2,6 \cdot 10^6$ Pa geachtet worden ist. Da der vorliegende Datensatz ein solcher ist, der zwei modellierte Kühlmittelschleifen beinhaltet, sind insgesamt vier Druckspeicher modelliert, wobei jene Größen der Druckspeicher (Volumen, Oberfläche), die dem 3er-Loop zugeordnet sind, dreimal so groß sind wie die, die dem 1er-Loop zugeordnet sind. Die Strömungspfade lassen dabei nur eine Strömungsrichtung zu. Dies stellt eine Modellierungsoption in MELCOR dar, die ein Rückschlagventil initiiert.

In Testrechnungen hat sich gezeigt, dass im Falle einer sehr schnellen Expansion, die Temperatur den Gefrierpunkt erreicht. MELCOR ist nicht fähig, die Verhältnisse unterhalb adäquat abzubilden. Dennoch scheint der weitere Druckverlauf physikalisch zu sein. Auch wenn diese erwartete Einschränkung für eine schnelle und weitgehend vollständige Expansion gegeben ist, ist dieses physikalische Modell für die meisten Anwendungen besser geeignet als das parametrische. Auch ist zu bedenken, dass die Strukturen nun abgebildet sind, so dass sich auch an diesen Radionuklide ablagern können und die Wärmebilanz beim Einsatz des Druckspeichers ist korrekt berücksichtigt. Aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik folgt für die rein isotherme Zustandsänderung als Extremfall: $dU = \delta Q - p \cdot dV = 0$. Hieraus folgt: $\delta Q = p \cdot dV$. Mit Gleichung (4.8) folgt für ein ideales Gas: $\delta Q = \frac{V_0}{V} p_0 \cdot dV$.

Integriert ergibt sich für die Wärmemenge: $\Delta Q = V_0 \cdot p_0 \cdot [\ln(V)]_{V_0}^{V_1} = V_0 \cdot p_0 \cdot \ln\left(\frac{V_1}{V_0}\right)$. Wird für das Anfangs- und Endvolumen ein Wert von $V_0 = 11 \text{ m}^3$ bzw. $V_1 = 41 \text{ m}^3$ und für den Anfangsdruck von $p_0 = 2,6 \cdot 10^6 \text{ Pa}$ eingesetzt, so folgt für die ausgetauschte Wärmemenge $\Delta Q = 3,763 \cdot 10^7 \text{ J}$. Dies ist pro Druckspeicher eine Wärmeaufnahme, die $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}} = 16,674 \text{ kg}$ verdampfenden Wassers unter Normaldruck (ohne vorherige Aufheizung auf Siedebedingungen) entspricht.

4.2 Unfallanalysen anhand ausgesuchter Aspekte

Im Folgenden sollen die Unfallanalysen für die Szenarien „station blackout“, „kleines Leck“ und „Betriebsversagen der Nachkühlung bei Mitte-Loop-Betrieb im NLB“ präsentiert werden. Diese Analysen sollen sich dabei auf die wesentliche Phänomenologie beschränken, die für einen Unfallablauf in einem Kernkraftwerk relevant ist. Diese besteht aus den folgenden Aspekten:

- Kerndegradation, insbesondere in Hinsicht auf die Hüllrohroxidation, da in den vergangenen Jahren einige Entwicklungsarbeit in die Hüllrohroxidation seitens der Modellentwickler geflossen ist,
- Thermohydraulik im Sicherheitsbehälter (Druck, Temperatur), um dessen Integrität bewerten zu können,
- MCCI, da hier wesentliche Anlagenmodellierungen geändert worden sind und
- RN-Freisetzung in die Anlagenumgebung als wichtigste Größe für die Verwertung in Katastrophenschutzmaßnahmen.

4.2.1 Station Blackout

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse und Unterschiede der beiden Rechnungen mit neuen und alten Modellen für den Station Blackout präsentiert. Die eine Rechnung ist mit der MELCOR-Version 2.2 9607 durchgeführt worden und verwendet „alte Modelle“, so dass sie mit „aM“ (gesamt „SBO-aM“) indiziert wird. Die alten Modelle beziehen sich beispielsweise auf das Oxidationsmodell, das auch in der relativ aktuellen MELCOR-Version immer noch verwendbar ist. Ferner ist die Anlagenmodellierung weitestgehend auf dem Stand des Projektes 3612R01361. Auch die globalen „default“-Werte sind die, die mit 1.86 bezeichnet sind und sich auf die gleichnamige MELCOR-Version beziehen.

Die andere ist mit der MELCOR-Version 2.2 11932 durchgeführt worden und verwendet neue Modelle, so dass sie mit „nM“ (gesamt: „SBO-nM“) indiziert wird.

Eine Übersicht über den Unfallablauf beider Rechnungen ist in Tab. 4.1 gegeben und soll im Folgenden kurz beschrieben werden.

Das Szenario, das durch den Ausfall der Eigenbedarfsschienen ohne Notstromerzeugung eingeleitet wird, beginnt bei $t_p = 0,0$ s. Notfallmaßnahmen mit Ausnahme der gefilterten Druckentlastung werden nicht angenommen.

Vor Szenariobeginn befindet sich die Anlage im Leistungsbetrieb. Zu Szenariobeginn fällt nun die Energieversorgung der großen Verbraucher aus, zu denen auch die Hauptkühlmittelpumpen gehören. Entsprechend laufen diese, gespeist von der Rotationsenergie der Schwungmassen, langsam aus. Wird eine Drehfrequenz von $f_{HKMP} = 0,93 \cdot f_{HKMP}^{Nenn}$ unterschritten, wird die RESA ausgelöst, welches nach $t_p = 3,9$ s (aM, nM) in Erscheinung tritt. Infolgedessen bricht die Spaltleistung zusammen, so dass lediglich noch die Nachzerfallsleistung abzuführen ist. Sekundärseitig fällt die Speisewasserversorgung aus und der Hauptkondensator bzw. die Frischdampfumleitung (FDU) sind nicht mehr verfügbar, so wie auch die Abblaseregelventile. Dies bedeutet nun, dass die Drücke in den Dampferzeugern (DE) auf den Ansprechdruck der Sicherheitsventile (SiV) steigen, welches nach $t_p = 20$ s (aM, nM) der Fall ist. Ab dieser Zeit wird die Nachzerfallsleistung über die DE in die Atmosphäre (Ersatzwärmesenke) abgegeben. Primärseitig findet der Wärmetransport über den Naturumlauf statt, der bis ca. $t_p \approx 7800$ s (aM) beziehungsweise $t_p \approx 7900$ s (nM) Bestand hat. Der effektive Wärmetransport findet statt, solange eine gewisse Deionatmenge in den DE vorhanden ist. Dieses Inventar ist begrenzt und geht nach $\langle t_p \rangle_{DE} = 9663$ s (aM) $\langle t_p \rangle_{DE} = 9075$ s (nM) vollständig zur Neige. Die DE-Heizrohre (DEHEIROs) sind bereits zuvor weitgehend freigelegt, so dass der Naturumlauf bereits früher zum Erliegen kommt.

Während des stabilen Wärmetransports von der Primär- zur Sekundärseite ist der primärseitige Druck stabil, so wie auch das Kühlmittel-Inventar konstant ist. Erst mit weitgehender Freilegung der DEHEIROs ist dieser Prozess gestört, die Wärme wird nicht mehr effektiv abgeführt, so dass sich das Kühlmittel weiter aufheizt und der Druck bis zum Ansprechen des Abblaseventils steigt. Das erste Ansprechen dieses Ventils tritt nach $t_p = 5300$ s (aM) bzw. $t_p = 5438$ s (nM) in Erscheinung. Ab dieser Zeit wird Kühlmittel vom Primärkreis in den Abblasebehälter übertragen, so dass hier ein Druckanstieg

zu verzeichnen ist. Wird ein Wert von $p_{\text{Abl.-Beh.}} = 1,4 \text{ MPa}$ überschritten, so gibt die Berstscheibe nach, die zur Druckabsicherung des Behälters dient. Das Versagen tritt nach $t_p = 6942 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 6983 \text{ s (nM)}$ ein und korreliert mit dem ersten stufenförmigen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter (SHB), zu erkennen in Abb. 4.6.

Das Kühlmittel im Kernvolumen beginnt ab $t_p = 7224 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 7314 \text{ s (nM)}$ zu sieden. Mit Abnahme des Kühlmittelinventars durch Verdampfen wird der (aktive) Kern ab $t_p = 9314 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 9394 \text{ s (nM)}$ freigelegt, welche nach $t_p = 11725 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 11982 \text{ s (nM)}$ abgeschlossen ist, wie es auch in Abb. 4.5 zu erkennen ist. Während dieses Zeitintervalls findet bereits die Kernzerstörung statt. Durch die fehlende Kühlung der Brennstäbe heizen sich diese auf. Ab $T_{\text{HR}} = 1173,15 \text{ K}$ wird ein Aufplatzen derselben angenommen, welches nach $t_p = 10759 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 10909 \text{ s (nM)}$ in Ring 4¹ als erstes eintritt, das Aufplatzen der Hüllrohre der anderen Ringe folgen kurze Zeit später. Das Aufplatzen der Hüllrohre ist ebenfalls der Beginn der Freisetzung von Radionukliden aus dem Kern.

In MELCOR wird bereits ab einer Temperatur von $T_{\text{HR}} = 1100 \text{ K}$ (einstellbare Grenze) eine Oxidation zwischen H_2O und Zirkonium (Hüllrohrmaterial) angenommen. Die Gesamtgleichungen der chemischen Reaktionen sind wie folgt gegeben:



Letztere Gleichung ist für einen geschlossenen RKL nicht von Relevanz, da kein Luftsauerstoff eindringen kann.

Daneben kann auch Eisen über die Gleichung $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{FeO} + \text{H}_2$ mit Wasserdampf reagieren. Die Gleichungen der Reaktionen von anderen Legierungsbestandteilen des Stahls wie Chrom oder Nickel sind /HUM 17a/ (COR-RM-85) zu entnehmen. Diese Reaktionen, deren Gesamtleistung in Abb. 4.9 gezeigt ist, führen zu einer Eskalation der Hüllrohrtemperaturen und zu einem schnellen Versagen dieser. Einige der gezeigten Reaktionen führen zu einer Wasserstoffbildung, welche als Indikator der Reaktion ange-

¹ Der Kern ist in MELCOR axial in Schichten und radial in Ringe unterteilt. Die Spaltgasfreisetzung findet dabei aus allen axialen Schichten des Ringes statt, da diese in der Realität verbunden sind.

sehen werden kann. Der erste Wasserstoff wird nach $t_p = 10606$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 10735$ s (nM) erzeugt. Ist das Hüllrohr nun bis zu einer Reststärke oxidiert, so kommt das sogenannte *lifetime*-Modell von MELCOR zum Tragen. Dieses gewährt dem Hüllrohr lediglich eine Reststandzeit bevor es versagt, welche abhängig von der Temperatur ist. Versagt ein Hüllrohr kann es den Brennstoff nicht mehr zurückhalten, so dass dieser für diese Kernzelle in weiter unten gelegene Bereiche (Kernzellen) verlagert wird. Eine erste Verlagerung von Brennstoff findet nach $t_p = 11568$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 11570$ s (nM) statt.

Während der Kernzerstörung heizt sich der gesamte Primärkreislauf (PKL) stark auf, so dass die Integrität von Komponenten der druckführenden Umschließung (DFU) kompromittiert werden kann. Dieses ist durch die Implementierung des Larson-Miller-Kriechmodells in MELCOR berücksichtigt. Durch die hohen Material-Spannungen und Temperaturen versagt die Hauptkühlmittelleitung nach $t_p = 13194$ s (nM), so dass der Reaktorkühlkreislauf druckentlastet wird, welches sich ebenfalls in einer Spitze des Druckes im SHB manifestiert. Dies hat zur Folge, dass die Druckspeicher passiv einspeisen können, welches im Zeitbereich $13200 \text{ s} \leq \langle t_p \rangle_{\text{Loop}} \leq 13377 \text{ s}$ (nM) (gemittelt über die Kühlmittelschleifen) geschieht, die Dauer ist entsprechend $\Delta t_p = 177$ s. Das Notkühlsignal wird nach $t_p = 13189$ s (nM) ausgelöst (2v3; 30 mbar+DH-Füllstand), welches praktisch dem Zeitpunkt des Versagens der HKML entspricht. $\Delta t_p = 500$ s nach diesem Signal würden die kaltseitigen Druckspeicher abgesperrt. Da jedoch das Einspeiseende bereits vorher verstreicht, kommt diese Einschränkung nicht zum Tragen. Durch die Druckspeichereinspeisung wird nun der Kern wieder aufgefüllt und die Kernzerstörung unterbrochen. Die Wiederfreilegung beginnt nach $t_p = 14900$ s (nM) und endet nach $t_p = 22879$ s (nM). Bereits innerhalb dieses Intervalls wird die Kernzerstörung fortgeführt. Im Falle der Rechnung mit den „alten Modellen“ ist kein Versagen einer Primärkreiskomponenten zu verzeichnen, bevor ein RDB-Versagen in Erscheinung tritt.

Ein weiterer wesentlicher Fortschritt der Kernzerstörung ist gegeben, wenn die Kerntragstruktur versagt, welches nach $t_p = 13902$ s (aM) bzw. $t_p = 22845$ s (nM) für den ersten Ring gegeben ist, das Versagen der Strukturen der anderen Ringe erfolgt später in kurzer Abfolge. Es sei an dieser Stelle daran erinnert, dass in der Rechnung mit den neuen Modellen die Kernzerstörung durch die Druckspeichereinspeisung unterbrochen wird, wodurch diese zeitliche Diskrepanz erklärt wird. Das letzte Versagen eines Teils der Kerntragstruktur findet nach $t_p = 34109$ s (aM) bzw. $t_p = 25379$ s (nM) statt. Der

Beginn des Versagens der Kerntagestruktur geht einher mit dem Beginn der Verlagerung von Kernmaterial ins untere Plenum, so dass das dortige verbliebene Wasser mit substantiell erhöhter Rate verdampft. Entsprechend trocknet das untere Plenum nach $t_p = 14588 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 23650 \text{ s}$ (nM) aus, so dass anschließend die Nachzerfallsleistung in erhöhtem Maße in die untere Kalotte strömt und diese aufheizt. Letztlich versagt die untere Kalotte ebenfalls durch Materialkriechen, das nach $t_p > 14588 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 26201 \text{ s}$ (nM) in Erscheinung tritt. Die zeitliche Koinzident des Austrocknens und des Versagens der unteren Kalotte in den alten Modellen kommt dadurch zustande, dass eine Restmenge an Wasser im unteren Plenum zurückbleibt, die erst mit dem Versagen ausgetragen wird. Nun ist erkennbar, dass das RDB-Versagen, wie bereits erwähnt, bei Verwendung der alten Modelle signifikant früher eintritt. Dies ist einerseits auf die fehlende Druckspeichereinspeisung zurückzuführen. Andererseits ist durch das fehlende PKL-Versagen der Innendruck in den alten Modellen hoch geblieben, so dass auch zwischen Trümmerverlagerung und RDB-Versagen eine sehr kurze Zeitspanne verbleibt und auch dafür sorgt, dass das Austrocknen des unteren Plenums nicht vor RDB-Versagen in Erscheinung tritt. Das fehlende PKL-Komponentenversagen, das zu einem schnellen Versagen der unteren Kalotte führt und zu einem Ausbleiben der Druckspeichereinspeisung zuvor, ist wohl auf die verschiedenen Oxidationsmodelle zurückzuführen. So ist die durch die Hüllrohroxidation eingebrachte Wärme $Q_{Ox.} = 1,497 \cdot 10^{12} \text{ J}$ (nM) im Falle der neuen Modelle bis zum PKL-Versagen und $Q_{Ox.} = 3,785 \cdot 10^{10} \text{ J}$ (aM) im Falle der alten Modelle bis zum RDB-Versagen. Das Verhältnis beträgt hierbei $V_{Ox.} = 40$ zu Gunsten der neuen Modelle. Entsprechend sind die Temperaturen im PKL höher und ein Versagen der PKL-Komponenten tritt deutlich früher in Erscheinung.

Das RDB-Versagen hat nun einen Austrag von Corium in die Reaktorgrube zur Folge, so dass dort die Schmelze-Beton-Wechselwirkung beginnt. Der Fortschritt der Erosion ist in den Abb. Abb. 4.7 (aM) und Abb. 4.8 (nM) zu erkennen. Nach $t_p = 32340 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 34603 \text{ s}$ (nM) ist die Erosion des biologischen Schildes, der die Grenzen der ersten Cavity bildet, derart weit vorangeschritten, dass dieser versagt und der Teil der Schmelze, der sich oberhalb des Versagensortes befindet, in die nachfolgende Cavity übertragen wird. Der Unterschied zwischen alten und neuen Modellen hinsichtlich des RDB-Versagens beträgt $\Delta t_p = 11613 \text{ s}$, welcher auf $\Delta t_p = 2363 \text{ s}$ in Bezug auf das Versagen des biologischen Schildes schrumpft. Dies ist auf die Überarbeitung des Cavity-Modells zurückzuführen. Wie in Abb. 4.7 und Abb. 4.8 zu erkennen ist, tendiert die Erosion in den alten Modellen eher in radiale Richtung, in den neuen Modellen sind axiale und radiale Erosion durch die Wahl des Strahlenursprunges homogener. Ferner ist zu

bedenken, dass die Versagensgrenze in den neuen Modellen deutlich präziser abgebildet ist, so wie auch die Verfolgung der Erosionsfront. Dies führt dazu, dass eine geringere Erosionszeit für die neuen Modelle die Folge ist. Wie bereits in Abschnitt 1 erwähnt, ist mit Versagen des biologischen Schildes sofort mit dem Versagen der Überströmklappen im unteren Bereich des Tragschildes zu rechnen, so dass Schmelze in die Sumpfcavity übertragen wird. Somit hat die Schmelze im Folgenden über eine große Fläche Kontakt zum Sumpfwasser, welches sich hierdurch aufheizt und zum Druckaufbau im SHB beiträgt, welches in Abb. 4.6 ebenfalls ab der genannten Zeit erkennbar ist. Die Verteilung der Nachzerfallsleistung über die Cavities ist in Abb. 4.10 gezeigt und zeigt signifikante, jedoch keine substanziellen Unterschiede. Die tendenziell größere Nachzerfallsleistung im Sumpf ist dem größeren Übertrag aus der Reaktorgrube geschuldet, wobei ein gewisses Maß durch Freisetzungen im Sumpf verloren geht, welches durch die fehlende Erosion eben dort in den alten Modellen nicht auftritt.

Nach $t_p = 156800$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 237500$ s (nM) ist das Wasser im Reaktorsumpf verdampft, ein Teil dessen befindet sich in der SHB-Atmosphäre oder ist durch die zahlreichen gefilterten Druckentlastungen ab $t_p = 138408$ s (aM) (Gesamtdauer: $\Delta t_p = 480888$ s) bzw. $t_p = 161900$ s (nM) (Gesamtdauer: $\Delta t_p = 481345$ s) in die Umgebung ausgetragen worden. Eine effektive Kondensation des Wassers an SHB-Strukturen lässt durch deren Aufheizung zunehmend nach. Der deutliche Unterschied in den Zeiten, zu denen das Sumpf-Wasserinventar erschöpft ist, ist im Wesentlichen auf die unterschiedliche Wassermenge dort zurückzuführen. Diese wiederum resultiert aus der unterschiedlichen Anzahl der Druckspeicher, die in den RDB einspeisen. Durch das bereits erwähnte Anliegen der Notkühlkriterien werden kurze Zeit später die kaltseitigen Druckspeicher abgesperrt. Dies kommt im Falle der Rechnung mit den alten Modellen noch zum Tragen, wohingegen in der Rechnung mit den neuen Modellen zuvor der PKL versagt, so dass alle DS einspeisen. Der Umstand, dass in dem einen Falle der RDB noch einmal aufgefüllt wird und in dem anderen Fall die Einspeisung direkt in die Reaktorgrube erfolgt, ist unerheblich für das Sumpfinventar, da das Wasser ohnehin verdampft und als Kondensat ebendort hingelangt. Der Unterschied des eingespeisten Wasservolumens beträgt $\Delta V_{\text{H}_2\text{O}(l)}^{\text{DS}} \approx 4 \cdot 30 \text{ m}^3 = 120 \text{ m}^3 \rightarrow \Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)}^{\text{DS}} \approx 1,196 \cdot 10^5 \text{ kg}$.

Ein weiteres Phänomen ist identifiziert worden, welches einen größeren Anteil an besagter zeitlichen Differenz besitzen kann. In den neuen Modellen ist am oberen Ende des Brennelement-Lagerbeckens (BELB) ein Überlaufströmungspfad angekoppelt, welcher von dort aus in den Reaktorsumpf führt. In den alten Modellen ist hingegen lediglich eine

Füllstandshaltung bewerkstelligt, die mittels einer Massensenke Wasser aus dem BELB entfernt. Aufgrund der fehlenden Verfügbarkeit von elektrischer Energie, wird jedoch keine signifikante Wassermasse aus der Simulation entfernt. Insgesamt werden in der Rechnung mit den neuen Modellen $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)} = 2,6962 \cdot 10^5 \text{ kg}$ Wasser aus dem BELB in den Reaktorsumpf übertragen. Der hiermit verbundene Kühlungseffekt auf die Schmelze im Reaktorsumpf bzw. Grube (über die Druckausgleichsklappen verbunden) ist nicht derart stark ausgeprägt wie in den Szenarien „kleines Leck“ und „NLB B“, da im SBO der BELB-Kühler nicht zur Verfügung steht, so dass weder entsprechend viel Dampf auf der Wasseroberfläche kondensieren dürfte noch das übertragene Wasser kühler als jenes im Reaktorsumpf ist.

Durch die fehlende Wasserkühlung an der Oberfläche des Trümmerbettes im Sumpf, führt die Nachzerfallsleistung zur Aufheizung dieses Bettes. Nach $t_p = 387150 \text{ s}$ (nM) ist die Temperatur ausreichend hoch, so dass die Schmelze-Beton-Wechselwirkung wieder einsetzt. Dies schlägt sich zunächst nicht signifikant auf den Druckaufbau im SHB in Abb. 4.6 nieder und nur geringfügig in der Wasserstoff- und CO-Produktionsrate in Abb. 4.11 und Abb. 4.12. Diese neu-anfängliche Erosion findet dabei statt, ohne dass das Trümmerbett aufgeschmolzen wäre, daher ist zu vermuten, dass dies unterhalb der Solidustemperatur geschieht. Die Verflüssigung geschieht erst nach $t_p = 399950 \text{ s}$ (nM), jedoch bei deutlich herabgesetzter Solidustemperatur (Temperatur, bei der sich das Material in der Koexistenzphase zwischen flüssig und fest befindet, welches auch als „teigig“ bezeichnet wird, $T_{\text{Solidus}} = 1551 \text{ K}$). Dies ist durch die Verunreinigung durch die Betonbestandteile zu begründen, die durch die „trockene“ Erosion mit zu dem Trümmerbett zählt. Mit der Wiederaufnahme der Erosion beginnt auch eine geringe Freisetzung der Radionuklide, die zuvor in dem festen Trümmerbett eingeschlossen gewesen sind. Eine Eskalation ist jedoch erst mit der Wiederverflüssigung und insb. mit der Umwandlung des Schmelzetyps nach $t_p = 516500 \text{ s}$ erkennbar in der RN-Verteilung im SHB in Abb. 4.14, in der Wasserstoff- und CO-Produktion in Abb. 4.11 und Abb. 4.12 als Verringerung der Rate, in einer Verringerung der Nachzerfallsleistung in Abb. 4.10 aufgrund einer Freisetzung von Radionukliden bei diesem Ereignis und in einer Änderung des Druckabfalls in Abb. 4.6. Ab der genannten Zeit oszilliert der Schmelzetypp zwischen „LMX“ (Mischphase mit Metallbestandteilen) und „LOX“ (Phase ausschließlich aus Oxiden).

Diese Aufheizung, die zum Wiedereinsetzen der Schmelze-Beton-Wechselwirkung führt, ist bis zum Ende der Rechnung im Falle der alten Modelle nicht ausreichend. Zu bedenken ist in diesem Zusammenhang, dass der Wärmeverlust bei steigender Temperatur auch zur Gasatmosphäre hin wieder zunimmt, welches die Temperaturentwicklung dämpft. Ein Verlust in den Beton wird im Falle einer fehlenden Erosion in MELCOR nicht angenommen.

Hinsichtlich der Wasserstoffbilanz in Abb. 4.11 lässt sich eine gesamte produzierte Masse von

$$m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 6288,8 \text{ kg (aM) bzw. } m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 6307,0 \text{ kg (nM), wovon } \Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1608,2 \text{ kg (aM)}$$

$$\text{bzw. } \Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1701,5 \text{ kg (nM) von den autokatalytischen Rekombinatoren und}$$

$$\Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 1,30 \text{ kg (aM) bzw. } \Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 2,004 \text{ kg (nM)}$$

durch Verbrennungen bis zum Ende der Rechnung konsumiert werden. Zu erkennen sind dabei keine substanziellen Unterschiede, obgleich eine erhöhte Produktion in den neuen Modellen durch die Erosion im Sumpf zu erwarten gewesen wäre. Die Einstellung der Rekombinatortätigkeit nach $t_p = 160800 \text{ s (aM) bzw. } t_p = 167950 \text{ s (nM)}$ ist auf die zu geringe Sauerstoffkonzentration im SHB zurückzuführen, die zu den genannten Zeitpunkten auch an den Orten, an denen Rekombinatoren vorhanden sind und die höchste Konzentration von diesen aufgewiesen haben, den Grenzwert des Stoffmengenanteils von $\frac{n_{\text{O}_2}}{n_{\text{ges}}} = 2,5 \cdot 10^{-3}$ im SHB unterschreitet.

Für den geringen Umfang an Verbrennungen ist der hohe Wasserdampfanteil in der SHB-Atmosphäre verantwortlich, der sich zu den für Verbrennungen relevanten Zeiten stets oberhalb des Grenzwertes von

$$\left. \frac{n_{\text{H}_2\text{O}(g)}}{n_{\text{ges}}} \right|_{\text{Grenz}} = 0,55 \text{ (repräsentatives Kontrollvolumen)}$$

befindet – lediglich lokal wird dieser Wert zeitweise unterschritten.

Die Produktionsrate verändert sich ständig, wobei einige Unstetigkeiten (fehlende stetige Differenzierbarkeit) auffallen. So ist nach $t_p \approx 103000 \text{ s (aM) bzw. } t_p \approx 126000 \text{ s (nM)}$ ein solcher „Knick“ in den Produktionskurven (in Abb. 4.11, Abb. 4.12) zu erkennen. Zu diesen Zeiten geht in der Reaktorgrube das Eisen und im Falle der alten Modelle das

Zirkonium zur Neige (in den neuen Modellen bereits zuvor). Zwar wird Eisen aus der Schmelze weiterhin erschlossen, der wesentliche Teil aus den Einbauten des RDB ist jedoch vollständig verzehrt. Im Falle der alten Modelle ist die Zusammensetzung des Trümmerbettes im Sumpf wegen der fehlenden Erosion dort unveränderlich, in den neuen Modellen jedoch findet eine solche weiterhin nach $t_p = 387150 \text{ s}$ (nM) statt. Eisen geht hier nach $t_p = 516500 \text{ s}$ (nM) (Zirkonium unwesentlich zuvor) zur Neige, welches sich ebenfalls in der Produktionsrate widerspiegelt. Das Modell, dem eine wesentliche Wirkung hinsichtlich der Rückhaltung bzw. Freisetzung von Radionukliden in die Umgebung der Anlage zugesprochen wird, ist das Resuspensionsmodell. Dieses Modell impliziert die Möglichkeit, dass Radionuklide, die sich bereits auf Strukturen abgelagert haben, wieder mobilisiert werden. Hierdurch ist in einfachster Anschauung eine geringere Rückhaltefähigkeit des Sicherheitsbehälters zu erwarten. Zur Bewertung dieses Modells ist Abb. 4.14 erstellt worden, in der die Gesamtmenge von auf Strukturen abgelagerten Radionukliden für verschiedene Raumbereiche („RDB“: RDB [innen] ohne Rest-PKL [innen], „PKL1“: PKL 1er-Loop [innen] ohne RDB [innen], „PKL3“: PKL 3er-Loop [innen] ohne RDB [innen], „SHB“: SHB mit PKL [außen] ohne PKL [innen]) gezeigt ist. In der Tat zeigt sich grundsätzlich, dass die Kurven der neuen Modelle tendenziell unterhalb der alten liegen. Eine wesentliche Ausnahme bildet der Verlauf der RN für den SHB, wobei die Kurve der neuen Modelle die der alten ab ca. $t_p = 519700 \text{ s}$ übersteigt, welches durch einen Sprung bei ca. $t_p = 516000 \text{ s}$ (nM) zustande kommt. Diese Zeit korreliert mit der Umwandlung des Schmelzetyps in der Sumpf-Cavity. Hierfür ist eine notwendige Voraussetzung das Wiedereinsetzen der Erosion $t_p = 387150 \text{ s}$ (nM), welches in der Rechnung mit den alten Modellen nicht in Erscheinung tritt. Andere Sprünge sind mit den bereits genannten Phänomenen korreliert. So kommt es ebenfalls beim Austrocknen des Sumpfes zu demselben Effekt, dass gelöste RN instantan auf Strukturen abgelagert werden, so geschehen nach $t_p = 156800 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 237500 \text{ s}$ (nM).

Die wesentliche Größe für einen Unfallablauf in einem Kernkraftwerk ist die Radionuklidfreisetzung in die Umgebung, welche in Abb. 4.15 (linke Hochachse) als Anteil am Kerninventar (a) zu sehen und in Tab. 4.2. festgehalten ist. Die Freisetzung ist dabei im Wesentlichen bestimmt durch die gefilterten Druckentlastungen (blaue Kurven, rechte Hochachse) und ist für die Edelgase (Xe) praktisch vollständig. Im Falle von Cs und I gibt es beachtenswerte Unterschiede zwischen den Rechnungen. Es fällt auf, dass die Kurven für Cs und I im Falle der alten Modelle nahe beieinanderliegen im Gegensatz zu den neuen Modellen. Ferner sind die Freisetzungen von Iod in den neuen Modellen größer, die des Cäsiums geringer. Der Umstand, dass die Iodfreisetzung die des Cäsiums

in den neuen Modellen übersteigt, liegt darin begründet, dass ein größerer Anteil gasförmigen Iods vorhanden ist, welcher schlechter gefiltert wird als die Aerosole. Die Erklärung des Unterschieds für die Cäsiumfreisetzung liegt wahrscheinlich in dem Zeitpunkt der ersten gefilterten Druckentlastung. Diese Vermutung wird durch Abb. 4.15 (linke Hochachse) gestützt, wobei der größte Anteil des Cäsiums bereits mit Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung im Falle der alten Modelle freigesetzt wird. Im Falle der neuen Modelle tritt die Freisetzung später in Erscheinung und weniger spontan. Es ist hierbei anzumerken, dass der größte Anteil im Falle der alten Modelle erst während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in den SHB freigesetzt wird, wohingegen in der Rechnung mit den neuen Modellen die Freisetzung bereits während der Kernzerstörung stattfindet. Wird nun ferner berücksichtigt, dass die erste gefilterte Druckentlastung in der Rechnung mit den alten Modellen signifikant früher eintritt ($t_p = 138408$ s (aM) im Vergleich zu $t_p = 161900$ s (nM)), so ist ersichtlich, dass deutlich mehr Zeit zwischen Freisetzung aus der Schmelze/Brennstoff und der Freigabe des Freisetzungspfades zur Umgebung hin in den neuen Modellen vergeht. Entsprechend kann sich ein größerer Teil der Cäsium-Aerosole im SHB ablagern, so dass sie nicht mehr in das System zur gefilterten Druckentlastung gelangen. Eine substanzielle Resuspension des Cäsiums ist aufgrund der geringen Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb des SHB insbesondere in der späten Phase des Unfalls eher nicht zu erwarten.

Die Verhältnisse der Freisetzungen betragen:

$$\frac{a_{Xe}^{nM}}{a_{Xe}^{aM}} = 9,918 \cdot 10^{-1}, \frac{a_{Cs}^{nM}}{a_{Cs}^{aM}} = 1,955 \cdot 10^{-1}, \frac{a_I^{nM}}{a_I^{aM}} = 1,498 \cdot 10^{+0}.$$

Diese Verhältnisse zeigen einen Unterschied zwischen den Freisetzungen der relevanten Elementklassen. Während die Freisetzungskategorie (gefilterte Druckentlastung) in beiden Modellierungen identisch ist, so unterscheiden sich die Freisetzungen in ihren Freisetzungszeitpunkten um wenige Stunden. Dennoch ist hierbei zu bedenken, dass die Simulationen mit signifikanten Unsicherheiten behaftet sind. Eine Neubewertung der Konsequenzen aus einem solchen Unfallszenario ergibt sich hierbei nicht.

Tab. 4.1 Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes „SBO-aM/nM“

Ereignis, Phänomen	Zeitpunkte	
Reaktor		
Reaktor unterkritisch (RESA) durch Kriterium $f_{HKMP} < 0,93 \cdot f_{HKMP}^{Nenn}$	0:00:04 h (aM, nM)	
Zusammenbruch des Naturumlaufs	2:10:00 h (aM) 2:11:40 h (nM)	
Erreichen der Siedetemperatur im RDB (Kernvolumen)	2:00:24 h (aM) 2:01:54 h (nM)	
Beginn der Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 6,63$ m	2:35:14 h (aM) 2:36:34 h (nM)	Dauer: 0:40:10 h (aM) 0:43:08 h (nM)
Ende der Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 2,73$ m	3:15:25 h (aM) 3:19:42 h (nM)	
Beginn der Wasserstoffproduktion	2:56:46 h (aM) 2:58:55 h (nM)	
Spaltgasfreisetzung aus Brennstäben (Beginn; Ring 4)	2:59:19 h (aM) 3:01:49 h (nM)	
Beginn des Kernschmelzens (erste Brennstoffumlagerung)	3:12:48 h (aM) 3:12:50 h (nM)	
Versagen der HKML	3:39:54 h (nM)	
Beginn der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	4:03:16 h (aM) 3:40:00 h (nM)	Dauer: 0:02:40 h (aM) 0:02:57 h (nM)
Ende der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	4:05:56 h (aM) 3:42:57 h (nM)	
Beginn der 2. Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 6,63$ m	4:08:20 h (nM)	Dauer: 2:12:59 h (nM)
Ende der 2. Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 2,73$ m	6:21:19 h (nM)	
Versagen der unteren Kerngitterplatte, Kernabsturz, Quenchen	3:51:42 h (aM) 6:20:45 h (nM)	
Austrocknen unteres Plenum	4:03:08 h (aM) 6:34:10 h (nM)	
RDB-Versagen, Beginn Schmelzeaustrag in Reaktorgrube	4:03:08 h (aM) 7:16:41 h (nM)	
Dampferzeuger		
erstes Ansprechen der SiV 1er-Loop-DE	0:00:20 h (aM) 0:00:20 h (nM)	
erstes Ansprechen der SiV 3er-Loop-DE	0:00:20 h (aM) 0:00:20 h (nM)	
vollst. Verlust des Inventars 1er-Loop-DE	2:39:10 h (aM) 2:20:00 h (nM)	

Ereignis, Phänomen	Zeitpunkte	
vollst. Verlust des Inventars 3er-Loop-DE	2:41:40 h (aM) 2:35:00 h (nM)	
SHB		
Versagen des biologischen Schildes	8:59:00 h (aM) 9:36:43 h (nM)	
Übertrag von Schmelze in die Sumpf-Cavity	8:59:03 h (aM) 9:36:43 h (nM)	
Austrocknung des Sumpfes	43:33:20 h (aM) 65:58:20 h (nM)	
Wiedereinsetzen der Erosion in der Sumpf-Cavity	107:32:30 h (nM)	
Erreichen der Auslegungstemperatur ($T_{\text{Auslegung}}^{\text{SHB}} = 418,15 \text{ K}$) in der SHB-Stahlschale	21:18:20 h (aM) 22:18:20 h (nM)	
Nachgeben der Berstscheibe am Abblasebehälter	1:55:42 h (aM) 1:56:23 h (nM)	
Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung	38:26:48 h (aM) 44:58:20 h (nM)	Nettodauer 133:34:48 h (aM) 133:42:25 h (nM)
Ende der letzten gefilterten Druckentlastung (nicht beendet vor Ende der Rechnung für aM, nM)	416:40:00 h (aM) 406:30:58 h (nM)	
Anzahl der gefilterten Druckentlastungen	7 (aM) 7 (nM)	
Beginn des Siedens im BELB	117:20:00 h (aM) 141:31:08 h (nM)	
Austrocknung des BELB (geschieht nicht vor Ende der Rechnung aM)	>416:40:00 h (aM, nM)	
Ende der Rechnung	416:40:00 h (aM, nM)	

aM:Rechnung mit „alten Modellen“
nMRechnung mit „neuen Modellen“

Tab. 4.2 Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „SBO-aM/nM“

Element-klasse	Freisetzungsanteil in die Umgebung	Ursprungsinventar	freigesetzte Masse
Xe	$9,9750 \cdot 10^{-1}$ (aM) $9,8930 \cdot 10^{-1}$ (nM)	$7,11123 \cdot 10^2 \text{ kg}$	$7,0932 \cdot 10^{+2} \text{ kg}$ (aM) $7,0351 \cdot 10^{+2} \text{ kg}$ (nM)
Cs	$2,6496 \cdot 10^{-5}$ (aM) $5,1797 \cdot 10^{-6}$ (nM)	$3,88720 \cdot 10^2 \text{ kg}$	$1,02995 \cdot 10^{-2} \text{ kg}$ (aM) $2,01347 \cdot 10^{-3} \text{ kg}$ (nM)
I	$4,2010 \cdot 10^{-5}$ (aM) $6,2933 \cdot 10^{-5}$ (nM)	$2,8358 \cdot 10^1 \text{ kg}$	$1,19133 \cdot 10^{-3} \text{ kg}$ (aM) $1,78463 \cdot 10^{-3} \text{ kg}$ (nM)

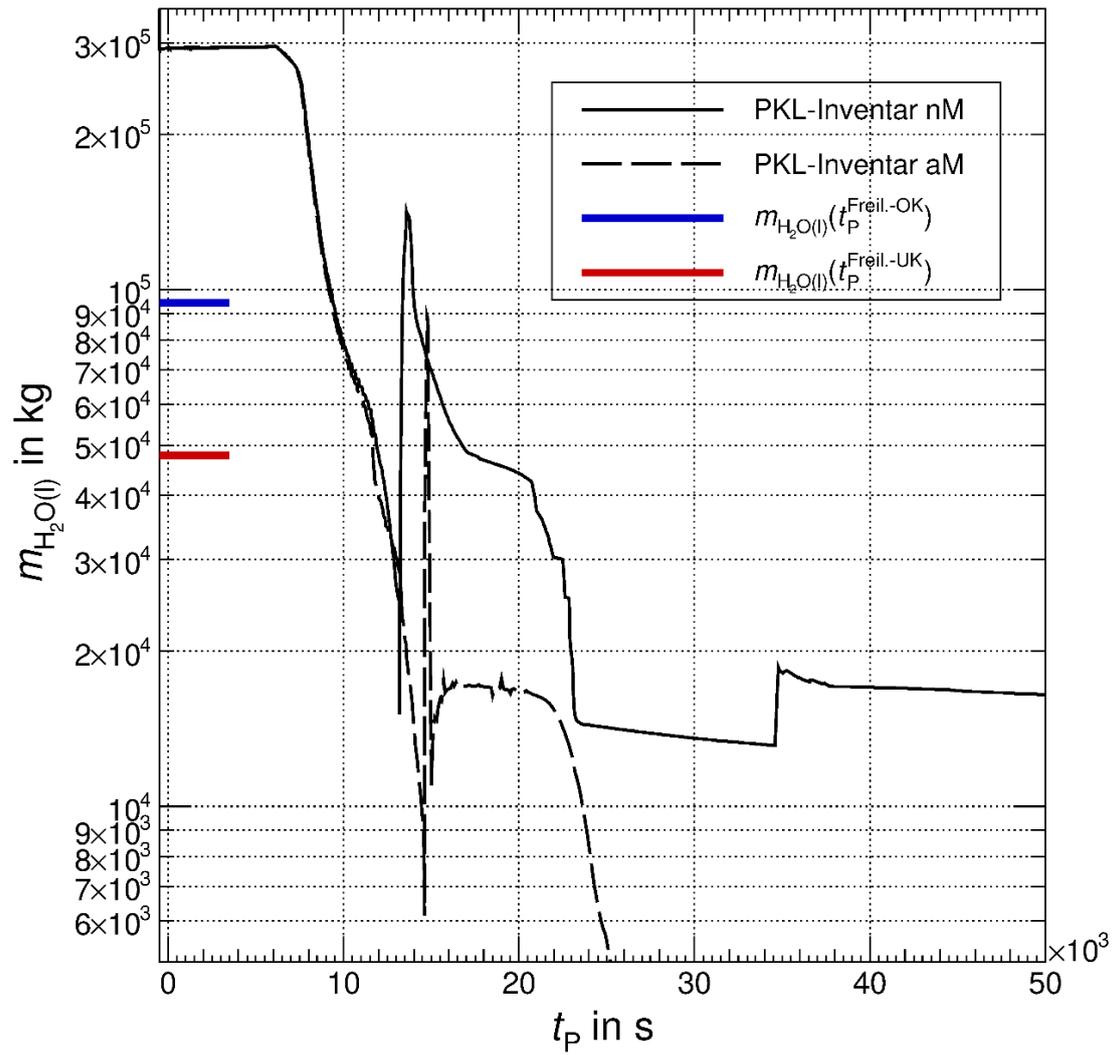


Abb. 4.5 Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

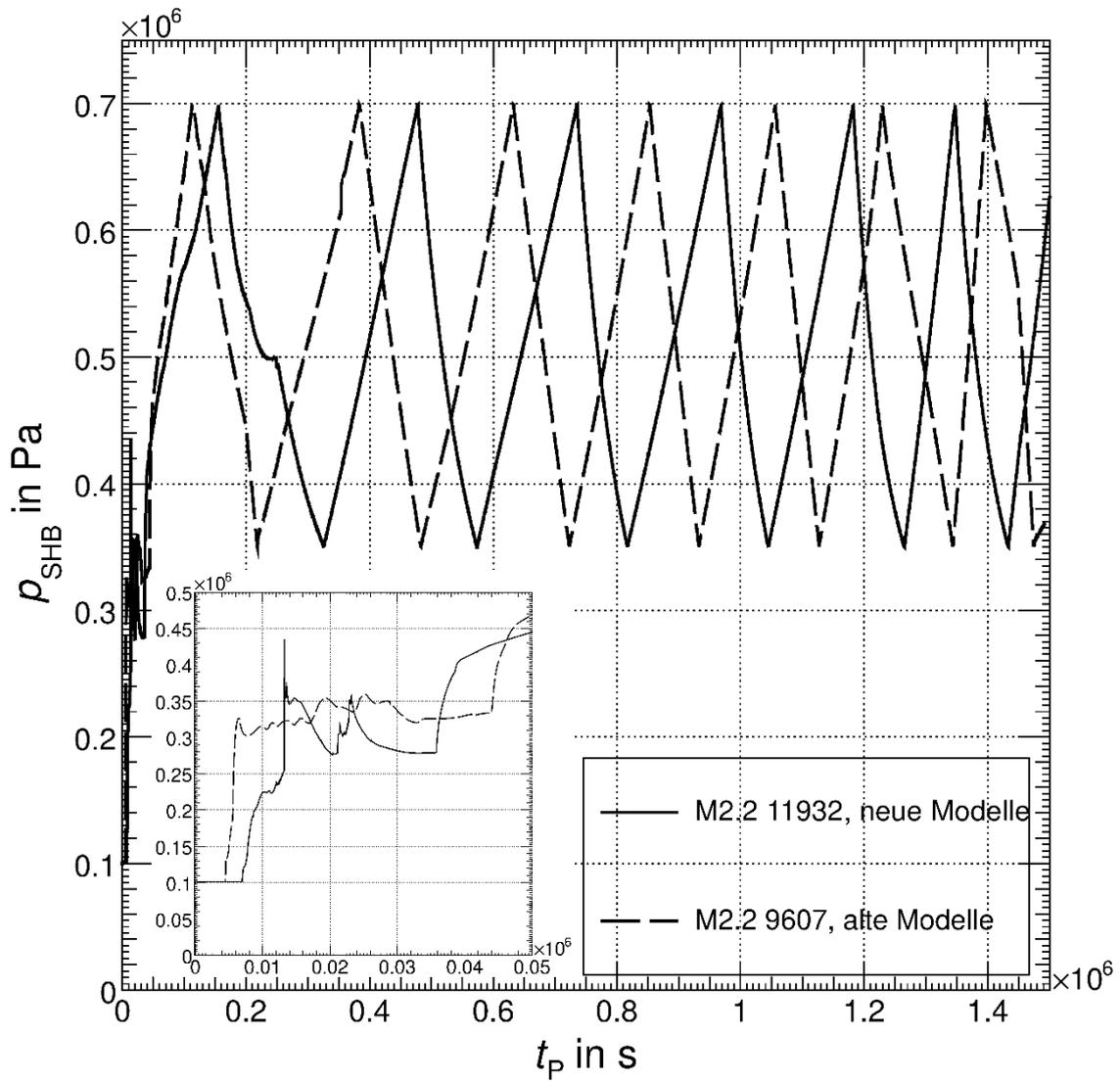


Abb. 4.6 Druck im SHB der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (kleines Diagramm ist ein Ausschnitt des großen)

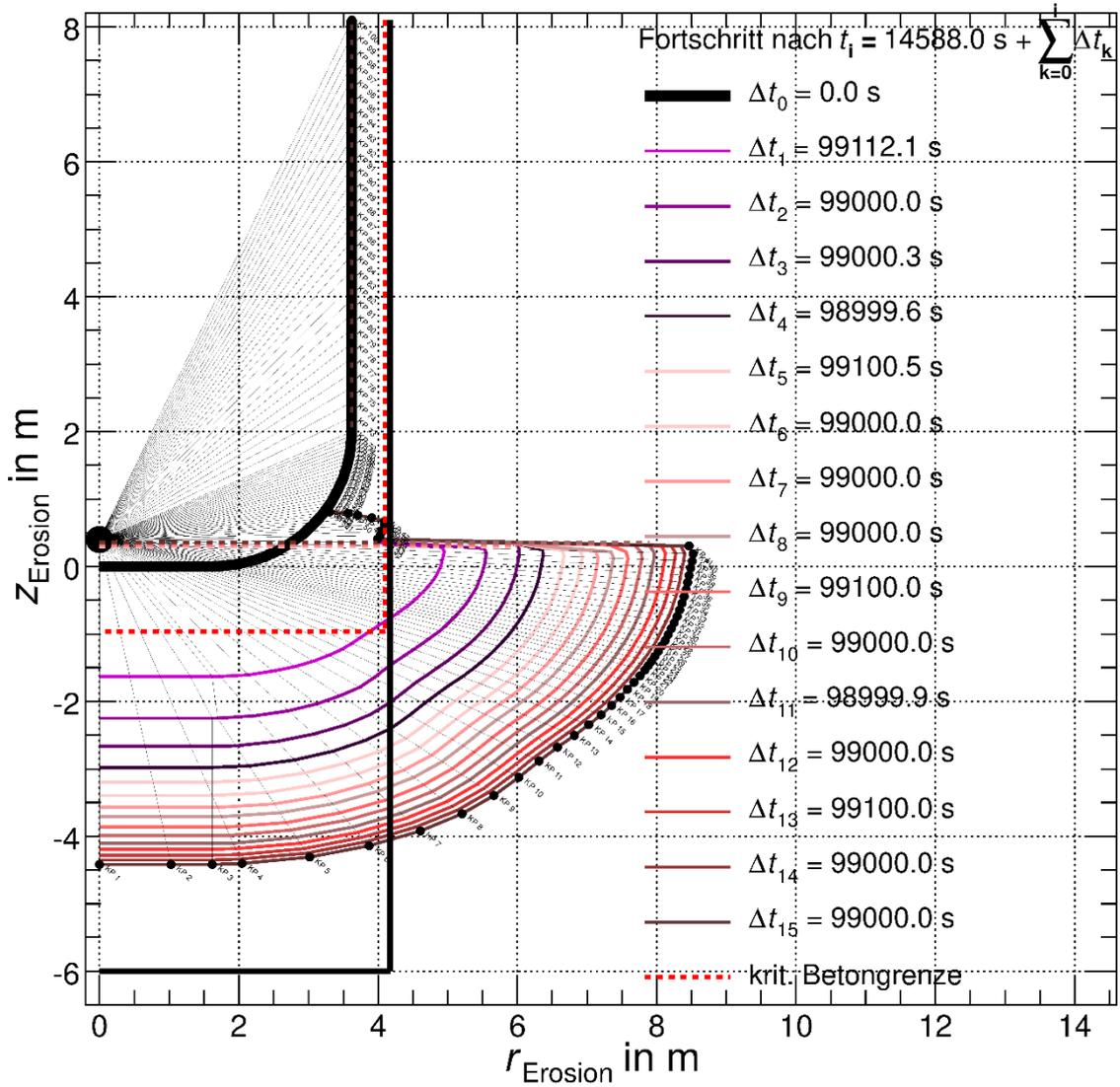


Abb. 4.7 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den alten (aM) Modellen

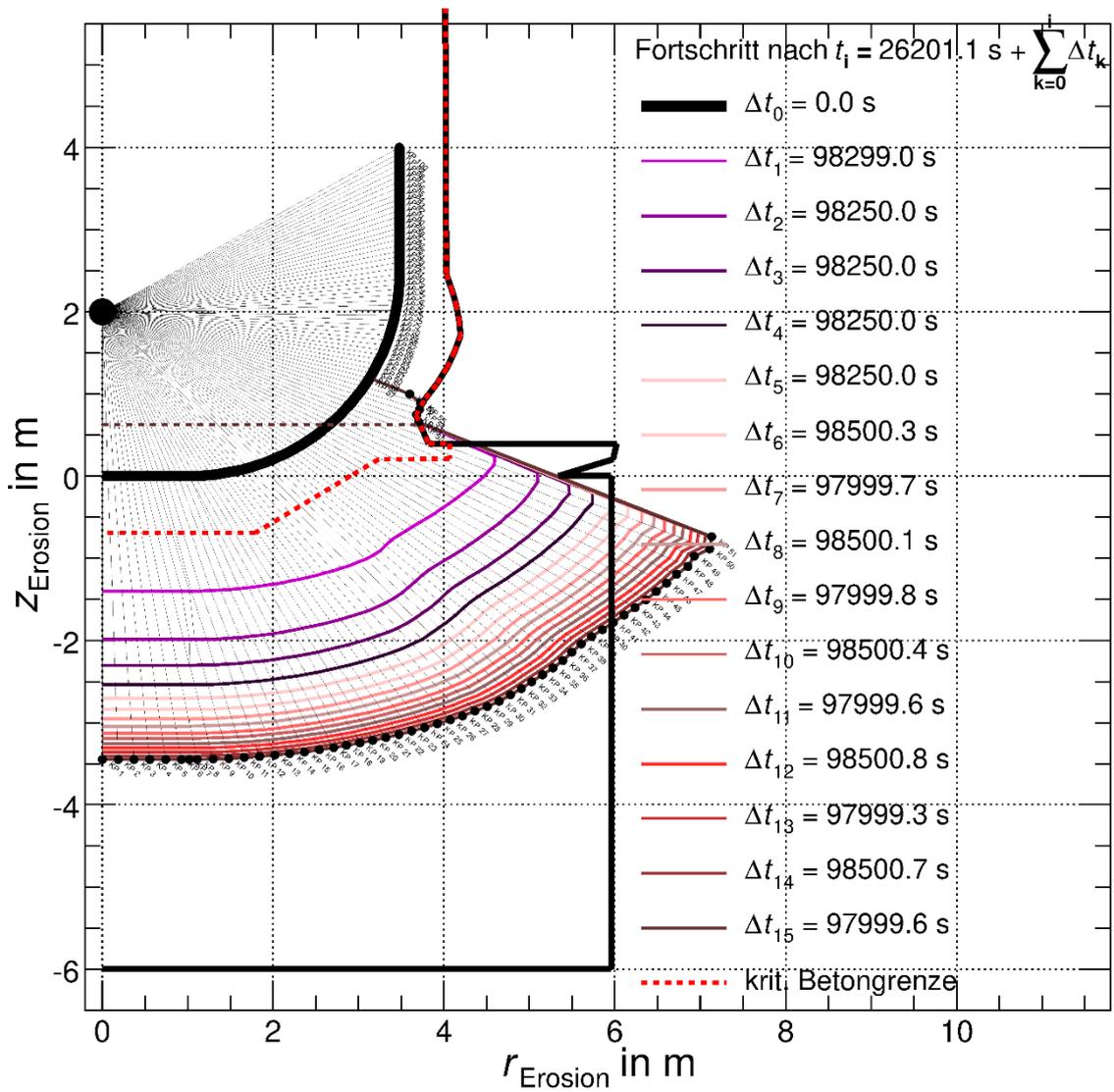


Abb. 4.8 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den neuen (nM) Modellen

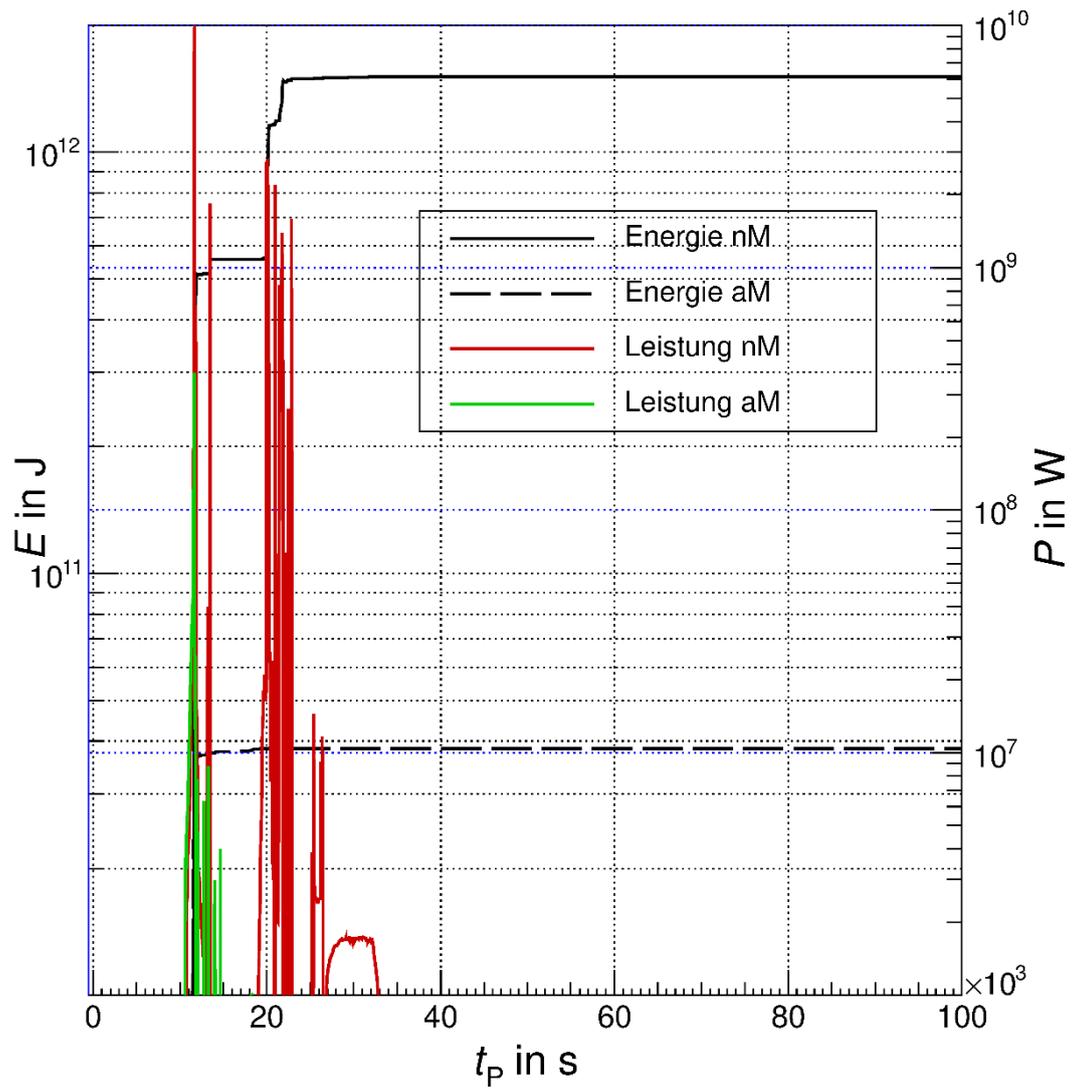


Abb. 4.9 Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

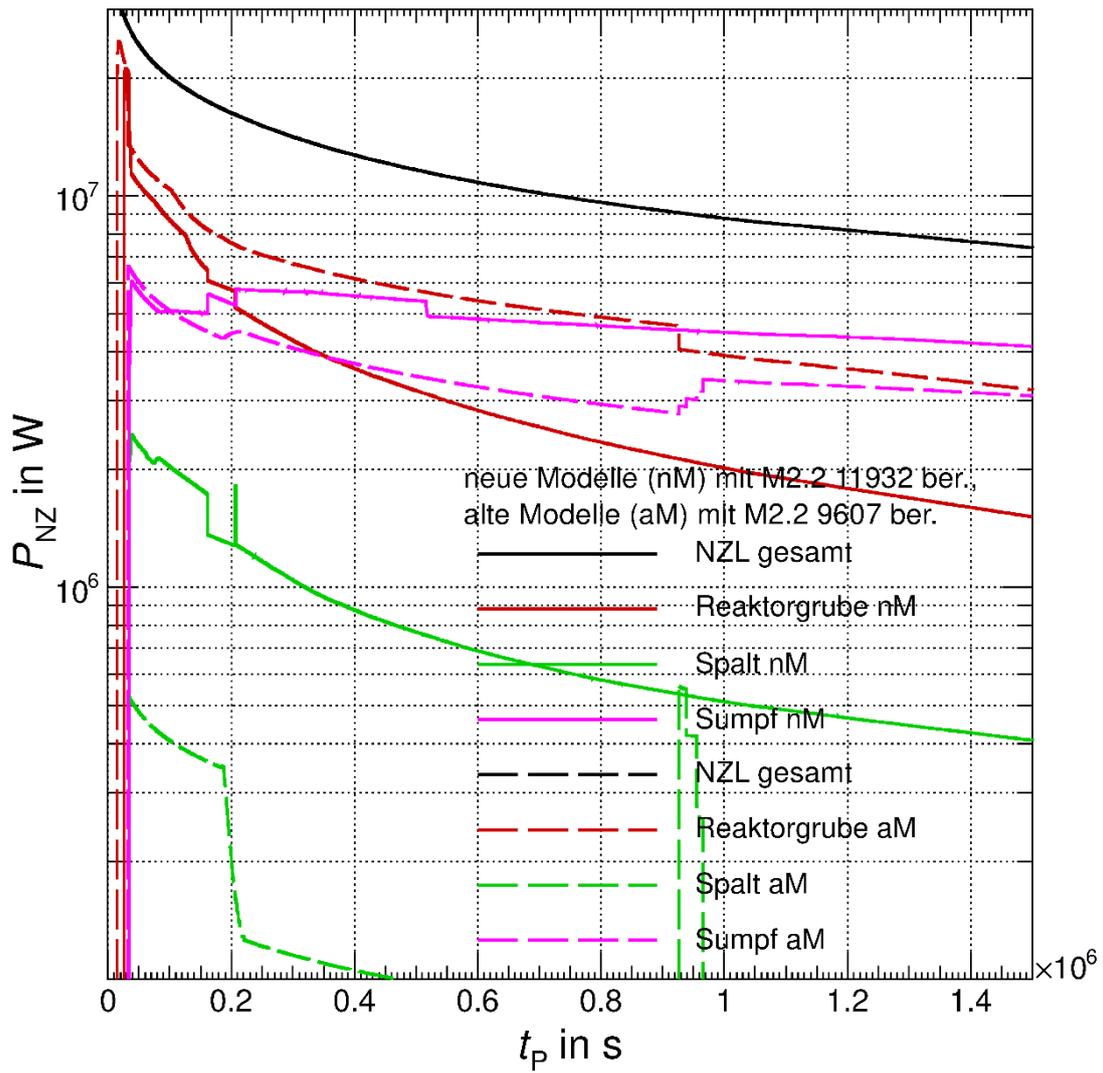


Abb. 4.10 Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

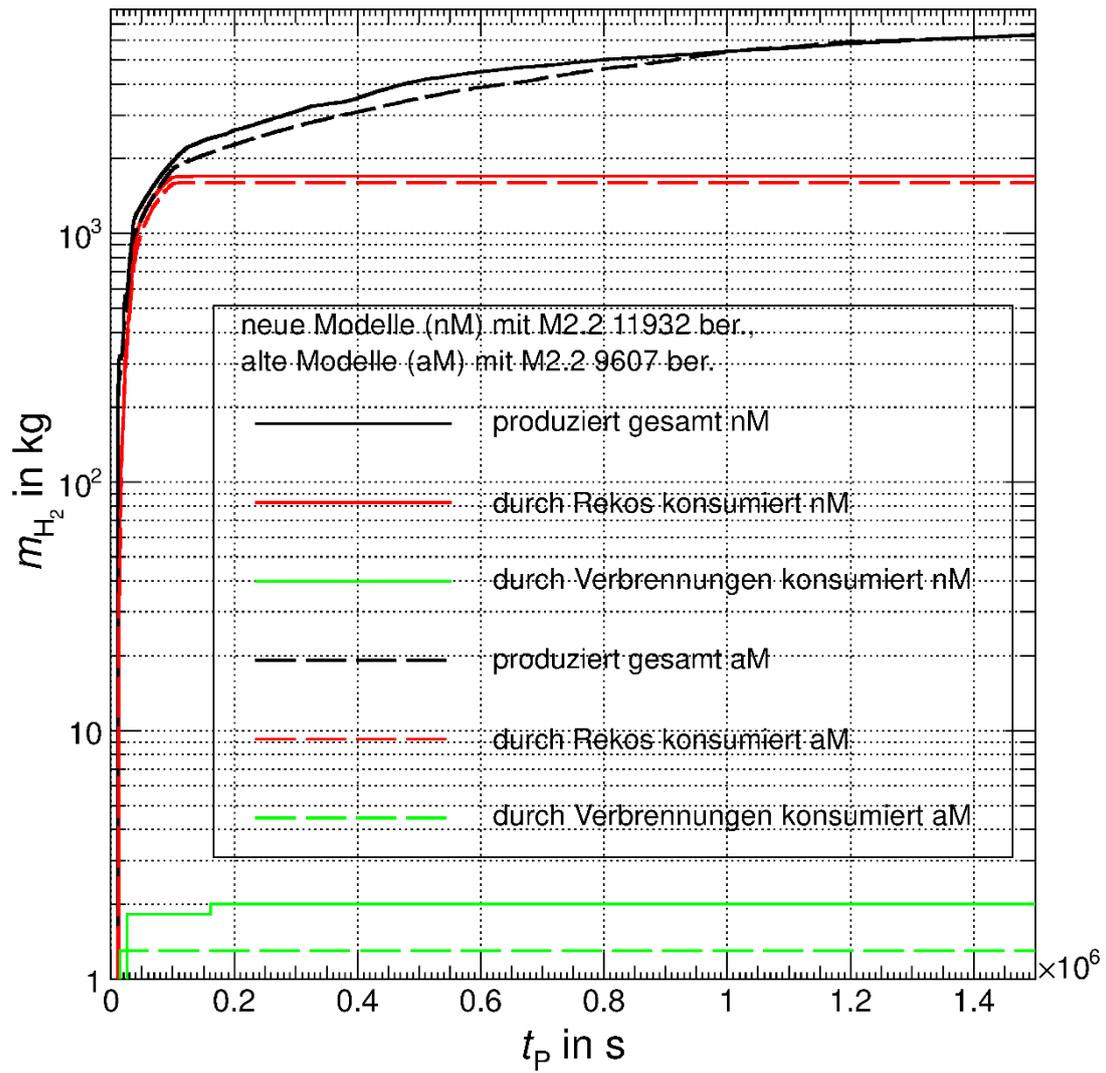


Abb. 4.11 Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

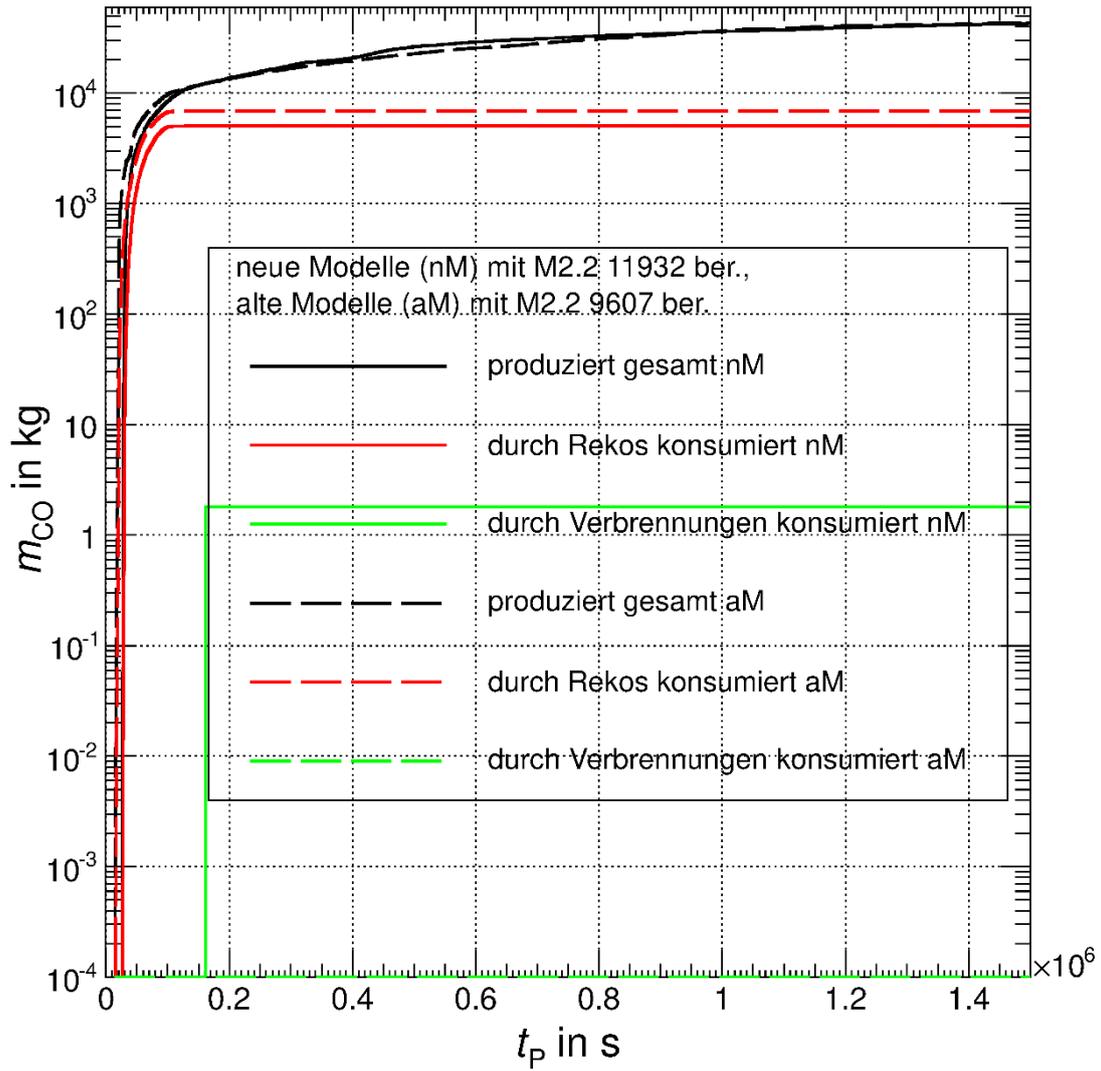


Abb. 4.12 Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

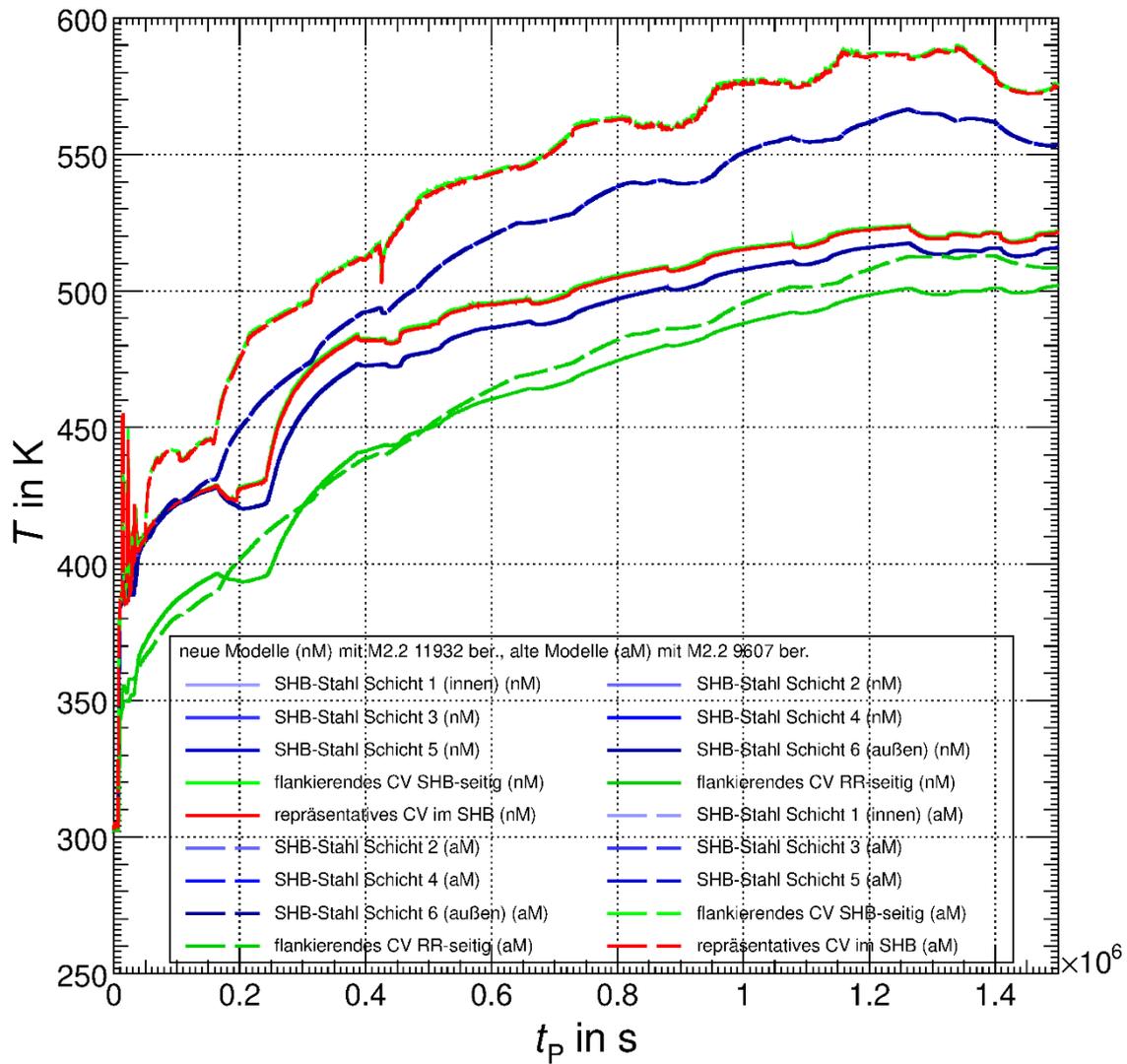


Abb. 4.13 Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

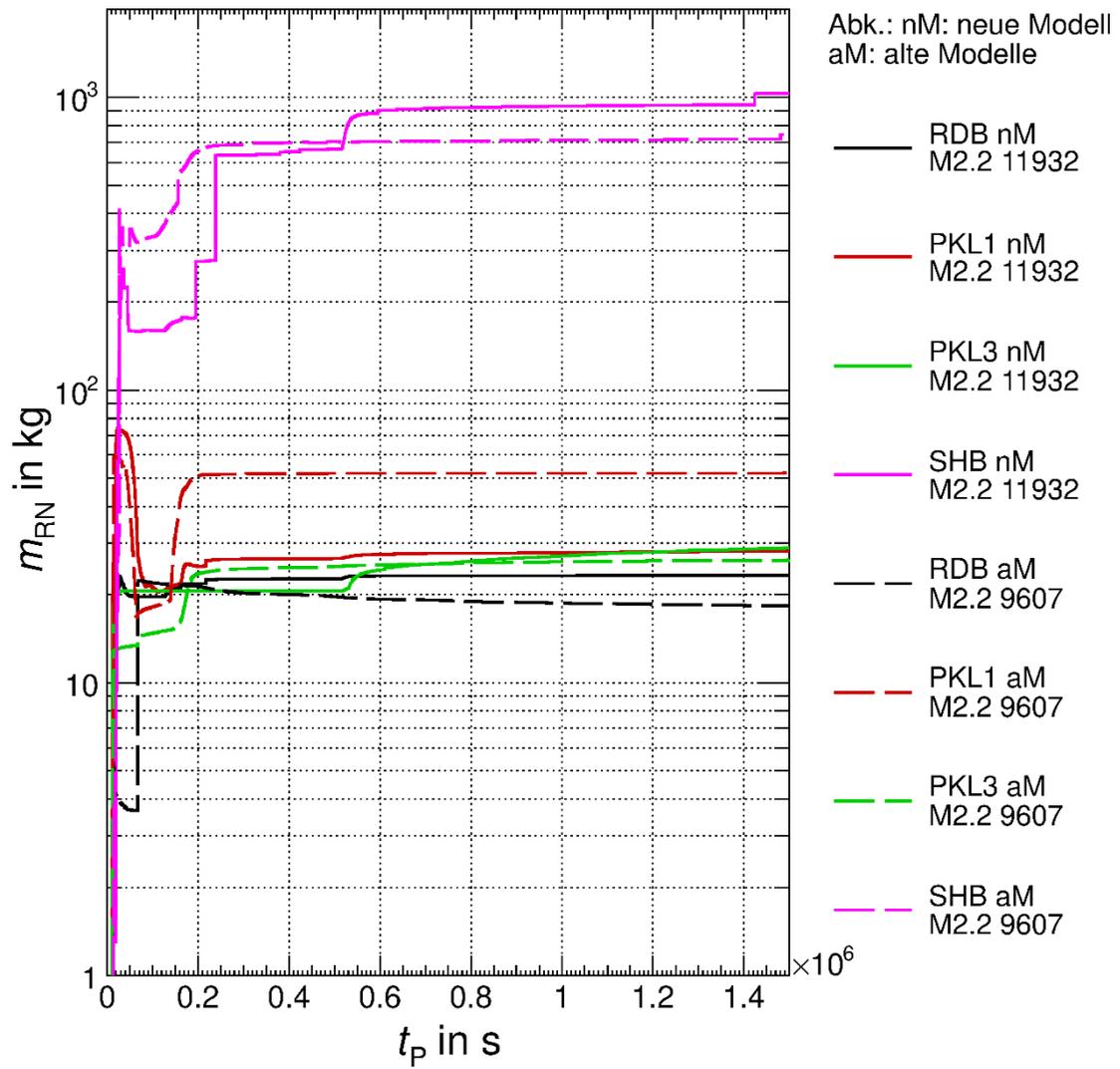


Abb. 4.14 Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext)

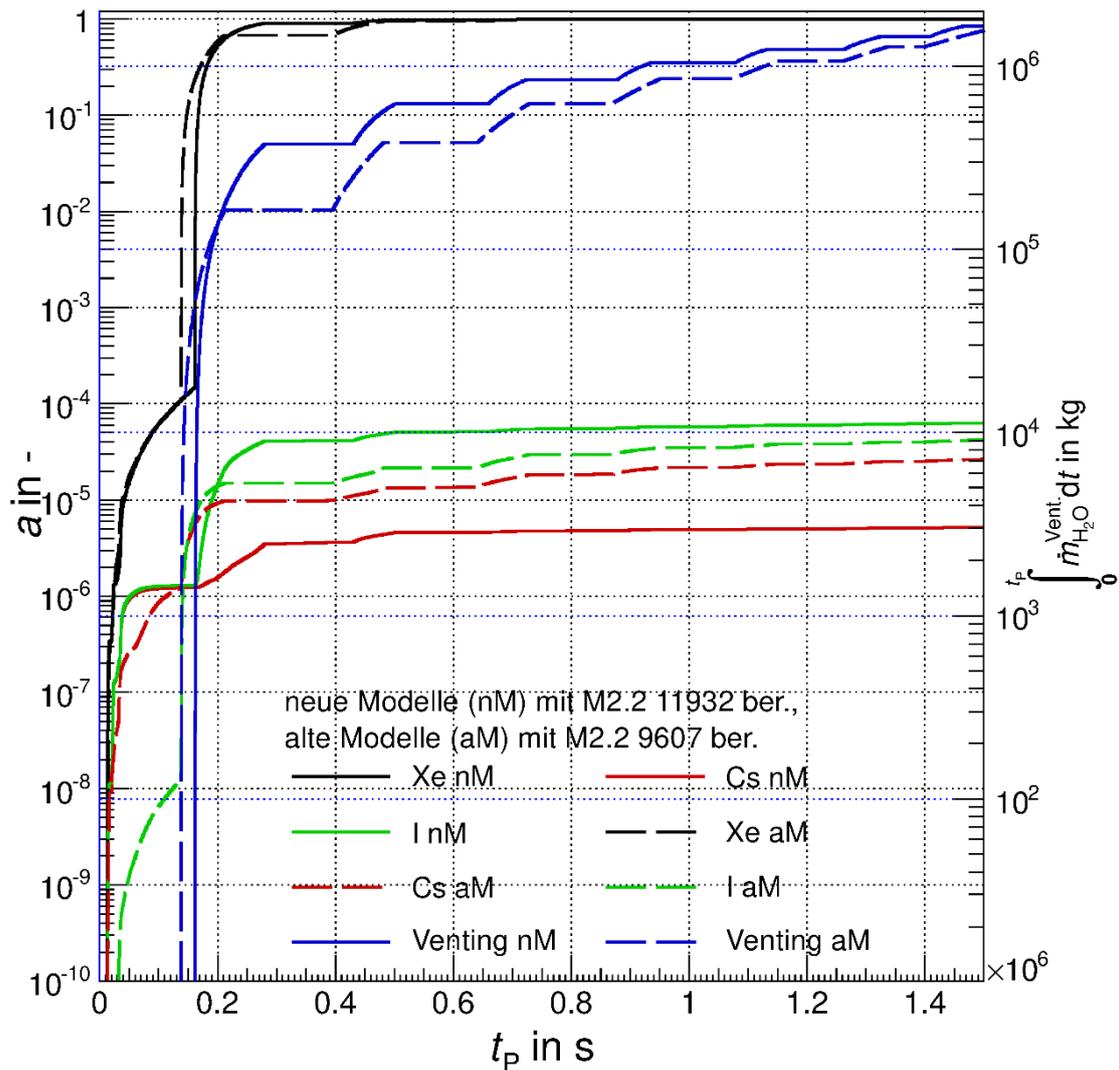


Abb. 4.15 Freisetzung von ausgewählten Radionukliden in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch Ventingsystem (rechts) der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

4.2.2 Kleines Leck

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse und Unterschiede der beiden Rechnungen mit neuen und alten Modellen für das Szenario des kleinen Lecks mit unterstellten weiteren Ausfallannahmen präsentiert werden. Eine der Rechnungen stammt aus dem Vorhaben 3613R01397 („Untersuchungen zum anlageninternen Notfallschutz deutscher Kernkraftwerke und Darstellung der Wirksamkeit von Optimierungsmaßnahmen“, siehe /GRS 15b/), ist mit der MELCOR-Version 1.86 3911 berechnet worden und verwendet alte Modelle, so dass sie mit „aM“ (gesamt „kleines Leck aM“) indiziert wird. Die alten

Modelle beziehen sind beispielsweise auf das Oxidationsmodell. Ferner ist die Anlagenmodellierung weitestgehend auf dem Stand des Projektes 3612R01361. Auch die globalen „default“-Werte sind die, die mit 1.86 bezeichnet sind und sich auf die gleichnamige MELCOR-Version beziehen.

Die andere Rechnung ist mit der MELCOR-Version 2.2 11932 berechnet worden und verwendet neue Modelle, so dass sie mit „nM“ (gesamt: „kleines Leck nM“) indiziert wird.

Eine Übersicht über den Unfallablauf beider Rechnungen ist in Tab. 4.3 gegeben und soll im Folgenden kurz beschrieben werden.

Das Szenario wird bei $t_p = 0,0$ s durch das spontane Eintreten eines kleinen Lecks mit einem Querschnitt von $F_{\text{Leck}} = 20 \text{ cm}^2$ eingeleitet. Ferner wird die Nichtverfügbarkeit der Sumpfschaltung für die Notkühlung und ein Ausfall der Speisewasserversorgung angenommen, wobei letzteres streng genommen nicht für das Eintreten eines Kernschadens notwendig ist. Vor Szenariobeginn befindet sich die Anlage im Leistungsbetrieb.

Durch das Leck kommt es nun zu einem Kühlmittelverlust, welches sich im Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf manifestiert, sowie in einem Druckanstieg im Sicherheitsbehälter (SHB), welcher zur genannten Zeit in Abb. 4.17 zu erkennen ist. Wird im SHB ein Druck von $\Delta p_{\text{Umg.}}^{\text{SHB}} \geq 30 \text{ mbar}$ gegenüber der Umgebung erreicht, so wird die RESA ausgelöst, welches nach $t_p = 18,9 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 13,6 \text{ s}$ (nM) der Fall ist. Infolgedessen bricht die Spaltleistung zusammen, so dass lediglich noch die Nachzerfallsleistung abzuführen ist.

Sekundärseitig wird der Ausfall der Speisewasserversorgung forderungsgemäß unterstellt, die Frischdampfumleitung (FDU) wird als verfügbar angenommen. D. h. nun, dass die Drücke in den Dampferzeugern (DE) bis auf $p_{\text{DE}} = 8,6 \text{ MPa}$ steigen, das ein Teilabfahren auf $p_{\text{DE}} = 7,5 \text{ MPa}$ auslöst, welches nach $t_p = 31,5 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 37,4 \text{ s}$ (nM) der Fall ist. Durch den stetigen primärseitigen Druckverlust wird nach $t_p = 62,2 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 54,6 \text{ s}$ (nM) der Grenzwert von $p_{\text{RKL}} = 13,2 \text{ MPa}$ unterschritten, so dass ab dieser Zeit die DE mit einer zeitlichen Änderung von $\frac{dT}{dt} = -100 \text{ K/h}$ abgefahren werden.

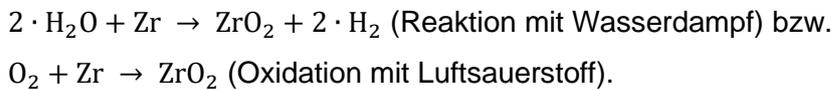
Trotz des immer geringer werdenden Druckes auf der Primärseite wird ein Teil der Nachzerfallswärme an die DE abgegeben, welches durch die geringe Temperatur durch das Abfahren begünstigt wird. Durch den Kühlmittelverlust, der sich auch in einer Füllstandsabnahme im Druckhalter manifestiert und nach $t_p = 69,2 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 77 \text{ s (nM)}$ den Grenzwert $h_{DH} < 2,28 \text{ m}$ erreicht, und den Druckaufbau im Sicherheitsbehälter oberhalb der genannten $\Delta p_{Umg.}^{SHB} = 30 \text{ mbar}$ sind nach der genannten Zeit 2v3 Notkühlkriterien gegeben, so dass die Notkühlung angesteuert wird. Aufgrund der Kennlinie der Sicherheitseinspeisepumpen (SEP), sind diese erst in der Lage, einzuspeisen, wenn der PKL-Druck unter $p_{PKL} = 11,0 \text{ MPa}$ sinkt, was nach $t_p = 100 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 101,0 \text{ s (nM)}$ der Fall ist. Durch die relativ hohe Einspeiserate und den relativ geringen Leckquerschnitt prägen die SEP dem PKL den Druck auf, der bei ca. $p_{PKL} \approx 7,5 \text{ MPa}$ liegt. Dies führt auch dazu, dass die Nachkühlpumpen nicht imstande sind einzuspeisen.

Die Einspeisung findet bis $t_p = 11400 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 11509 \text{ s (nM)}$ statt, wobei das Inventar von $\Delta m_{H_2O(L)}^{SEP} = 1,72 \cdot 10^6 \text{ kg (aM, nM)}$ eingespeist wird. Nach der Einspeisung bricht der Druck im Primärkreis wieder ein und unterschreitet nach $t_p = 12000 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 11650 \text{ s (nM)}$ den Wert von $p_{PKL} = 2,6 \text{ MPa}$, so dass die heißseitigen Druckspeicher einspeisen können, wohingegen die kaltseitigen $\Delta t_p = 500 \text{ s}$ nach Anliegen der Notkühlkriterien abgesperrt worden sind, welches genau in das Einspeiseintervall der SEP fällt. Die Druckspeichereinspeisung endet nach $t_p = 14525 \text{ s (aM)}$ beziehungsweise $t_p = 14424 \text{ s (nM)}$ (eine kurze Einspeisephase findet zwischen $t_p = 4050 \text{ s}$ und $t_p = 4100 \text{ s (nM)}$ statt, die mit einem kurzzeitigen Druckabfall aufgrund des Kollapses der Dampfblase im Druckhalter in kausalem Zusammenhang steht). Die Zeiten für die Druckspeichereinspeisung sind über die beiden modellierten Kühlmittelschleifen gemittelt, wobei die Anzahl der tatsächlichen Schleifen als Gewichtung berücksichtigt worden sind. Evidenterweise steht das eingespeiste Inventar nicht vollständig (Aufheizen auf Siedetemperatur, Verdampfungsenthalpie) zur Kernkühlung zur Verfügung, da es durch das Leck austritt und eine Sumpfschaltung nicht angenommen wird. Letztere würde in einem Auslegungsszenario dafür sorgen, dass das in den Reaktorsumpf eingetragene Kühlmittel durch den Nachkühler transportiert und wieder in den Reaktorkühlkreislauf (RKL) eingespeist würde.

Durch die nun vollständig fehlende Kühlung beginnt das Restinventar im Reaktorkühlkreislauf nach $t_p = 15750 \text{ s (aM)}$ bzw. $t_p = 16993 \text{ s (nM)}$ zu sieden. Mit Abnahme des Kühlmittelinventars durch Verdampfen wird der (aktive) Kern ab $t_p = 24000 \text{ s (aM)}$ bzw.

$t_p = 24988$ s (nM) freigelegt, welche nach $t_p = 27800$ s (aM) bzw. $t_p = 29548$ s (nM) abgeschlossen ist. Während dieses Zeitintervalls findet bereits die Kernzerstörung statt. Durch die fehlende Kühlung der Brennstäbe heizen sich diese auf. Ab $T_{HR} = 1173,15$ K wird ein Aufplatzen derselben angenommen, was nach $t_p = 26159$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 26897$ s (nM) in Ring 5 bzw. 4² als erstes eintritt, das Aufplatzen der Hüllrohre der anderen Ringe folgt kurze Zeit später. Das Aufplatzen der Hüllrohre ist ebenfalls der Beginn der Freisetzung von Radionukliden.

In MELCOR wird bereits ab einer Temperatur von $T_{HR} = 1100$ K (einstellbare Grenze) eine Oxidation zwischen H₂O und Zirkonium (Hüllrohrmaterial) angenommen. Die Gesamtgleichungen der chemischen Reaktionen sind wie folgt gegeben:



Letztere Gleichung ist für einen geschlossenen RKL nicht von Relevanz, da kein Luftsauerstoff eindringen kann.

Daneben kann auch Eisen über die Gleichung $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{FeO} + \text{H}_2$ mit Wasserdampf reagieren. Die Gleichungen der Reaktionen von anderen Legierungsbestandteilen des Stahls wie Chrom oder Nickel sind /HUM 17a/ (COR-RM-85) zu entnehmen. Diese Reaktionen, deren Gesamtleistung in Abb. 4.20 gezeigt ist, führen zu einer Eskalation der Hüllrohrtemperaturen und zu einem schnellen Versagen dieser. Einige der gezeigten Reaktionen führen zu einer Wasserstoffbildung, welche als Indikator der Reaktion angesehen werden kann.

Der erste Wasserstoff wird nach $t_p = 26000$ s (aM) bzw. $t_p = 26719$ s (nM) erzeugt. Ist das Hüllrohr nun bis zu einer Reststärke oxidiert, so kommt das sog. *lifetime*-Modell von MELCOR zum Tragen. Dieses gewährt dem Hüllrohr lediglich eine Reststandzeit bevor es versagt, welche abhängig von der Temperatur ist. Versagt ein Hüllrohr kann es den Brennstoff nicht mehr zurückhalten, so dass dieser für diese Kernzelle in weiter unten gelegene Bereiche (Kernzellen) verlagert wird. Eine erste Verlagerung von Brennstoff findet nach $t_p = 27000$ s (aM) bzw. $t_p = 27545$ s (nM) statt.

² Der Kern ist in MELCOR axial in Schichten und radial in Ringe unterteilt. Die Spaltgasfreisetzung findet dabei aus allen axialen Schichten des Ringes statt, da diese in der Realität verbunden sind.

Während der Kernzerstörung heizt sich der gesamte Primärkreislauf (PKL) stark auf, da jedoch der Druck gering ist, werden die PKL-Komponenten in ihrer Integrität nicht kompromittiert. Ohnehin ist der PKL bereits durch das initiale Leck geschädigt.

Ein weiterer wesentlicher Fortschritt des Kernzerstörungsprozesses ist gegeben, wenn die Kerntagestruktur versagt, welches nach $t_p = 31446$ s (aM) bzw. $t_p = 33083$ s (nM) für den ersten Ring gegeben ist, das Versagen der Strukturen der anderen Ringe erfolgt später in kurzer Abfolge. Das letzte Versagen eines Teils der Kerntagestruktur findet nach $t_p = 32062$ s (aM) bzw. $t_p = 35427$ s (nM) statt. Das Versagen der Kerntagestruktur geht einher mit einer Verlagerung von Kernmaterial ins untere Plenum, so dass das dortige verbliebene Wasser mit substantiell erhöhter Rate verdampft. Entsprechend trocknet das untere Plenum nach $t_p = 32200$ s (aM) bzw. $t_p = 34670$ s (nM) aus, so dass anschließend die Nachzerfallsleistung in erhöhtem Maße in die untere Kalotte strömt und diese aufheizt. Die zeitliche Koinzident des Austrocknens und des Versagens der unteren Kalotte oder der leichte zeitliche Versatz in den alten Modellen kommt dadurch zustande, dass eine Restmenge an Wasser im unteren Plenum zurückbleibt, die erst mit dem Versagen ausgetragen wird. Letztlich versagt die untere Kalotte ebenfalls durch Materialkriechen (aM) oder durch Überbeanspruchung des Materials, dessen Zugfestigkeit durch die hohe Temperatur substantiell nachgelassen hat. Das Versagen tritt nach $t_p = 41298$ s (aM) bzw. $t_p = 36810$ s (nM) in Erscheinung. Nun ist erkennbar, dass das RDB-Versagen, in der neuen Rechnung in etwa eine Stunde früher eintritt. Dies ist auf eine erhöhte Oxidation während der „in-vessel“-Phase zurückzuführen.

So ist die durch die Hüllrohroxidation eingebrachte Wärme bis zum RDB-Versagen $Q_{Ox.} = 5,86 \cdot 10^{12}$ J (nM) im Fall der neuen Modelle und $Q_{Ox.} = 1,127 \cdot 10^{11}$ J (aM) im Fall der alten Modelle bis zum RDB-Versagen. Das Verhältnis beträgt hierbei $V_{Ox.} = 52$ zu Gunsten der neuen Modelle. Entsprechend sind die Temperaturen im PKL höher und ein früheres Versagen der unteren Kalotte mag begünstigt sein. So ist kurz vor dem Versagen in den neuen Modellen ein größerer Temperaturgradient über die Dicke der unteren Kalotte zu erkennen, welcher zu einer leicht höheren Spannung führt.

Das RDB-Versagen hat nun einen Austrag von Corium in die Reaktorgrube zur Folge, so dass dort die Schmelze-Beton-Wechselwirkung beginnt. Der Fortschritt der Erosion ist in den Abb. 4.18 (aM) und Abb. 4.19 (nM) zu erkennen. Nach $t_p = 56438$ s (aM) bzw. $t_p = 46003$ s (nM) ist die Erosion des biologischen Schildes, der die Grenzen der ersten Cavity bildet, derart weit vorangeschritten, so dass dieser versagt und der Teil der

Schmelze, der sich oberhalb des Versagensortes befindet, in die nachfolgende Cavity übertragen wird. Wie bereits in Abschnitt 1 erwähnt, ist sofort mit dem Versagen der Überströmklappen im unteren Bereich des Tragschildes zu rechnen, so dass Schmelze in die Sumpf-Cavity übertragen wird. Somit hat die Schmelze im Folgenden über eine große Fläche Kontakt zum Sumpfwasser, welches sich hierdurch aufheizt und zum Druckaufbau im SHB beiträgt, welches in Abb. 4.17 ebenfalls ab der genannten Zeit erkennbar ist. Die Verteilung der Nachzerfallsleistung über die Cavities ist in Abb. 4.32 gezeigt und zeigt signifikante, jedoch keine substanziellen Unterschiede.

Durch die große Wassermasse im Reaktorsumpf $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)} \approx 1,761 \cdot 10^6 \text{ kg (aM)}$, $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)} \approx 1,7664 \cdot 10^6 \text{ kg (nM)}$ bedarf es einiger Zeit, bis diese verdampft. Im Falle der alten Modelle geschieht dies nach $t_p = 421672 \text{ s (aM)}$, im Falle der neuen Modelle geschieht dies bis zum Rechnungsende nicht. Diese Diskrepanz korrespondiert nicht mit der Wärme, die in das Wasser abgegeben wird. So beträgt das Verhältnis dieser Größe von den neuen Modellen zu den alten $\frac{Q_{\text{Sumpfwasser}}^{\text{nM}}}{Q_{\text{Sumpfwasser}}^{\text{aM}}} = 0,95$ zu Gunsten der alten Modelle.

Hierbei ist die Energie sowohl für die Reaktorgruben-Cavity als auch für die Sumpf-Cavity für einen vergleichbaren Zeitraum (Versagen des biologischen Schildes spez. für jeweilige Rechnung bis zum Austrocknen des Sumpfes (aM) bzw. bis zu einem Zeitpunkt, der dem Versagen des biologischen Schildes plus der entsprechend verwendeten Zeitdifferenz aus den alten Modellen entspricht (nM)) aufsummiert worden. Der Unterschied ist nicht signifikant und kann diese Diskrepanz nicht erklären. Auch an den Temperaturen im SHB in Abb. 4.24 ist dies zu erkennen. Im Falle der alten Modelle nimmt ab der Zeit, an der das Sumpfinventar verdampft ist, die Temperatur signifikant zu, im Falle der neuen Modelle verharrt sie in der Nähe der Siedetemperatur. Der Grund hierfür liegt in der Präsenz eines gekühlten Sumpfes, der über eine Überlaufleitung mit dem Reaktorsumpf verbunden ist. Dies bedeutet, dass die Kühlung des Brennelementlagerbeckens indirekt auch zur Kühlung der Schmelze im unteren Bereich des SHB herangezogen wird. Die gemittelte Leistung, die über die Nennleistung der alten BEs im BELB hinausgeht und den SHB kühlt, beträgt signifikante $\langle P_{\text{SHB-Kühlung}}^{\text{indirekt}} \rangle \approx 4,5 \text{ MW}$. Somit kommt der korrekten Modellierung der BELB-Kühlung eine zentrale Rolle in diesem Unfallablauf zu. Die Modellierung des Überlaufs ist in den alten Modellen nicht vorhanden, stattdessen existiert eine einfache Massensenke, um ein Überlaufen zu verhindern. Somit hat diese als peripher angesehene Modellierung eine substanzielle Auswirkung auf den Unfallablauf.

Der verdampfte Anteil befindet sich einerseits in der SHB-Atmosphäre und ist andererseits durch eine gefilterte Druckentlastung ab

$$t_p = 110252 \text{ s (aM) (Gesamtdauer: } \Delta t_p = 319799 \text{ s) bzw.}$$

$$t_p = 261995 \text{ s (nM) (Gesamtdauer: } \Delta t_p = 630406 \text{ s)}$$

in die Umgebung ausgetragen worden. Eine effektive Kondensation des Wassers an SHB-Strukturen lässt durch deren Aufheizung zunehmend nach. Der Druckverlauf im SHB ist in Abb. 4.17 zu erkennen. Dabei fällt auf, dass die gefilterte Druckentlastung in der Rechnung mit den alten Modellen zeitweise nicht imstande ist, den Druckaufbau abzufangen, so dass ein Spitzendruck von $p_{\max}^{\text{SHB}} = 8,427 \cdot 10^5 \text{ Pa (aM)}$ erreicht wird. Der Grund liegt dabei in der hohen Verdampfungsrate aus dem Sumpf. In den neuen Modellen kommt die oben beschriebene Kühlung zum Tragen, welche die effektive Verdampfungsrate verringert und der Druckaufbau moderat bleibt.

Trotz der permanent vorhandenen Wasserkühlung an der Oberfläche des Trümmerbettes im Sumpf, kommt es dort zu einer Aufheizung der Schmelze, die ausreicht, um eine Schmelze-Beton-Wechselwirkung zu ermöglichen. Eine solche beginnt im Sumpf nach $t_p = 961271 \text{ s (nM)}$. Zur gleichen Zeit nimmt die Wärmeleistung, die an das Sumpfwasser abgegeben wird, zu. Trotz dieses zusätzlichen Verlustes kommt es zum genannten Wiedereinsetzen der Erosion und zur Wasserstoffproduktion ebendort. Die chemische Energie bei der Erosion kann den Verlust nicht vollständig kompensieren. Es ist hierbei zu bedenken, dass der Beton im Cavity-Modell eine adiabate Grenze darstellt, solange keine Erosion stattfindet. Setzt sie wieder ein, so wird ein Teil der Leistung für die Zersetzung des Betons benötigt, welche nicht mehr an die Oberfläche abgegeben werden kann.

Hinsichtlich der Wasserstoffbilanz in Abb. 4.22 lässt sich eine gesamte produzierte Masse von

$$m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 3696,2 \text{ kg (aM) bzw. } m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 6024,85 \text{ kg (nM), wovon}$$

$$\Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1706,4 \text{ kg (aM) bzw. } \Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1638,2 \text{ kg (nM)}$$

von den autokatalytischen Rekombinatoren und

$$\Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 8,99 \text{ kg (aM) bzw. } \Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 81,3 \text{ kg (nM)}$$

durch Verbrennungen bis zum Ende der Rechnung konsumiert werden.

Zu erkennen ist nun eine deutlich höhere Produktion in der Rechnung mit den neuen Modellen, welche einerseits auf das Wiedereinsetzen der Erosion im Reaktorsumpf in den neuen Modellen zurückzuführen ist. Andererseits ist auch die Produktion in der Reaktorgrube und im Spaltvolumen deutlich höher $V_{aM}^{nM} = 1,4$ bzw. $V_{aM}^{nM} = 168$. Die Verteilung der Nachzerfallsleistung, zu erkennen in Abb. 4.21, zeigt signifikante Unterschiede. So befindet sich über eine lange Zeit eine deutlich erhöhte Leistung im Sumpf, dafür jedoch eine geringere in der Reaktorgrube. Die bestimmende Größe für die integrale Masse an produziertem Wasserstoff ist die zur Verfügung stehende Masse an Metallen, die oxidieren können. Diese sind Eisen und seine Legierungsbestandteile (außer Kohlenstoff) und Zirkonium. Diese sind bei beiden Rechnungen vergleichbar, wobei Eisen auch aus dem Beton erschlossen wird. Der Unterschied in der H_2 -Produktion in der Grube liegt in erster Linie in den genannten Nachzerfallsleistungen. Hierbei zeigt sich der Einfluss der geänderten Cavity-Modellierung. Insbesondere ist die Konturverfolgung mit variablen Übertragungshöhen für die Schmelze für die Leistungsverteilung verantwortlich.

Die Einstellung der Rekombinatortätigkeit nach $t_p = 323750$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 1195671$ s (nM) ist auf die zu geringe Sauerstoffkonzentration im SHB zurückzuführen, die zu den genannten Zeitpunkten auch an den Orten, an denen Rekombinatoren vorhanden sind und die höchste Konzentration aufgewiesen haben, den Grenzwert von $\frac{n_{O_2}}{n_{ges}} = 2,5 \cdot 10^{-3}$ im SHB unterschreitet.

Das im Vergleich zu den alten Modellen späte Einstellen der Rekombinatortätigkeit ist auf die anfänglich größere Abbaurate in der alten Rechnung zurückzuführen, welche wiederum vermutlich an der größeren Verdampfungsrate aus dem Sumpf liegt, die zu einer effektiven Verteilung des Wasserstoffes hin zu allen Rekombinatoren führt.

Für den geringen Umfang an Verbrennungen ist der hohe Wasserdampfanteil in der SHB-Atmosphäre verantwortlich, der sich meist oberhalb des Grenzwertes von

$$\frac{n_{H_2O(g)}}{n_{ges}} \Big|_{Grenz} = 0,55 \text{ (repräsentatives Kontrollvolumen) befindet.}$$

In der Produktionskurve (in Abb. 4.22) fallen nun zwei Unstetigkeiten (genauer: fehlende stetige Differenzierbarkeit) auf. Die erste nach ca. $t_p \approx 56500$ s (aM) $t_p \approx 46000$ s (nM) korrespondiert mit dem Übertrag von Schmelze und damit von Nachzerfallsleistung von

der Reaktorgrube in den Reaktorsumpf, wo zunächst nur eine denkbar kurze Erosion stattfindet.

Eine zweite Unstetigkeit ist nach etwa $t_p \approx 205050$ s (aM) bzw. $t_p \approx 127500$ s (nM) gegeben. Diese ist auf das Zurneigegehen der besagten Metalle Eisen und Zirkonium in der Schmelze der Reaktorgrube nach $t_p = 205450$ s (aM) bzw. $t_p = 127870$ s (nM) zurückzuführen, wobei Eisen nicht vollständig verschwindet, da es aus dem Beton erschlossen wird, wo es in Form des Bewehrungsstahls vorhanden ist. Die weitere Unstetigkeit ist bei ca. $t_p \approx 1050000$ s (nM) gegeben und mit einer Erhöhung der Wasserstoff-Produktion verbunden, welche auf das bereits beschriebene Wiedereinsetzen der Erosion im Reaktorsumpf nach $t_p = 961271$ s zurückzuführen ist. In den alten Modellen fällt nach ca. $t_p \approx 525000$ s (aM) eine Reduktion der Wasserstoffproduktion auf, die mit einer Schmelzetypumwandlung in der Gruben-Cavity einhergeht. Eine solche tritt im Sumpf der neuen Modelle nach $t_p = 1335971$ s in Erscheinung, die ebenfalls zu einer Produktionsverringerng führt. In der Grube ist dieser Umwandlungsprozess zeitlich nicht derart prononciert.

Das Modell, dem eine wesentliche Wirkung hinsichtlich der Rückhaltung bzw. Freisetzung von Radionukliden in die Umgebung der Anlage zugesprochen wird, ist das Resuspensionsmodell. Dieses Modell impliziert die Möglichkeit, dass Radionuklide, die sich bereits auf Strukturen abgelagert haben, wieder mobilisiert werden. Hierdurch ist in einfachster Anschauung eine geringere Rückhaltefähigkeit des Sicherheitsbehälters zu erwarten. Zur Bewertung dieses Modells ist Abb. 4.25 erstellt worden, in der die Gesamtmenge von auf Strukturen abgelagerten Radionukliden für verschiedene Raumbereiche (‚RDB‘: RDB [innen] ohne Rest-PKL [innen], ‚PKL1‘: PKL 1er-Loop [innen] ohne RDB [innen], ‚PKL3‘: PKL 3er-Loop [innen] ohne RDB [innen], ‚SHB‘: SHB mit PKL [außen] ohne PKL [innen]) gezeigt ist. In der Tat zeigt sich grundsätzlich, dass die Kurven der neuen Modelle tendenziell unterhalb der alten liegen. Eine wesentliche Ausnahme bildet der Verlauf der RN für den PKL.

Das Verdampfen des Sumpfwassers nach $t_p = 421672$ s (aM) führt zu einer Zunahme der RN im SHB der alten Modelle, da die im Wasser gelösten RN instantan auf Strukturen abgelagert werden. Ein größerer Sprung ist jedoch bei ca. $t_p \approx 393900$ s (aM) zu erkennen, der mit dem Austrocknen der Gruben-Cavity nach $t_p = 393921$ s (aM) korreliert und ebenfalls eine Ablagerung von RN auf Strukturen nach sich zieht. Auffällig ist ebenfalls die deutliche Zunahme, die nach ca. $t_p \approx 205000$ s (aM) beginnt. Hierbei ist die

Korrelation mit dem Zurneigegehen von Eisen und Zirkonium in der Gruben-Cavity nach $t_p = 205450 \text{ s}$ (aM) augenscheinlich. Dies führt zu einer erhöhten Freisetzung von gewissen RN-Klassen, die sich teils im SHB ablagern.

Dasselbe geschieht nach $t_p = 127870 \text{ s}$ (nM) und $t_p = 1203571 \text{ s}$ (nM) auch in der Grube bzw. im Sumpf der Rechnung mit den neuen Modellen, jedoch zeigt sich dies nur marginal in dem Diagramm, in dem die auf Strukturen abgelagerten RN gezeigt sind. Dies mag daran liegen, dass der Sumpf und die Grube noch mit Wasser gefüllt sind und daher einen Teil der RN durch Auswaschen aufnehmen. Auffällig ist jedoch ein Sprung nach ca. $t_p \approx 1,3386 \cdot 10^6 \text{ s}$ (nM), der mit der Schmelztypumwandlung im Reaktorsumpf nach $t_p = 1,335971 \cdot 10^6 \text{ s}$ (nM) korreliert. Dies ist verknüpft mit einem Freisetzungssprung von schwerflüchtigen RN wie Mo.

Die wesentliche Größe für einen Unfallablauf in einem Kernkraftwerk ist die Radionuklidfreisetzung in die Umgebung, welche in Abb. 4.26 (linke Hochachse) als Anteil am Kerninventar (a) zu sehen ist. Die Freisetzung ist dabei im Wesentlichen bestimmt durch die gefilterten Druckentlastungen (blaue Kurven, rechte Hochachse) und ist für die Edelgase (Xe) praktisch vollständig. Im Falle von Cs und I gibt es beachtenswerte Unterschiede zwischen den Rechnungen. Zum einen fällt auf, dass in den neuen Modellen eine erhöhte Freisetzung im Falle von I, jedoch nicht bei Cs gegeben ist und zweitens ist zwischen Cs und I ein größerer Unterschied zwischen beiden Elementklassen zu erkennen. Der Umstand, dass die Iodfreisetzung die des Cäsiums in den neuen Modellen übersteigt, liegt darin begründet, dass ein größerer Anteil gasförmigen Iods vorhanden ist, welcher schlechter gefiltert wird als die Aerosole. Aufgrund des Resuspensionsmodells wäre grundsätzlich eine erhöhte Freisetzung in der Rechnung mit den neuen Modellen zu erwarten gewesen, da jedoch hier die RN im Sumpfwasser gebunden bleiben, werden insbesondere die Aerosole wie Cs und CsI nicht in dem Maße freigesetzt wie mit den alten Modellen.

Die Verhältnisse der Freisetzungen betragen:

$$\frac{a_{\text{Xe}}^{\text{nM}}}{a_{\text{Xe}}^{\text{aM}}} = 9,888 \cdot 10^{-1}, \quad \frac{a_{\text{Cs}}^{\text{nM}}}{a_{\text{Cs}}^{\text{aM}}} = 1,001 \cdot 10^{-1}, \quad \frac{a_{\text{I}}^{\text{nM}}}{a_{\text{I}}^{\text{aM}}} = 2,250 \cdot 10^{+0}.$$

Bemerkenswert ist hierbei der Unterschied zum SBO-Szenario, wobei im Falle des Cäsiums als Vergleichsmaß ein Verhältnis von $\frac{a_{\text{Cs}}^{\text{nM, kl. L.}}}{a_{\text{Cs}}^{\text{nM, SBO}}} = 6,05 \cdot 10^{-4}$ (nM) zu beobachten ist.

Diese deutliche Diskrepanz ist auf die Bindung der Aerosole im Sumpfwasser bzw. jenem Wasser, das in der Reaktorgrube gegeben ist, zurückzuführen.

Im Falle der alten Rechnungen ist die Ermittlung der Iodfreisetzung anders durchgeführt worden im Vergleich zu Aerosolen und der neuen Rechnung. Der Grund hierfür ist, dass Iod in der alten Rechnung nicht mit einem Filterfaktor von 100 (eingetragene Masse zu freigesetzter Masse) sondern mit 1 belegt ist. Verkomplizierend kommt hinzu, dass die Masse, die in der Umgebung gegeben ist, nicht den Freisetzungspfaden zugeordnet werden kann. Somit ist eine kompliziertere Rechnung notwendig geworden, die im Anhang A.1 genauer erläutert wird. An dieser Stelle sei angemerkt, dass eine Auflösung der Freisetzungspfade indirekt möglich ist, jedoch die Verwendung von MACCS³-Pfade erzwingt, die als unsicher gelten, so dass die Unsicherheit diesbezüglich größer ist als in einer trivialeren Behandlung. Es ergeben sich erkennbare Unterschiede in den freigesetzten Radionukliden, wobei Xe, Cs und I in einem vergleichbaren Maße freigesetzt werden. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Freisetzungen mit einer signifikanten Unsicherheit behaftet sind. Es ist festzuhalten, dass trotz der Diskrepanz in dem Verhältnis beide Freisetzungen für sich genommen sehr klein sind, so dass sich keine Neubewertung aus diesem Unfallszenario ergibt. Während die Freisetzungskategorie (gefilterte Druckentlastung) in beiden Modellierungen identisch ist, so unterscheiden sich die Freisetzungen in ihrem Freisetzungszeitpunkten und -dauern deutlich.

Der Einfluss des gekühlten Brennelementlagerbeckens in Kombination mit der Überlaufleitung auf die Freisetzung sollte jedoch einer vertieften Analyse unterzogen werden, die an dieser Stelle nicht durchgeführt werden kann.

³ MACCS steht für **MELCOR Accident Consequence Code System** und berechnet Konsequenzen auf Ebene der PSA der Stufe 3. Die MACCS-Pfade stellen die Schnittstelle zwischen MELCOR und MACCS her, wobei sich ersichtlicherweise die Radionuklide verfolgen lassen.

Tab. 4.3 Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes „kleines Leck-aM/nM“

Ereignis, Phänomen	Zeitpunkte	
Reaktor		
Entstehung eines Lecks im 1er-Lop ($A_{\text{Leck}} = 20 \text{ cm}^2$)	0:00:00 h (aM, nM)	
Reaktor unterkritisch (RESA) durch Kriterium $\Delta p_{\text{SHB}}^{\text{Umgeb.}} > 30 \text{ mbar}$	0:00:19 h (aM) 0:00:14 h (nM)	
Druck im PKL unter $p_{\text{PKL}} = 132 \text{ bar}$	0:01:02 h (aM) 0:00:55 h (nM)	
Druckhalter-Füllstand unter $L_{\text{DH}} = 2,28 \text{ m} \Rightarrow 2\text{v}3 \text{ Notkühlkriterien}$ ($\Delta p_{\text{SHB}}^{\text{Umgeb.}} > 30 \text{ mbar} + L_{\text{DH}} < 2,28 \text{ m}$)	0:01:09 h (aM) 0:01:17 h (nM)	
Beginn SEP-Einspeisung	0:01:40 h (aM) 0:01:47 h (nM)	Dauer: 3:08:20 h (aM) 3:10:02 h (nM)
Ende SEP-Einspeisung	3:10:00 h (aM) 3:11:49 h (nM)	
Beginn der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	3:20:01 h (aM) 3:14:10 h (nM)	Dauer: 0:42:04 h (aM) 0:46:14 h (nM)
Ende der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	4:02:05 h (aM) 4:00:24 h (nM)	
Erreichen der Siedetemperatur im RDB (Kernvolumen) (kurzzeitiges Sieden vor SEP-Einspeisung ignoriert)	4:22:30 h (aM) 4:43:13 h (nM)	
Beginn der Kernfreilegung bei $L_{\text{RDB}} \leq 6,63 \text{ m}$	6:40:00 h (aM) 6:56:28 h (nM)	Dauer: 1:03:20 h (aM) 1:16:00 h (nM)
Ende der Kernfreilegung bei $L_{\text{RDB}} \leq 2,73 \text{ m}$	7:43:20 h (aM) 8:12:28 h (nM)	
Beginn der Wasserstoffproduktion	7:13:20 h (aM) 7:25:19 h (nM)	
Spaltgasfreisetzung aus Brennstäben (Beginn; Ring 4)	7:15:59 h (aM) 7:28:17 h (nM)	
Beginn des Kernschmelzens (erste Brennstoffumlagerung)	7:30:00 h (aM) 7:39:05 h (nM)	
Versagen der unteren Kerngitterplatte, Kernabsturz, Quenchen	8:44:06 h (aM) 9:11:23 h (nM)	
Austrocknen unteres Plenum	8:56:40 h (aM) 9:37:50 h (nM)	
RDB-Versagen, Beginn Schmelzeaustrag in Reaktorgrube	11:28:18 h (aM) 10:13:30 h (nM)	
Dampferzeuger		
Teilabfahren auf $p_{\text{DE}} = 75 \text{ bar}$	0:00:32 h (aM) 0:00:37 h (nM)	
100 K/h-Abfahren	0:01:02 h (aM) 0:00:55 h (nM)	

Ereignis, Phänomen	Zeitpunkte	
vollst. Verlust des Inventars 1er-Loop-DE	6:12:30 h (aM) 8:56:10 h (nM)	
vollst. Verlust des Inventars 3er-Loop-DE	7:18:20 h (aM) 10:34:17 h (nM)	
SHB		
Versagen des biologischen Schildes	15:40:38 h (aM) 12:46:43 h (nM)	
Übertrag von Schmelze in die Sumpf-Cavity	15:40:39 h (aM) 12:46:44 h (nM)	
Austrocknung des Sumpfes	117:07:52 h (aM) geschieht nicht vor Ende der Rechnung (nM)	
Wiedereinsetzen der Erosion in der Sumpf-Cavity	geschieht nicht vor Ende der Rechnung (aM) 267:01:11 h (nM)	
Erreichen der Auslegungstemperatur ($T_{\text{Auslegung}}^{\text{SHB}} = 418,15 \text{ K}$) in der SHB-Stahlschale	22:36:40 h (aM) 55:41:10 h (nM)	
Nachgeben der Berstscheibe am Abblasebehälter	135:54:37 h (aM) geschieht nicht vor Ende der Rechnung (nM)	
Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung	30:37:32 h (aM) 72:46:35 h (nM)	Nettodauer 88:49:59 h (aM) 175:06:46 h (nM)
Ende der letzten gefilterten Druckentlastung (nicht beendet vor Ende der Rechnung für aM, nM)	119:27:31 h (aM) 247:53:21 h (nM)	
Anzahl der gefilterten Druckentlastungen	1 (aM) 1 (nM)	
Beginn des Siedens im BELB	BELB ist gekühlt	
Austrocknung des BELB (geschieht nicht vor Ende der Rechnung aM)		
Ende der Rechnung	416:40:40 h (aM, nM)	

aM: Rechnung mit „alten Modellen“

nM: Rechnung mit „neuen Modellen“

Tab. 4.4 Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „kleines Leck-aM/nM“

Element-klasse	Freisetzunganteil in die Umgebung	Ursprungsinventar	freigesetzte Masse
Xe	$9,8768 \cdot 10^{-1}$ (aM) $9,7662 \cdot 10^{-1}$ (nM)	$7,11123 \cdot 10^2 \text{ kg}$	$7,0236 \cdot 10^{+2} \text{ kg}$ (aM) $6,9449 \cdot 10^{+2} \text{ kg}$ (nM)
Cs	$1,3897 \cdot 10^{-7}$ (aM) $1,3905 \cdot 10^{-8}$ (nM)	$3,88720 \cdot 10^2 \text{ kg}$	$5,4022 \cdot 10^{-5} \text{ kg}$ (aM) $5,4053 \cdot 10^{-6} \text{ kg}$ (nM)
I	$2,5437 \cdot 10^{-7}$ (aM) $5,7288 \cdot 10^{-7}$ (nM)	$2,8358 \cdot 10^1 \text{ kg}$	$7,2133 \cdot 10^{-6} \text{ kg}$ (aM) $1,6245 \cdot 10^{-5} \text{ kg}$ (nM)

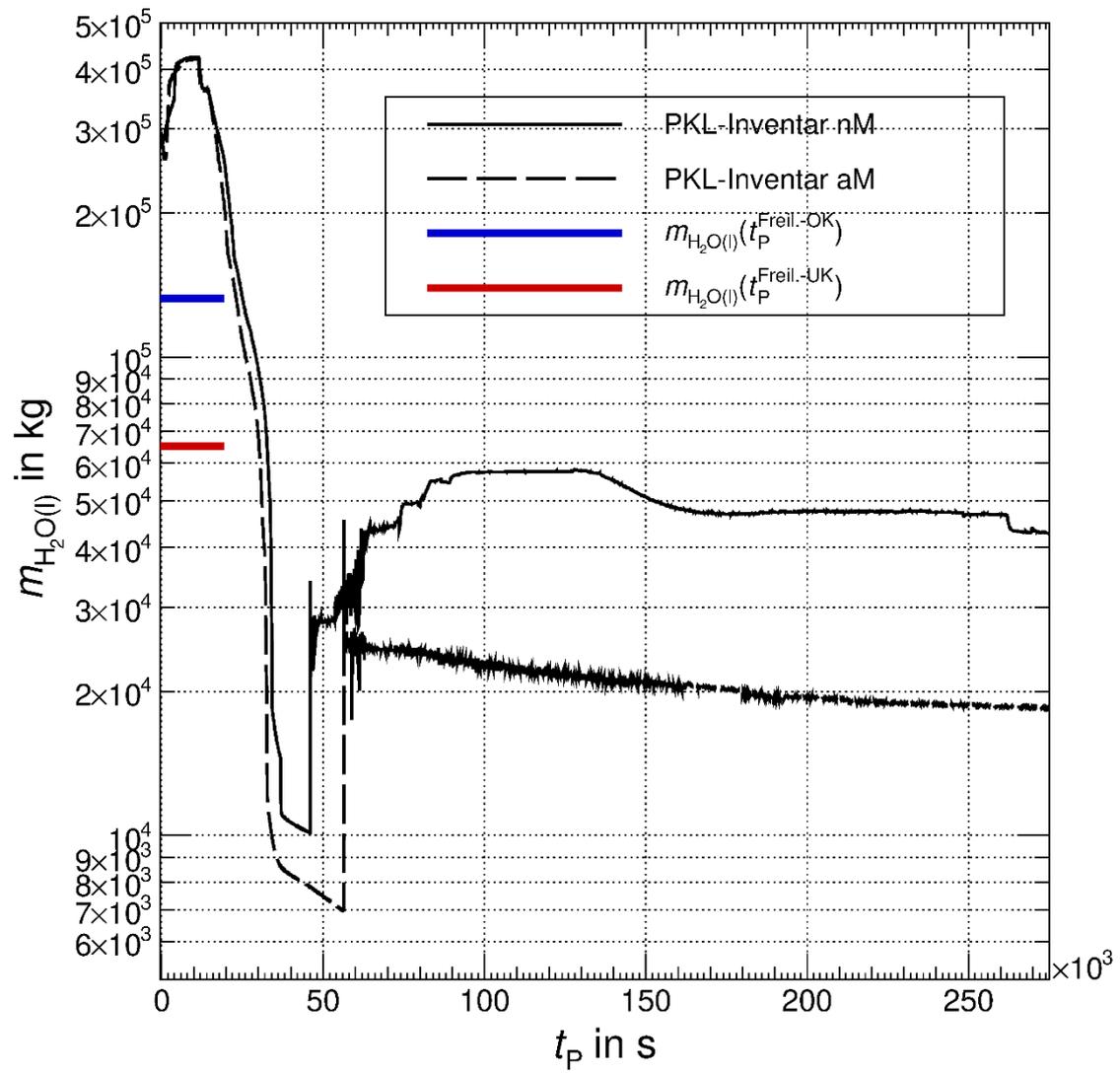


Abb. 4.16 Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

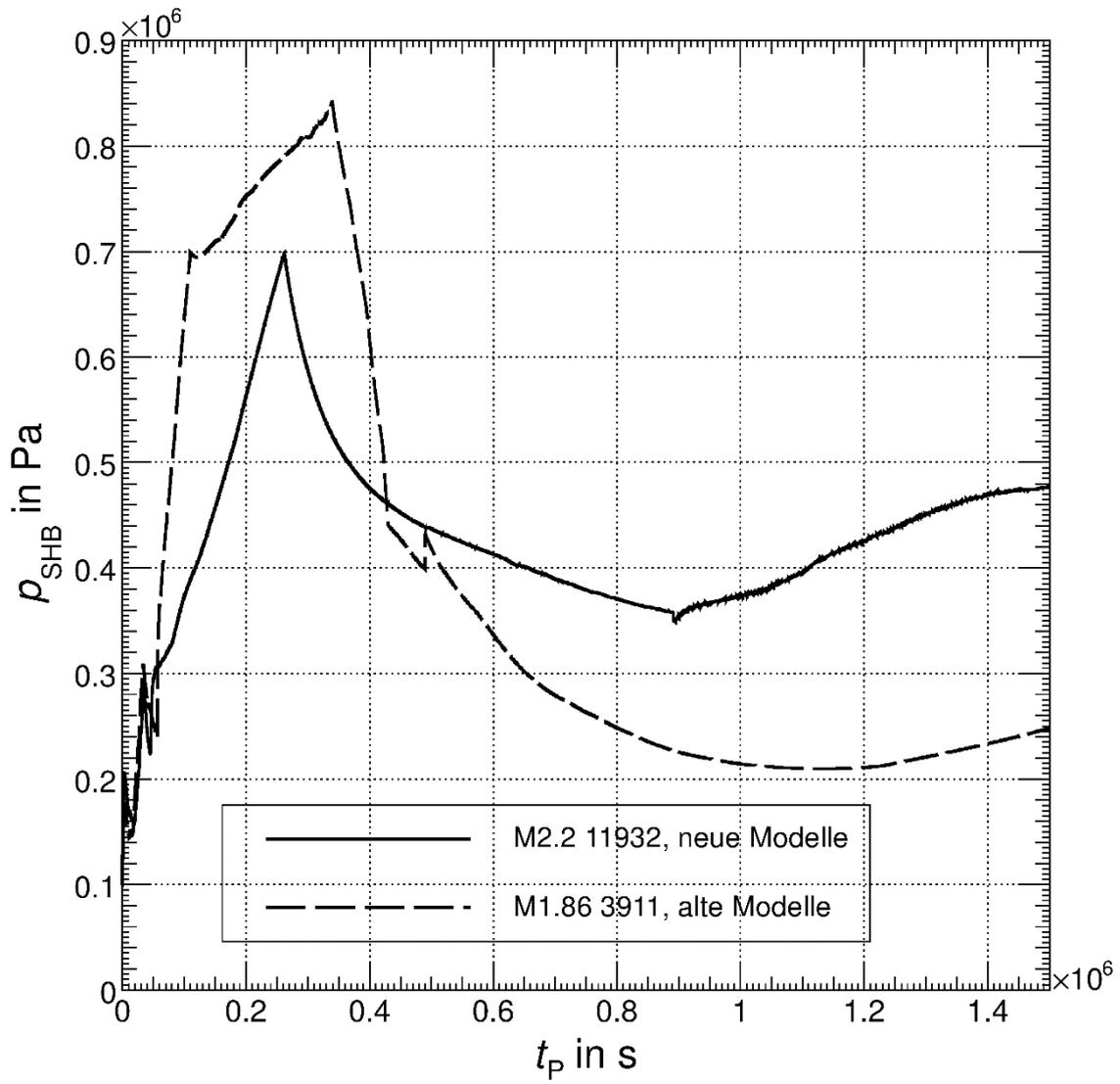


Abb. 4.17 Druck im SHB der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

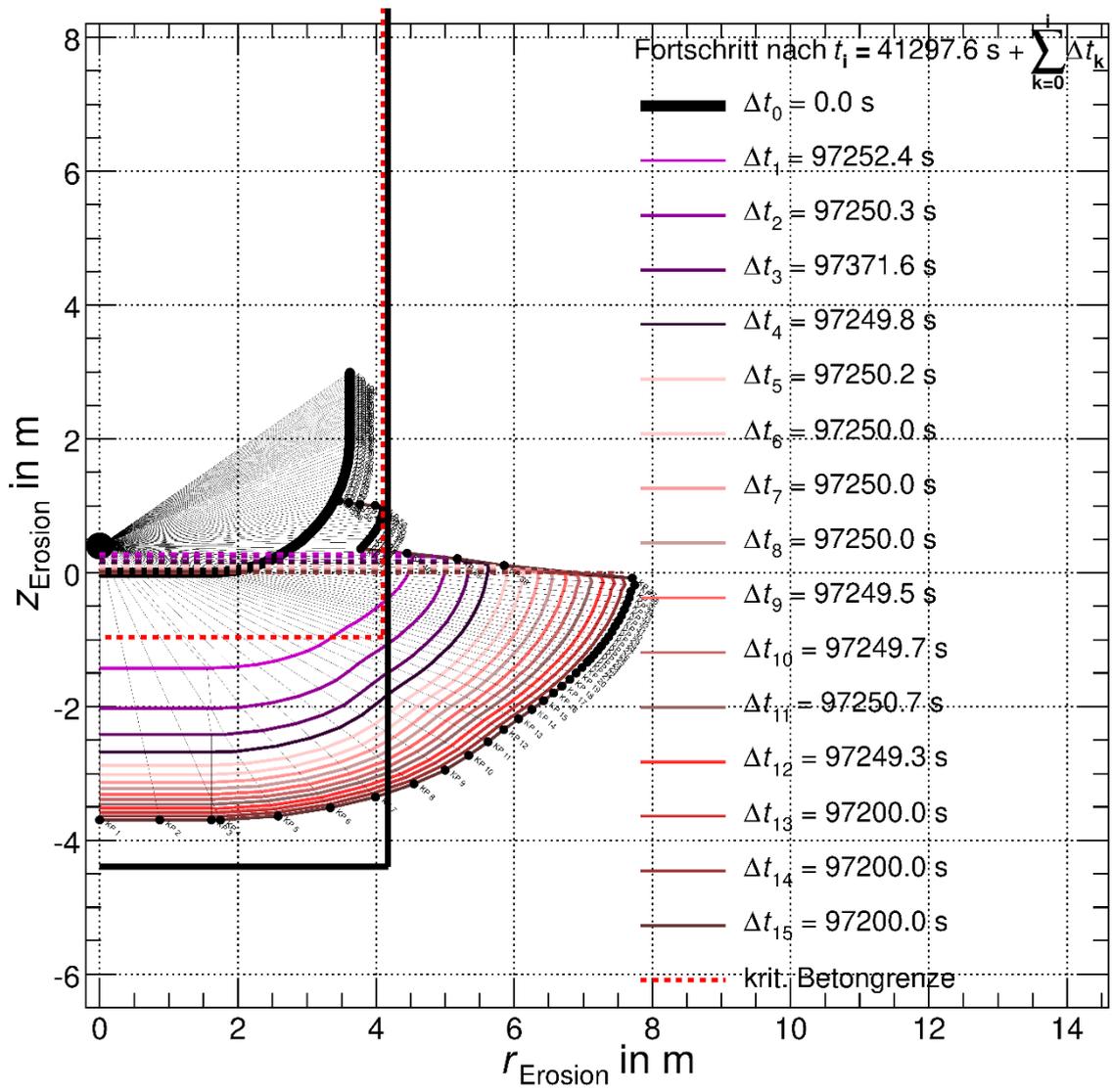


Abb. 4.18 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den alten (aM) Modellen

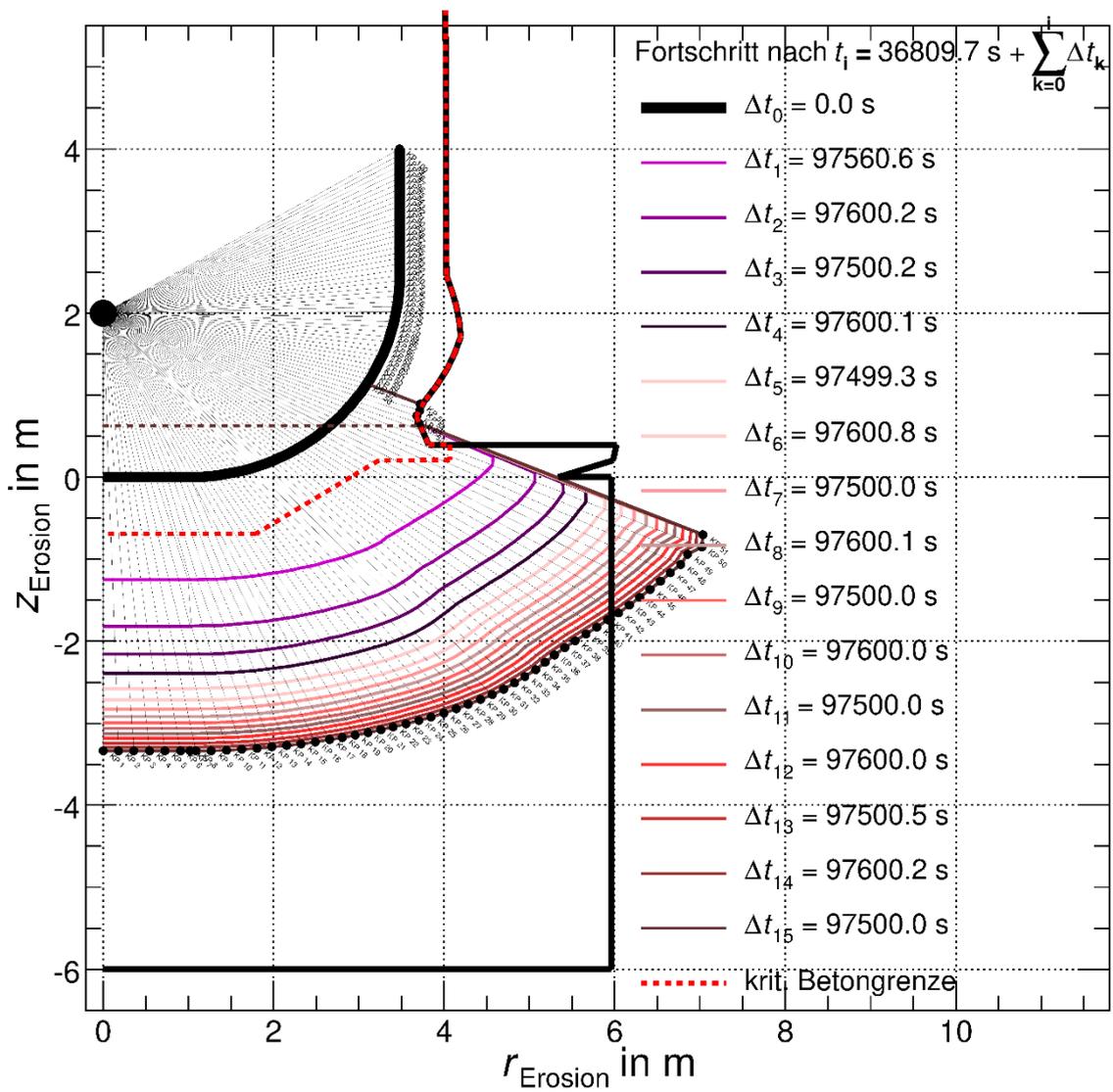


Abb. 4.19 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit neuen (nM) Modellen

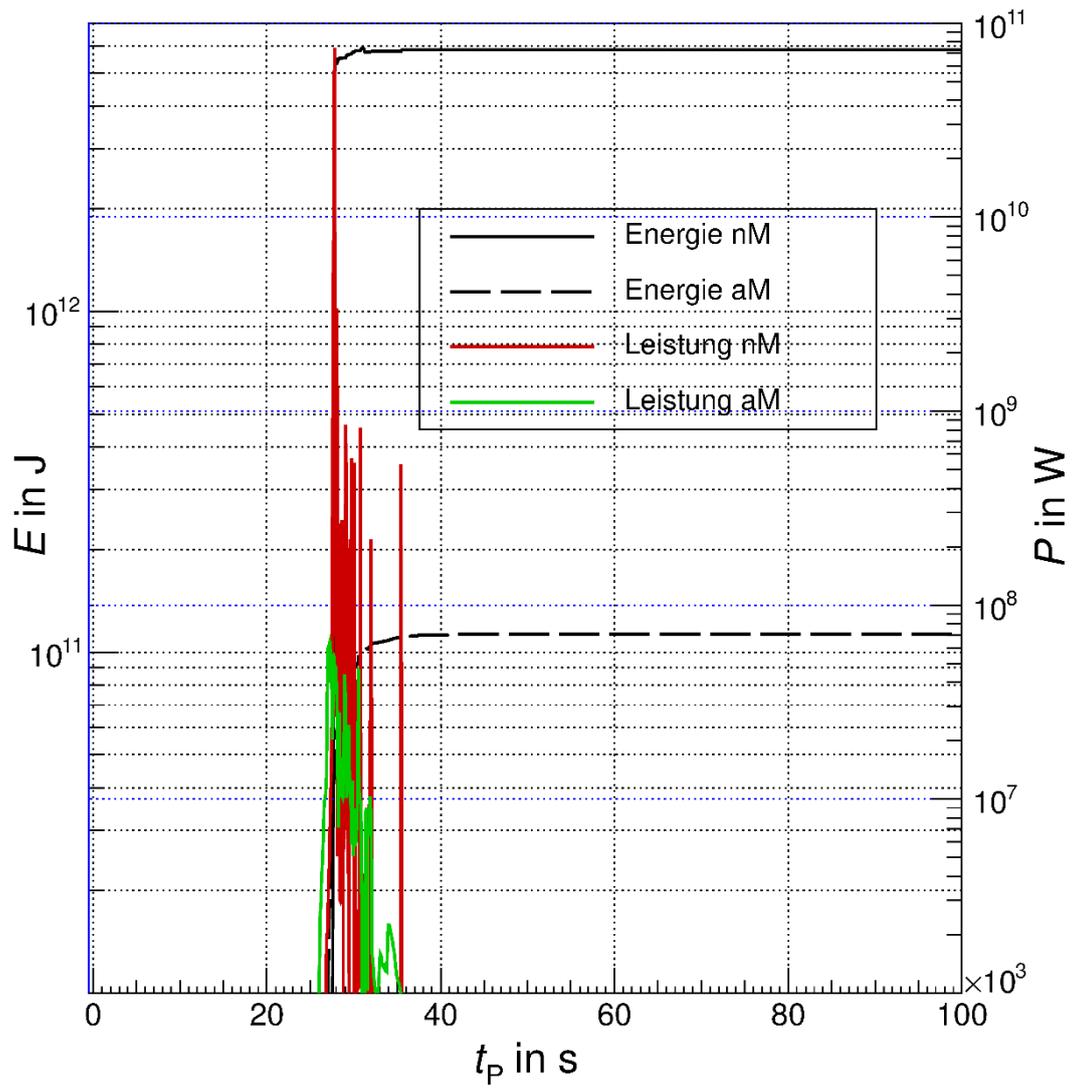


Abb. 4.20 Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

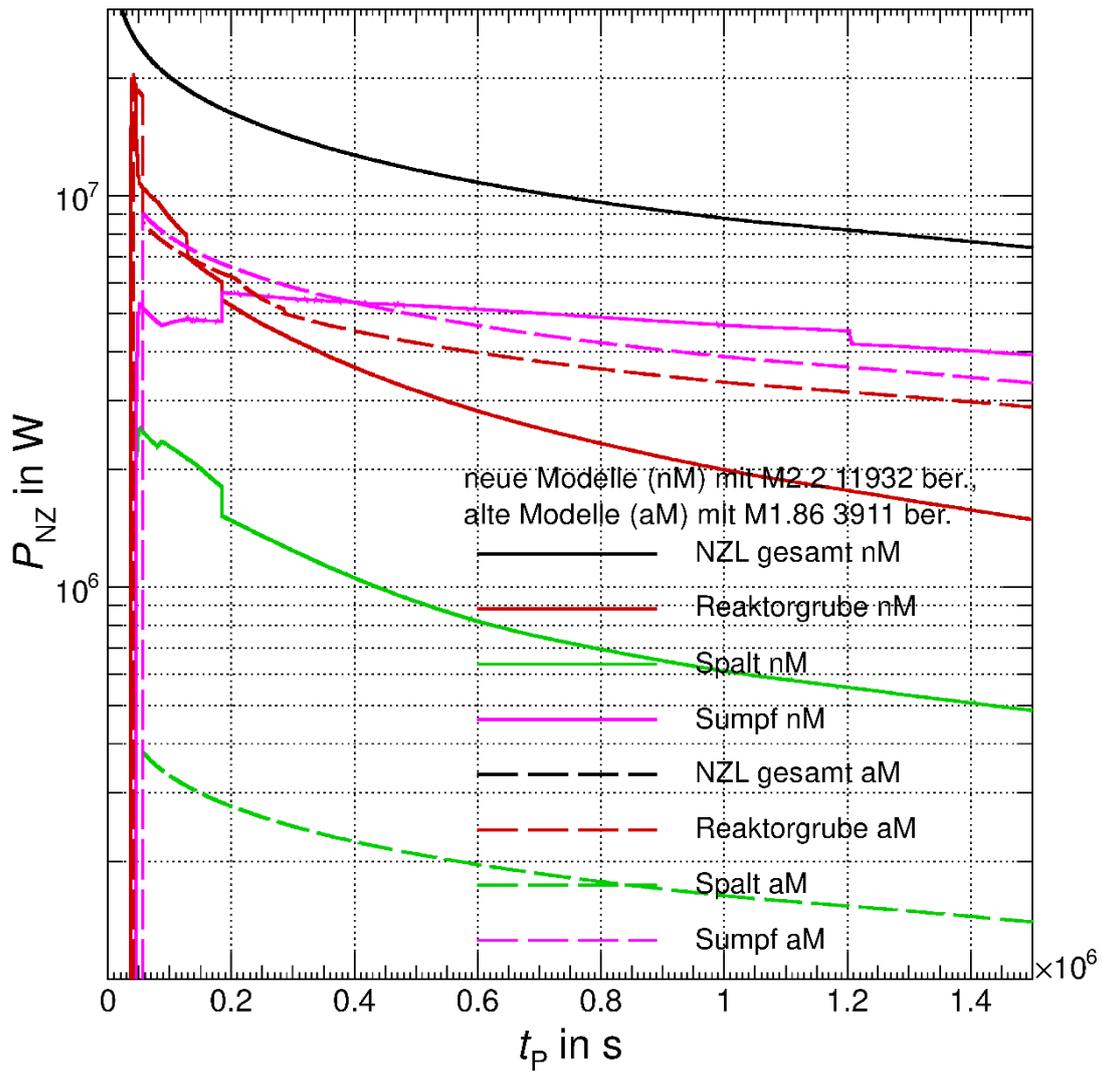


Abb. 4.21 Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

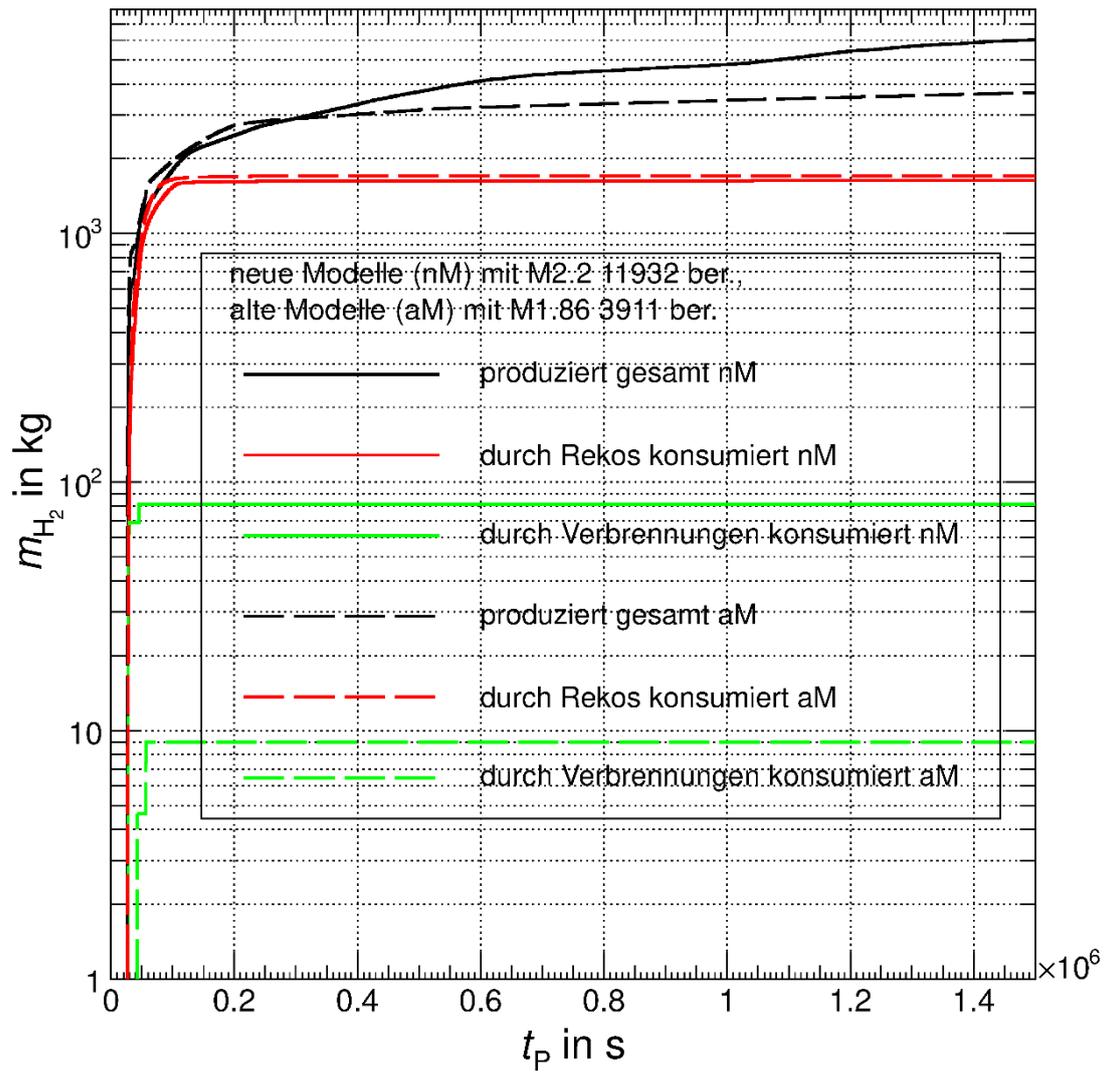


Abb. 4.22 Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

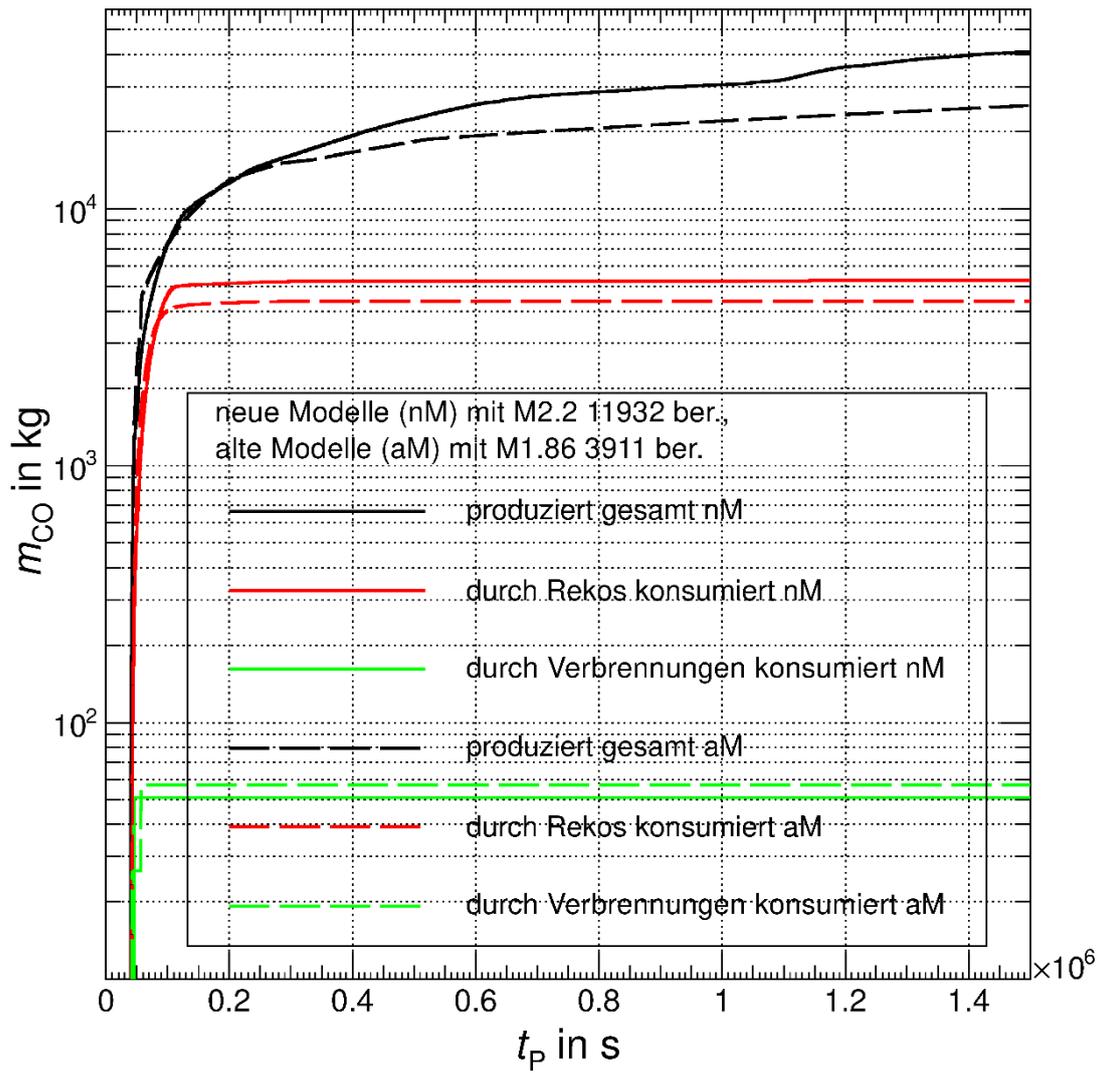


Abb. 4.23 Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

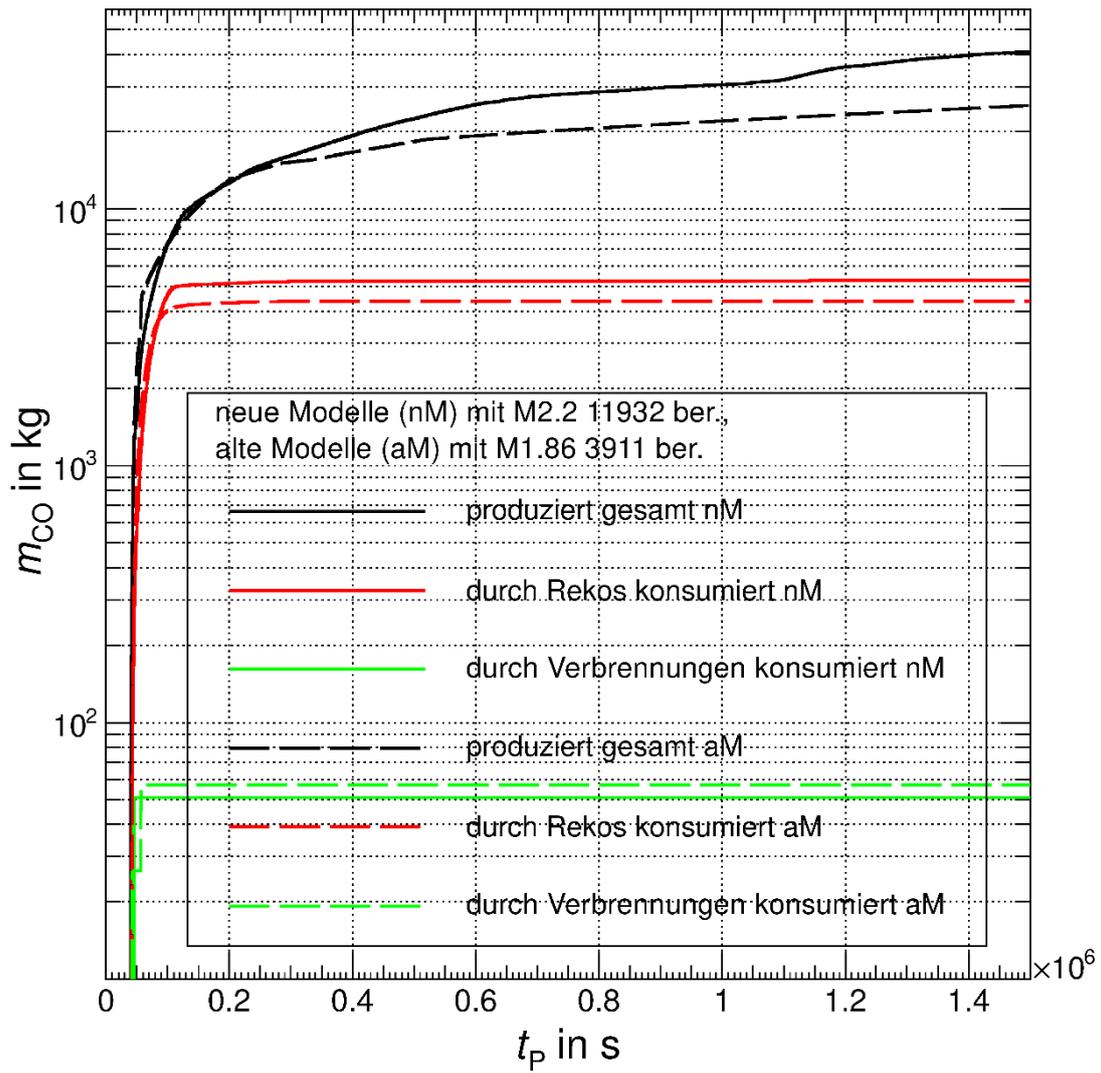


Abb. 4.24 Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

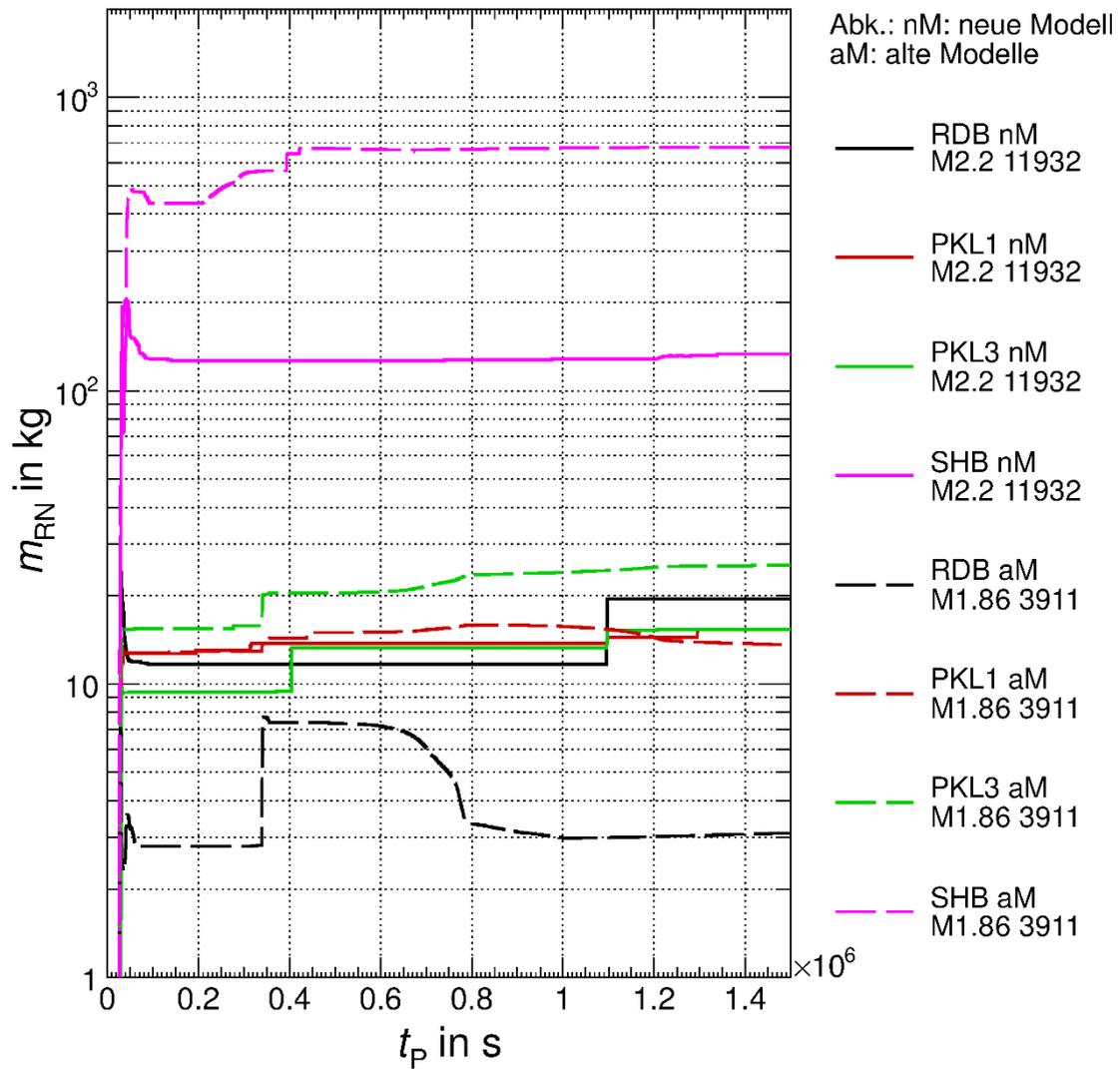


Abb. 4.25 Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext)

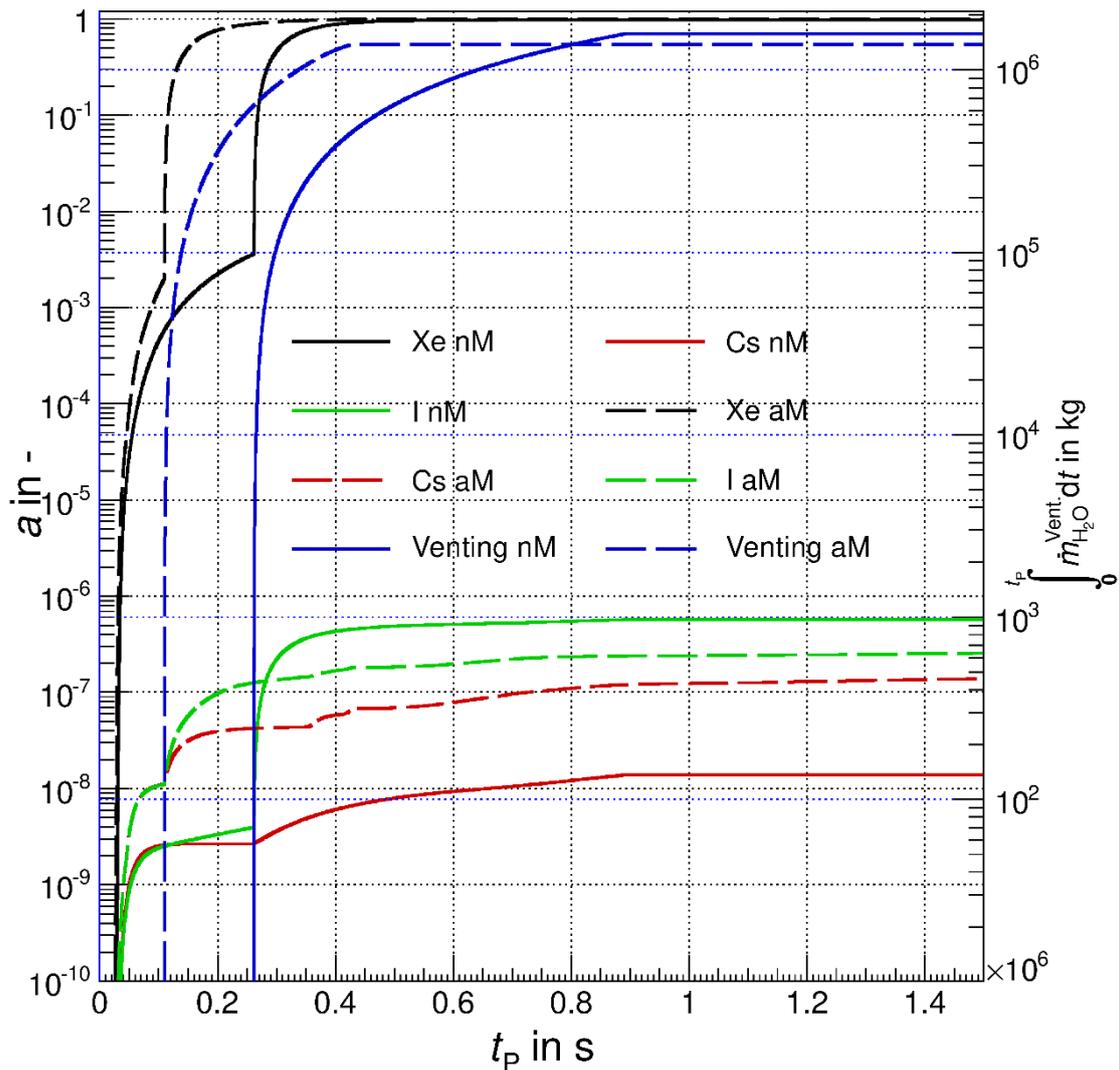


Abb. 4.26 Freisetzung ausgewählter Radionuklide in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch das Ventingsystem (rechts) der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen

4.2.3 Nichtleistungsbetriebsfall „NLB B“

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse und Unterschiede der beiden Rechnungen mit neuen und alten Modellen für das Szenario aus dem Nichtleistungsbetrieb präsentiert. Dieses Szenario stellt eines von einem Spektrum von fünf Fällen dar, das im Projekt 3612R01361 („Unfallanalyse in Kernkraftwerken nach anlagenexternen auslösenden Ereignissen und im Nichtleistungsbetrieb“, siehe /GRS 15a/) für den Nichtleistungsbetrieb eines DWR als abdeckend identifiziert worden ist. Aus diesem Grund sollte die entsprechende Rechnung aus dem genannten Projekt stammen. Aufgrund eines Defizits in Hinblick auf die Nachzerfallsleistung, ist die Rechnung mit einer Korrektur neu durchgeführt

worden, jedoch mit den alten Einstellungen und mit der ursprünglichen MELCOR-Version 1.86 3911 berechnet worden. Eine Brennelementlagerbeckenkühlung ist in /GRS 15a/ noch nicht vorhanden gewesen, wurde jedoch kurze Zeit später implementiert, so dass diese Eigenschaft in der Nachrechnung berücksichtigt worden ist. Aufgrund der verwendeten alten Modelle ist die Rechnung mit „aM“ (gesamt „NLB-B-aM“) indiziert. Die alten Modelle beziehen sich beispielsweise auf das Oxidationsmodell. Ferner ist die Anlagenmodellierung exakt auf dem Stand des Projektes 3612R01361. Auch die globalen „default“-Werte sind die, die mit 1.86 bezeichnet sind und sich auf die gleichnamige MELCOR-Version beziehen.

Die andere Rechnung ist mit der MELCOR-Version 2.2 11932 berechnet worden und verwendet neue Modelle, so dass sie mit „nM“ (gesamt: „NLB-B-nM“) indiziert wird.

Eine Übersicht über den Unfallablauf beider Rechnungen ist in Tab. 4.5 gegeben und soll im Folgenden kurz beschrieben werden.

Die Anlage befindet sich in der Nichtleistungsbetriebsphase 1C (s. /GRS 15a/) $t_p = 40$ h nach Abschaltung, wobei der Füllstand auf „Mitte-Loop“-Niveau bei offenem RDB abgesenkt ist. Die Nachwärmeabfuhr wird durch zwei Stränge des Not- und Nachkühlsystems bewerkstelligt, ein weiterer Strang befindet sich in Flutbereitschaft und der vierte ist in Revision. Die Sicherheitseinspeisepumpen (SEP) sind freigeschaltet und weiterhin stehen 6v8 Druckspeicher zur Verfügung.

Das Szenario wird bei $t_p = 0,0$ s durch das spontane Betriebsversagen durch einen GVA der Nachkühlpumpen eingeleitet, weswegen ebenfalls der Flutstrang als ausgefallen angenommen wird. Ferner wird von der Unverfügbarkeit der Beckenkühlpumpe der einen Notnachkühlkette (die andere ist Teil des Stranges, der sich in Revision befindet) ausgegangen. Somit ist die Nachkühlung vollständig ausgefallen. Lediglich eine Einspeisung der Druckspeicher wird angenommen.

Mit Szenariobeginn wird die Druckspeichereinspeisung vorgenommen, welche im Tippbetrieb stattfindet. Durch den offenen RDB füllt sich damit der Flut- und Abstellraum zu einem gewissen Grade. In den alten Modellen ist zu Szenariobeginn eine Druckspeichereinspeisung vorgesehen, die mit der adiabaten Expansion im Druckspeicher-Gasraum korrespondiert. Im Falle der neuen Modelle erfolgt die Einspeisung gemäß der Vorgabe „Tippbetrieb“ mit der verringerten Einspeiserate, wobei die physische Modellierung der Druckspeicher verwendet worden ist, die in Abschnitt 1 beschrieben worden ist.

Der Einfachheit halber findet die Einspeisung unreguliert statt und ist immer noch vom Druck abhängig.

Durch die fehlende Nachkühlung heizt sich nun das Inventar bis zum Sieden auf. Das erste Sieden im Kernvolumen ist nach $t_p = 3900$ s (aM) bzw. $t_p = 2109$ s (nM), jenes im Flut- und Abstellraum nach $t_p = 6650$ s (aM) bzw. $t_p = 5460$ s (nM) zu verzeichnen. Durch das Sieden, welches auch mit einem Druckanstieg verbunden ist, der in Abb. 4.28 zu erkennen ist, nimmt das Kühlmittelinventar im Flut- und Abstellraum sowie im Primärkreis (PKL) ab, welches in Abb. 4.27 zusammengefasst sind. Nach $t_p = 51400$ s (aM) bzw. $t_p = 54383$ s (nM) beginnt der Prozess der Freilegung des aktiven Kerns, welcher nach $t_p = 70300$ s (aM) bzw. $t_p = 69018$ s (nM) abgeschlossen ist. Dieser signifikante Unterschied ist ebenfalls in Abb. 4.27 zu erkennen, wobei dies durch spontane Inventarszunahmen korreliert, die nach $t_p \approx 56888$ s (aM) beginnen und bis ca. $t_p \approx 70370$ s (aM) währen. Da während der Kernfreilegung bereits die Kernzerstörung stattfindet, wird ebenfalls Wasserstoff produziert und in den oberen SHB freigesetzt, der jedoch durch den hohen Dampfanteil nicht verbrennen kann. Im Brennelementlagerbecken jedoch kondensiert ein Teil des Dampfes, so dass es zu Verbrennungen kommen kann. Diese finden im BELB-Volumen jedoch nur in der Rechnung mit den alten Modellen statt. Dies führt dort zeitweise zu einem hohen Druck, welcher zu einem Austrag von Wasser führt, welches in den Flutraum strömt und von dort aus in den geöffneten RDB. Dieses unplausible Verhalten ist wahrscheinlich auf eine vergrößerte Öffnungshöhe des vertikalen Strömungspfad zurückzuführen, mit dem das BELB an den SHB-Dom angebunden ist. Da dieses Phänomen bereits nach dem Projekt 3612R01361 bekannt geworden ist, ist die Definition des Strömungspfad geändert worden, so dass eine solche Übertragung nicht mehr stattfinden kann. Ferner ist in diesem Zusammenhang zu erwähnen, dass es in der Rechnung mit den neuen Modellen zu keinen Verbrennungen im BELB kommt. Dies ist durch eine geringere Wasserstoffkonzentration ebendort begründet, welches wiederum durch veränderte Strömungsverhältnisse herrührt, die an der geänderten Strömungspfaddefinition und dem Überlaufströmungspfad liegen dürften, der in den alten Modellen noch nicht berücksichtigt ist. Der Überlauf verbindet dabei das BELB und den Reaktorsumpf.

Durch die fehlende Kühlung der Brennstäbe heizen sich diese auf. Ab $T_{HR} = 1173,15 \text{ K}$ wird ein Aufplatzen derselben angenommen, was nach $t_p = 55312 \text{ s}$ (aM) beziehungsweise $t_p = 58408 \text{ s}$ (nM) in Ring 2⁴ als erstes eintritt, das Aufplatzen der Hüllrohre der anderen Ringe folgt kurze Zeit später. Das Aufplatzen der Hüllrohre ist ebenfalls der Beginn der Freisetzung von Radionukliden, welche durch den offenen RDB direkt in den Sicherheitsbehälter (SHB) eingetragen werden.

In MELCOR wird bereits ab einer Temperatur von $T_{HR} = 1100 \text{ K}$ (einstellbare Grenze) eine Oxidation zwischen H_2O oder O_2 und Zirkonium (Hüllrohrmaterial) angenommen. Die Gesamtgleichungen der chemischen Reaktionen sind wie folgt gegeben:



Letztere Gleichung ist für das NLB-Szenario relevant, da über den offenen RDB Sauerstoff in das Kernvolumen eingetragen werden kann. Ferner kann auch Eisen über die Gleichung $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{FeO} + \text{H}_2$ mit Wasserdampf reagieren. Die Gleichungen der Reaktionen von anderen Legierungsbestandteilen des Stahls wie Chrom oder Nickel sind /HUM 17a/ (COR-RM-85) zu entnehmen. Die Gesamtleistung der chemischen Reaktionen, die in Abb. 4.31 gezeigt ist, führt zu einer Eskalation der Hüllrohrtemperaturen und zu einem schnellen Versagen dieser. Wie dargestellt führen einige Reaktionen zu einer Wasserstoffbildung, welche als Indikator der Reaktion angesehen werden kann. Der erste Wasserstoff wird nach $t_p = 52850 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 58183 \text{ s}$ (nM) erzeugt. Ist das Hüllrohr nun bis zu einer Reststärke oxidiert, so kommt das sogenannte *lifetime*-Modell zum Tragen. Dieses gewährt dem Hüllrohr lediglich eine Reststandzeit bevor es versagt, welche abhängig von der Temperatur ist. Versagt ein Hüllrohr kann es den Brennstoff nicht mehr zurückhalten, so dass dieser für diese Kernzelle in weiter unten gelegene Bereiche (Kernzellen) verlagert wird. Eine erste Verlagerung von Brennstoff findet nach $t_p = 56500 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 59146 \text{ s}$ statt.

⁴ Der Kern ist in MELCOR axial in Schichten und radial in Ringe unterteilt. Die Spaltgasfreisetzung findet dabei aus allen axialen Schichten des Ringes statt, da diese in der Realität verbunden sind.

Ein weiterer wesentlicher Fortschritt der Kernzerstörung ist gegeben, wenn die Kerntragstruktur versagt, welches nach $t_p = 78662 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 69008 \text{ s}$ (nM) für den ersten Ring gegeben ist, das Versagen der Strukturen der anderen Ringe erfolgt später in kurzer Abfolge.

Das letzte Versagen eines Teils der Kerntragstruktur findet nach $t_p = 85627 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 81455 \text{ s}$ (nM) statt. Das Versagen der Kerntragstruktur geht einher mit einer Verlagerung von Kernmaterial ins untere Plenum, so dass das dortige verbliebene Wasser mit substantiell erhöhter Rate verdampft. Entsprechend trocknet das untere Plenum nach $t_p = 80300 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 71900 \text{ s}$ (nM) aus (siehe auch Abb. 4.5), so dass anschließend die Nachzerfallsleistung in erhöhtem Maße in die untere Kalotte strömt und diese aufheizt. Letztlich versagt die untere Kalotte durch Materialkriechen (aM) bzw. durch Materialüberspannung (nM), was nach $t_p = 111824 \text{ s}$ (aM) bzw. $t_p = 75698 \text{ s}$ (nM) in Erscheinung tritt. Nun ist erkennbar, dass das RDB-Versagen, in der Rechnung mit den neuen Modellen substantielle $\Delta t_p = 36126 \text{ s}$ früher eintritt. Offenbar versagt die untere Kalotte bereits früher, ohne dass eine ausreichende Dehnung des Materials vorhanden ist. Dies liegt an einer erhöhten Spannung im Material, welche zu einem Aufreißen der Kalotte führt. Die erhöhte Spannung ist wahrscheinlich auf einen leicht größeren Temperaturgradient über die Stärke der Wandung zurückzuführen. Dies ist auf eine erhöhte Oxidation während der „in-vessel“-Phase zurückzuführen. So ist die durch die Hüllrohroxidation eingebrachte Wärme bis zum RDB-Versagen $Q_{Ox.} = 5.33 \cdot 10^{12} \text{ J}$ (nM) im Falle der neuen Modelle und $Q_{Ox.} = 9,923 \cdot 10^{10} \text{ J}$ (aM) im Falle der alten Modelle bis zum RDB-Versagen. Das Verhältnis beträgt hierbei $V_{Ox.} = 54$ zu Gunsten der neuen Modelle. Entsprechend sind die Temperaturen im PKL höher und ein früheres Versagen der unteren Kalotte mag begünstigt sein. So ist kurz vor dem Versagen in den neuen Modellen ein größerer Temperaturgradient über die Dicke der unteren Kalotte zu erkennen, welcher zu einer leicht höheren Spannung führt. Das RDB-Versagen hat nun einen Austrag von Corium in die Reaktorgrube zur Folge, so dass dort die Schmelze-Beton-Wechselwirkung beginnt. Der Fortschritt der Erosion ist in den Abbildungen Abb. 4.29 (aM) und Abb. 4.30 (nM) zu erkennen. Nach $t_p = 129366 \text{ s}$ bzw. $t_p = 90839 \text{ s}$ (nM) ist die Erosion des biologischen Schildes, der die Grenzen der ersten Cavity bildet, derart weit vorgeschritten, so dass dieser versagt und der Teil der Schmelze, der sich oberhalb des Versagensortes befindet, in die nachfolgende Cavity übertragen wird. Wie bereits in Abschnitt 1 erwähnt, ist sofort mit dem Versagen der Überströmklappen im unteren Bereich des Tragschildes zu rechnen, so dass Schmelze in die Sumpf-Cavity übertragen wird.

Somit hat die Schmelze im Folgenden über eine große Fläche Kontakt zum Sumpfwasser, welches sich hierdurch aufheizt und zum Druckaufbau im SHB beiträgt, welches in Abb. 4.28 ebenfalls ab der genannten Zeit erkennbar ist. Die Verteilung der Nachzerfallsleistung über die Cavities ist in Abb. 4.32 gezeigt und zeigt signifikante, jedoch keine substanziellen Unterschiede.

Nach $t_p = 261650$ s (aM) bzw. $t_p = 484650$ s (nM) ist das Wasser im Reaktorsumpf verdampft, ein Teil dessen befindet sich in der SHB-Atmosphäre oder ist durch eine gefilterte Druckentlastung ab $t_p = 912830$ s (nM) (Gesamtdauer: $\Delta t_p = 47328$ s) in die Umgebung ausgetragen worden. Eine effektive Kondensation des Wassers an SHB-Strukturen lässt durch deren Aufheizung allmählich nach. Es fällt nun auf, dass das Wasser im Reaktorsumpf in der Rechnung mit den neuen Modellen $\Delta t_p = 223000$ s später ausgetrocknet ist. Dies ist auf die Überlaufleitung, die das Brennelement-Lagerbecken mit dem Reaktorsumpf verbindet und nur in den neuen Modellen berücksichtigt ist, zurückzuführen. Bis zum Austrocknen werden $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)} = 6,174028 \cdot 10^5$ kg in den Sumpf übertragen. Der Großteil dieses Wassers wird zuvor durch Kondensation auf der Wasseroberfläche des BELB ebendort eingetragen und mit $\langle P_{\text{Kühl}}^{\text{BELB}} \rangle = 4,64$ MW gekühlt (gemittelt von erstem Erreichen des Überlaufs und der Austrocknung des Sumpfes). Das BELB in der Rechnung mit den alten Modellen besitzt ebenfalls eine Kühlung, vor allem jedoch ist eine Füllstandshaltung definiert, die den Füllstand mittels einer Massensenke mehr oder weniger konstant hält, so dass ein Überlaufen verhindert wird.

Ferner tritt in der Rechnung mit den alten Modellen keine gefilterte Druckentlastung in Erscheinung. Es ist sehr wahrscheinlich, dass dies ebenfalls an benannter Überlaufleitung liegt.

In der Rechnung mit den alten Modellen werden insgesamt $\Delta m_{\text{H}_2\text{O}(l)} = 2,453 \cdot 10^5$ kg durch die Füllstandshaltung aus dem Problem entfernt, die ansonsten in der SHB-Atmosphäre wären oder, wie in den neuen Modellen, wieder durch die Schmelze verdampfen würden. Interessanterweise ist diese Menge deutlich geringer als jene, die in den neuen Modellen in den Sumpf übertragen wird. Dies mag an der Definition der Strömungspfade liegen, mit denen das BELB an den SHB angebunden sind. Hierbei ist die Öffnungshöhe für neuere Rechnungen reduziert worden, um den Effekt wie jenen zu verhindern, der am Anfang dieser Ausführungen beschrieben worden ist. Es ist denkbar, dass diese Neudefinition zu einem erhöhten Gasaustausch mit dem Atmosphärenvolumen des BELB geführt hat, welches wiederum eine Kondensation begünstigen mag.

Durch die Überlaufleitung und die Kühlung des Kondensats durch die Beckenkühlung werden auch die Strukturen im gesamten SHB effektiv gekühlt, welches sich in Abb. 4.35 erkennen lässt.

Durch die nun geringere Wasserkühlung an der Oberfläche des Trümmerbettes im Sumpf in der Rechnung mit den neuen Modellen, führt die Nachzerfallsleistung zur Aufheizung dieses Bettes. Nach $t_p = 825900 \text{ s}$ (nM) ist die Temperatur ausreichend hoch, so dass die Schmelze-Beton-Wechselwirkung wiedereinsetzt. Dies wirkt sich zunächst nur geringfügig am Druckaufbau im SHB in Abb. 4.28 aus und nicht sichtbar in der H_2 - und CO -Produktion, gezeigt in Abb. 4.33 bzw. Abb. 4.12.

Ein Aufschmelzen des Trümmerbettes geschieht erst nach $t_p = 930300 \text{ s}$, bei einer Solidustemperatur von $T_{\text{Solidus}} = 1518,6 \text{ K}$, die jedoch bemerkenswerterweise höher liegt als die Schmelzetemperatur. Dies ist durch die Verunreinigung durch die Betonbestandteile zu begründen, die durch die „trockene“ Erosion mit zu dem Trümmerbett zählt. Mit Wiederaufnahme der Erosion beginnt eine geringe Freisetzung der Radionuklide, die zuvor in dem festen Trümmerbett eingeschlossen gewesen sind. Eine Eskalation ist jedoch erst mit dem zur Neige gehen des Eisens bzw. des Zirkoniums nach $t_p = 119340 \text{ s}$ (nM) zu beobachten.

Diese ausreichende Aufheizung, die zum Wiedereinsetzen der Schmelze-Beton-Wechselwirkung führt, ist bis zum Ende der Rechnung im Falle der alten Modelle nicht erreicht. Zu bedenken ist in diesem Zusammenhang, dass der Wärmeverlust bei steigender Temperatur auch zu Gas hin wieder zunimmt, welches die Temperaturentwicklung dämpft. Ein Verlust in den Beton wird im Falle einer fehlenden Erosion in MELCOR nicht angenommen.

Hinsichtlich der Wasserstoffbilanz in Abb. 4.33 wird eine gesamte produzierte Masse von

$m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 2828,44 \text{ kg}$ (aM) bzw. $m_{\text{ges.}}^{\text{H}_2} = 4930,84 \text{ kg}$ (nM) gezeigt, wovon

$\Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1539,52 \text{ kg}$ (aM) bzw. $\Delta m_{\text{Reko}}^{\text{H}_2} = 1633,55 \text{ kg}$ (nM)

von den autokatalytischen Rekombinatoren und

$\Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 210,17 \text{ kg}$ (aM) bzw. $\Delta m_{\text{Verbr.}}^{\text{H}_2} = 127,38 \text{ kg}$ (nM)

durch Verbrennungen bis zum Ende der Rechnung konsumiert werden.

Zu erkennen ist nun eine deutlich höhere Produktion in der Rechnung mit den neuen Modellen, welche einerseits auf das Wiedereinsetzen der Erosion im Reaktorsumpf in den neuen Modellen zurückzuführen ist. Andererseits ist auch die Produktion in der Reaktorgrube deutlich höher $V_{aM}^{nM} = 1,5$, obwohl die Verteilung der Nachzerfallsleistung, gezeigt in Abb. 4.10, keine signifikanten Unterschiede zeigt. Auch die zur Verfügung stehenden Massen an oxidierbaren Materialien sind vergleichbar. Der Unterschied liegt in den verschiedenen Wärmeleistungsverlusten über die Oberfläche der Schmelze, die wiederum auf deutliche Unterschiede in den Oberflächen der Trümmerbetten zurückzuführen sind. Hierbei zeigt sich der Einfluss der geänderten Cavity-Modellierung nicht nur in Hinsicht auf die Kontur, sondern auf Konsequenzen in verschiedenen Hinsichten.

Die Einstellung der Rekombinatortätigkeit nach $t_p = 1,39265 \cdot 10^6$ s (aM) beziehungsweise $t_p = 320150$ s (nM) ist auf die zu geringe Sauerstoffkonzentration im SHB zurückzuführen, die zu den genannten Zeitpunkten auch an den Orten, an denen Rekombinatoren vorhanden sind und die höchste Konzentration von diesen aufgewiesen haben, den Grenzwert des Stoffmengenanteils von $\frac{n_{O_2}}{n_{ges}} = 2,5 \cdot 10^{-3}$ im SHB unterschreitet.

Die im Vergleich zu den alten Modellen frühe Einstellung der Rekombinatortätigkeit mag auf den höheren Wasserdampfanteil in den neuen Modellen zurückzuführen sein, welcher durch die Verdampfung der aus dem BELB in den Reaktorsumpf übertragenen Wassermasse zustande kommt. Auch die größere Produktionsrate in den neuen Modellen führt zu einem höheren Wasserstoffanteil im SHB, welchen die Rekos mit einer höheren Rate konsumieren.

Für den geringen Umfang an Verbrennungen ist der hohe Wasserdampfanteil in der SHB-Atmosphäre, der sich meist oberhalb des Grenzwertes von

$$\frac{n_{H_2O(g)}}{n_{ges}} \Big|_{Grenz} = 0,55 \text{ (repräsentatives Kontrollvolumen) befindet,}$$

verantwortlich.

Die Produktionsrate verändert sich ständig, wobei einige Unstetigkeiten (fehlende stetige Differenzierbarkeit) auffallen. So ist nach $t_p \approx 321600$ s (aM) bzw. $t_p \approx 237000$ s (nM) ein solcher „Knick“ in den Produktionskurven (in Abb. 4.33, Abb. 4.34) zu erkennen. Zu diesen Zeiten gehen in der Reaktorgrube das Eisen und das Zirkonium zur Neige. Zwar

wird Eisen aus der Schmelze weiterhin erschlossen, der wesentliche Teil aus den Einbauten des RDB ist jedoch vollständig verzehrt. Im Fall der alten Modelle ist die Zusammensetzung des Trümmerbettes im Sumpf wegen der fehlenden Erosion dort unveränderlich, in den neuen Modellen jedoch findet eine solche weiterhin seit $t_p = 825900$ s (nM) statt. Eisen geht hier nach $t_p = 1193400$ s (nM) (Zirkonium unwesentlich zuvor) zur Neige, welches sich ebenfalls in der Produktionsrate widerspiegelt.

Das Modell, dem eine wesentliche Wirkung hinsichtlich der Rückhaltung bzw. Freisetzung von Radionukliden in die Umgebung der Anlage zugesprochen wird, ist das Re-suspensionsmodell. Dieses Modell impliziert die Möglichkeit, dass Radionuklide, die sich bereits auf Strukturen abgelagert haben, wieder mobilisiert werden. Hierdurch ist in einfachster Anschauung eine geringere Rückhaltefähigkeit des Sicherheitsbehälters zu erwarten. Zur Bewertung dieses Modells ist Abb. 4.36 erstellt worden, in der die Gesamtmenge von auf Strukturen abgelagerten Radionukliden für verschiedene Raumbereiche (‚RDB‘: RDB [innen] ohne Rest-PKL [innen], ‚PKL1‘: PKL 1er-Loop [innen] ohne RDB [innen], ‚PKL3‘: PKL 3er-Loop [innen] ohne RDB [innen], ‚SHB‘: SHB mit PKL [außen] ohne PKL [innen]) gezeigt ist. In der Tat zeigt sich grundsätzlich, dass die Kurven der neuen Modelle tendenziell unterhalb der alten liegen. Eine wesentliche Ausnahme bildet der Verlauf der RN für den SHB, wobei die Kurve der neuen Modelle die der alten ab ca. $t_p = 484550$ s übersteigt, welches durch einen Sprung bei ca. $t_p = 484650$ s (nM) zustande kommt. Diese Zeit korreliert mit dem Austrocknen des Sumpfes in der Rechnung mit den neuen Modellen. Hierbei werden im Wasser gelöste RN instantan auf Strukturen abgelagert, so geschehen auch in der Rechnung mit den alten Modellen nach $t_p = 261650$ s (aM).

Die wesentliche Größe für einen Unfallablauf in einem Kernkraftwerk, ist die Radionuklidfreisetzung in die Umgebung, welche in Abb. 4.37 (linke Hochachse) als Anteil am Kerninventar (a) zu sehen und in Tab. 4.6 festgehalten ist. Die Freisetzung ist dabei grundsätzlich bestimmt durch die gefilterten Druckentlastungen (blaue Kurven, rechte Hochachse) und ist für die Edelgase (Xe) praktisch vollständig, jedoch nur im Falle der Rechnung mit den neuen Modellen. In der Rechnung unter Verwendung der alten Modelle kommt es nicht zu einer gefilterten Freisetzung. Dies ist ebenfalls der Grund, aus dem die Kurven von Cs und I relativ nahe beieinanderliegen. Im Falle der neuen Modelle führt die gefilterte Druckentlastung nicht nur zu einer erhöhten Freisetzung von Cs und I, sondern auch zu einer signifikanten, wenngleich auch kleinen Spreizung der beiden

Kurven. Dies liegt u. a. daran, dass das Iod in Gasform um eine Größenordnung schlechter gefiltert wird als gebunden in Aerosolform (Csl).

Die gefilterte Druckentlastung in den neuen Modellen führt zu einer um eine Größenordnung größeren Freisetzung. Die Verhältnisse der Freisetzungen betragen:

$$\frac{a_{Xe}^{nM}}{a_{Xe}^{aM}} = 3,792 \cdot 10^{+1}, \frac{a_{Cs}^{nM}}{a_{Cs}^{aM}} = 4,834 \cdot 10^{-1}, \frac{a_I^{nM}}{a_I^{aM}} = 3,576 \cdot 10^{-1}.$$

Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Rechnung mit den alten Modellen eine Nachrechnung des Szenarios darstellt, das auch schon in /GRS 15a/ dargestellt worden ist. In jener alten Rechnung kommt es ebenfalls zu einer gefilterten Druckentlastung, so dass sich die Freisetzungsverhältnisse wie folgt darstellen:

$$\frac{a_{Xe}^{nM}}{a_{Xe}^{aM}} = 8,770 \cdot 10^{-1}, \frac{a_{Cs}^{nM}}{a_{Cs}^{aM}} = 2,292 \cdot 10^{-1} \text{ und } \frac{a_I^{nM}}{a_I^{aM}} = 2,054 \cdot 10^{-1}.$$

Letztere Verhältnisse zeigen, dass eine Neubewertung gegenüber der Erkenntnislage gemäß /GRS 15a/ nicht notwendig ist. Hier ist jedoch zu bedenken, dass in /GRS 15a/ ein nicht gekühltes Brennelementlagerbecken verwendet worden ist, jedoch ohne Überlaufleitung. In der Rechnung mit den neuen Modellen ist das BELB gekühlt, es existiert jedoch eine Überlaufleitung hin zum Reaktorsumpf. Die Modellierungen des gekühlten Beckens mit der zusätzlichen Überlaufleitung scheint den Effekt der Kondensation im BELB auf den Sicherheitsbehälterdruck in der Nachrechnung der alten Modelle mit dem gekühlten Becken ohne Überlaufleitung, die als einzige dieser drei Rechnungen keine gefilterte Druckentlastung aufweist, zu reduzieren.

Tab. 4.5 Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes NLB-B

Ereignis, Phänomen	Zeitpunkte	
Reaktor		
Reaktor unterkritisch (RESA)	-40:00:00 h (aM) / -40:00:00 h (nM)	
Erreichen der Siedetemperatur im RDB (Kernvolumen)	1:05:00 h (aM) / 35:09 h (nM)	
Erreichen der Siedetemperatur im Flut- und Abstellraum	1:50:50 h (aM) / 1:31:0 h (nM)	
Austrocknen des Flut- und Abstellraumes	8:07:30 h (aM) / 11:17:50 h (nM)	
Beginn der Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 6,63$ m	14:16:40 h (aM) 15:06:23 h (nM)	Dauer: 5:15:00 h (aM) 4:03:55 h (nM)
Ende der Kernfreilegung bei $L_{RDB} \leq 2,73$ m	19:31:40 h (aM) 19:10:18 h (nM)	
Beginn der Wasserstoffproduktion	14:40:50 h (aM) / 16:09:43 h (nM)	
Spaltgasfreisetzung aus Brennstäben (Beginn; Ring 2)	15:21:52 h (aM) / 16:13:28 h (nM)	
Beginn des Kernschmelzens (erste Brennstoffumlagerung)	15:41:40 h (aM) / 16:25:46 h (nM)	
Beginn der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	0:00:00 h (aM) 0:00:20 h (nM)	Dauer: 0:02:00 h (aM) 0:08:45 h (nM)
Ende der Druckspeicher-Einspeisung (gemittelt)	0:02:00 h (aM) 0:09:05 h (nM)	
Versagen d. unteren Kerngitterplatte, Kernabsturz, Quenchen	21:51:02 h (aM) / 19:10:08 h (nM)	
Austrocknen unteres Plenum	22:18:20 h (aM) / 19:58:20 h (nM)	
RDB-Versagen, Beginn Schmelzeaustrag in Reaktorgrube	31:03:44 h (aM) / 21:01:38 h (nM)	
Versagen des biologischen Schildes	35:56:06 h (aM) / 25:13:59 h (nM)	
Übertrag von Schmelze in die Sumpf-Cavity	35:56:07 h (aM) / 25:13:59 h (nM)	
Austrocknung des Sumpfes	72:40:50 h (aM) / 134:37:30 h (nM)	
Wiedereinsetzen der Erosion in der Sumpf-Cavity	229:25:201h (nM)	
Erreichen der Auslegungstemperatur ($T_{Auslegung}^{SHB} = 418,15$ K) in der SHB-Stahlschale	21:55:50 h (aM) / 96:23:20 h (nM)	
Nachgeben der Berstscheibe am Abblasebehälter	186:50:47 h (aM)	
Beginn der gefilterten Druckentlastung	253:33:50 h (nM)	Dauer: 13:08:48 h (nM)
Ende der gefilterten Druckentlastung	266:42:38 h (nM)	
Ende der Rechnung	416:40:00 h (aM, nM)	

aM:Rechnung mit „alten Modellen“

nMRechnung mit „neuen Modellen“

Tab. 4.6 Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „NLB B-aM/nM“

Element-klasse	Freisetzunganteil in die Umgebung	Ursprungsinventar	freigesetzte Masse
Xe	$1,4619 \cdot 10^{-2}$ (aM)	$7,11123 \cdot 10^2$ kg	$1,0396 \cdot 10^{+1}$ kg (aM)
	$5,5440 \cdot 10^{-1}$ (nM)		$4,0702 \cdot 10^{+2}$ kg (nM)
Cs	$2,2711 \cdot 10^{-6}$ (aM)	$3,88720 \cdot 10^2$ kg	$8,8282 \cdot 10^{-4}$ kg (aM)
	$1,0977 \cdot 10^{-6}$ (nM)		$1,1426 \cdot 10^{-5}$ kg (nM)
I	$4,0187 \cdot 10^{-6}$ (aM)	$2,8358 \cdot 10^1$ kg	$1,1396 \cdot 10^{-6}$ kg (aM)
	$1,4371 \cdot 10^{-6}$ (nM)		$1,2254 \cdot 10^{-5}$ kg (nM)

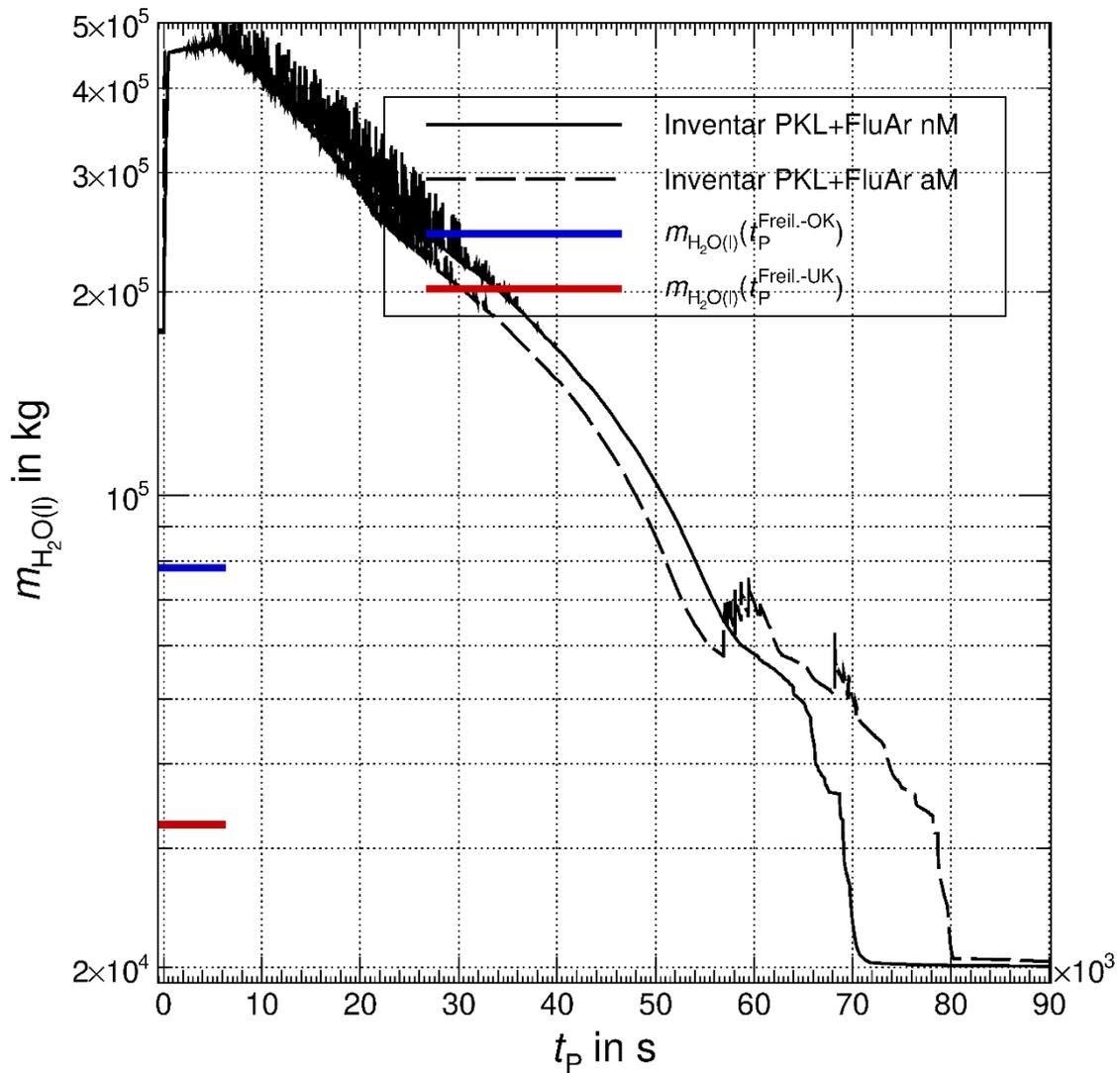


Abb. 4.27 Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

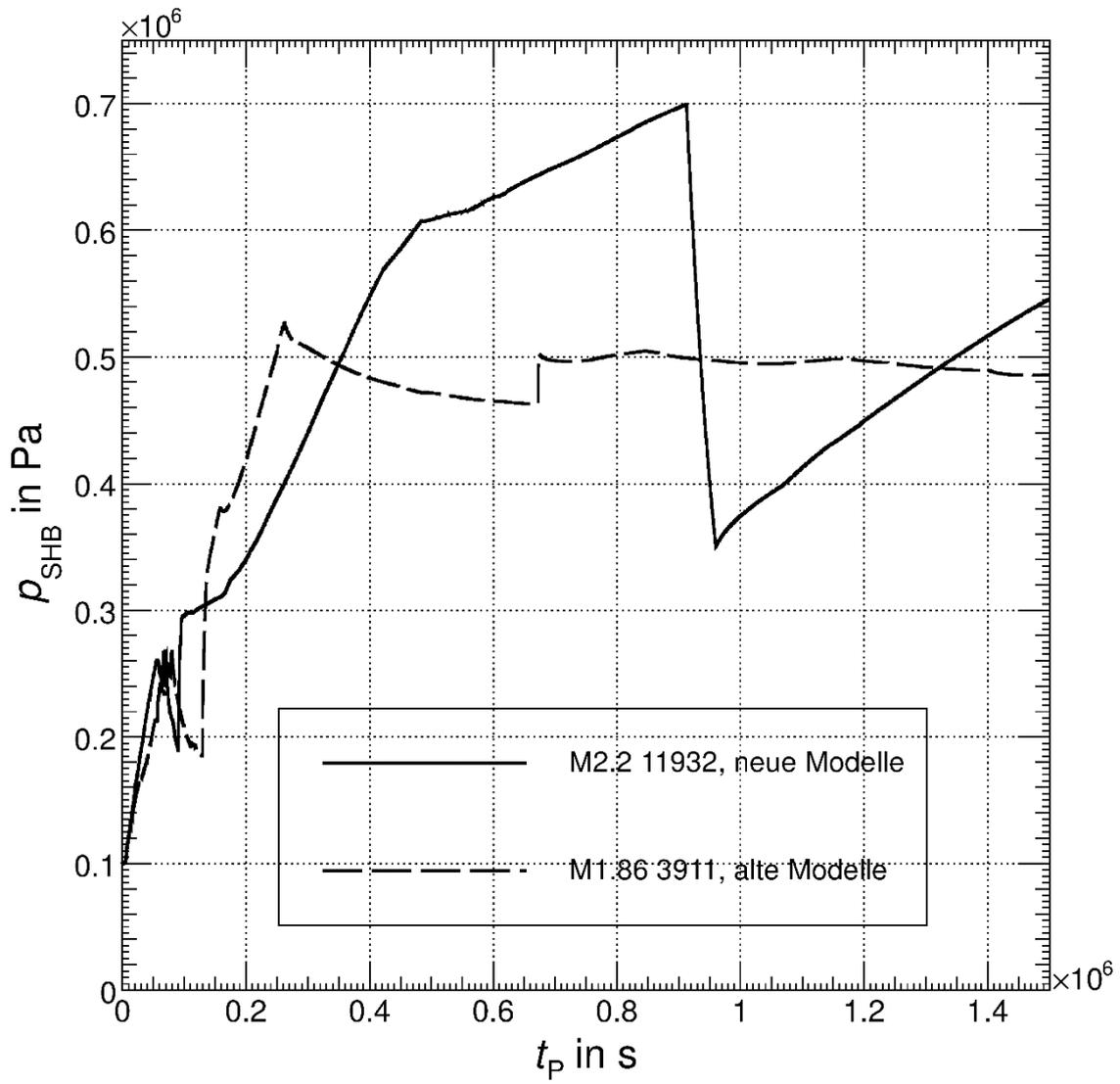


Abb. 4.28 Druck im SHB der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

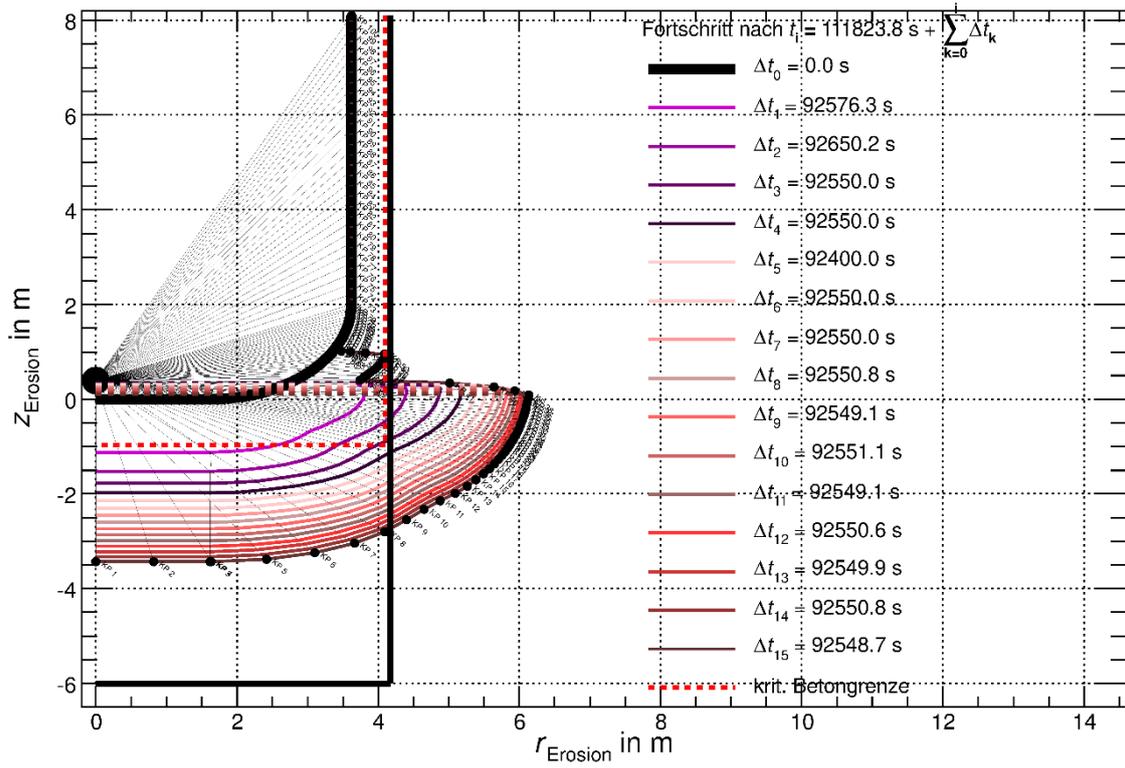


Abb. 4.29 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit alten (aM) Modellen

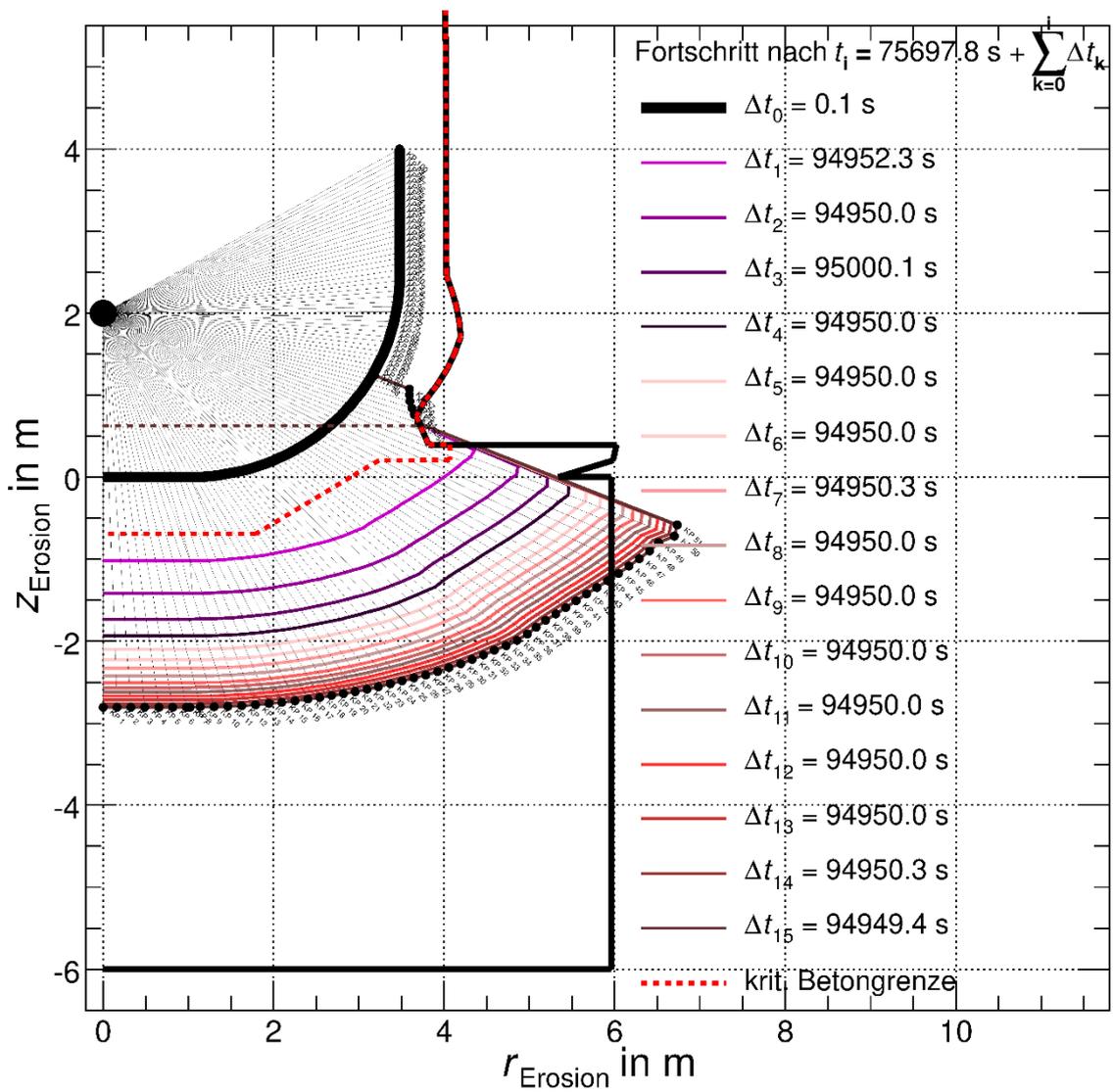


Abb. 4.30 Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit neuen (nM) Modellen

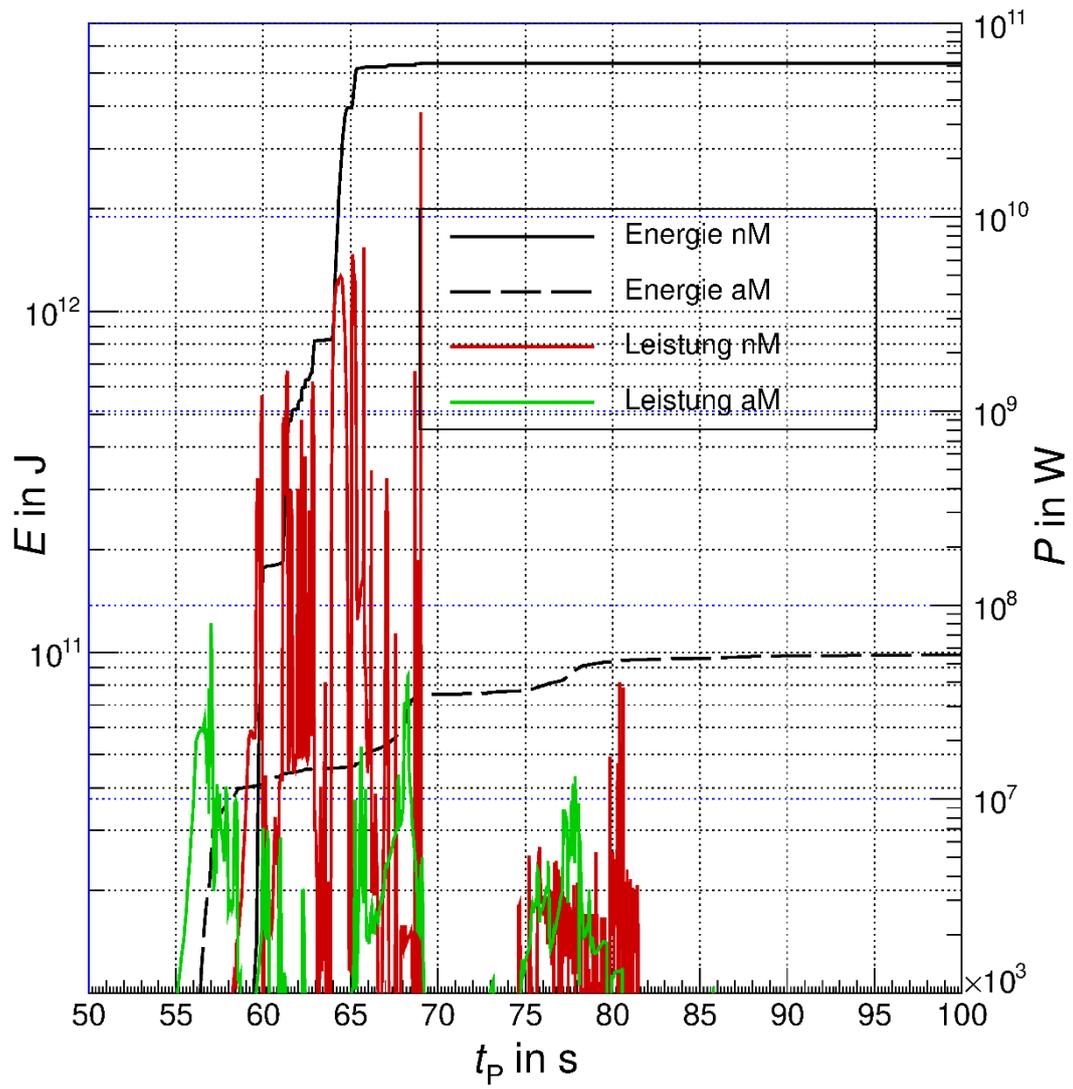


Abb. 4.31 Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

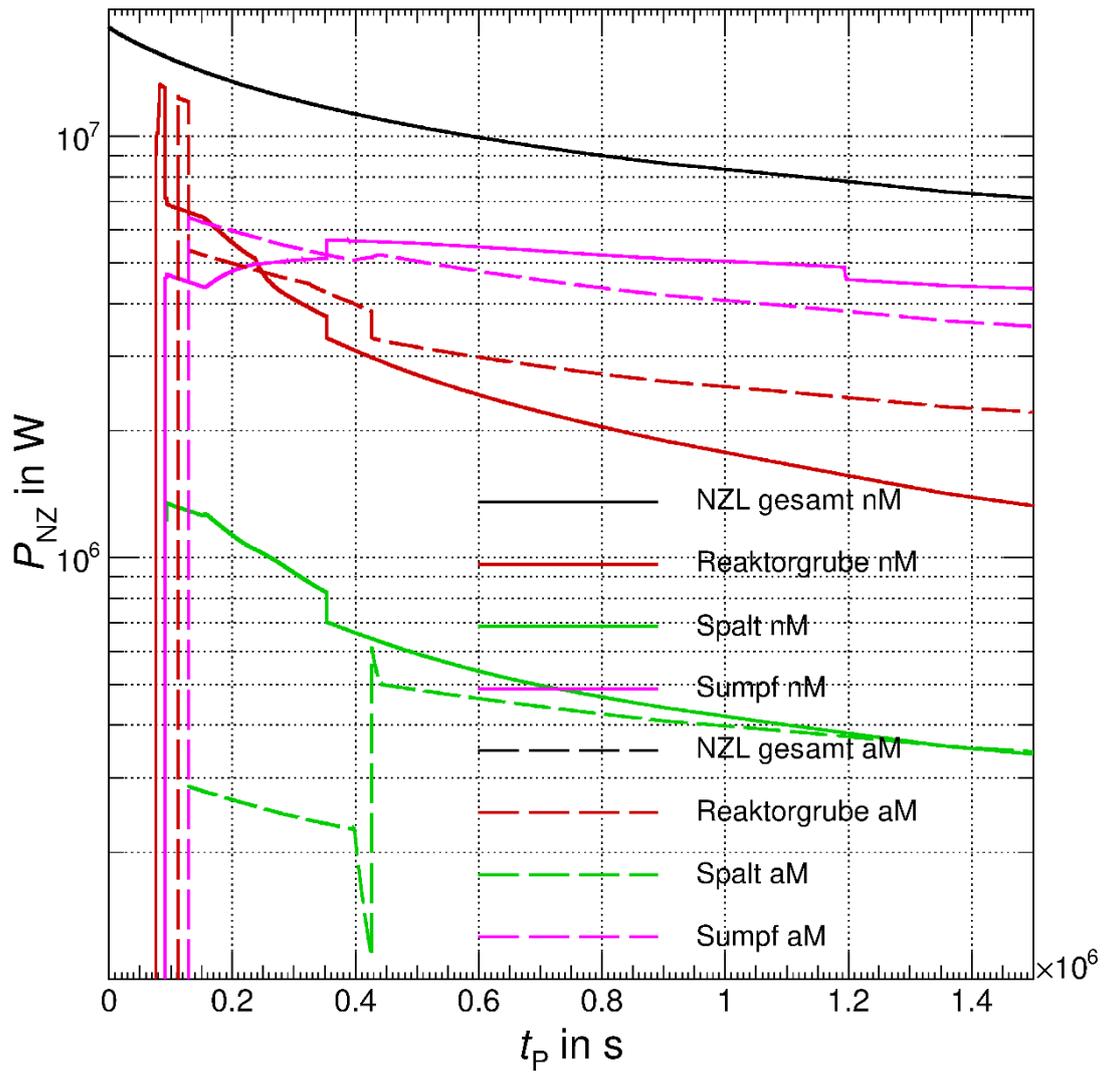


Abb. 4.32 Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

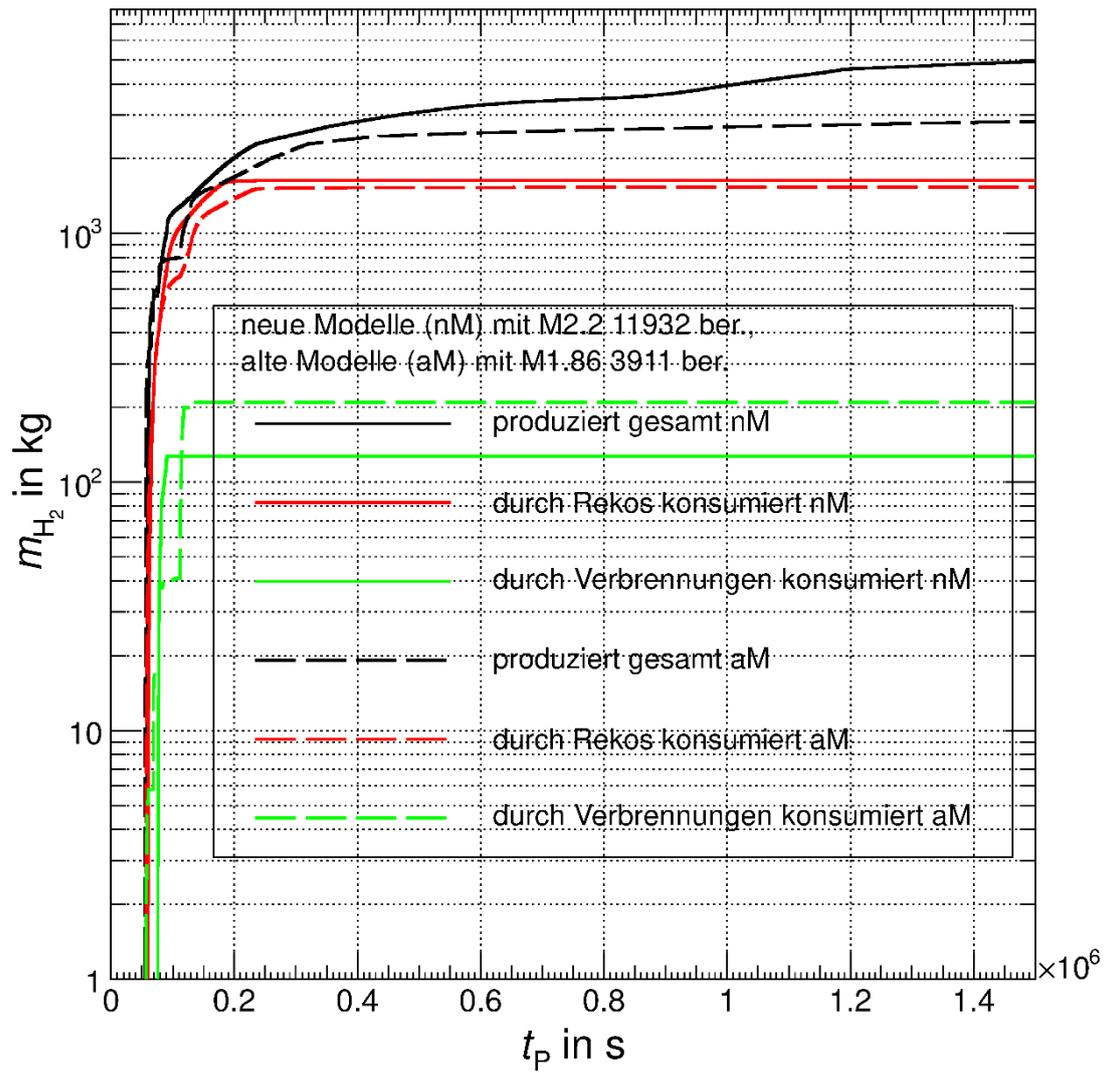


Abb. 4.33 Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

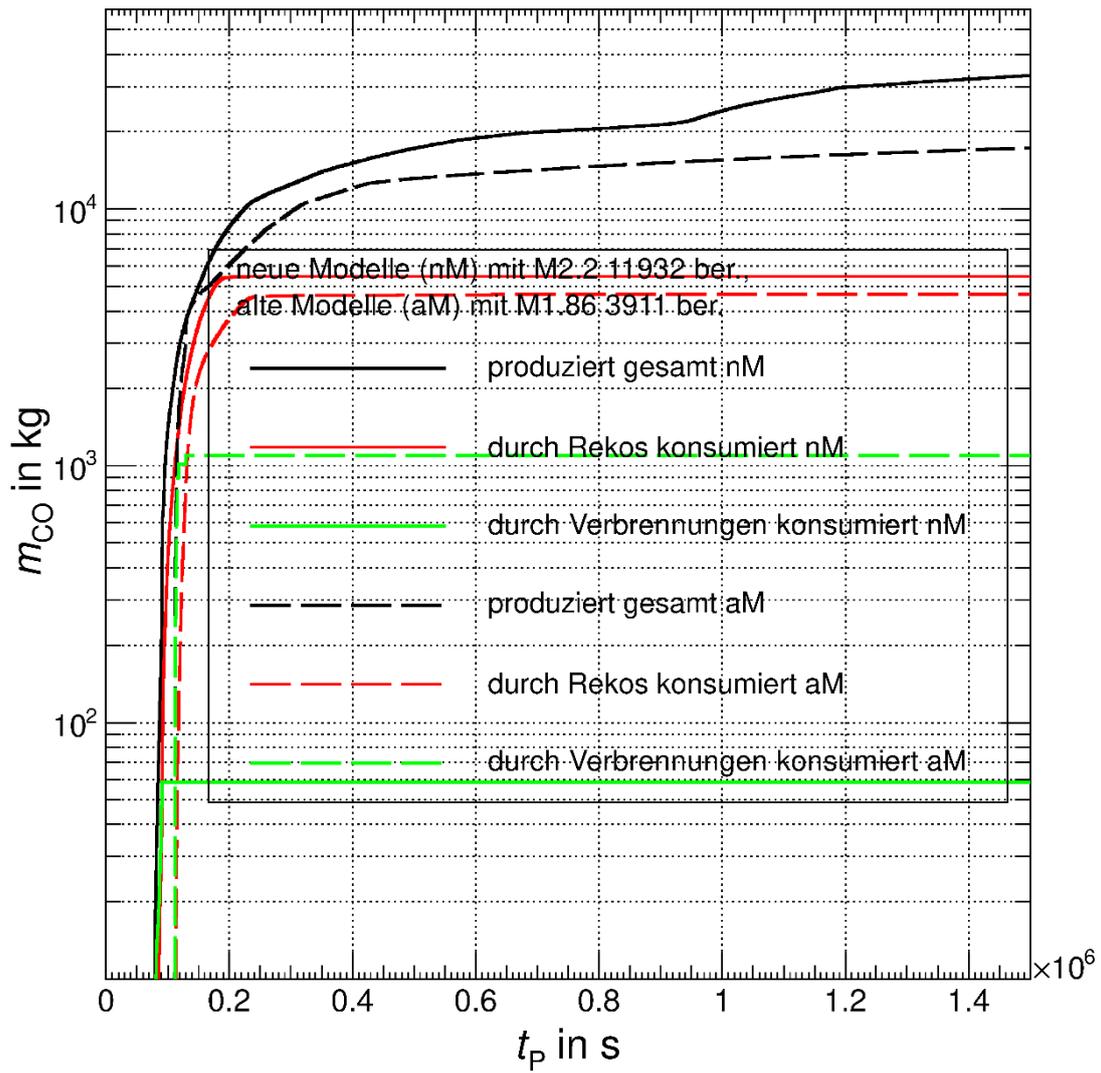


Abb. 4.34 Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

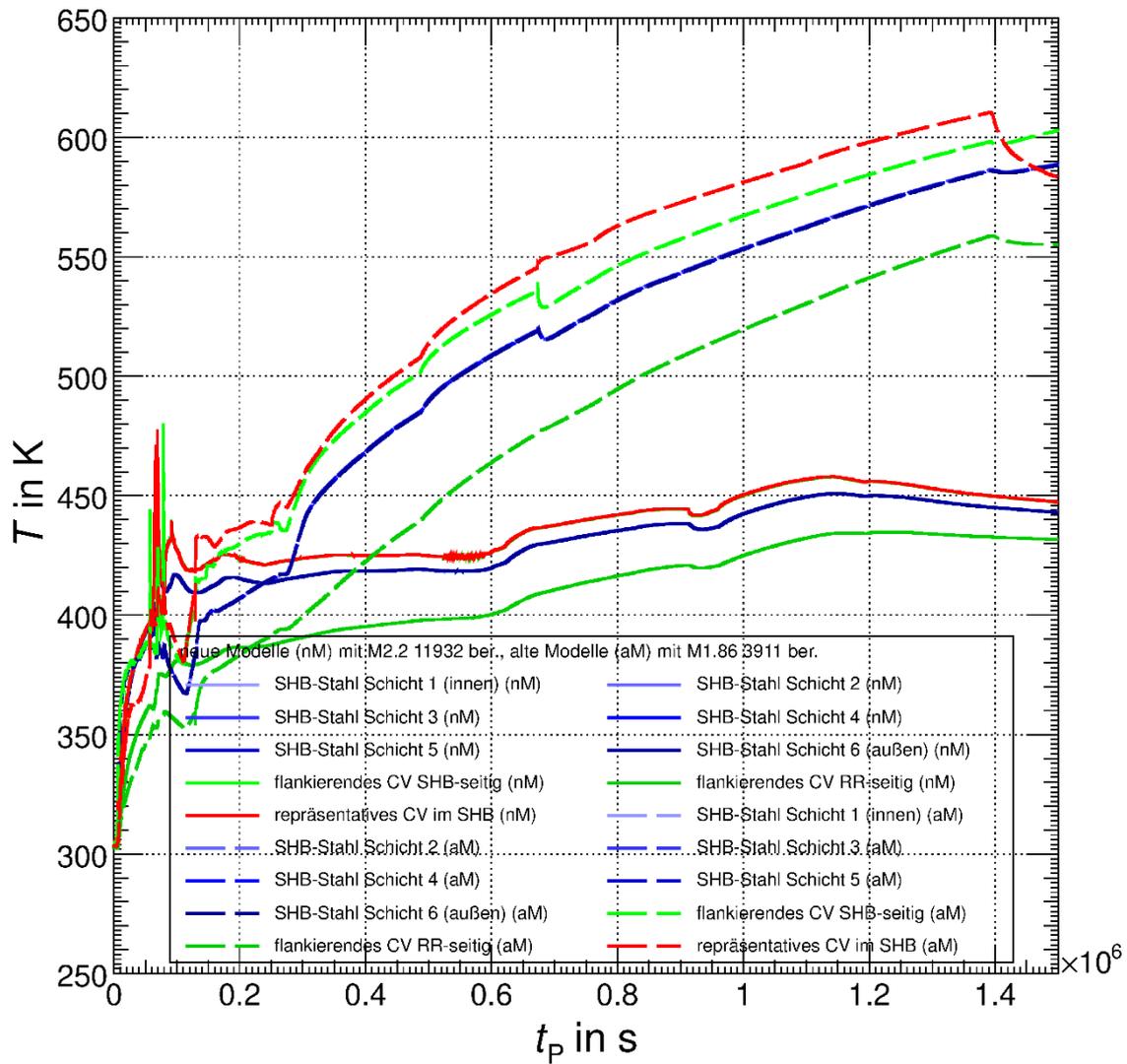


Abb. 4.35 Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

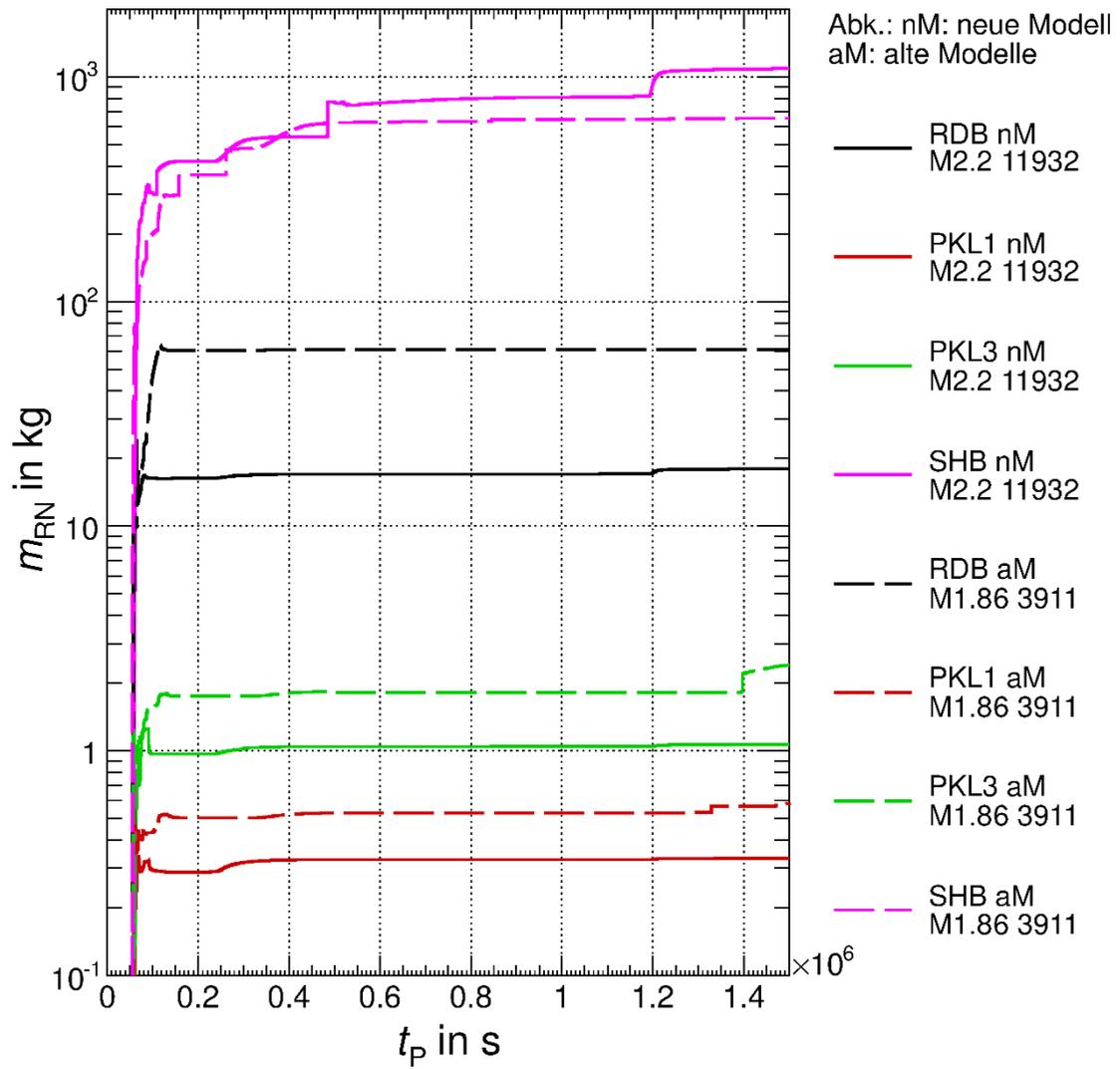


Abb. 4.36 Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext)

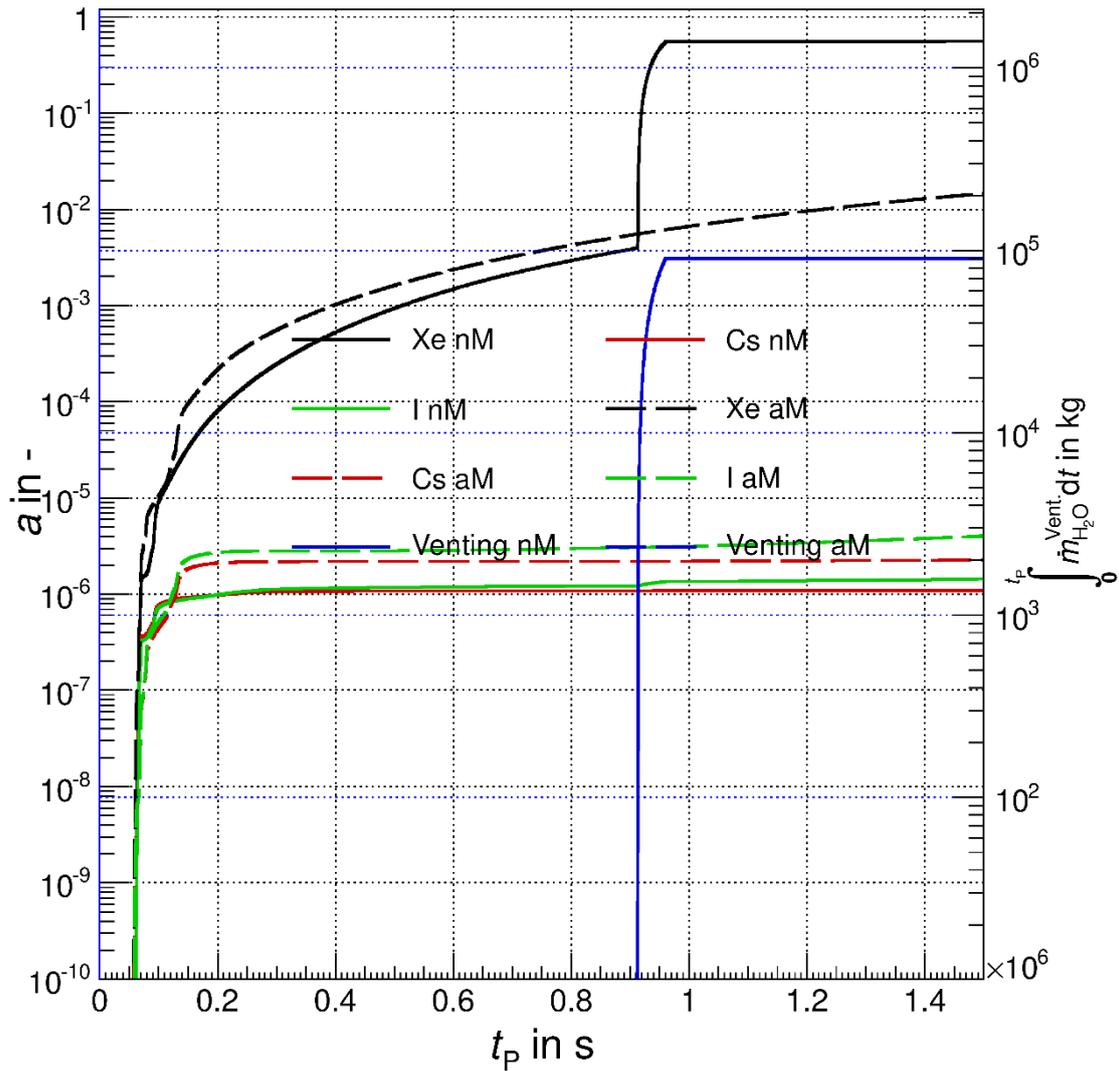


Abb. 4.37 Freisetzung ausgewählter Radionuklide in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch das Ventingsystem (rechts) der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen

Zusammenfassung

Unter Verwendung der neuesten Modelle sowohl in Hinsicht auf die physikalische Modellierung, die in den neueren MELCOR-Versionen implementiert sind als auch in Hinsicht auf die Anlagenmodellierung, die von den GRS-Anwendern erstellt wurde und wird, sind neue Simulationen verschiedener Szenarien durchgeführt worden. Diese Szenarien sind bereits in früheren Vorhaben simuliert worden, so dass ein Vergleich angestellt werden konnte. Aufgrund der Erkenntnis um einige Fehler in den alten Rechnungen sind neue Rechnungen jedoch unter Verwendung alter Modelle als Vergleich herangezogen worden. Hierbei sind signifikante Unterschiede aufgezeigt worden. So ist beispielsweise

die Wärmemenge, die in der „in vessel“-Phase durch die Zirkon-Wasserdampf-Reaktion in den RKL eingetragen wird, um ca. zwei Größenordnungen größer als in den Rechnungen mit den alten Modellen. Da jedoch in beiden Fällen die oxidierbaren Bestandteile des Kerns letztlich „in“- oder „ex vessel“ oxidieren, ist die Auswirkung auf die Freisetzung eher gering, wie auch andere Effekte wie Resuspension. Insbesondere Zeitpunkte von Versagen der Hauptkühlmittelleitung oder RDB-Versagen werden durch Spezifika der „in vessel“-Phase jedoch signifikant beeinflusst.

Herausstechende Unterschiede sind der Druckaufbau und die Freisetzung im Szenario „NLB-B“, welcher auf das Nichtzustandekommen der gefilterten Druckentlastung in der Rechnung mit den alten Modellen zurückzuführen ist. Trotz dieser substanziellen Unterschiede ergibt sich keine Neubewertung der Konsequenzen aus einem solchen Szenario, da die ursprüngliche Rechnung aus dem Vorhaben 3612R01361 ebenfalls eine gefilterte Druckentlastung gezeigt hat.

In den beiden anderen Szenarien ist eine solche Neubewertung aufgrund der verhältnismäßig geringen Unterschiede z. B. in der Freisetzungskategorie (jeweils gefiltertes Venting) und in der Freisetzungsmenge ebenfalls nicht notwendig geworden, insbesondere angesichts der Unsicherheiten, die einer solch komplexen Simulation wie die mittels MELCOR anhaften. Allerdings unterscheiden sich die Freisetzungszeitpunkte und -dauern der Szenarien „SBO“ und „Kleines Leck“ im Vergleich zwischen der alten und der neuen Modellierung zum Teil deutlich. Für das Szenario „SBO“ ergibt sich ein Unterschied beim Freisetzungstart (d.h. beim Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung) von $\Delta t = 6,5$ h (38,5 h aM, 45 h nM) und für das Szenario „Kleines Leck“ ergibt sich ein noch deutlicherer Unterschied beim Freisetzungstart (ebenfalls beim Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung) von $\Delta t = 42,5$ h (30,5 aM, 73 h nM). Während sich die Nettodauer der gefilterten Druckentlastung im „SBO“ Fall jeweils im Bereich von 133 Nettostunden in den Rechnungen mit der alten und der neuen Modellierung befindet, unterscheidet sich die Nettodauer der gefilterten Druckentlastung im „Kleines Leck“ Fall um den Wert von ca. 86 h für die Rechnungen mit den alten und neuen Modellierungen (89 h für die alte Modellierung bzw. 175 h für die neue Modellierung). Die Ursprünge und möglichen Auswirkungen dieser Unterschiede sollten einer vertieften Analyse unterzogen werden, die an dieser Stelle nicht durchgeführt werden konnte.

5 Entwicklung weiterer Modelle für deterministische Unfallanalysen: Erweiterung um weitere Notfallmaßnahmen (AP 3.2)

Auf den Ergebnissen im AP 3.1 aufbauend wird das Spektrum von Analysen mitigativer Notfallmaßnahmen dahingehend erweitert bzw. angepasst, wie diese im Handbuch mitigativer Notfallmaßnahmen beschrieben sind. Hierfür wird im Folgenden als zu analysierendes und bisher nicht betrachtetes Szenario ein Dampferzeugerheizrohrleck mit zeitlich verzögerter Dampferzeugerbespeisung ausgewählt. Handmaßnahmen sind unter den Umständen eines Unfallablaufes hinsichtlich des Erfolgs oder des Zeitpunktes des Erfolgs unsicher, so dass insbesondere die Ausführungszeiten als ungenau bekannte Parameter einer Parameterstudie unterzogen werden sollen.

Für die Erweiterung des Spektrums der deterministischen Analysen von mitigativen Notfallmaßnahmen wird die Maßnahme der sekundärseitigen Bespeisung des defekten Dampferzeugers (DE) bei einem Station Blackout (SBO) mit induziertem Dampferzeugerheizrohrleck (DEHEIRO-Leck) herangezogen, welche in erster Linie einer Rückhaltung von Radionukliden dienen soll und in den bisherigen Analysen nicht berücksichtigt ist. Neben den hierfür notwendigen Modifikationen am MELCOR-Eingabedatensatz (wie z. B. die Implementierung von Strömungspfaden) wird in diesem Arbeitspaket eine Parameterstudie ausgewählter unsicherer Parameter durchgeführt. Hierdurch soll beispielsweise die Bandbreite der Wirksamkeit der Maßnahme und die genauen Randbedingungen, die für eine Effektivität notwendig sind, untersucht werden. Weiterhin soll eine Grundlage geschaffen werden die Zeitabhängigkeiten der Handlungen der Mannschaft bei Anwendung dieser mitigativen NFM besser zu verstehen.

Zielsetzung der mitigativen NFM ist neben einer Reduktion der Ansprechwahrscheinlichkeit der DE-Sicherheitsventile und Reduktion eines Aktivitätsaustrages durch Auswaschen ("pool scrubbing") in der Wasservorlage, die Bespeisung des Reaktorkreislaufes (RKL) mit Deionat aus dem Dampferzeuger. Die ausgewählte Prozedur wird dann realisiert, wenn sich der DE-Füllstand unterhalb der Oberkante der Heizrohre befindet (Schaffung einer Wasservorlage) oder wenn keine weitere Möglichkeit besteht, Wasser in den RKL einzuspeisen. Zum Beenden der Einspeisung in den defekten DE sind einerseits das Erreichen eines dauerhaften DE-Druckes > 3 bar über dem RKL-Druck oder andererseits, wenn ein DE-Füllstand $> 12,6$ m erreicht wird (Überflutung des Feinabscheiders soll vermieden werden), heranzuziehen.

Mit Hinblick auf die durchzuführenden Variationsrechnungen wurde ein Szenario gewählt, in dem möglichst in allen einzelnen Rechnungen trotz variiertes Parameter die mitigative Notfallmaßnahme „sekundärseitige Bespeisung defekter Dampferzeuger“ zur Anwendung kommt. Das gewählte Szenario beginnt mit einem Station Blackout, wobei eine primärseitige Druckentlastung als nicht durchführbar angenommen wird, da eine große Druckdifferenz für die Entstehung eines induzierten Heizrohrlecks notwendig ist: Kriechversagen ist nur bei einer großen Druckdifferenz um 160 bar wahrscheinlich. Die im Notfall durchzuführende sekundärseitige Druckentlastung findet statt, allerdings erfolgt die Bespeisung der Dampferzeuger durch die mobile Pumpe verzögert. Da hierfür eine Reihe von nicht-automatisierten Maßnahmen notwendig ist, können viele Gründe für eine zeitliche Verzögerung vorliegen. Die Dauer der Verzögerung wird variiert, ist aber mindestens so groß, dass ein Einstieg ins HMN stattfindet. Im weiteren Unfallverlauf wird durch das Druckhalter-Abblaseventil durch zyklisches Öffnen / Schließen ein mittlerer Druck von ca. 165 bar im Primärkreis gehalten (Hysterese mit Öffnen / Schließen bei 169 bar / 164 bar). Im Folgenden kann es durch Druckdifferenz zwischen Primärkreis und Containment sowie hohe Gastemperaturen während der Kernzerstörung zum Kriechversagen der Volumenausgleichsleitung oder der Hauptkühlmittelleitung kommen, wie auch MELCOR-Analysen zeigen. MELCOR unterschätzt jedoch die Gastemperatur in den DE-Heizrohren stark, da bei der gewählten Nodalisierung der Anlage (nur ein Strömungskanal für den heißen Strang) eine Zirkulation innerhalb der Heizrohre nicht berechnet wird /GRS 17/. Daher tritt trotz hoher Temperaturen und hohem Differenzdruck zwischen Primärkreis und druckentlasteter Sekundärseite des Dampferzeugers kein Versagen des Dampferzeugerheizrohres in den MELCOR-Simulationen auf. Da eine Variation von Parametern (wie z. B. eine angenommene Wandungsschwächung der Dampferzeuger-Heizrohre) unter den genannten Einschränkungen zu unrealistischen Werten führen würde, wird hier das DEHEIRO-Leck per Kontrollfunktion kurz vor dem Kriechversagen der Primärkreis-Komponente ausgelöst. Die Kontrollfunktion „misst“ dabei den Schadensparameter im Larson-Miller-Kriechmodell (siehe /HUM 17/) und löst aus, falls ein gewisser Wert überschritten wird. In /GRS 17/ durchgeführte ATHLET-CD / COCOSYS-Analysen, die mit CFX-Rechnungen, also dreidimensionalen Strömungsberechnungen, gekoppelt wurden, haben gezeigt, dass bei druckentlasteter Sekundärseite und 40 % Wandschädigung des DEHEIRO die Versagenszeitpunkte von HKML und DEHEIRO unter den Randbedingungen des hier gewählten Szenarios nahezu identisch sind. Da in dieser Analyse das DEHEIRO-Leck Voraussetzung ist, wird es bei Erreichen von 95 % des Schadensparameters aus dem Larson-Miller-Modell von HKML / VAL ausgelöst.

Entstünde das DEHEIRO-Leck früher, könnte, je nach Leckgröße, der Druck des Primärkreises verringert und möglicherweise das Kriechversagen einer Primärkreiskomponente verhindert werden.

Wird nun das DEHEIRO-Leck für diese Analyse analytisch unterstellt ausgelöst, wird der DE isoliert, wie es für den DEHEIRO-Störfall vorgesehen ist. Danach präge der Primärkreis diesem, je nach Leckgröße, einige Zeit seinen Druck auf (der defekte DE ist dann ein Teil des Primärkreises) – zumindest bis zum Ansprechen des mit dem Isolieren im Druck hochgesetzten DE-SiV (von $p = 88,3$ bar auf $p = 117$ bar). Da die mobile Pumpe nur bis max. 13 bar einspeisen kann, wäre eine Durchführung der mitigativen Notfallmaßnahme (je nach vorliegenden Bedingungen) nicht oder nur begrenzte Zeit lang möglich. Sollte eine Einspeisung nach Entstehung des DEHEIRO-Lecks und ohne Versagen einer HKML oder der VAL stattfinden, so könnte der RKL wahrscheinlich nicht mehr effektiv gekühlt werden können, da bereits eine große Menge an H_2 produziert worden ist, welches den Wärmübergang vom RKL zur Sekundärseite stört. Eine der eigentlichen Intentionen, die in der Bespeisung des RKL durch das DEHEIRO-Leck besteht, könnte dann wegen der Druckdifferenz nicht durchgeführt werden. Eine Rückhaltung von Radionukliden wäre durch die Bespeisung bis zum Ausdampfen des DE bzw. bis zum Ansprechen des SiV möglich.

Im hier gewählten Szenario hingegen kommt es zu einem Versagen von Volumenausgleichsleitung oder Hauptkühlmittelleitung und damit zu einer Druckentlastung des Primärkreises. Dadurch sollte die mobile Pumpe im Folgenden einspeisen können. Der früheste Einspeisezeitpunkt der mobilen Pumpe ist hier wegen der dargestellten Kopplung der Auslösung des DEHEIRO-Lecks an den Schadensparameter der PKL-Komponenten (VAL, HKML) der Zeitpunkt der DEHEIRO-Leckentstehung.

Nach Entstehen des DEHEIRO-Lecks und Detektion dessen, wird ein Isolieren des defekten DE durchgeführt. In dem hier vorliegenden MELCOR-Eingabedatensatz müssen die Strömungspfade zum Speisewasserbehälter, zur Frischdampfumleitstation (FDU), zum Frischdampfsammler und das Abblaseregelventil (ARV) geschlossen werden. Im Anschluss daran folgt das Hochsetzen der Druckabsicherung des defekten, isolierten DE: Der Ansprechdruck des Sicherheitsventils wird von $p = 88,3$ bar auf $p = 117$ bar hochgesetzt. Die vorhandene Hysterese wurde beibehalten: Das Schließen des Sicherheitsventils findet nun bei $p = 112$ bar (anstelle von $p = 83,3$ bar) statt. Weiterhin musste für den DE des 1er-Loops ein neues Abblaseregelventil (ARV) definiert werden. Bisher wurde im Eingabedatensatz ein gemeinsames Ventil für die DE des 1er- und 3er-Loop

genutzt. Das bisherige ARV wurde im Eingabedatensatz für die sekundärseitige Druckentlastung aller DE genutzt. Das ARV wird bei Hochsetzen der DE-Druckabsicherung auf den Sollwert $p = 106$ bar (absolut) gesetzt. Bei Erreichen von $p = 106$ bar öffnet die betriebliche FD-Abblaseregulierung das ARV. Danach erfolgt kein Abfahren, sondern der Druck wird auf 106 bar Sollwert (implementiert als Hysterese mit Öffnen $p = 0,5$ bar über Sollwert und Schließen mit $p = 0,2$ bar unter Sollwert) geregelt. Im hier vorliegenden Szenario ist das ARV-Ventil aber ab SBO-Beginn nicht mehr verfügbar.

Des Weiteren wurde ein Parameter definiert, über den die Zeit zwischen dem Detektieren des DEHEIRO-Lecks und dem Ausführen der Maßnahmen zur Isolierung und Hochsetzen der Druckabsicherung variiert werden kann. Entsprechend ist der Beginn des Einspeisens der mobilen Pumpe in die DE über einen Zeitparameter eingepflegt worden. Hierzu wurde angenommen, dass die Einspeisung über die mobile Pumpe frühestens nach Erreichen der Einstiegsriterien ins HMN erfolgt.

Bei Erreichen des Zeitpunkts für das Isolieren des DE wird die Batterielaufzeit abgefragt. Da der mobile Generator in dieser Implementierung berücksichtigt wird, beträgt diese $\Delta t_{\text{ges}} = 82$ h: 10 h Batterielaufzeit und 72 h Laufzeit des mobilen Dieselgenerators. Nach Erschöpfen der Batterien werden die Dampferzeuger-Sicherheitsventile in Offenstellung vorgesteuert. Das ARV ist motorgesteuert und bleibt daher geschlossen, allerdings öffnet das eigenmediumgesteuerte Abblaseabsperrentil und das Sicherheitsventil im Sinne der Sicherstellung der Druckbegrenzung (*fail-safe* Funktion).

Durch die mobilen Dieselgeneratoren könnten die Zusatzborierpumpen und eine Beckenkühlpumpe der zweisträngigen Notnachkühlkette genutzt werden, um Wasser in den Primärkreis einzuspeisen. Für den zu untersuchenden Ereignisablauf wird aber unterstellt, dass eine Einspeisung über die vorgenannten Pumpen nicht verfügbar ist. Diese Annahme wurde im Datensatz entsprechend umgesetzt.

Weiterhin wurde implementiert, dass die mobile Pumpe nur bei einem DE-Druck kleiner $p_{\text{DE}} = 13$ bar einspeisen kann. Ansonsten existiert bei der Bespeisung mit der mobilen Pumpe kein automatischer Überspeisungsschutz. Im vorliegenden MELCOR-Datensatz ist zu diesem Zweck schon eine Kontrollfunktion implementiert, die die Bespeisung mit der mobilen Pumpe unterbricht oder drosselt, damit eine Überflutung des Feinabscheiders vermieden werden kann.

Neben der Implementierung der mitigativen Notfallmaßnahme „Bespeisung defekter Dampferzeuger“, wird in diesem Arbeitspaket eine Parameterstudie ausgewählter unsicherer Parameter durchgeführt werden. Im ersten Schritt wurden diese Parameter identifiziert und für die Variation mittels des Monte-Carlo (MC)-Programms SUSAs (**S**oftware for **U**ncertainty and **S**ensitivity **A**nalyses, siehe /GRS 16/) präpariert. Hierfür muss in SUSAs jeder Parameter zusammen mit seiner Wahrscheinlichkeitsverteilung definiert werden. SUSAs erzeugt eine gewünschte Anzahl an definierten Outputdateien, die in MELCOR eingelesen werden können und die jeweils einen Satz, aus ihren Wahrscheinlichkeitsverteilungen gewürfelten, Parameterwerte enthalten. Der Begriff MC-Methoden kennzeichnet nicht ‚einen‘ Algorithmus, sondern eine Gruppe von numerischen Methoden, die Zufallszahlen zur approximativen Lösung oder zur Simulation verschiedener Prozesse einsetzen /THE 17/. Durch Anwendung des MC-Ansatzes sollen hier mit Hilfe von Ziehen von Zufallszahlen Korrelationen zwischen den Parametern oder deren Sensitivität (wie etwa deren Einfluss auf den Ablauf der Unfallanalyse) bestimmt werden.

Im Folgenden sind die hierfür ausgewählten Parameter beschrieben, die in SUSAs bzw. im MELCOR-Datensatz eingepflegt wurden. Die Verteilungen der Variationsparameter wurde insgesamt sehr breit definiert, um auch extreme (sehr unwahrscheinliche) Parameterzustände zu erfassen und auswerten zu können.

Der Einspeisezeitpunkt der mobilen Pumpe wird von $\Delta t = 0$ s bis 4000 s, bezogen auf den Zeitpunkt der Entstehung des DEHEIRO-Lecks, variiert, wobei eine Gleichverteilung angenommen wurde. Die mobile Pumpe hat daher eine Mindestverzögerung, die in der Zeitdifferenz zwischen dem Einleiten der SDE und dem nachfolgenden Entstehen des DEHEIRO-Lecks entsteht. Die Variationsbreite ist eine Expertenschätzung.

Des Weiteren wird der Zeitpunkt, zu dem nach Entstehen des DEHEIRO-Lecks der betreffende Dampferzeuger isoliert wird, variiert. Hier wurde eine Gleichverteilung von $\Delta t = 0$ s bis 3600 s angenommen, bezogen auf den Zeitpunkt der Entstehung des DEHEIRO-Lecks. Die Variationsbreite ist ebenfalls eine Expertenschätzung. Neben den bereits genannten zeitlichen Parametern, die als unsicher gelten, ist die Anzahl der versagenden DEHEIROs ebenfalls unsicher. Aus diesem Grunde wird auch diese Anzahl variiert. Im MELCOR-Modell entspricht dies der Größe des einen Lecks, wobei der hydraulische Durchmesser nach wie vor dem eines einzigen entspricht. Dazu wird bei Gleichverteilung eine Zahl zwischen 0,01 und 10 gewürfelt und diese mit $2,99910^{-4}$ m² multipliziert, welches der Leckquerschnittsfläche bei einem 2F-Bruch eines DEHEIROs entspricht. Hierdurch wird zwischen einem Leck, das 1 % der Querschnittsfläche eines

2F-Bruchs entspricht und 10 Lecks variiert. Der Einfluss der effektiven DEHEIRO-Leckgröße in der Variationsbandbreite ist überschätzt, um auch extreme (sehr unwahrscheinliche) Parameterzustände zu erfassen und auswerten zu können. Der Eintritt eines DEHEIRO-Lecks der Größe 2F wird mit $1,5 \cdot 10^{-3}/a$ bzw. $> 2F \leq 4F$ mit $1,5 \cdot 10^{-5}/a$ eingeschätzt /GRS 03/. Für die zu betrachtenden konstruktiven, werkstoffmäßigen und betrieblichen Randbedingungen konnten im Rahmen der Risikostudie, Phase B /GRS 90/, keine Mechanismen abgeleitet werden, bei denen als Folge der Bruch einer größeren Zahl von DE-HR ($> 4F$) auftreten könnte.

Weiterhin wird der Ort, an dem das DEHEIRO-Leck entsteht, variiert. Hier sind je vier Höhen im aufsteigenden und absteigenden Teil des U-Rohres definiert worden. Die Wahrscheinlichkeit ist ebenfalls eine Gleichverteilung. Die Höhe des Lecks hat einen Einfluss darauf, wann nach einsetzender Bespeisung des defekten DE, das Leck erreicht und der Primärkreis darüber mit Wasser versorgt werden kann bzw. austretende Radionuklide zurückgehalten werden können.

Ferner wird die Einspeisung in die zwei modellierten DE (ein DE repräsentiert den DE des Loops, dem der DH zugeordnet ist und in dem typischerweise die Lecks eingebracht werden, der weitere repräsentiert die restlichen drei DE) durch die mobile Pumpe variiert. Hier gibt es vier Varianten, die mit gleichverteilter Wahrscheinlichkeit im MC-Ansatz ausgespielt werden:

- Priorisierung des defekten DE: Solange der Druck im Dampferzeuger eine Bespeisung zulässt und der implementierte Überspeisungsschutz nicht anspricht, wird in den defekten DE eingespeist. Ansonsten in die drei übrigen.
- Einspeisung nur in den defekten DE (wenn obige Bedingungen dies zulassen). Kann dort nicht eingespeist werden, wird pausiert.
- Es wird zu 25 % in den defekten und zu 75 % in die übrigen DE eingespeist.
- Es wird nur in die nicht-defekten DE eingespeist (Ablauf des Szenarios, ohne dass die Notfallmaßnahme zur Anwendung kommt).

Neben den Parametern, die die implementierte mitigative Notfallmaßnahme betreffen, wurden als zu variierender physikalischer Parameter zum einen die Wärmeübertragung von SHB-seitigen Fluid (Gas) zu HKML und VAL variiert, da in der realen Anlage auf der Außenseite der HKML eine Isolation gegeben ist und diese in der MELCOR-Modellierung nur recht ungenau wiedergegeben wird. Der Wärmeübertragungskoeffizient

wurde daher neu abgeschätzt. Hierzu ist die Nußelt-Relation aus /VDI 84/ für einen horizontalen Zylinder verwendet:

$$\text{Nu} = \left(0,60 + \frac{0,387 \cdot \text{Ra}^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + \left(\frac{0,559}{\text{Pr}} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right)^2 \quad (5.1)$$

Pr stellt dabei die Prandl-Zahl dar, welche wie folgt definiert ist:

$$\text{Pr} = \frac{\nu_{\text{Fl}} \cdot \varrho_{\text{Fl}} \cdot c_{\text{p}}^{\text{Fl}}}{\lambda_{\text{Fl}}} \quad (5.2)$$

In Gleichung (5.2) ist ϱ_{Fl} die Dichte des Fluids, c_{p}^{Fl} ist die spezifische Wärmekapazität des Fluids, λ_{Fl} ist die Wärmeleitfähigkeit des Fluids, ν_{Fl} steht für die kinematische Viskosität.

Ra ist die Rayleigh-Zahl, die nachfolgend gegeben ist:

$$\text{Ra} = \frac{g \cdot \beta_{\text{Fl}}}{\nu_{\text{Fl}}^2} \cdot (T_{\text{s}} - T_{\infty}) \cdot l^3 \cdot \text{Pr} \quad (5.3)$$

In Gleichung (5.4) stellt g die spezifischen Erdbeschleunigung dar, β_{Fl} den thermischen Ausdehnungskoeffizient des Fluids, T_{s} die Temperatur an der Oberfläche des Rohres (hier außen), T_{∞} die Temperatur der freien Strömung des Fluids und l ist die charakteristische Länge des Rohres.

Für die Bestimmung der Rayleigh- und der Prandl-Zahl sind die Werte für ν_{Fl} , β_{Fl} , ϱ_{Fl} , λ_{Fl} und c_{p}^{Fl} zu bestimmen. Entsprechende Werte hierfür sind /UNJ 19/ entnommen. Für ν_{Fl} und ϱ_{Fl} stehen Werte in Abhängigkeit von Temperatur und Druck zur Verfügung. Gewünscht ist jedoch lediglich eine Abhängigkeit von der Temperatur, so dass die Druckabhängigkeit ausintegriert zu werden hat. Dies ist mit der Wahl eines Druckbereiches

möglich, der zu $0,1 \text{ MPa} \leq p_{\text{SHB}} \leq 1,0 \text{ MPa}$ gewählt worden ist. Um nun für jede Temperatur einen über den Druck gemittelten Wert zu erhalten, werden Regressionsrechnungen für jede Temperatur i durchgeführt. Die Testfunktionen $f_i(T_i)$ bestehen meist entweder aus einem Polynom oder einer Potenzfunktion. In beiden Fällen ist das Integral leicht zu berechnen und ein Mittelwert zu ermitteln: $\langle g_i(T_i) \rangle_{p_0}^{p_1} = \frac{1}{p_1 - p_0} F_i(T_i)$, wobei $F_i(T_i)$ die Stammfunktion der Testfunktion $f_i(T_i)$ darstellen soll, $g_i(T_i)$ die physikalische Größe, die zu behandeln ist ($v_{\text{Fl}}, \rho_{\text{Fl}}$) und p_0, p_1 stellen die Grenzdrücke innerhalb des SHB dar. Für die resultierenden gemittelten Werte $\langle g_i(T_i) \rangle_{p_0}^{p_1}$ kann wiederum eine Regressionsrechnung durchgeführt werden, so dass eine funktionale Abhängigkeit von der Temperatur gegeben ist.

β ist definiert als die relative Dichteänderung mit der Temperatur:

$$\beta = \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (5.4)$$

Da für die Dichte bereits gemittelte Werte vorliegen, werden vereinfacht die Differenzenquotienten verwendet:

$$\beta_i(T_i) = \frac{1}{\langle \rho_{i+1}(T_{i+1}) \rangle_{p_0}^{p_1}} \frac{\langle \rho_{i+1}(T_{i+1}) \rangle_{p_0}^{p_1} - \langle \rho_i(T_i) \rangle_{p_0}^{p_1}}{T_{i+1} - T_i} \quad (5.5)$$

Für die Werte $\beta_i(T_i)$ ist wiederum eine Regressionsrechnung durchgeführt worden.

In Bezug auf c_p^{Fl} sind lediglich Werte für verschiedene Temperaturen gegeben, so dass keine Mittelung über den Druck zu ermitteln war. Aufgrund der schwachen Temperaturabhängigkeit ist ein Mittelwert errechnet worden in dem Temperaturbereich, der in etwa den Sättigungstemperaturen der genannten Grenzdrücke darstellt.

Hinsichtlich der thermischen Leitfähigkeit des Fluids ist der Ausdruck aus /UNJ 19/ für eine ideales Gas betrachtet worden:

$$\lambda = \Lambda \cdot \bar{v} \cdot f \cdot k_B \cdot n \quad (5.6)$$

Λ ist die mittlere freie Weglänge mit $\Lambda = \frac{1}{\sigma \cdot n}$ dem Wirkungsquerschnitt für die kollidierenden Teilchen, n ist die Teilchendichte, die über $\rho = M \cdot n$ mit der Massendichte zusammenhängt, wobei M die molare Masse ist. Ferner steht f für die Anzahl der Freiheitsgrade, k_B für die Boltzmannkonstante und \bar{v} für die gemittelte Teilchengeschwindigkeit, die sich über $\bar{v} = \sqrt{\frac{8 \cdot k_B \cdot T}{\pi} \cdot \frac{N_A}{M}}$ berechnet, wobei N_A die Avogadro-Konstante darstellt. Wird der Ausdruck für Λ in Gleichung (5.6) eingesetzt, erhält man:

$$\lambda = \frac{\Lambda}{\sigma} \cdot \bar{v} \cdot f \cdot k_B \quad (5.7)$$

Aus Gleichung (5.7) ist ersichtlich, dass keine Dichteabhängigkeit mehr gegeben ist. Daher ist ebenfalls keine signifikante Druckabhängigkeit zu erwarten. Aus diesem Grunde wird lediglich eine Regressionsrechnung für die Werte aus /SFN 19/ durchgeführt.

Somit sind nun alle Größen für die Nußelt-Zahl bestimmt. Mit Hilfe der Nußelt-Relation lässt sich daraus der Wärmeübergangskoeffizienten berechnen:

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda_{\text{Fl}}} \quad (5.8)$$

Im MELCOR-Modell ist keine physische Repräsentation der Isolation vorhanden. Stattdessen ist ein Wärmeübergangskoeffizient α als Funktion von der Temperatur definiert. Der Wärmestrom durch die äußere Schicht ist wie folgt zu berechnen:

$$P_a = \alpha_a \cdot A_a \cdot (T_s^a - T_\infty) \quad (5.9)$$

Wie zuvor ist T_s^a die Temperatur an der Oberfläche der Isolation („a“ für „außen“), T_∞ die Temperatur der freien Strömung des Fluids und A_a ist die Oberfläche, durch die die Wärme strömt. Nun ist lediglich das unisolierte Rohr der HKML modelliert, so dass die Wärmeleitung durch die Isolierung mitberücksichtigt werden muss.

Die Wärmeleistung, die durch Isolierung („Is“) strömt, ist im stationären Falle:

$$P_{Is} = \frac{\lambda_{Is}}{d} \cdot A_{Is} \cdot (T_s^i - T_s^a) \quad (5.10)$$

T_s^a ist die Temperatur an der äußeren, T_s^i die an der inneren Isolierung, d ist deren Stärke und λ_{Is} die Wärmeleitfähigkeit. Das eigentliche Rohr „sieht“ nun die Temperatur T_s^i , also die Temperatur der Isolierung an der Innenseite.

Der nun einzuführende Ansatz besteht darin, anzunehmen, als seien Wärmeübergang an der Isolation und Wärmeleitung innerhalb dieser einem einfachen Wärmübergang an der Oberfläche des Rohres gleichzusetzen:

$$P_R = \alpha_{res} \cdot A_R \cdot (T_s^R - T_\infty) \quad (5.11)$$

α_{res} soll nun den resultierenden („res“) Wärmeübergangkoeffizienten darstellen, A_R ist die Oberfläche des Rohres, T_s^R die Temperatur an dieser und T_∞ ist weiterhin die Temperatur des ungestörten Fluids. Die Temperatur an der Oberfläche wird nun mit der Temperatur an der Innenseite der Isolierung identifiziert:

$$P_R = \alpha_{res} \cdot A_R \cdot (T_s^i - T_\infty) \quad (5.12)$$

Da es sich um ein relativ zum Innendurchmesser dünnwandiges Rohr handelt, können alle gezeigten Flächen gleichgesetzt werden. Im stationären Fall gilt dies auch für die Wärmeströme: $P_a = P_{Is} = P_R$. Für den linken Teil ergibt sich ein Ausdruck für die Temperatur an der Außenseite der Isolierung:

$$T_s^a = \frac{\alpha_a \cdot T_\infty + \frac{\lambda_{Is}}{d} \cdot T_s^i}{\alpha_a + \frac{\lambda_{Is}}{d}} \quad (5.13)$$

Ferner lässt sich dieselbe Gleichung zur inneren Temperatur der Isolierung umstellen:

$$T_s^i = \left(1 + \alpha_a \cdot \frac{d}{\lambda_{Is}}\right) \cdot T_s^a - \alpha_a \cdot \frac{d}{\lambda_{Is}} \cdot T_\infty \quad (5.14)$$

Aus $P_{Is} = P_R$ resultiert für den resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten: $\alpha_{res} = \frac{\lambda_{Is}}{d} \cdot$

$\frac{T_s^i - T_s^a}{T_s^i - T_\infty}$ in diesem Ausdruck jener für T_s^a eingesetzt, folgt:

$$\alpha_{res} = \frac{\alpha_a \cdot \lambda_{Is}}{\lambda_{Is} + \alpha_a d} \quad (5.15)$$

α_a stammt aus obiger Nußelt-Relation, λ_{Is} wird aus /ROC 17/ verwendet. Lediglich d ist zu schätzen. Sowohl λ_{Is} als auch α_a sind temperaturabhängig, so dass auch α_{res} temperaturabhängig ist. Für λ_{Is} stehen Werte für eine Isolierung (Steinwolle) in Abhängigkeit von gegebenen Temperaturwerten zur Verfügung. Für die Abschätzung einer Bandbreite der möglichen Wärmeübertragungskoeffizienten sind Größt- und Kleinstwerte ermittelt, wobei diese aus der Wahl des Kleinst- und Größt-Druckes resultieren, die für die genannten Mittelungen verwendet worden sind.

Da MELCOR eine Randbedingung in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur fordert, sind hierfür die Werte von T_s^i zu verwenden, die aufgrund des relativ großen Wertes für α ebenfalls sehr groß ausfallen. Um nun eine Tabelle für realistische Werte zu erhalten, ist eine Regressionsrechnung für die Wertepaare in Abhängigkeit von der aus den Werten für λ_{Is} gegebenen Temperaturen durchzuführen und zu geringeren Temperaturen zu extrapolieren.

Weiterhin ist die Nachzerfallsleistung als zu variierender Parameter ausgewählt, der gleichverteilt im Bereich von $\pm 5\%$ variiert wird. Der Wert von 5% stammt aus einer Abschätzung mittels der Way-Wigner-Formel, wobei für die Bestrahlungszeit einerseits einige Jahrzehnte und andererseits nur wenige Jahre verwendet worden sind, woraus ungefähr die genannte Spanne resultiert. Von der Variation der Nachzerfallsleistung und der Wärmeleitkoeffizienten wird ein Einfluss auf die Versagenszeit von VAL / HKML erwartet.

Zudem wurde die Möglichkeit im MELCOR-Datensatz implementiert, dass das DH-Abblaseventil in offener Stellung versagt bzw. alle DH-Ventile in geschlossener Stellung. In /JOH 18/ bzw. /GRS 18/ wurde im selben Szenario (SBO ohne primärseitige Druckentlastung; SDE ohne Bespeisung), das auch hier betrachtet wird, das Versagen von HKML / VAL / DEHEIRO untersucht. Die dort verwendeten bedingten Wahrscheinlichkeiten für den Ausfall aller DH-Ventile in geschlossener Stellung ($p = 1,996 \cdot 10^{-3}$) und Ausfall des DH-Abblaseventils in offener Stellung ($p = 0,1605$, frühestes Versagen > 60 Ventilanforderungszyklen) wurden hier für die mit SUSA durchgeführte Parametervariation ebenfalls verwendet.

Durch die mobilen Dieselgeneratoren könnten die Zusatzborierpumpen und eine Beckenkühlpumpe genutzt werden, um Wasser in den Primärkreis einzuspeisen. Für den zu untersuchenden Ereignisablauf wird aber unterstellt, dass eine Einspeisung über die Beckenkühlpumpe nicht verfügbar ist. Das Zusatzboriersystem soll hier mit einer Wahrscheinlichkeit von 10 % verfügbar sein, um den Einfluss der Einspeisung dieser auf den Ablauf des hier betrachteten Szenarios zu untersuchen (beispielsweise, ob eine Einspeisung mit der mobilen Pumpe in den defekten DE dann noch möglich ist). In Tab. 5.1 sind die ausgewählten Parameter zusammengefasst.

Tab. 5.1 Ausgewählte Parameter für Variationsrechnungen

Parameter	Variation	Wahrscheinlichkeit
Zeitpunkt Bespeisung defekter DE mit mobiler Pumpe	$\Delta t = 0 \dots 4000 \text{ s}$ (ab DEHEIRO-Leck)	gleichverteilt
Isolieren des defekten DE	$\Delta t = 0 \dots 3600 \text{ s}$ (ab DEHEIRO-Leck)	gleichverteilt
Anzahl / Größe des / der DEHEIRO-Leck(s)	$A = 0.01 \dots 10 \cdot 2,999 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$	gleichverteilt
Ort des DEHEIRO-Lecks	Je 4 Höhen, auf- / absteigender Teil des U-Rohres	gleichverteilt
Priorität der Einspeisung	<ul style="list-style-type: none"> - Priorisierung des defekten DE - Einspeisung nur in den defekten DE - 25 % in den defekten und zu 75 % in die übrigen DE - Einspeisung nur in nicht-defekte DE 	gleichverteilt
Wärmeleitfähigkeit HKML	Faktor 1..25 des ursprünglichen Wertes	gleichverteilt
Wärmeleitfähigkeit VAL	Faktor 1..24 des ursprünglichen Wertes	gleichverteilt
Nachzerfallsleistung	5 % der Vollast-NZL: Faktor 0.95 .. 1.05	gleichverteilt
Ausfall DH-Abblaseventil / DH-Sicherheitsventile	<ul style="list-style-type: none"> - Ausfall des DH-Abblaseventils in offener Stellung - Ausfall aller DH-Ventile in geschlossener Stellung 	Wahrscheinlichkeit 0.1605 1.996E-03
Zusatzboriersystem	Verfügbar / nicht verfügbar	Wahrscheinlichkeit 10 % / 90 %

5.1 Durchführung der Variationsrechnungen

Mittels SUSA wurden für die ausgewählten Variationsparameter 100 MELCOR-Datensätze mit zufällig generierten Samples erzeugt. Die Variationsparameter sind in Tab. 5.1 aufgelistet. Die Variationsrechnungen wurden auf dem GRS-Linux-Rechencluster (HPC) durchgeführt. Hierbei wurde die MELCOR-Version 2.2.9576 genutzt, da diese Version relativ stabil läuft. Beim notwendigen Versionswechsel gingen keine wesentlichen MELCOR-Weiterentwicklungen verloren, es mussten im Datensatz lediglich die Modellerweiterungen „Roughness“ – also die Rauigkeit von Strukturmaterialien – im Aerosolresuspensionsmodell sowie eine Aktualisierung des Eutektikmodells zurückgesetzt werden, da diese in dieser Vorversion noch nicht berücksichtigt wurden. Da im RSB erfahrungsgemäß keine größeren Strömungsgeschwindigkeiten erreicht werden, wird vom Resuspensionsmodell kein relevanter Einfluss erwartet. Die Eutektikmodellaktualisierung verändert Details während der Kernzerstörung, von denen aber kein relevanter Einfluss auf den Unfallverlauf insgesamt erwartet wird.

Rechnungsabbrüche erforderten jeweils einen Neustart der Rechnung zum letzten, automatisiert gesetzten Restart-Zeitpunkt, was mit einem Verlust eines Teils der aktuellen Rechnung einhergeht und einen zusätzlichen Aufwand zur Pflege der Rechnungen erforderte. Zur Behebung solcher Abbrüche mussten die Gründe eruiert und einzeln Änderung an den Datensatzrechenritten durchgeführt werden. Die abgebrochenen Rechnungen konnten in den meisten Fällen trotz einzelner Änderung an den Datensatzrechenritten nicht über den Abbruchzeitpunkt hinweggeführt werden. Hierbei wurde in allen betroffenen Variationen der maximale Rechenzeitschritt vor dem Abbruchzeitpunkt per Hand verringert. Beim erneuten Rechnungsabbruch (zum gleichen Rechenzeitpunkt) wurde im nächsten Schritt der Zeitschritt weiter verringert. Dies wurde solange wiederholt, bis eine Zeitschrittweite erreicht wurde, bei der der Zeitaufwand für das Durchführen der Rechnungen nicht mehr vertretbar geworden wäre.

Für die Auswertung wurden nun nicht nur die Rechnungen berücksichtigt, die bis zum vorgesehenen Ende von $t_p = 1,0 \cdot 10^6$ s erfolgreich durchgelaufen waren, sondern alle Rechnungen je nach Laufzeit und ausgewertetem Unfallparameter berücksichtigt. Hierbei wurde unter anderem die Bandbreite der Versagenszeitpunkte der Volumenausgleichsleitung und des Reaktordruckbehälters, die Bandbreite des Beginns der gefilterten Druckentlastung sowie der Radionuklidaustrag (über das DEHEIRO-Leck und die gefilterte Druckentlastung) betrachtet. Die Unsicherheitsanalyse wurde mithilfe der GRS-Software SUSA (Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses) durchgeführt. Diese

war auch für das Erstellen der MELCOR-Datensätze mit innerhalb der vorgegebenen Bandbreite gewürfelten Variationsparametern genutzt worden.

Die für die Unsicherheitsanalyse zu betrachtenden Ergebnisgrößen wurden mithilfe eines eigens hierfür erstellten Python-Skriptes aus den MELCOR-Ergebnisdateien aller Variationsrechnungen extrahiert und anschließend in ein für SUSA lesbares Datenformat umgewandelt. Hierdurch konnten in SUSA sowohl die Unsicherheitsbandbreiten ausgewertet als auch Aussagen über die Sensitivität der einzelnen Variationsparameter getroffen werden. Einzelne Variationsrechnungen zeigten ein auffälliges Abweichen vom zeitlichen Unfallablauf der übrigen Rechnungen (beispielsweise ein wesentlich früheres oder späteres Versagen des Reaktordruckbehälters), dass sich nicht mit Korrelationen der Variationsparameter erklären ließ. Diese Rechnungen mussten daher zeitaufwändiger detailliert im Einzelnen betrachtet werden, um die Ursachen bzw. Parameterkombinationen zu eruieren.

5.2 Ergebnisse der Variationsrechnungen

Die Unsicherheiten des Unfallablaufes aufgrund der Parametervariationen stellen sich über alle Variation wie folgt dar:

- SBO-Beginn bei $t_P = 0$ s.
- Einleitung sekundärseitigen Druckentlastung als NHB-Maßnahme bei $t_P = 5500$ s. Die Bespeisung mit mobiler Pumpe soll hier verzögert stattfinden und frühestens mit Entstehen des DEHEIRO-Lecks starten (s.u.).
- Eventuell offener / geschlossener Ausfall der DH-Ventile (Ausfall nach > 60 Anforderungen der DH-Ventile) zwischen $t_P = 8500$ s und $t_P = 10500$ s (Mittelwert $t_P = 10035$ s).
- Eine primärseitige Druckentlastung findet nicht statt. In Folge kommt es zu einem Versagen der VAL oder HKL zwischen $t_P = 10946$ s und $t_P = 15863$ s (Mittelwert $t_P = 12405$ s).
- Ungefähr zeitgleich mit dem Versagen VAL / HKL entsteht ein DEHEIRO-Leck (bzw. mehrere DEHEIRO-Lecks) zwischen $t_P = 10946$ s und $t_P = 15863$ s bei einem Mittelwert von $t_P = 12413$ s.

- Die Bespeisung des defekten DE / der DE mit mobiler Pumpe startet ab Entstehen des DEHEIRO-Lecks zwischen $t_P = 11262$ s und $t_P = 19778$ s.
- Der Freisetzungspfad über das DEHEIRO-Leck ist bis zur Isolierung des defekten DE geöffnet. Diese findet im Zeitraum von $t_P = 11292$ s bis $t_P = 18339$ s statt bei einem Mittelwert von $t_P = 14127$ s.
- RDB-Versagen von $t_P = 25400$ s bis $t_P = 314300$ s bei einem Mittelwert von $t_P = 59850$ s. Vier Rechnungen zeigen ein signifikant früheres RDB-Versagen zwischen $t_P = 4400$ s und $t_P = 4700$ s. In diesen Rechnungen liegt ein geschlossener Ausfall der DH-Ventile vor.
- Das Zusatzboriersystem speist (in entsprechenden Rechnungen) mit dem Start des mobilen Generators von $t_P = 36000$ s bis ca. $t_P = 249600$ s ein.
- Beginn der gefilterten Druckentlastung zwischen $t_P = 19300$ s und $t_P = 697400$ s bei einem Mittelwert von $t_P = 256784$ s. Von den 26 Rechnungen, die bis zum geplanten Ende bei $t_P = 1,0 \cdot 10^6$ s durchliefen, haben 10 keine gefilterte Druckentlastung.
- Die Isolierung des defekten Dampferzeugers endet mit Erschöpfen der Batterien und des mobilen Generators nach $t_P = 295200$ s = (10 + 72) h. Ab diesem Moment wird der Freisetzungspfad über das DEHEIRO-Leck wieder geöffnet.
- Ende der Simulation bei $t_P = 1,0 \cdot 10^6$ s.

5.2.1 Freigesetzte Radionuklide

Die Elementklasse Xe wird in den meisten Variationen weitgehend freigesetzt (> 97 % zum Ende der Simulation). Der Grund hierfür ist, dass keine Filterung durch den Ventingfilter oder die Wasservorlage im defekten Dampferzeuger stattfindet. Der Hauptfreisetzungspfad variiert: Einige Variationen zeigen den Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung vor dem Erschöpfen der Batteriekapazität. Kommt es in der Variation erst spät zu einer gefilterten Druckentlastung, findet die Hauptfreisetzung über das Bypass-Leck statt (s. Abb. 5.2 und Abb. 5.3). Die freigesetzten Mengen vom Entstehen des DEHEIRO-Lecks bis zum Isolieren des defekten Dampferzeugers sind vernachlässigbar gegenüber den späteren Freisetzungsmengen durch Venting und / oder DEHEIRO-Leck nach Erschöpfen der Batteriekapazität (Abb. 5.1).

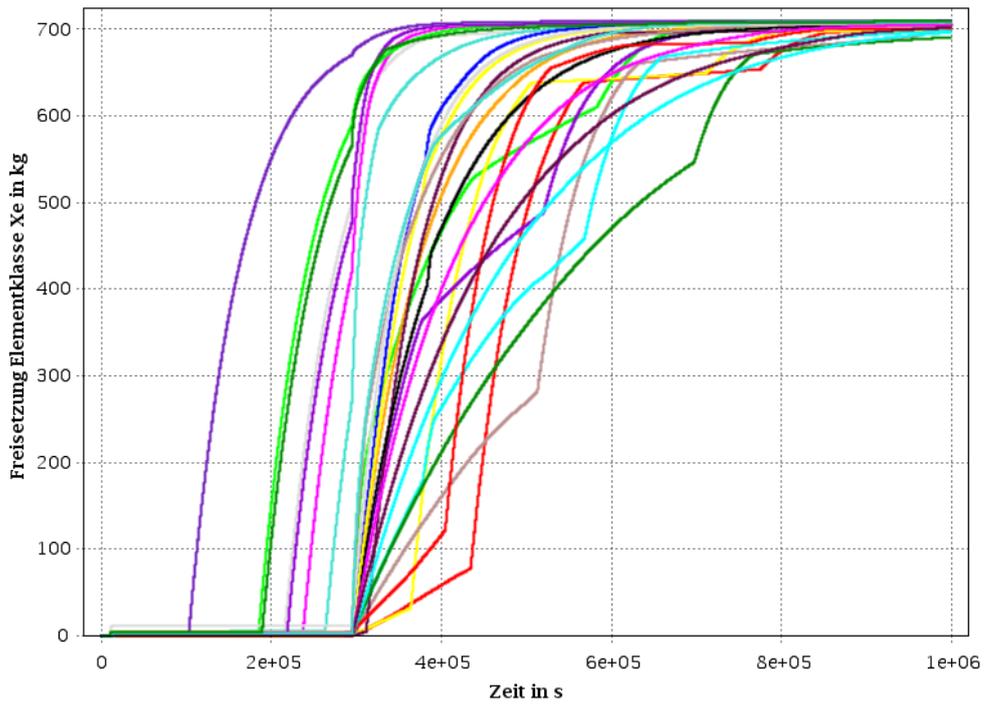


Abb. 5.1 Gesamtfreisetzung der Elementklasse Xe

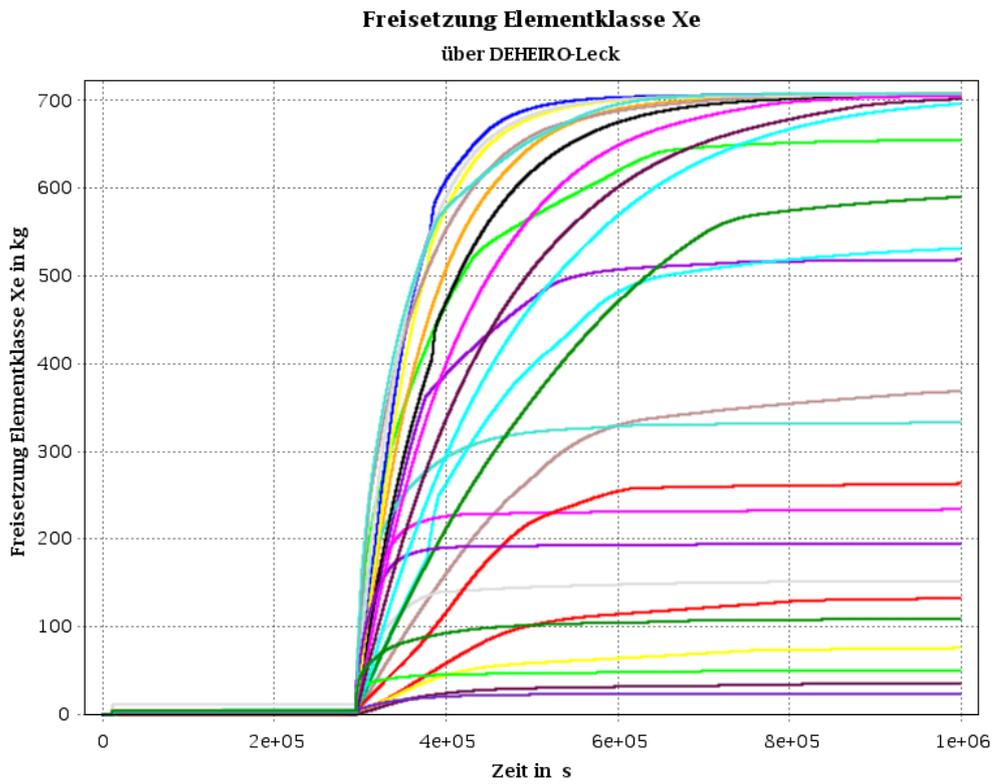


Abb. 5.2 Freisetzung der Elementklasse Xe über das DEHEIRO-Leck

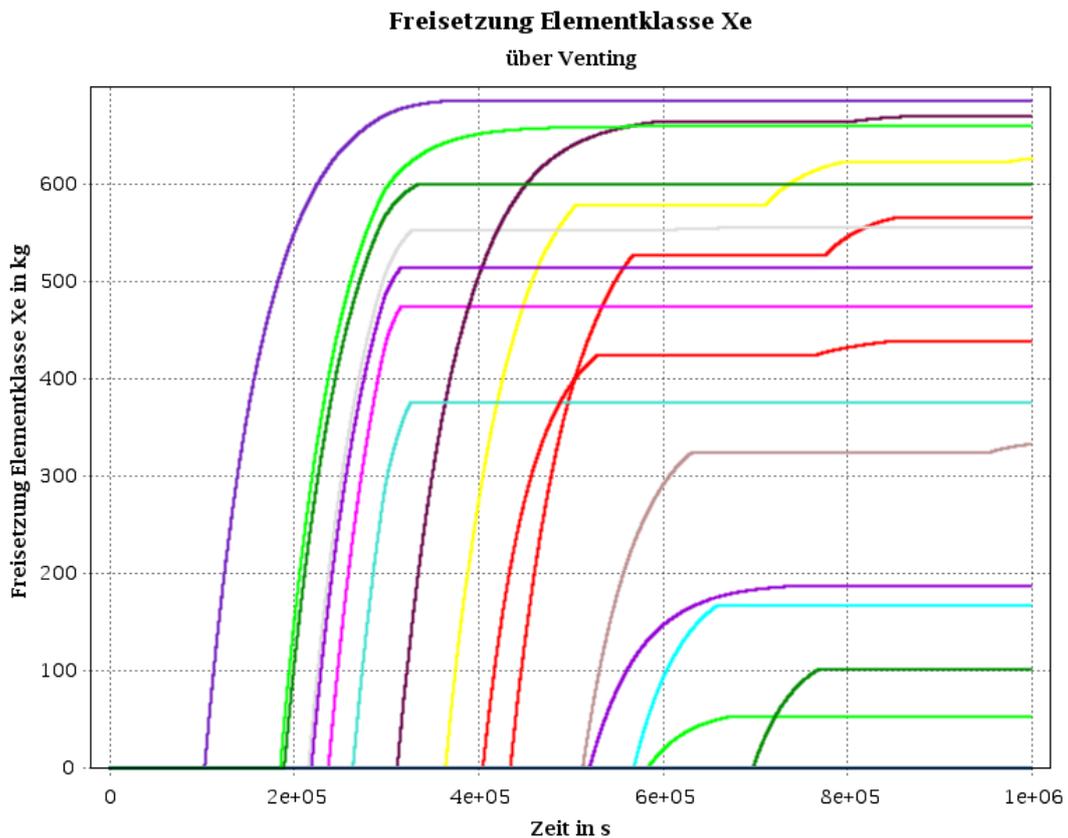


Abb. 5.3 Freisetzung der Elementklasse Xe über gefilterte Druckentlastung

Die Elementklasse I zeigt eine sehr starke Streuung der freigesetzten Menge (Abb. 5.4). Der Hauptfreisetzungspfad ist hierbei der Pfad über das DEHEIRO-Leck (Abb. 5.4 und Abb. 5.5). Die relevante Freisetzung beginnt erst nach Erschöpfen der Batteriekapazität bei $t_p = 295200$ s. In den vier Rechnungen mit den größten Freisetzungsmengen kommt es nicht zu einer gefilterten Druckentlastung, zu keiner Bespeisung des defekten DE mit der mobilen Pumpe (100 % Bespeisung der übrigen DE) und diese weisen relativ große DEHEIRO-Lecks (zwischen 6,1 und 9,4 der Leckquerschnittsfläche eines 2F-Bruchs) auf. Von den drei Rechnungen mit der niedrigsten Freisetzung weist eine der Rechnungen keine Bespeisung des defekten DE durch die mobile Pumpe auf, wobei die Leckgröße mit einem 0,2-fachen eines 2F-Bruchs recht gering ausfällt. Zudem wird hier drei Mal im Verlauf eine gefilterte Druckentlastung durchgeführt (siehe höchste, gelbe Kurve in Abb. 5.5). Die anderen beiden Rechnungen haben ebenfalls relativ kleine Leckgrößen vom 1,4- bzw. 0,8-fachen eines 2F-Bruchs, eine Bespeisung des defekten DE mit der mobilen Pumpe mit 25 % bzw. 100 % sowie einmaliges bzw. zweimaliges Venting.

Die freigesetzten Mengen vom Entstehen des DEHEIRO-Lecks bis zum Isolieren des defekten Dampferzeugers sind in den meisten Fällen vernachlässigbar gegenüber den späteren Freisetzungsmengen durch Venting und / oder DEHEIRO-Leck nach Erreichen des Endes der Batteriekapazität (Abb. 5.4).

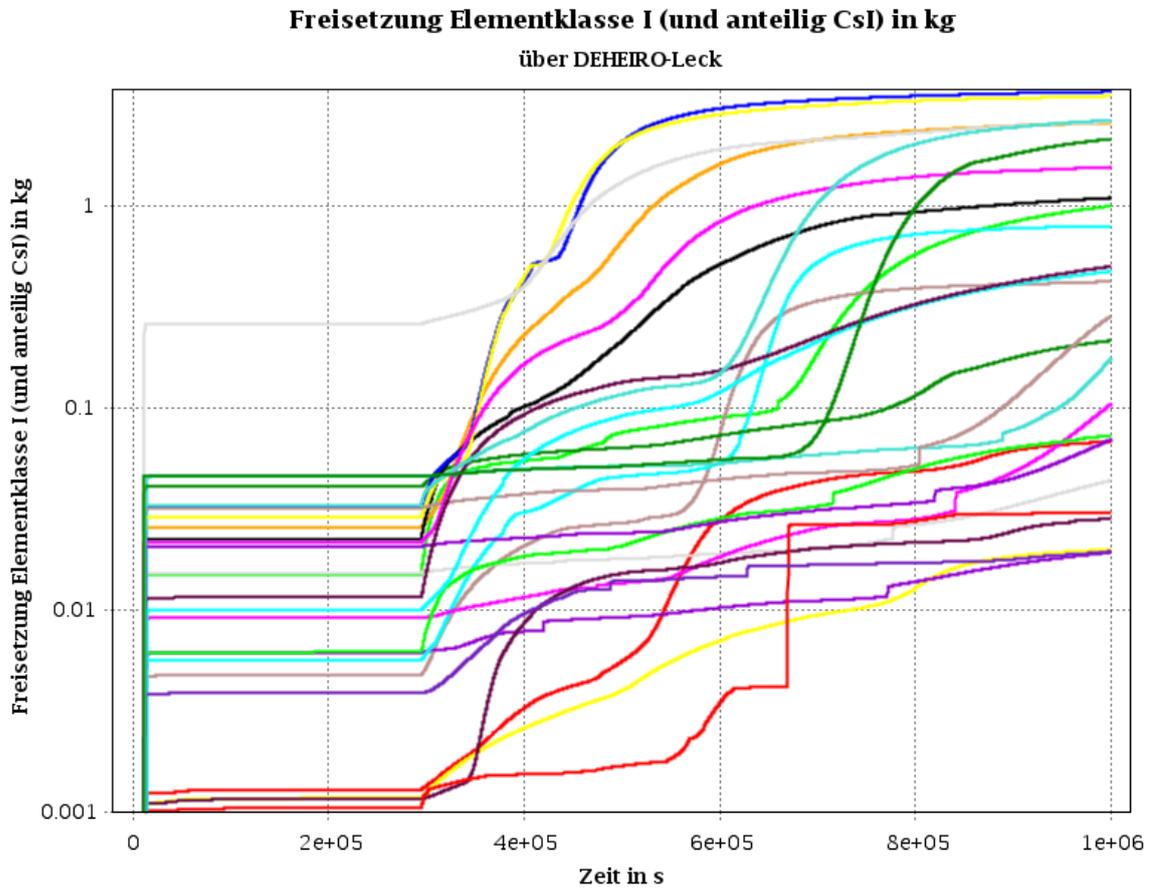


Abb. 5.4 Freisetzung der Elementklasse I über das DEHEIRO-Leck. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt

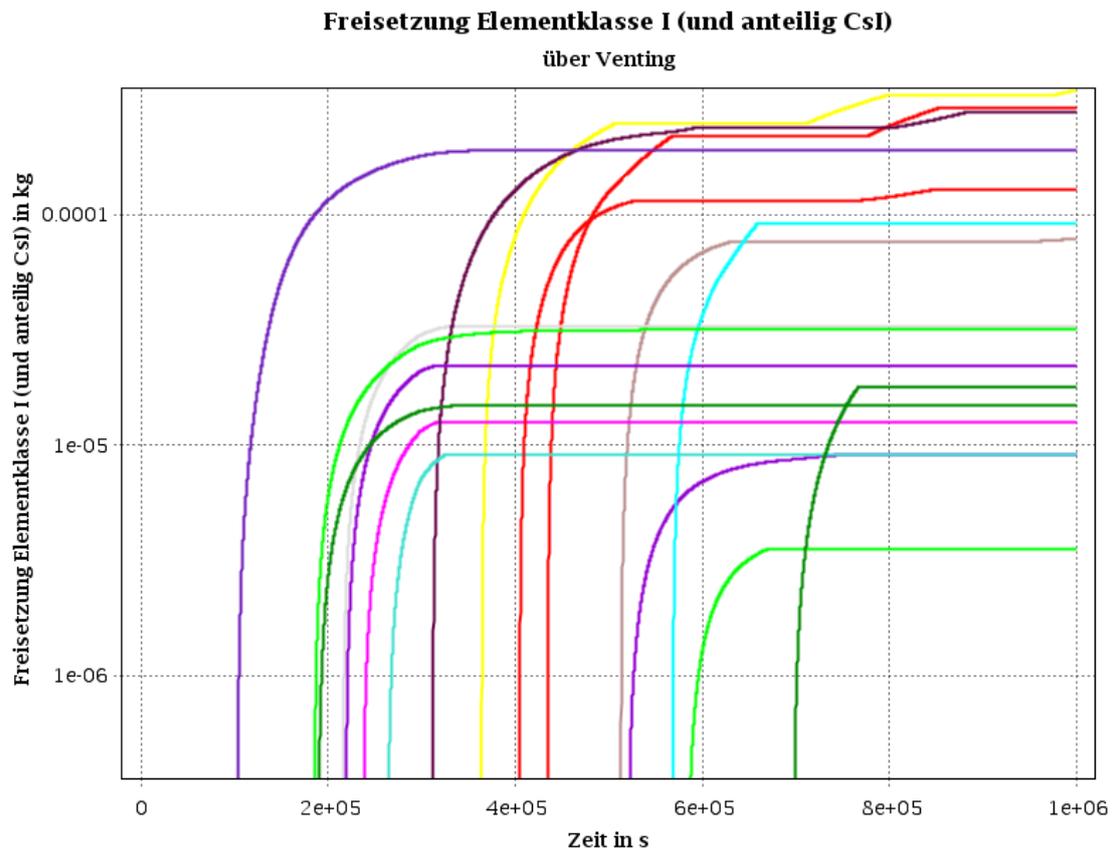


Abb. 5.5 Freisetzung der Elementklasse I über gefilterte Druckentlastung. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt

Bei der Elementklasse Cs liegt ebenfalls eine sehr starke Streuung der freigesetzten Menge vor (Abb. 5.6 und Abb. 5.7). Der Hauptfreisetzungspfad ist der Pfad über das DEHEIRO-Leck. Die relevante Freisetzung beginnt erst nach Erschöpfen der Batteriekapazität bei $t_p = 295200$ s. In den vier Rechnungen mit den größten Freisetzungsmengen kommt es nicht zu einer gefilterten Druckentlastung, es kommt zu keiner Bespeisung des defekten DE (100 % Bespeisung der übrigen DE) und sie weisen relativ große DEHEIRO-Lecks (zwischen 6,1 und 9,4 der Leckquerschnittsfläche eines 2F-Bruchs) auf. Es sind dieselben Rechnungen wie bei der Freisetzung der Iod-Elementklasse. Zwei der drei Rechnungen mit den niedrigsten Freisetzungen sind dieselben, die bei der Elementklasse Iod die niedrigste Freisetzung zeigen. Eine weitere Rechnung (unterste, rote Kurve in Abb. 5.6 und Abb. 5.7) hat ein relativ kleines Leck vom 0,3-fachen eines 2F-Bruchs, 100 % Bespeisung des defekten DE mit der mobilen Pumpe sowie zweimaliges Venting.

Die freigesetzten Mengen vom Entstehen des DEHEIRO-Lecks bis zum Isolieren des defekten Dampferzeugers sind in den meisten Fällen vernachlässigbar gegenüber den späteren Freisetzungsmengen durch Venting und / oder DEHEIRO-Leck nach Erreichen des Endes der Batteriekapazität (Abb. 5.6).

Bei der Elementklasse Te liegt ebenfalls eine sehr starke Streuung der freigesetzten Menge vor. Auch hier ist der Pfad über das DEHEIRO-Leck der Hauptfreisetzungspfad (s. Abb. 5.8 und Abb. 5.9). Die Freisetzung vor dem Isolieren des defekten DE hat hier allerdings einen relevanten Anteil an der Gesamtfreisetzung von Te (Abb. 5.8). Drei Rechnungen mit der höchsten freigesetzten Menge zeigen kein Venting. Der Leckquerschnitt ist mit dem 8,3- bis 9,4-fachen eines 2F-Bruchs relativ groß. Zwei dieser Rechnungen sind dieselben, die auch bei der Elementklasse I bzw. Cs eine hohe Freisetzung zeigen. Hier findet keine Bespeisung des defekten DE durch die mobile Pumpe statt. Die andere Rechnung hat eine relativ lange Zeit von $t_p = 1418$ s bzw. $t_p = 1742$ s bis zum Isolieren des defekten DE. In dieser Zeitspanne wird hierbei der Großteil der Elementklasse Te freigesetzt.

Die Rechnung mit der niedrigsten Freisetzung in der Elementklasse Te ist dieselbe Rechnung, wie jene, die bei Cs bzw. I mit dreimaligem Venting eine große Freisetzung zeigt (gelbe Kurve in Abb. 5.8). Die viertniedrigste Rechnung (rote Kurve) ist dieselbe wie bei den niedrigen Cs-Freisetzungen: 100 % Einspeisung in den defekten DE mit der mobilen Pumpe, ein relativ kleines Leck vom 0,3-fachen eines 2F-Bruchs und ein konstantes Einspeisen in den Primärkreis (selbst nach Erschöpfen der Batterien). Die anderen beiden der vier niedrigsten Rechnungen haben zwar ausschließlich Einspeisung in die anderen DE, dafür eine relativ niedrige Leckgröße von der 0,3- bzw. 0,47-fachen Fläche eines 2F-Bruchs sowie zweimaliges Venting.

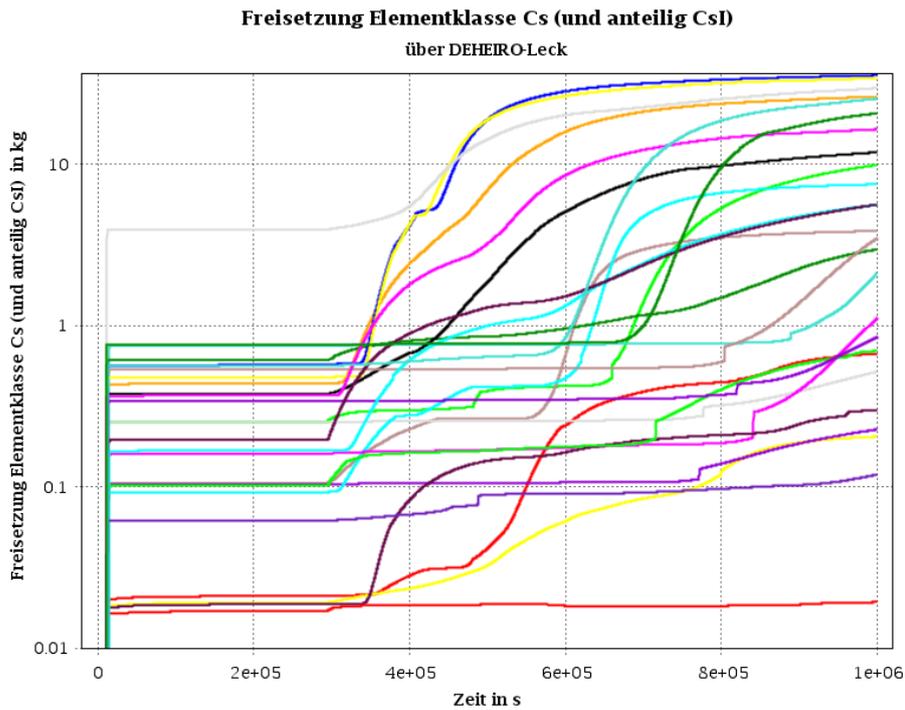


Abb. 5.6 Freisetzung der Elementklasse Cs über das DEHEIRO-Leck. Werte inkl. Auslegungsleckage. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt

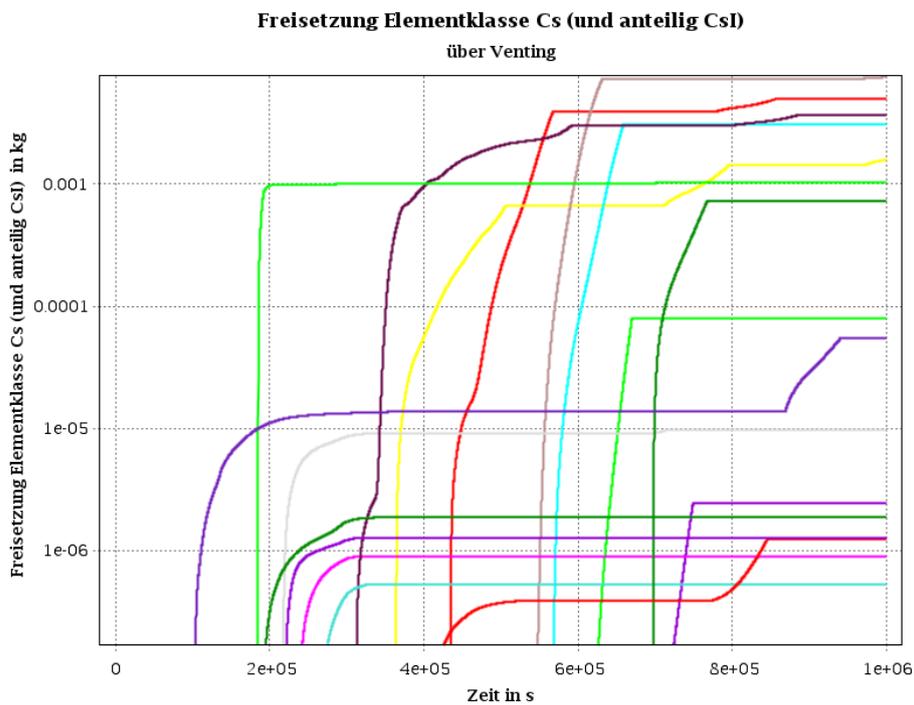


Abb. 5.7 Freisetzung der Elementklasse Cs über gefilterte Druckentlastung. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt

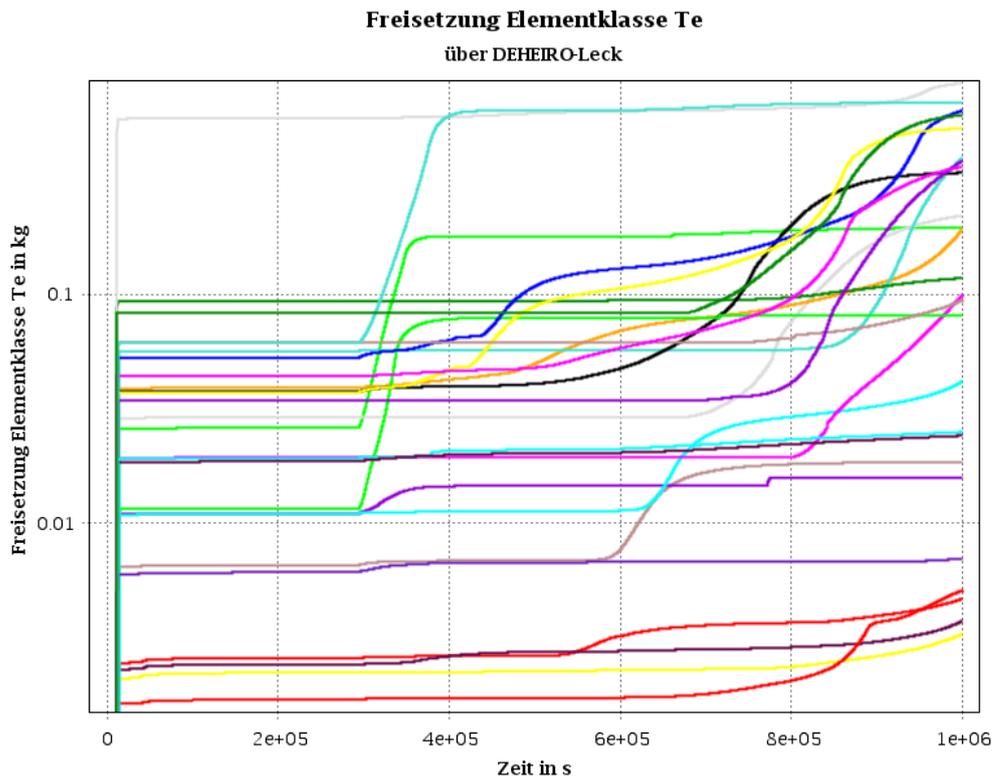


Abb. 5.8 Freisetzung der Elementklasse Te über das DEHEIRO-Leck

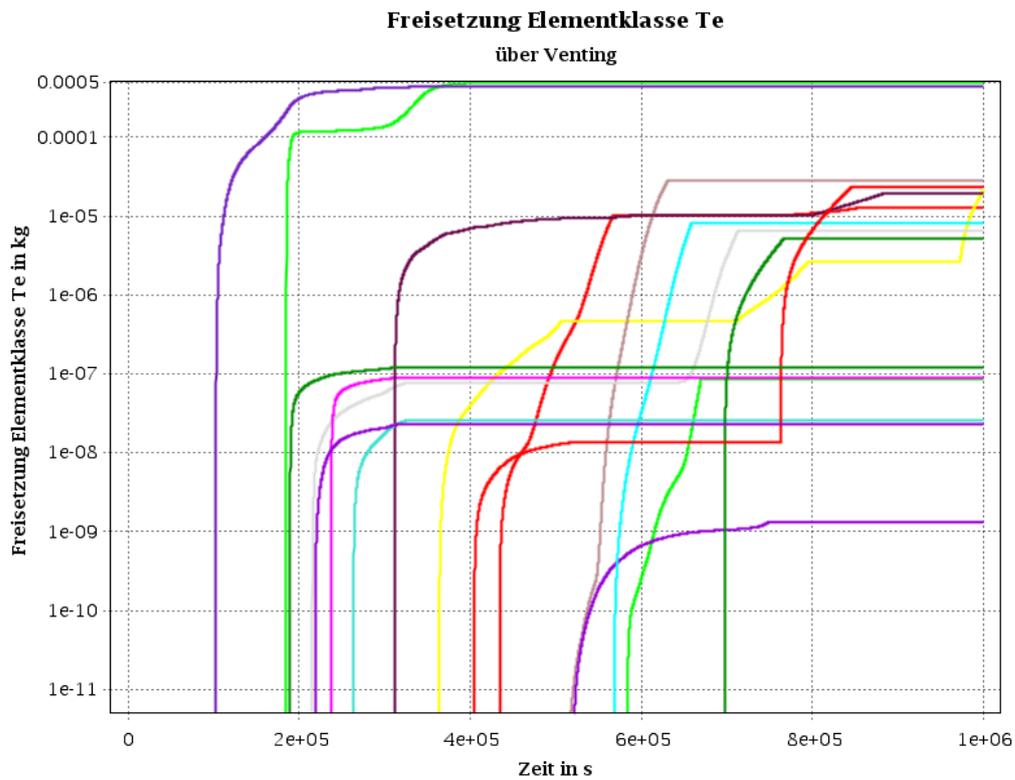


Abb. 5.9 Freisetzung der Elementklasse Te über gefilterte Druckentlastung

Kurz nach Entstehen des DEHEIRO-Lecks ist der (flüssige und gasförmige) Kühlmittel-Massenstrom vom Primärkreis in Richtung DE gerichtet. Die Flussrichtung dreht sich dann in fast allen Variationen durch die Bespeisung des defekten Dampferzeugers mit der mobilen Pumpe (Abb. 5.10). Die eingespeiste Menge schwankt je nach Einspeisepriorisierung in die DE, Druck im Primärkreis und dem in MELCOR implementierten Überspeisungsschutz (abhängig vom Füllstand des defekten DE). Die Einspeisung endet, falls die Notspeisebecken geleert sind. Nach Erschöpfen der Batterien öffnen die Sicherheitsventile des defekten Dampferzeugers. Dadurch dreht sich die Flussrichtung in allen Variationsrechnungen: der Freisetzungspfad durch den defekten Dampferzeuger ist geöffnet.

Alle Variationen zeigen nur ein frühes Ansprechen der DE-Sicherheitsventile vor der SDE bei ca. $t_p = 5300$ s und dann erst wieder, wenn diese mit dem Batterieerschöpfen bei $t_p = 29500$ s öffnen. Ein Ansprechen der mit dem Isolieren des defekten DE hochgesetzten Druckabsicherung kam in diesen Variationsrechnungen also nicht vor. In den Variationen mit Einspeisen des Zusatzboriersystem gibt es ebenfalls kein Ansprechen der DE-Sicherheitsventile. Die Zusatzborierpumpen würden normalerweise einen Druck von bis zu $p = 150$ bar (Öffnen des Überströmventils) aufprägen, was zum Ansprechen des im Druck hochgesetzten DE-Sicherheitsventil in dem sekundärseitig verbundenen, defekten DE führen würden – allerdings hat der Primärkreis ein Leck in der Volumenausgleichsleitung / der Hauptkühlmittelleitung bzw. liegt RDB-Versagen vor, sodass es nicht zu einem solchen Druckaufbau kommt.

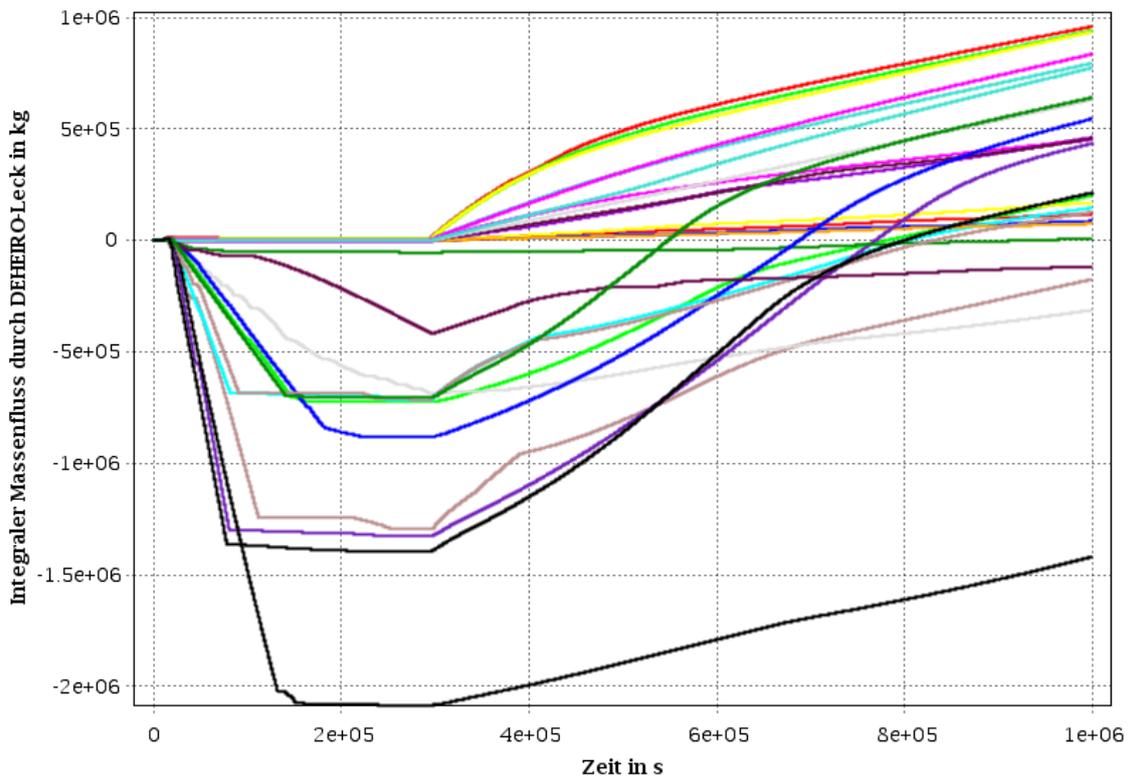


Abb. 5.10 Massenfluss durch das DEHEIRO-Leck. Negative Werte bzw. Steigungen entsprechen einer Flussrichtung vom DE in Richtung des Primärkreises

Bei $t_P = 295200$ s ist die Batteriekapazität erschöpft und das DE-Sicherheitsventil öffnet. In Abb. 5.11, welche die Gesamtmasse an Cs im RKL zeigt, ist das als Knick, Absinken oder „Sprung nach oben“ vor dem Absinken zu erkennen. Ein „Sprung“ im Verlauf lässt sich damit erklären, dass durch Öffnen des Freisetzungspfades Radionuklide aus dem Containment in Primärkreis / defekten DE gezogen werden. Das Erschöpfen der Batteriekapazität lässt sich ebenso im Absinken des RDB-Drucks bzw. der Temperatur der Dampferzeugerwärmestruktur des defekten DE nachvollziehen (s. Abb. 5.12 und Abb. 5.13).

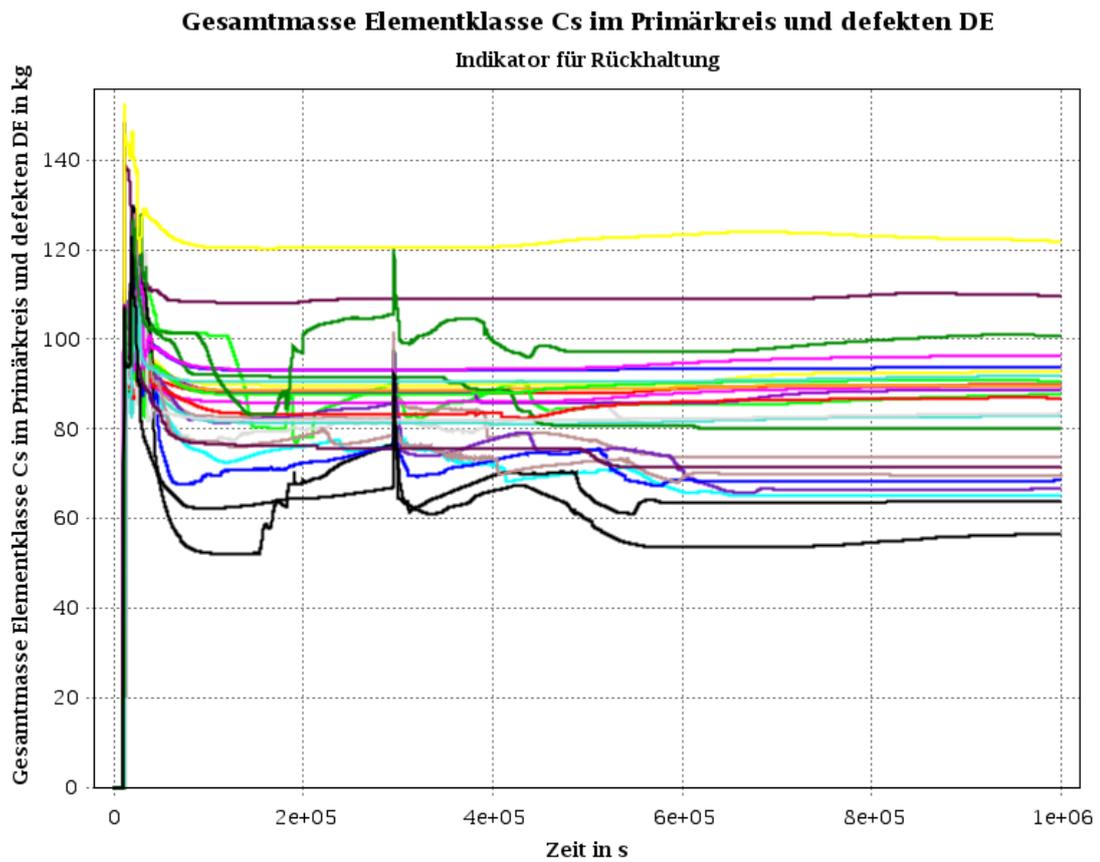


Abb. 5.11 Gesamtmasse der Elementklasse Cs im Primärkreis und defekten Dampferzeuger. Diese wird als repräsentativer Indikator für die Rückhaltung von Radionukliden insgesamt herangezogen.

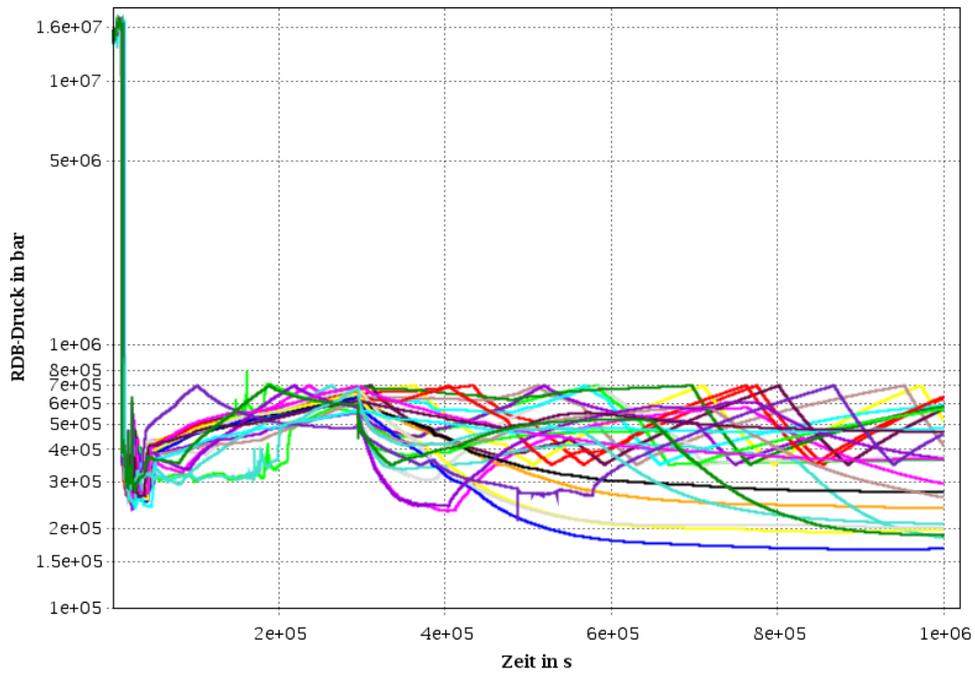


Abb. 5.12 Druck im oberen Plenum des RDBs

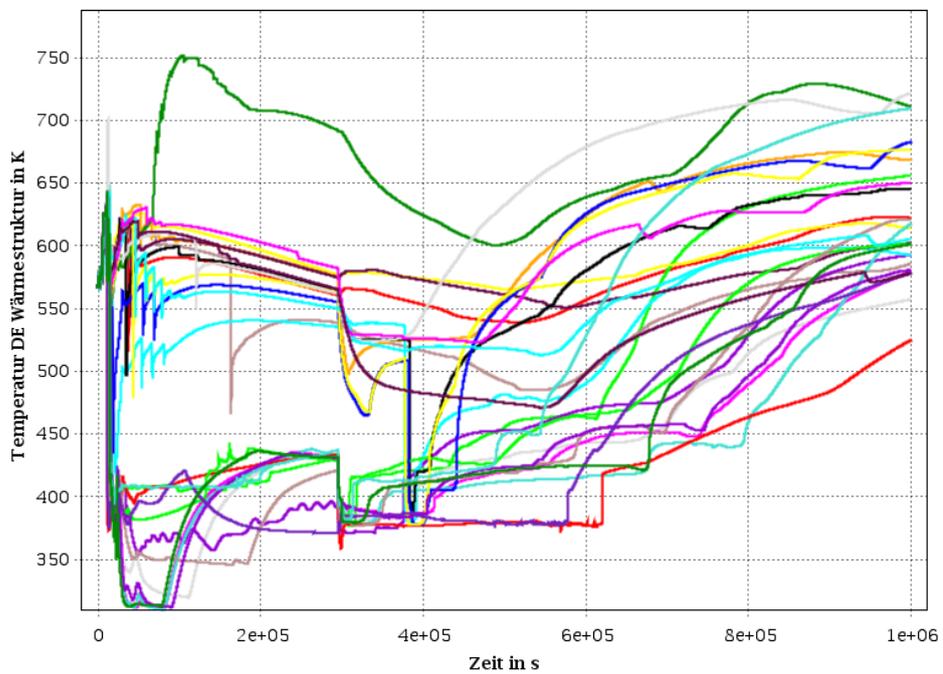


Abb. 5.13 Temperatur der Dampferzeuger-Wärmestruktur

5.2.2 Sensitivitätsanalyse

In der Sensitivitätsanalyse mit SUSANA bezüglich der variierten Parameter liegen die meisten Korrelationsfaktoren recht niedrig zwischen $R = \pm 0,4$ (meist sogar niedriger), sodass nur wenige deutliche Zusammenhänge einzelner Variationsparameter auf die Ergebnisgrößen (wie z. B. die freigesetzte Radionuklidmasse) bestehen. Deutlich ist hierbei der Versagenszeitpunkt von Volumenausgleichsleitung oder Hauptkühlmitteleitung. Hier hat die Nachzerfallsleistung einen eindeutigen Einfluss mit einem Korrelationsfaktor von $R = -0,86$. Die Variation der Isolierung von VAL und HKL zeigt hingegen nur einen geringen Einfluss auf die Versagenszeit. Ebenso konnte von der hier gewählten Variation des Beginns der Einspeisung mit der mobilen Pumpe kein signifikanter Einfluss auf die betrachteten Ereignisse dieses Szenarios festgestellt werden. Rechnungen mit einspeisendem Zusatzboriersystem konnten leider nicht bis zum geplanten Rechnungsende durchgeführt werden, sodass die Auswirkung auf die Freisetzungen nicht analysiert werden konnte.

Bezüglich des RDB-Versagenszeitpunktes führt ein geschlossener Ausfall der DH-Ventile zu einem sehr frühen Versagen des RDB, da sich hierdurch kurzfristig ein hoher Druck im Primärkreis aufbauen kann. Der Einfluss des Zusatzboriersystems war hier vernachlässigbar, da in den überwiegenden Fällen der RDB-Versagenszeitpunkt vor dem Beginn des Einspeisens mit den Zusatzborierpumpen erfolgte. Ein späteres Versagen wird begünstigt durch eine geringere Nachzerfallsleistung, große DEHEIRO-Leck-Größen sowie den Ort des DEHEIRO-Lecks: Je niedriger desto später versagt tendenziell der RDB, weil eine Bespeisung des RDBs mit der mobilen Pumpe schneller erfolgen kann. Rechnungen mit späterem RDB-Versagen haben zudem alle eine Bespeisung des defekten DE mit der mobilen Pumpe. Der Umkehrschluss gilt allerdings nicht: Rechnungen mit ausschließlicher Bespeisung der anderen DE erreichen oft RDB-Versagenszeitpunkte, um den Mittelwert herum, was zeigt, dass sich mehrere Variationsparameter in Kombination auf diese Zeitpunkte auswirken.

Für die freigesetzten Radionuklidmengen lässt sich feststellen, dass die Leckgröße einen vergrößernden Einfluss auf die freigesetzte Menge hatte: je kleiner das Leck desto geringer die Freisetzung. Durch ein größeres Leck kann zwar mehr Wasser in den Primärkreis eingespeist werden (und damit das RDB-Versagen verzögert werden), allerdings führt dies später mit Erreichen der Batteriekapazität und Öffnen des Freisetzungspfadens zu einer größeren Freisetzung. Dieser Zusammenhang ist in Abb. 5.14 zu sehen. Für die Elementklasse Cs ergeben sich annähernd identische Korrelationskoeffizienten.

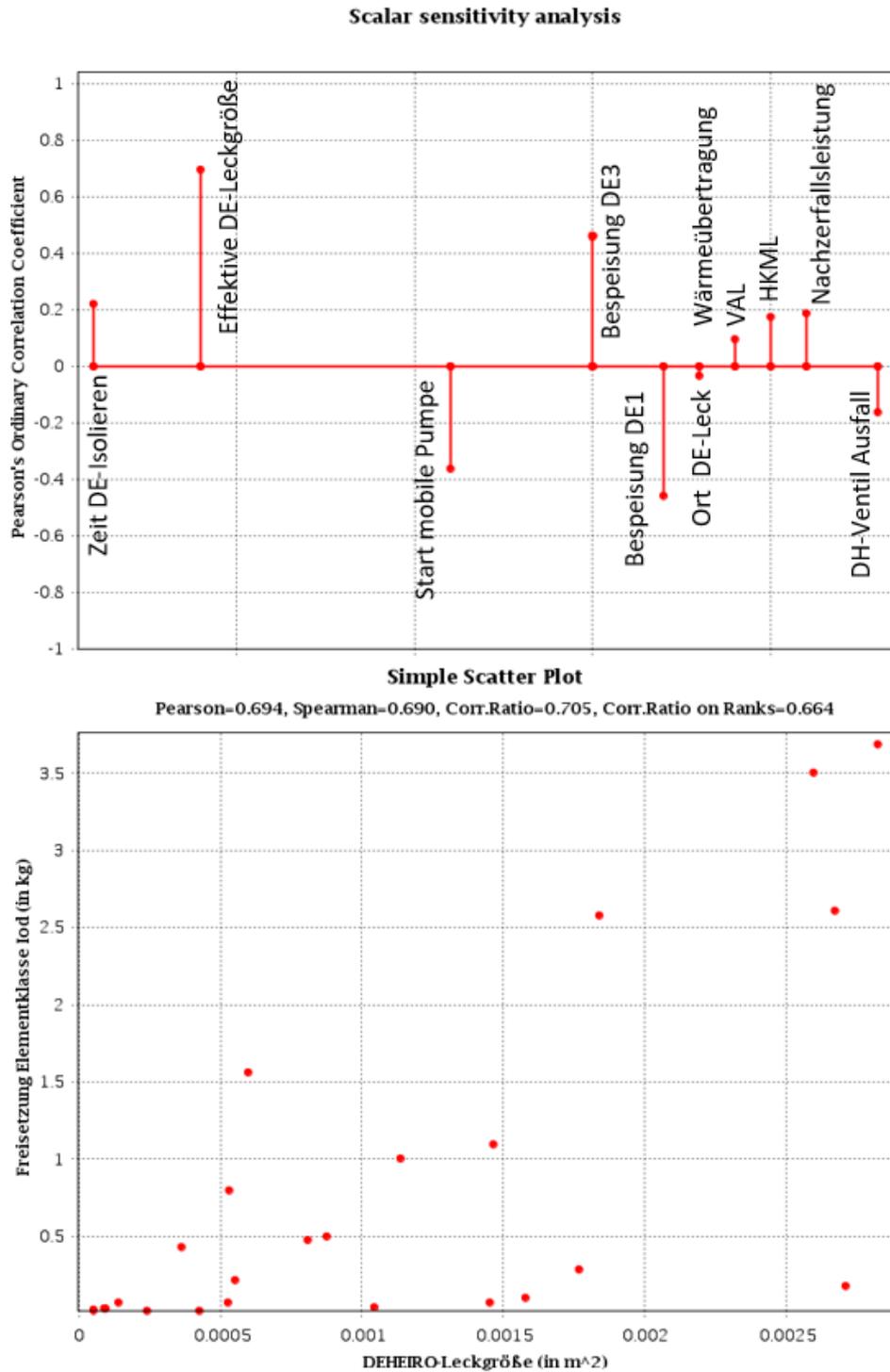


Abb. 5.14 Sensitivitätsanalyse der maximalen Freisetzung der Iod-MELCOR-Elementklasse und Scatterplot des Parameters mit höchstem Korrelationskoeffizient

Liegt anstelle der Bespeisung aller DE (inklusive des defekten DE) eine ausschließliche Bespeisung der schadlosen DE vor in Kombination mit großen DEHEIRO-Leck-Größen und nicht stattfindendem Venting (wobei gerade das dauerhafte Öffnen des DEHEIRO-

Leck-Freisetzungspfad dazu führt, dass kein Venting in diesen Rechnungen mehr nötig wird) führt dies zu höheren Freisetzungen. Insbesondere bei der Elementklasse Te zeigte sich ein vergleichsweise stärkerer Einfluss der Zeitspanne von Entstehen des DEHEIRO-Lecks bis zum Isolieren des defekten DE in der Anfangsphase (vgl. Abb. 5.8) und einen sehr deutlichen Einfluss der effektiven Leckgröße auf die Gesamtfreisetzung (Korrelationskoeffizient von $R = 0.86$). Bei den übrigen betrachteten Elementklassen hat sich die Freisetzung in dieser Phase als vernachlässigbar gegenüber der späteren Freisetzung herausgestellt.

Die Aussagekraft der Sensitivitätsanalyse ist durch die Anzahl der bis zum geplanten Ende durchgelaufenen Rechnungen etwas eingeschränkt, da hierfür nur 26 Rechnungen bei 10 Variationsparametern genutzt werden konnten. Zudem muss beachtet werden, dass für die Variationsparameter in diesem ersten Schritt Gleichverteilungen angenommen worden sind (s. Tab. 5.1), um deren Einfluss auf die mitigative Notfallmaßnahme orientierend zu untersuchen. Daher ist der Einfluss der effektiven DEHEIRO-Leckgröße in den hier dargestellten Ergebnissen überschätzt. Der Eintritt eines DEHEIRO-Lecks der Größe $2F$ wird mit $1,5 \cdot 10^{-3}/a$ bzw. $> 2F \leq 4F$ mit $1,5 \cdot 10^{-5}/a$ eingeschätzt /GRS 03/. Für die zu betrachtenden konstruktiven, werkstoffmäßigen und betrieblichen Randbedingungen konnten im Rahmen der Risikostudie, Phase B, keine Mechanismen abgeleitet werden, bei denen als Folge der Bruch einer größeren Zahl von DE-HR ($> 4F$) auftreten könnte /GRS 90/.

6 Erweiterung der Methoden für deterministische Unfallanalysen zur Analyse gasförmiger Iod-Freisetzungen (AP 3.3)

Iod tritt bei schweren Unfällen kerntechnischer Anlagen überwiegend als Cäsiumiodid (CsI) Aerosol auf. Es entsteht jedoch zu geringeren Anteilen auch gasförmiges Iod, welches von den verfügbaren Filtersystemen einer Anlage weniger gut zurückgehalten werden kann als Aerosole, so dass bei Unfallabläufen mit gefilterter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters das gasförmige Iod radiologisch bestimmend werden kann. Wie auf den vergangenen MELCOR-Fachveranstaltungen vorgetragen und im BMWi-Vorhaben RS1198 dargestellt (siehe /GRS 14/), weist das Iodmodell von MELCOR grundsätzliche Schwächen auf. Das bei der GRS in Entwicklung und Anwendung befindliche Programm COCOSYS besitzt ein validiertes Modell für die Iodchemie, den Iodtransport und die Iodablagerung. Für das Verhalten im Sicherheitsbehälter sollen analog zu bereits definierten Szenarien für MELCOR-Analysen COCOSYS-Simulationen durchgeführt werden. Betrachtet wird dabei das Verhalten des Iods im Sicherheitsbehälter wie die Ablagerungscharakteristik, die Rückhaltung in Wasservorlagen, die Bildung verschiedener chemischer Spezies und die Freisetzung in die Umgebung. Auf Basis der COCOSYS-Analysen werden das in MELCOR vorhandene Modell bewertet und systematische Korrekturmethode für MELCOR-Ergebnisse zur Iodfreisetzung eingeführt.

6.1 Datenübergabe von MELCOR an COCOSYS (AP 3.3)

Für eine Berechnung der Iodchemie im Containment wird der Containment-Code COCOSYS (siehe /COC 20/) herangezogen. Da dieser die Phänomene im Sicherheitsbehälter, nicht jedoch die des Reaktorkühlkreislaufes, insbesondere während der „in-vessel“-Phase, berechnen kann, sind diesem Programm Daten hinsichtlich des Reaktorkühlkreislaufes zu übergeben. Am Anfang des Vorhabens ist eine Schnittstelle in Erwägung gezogen worden, die lediglich einen Stoffaustausch mit dem Reaktorsumpf berücksichtigt, da dies als der wesentliche Ort der Iodchemie angesehen worden ist. Als Bezugs-Szenario ist das kleine Leck (20 cm²) herangezogen worden.

Die umfassende Schnittstelle sieht nun die folgenden Stoffeinspeisungen vor:

- Wasser H₂O(l) (aus Leck)
- Wasserdampf H₂O(g) (aus Leck, RDB-Durchbruch und Cavities)
- Wasserstoff H₂ (aus Leck, RDB-Durchbruch und Cavities)

- Kohlenstoffdioxid CO₂ (aus den Cavities)
- Kohlenstoffmonoxid CO (aus den Cavities)

Der Austrag aus den Cavities ist deshalb wesentlich, da COCOSYS keine Schmelze übergeben werden soll. Daneben ist der Eintrag von Wärme vorgesehen:

- Wärme-Abstrahlleistung (aus den Cavities, von der Oberfläche des RDB)
- Wärmeeintrag aus RN in SHB-Zonen

Für die Radiolyse von Iodspezies ist die Dosisleistung relevant. Die wesentlichen Radiolysereaktionen sind dabei die Folgenden /COC 20/:

- $2I^- + \gamma \leftrightarrow I_2 + 2e^-$
- $2 \cdot IO_3^- + \gamma \leftrightarrow I_2 + 3 \cdot O_2$
- $2AgI \leftrightarrow I_2 + 2Ag$
- $2 \cdot RI(w) + \gamma \leftrightarrow I_2 + 2 \cdot R(w)$
- Diverse andere ohne direkte Iodbeteiligung

Aus diesem Grunde sind die folgenden Größen für die Schnittstelle verwendet worden:

- Dosisleistung in Wasser und Atmosphäre des Reaktorsumpfes
- Dosisleistung anteilig in die Atmosphäre aller Kompartments (Zusammenfassung von Zonen, in denen die Iodchemie gerechnet wird) des SHB

Für die Aerosolphysik, die in COCOSYS von dem Modul AFP (*aerosol fission product behaviour*) berechnet wird, sind ebenfalls entsprechende Eingaben bereitzustellen:

- CsI als Hauptquelle von Iod aus MELCOR (aus Leck, RDB-Durchbruch, Cavities)
- CsOH (aus Leck, RDB-Durchbruch, Cavities)
- I₂ (aus Leck, RDB-Durchbruch, Cavities)
- Aerosol-Restklasse (aus Leck, RDB-Durchbruch, Cavities)

Für die Dosisleistung wird eine Abschätzung herangezogen. In nullter Näherung entspricht die Dosisleistung, die sich als Ionisationsenergie pro Massen- und Zeiteinheit in einem Medium versteht, der Nachzerfallsleistungsdichte: ($dP_{NZ}/dm \sim D$), wobei diese Größe leicht aus den Ausgabevariablen von MELCOR zu extrahieren ist. Diese Näherung würde weitgehend gelten, falls das Volumen eine sehr große Ausdehnung hätte und das Verhältnis von Oberfläche zu Volumen klein wäre. Im Sumpf des Sicherheitsbehälters ist jedoch die Wassertiefe gering und die Oberfläche groß. Aus diesem Grunde ist ein Verlust von Strahlung aus dem Volumen in die Atmosphäre des Sumpfes abzuschätzen. Dieselbe Abschätzung wird für den Strahlungseintrag aus dem Trümmerbett im Reaktorsumpf in das Wasser verwendet.

Für eine vereinfachte Abschätzung wird angenommen, dass die Nachzerfallsleistung hauptsächlich durch den β -Zerfall getragen wird. Ferner wird ein repräsentatives Elektron mit 2,789 MeV Energie angenommen, wobei sich diese Energie als mittlere Energie von Elektronen aus einem bekannten Reaktor versteht. Die Mittelung ist dabei wie folgt durchgeführt:

$$\langle E_{e^-} \rangle = \frac{1}{P} \sum_{i=1}^N p_i \cdot \varepsilon_i \quad (6.1)$$

Hierbei steht p_i für die Leistung, die das Nuklid i im Reaktor im Zerfall liefert und ε_i ist die Zerfallsenergie des Nuklids i . Hierbei ist offenbar p_i/P , also der Anteil der Leistung des Nuklids i an der Gesamtleistung aller betrachteten Nuklide P , der Gewichtungsfaktor für die Zerfallsenergie.

Es wird nun davon ausgegangen, dass die Nachzerfallsleistung im Sumpfwasser homogen verteilt ist und eine volumetrische Leistungsdichte von

$$p_{NZ}^S = \frac{P_{NZ}^S}{V_W^S} \quad (6.2)$$

gegeben ist, wobei P_{NZ}^S die gesamte im Sumpfwasser gegebene NZL und V_W^S das gesamte Wasservolumen darstellt. Gemäß Abb. 6.1 wird der Sumpf vereinfacht als zylindrisch angenommen, wobei die folgenden Bezeichnungen eben dieser Abbildung zu entnehmen sind. Der Index „u“ steht für die untere Ebene, „o“ für die obere. In der Höhe z

des Sumpfes wird eine Kreisebene betrachtet. Das Volumenelement $dV = dz \cdot d\varphi_u \cdot d\rho_u$ (Zylinderkoordinaten) an der Position \vec{r}_u strahlt eine Leistung von $dP = dV \cdot \rho_{\text{NZ}}^S$ isotrop in den Raum ab. Nun ist an der Oberfläche des Sumpfes an jeder Stelle \vec{r}_u mit dem Abstand $\vec{r}_o - \vec{r}_u$ das Raumwinkelement $d\Omega = \sin(\vartheta) d\varphi_o \cdot d\vartheta$ zu betrachten, in das der Anteil $d\Omega/(4 \cdot \pi)$ ($4 \cdot \pi$ ist dabei der volle Raumwinkel) der Leistung dP abgestrahlt wird, so dass dies der Leistung d^2P' entspricht. Für die Verlustleistung der Strahlung, die vom Elektron getragen wird, ist diese Leistung noch mit dem Anteil der Restenergie E_R an der Sumpfwasser Oberfläche an seiner Ursprungsenergie E_0 zu berücksichtigen, so dass für die Leistung, die vom Elektron getragen wird und aus dem infinitesimalen Raumwinkelement $d\Omega$ durch die Oberfläche den Sumpf verlässt d^2P_{e-} , gilt:

$$d^2P_{e-} = dP \cdot \frac{d\Omega}{4\pi} \cdot \frac{E_R(r)}{E_0} \quad (6.3)$$

Wie aus Abb. 6.1 deutlich hervorgeht, strahlt das Volumenelement dV auf die Sumpfoberfläche in einen schiefen Kegel mit dem Raumwinkel $\Delta\Omega$ ab. Je weiter sich die Betrachtungsebene der Sumpfoberfläche annähert, desto deutlicher nähert sich $\Delta\Omega$ dem Raumwinkel des Halbraumes 2π an. Der Raumwinkel $\Delta\Omega$ des schiefen Kegels ergibt sich aus dem Integral über die oben genannten infinitesimalen Raumwinkelemente:

$$\Delta\Omega(\varphi_u, \rho_u, z) = \iint_{0,0}^{\vartheta_G, 2\pi} \sin(\vartheta) d\vartheta d\varphi_o \quad (6.4)$$

ϑ_G ist dabei der Grenzwinkel, der bei der Integration einzuhalten ist. Dieser hängt von der Position der Strahlenursprungs auf der Betrachtungsebene ab, vom aktuellen Azimutwinkel φ_o und von der Höhe der Betrachtungsebene, also: $\vartheta_G = \text{Fkt}(\varphi_o, \varphi_u, \rho_u, z)$. Soll auch über alle Positionen auf der unteren Betrachtungsebene integriert werden und dies für alle Betrachtungsebenen bis hinauf zur Sumpfoberfläche, so folgt das Integral I :

$$I = \int_0^{2\pi} \int_0^{R_S} \int_0^{z_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{\vartheta_G(\varphi_u, \rho_u, \varphi_o)} \sin(\vartheta) d\varphi_u d\rho_u dz d\varphi_o d\vartheta \quad (6.5)$$

Hierbei ist R_S der Radius des Sumpfes. Das Integral stellt eine rein geometrische Größe dar, die keine direkte Anschauung hat. Das Integral wird erst relevant, wenn die Restenergie des Elektrons und die Leistungsdichte mit berücksichtigt werden:

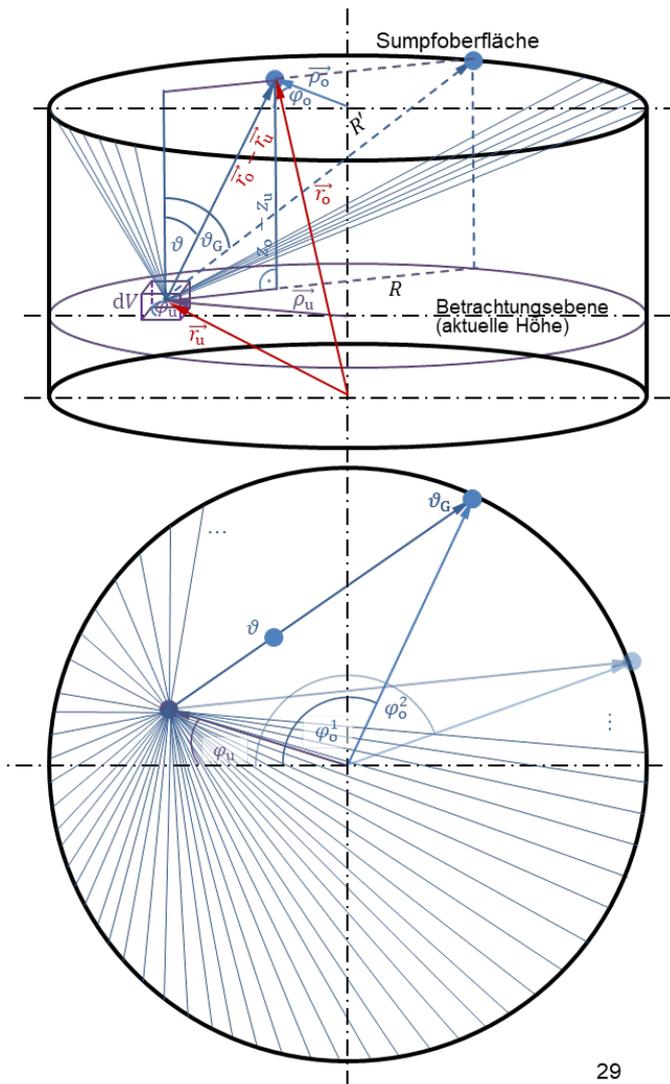
$$P_{V,e^-} = p_{\text{NZ}}^S \cdot \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{1}{E_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{R_S} \int_0^{z_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{\vartheta_G(\varphi_u, \rho_u, \varphi_o)} E_R(r) \sin(\vartheta) d\varphi_u d\rho_u dz d\varphi_o d\vartheta \quad (6.6)$$

P_{V,e^-} steht hier für die Verlustleistung des Elektrons. Man erkennt, dass hier implizit die Anteile, die mit (6.3) eingeführt worden sind, wieder vorhanden sind. $E_R(r)$ steht hier im Integral, da die Restenergie von der Strecke $\vec{r}_o - \vec{r}_u$ abhängig ist, welche wiederum von der Position auf der unteren und oberen Ebene abhängt. Die festen Bezüge wie die Elektron-Anfangsenergie und der volle Raumwinkel stehen außerhalb des Integrals. Für die Berechnung des Integrals sind noch einige geometrische Verhältnisse aus Abb. 6.1 abzulesen, welche für die Berechnung des zentralen Grenzwinkels ϑ_G notwendig sind:

$$\vartheta_G = \arcsin\left(\frac{R}{R'}\right) \text{ mit } R = \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2} \text{ und } R' = \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2 + \Delta z^2} \quad (6.7)$$

Die Restenergie des Elektrons $E_R(r)$ berechnet sich wie folgt:

$$E_R(r) = E_0 - \int_0^{|\vec{r}_o - \vec{r}_u|} \left. \frac{dE}{dr} \right|_{\text{ges}} dr \quad (6.8)$$



29

Abb. 6.1 Geometrische Bedingungen im Reaktorsumpf als einfacher Zylinder, oben: halbperspektivische Ansicht, unten: Draufsicht

Der Energieverlust eines Elektrons setzt sich im Wesentlichen zusammen aus Ionisationsverlust und Bremsstrahlung:

$$\frac{dE}{dx}\Big|_{\text{ges}} = \frac{dE}{dx}\Big|_{\text{ion}} + \frac{dE}{dx}\Big|_{\text{brems}} \quad (6.9)$$

Der Energieverlust durch Ionisation wird durch die Berger-Seltzer-Gleichung beschrieben, die in /PDG 16/ (Gleichung 33.24) gegeben ist, wenngleich auch nicht unter diesem Namen:

$$\left. \frac{dE}{dx} \right|_{\text{ion}} = \frac{1}{2} K \frac{Z}{A} \frac{1}{\beta^2} \left\{ \ln \left[m_e c^2 \beta^2 \gamma^2 \left(\frac{m_e c^2 (\gamma - 1)}{2} \right) \right] + (1 - \beta^2) - \frac{2\gamma - 1}{\gamma^2} \ln(2) + \frac{1}{8} \left(\frac{1 - \gamma}{\gamma} \right)^2 - \delta \right\} \quad (6.10)$$

In (6.10) steht Z für die Kernladung und A für die Atommasse des Mediums. Da hier Wasser betrachtet werden soll, ist $Z = 10$ und $A = 18$ g/mol. β ist der Anteil der Geschwindigkeit v des Elektrons an der Lichtgeschwindigkeit c , also $\beta = v/c$. γ ist der Lorentzfaktor und ist wie folgt definiert:

$$\gamma = \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{v^2}{c^2}}} \quad (6.11)$$

Für K gilt: $K = 4\pi N_A r_e^2 m_e c^2$ mit der Avogadro-Konstante N_A und dem klassischen Elektronenradius r_e . Der Term δ steht für den Dichteeffekt, welcher durch das polarisierte Medium zustande kommt, das das elektrische Feld des einfallenden Teilchens abschneidet. Dieser Effekt wird jedoch erst bei Energien im Bereich einiger hundert MeV relevant, so dass er hier vernachlässigt worden ist.

Der Energieverlust durch Bremsstrahlung berechnet sich vereinfacht wie folgt /PDG 16/ (Gleichung indirekt aus Definition der Strahlungslänge 33.26):

$$\left. \frac{dE}{dx} \right|_{\text{brems}} = -\frac{E}{X_0} \quad \text{mit } X_0 = 0,361 \text{ m} \quad \text{in Wasser /DES 05/} \quad (6.12)$$

Auch wenn es einen physikalischen Ausdruck für die Strahlungslänge X_0 gibt, wird ein Literaturwert /DES 05/ verwendet.

Für die Strahlungsenergie, die den Reaktorsumpf verlässt, ist nicht die gesamte Bremsstrahlung zu berücksichtigen, sondern die Bremsstrahlung abzüglich dessen, was im Wasser an elektromagnetischer Strahlung absorbiert wird. Hierfür wird vereinfachend

die Annahme getroffen, dass die Bremsstrahlung isotrop abstrahlt (gemäß /STE 57/ existiert eine Winkelabhängigkeit). Für die Absorption der Strahlung wird das Lambert-Beer'sche Absorptionsgesetz angewendet:

$$I = I_0 e^{-\mu(f)\Delta x} \quad (6.13)$$

In (6.13) stehen I und I_0 für die Intensität nach der Wegstrecke Δx und für die Anfangsintensität. Der Absorptionskoeffizient μ ist dabei von der Frequenz f der elektromagnetischen Welle abhängig, wie in Abb. 6.2 zu erkennen ist.

Für die nächsten Schritte werden nicht die Intensitäten, sondern die in ein Raumwinkelelement abgestrahlte Energien betrachtet. Der Übergang $I \rightarrow E$ ist dabei trivial, also gilt: $E = e^{-\mu(f)\Delta x}$, wobei E als Restenergie der elektromagnetischen Strahlung nach der Wegstrecke Δx zu verstehen ist. Da nun der Absorptionskoeffizient von der Frequenz abhängt, lässt sich der Ausdruck nur für ein infinitesimales Spektralelement df anwenden: $dE = dE_0 e^{-\mu(f)}$.

Eine solche Einteilung des Spektrums ist auch deshalb wichtig, da sich das Spektrum beim Durchlauf durch die Materie wegen der frequenzselektiven Absorption ändert. Das elektromagnetische Spektrum sei durch den Ausdruck $\frac{dE_{\text{ph.}}}{df}$ ausgedrückt, so dass für die Absorption das folgende Integral gilt:

$$\Delta E' = \int_{f_0}^{f_{\text{max}}} \frac{dE_{\text{ph.}}}{df} e^{-\mu(f)\Delta x_{\text{R}}} df \quad (6.14)$$

In (6.14) steht $\Delta E'$ für die Energie, die nach der Wegstrecke Δx_{R} im Medium absorbiert wird. Die Wegstrecke Δx_{R} steht dabei für jene Reststrecke zwischen aktueller Position des repräsentativen Elektrons und der Sumpfoberfläche. Eine solche Betrachtung bezieht sich wieder stets auf die in ein infinitesimales Raumelement abgestrahlte Leistung, da nur diesem eine solche Strecke zugeordnet werden kann. Das Spektrum $\frac{dE_{\text{ph.}}}{df}$ ist dabei gleichverteilt zwischen f_0 und f_{max} , wie aus /STE 57/ (siehe auch Abb. 6.3) hervorgeht. f_0 wird mit 0 identifiziert und f_{max} mit der maximalen Energie, die dem Elektron zur Verfügung steht, also: $f_{\text{max}} = E_{\text{R}}/h$, wobei h das Planck'sche Wirkungsquantum ist. E_{R} ist dabei,

wie zuvor, die Restenergie des Elektrons. Diese Energie wird mit jener gleichgesetzt, die ein Ensemble von Elektronen (Elektronenstrahl) beim Durchgang durch eine dünne Materieschicht abstrahlt. Hierbei wird es im statistischen Sinne einige Elektronen geben, die genau auf einen Atomkern zufliegen und ihre Energie vollständig als Bremsstrahlung abgeben, welches das Ende des e.m. Spektrums bei $f_{\max} = E_R/h$ markiert. Andere Elektronen werden kaum bzw. gar nicht abgelenkt, welches das untere Ende des Spektrums bei $f_{\max} = 0$ markiert. Für das Spektrum ist die innerhalb der Wegstrecke dx in (6.12) abgestrahlte Bremsstrahlung zu verwenden

$$\frac{dE_{\text{ph.}}}{df} = \frac{dE_{\text{brems}}}{f_{\max} - f_{\min}} \quad (6.15)$$

Für die Bremsstrahlungsenergie, die das Elektron innerhalb einer infinitesimalen Wegstrecke abstrahlt, ist ein analoger Ausdruck wie in (6.3) zu verwenden, da die Bremsstrahlung von einem repräsentativen Elektron abgestrahlt wird und nur Anteile betrachtet werden sollen:

$$d^2 P_{\text{brems}} = dP \cdot \frac{d\Omega}{4\pi} \cdot \frac{E_R'(r)}{E_0} \quad (6.16)$$

Für die Verlustleistung der Bremsstrahlung ist dann analog zu (6.6) folgender Ansatz zu unternehmen:

$$P_{V,\text{brems}} = p_{\text{NZ}}^S \cdot \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{1}{E_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{R_S} \int_0^{z_0} \int_0^{2\pi} \int_0^{\vartheta_G(\varphi_u, \rho_u, \varphi_o)} E_R'(r) \sin(\vartheta) d\varphi_u d\rho_u dz d\varphi_o d\vartheta \quad (6.17)$$

$E_R'(r)$ steht dabei für die Restenergie der Bremsstrahlung, die die Sumpfoberfläche erreicht und ist nach obigen Ausführungen $\Delta E'$. Implizit ist hier angenommen worden, dass die Bremsstrahlung in das Raumwinkelement $d\Omega$ abstrahlt und nicht noch einmal von der aktuellen Position des repräsentativen Elektrons aus isotrop. Nur mit dieser Annahme kann die Reststrecke zur Sumpfoberfläche Δx_R verwendet werden. Es ist ohne Beweis zu vermuten, dass eine solche Berücksichtigung weitgehend mit der Annahme der isotropen Ausstrahlung aus dV in der Betrachtungsebene abgedeckt wird. Der Fehler würde dabei darin bestehen, dass dieses dV bei der Integration über die Sumpfhöhe

nicht mit der aktuellen Höhe des Elektrons als Ursprung der Bremsstrahlung übereinstimmt.

Die Integrale (6.6) und (6.17) mit den Ausdrücken für die Energieverluste (6.10), (6.12) und (6.14) sind numerisch gelöst worden. Das entsprechende Programm, das eine sehr einfache Einteilung des Sumpfes mit $N_z = 10$, $N_{\varphi_u} = N_{\varphi_o} = N_{\vartheta} = 150$, $N_r = 200$ und $N_f = 50$ vorsieht, benötigte ca. 7,5 h für einen Durchlauf, welches vermutlich auf die komplizierte Berechnung der Energieverluste zurückzuführen ist.

Das Ergebnis ist nun $3,251E-05$. Zur Prüfung sei eine Abschätzformel für die Reichweiten von Elektronen im Medium gegeben /KUC 01/:

$$R_{qm} = 0,11 \frac{\text{g}}{\text{cm}^2} \left[\sqrt{1 + 22,4 \cdot \left(\frac{E_m}{\text{MeV}}\right)^2} - 1 \right] \text{ für } E_m < 3 \text{ MeV}$$

$$\text{mit } R_m = \frac{R_{qm}}{\rho} \quad (6.18)$$

R_{qm} ist dabei eine dichteunabhängige Reichweite, die in eine Reichweite in Metern R_m mittels der Dichte umgewandelt werden kann.

Ferner ist in /KUC 01/ eine Näherung für den Energieverlust gegeben:

$$I = I_0 e^{-\mu_m m''}$$

$$\text{mit } m'' = \Delta x \rho$$

$$\text{und } \mu_m = \frac{\mu}{\rho} \quad (6.19)$$

μ_m ist dabei der Massenschwächungskoeffizient und m'' die flächenbezogene Masse. Für μ_m gibt es eine weitere Näherungsformel:

$$\mu_m = \frac{22}{\left(\frac{E_m}{\text{MeV}}\right)^{1,333}} \frac{\text{cm}^2}{\text{g}} \quad (6.20)$$

Mit der repräsentativen Energie von ca. 2,7 MeV ergeben sich eine Reichweite von ca. 1,2 cm und ein Massenschwächungskoeffizient von $0,585 \text{ m}^2/\text{kg}$. Wird nun nur die oberste Schicht Wasser im Sumpf mit dieser Dichte betrachtet, die vereinfacht ihre komplette Strahlung in den oberen Halbraum verliert (schräges Abstrahlen vernachlässigt) und eine mittlere Wegstrecke von $0,5-1,2 \text{ cm}$, so erhält man mit einer Sumpfwassertiefe

von 3,3 m einen Verlustanteil von ca. $0,5 \cdot 4,1 \cdot 10^{-3} = 2,05 \cdot 10^{-3}$ multipliziert mit dem Schwächungsgrad vom 0,02983 (bei einer Dichte von 1000 kg/m^3) ergibt sich ein Verlustanteil von ca. $6 \cdot 10^{-5}$, welches kompatibel mit der komplizierteren Abschätzung ist. Für die mittlere Wegstrecke zur Sumpfoberfläche, die hier grob als die Hälfte der maximalen Reichweite angenommen worden ist, lässt sich leicht ein Integral formulieren. Bedauerlicherweise ist dies nicht einfach zu lösen, so dass auch hier ein numerischer Ansatz anzusetzen wäre. Aus diesem Grunde ist die Hälfte der Reichweite angenommen worden. Da das oben genannte Programm eine ähnliche Reichweite anzeigt, mag der Fehler auf die groben Annahmen der hier gemachten Abschätzung zurückzuführen sein. Da die Bremsstrahlungsverluste für relativ kleine Energien nicht dominierend sind, ist eine entsprechende Vernachlässigung akzeptabel.

Es zeigt sich nun, dass die Verlustleistung praktisch vernachlässigbar ist, welches nicht kompatibel zu der Forderung nach einer starken Überdeckung der BEs in einem BELB beispielsweise ist. Es ist zu vermuten, dass die Annahme, dass Elektronen die hauptsächliche Leistung tragen, die entscheidende Fehlerquelle bei dieser Abschätzung darstellt. Für eine Verbesserung wären daher die Gamma-Zerfälle mit zu berücksichtigen. Ferner könnte die Richtungsabhängigkeit der Bremsstrahlung berücksichtigt werden und die Energie des repräsentativen Elektrons könnte mit einem MC-Ansatz gestreut werden.

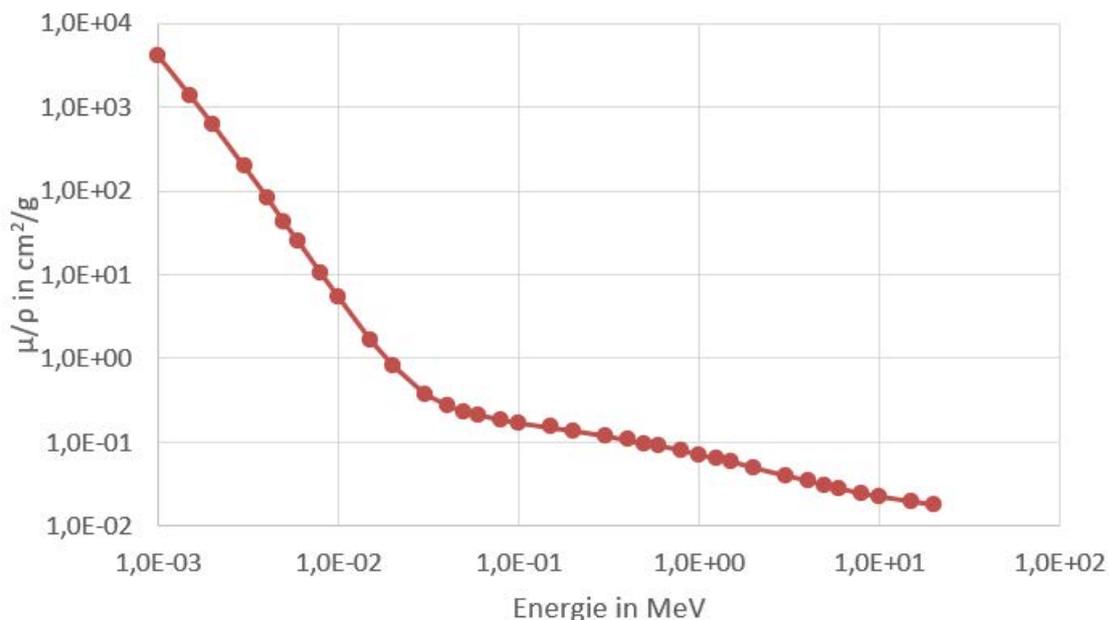


Abb. 6.2 Absorption in Abhängigkeit der Frequenz der elektromagnetischen Strahlung /HUB 95/

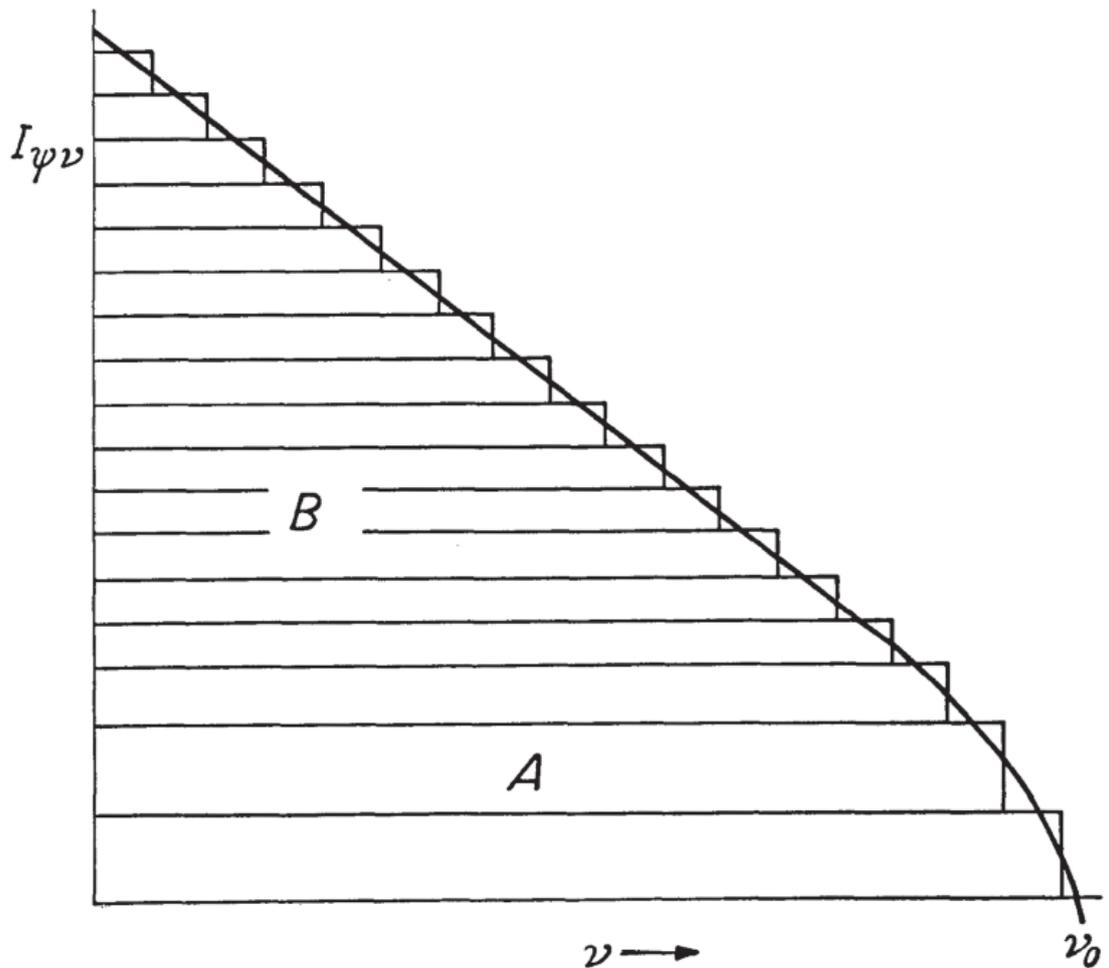


Abb. 6.3 Spektrale Intensität beim Durchgang eines Elektronenstrahls durch eine dünne Schicht Materie in Abhängigkeit von der immer geringer werdenden Elektronenenergie /STE 57/

Für die Berechnung der Dosisleistung D ist zunächst noch einmal deren Definition zu betrachten:

$$D = \frac{1}{\Delta t} \frac{\Delta E}{\Delta m} \quad (6.21)$$

ΔE ist dabei die in einem Masselement Δm deponierte Leistung innerhalb der Zeit Δt .

Für das Sumpfwasser ergibt sich mit der MELCOR-Variable P_{RN}^{ges} , welche die gesamte Leistung, die von Radionukliden getragene wird, darstellt, folgender Ansatz für das Sumpfwasser D_W^S und die Atmosphäre D_A^S des Sumpfes:

$$D_W^S = \frac{1}{m_{Wasser}^{Sumpf}} \frac{m_{RN}^{SW}}{m_{RN}^{ges}} P_{RN}^{ges} \cdot (1 - a) \quad (6.22)$$

m_{RN}^{SW} ist dabei die Masse aller Aerosole in der Wasserphase und m_{RN}^{ges} die Gesamtmasse aller Aerosole, die freigesetzt worden sind, und m_{Wasser}^{Sumpf} ist trivialerweise die Sumpfwassermasse. Der Faktor a ist der Anteil an der Leistung, die das Sumpfwasser verlässt und entspricht dem Wert der obigen Abschätzung. Der mittlere Ausdruck ist aus dem Grunde derart gewählt, da die NZL im Sumpfwasser nicht direkt zugänglich ist. Durch die Norm auf die Gesamtmasse aller freigesetzten Aerosole ist es notwendig, dass P_{RN}^{ges} die Gesamtleistung aller RN darstellt, obwohl eine Differenzierung zwischen Gas- (P_{RN}^{Gas}) und Wasserphase (P_{RN}^{Wasser}) hier möglich wäre:

$$P_{RN}^{ges} = P_{RN}^{Wasser} + P_{RN}^{Gas} \quad \begin{array}{l} \text{Variable ‚RN1-DHPOL‘,} \\ \text{‚RN1-DHATM‘ in MELCOR} \end{array} \quad (6.23)$$

Für die Dosisleistung in der Atmosphäre des Sumpfes gilt analog:

$$D_A^S = \frac{1}{m_{Stoffe}^S - m_{Wasser}^S} \cdot \left(\frac{m_{RN}^{SA}}{m_{RN}^{ges}} \cdot P_{RN}^{ges} + a \cdot \frac{m_{RN}^{SW}}{m_{RN}^{ges}} P_{RN}^{ges} \right) \quad (6.24)$$

m_{RN}^{SA} steht dabei für die Aerosolmasse in der Sumpfatmosphäre. Es ist hier offensichtlich, dass die Atmosphäre den Verlustanteil aus dem Sumpfwasser erhält, eine Rückstrahlung ist nicht berücksichtigt. Die Bezugsgröße ist nicht direkt durch die Gasmasse ausgedrückt, sondern über die Differenz der Stoffmasse (m_{Stoffe}^S) und der Wassermasse (m_{Wasser}^S).

Neben der Berechnung der Dosisleistung im Reaktorsumpf, ist eine solche auch in allen Kompartments (Zusammenfassung von Zonen für die Berechnung der Iodchemie) des COCOSYS-Sicherheitsbehälters berücksichtigt worden. Hierfür ist zunächst die Gesamtdosisleistung in allen Zonen erfasst worden:

$$D_W^{\text{ges}} = \frac{1}{\sum_i m_{\text{Wasser}}^{\text{Raum } i}} \frac{\sum_i m_{\text{RN}}^{\text{Was. Raum } i}}{m_{\text{RN}}^{\text{ges}}} P_{\text{RN}}^{\text{ges}} \quad (6.25)$$

und:

$$D_A^{\text{ges}} = \frac{1}{\sum_i m_{\text{Stoffe}}^{\text{Raum } i} - \sum_i m_{\text{Wasser}}^{\text{Raum } i}} \frac{\sum_i m_{\text{RN}}^{\text{Was. Raum } i}}{m_{\text{RN}}^{\text{ges}}} P_{\text{RN}}^{\text{ges}} \quad (6.26)$$

Die Deklarationen der Größen lehnen sich an jene an, die für den Sumpf getroffen worden sind. Hier wurde jedoch über alle Kontrollvolumen i im MELCOR-Eingabedatensatz summiert.

Für die Verteilung der Dosisleistung und auch der Wärmeleistung, welche analog geschieht, werden Anteile definiert. Zunächst wird der Anteil des Volumens der COCOSYS-Zone j an dem des entsprechenden MELCOR-Kontrollvolumens i definiert:

$$a_{ji} = \frac{V_{\text{COC. } j}}{V_{\text{MEL. } i}} \quad (6.27)$$

$V_{\text{COC. } j}$ ist das Volumen der COCOSYS-Zone j und $V_{\text{MEL. } i}$ ist das Volumen des MELCOR-Kontrollvolumens i . Es ist hierbei zu bedenken, dass der Eingabedatensatz für den Sicherheitsbehälter in MELCOR ein Derivat des COCOSYS-Eingabedatensatzes darstellt. Aus diesem Grunde bestand bereits eine feste Zuordnung der Zonen zu den Kontrollvolumina.

Weiterhin wird der Anteil der zeitlich gemittelten Dosisleistung $\langle D_{\text{Raum } i} \rangle$ des MELCOR-Kontrollvolumens i an der Dosisleistung an allen Volumina wie folgt berechnet:

$$b_i = \frac{\langle D_{\text{Raum } i} \rangle}{\sum_i D_{\text{Raum } i}} \quad (6.28)$$

Das zeitliche Mittel ist dabei gewählt worden, um ein charakteristisches Maß für die Dosisleistung in einem Raum zu erhalten, welche grundsätzlich mit der Zeit variiert.

Für das Kompartiment m im COCOSYS-Eingabedatensatz gilt nun ein Anteil an der Dosisleistung (6.25) bzw. (6.26) von

$$a_{\text{ges}}^m = \sum_{j \in J_m} a_{ij} \cdot b_{i(j)} \quad (6.29)$$

J_m stellt dabei die Menge an COCOSYS-Zonen dar, die dem Kompartiment m zugehörig sind. $b_{i(j)}$ ist der Anteil, wie er in (6.28) definiert ist, der Index i ist dabei als abhängig von j geschrieben worden, welche die Zuordnung der COCOSYS-Zone j zum MELCOR-Kontrollvolumen i anzeigen soll.

Zur Umsetzung obiger Überlegungen ist ein C++-Programm (2374 Zeilen) geschrieben worden, die einen gegebenen Eingabedatensatz für COCOSYS einliest und um die Einspeisetabellen für die Stoffe (Wasser aus dem Leck, H₂, CO₂ etc.), Dosisleistung und Wärme aus dem Leck bzw. aus der Schmelze in den Cavities erweitert.

Bei der Übergabe an COCOSYS sind einige Probleme zu lösen gewesen. So ist für Stoffe die Option der Eingabe für Temperatur und Druck gewählt worden, anstatt der absoluten Enthalpie. Dieses Vorgehen gründete auf den Umstand, dass die absoluten Enthalpien von Gasen etwa auf Annahmen der Bindungsenergien und deren implizite Berücksichtigung bzw. auf unterschiedlichen Bezugspunkten in MELCOR und COCOSYS beruhen. Auch hätte die Verwendung von Enthalpieströmen eine Normierung auf den Massestrom bedeutet und ferner wäre dieses Vorgehen etwa bei Strömen aus der Schmelze nicht möglich gewesen. Die Verwendung des Drucks und der Temperatur jedoch hat meist eher formale Probleme ergeben. So ist selbst im Falle von fehlenden Einspeisungen die Eingabe von Temperatur und Druck erforderlich. Sollten einfache

Fehlwerte verwendet werden, so war darauf zu achten, dass diese für Dampf und Wasser konsistent sind. So darf der Druck für Dampf nicht oberhalb des Sättigungsdruckes liegen und für Wasser nicht darunter. Für die Fehlwerte sind dafür die Sättigungsbedingungen angenommen worden, wobei jedoch eine Diskrepanz zwischen dem COCOSYS-System und der angenommenen Siedekurve bestanden hat. Also Lösung ist eine Sicherheitsmarge eingeführt worden, um sicher auf einer Seite der entsprechenden Phase zu sein. Des Weiteren ist der Druck- und Temperaturbereich in COCOSYS begrenzt. Da jedoch für die Einspeisetabellen die thermodynamischen Bedingungen des Quellvolumens aus MELCOR verwendet worden sind und sich dieses im Falle des Lecks im RDB befindet, ist dieses Vorgehen in COCOSYS zunächst nicht akzeptiert worden. Erst eine künstliche Absenkung in den akzeptierten Bereich hat hierbei Abhilfe geschaffen. Hierbei ist der entstehende Fehler des Enthalpieeintrags in Kauf genommen worden, da dieser durch die schnelle Druckabsenkung im RDB im Falle eines Lecks wegen der Kürze nur klein ist. Anfangs ist für die Schnittstelle nur der Stoffaustausch zwischen Sumpf und Umgebung angedacht gewesen, jedoch ist eine umfassende Schnittstelle notwendig, um COCOSYS zu betreiben, welcher sich als alleiniger SHB-Code versteht und über keinen PKL mit der Phänomenologie innerhalb dessen verfügt.

Für eine Übergabe der Einspeisetabellen in einen COCOSYS-Eingabedatensatz sind nicht direkt alle Zeitpunkte aus der MELCOR-Simulation zu übernehmen, welches sehr längliche Tabellen zur Folge haben würde. Stattdessen sind die 509 Datenreihen (= Anzahl der notwendigen Variablen) mittels eines Skriptes für AptPlot ausgeschrieben worden und in zwei weiteren C++-Programmen (zwei, da die Speicheradressierung nicht für alle Datenreihen ausreichend ist) differenziert und gemittelt worden. Die Differenzierung bezieht sich dabei lediglich auf jene Datenreihen, die einen kumulierten Austrag darstellen. Ein solcher stellt die bevorzugte Größe dar, da jeder Austausch zwischen Kontrollvolumina in der Ausgabedatei berücksichtigt wird. Im Falle von Raten, die für Strömungspfade auch zur Verfügung stehen, kann es vorkommen, dass die Ausgabe mit einer Frequenz von $\Delta t_{\text{Ausgabe}}$ die gesamte Historie des Austausches der Rechnung mit $\Delta t_{\text{Rechnung}}$ ($\Delta t_{\text{Ausgabe}} > \Delta t_{\text{Rechnung}}$) nicht exakt berücksichtigt. Schwingungen in der Rechnung können gewissermaßen „ungesehen überfahren“ werden. Der Austrag von Stoffen aus den Cavities liegt ohnehin nur kumuliert vor. Im Falle anderer Größen wie dem Wärmeübertrag aus der Schmelze stehen lediglich Raten zur Verfügung.

Die Mittelung hat bereits in einem C++-Programm Bestand gehabt. Der Code ist jedoch überarbeitet worden, so dass das Integral über die erzeugte Rate wieder die ursprüngliche kumulierte Menge ergeben hat. Der Algorithmus betrachtet ein Intervall und mittelt innerhalb dieses für eine festgelegte Anzahl von neuen Werten. Die Intervallbreite kann dabei für verschiedene übergeordnete Intervalle (z. B. für in- und ex-vessel Phase) unterschiedlich sein. An den Grenzen dieser Intervalle sind die Restintervalle, über die gemittelt wird, anzupassen. Dies war bereits implementiert. Weiterhin ist nun die Möglichkeit gegeben, Einzelereignisse zu definieren, über die nicht gemittelt werden soll, so z. B. für das RDB-Versagen oder für den Schmelzedurchbruch in den Reaktorsumpf etc.

6.2 Direkte Umsetzung der Iodchemie aus COCOSYS in MELCOR (AP 3.3)

Für eine direkte Übernahme von Ergebnissen wird ein einfaches Vorgehen gewählt bei dem der Sumpf als Quelle von diversen Iodspezies betrachtet wird. Diese werden als Aerosol- oder Dampfquelle in MELCOR eingegeben. Diese Quellen werden durch Kontrollfunktionen bewerkstelligt, die auf Tabellen zurückgreifen, die die genannten Informationen aus COCOSYS beinhalten. Hierfür sind in MELCOR neue Iodspezies zu definieren, deren Parameter aus jenen für CsI und I₂ in MELCOR weitgehend übernommen werden können. Die Zuordnung zu den Aerosolkomponenten wird beispielsweise dieselbe sein wie bei CsI und I₂, da nur wenige Komponenten definiert sind. Die Freisetzungsparemeter können aufgrund der fehlenden Freisetzung aus dem Brennstoff vernachlässigt werden. Die Nachzerfallsleistung kann unter ‚DCH_EL‘ (siehe DCH-UG-11 in /HUM 17/) definiert werden. Aufgrund der Erfahrungen mit Radionuklidsenken im Vorhaben 4719R01377, die einen inakzeptablen Fortschritt einer Simulation impliziert, soll hier auf RN-Senken verzichtet werden. Dies bedeutet jedoch auch, dass mit jedem Ausstrag ein Überschuss vorhanden ist, der sich in erster Linie in der Klasse CsI niederschlägt. Die Masse kann integral und anteilig in der Verteilung nachträglich bei der Datenanalyse abgezogen werden, indem sie ignoriert wird. Die Auswirkung der Nachzerfallsleistung kann jedoch nicht nachträglich korrigiert werden, so dass ein Eingriff in die Simulation in Betracht gezogen werden kann.

Im Falle der Verwendung der Korrelationen für eine phänomenologische Umsetzung ist eine Korrektur der Nachzerfallsleistung nicht möglich, ohne eine RN-Klasse zu entfernen, da keine Vorrechnung von COCOSYS durchgeführt wird. Eine solche wird zwar für die hier zu behandelnde „direkte Umsetzung“ durchgeführt. Aufgrund des Aufwandes

und der Einheitlichkeit mit der erstgenannten Umsetzung werden den in den SHB eingebrachten Spezies keine NZL zugeordnet. So wird vermieden, dass ein integraler Leistungsbilanzfehler entsteht. Eine inkorrekte Verteilung der NZL wird dabei in Kauf genommen.

Für eine Freisetzung sind nun lediglich die gasförmigen Spezies CH_3I als Repräsentantin von organischem Iod und I_2 betrachtet. Für diese zusätzlichen Spezies, die mit ‚CH3I‘ und ‚I2_zwo‘ benannt sind, sind in MELCOR einige Eingaben einzutragen. Die neue Klasse ‚I2_zwo‘ ist als zusätzliche Klasse aus dem Grunde gewählt worden ist, da eine Quelle in der bestehenden Klasse ‚I2‘ sofort eine Nachzerfallsleistung tragen würde. Für die entsprechenden Eingaben für die Molekülmasse, den Dampfdruck, die Löslichkeit in Wasser, die Aerosolkomponentenzugehörigkeit und die VANESA-Zuordnung (Elemente im Cavity-Modell CORCON) sind die Werte von ‚I2‘ übernommen worden. Allein die Nachzerfallsleistung und die Anfangsmasse unter ‚DCH_EL‘ für das neue Element ‚I3‘ ist auf „0“ gesetzt, wobei unter ‚DCH_CL‘ die Zuordnung ‚I3‘ (einziges Element) – ‚I2_zwo‘ (Klasse) bewerkstelligt worden ist.

Für ‚CH3I‘ ist das neue Element ‚I5‘ definiert worden, wobei unter ‚DCH_EL‘ ebenfalls keine Nachzerfallsleistung und keine Anfangsmasse eingetragen sind. Die Parameter für den Dampfdruck unter ‚SC7110‘ ist derart gewählt, so dass die Klasse stets ein Gas ist. Die Molekularmasse ist unter ‚SC7120‘ eingetragen und entspricht der Summe der molaren Massen der einzelnen Elemente des Moleküls CH_3I , wie sie in /PSE 02/ gezeigt sind. Die Löslichkeit in Wasserfilmen auf Strukturen ist unter ‚SC7136‘ einzutragen, wobei, wie für beinahe alle Elementklasse, eine „1“ für vollständige Löslichkeit eingetragen worden ist. Die Zugehörigkeit zu der Aerosolkomponente unter ‚RN1_CC‘ ist entsprechend der anderen Iodklassen gewählt.

Die Quellen, die mit Informationen aus der entsprechenden COCOSYS-Rechnung versorgt werden sollen, sind unter der Eingabekarte ‚RN1_VS‘ und somit als Gasquelle (‚V‘ für vapour) definiert. Für den Ort ist die Reaktorsumpf-Gasphase gewählt worden. Der Eintrag findet über die Tabellen ‚I22-Q_63_Gas_1‘ und ‚CH3I-Q_63_Gas_1‘ als Quellenrate statt.

Für eine Umsetzung wird nun ein „station blackout“-Szenario gewählt. Die Schnittstelle ist hierfür bereits für das Vorhaben 4719R01377 angepasst worden. Die Anpassung versteht sich hierbei trotz des fehlenden Lecks als Erweiterung, da im 1er-Loop mehrere

Strukturen auf Versagen nach einem Larson-Miller-Kriterium geprüft werden. Den zugehörigen Kontrollvolumen sind daher Versagenspfade zugeordnet worden, deren Austräge vorsorglich mit in der Schnittstelle berücksichtigt worden sind, obgleich die Erfahrung mit Hochdruckszenarien zeigt, dass nach bisherigem Kenntnisstand lediglich ein Versagen an der HKML oder VAL entsteht.

Unter Verwendung obiger Annahmen ist eine um die Iodquellen für I_2 aus COCOSYS und CH_3I ertüchtigte MELCOR-Simulation durchgeführt worden. Die Freisetzung in die Umgebung ist in Abb. 6.4 dargestellt. Hierbei sind die Unterschiede zwischen MELCOR und COCOSYS recht deutlich. So beträgt das Verhältnis von MELCOR zu COCOSYS im Falle von I_2 224,0 und im Falle von CH_3I 2,186. In MELCOR wird das in den Sumpf eingespeiste I_2 zu 91,9 % in die Umgebung freigesetzt, im Falle von CH_3I sind es 82,5 %. Diese Werte beziehen sich auf den Auswertzeitpunkt, der die gleiche Zeit der gefilterten Druckentlastung beider Simulationen vorsieht. Diese Zeit stammt aus COCOSYS und ist die Differenz zwischen Simulationsende und Beginn der gefilterten Druckentlastung. Letztere ist für den Auswertzeitpunkt in MELCOR zum Ventingzeitpunkt hinzugefügt worden.

Man erkennt nun, dass in COCOSYS eine höhere Rückhaltung stattfindet, welche z. B. in Form von Chemisorption auf Oberflächen stattfindet. Dieser Mechanismus findet in MELCOR ebenfalls statt, jedoch lediglich auf speziellen Oberflächen, die der Code bereitstellt, von denen jedoch keine im Sicherheitsbehälter vorhanden sind. Dies ist aus dem Grunde derart gegeben, da Materialien definiert worden sind, die spezifisch für den KONVOI sind. In COCOSYS hingegen wird Chemisorption in allen Kompartments des SHB berücksichtigt.

Eine Freisetzung von organischem Iod von auf Oberfläche chemisorbiertem I_2 gemäß Kapitel 9.5.2.2.5 in /COC 20/ scheint jedoch unwahrscheinlich, da auch CH_3I in MELCOR in größerem Maße freigesetzt worden ist und in COCOSYS entsprechend in einem geringeren Maß.

Durch den großen Unterschied ist eine Einspeisung in den Sumpf mit dem jetzigen MELCOR-Eingabedatensatz ganz offenbar kein sinnvoller Weg, die Iodchemie zu berücksichtigen. Daher wird empfohlen, das COCOSYS-Ergebnis direkt zu verwenden. Hierzu kann für verschiedene Szenarien weiterhin eine MELCOR-Simulation durchgeführt werden, um COCOSYS mit Einspeisungen zu versorgen (siehe Ausführungen zur Schnittstelle unter Kapitel 6.1).

Somit werden ebenfalls für die Variationsrechnungen keine Korrelationen für die Auspeisung aus dem Sumpfbereich gesucht, sondern direkt in der Umgebung der Anlage.

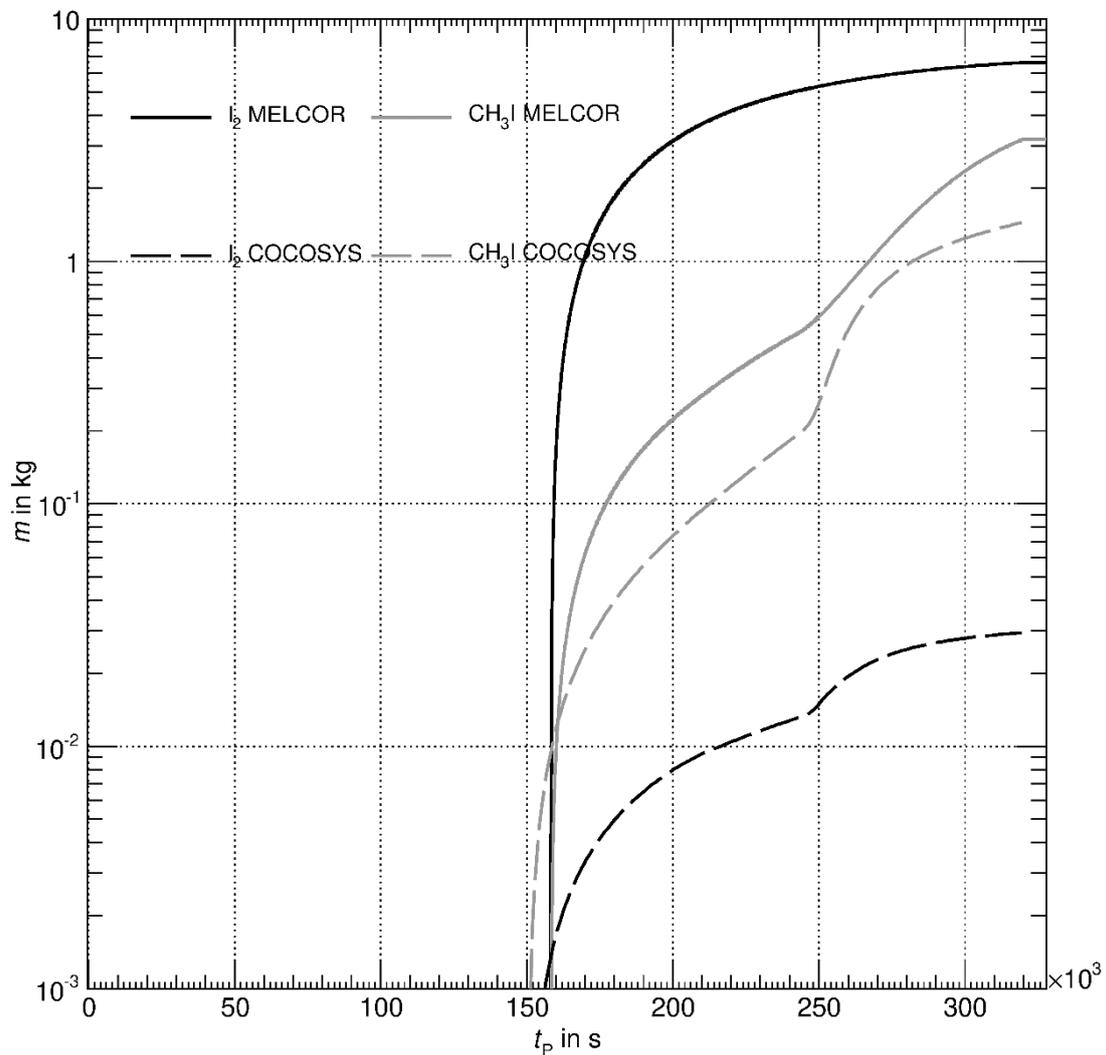


Abb. 6.4 Freisetzung der gasförmigen Iodspezies I_2 und CH_3I in die Anlagenumgebung aus COCOSYS und der ertüchtigten MELCOR-Simulation

6.3 Variationsrechnungen (AP 3.3)

Für eine phänomenologische Betrachtung sollen Variationsrechnungen durchgeführt werden. Die Idee dabei ist, dass einige – möglichst wenige – relevante Parameter identifiziert und mittels eines MC-Ansatzes variiert werden. Die Ergebnisse sollen in Streudiagrammen dargestellt werden, um mögliche Korrelationen zu identifizieren.

Nach Recherche, die hauptsächlich in /COC 20/ stattgefunden hat, sind die folgenden Parameter als relevant eingestuft worden, wobei sich die genannten relativen Abweichungen bei der Variation auf die Basisrechnung, die sich als „best estimate“-Rechnung versteht, beziehen:

1. Wasseraustrag aus Leck:

Mit dieser Größe lassen sich vereinfacht viele Szenarien abdecken, die sich durch vollkommen ausbleibende Einspeisung auszeichnen oder mit der Einspeisung aller Flutbecken. Ein Hochdruckszenario mit Austrag aus dem PKL-SiV oder AV kann zwar nicht direkt abgedeckt werden, die genauen Verhältnisse während der in-vessel-Phase sind jedoch wenig entscheidend für die integrale Iodchemie, da hier lediglich jene im SHB abgebildet werden soll und der Austrag von CsI und I₂ ebenfalls variiert werden soll. Allenfalls andere Spezies, die aus dem RKL austreten können, wären unterrepräsentiert. Dies ist Gegenstand des Vorhabens 4719R01377. Die Variation findet gleichverteilt im Bereich von 0 bis 100 % statt. Diese Wahl gründet auf dem Umstand, dass im Basisszenario weitgehend alles Wasser, das in der Anlage vorhanden ist, eingespeist wird. Somit kann nur weniger eingespeist werden bis zum Extrem keiner Einspeisung.

2. Wärmeeinspeisung in den SHB:

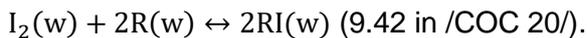
Die Wärme im System stellt die treibende Kraft für aller Vorgänge dar und bestimmt auch die Temperatur von Stoffen im Sumpf, so dass dies zentral für die chemischen Reaktionen ist. Die Variation findet gleichverteilt im Bereich ±30 % statt.

3. Dosisleistung im SHB:

Die Dosisleistung ist die bestimmende Größe für Radiolyse-Reaktionen, z. B. $2I^- + \gamma \leftrightarrow I_2 + 2e^-$ (9.36 in /COC 20/, siehe auch Reaktionen unter Abschnitt 6.1). Wie im Falle der Wärme findet die Variation gleichverteilt im Bereich ±30 % statt. Die Gleichheit gründet auf den Umstand, dass beide Größen von der NZL abhängig sind.

4. I₂-Eintrag:

Der Eintrag von bereits gasförmigen Iods kann als Impfung für diverse Reaktionen fungieren, z. B.:



Die Variation findet gleichverteilt im Bereich $\pm 30\%$ statt.

5. CsOH-Eintrag:

Der Eintrag von Cäsiumhydroxid bestimmt den pH-Wert über die Reaktionsgleichung: $CsOH \leftrightarrow Cs^+ + OH^-$. Die Variation findet gleichverteilt im Bereich $\pm 30\%$ statt.

6. CsI-Eintrag:

Cäsiumiodid stellt die Hauptquelle von Iod dar. So dissoziiert CsI im Wasser des Sumpfes: $CsI \leftrightarrow Cs^+ + I^-$. Die Variation findet gleichverteilt im Bereich $\pm 30\%$ statt.

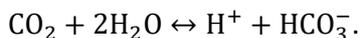
7. Ag-Eintrag:

Silber fungiert im Wesentlichen als Senke für Iod über die folgende Gleichung:



8. CO₂-Einspeisung:

Kohlenstoffdioxid bestimmt den pH-Wert des Wassers über die Gleichung:



Dies wird relevant in z. B.: $2I^- + \frac{1}{2}O_2 + 2H^+ \rightarrow I_2 + H_2O$ (9.35 in /COC 20/).

Der pH-Wert wäre in COCOSYS direkt einstellbar. Da dies jedoch nicht in MELCOR möglich ist, wurde entschieden, eine in MELCOR einstellbare Größe zu verwenden. Die Variation findet gleichverteilt im Bereich $\pm 30\%$ statt.

9. Fläche der epoxidhaltigen Farbanstriche und Stahl im Sumpfbereich:

Diese Fläche ist relevant für z. B. den chemisch-physikalischen Prozess der Chemisorption: $I_2(w) \leftrightarrow I_2(\text{dep}, p, w) \rightarrow I_{\text{ches}}$. Eine solche chemisorbierte Spezies kann auch wieder resuspendieren über: $I_2(\text{dep}, p, w) \rightarrow 2I^-(w)$ (9.48 in /COC 20/) oder auch $I_2(\text{dep}, p, w) \rightarrow 2RI(w)$ (9.50 in /COC 20/) etc. Auch über Radiolyse kann eine solche Resuspension stattfinden, z. B. $I_2(\text{dep}, p, w) + \gamma \rightarrow 2RI(w)$ (9.53 in /COC 20/). Die Variation findet gleichverteilt im Bereich $\pm 30\%$ statt. Die Verteilung zwischen der Gas- und Wasserphase ist dabei abhängig von der eingespeisten Wassermasse.

Nicht variiert worden sind die Zeitpunkte, zu denen Geschehnisse wie das RDB-Versagen oder der Schmelzedurchbruch durch den biologischen Schild in Erscheinung treten. Ferner ist in Hinsicht auf die Einspeisung von I_2 und CsI zu erwähnen, dass beide Größen im Grunde nicht unabhängig voneinander sind, da ein festes Gesamtinventar im Reaktorkern gegeben ist. Da hier jedoch keine Variation der integralen Ergebnisse gewünscht ist, sondern Korrelationen erkannt werden sollen, sind die Variationen unabhängig voneinander durchgeführt worden. Dies ändert die Gesamtmasse des Iods. Dies ist jedoch angesichts der Tatsache, dass das Kerninventar von Abbrand, Zeit nach Abschaltung etc. abhängt, nicht unplausibel.

Für die Flächen von Farbe und Stahl, die unter Wasser liegen, kann in COCOSYS eine zeitabhängige Tabelle eingegeben werden. Die Gesamtfläche an Stahl und Farbe im Reaktorsumpf ist im Eingabedatensatz für COCOSYS gegeben gewesen. Jedoch ist die Verteilung auf Gas- und Wasserphase vom Wasserspiegel abhängig. Um eine solche Verteilung einigermaßen genau zu berechnen, ist der Sumpf als vereinfachtes Modell wie in Abb. 6.5 angenommen worden. Es handelt sich dabei um eine abgeflachte Kugelschale, deren Fläche mittels Kugelkoordinaten wie folgt berechnet wird:

$$F_K = r_B^2 \pi + \int_{\vartheta_B}^{\vartheta_{WS}} \int_0^{2\pi} R_K^2 \sin(\vartheta) \, d\vartheta \, d\varphi \quad (6.30)$$

Die Deklarationen für die verwendeten Größen sind Abb. 6.5 zu entnehmen. Der erste Term ist schlicht die Bodenfläche des Sumpfes, die als kreisförmig angenommen worden ist. Der zweite Term ist der Kugelschalenausschnitt. Dieser wird als Kugelschale durch

den Schnittpunkt zum Boden und zum Wasserspiegel begrenzt. Daher erhält der Polarwinkel ϑ den Index „B“ für Boden und „WS“ für Wasserspiegel. Die Grenzwinkel sind aus einfachen Betrachtungen heraus die folgenden:

$$\vartheta_{\text{WS}} = \arcsin\left(\frac{H_i}{R_K}\right) \quad \text{mit } i \in \{\text{B, WS}\} \text{ und } H_i = \sqrt{R_K^2 - (R_K - h_i)^2} \quad (6.31)$$

Das Integral (6.30) ist einfach lösbar:

$$F_K = r_B^2 \pi + 2\pi \left\{ \cos\left(\arcsin\left(\frac{H_B}{R_K}\right)\right) - \cos\left(\arcsin\left(\frac{H_{\text{WS}}}{R_K}\right)\right) \right\} \quad (6.32)$$

Werden entsprechende Werte eingesetzt, so wird schnell klar, dass diese Oberfläche deutlich kleiner ist. Der Grund hierfür sind Einbauten, Stufen, Senken und weitere, kompliziertere Strukturen. Aus diesem Grund kann die einfache Oberfläche nur als ein Teil der tatsächlich benetzten Oberfläche angesehen werden. Aus diesem Grunde wird diese tatsächlich benetzte Fläche als obige angesehen plus einer solchen, die proportional zum Volumen ist:

$$F_j^{\text{ben.}} = F_K(h_{\text{WS}}) + \frac{V_K(h_{\text{WS}})}{V_K(h_{\text{oben}})} \cdot (F_j^{\text{ges}} - F_K(h_{\text{WS}})) \quad \text{mit } j \in \{\text{Stahl, Farbe}\} \quad (6.33)$$

In (6.33) steht h_{oben} für die Höhe, zu der der Sumpf vollständig mit Wasser gefüllt ist auf die sich die Gesamtfläche F_j^{ges} bezieht.

Für das Volumen der abgeflachten Kugel sind keine Kugelkoordinaten verwendet worden. Stattdessen ist eine elementarere Überlegung in Anschlag gebracht worden: In der Draufsicht zeichnet sich der Sumpf vereinfacht in jeder Höhe als kreisrund aus. Somit kann für die Fläche stets $r^2\pi$ angenommen werden. Lediglich der Radius variiert mit der Höhe h :

$$V_K(h) = \pi \int_{h_B}^{h_{\text{WS}}} r(h)^2 dh = \frac{\pi}{3} (h_{\text{WS}}^3 - h_B^3) \quad (6.34)$$

Mit $r(h)^2 + h'^2 = R_K^2$ und $h' = R_K - h$ folgt:

$$V_K(h) = \pi R_K^2 (h_B - h_{WS}) + \frac{\pi}{3} (R_K - h_{WS})^3 - \frac{\pi}{3} (R_K - h_B)^3 \quad (6.35)$$

Mittels dieser Ausdrücke ist eine entsprechende Tabelle aufgestellt worden, die die Flächen füllstandsabhängig berechnet. Hierbei ist die kumulierte Masse des Wassers, das aus dem Leck tritt und der Variation unterliegt, als Maß für den Füllstand herangezogen worden. Hierzu ist die bekannte Füllstands-Volumen-Tabelle $V(h)$ herangezogen worden.

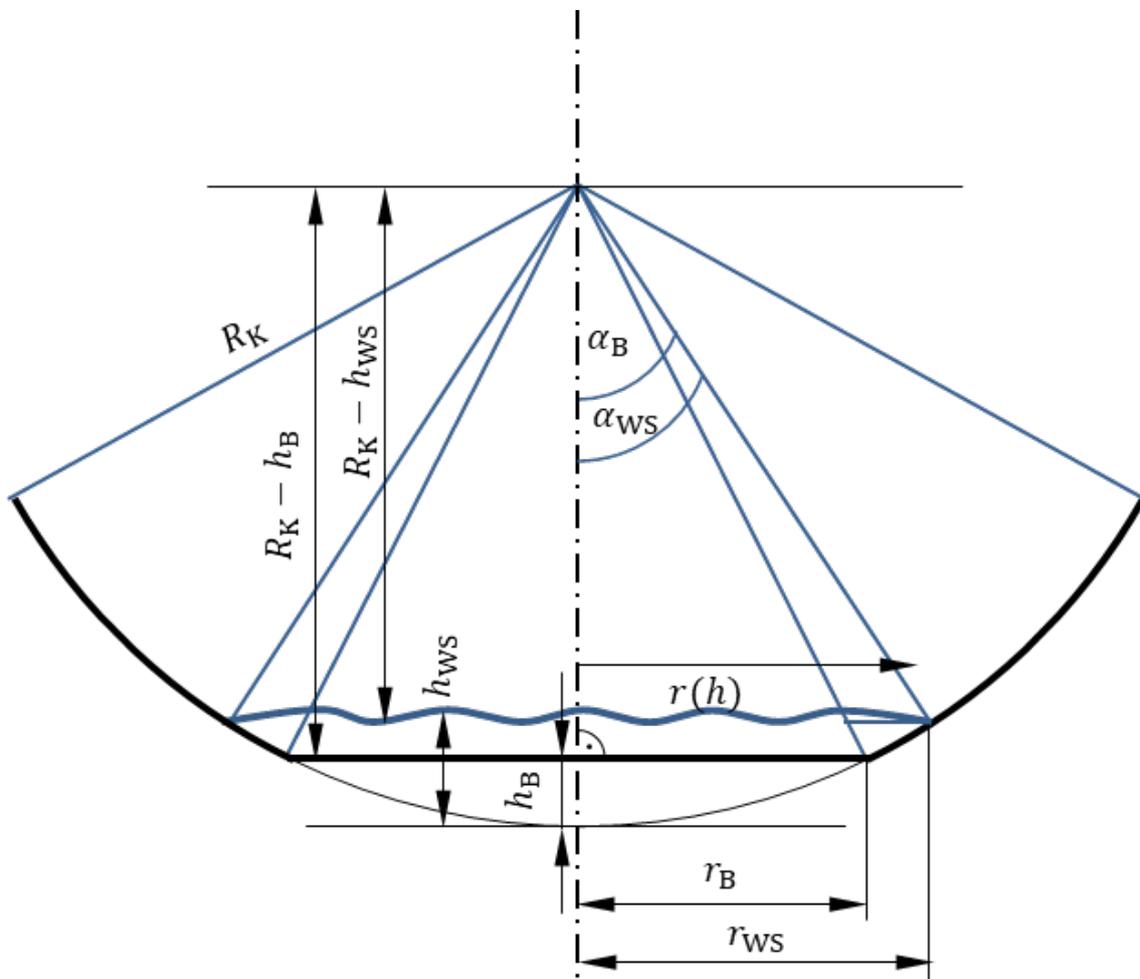


Abb. 6.5 Vereinfachte schematische Darstellung des Reaktorsumpfes

Für die Variation ist mittels des GRS-eigenen Programms SUSa eine Streuung der weiter oben genannten Parameter in den genannten Bereichen vorgenommen worden. Die Verwendung der variierten Parameter in den einzelnen Datensätzen, die in ihrer Anzahl etwa dem Dreifachen der Anzahl der variierten Parameter entsprechen ($n = 30$), hat in

dem C++-Programm stattgefunden, das im Zuge der Schnittstelle zwischen MELCOR und COCOSYS geschrieben worden ist. Die 30 Eingabedatensätze sind mit der GRS-eigenen HPC berechnet worden. Hierzu sind einige Batch-Skripte geschrieben worden, um ein effizientes Starten, Abbrechen, Kopieren etc. zu gewährleisten.

Für die Auswertung ist der ursprüngliche Gedanke herangezogen worden, dass die Iodchemie vornehmlich im Reaktorsumpf stattfindet. Dies hat neben der relativen Einfachheit der Auswertung den Vorteil, dass ein Ort für die RN-Quellen für das MELCOR-Containment definiert ist. Auf eine Übersteuerung der Iodergebnisse MELCORs kann verzichtet werden, da eine solche in MELCOR praktisch nicht besteht, und sollte verzichtet werden, da RN-Senken zu numerischen Problemen führen.

Da nun in COCOSYS der Transport von RN durch die Verbindungen nicht direkt zugänglich ist, sind die Geschwindigkeiten und die Iodkonzentrationen in den entsprechenden Quellzonen verwendet worden, um eine Aus- bzw. Eintragsbilanz bzgl. des Sumpfes aufzustellen:

$$\dot{n}_p = \sum_{q=1}^{N_{\text{Verb.}}} v_q A_q c_{p,wq} \cdot f_q \quad (6.36)$$

\dot{n}_p stellt einen molaren Strom der Iodspezies p dar. v_q ist die Strömungsgeschwindigkeit in der Verbindung q , $c_{p,wq}$ ist die Konzentration der Iodspezies p in der Quellzone der Verbindung q und f_q ist ein Faktor, der die Definitionsrichtung der Verbindung berücksichtigt. Die relevante Konzentration ist jene in der Quellzone des SHB in COCOSYS. Da Iodspezies in den größeren Kompartments berechnet werden, handelt es sich um die Konzentration im zugehörigen Kompartiment. Je nachdem, welche Richtung die Geschwindigkeit hat, kann das Quellkompartiment wechseln. Dies ist in einem weiteren C++-Programm berücksichtigt worden, das (6.36) für den ausgewählten Bereich berechnen soll. Die Verbindungen sind dabei aus dem vorhandenen Eingabedatensatz extrahiert worden. Ferner ist für die für die Ausgabe entsprechenden Datenreihen (Strömungsgeschwindigkeiten, Konzentrationen, variable Querschnitte für Klappen etc.) ein COCPLOT-Skript geschrieben worden.

Der Bereich, der als Produktionsort verschiedener Iodspezies auserkoren worden ist, umfasst einige Kompartments mehr als nur den Sumpf. Hierzu zählen die Reaktorgrube, der Ringspalt zwischen biologischem Schild und Tragschild und das Kompartiment des Raumes R31, welcher als Teil des Sumpfes betrachtet werden kann. Dieser erweiterte Sumpf gründet auf vorläufigen Ergebnissen, die den Sumpf allein als Iodsenke haben erscheinen lassen. Da benannte Kompartments in unmittelbarer Nähe zum Sumpf gelegen sind, ist dieses Vorgehen sinnvoll.

In den Abb. 6.6 bis Abb. 6.11 sind die Bilanzraten nach (6.36) für alle gasführenden Verbindungen gezeigt. Es zeigt sich nun integral ein Austrag von I_2 und CH_3I – die anderen Spezies werden in den Sumpfbereich eingetragen. Werden lediglich die atmosphärischen Pfade betrachtet, so zeigen AgI keine und IO_3^- und HOI eine insignifikant kleine Rate, wobei diese ihr Vorzeichen getauscht haben. Dies zeigt, dass diese Spezies hauptsächlich wassergetragen sind.

Generell fallen in den Abb. 6.6 bis Abb. 6.11 diverse Sprünge auf, zum Beispiel nach $t_P \approx 37000$ s, $t_P \approx 45000$ s und nach $t_P \approx 150000$ s. Ferner kommt es ungefähr ab letzterer Zeit uneinheitlich zu weiteren Sprüngen. Der erste Zeitpunkt steht mit dem RDB-Versagen in Verbindung, der zweite mit dem Versagen des biologischen Schildes und der dritte mit einer Umwandlung des Schmelzetyps in der Reaktorgruben-Cavity, wobei sich die Gasentwicklung ändert und somit auch das Austragsverhalten der RN. Bei genauerer Betrachtung fällt ferner auf, dass erstere Ereignisse zum genauen Zeitpunkt auftreten wie in der zu Grunde liegenden MELCOR-Rechnung, das dritte Ereignis jedoch nicht. Dies liegt darin begründet, dass die beiden ersteren Ereignisse als solche in den Mittelungsalgorithmus eingegeben worden sind, so dass hierüber nicht gemittelt worden ist. Im dritten Ereignis hat eine Mittelung stattgefunden, so dass eine gewisse Ausschmierung erkennbar ist. Die uneinheitlichen Sprünge korrelieren mit dem Beginn der gefilterten Druckentlastung, die rein von der COCOSYS und den dortigen thermohydraulischen Bedingungen abhängen und nicht direkt von der MELCOR-Rechnung vorgegeben sind.

Aufgrund der Erfahrung aus den Arbeiten unter Kapitel 6.2 wird das Vorgehen derart abgeändert, so dass nicht mehr ausschließlich der Austrag aus dem Sumpf betrachtet wird, sondern der Austrag in die Umgebung direkt und die produzierte Gesamtmenge. Gemäß den Ausführungen unter Kapitel 6.2 kann MELCOR keine weiteren Ablagerungsmechanismen für gasförmiges Iod berücksichtigen, COCOSYS hingegen bewerkstelligt dies im gesamten Sicherheitsbehälter.

Ferner werden stets die gasförmigen Spezies I₂ und CH₃I als Repräsentant von organischem Iod (RI) betrachtet. Die Austräge in die Umgebung sind nun in (6.22) und (6.26) für beide Spezies gezeigt. Man erkennt eine deutlich höhere Freisetzung von CH₃I, da hier keine Chemisorption an Oberflächen in Erscheinung tritt.

Zum Auffinden von Korrelationen sind Streudiagramme aufgestellt worden. Diese zeigen den integralen Austrag einer Spezies bis zu einem gewissen Zeitpunkt, normiert auf den unvariierten Basisfall gegen eine variierte Variable. Das Integral stellt dabei die bis zu einem Zeitpunkt ausgetauschte Stoffmenge dar:

$$n_p^{\text{Var } v} = \int_0^{t_P^{\text{Grenz}}} \dot{n}_p^{\text{Var } v} dt_P \quad (6.37)$$

Für die Streudiagramme ist das Integral auf die unvariierte Basisrechnung normiert worden:

$$a_p^{\text{Var } v} = \frac{\int_0^{t_P^{\text{Grenz}}} \dot{n}_p^{\text{Var } v} dt_P}{\int_0^{t_P^{\text{Grenz}}} \dot{n}_p^{\text{Var } 0} dt_P} \quad (6.38)$$

Die Variationsvariablen sind auf die „1“ des unvariierten Basisfalles normiert. Ein solcher Faktor ist dann in den Eingabedatensätzen als Multiplikator verwendet worden.

Für die Korrelationen ist ein Zeitpunkt gewählt worden, den die einzelnen COCOSYS-Rechnungen trotz unterschiedlicher Phänomenologie (in Zeitpunkten und in Ausprägung, nicht jedoch im Typus) gemeinsam haben. Als einzige Gemeinsamkeit ist die gleiche Zeitdifferenz zum Beginn der ersten gefilterten Druckentlastung identifiziert worden. Die Differenz beträgt hierbei $\Delta t_i = t_i^{\text{R.-Ende}} - t_i^{\text{Beg. Vent.}}$ (mit $t_i^{\text{R.-Ende}}$: Rechnungsende der Rechnung i , $t_i^{\text{Beg. Vent.}}$: Zeitpunkt des Beginns der ersten gefilterten Druckentlastung der Rechnung i). Der Auswertzeitpunkt der Rechnung i $t_i^{\text{Auswertung}}$ ist damit wie folgt definiert: $t_i^{\text{Auswertung}} = t_i^{\text{Beg. Vent.}} + \min_i \Delta t_i$.

6.3.1 Austrag aus dem Sumpf

Im Folgenden sollen die Austräge und ggf. Korrelationen gezeigt werden, die sich auf die Bilanz der Verbindungen zum erweiterten Sumpf beziehen.

In den Abb. 6.6 bis Abb. 6.11 sind die Austragsraten aus dem Reaktorsumpf für die Spezies I_2 , I^- , IO_3^- , AgI , CH_3I und HOI gezeigt. Da hier lediglich Pfade betrachtet worden sind, die ausschließlich Gase transportieren, ist im Falle von AgI zu keiner Zeit ein Wert $\neq 0$ zu erkennen. Im Falle von CH_3I , I_2 und HOI ist ein Netto-Austrag zu erkennen, im Falle von I^- ist dies in den genannten Abbildungen nicht zu bestimmen, es zeigt sich jedoch, dass der Austrag ebenfalls positiv ist, lediglich im Falle von IO_3^- ist der Netto-Austrag teils positiv, teils negativ.

Auffällig sind Sprünge nach ca. $t_p \approx 126.000,0$ s, welche in Verbindung stehen mit dem Zurneigegehen oxidierbarer Bestandteile in der Gruben-Cavity in der zu Grunde liegenden MELCOR-Rechnung. Zum entsprechenden Zeitpunkt ($t_p \approx 127.600,0$ s) wird dadurch eine große Menge an Radionukliden aus der Schmelze freigesetzt, welche die Dosisleistung signifikant erhöht, welches wiederum auf die Iodchemie wirkt.

Hinsichtlich möglicher Korrelationen sind die entsprechenden Koeffizienten als Maß zur Bewertung heranzuziehen. Der Pearson'sche Koeffizient in Bezug auf die Sumpfbilanz ist für alle Spezies $< 0,466$. In Abb. 6.12 ist das Streudiagramm gezeigt, das den größten Korrelationskoeffizienten aufweist. Gezeigt ist hierbei der Austrag von CH_3I gegen die Variation von $CsOH$. $CsOH$ beeinflusst beispielsweise den pH-Wert. Dieser Effekt dürfte hier jedoch keine Signifikanz besitzen, da das eingespeiste Wasser mit Borsäure versetzt und damit dominant ist hinsichtlich des pH-Wertes.

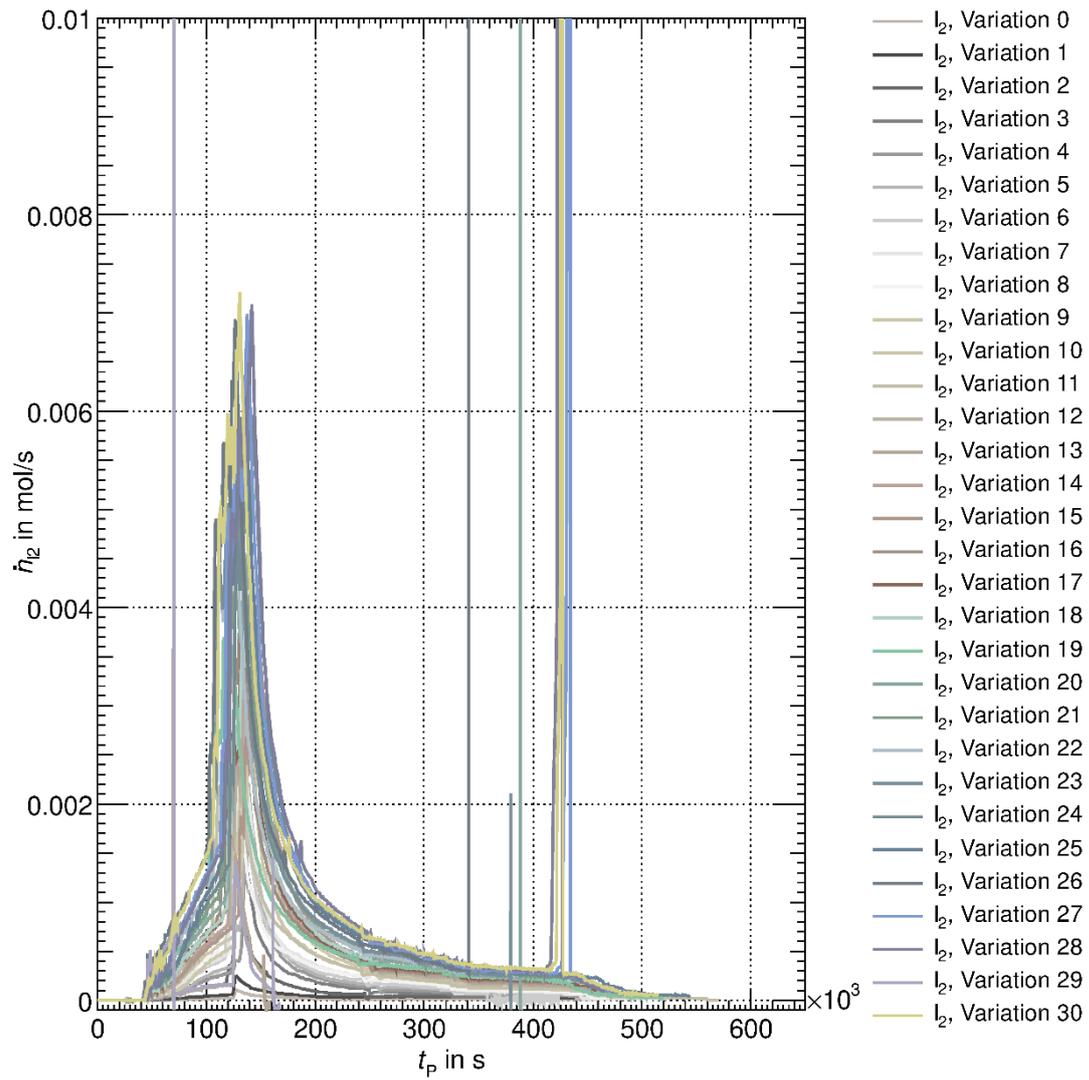


Abb. 6.6 Bilanz von Ein- und Austrag von I_2 bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

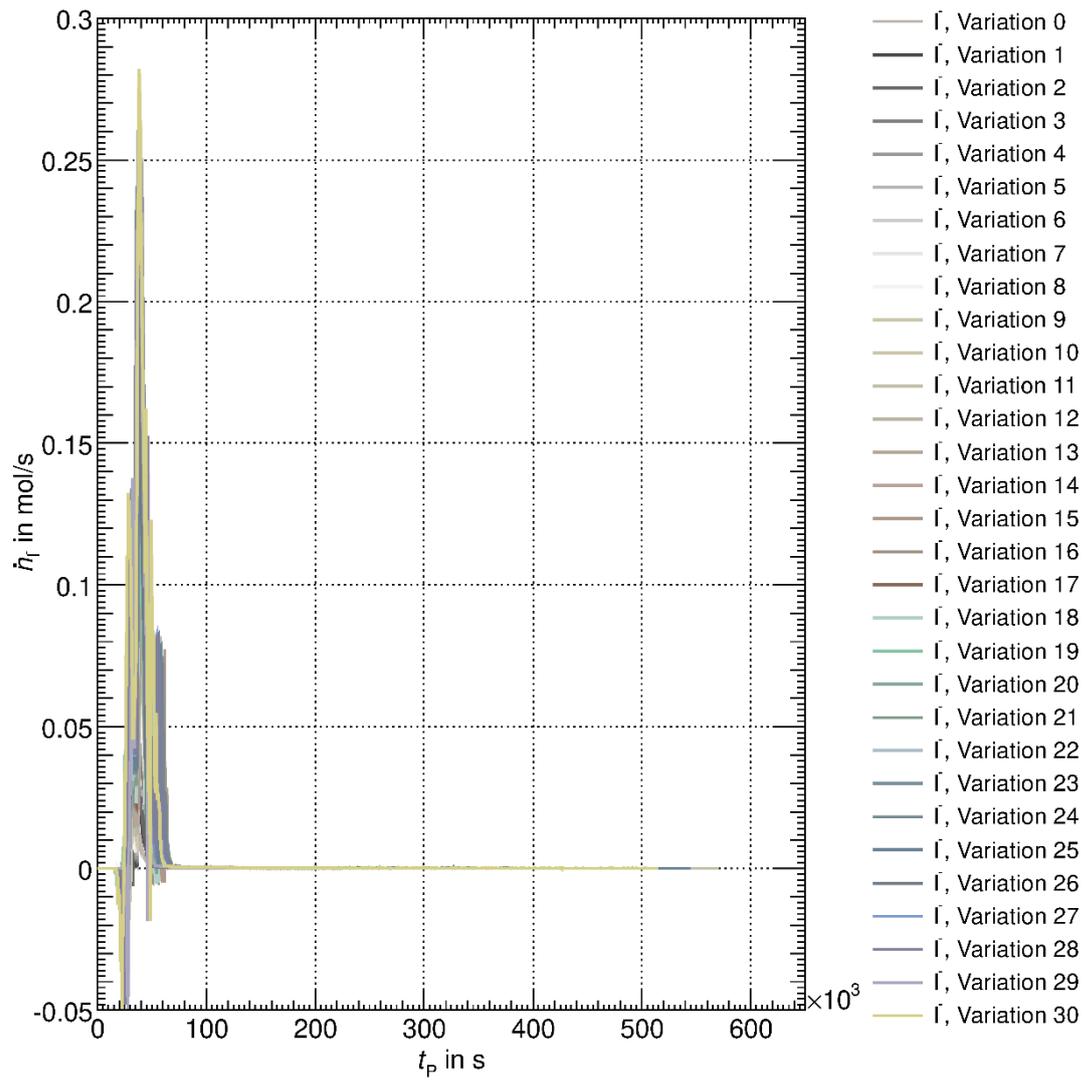


Abb. 6.7 Bilanz von Ein- und Austrag von I⁻ bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

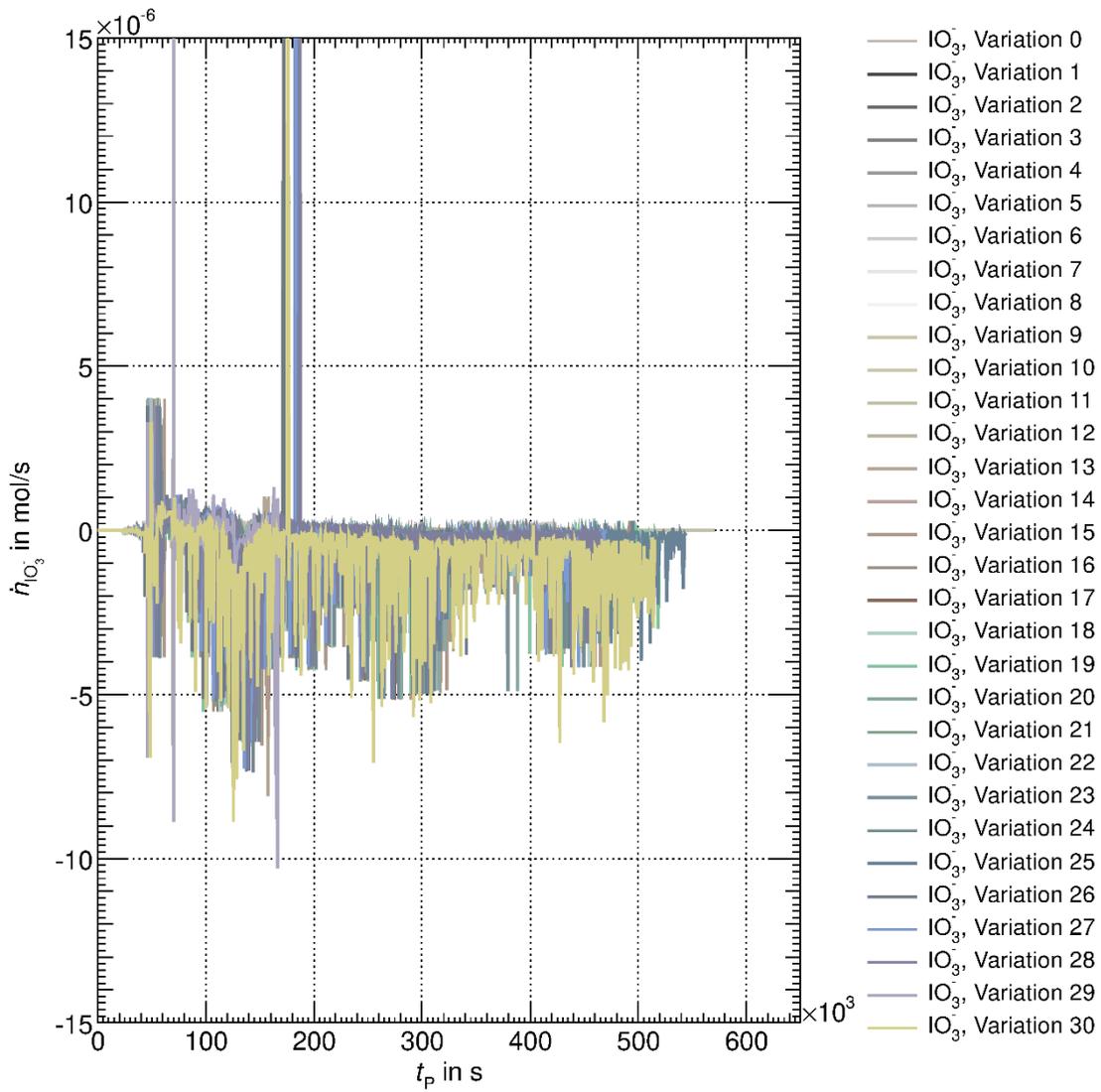


Abb. 6.8 Bilanz von Ein- und Austrag von IO_3^- bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

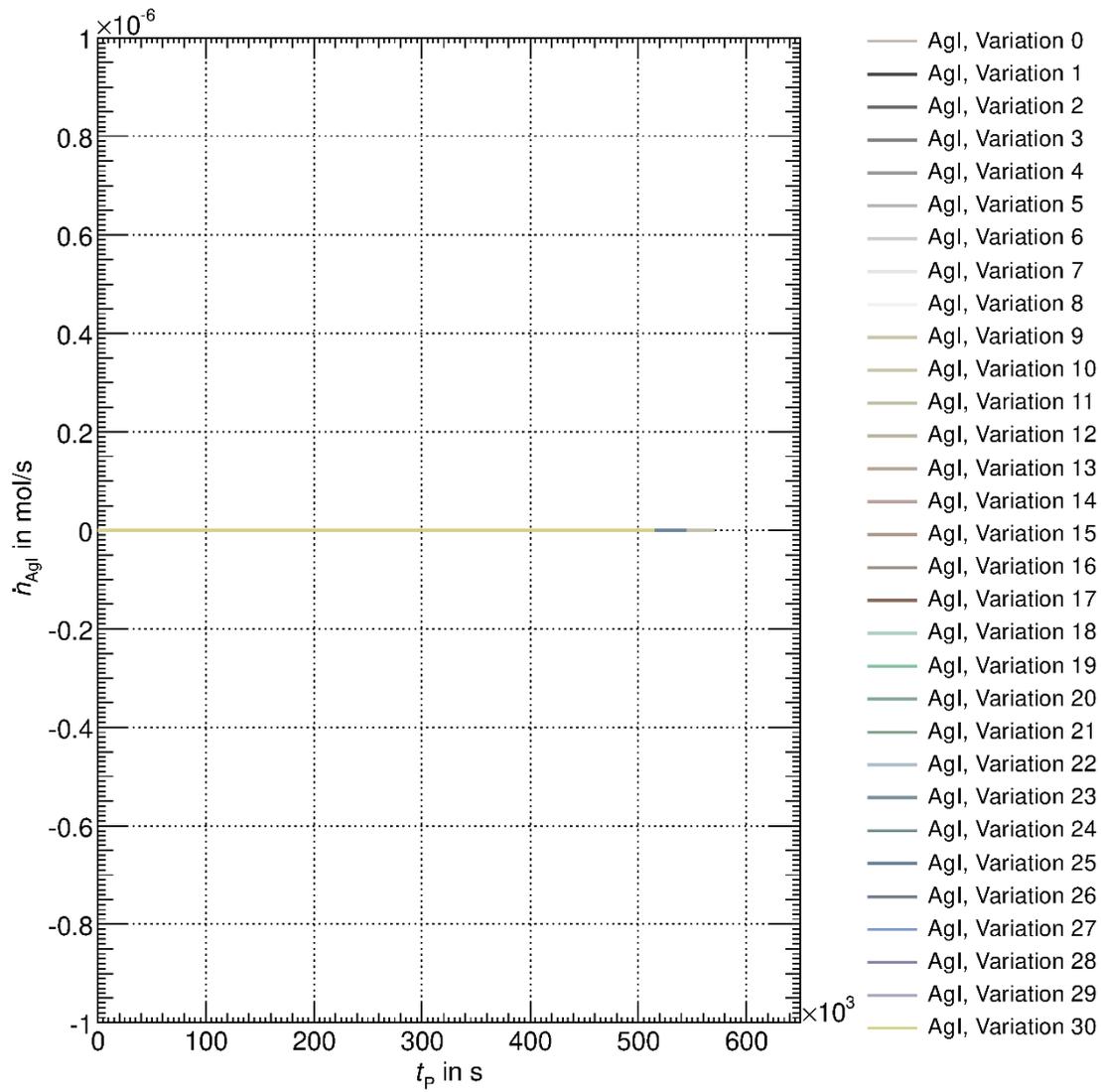


Abb. 6.9 Bilanz von Ein- und Austrag von AgI bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

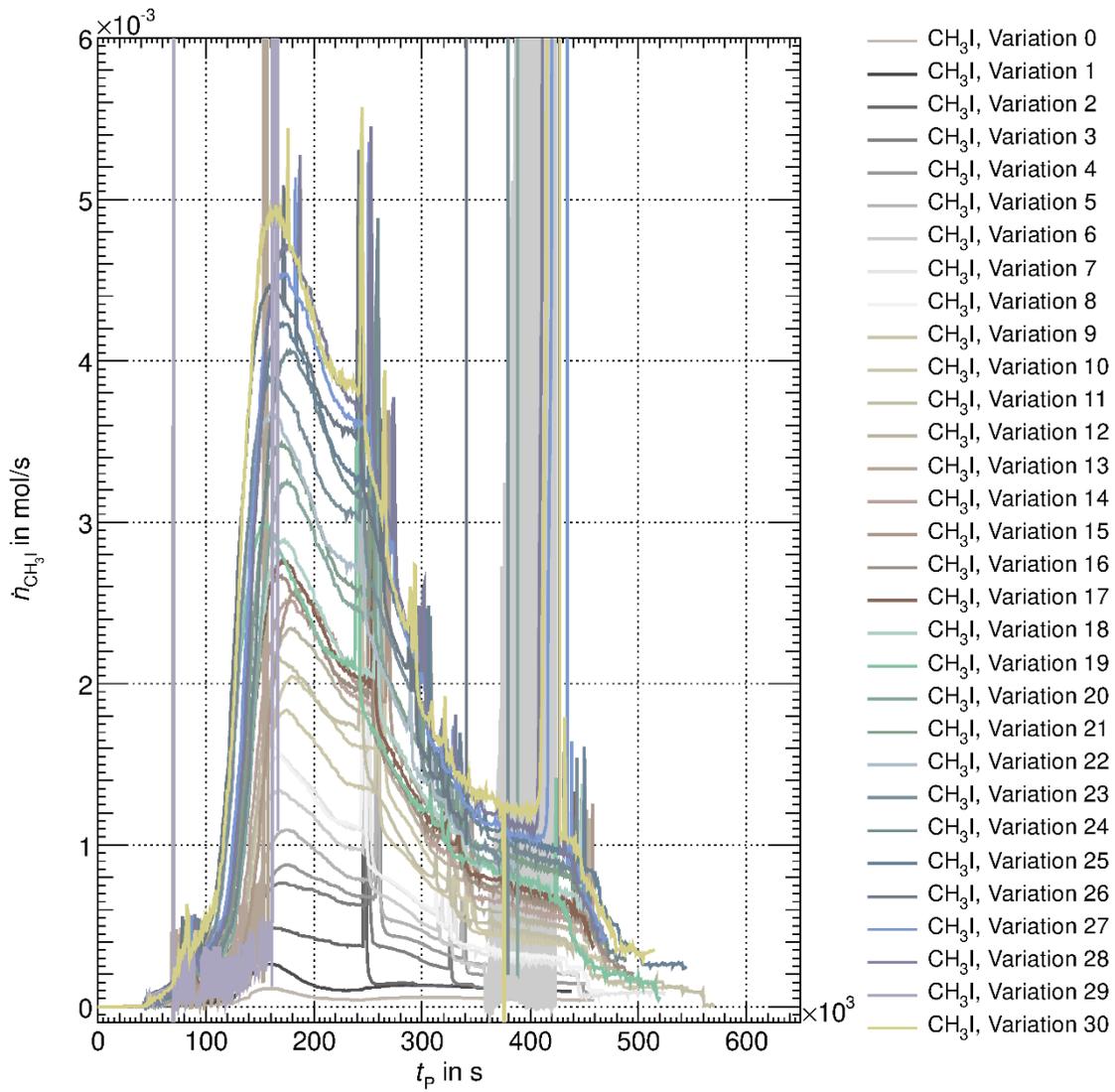


Abb. 6.10 Bilanz von Ein- und Austrag von CH_3I bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

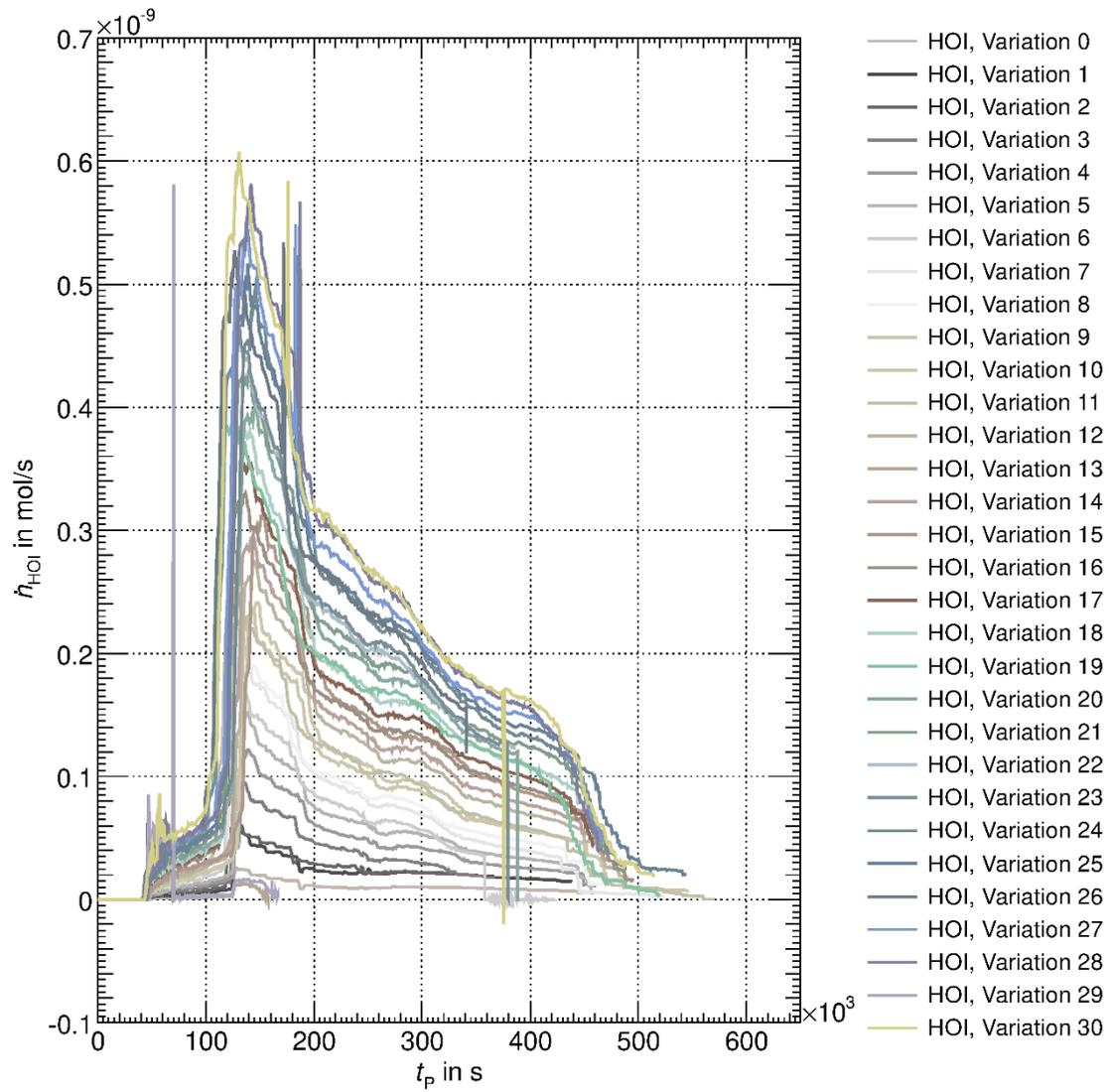


Abb. 6.11 Bilanz von Ein- und Austrag von HOI bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen)

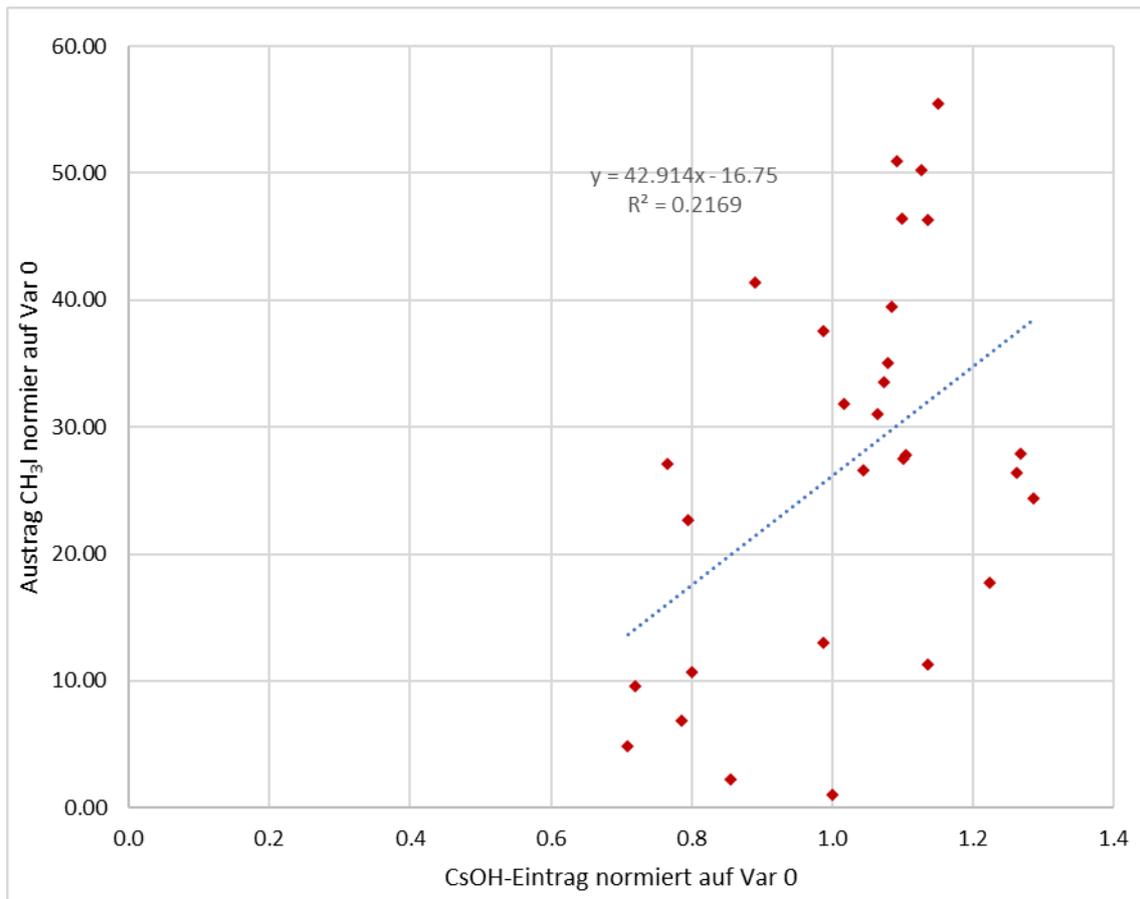


Abb. 6.12 Streudiagramm CH_3I -Bilanz gegen Variation des CsOH-Eintrags (nur gasführende Verbindungen) nach $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372 \text{ s}$

6.3.2 Gesamtmenge an Iodspezies

Im Folgenden sollen die Gesamt mengen an den sechs Iodspezies gezeigt werden wie auch ggf. Korrelationen. Hierbei sind die entsprechenden Mengen in den einzelnen Kompartments des COCOSYS-Modells aufsummiert worden.

In Abb. 6.13 bis Abb. 6.18 sind die Gesamt mengen der Spezies I_2 , I^- , IO_3^- , AgI , CH_3I und HOI im gesamten System gezeigt.

Auffällig sind Sprünge nach ca. $t_p \approx 126.000,0 \text{ s}$, welche in Verbindung stehen mit dem Zurneigegehen oxidierbarer Bestandteile in der Gruben-Cavity in der zu Grunde liegenden MELCOR-Rechnung. Zum entsprechenden Zeitpunkt ($t_p \approx 127.600,0 \text{ s}$) wird dadurch eine große Menge an Radionukliden aus der Schmelze freigesetzt, welche die Dosisleistung signifikant erhöht, welches wiederum auf die Iodchemie wirkt.

Der grundsätzliche Verlauf zeigt für I_2 eine anfängliche, allmähliche Zu- und eine sich anschließende allmähliche Abnahme der Menge, so dass davon ausgegangen werden muss, dass sich I_2 wieder in andere Spezies umwandelt. Im Falle von I^- springt die Menge und nimmt allmählich ab. I^- speist sich direkt aus CsI und stellt die Hauptquelle von Iod dar, so dass alle anderen Zunahmen wie im Falle von AgI , CH_3I , IO_3^- , und HOI sich mehr oder minder aus I^- speisen.

Hinsichtlich möglicher Korrelationen sind die entsprechenden Koeffizienten als Maß zur Bewertung heranzuziehen. Der Pearson'sche Koeffizient in Bezug auf die Gesamtmenge ist für alle Spezies $< 0,94$. In Abb. 6.19 ist das Streudiagramm mit der stärksten Korrelation gezeigt, das den größten Korrelationskoeffizienten aufweist. Es handelt sich hierbei um die Gesamtmenge an HOI im Zusammenhang mit der Variation des Wassereintrages. Es zeigt sich, dass bis auf I_2 jede Spezies die stärkste relative Korrelation mit der eingespeisten Wassermenge hat. Im Falle von I_2 ist es die Wärmemenge, wobei die Korrelation mit 0,628 eher schwach ausgeprägt ist, welches in Abb. 6.21 zu erkennen ist. Ferner ist in Abb. 6.20 die Korrelation zwischen CH_3I und der eingetragenen Wassermenge gezeigt.

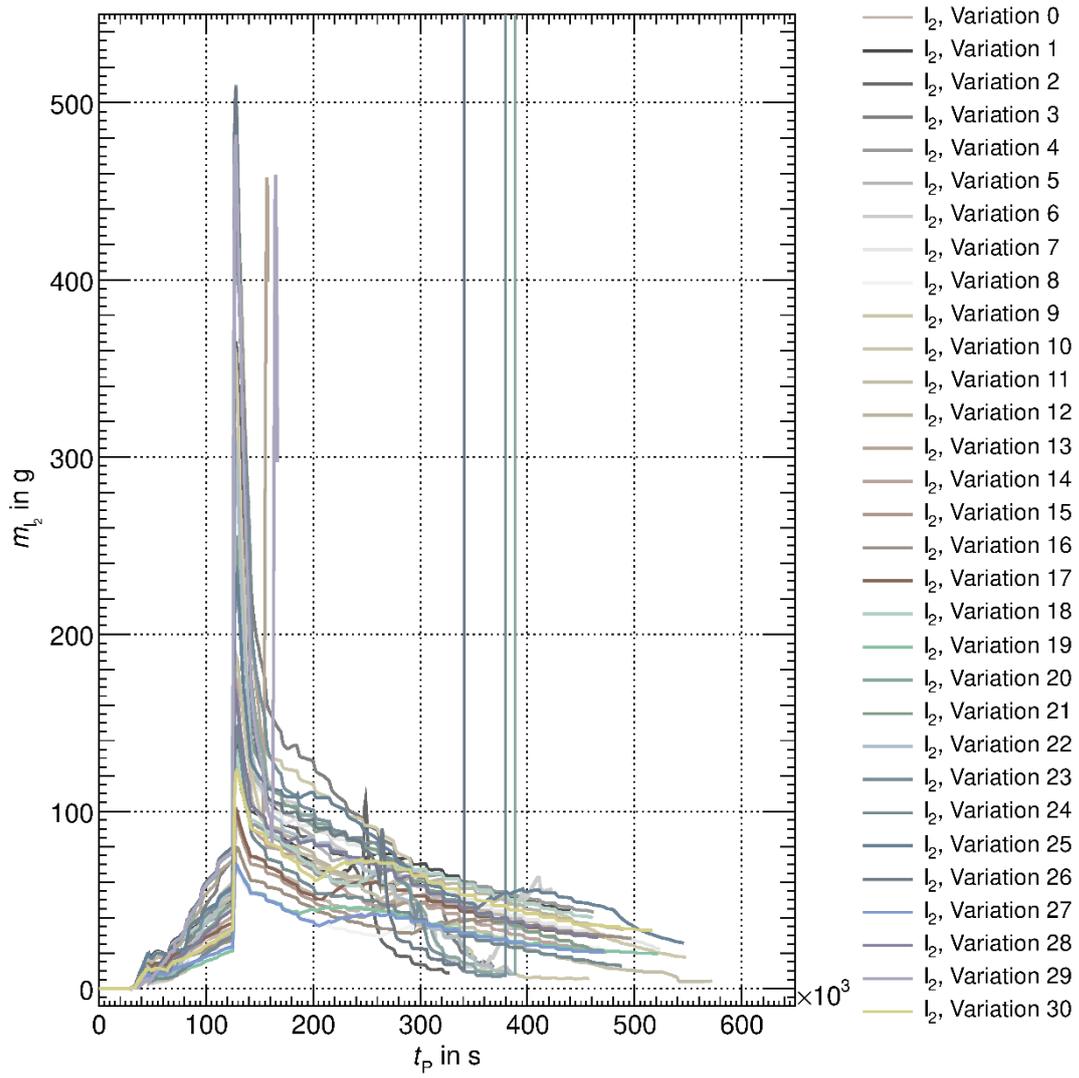


Abb. 6.13 Gesamtmenge von I_2

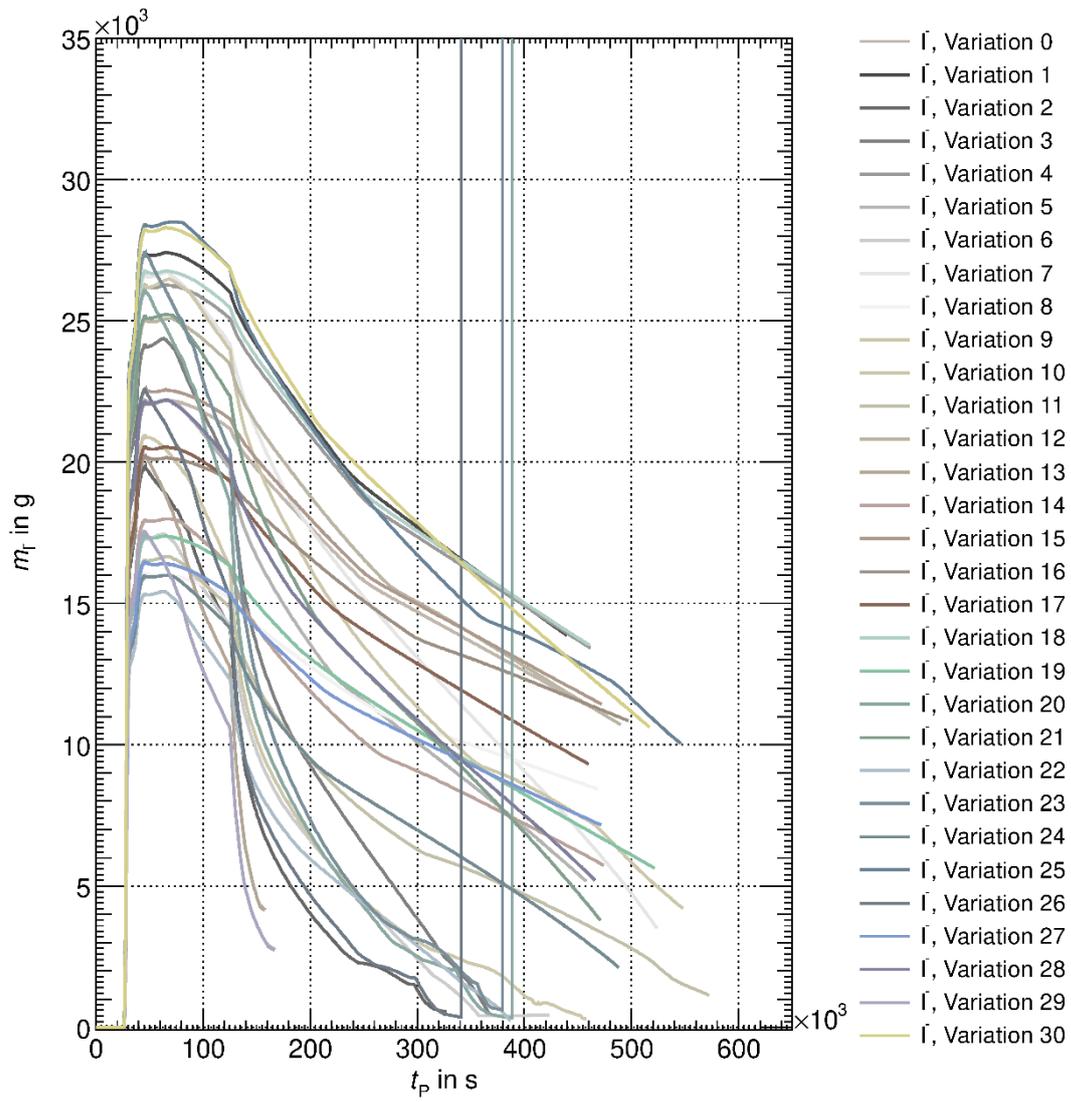


Abb. 6.14 Gesamtmenge von I

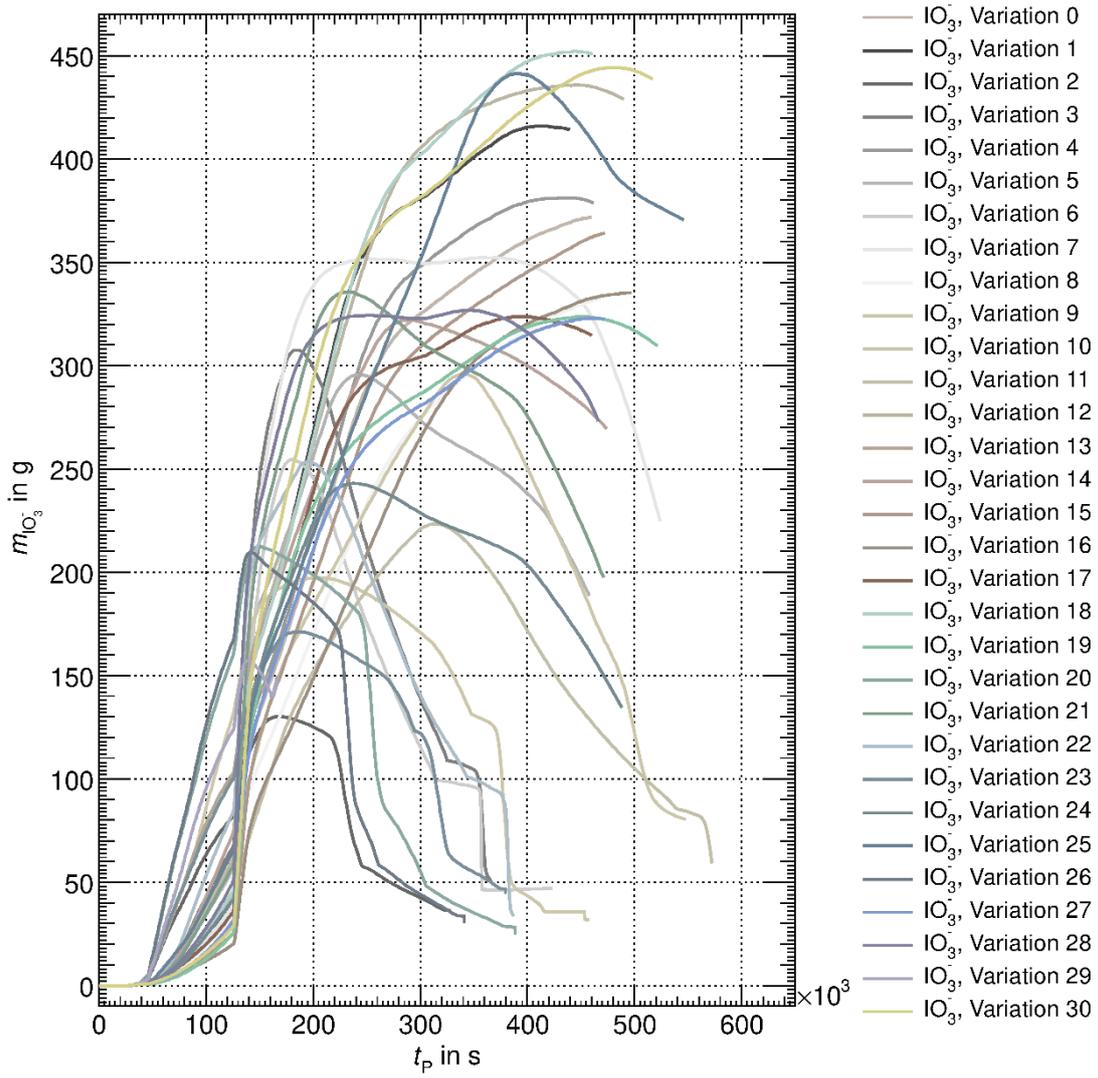


Abb. 6.15 Gesamtmenge von IO_3^-

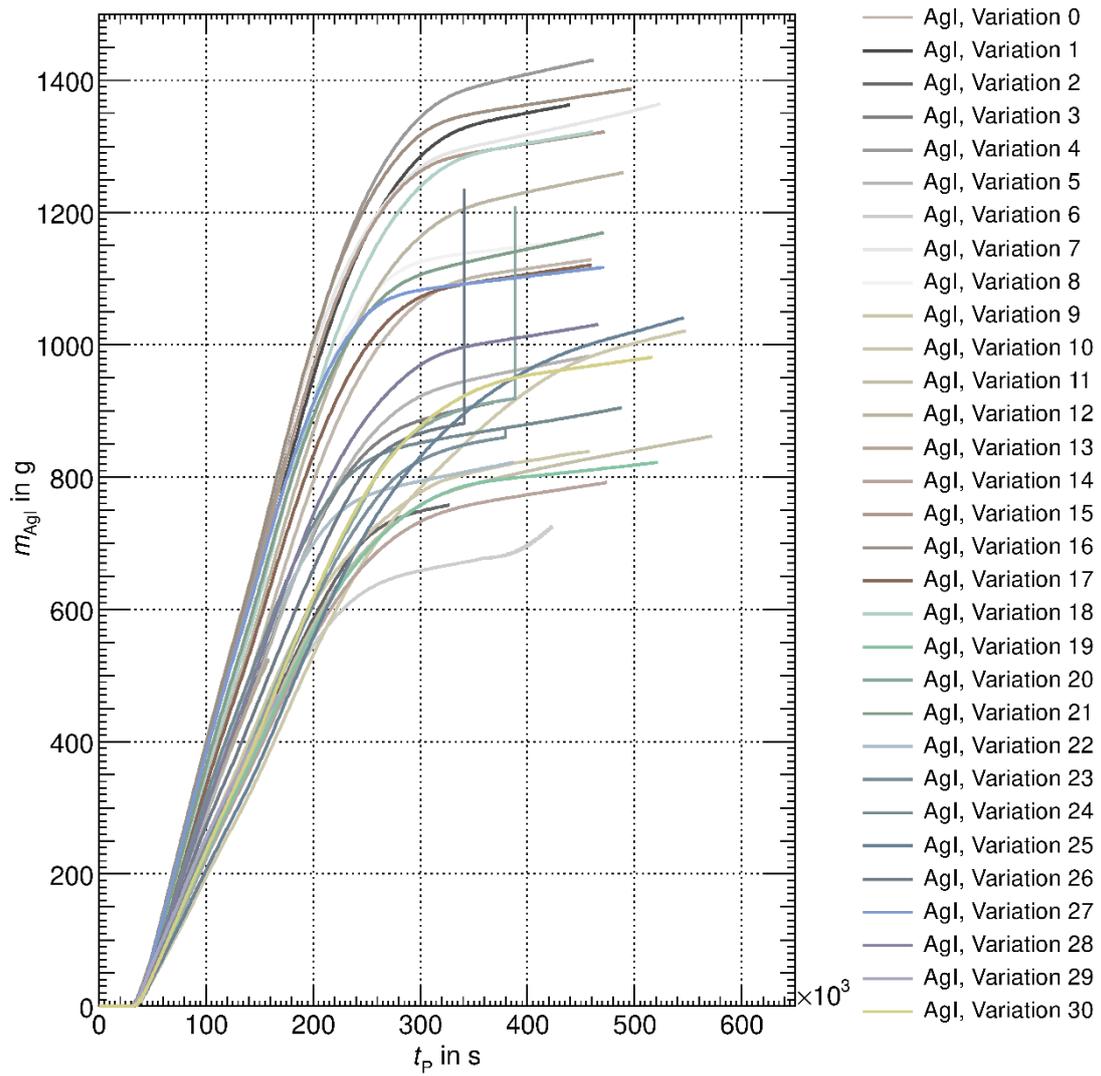


Abb. 6.16 Gesamtmenge von AgI

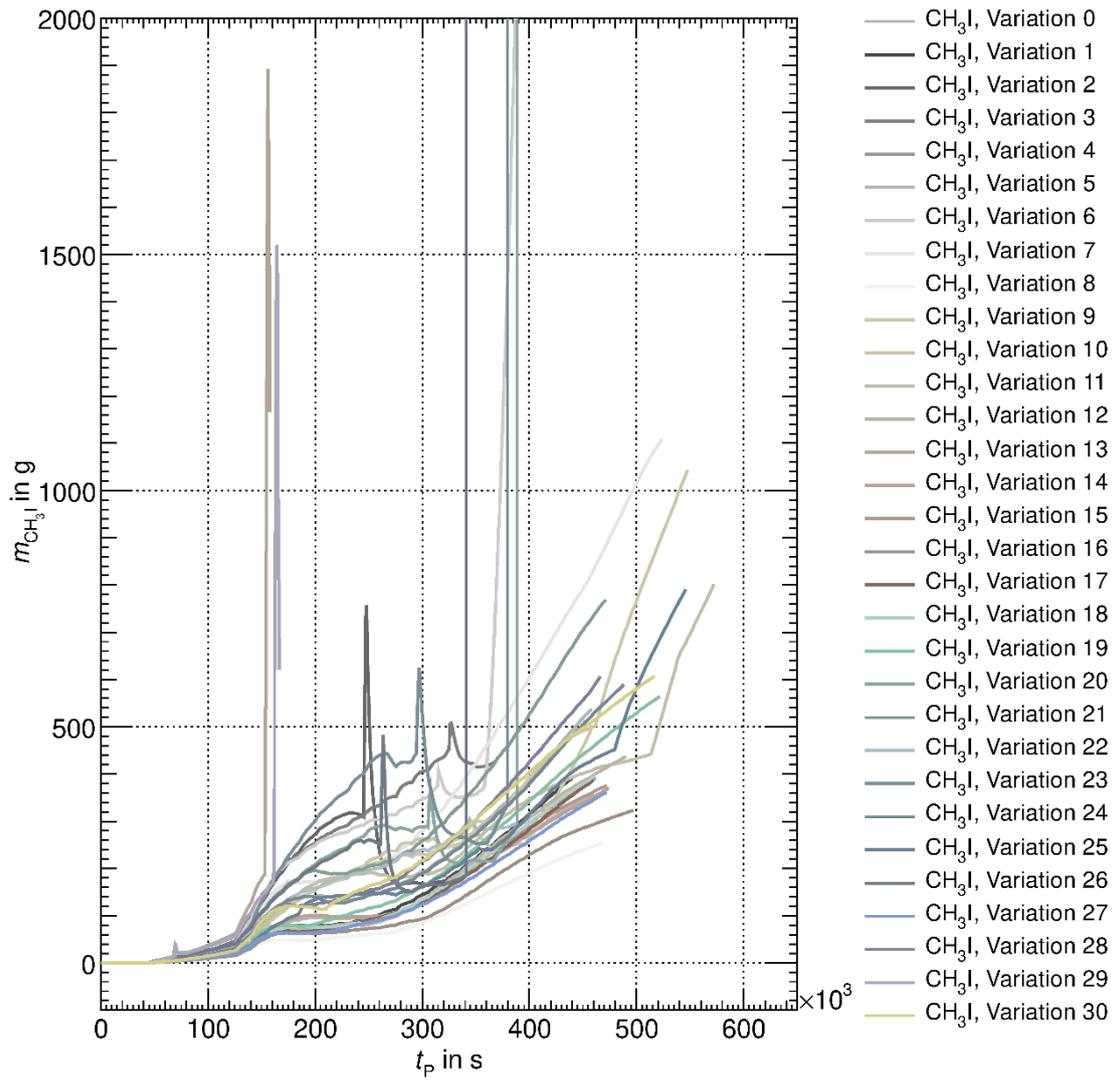


Abb. 6.17 Gesamtmenge von CH_3I

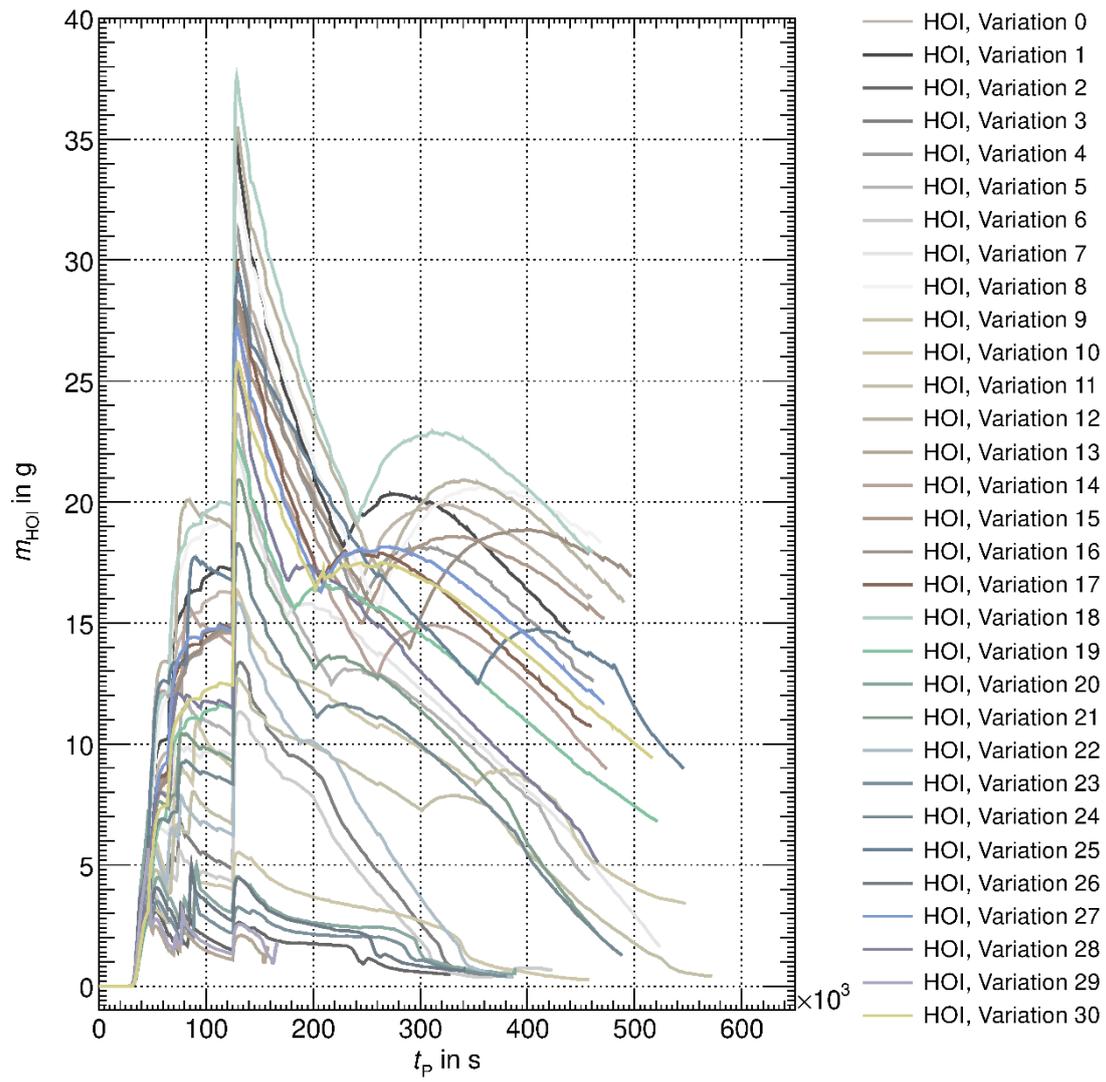


Abb. 6.18 Gesamtmenge von HOI)

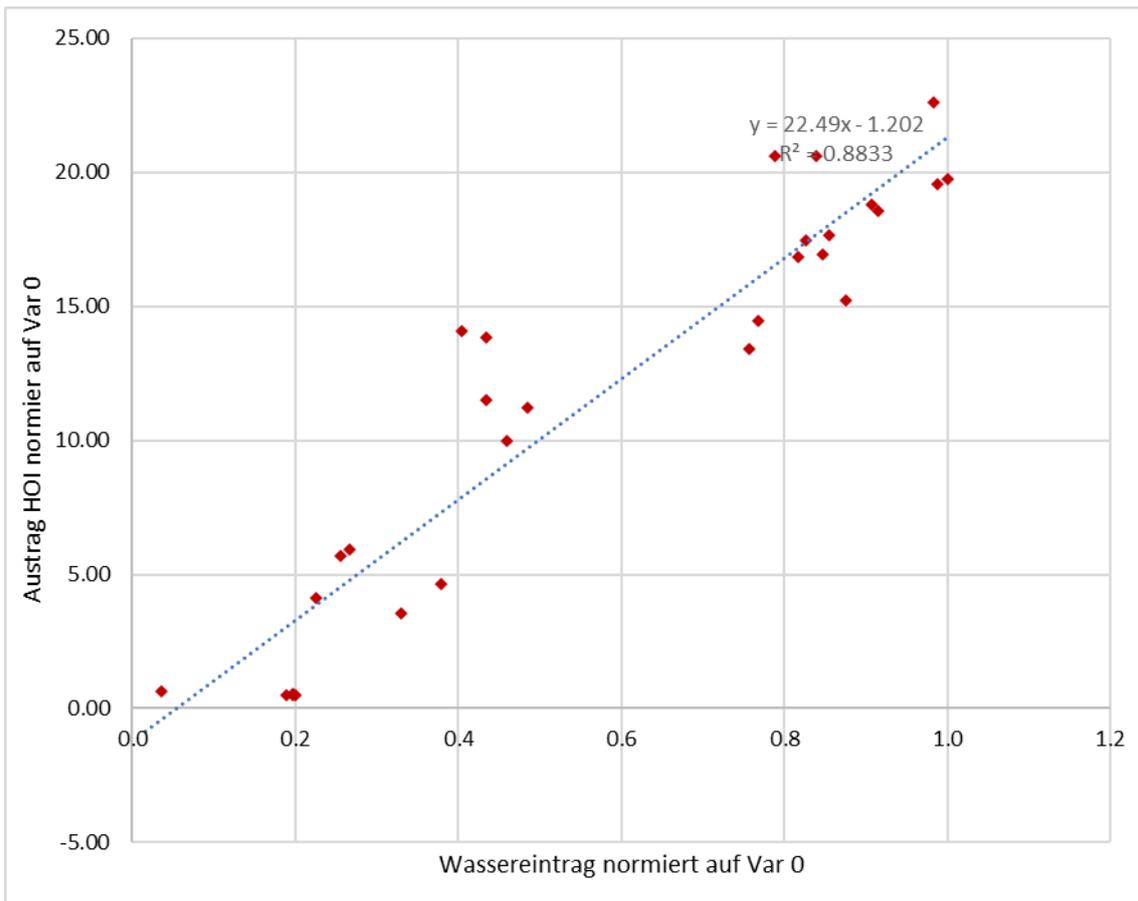


Abb. 6.19 Streudiagramm HOI-Gesamtmenge gegen Variation der eingespeisten Wassermasse $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372 \text{ s}$

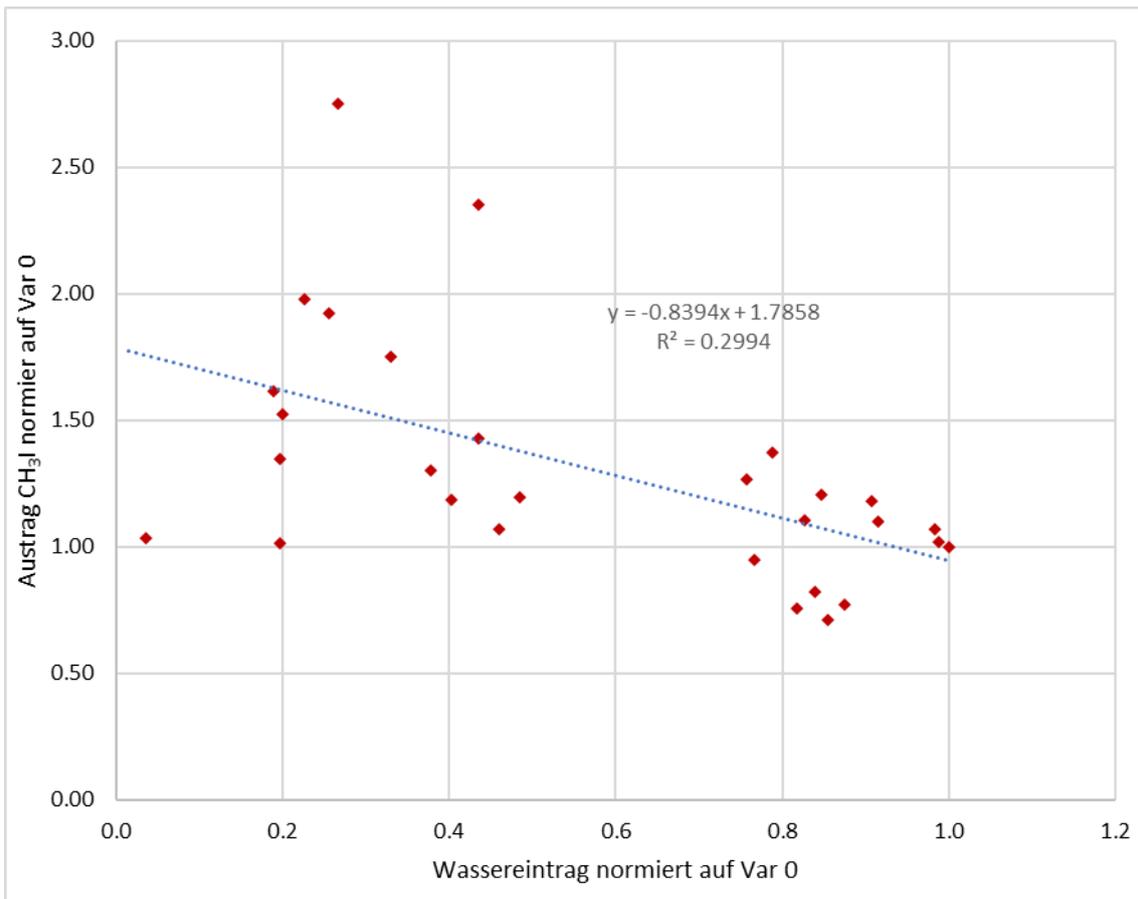


Abb. 6.20 Streudiagramm CH₃I-Gesamtmenge gegen Variation der eingespeisten Wassermasse $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372 \text{ s}$

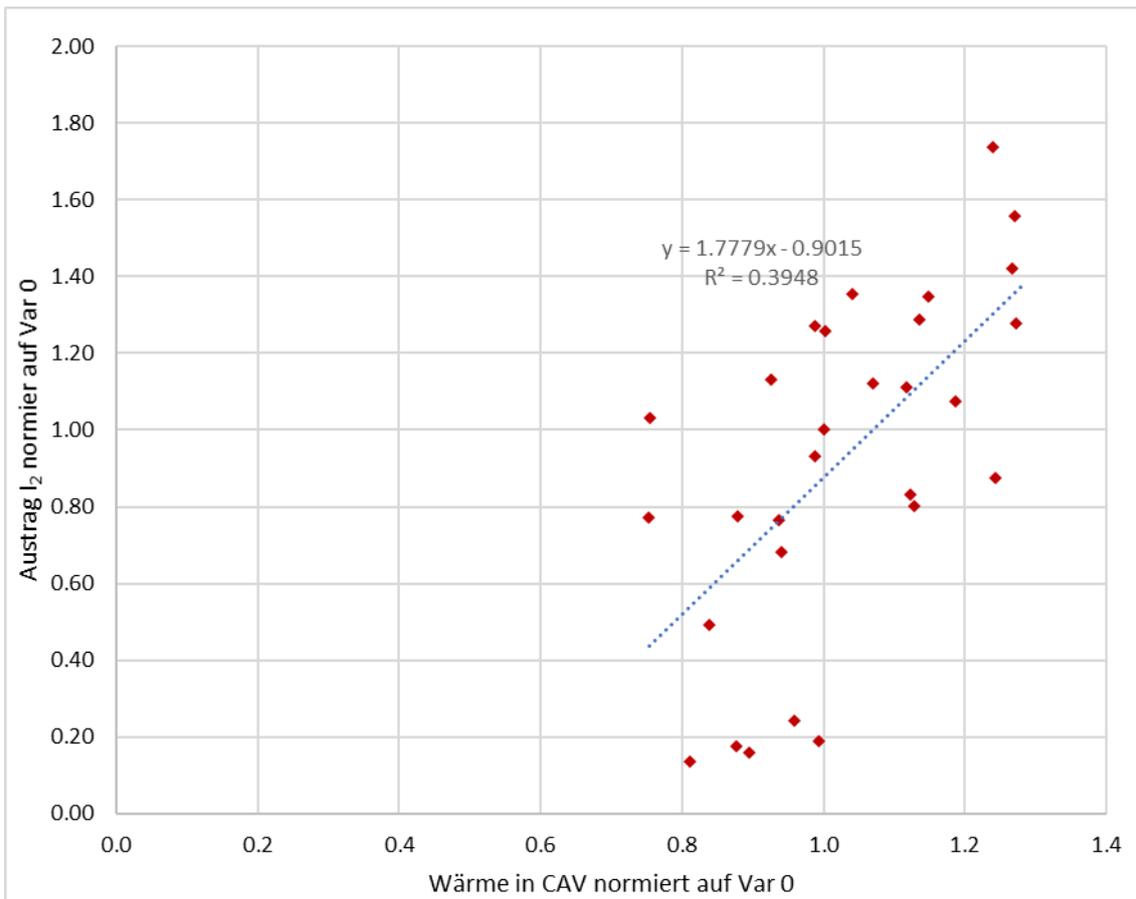


Abb. 6.21 Streudiagramm I_2 -Gesamtmenge gegen Variation der eingetragenen Wärme $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372 \text{ s}$

6.3.3 Austrag in die Umgebung

Im Folgenden sollen die Austräge direkt in die Anlagenumgebung und ggf. Korrelationen mit den variierten Größen gezeigt werden.

In Abb. 6.22 bis Abb. 6.27 sind die kumulierten Austräge in die Anlagenumgebung für die Spezies I_2 , I^- , IO_3^- , AgI , CH_3I und HOI gezeigt. Da AgI nicht durch die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters transportiert wird, ist zu keiner Zeit ein Wert $\neq 0$ zu erkennen. Eine Filterung ist nicht gezeigt, da diese lediglich einen festen freigesetzten Anteil berücksichtigen würde.

Die Freisetzungskarakteristik ist anfänglich von der Auslegungsleckage gekennzeichnet, später kommt es zu Freisetzungsschüben, die von der gefilterten Druckentlastung verursacht werden. Der Beginn der gefilterten Druckentlastungen findet dabei zwischen $t_P = 1689060 \text{ s}$ und $t_P = 352984 \text{ s}$ statt.

Hinsichtlich möglicher Korrelationen sind die entsprechenden Koeffizienten als Maß zur Bewertung heranzuziehen. Der Pearson'sche Koeffizient in Bezug auf die Sumpfbilanz ist für alle Spezies $\leq 0,825$. In Abb. 6.28 und Abb. 6.29 sind die Streudiagramme für die wichtigsten Iodspezies, I_2 und CH_3I , mit den größten Korrelationskoeffizienten (0,714 bzw. 0,65) gezeigt. Alle anderen Korrelationskoeffizienten sind $\leq 0,352$ bzw. $\leq 0,53$ und werden nicht weiter betrachtet.

Mit 0,825 weist der Zusammenhang zwischen dem Austrag von I⁻ und der Variation der Einspeisung von Csl die stärkste Korrelation auf, welche in Abb. 6.30 gezeigt ist. Da Csl die Hauptquelle von Iod ist, ist diese Korrelation nachvollziehbar.

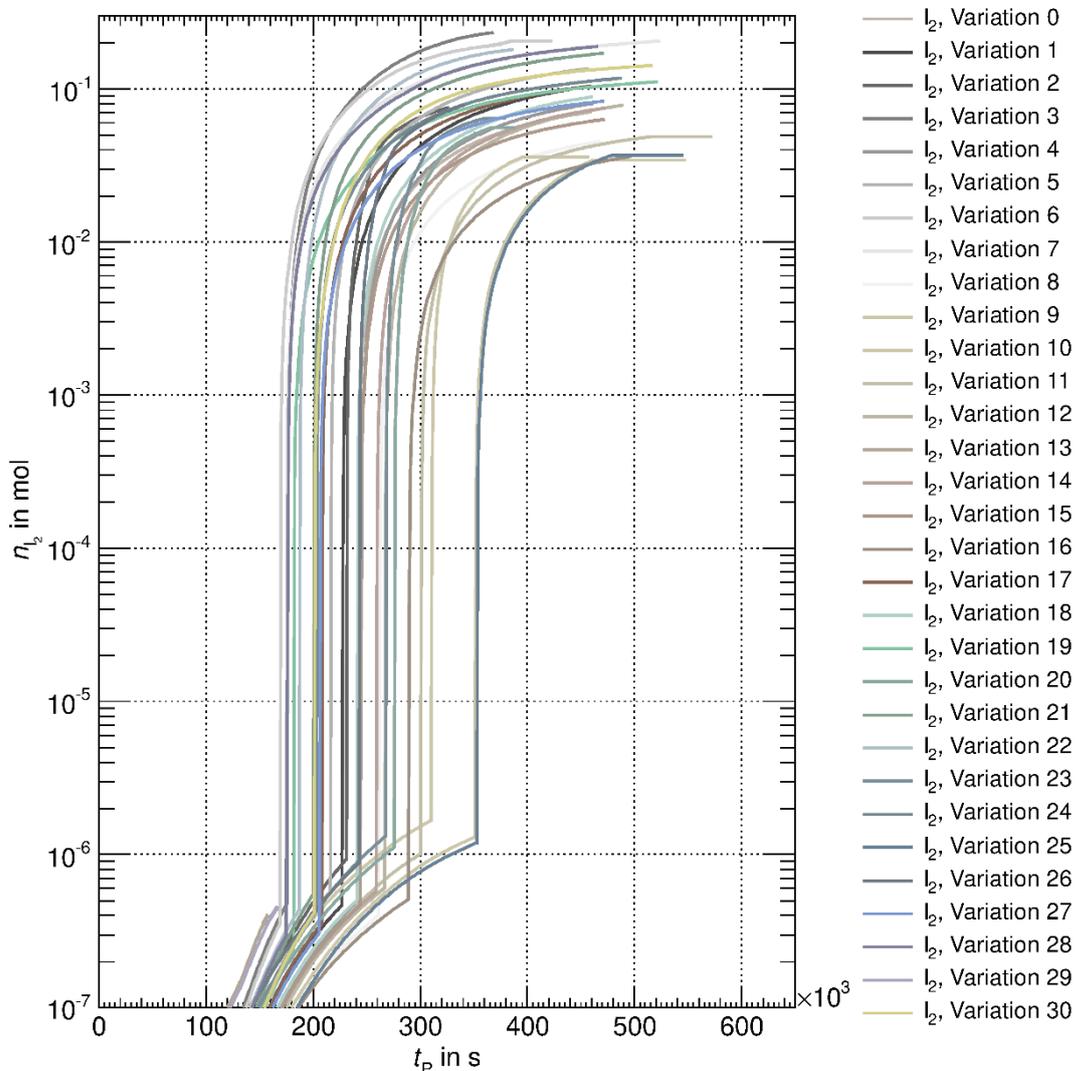


Abb. 6.22 Austrag von I_2 in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

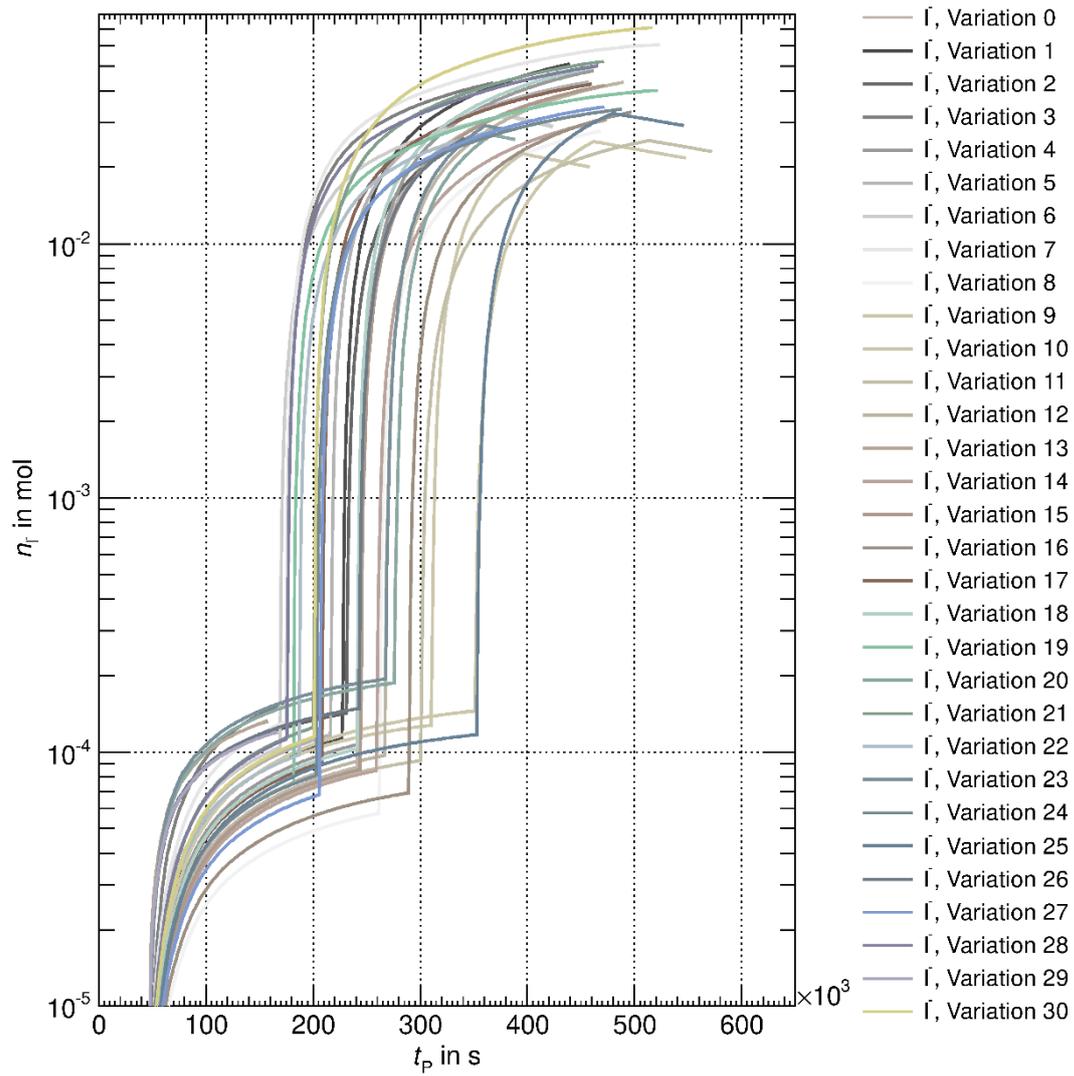


Abb. 6.23 Austrag von I^- in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

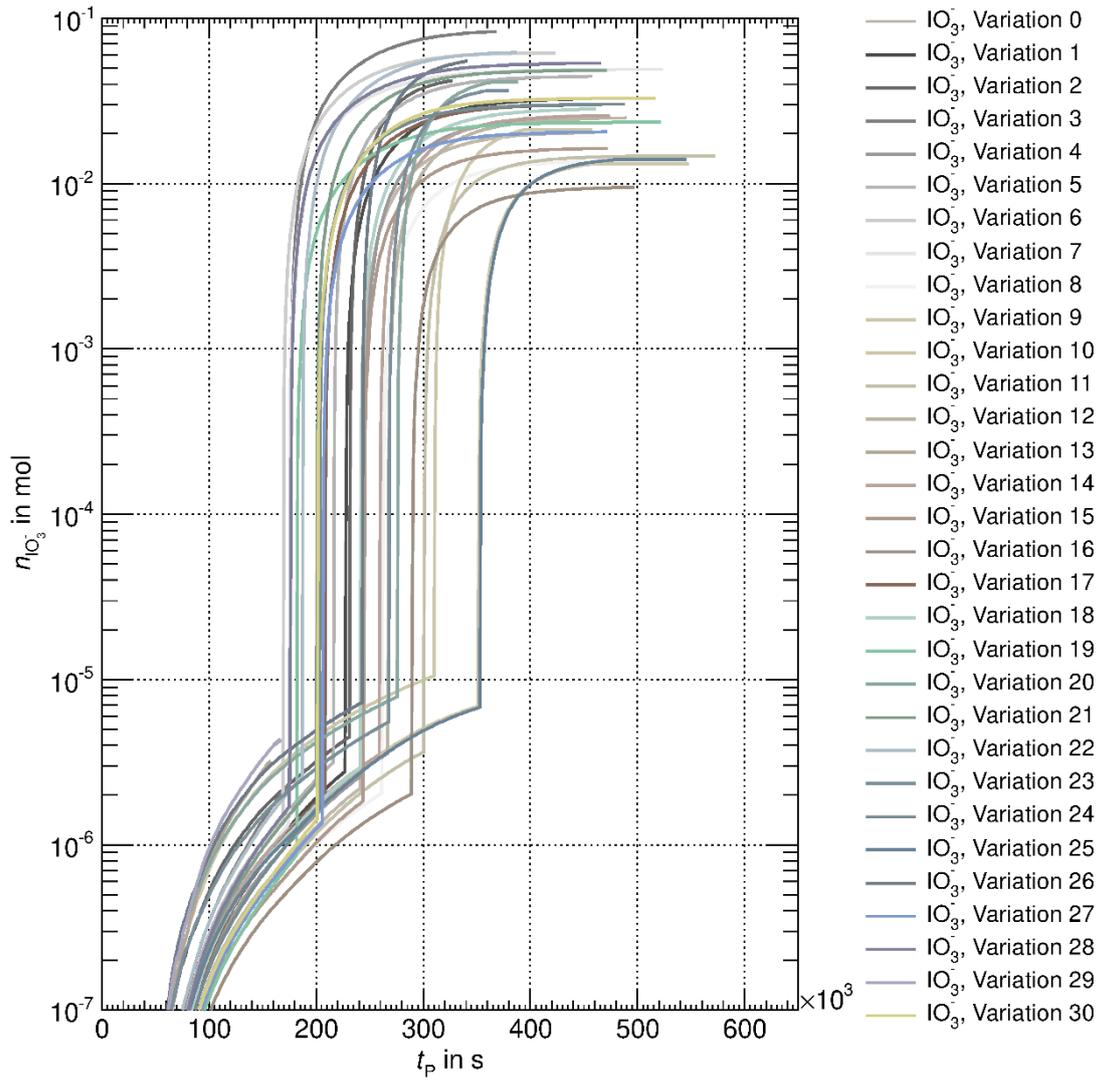


Abb. 6.24 Austrag von IO_3^- in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

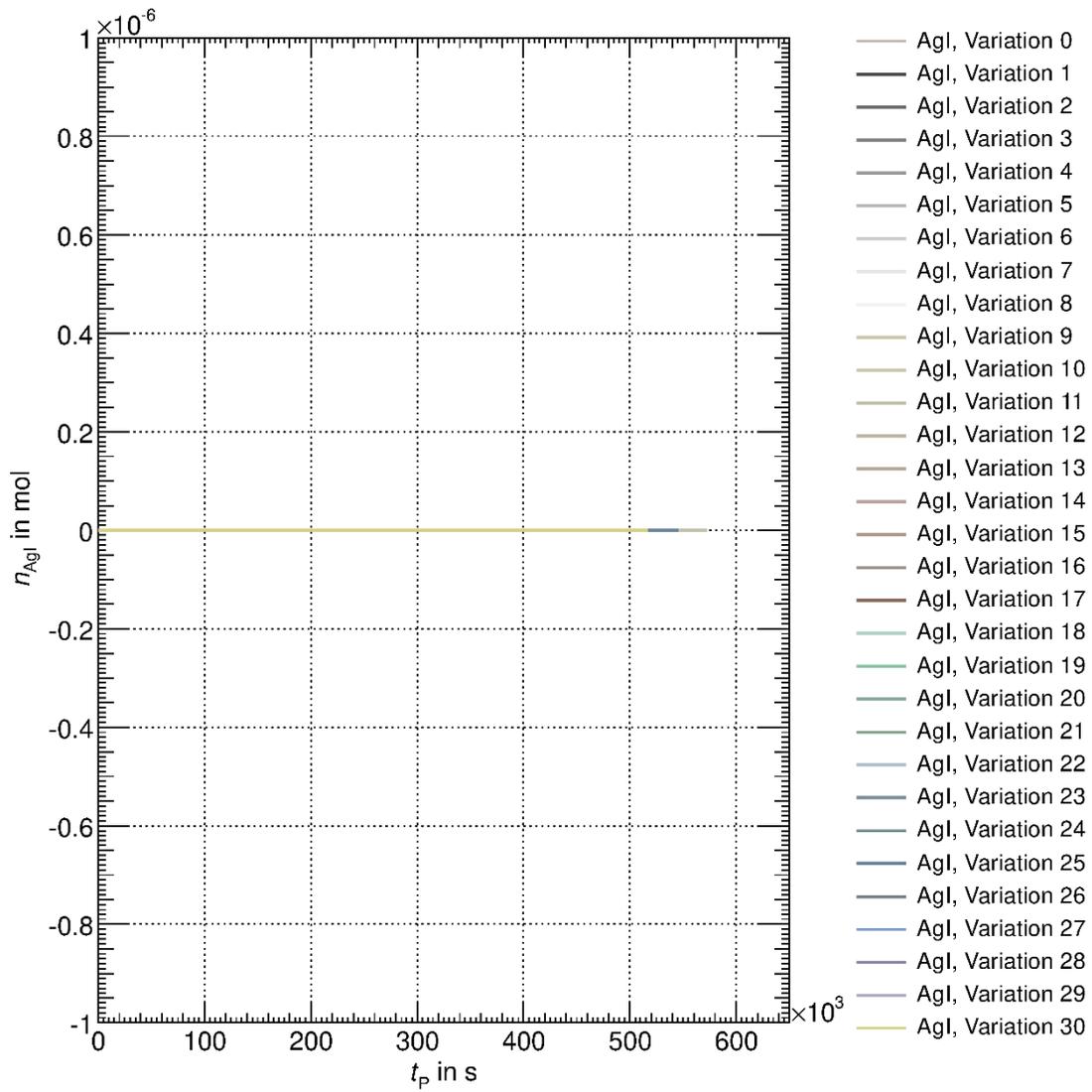


Abb. 6.25 Austrag von AgI in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

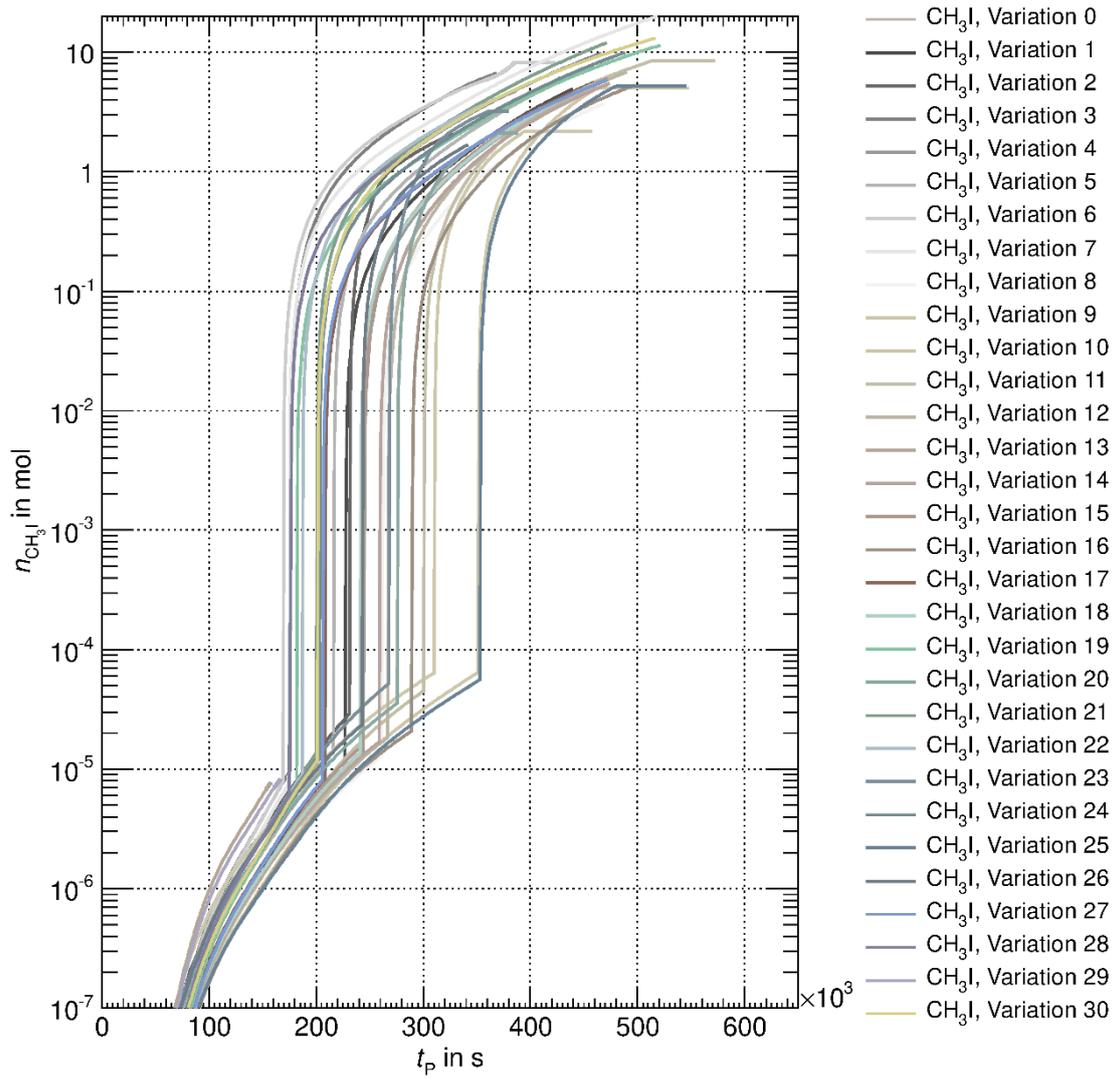


Abb. 6.26 Austrag von CH_3I in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

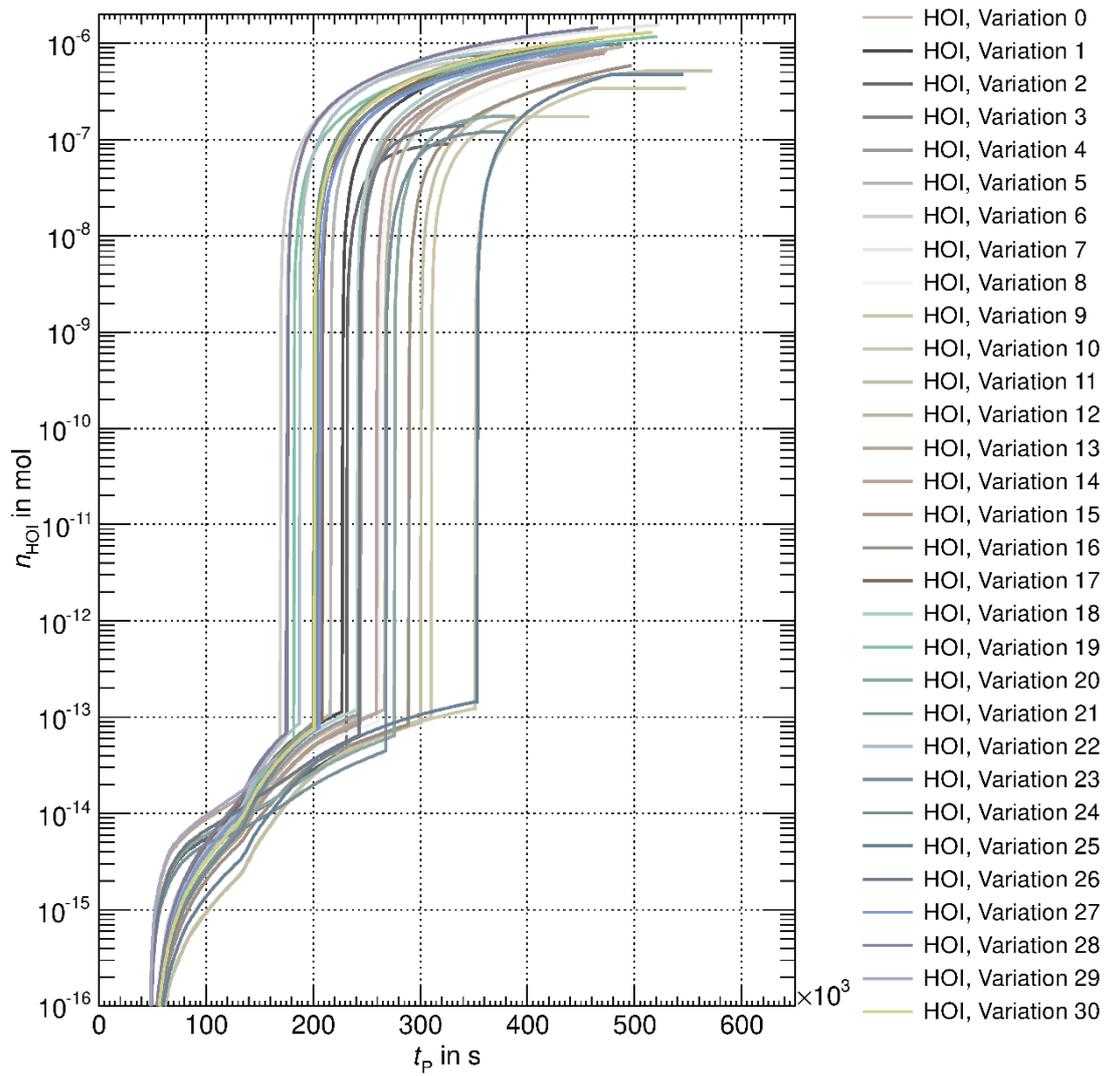


Abb. 6.27 Austrag von HOI in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)

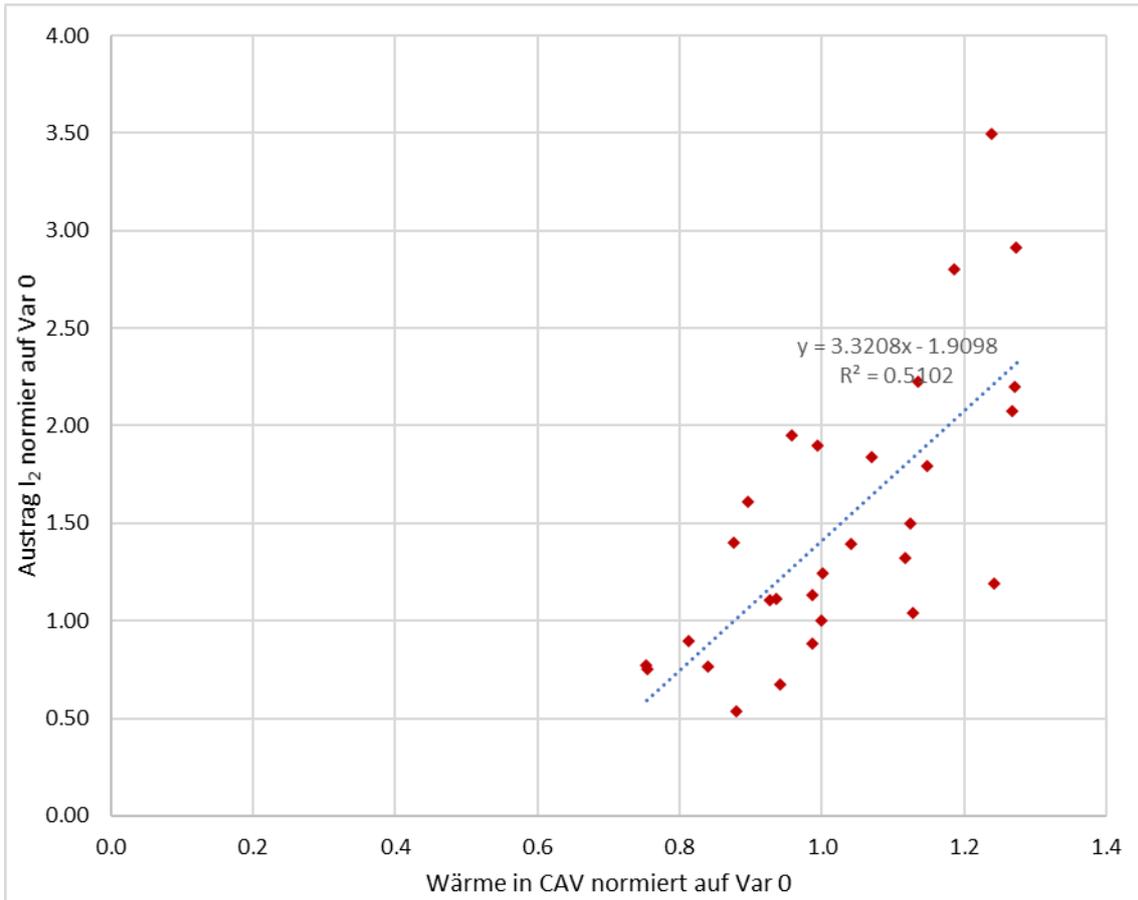


Abb. 6.28 Streudiagramm I₂-Austrag in die Umgebung gegen Variation des Wärme-
 eintrages $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372$ s

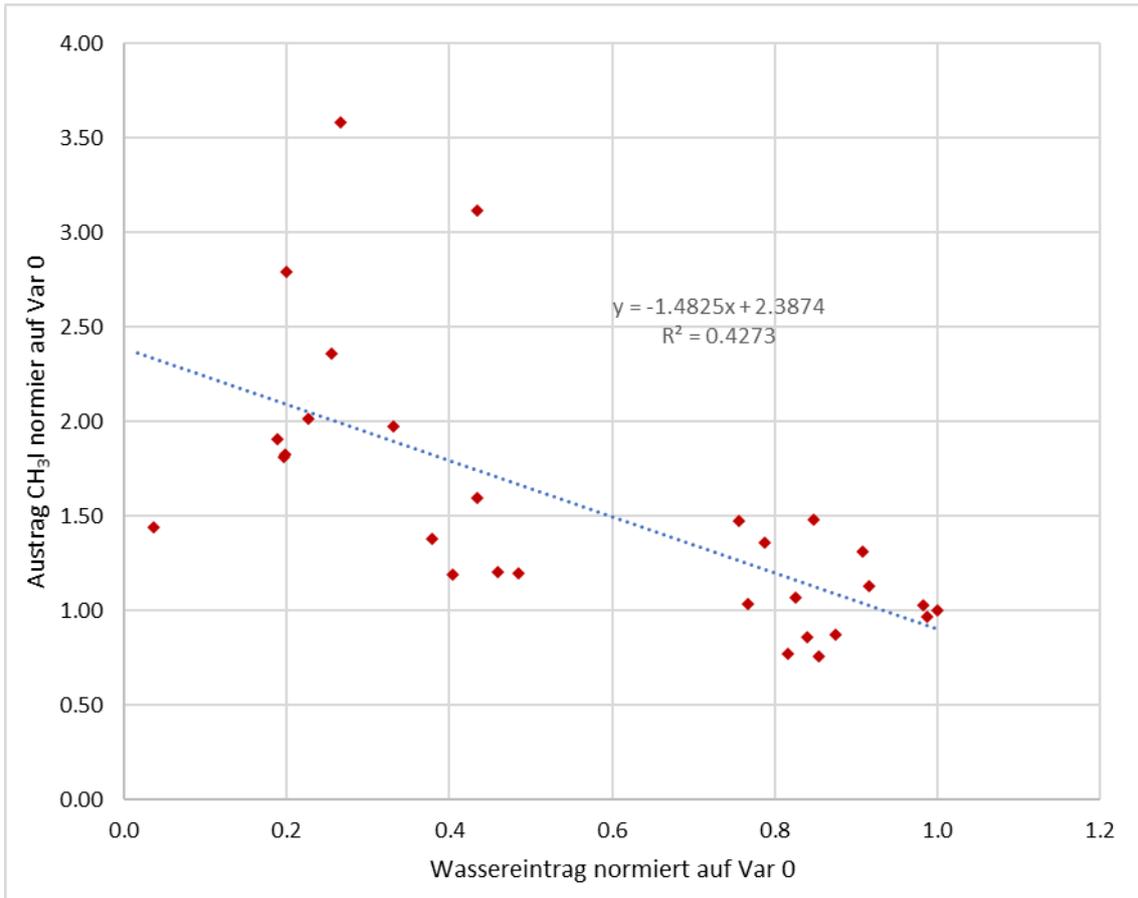


Abb. 6.29 Streudiagramm CH₃I-Austrag in die Umgebung gegen Variation der eingespeisten Wassermasse ($\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372$ s

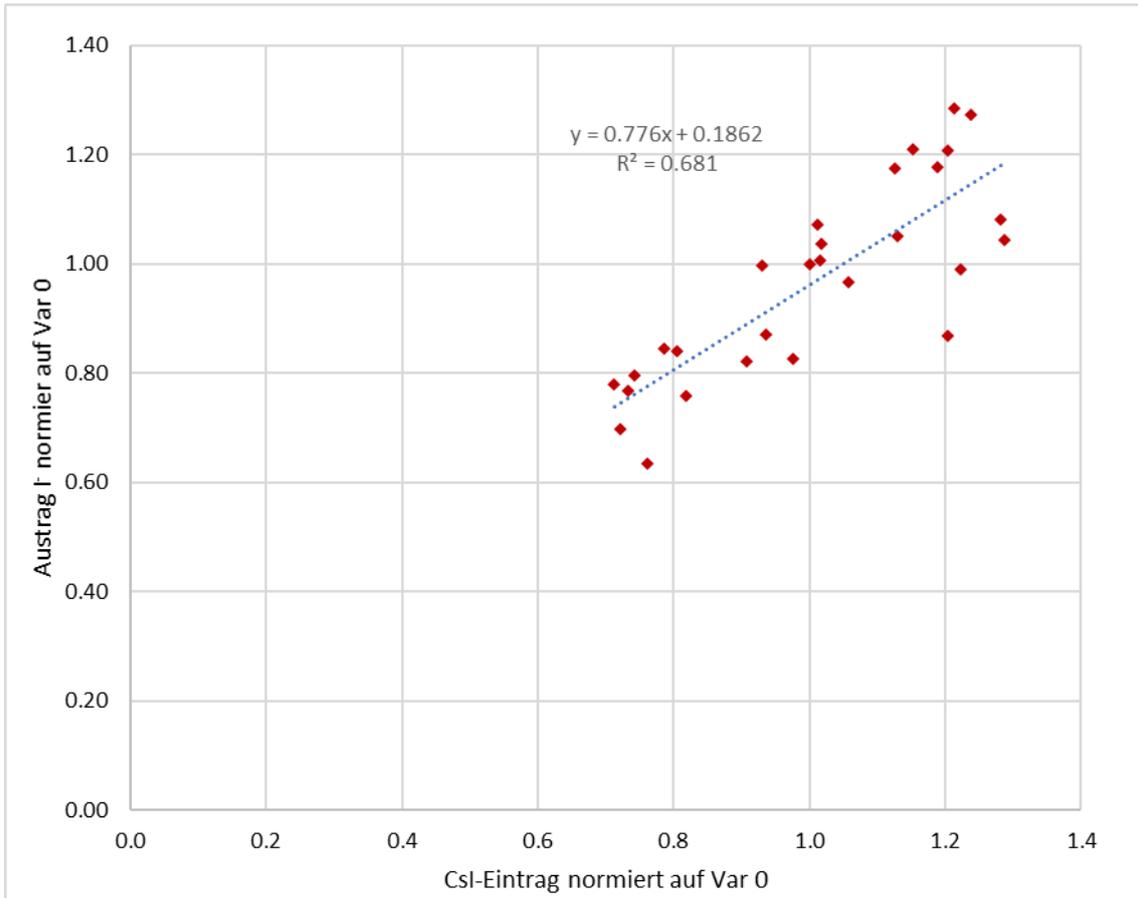


Abb. 6.30 Streudiagramm I-Austrag in die Umgebung gegen Variation der eingespeisten Menge an Csl $\langle t_i^{\text{Auswertung}} \rangle = 334424 \pm 49372$ s

6.3.4 Unsicherheiten, Fazit

Wie aus den vorherigen Kapiteln deutlich hervorgeht, sind nur wenige Korrelationen aus den COCOSYS-Variationsrechnungen erkennbar. In verschiedenen Testrechnungen sind in der eher aufwändigen Analyse der Sumpfbilanz stärker Korrelationen zu erkennen gewesen, diese sind durch die spätere Verwendung des pH-Modells verschwunden.

Aus diesem Grunde wird nur noch die Analyse anhand der Freisetzung in die Umgebung herangezogen und auf die gasförmigen Spezies I_2 und CH_3I beschränkt. Auch wenn es möglich ist, Korrelationen mit mehreren Variablen zu verwenden, werden nur einzelne betrachtet, die wie folgt sind:

Freisetzung von I_2 in die Umgebung

$$\frac{m_{I_2}^{\text{frei}}}{m_{I_2}^{\text{frei, Basis}}} = 3,3208 \cdot \frac{Q}{Q_{\text{Basis}}} - 1,9098 \quad (6.39)$$

Freisetzung von CH_3I in die Umgebung:

$$\frac{m_{CH_3I}^{\text{frei}}}{m_{CH_3I}^{\text{frei, Basis}}} = -1,4825 \cdot \frac{m_{\text{Wasser}}}{m_{\text{Wasser}}^{\text{Basis}}} + 2,3874 \quad (6.40)$$

In den Gleichungen (6.39) und (6.40) stehen m_i^{frei} für die freigesetzten Massen der Spezies i , $m_i^{\text{frei, Basis}}$ für dieselbe Größe bezogen auf die Basisrechnung (Var_0), m_{Wasser} für die eingespeiste Wassermasse, $m_{\text{Wasser}}^{\text{Basis}}$ für dieselbe Größe bezogen auf die Basisrechnung, Q für die eingetragene Wärme und Q_{Basis} für dieselbe Größe bezogen auf die Basisrechnung. Die Wärme kann, da sie normiert ist, mit der Nachzerfallsleistung identifiziert werden.

Die Gesamtmenge an I_2 und CH_3I , die die COCOSYS-Rechnung in der Umgebung verortet, beträgt $m_{I_2}^{\text{frei, Basis}} = 0,01012$ kg und $m_{CH_3I}^{\text{frei, Basis}} = 0,16311$ kg ohne Filterung. Die in der Basisrechnung ausgetragene Masse an CsI aus der hier vorhandenen Form I' beträgt $m_{CsI}^{\text{frei, Basis}} = 6,95 \cdot 10^{-3}$ kg, ferner ist $m_{I_2}^{\text{frei, Basis}} = 3,02 \cdot 10^{-3}$ kg zu nennen. Es ergibt sich hierbei eine Gesamt-Iod-Masse von $m_I^{\text{COCOSYS}} = 1,615 \cdot 10^{-1}$ kg, wobei offensichtlich die Spezies CH_3I dominiert.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass in MELCOR eine CsI -Masse von $m_{CsI}^{\text{MELCOR}} = 7,768 \cdot 10^{-3}$ kg und eine I_2 -Masse von $m_{I_2}^{\text{MELCOR}} = 1,244 \cdot 10^{-3}$ kg freigesetzt werden, wenn keine Filterung angenommen wird. Hieraus ergibt sich eine Iodmasse von $m_I^{\text{MELCOR}} = 5,040 \cdot 10^{-3}$ kg in MELCOR.

Im Falle der gasförmigen Spezies ist ein Filterfaktor von 100, im Falle der Aerosole von 1000 zu berücksichtigen.

Wie bereits angedeutet, sind die Korrelationen teils eher schwach, welches selbst bei der Verwendung für eine gewisse Unsicherheit steht. Unsicherheiten ergeben sich beispielsweise dadurch, dass die thermohydraulischen Bedingungen von der zu Grunde liegenden MELCOR-Rechnung und den Gegebenheiten in den COCOSYS-Rechnungen nicht übereinstimmen. So kommt es in MELCOR zu einem definierten Zeitpunkt zum Ausdampfen des Sumpfes, der in COCOSYS durch die variierte Wassermasse zu anderen Zeitpunkten in Erscheinung tritt. Auch hat die unterschiedliche Wassermasse Auswirkungen auf die Aerosolverteilung im Sicherheitsbehälter, die jedoch zumindest in der Wärmeleistung von MELCOR vorgegeben wird. Ferner ist aufgrund der Praktikabilität ein älterer Eingabedatensatz von COCOSYS verwendet worden, dessen Brennelement-lagerbecken derart modelliert ist, dass weniger Wasser vorhanden ist als in einer wirklichen Anlage. Auch fehlt eine aktive Kühlung in COCOSYS, die in MELCOR vorhanden ist. Dies bedeutet, dass im Falle des Siedens des Wassers im Becken in MELCOR eine große Wasserdampfquelle vorhanden ist, in COCOSYS nicht. Entsprechend ist der Druckaufbau signifikant anders. Entsprechend sind die Simulationen lediglich bis zum Siedezeitpunkt sinnvoll vergleichbar. Die Praktikabilität besteht darin, dass eine eindeutige Zuordnung von den MELCOR-Kontrollvolumina zu den COCOSYS-Zonen möglich gewesen ist, da der MELCOR-SHB ein Derivat des COCOSYS-SHB darstellt. Daneben ist zu erwähnen, dass die Dosisleistungsberechnung eine Verteilung proportional zur Massenverteilung vorsieht. Dies bedeutet jedoch, dass weniger aktive Radionuklide in ihrer Bedeutung für die Dosisleistung überschätzt werden.

Eine weitere Unsicherheitsquelle ergibt sich daraus, dass für den Wassereintrag in der Simulation der MC-Ansatz eine kontinuierliche Streuung vorsieht, diese jedoch in fünf Bereiche eingeteilt worden ist (kein Flutbecken wird eingespeist (also nur das RKL-Inventar), ein, zwei, drei oder vier Flutbecken werden eingespeist), so dass faktisch eine diskrete Verteilung vorliegt. In der Auswertung ist jedoch lediglich die kontinuierliche Streuung gezeigt. Die Abweichung in der Korrelation beträgt dabei jedoch wenige Prozent.

Zusammenfassung

In Hinsicht auf die direkte Umsetzung der in COCOSYS gegebenen Modelle in MELCOR in Abschnitt 6.2 ist zusammenfassend auszuführen, dass die Methodik grundsätzlich machbar ist. Hierbei wurde, wie präzise dargelegt, eine COCOSYS-Rechnung durchgeführt, deren Austräge von I_2 und CH_3I aus dem Sumpfbereich durch eine Bilanzbildung durch die entsprechenden Verbindungen mit der Umgebung dieses Bereichs in den Sicherheitsbehälter als Tabelle in MELCOR eingetragen worden ist. Mit der entsprechenden Radionuklidquelle ist eine MELCOR-Vergleichsrechnung durchgeführt worden, bei der die beiden neu definierten Elementklassen als permanente Gase deklariert worden sind.

Im Gegensatz zu diesem prinzipiellen Vorgehen steht jedoch das quantitative Ergebnis der MELCOR-Vergleichsrechnung zu der ursprünglichen COCOSYS-Rechnung, wobei es zu signifikanten Unterschieden kommt. Diese sind auf die Prozesse wie Chemisorption auf Oberflächen (Stahl, Beton mit Farbanstrich) außerhalb des Sumpfbereiches zurückzuführen, die mit der Umsetzung als reines Gas in MELCOR nicht abzubilden sind.

Bezüglich der indirekten, phänomenologischen Umsetzung der in COCOSYS gegebenen Modelle in MELCOR in Abschnitt 6.3 ist der Erkenntnisertrag größer. Hierfür ist zunächst eine aufwändige Schnittstelle zwischen MELCOR und COCOSYS erstellt worden, die auch für die direkte Umsetzung verwendet worden ist und bei der direkt die Möglichkeit zur Variation gewisser Parameter implementiert worden ist. Mit Hilfe dieser Schnittstelle ist ein Satz an COCOSYS-Eingabedatensätzen erstellt worden, die auf Daten einer MELCOR-Simulation des Szenarios „kleines Leck“ basieren. Hierbei sind Parameter wie Nachzerfallsleistung, Wärmeeintrag in die Bereiche, in denen das MCCI stattfinden, eingespeiste Menge von I_2 , CsI , $CsOH$, Wasser, Wasserdampf, Wasserstoff etc. variiert worden. Mit den entsprechenden Simulationen konnten Ausgaben wie Menge an I_2 oder CH_3I aus dem Sumpfbereich, in die Anlagenumgebung oder die produzierte Gesamtmenge in Streudiagrammen gegen die Variation der Parameter aufgetragen werden. Hierbei konnten einige lineare Korrelationen erkannt werden, wie jene zwischen der in die Umgebung der Anlage freigesetzten Masse von CH_3I und I_2 mit eingetragener Wassermasse bzw. eingetragener Wärmemenge. Diese Korrelationen können für Quellen in MELCOR oder als nachträgliche Abschätzung zur Freisetzung von gasförmigen Iodspezies verwendet werden.

7 Erweiterung eines umfassenden Ereignisbaumes um Notfallmaßnahmen und Analysen zum Iod (AP 3.4)

Im Vorgängervorhaben 3615R01345 /GRS 18a/ wurde eine Struktur für einen allgemeinen einheitlichen, generischen Ereignisbaum (EB) entwickelt. Die im AP 3.2 (s. Kap. 5) und AP 3.3 (s. Kap. 6) erzielten Erkenntnisse werden in diesen einheitlichen, generischen Ereignisbaum integriert, indem der Ereignisbaum um die Notfallmaßnahme und das Iodverhalten erweitert und generisch quantifiziert wird. Eine Beschreibung des Aufbaus des Ereignisbaums findet sich im Anhang A.3.

Im Folgenden wurden die neuen Modellierungen und Erkenntnisse aus dem Vorhaben 3617R01335 geprüft, um diese in den Ereignisbaum einzufügen. Ziel des im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit durchgeführten Vorhabens 3617R01335 „Forschungsarbeiten zur Ermittlung der Wirksamkeit von Notfallmaßnahmen für eine DWR-Referenzanlage“ war die Analyse der Wirksamkeit von realisierten Erweiterungen des in den deutschen Kernkraftwerken bereits im Notfallhandbuch bestehenden anlageninternen Notfallschutzes sowie der Berücksichtigung von „Severe Accident Management Guidelines (SAMG)“, die für die deutschen Anlagen zusätzlich zum existierenden anlageninternen Notfallkonzept realisiert wurden /GRS 20/. Es wurden anhand von zwei ausgewählten Kernschmelzunfallszenarien (SBO und kleines Leck mit Mehrfachausfällen von Sicherheitssystemen /GRS 20/) einer deutschen DWR-Referenzanlage die Wirksamkeit der durchgeführten Erweiterung des anlageninternen präventiven Notfallschutzes sowie die Wirksamkeit von ausgewählten SAMG-Maßnahmen durch Unfallanalysen mit dem GRS-Programm AC² und unter Verwendung von Sensitivitätsanalysen aufgezeigt und bewertet. Für letztere fand das GRS Unsicherheitsanalyseprogramm SUSA Anwendung.

Für das SBO-Szenario konnte festgestellt werden, dass durch die Verwendung von zwei mobilen Dieselgeneratoren unter bestimmten Randbedingungen, wie z. B. ausreichend schnelle Einsatzbereitschaft der mobilen Dieselgeneratoren und geeignete Auswahl der Anzahl der Pumpen, der Reaktorkühlkreislauf soweit wiederaufgefüllt werden kann, dass ein Kernschaden vermieden wird und das Kreislaufkühlen mit einer Not-Nachkühlkette eingeleitet und damit die Anlage in einen kontrollierten gekühlten Zustand überführt werden kann. Da durch die beschriebene Erkenntnis ein Kernschaden verhindert wird, kann diese nicht direkt in den Ereignisbaum eingepflegt werden, da die Kernschadenszustände die Ausgangspunkte des Ereignisbaumes darstellen.

Hinsichtlich der drei Maßnahmen im SHB (Einsatz Umluftkühlsystem, H₂-System und Störfallringraumabsaugung), die im Wesentlichen zur Minimierung der zu erwartenden Radionuklidfreisetzung in die Umgebung vorgesehen sind, zeigten die Ergebnisse der AC²-Analysen, dass der Einfluss auf den Sicherheitsbehälterdruck und insbesondere die Minimierung der Freisetzungen eher gering ist. Des Weiteren ist eine Erweiterung der Analysen bis in die Spätphase der Unfallabläufe geplant, die insbesondere durch die gefilterte Druckentlastung des SHB gekennzeichnet ist, um weitere Erkenntnisse zu den möglichen Radionuklidfreisetzungen in die Umgebung zu generieren /GRS 20/.

Für die untersuchten mitigativen Maßnahmen bezüglich einer Einspeisung von Kühlmittel aus betrieblichen Systemen, mit dem Ziel das Reaktordruckbehälter-Versagen zu vermeiden bzw. hinauszuzögern, zeigen die im Vorhaben durchgeführten Sensitivitätsanalysen, dass das RDB-Versagen durch diese zusätzlichen mitigativen Maßnahmen in vielen Fällen vermieden bzw. im Vergleich zum jeweiligen Basisfall verzögert werden kann /GRS 20/. Folgende mitigative Maßnahmen wurden berücksichtigt: Einspeisung von Kühlmittel aus der Kühlmittellagerung über das Volumenregelsystem (eine oder zwei KBA-Pumpen möglich), Einspeisung von Wasser aus dem BE-Lagerbecken mit einer Beckenkühlpumpe des Not- und Nachkühlsystems und Verfügbarmachung der vorab isolierten kaltseitigen Druckspeicher. Von diesen drei Maßnahmen konnte nur vom Einsatz der KBA-Pumpen, die Wasser aus der Kühlmittellagerung ansaugen und über das Volumenregelsystem in den Reaktorkreislauf fördern, ein Einfluss auf die Einhaltung des Nachweisziels abgeleitet werden. Letztere mitigative Maßnahme wurde bereits im Vorhaben 3615R01345 in den Ereignisbaum unter denselben Randbedingungen eingeführt /GRS 18a/. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde neben der systematischen Prüfung des Ereignisbaums und der zugehörigen Qualitätssicherung die Erkenntnis aus /GRS 20/ hinzugefügt, dass in einigen der erfolgreichen Sequenzen nicht nur eine, sondern zwei Pumpen des Volumenregelsystems zum Einsatz kamen.

7.1 Probabilistische Modellierung der Notfallmaßnahme nach Auftreten eines induzierten Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Für das Einfügen der im Kapitel 5.2 beschriebenen mitigativen NFM „Bespeisung des RKL über das DEHEIRO Leck mit Deionat aus dem Dampferzeuger“ in den Ereignisbaum wurden beide im Ereignisbaum vorhandenen Entstehungsmöglichkeiten eines DEHEIRO-Lecks – durch Thermoschock oder durch Kriechversagen – berücksichtigt. Als Teil der mitigativen NFM wurde zunächst das Isolieren des defekten Dampferzeugers

eingefügt. Ein nicht-erfolgreiches Isolieren des DE wurde mit der größten Freisetzung in diesem Szenario gleichgesetzt. Des Weiteren wurde das Hochsetzen der Druckabsicherung eingefügt. Im Weiteren wurde das Einspeisen mit mobiler Pumpe in den defekten Dampferzeuger implementiert. Letzteres ist nur bei niedrigem Druck im Primärkreis möglich, sodass diese Verzweigung mit den Bedingungen „niedriger Druck im Primärkreis (jede Art Einspeisung möglich)“, „Vorliegen eines DEHEIRO-Lecks“ sowie der „Verfügbarkeit der mobilen Pumpe“ verknüpft wurde.

Zusätzlich zum Implementieren der mitigativen Notfallmaßnahme wurden folgende Erkenntnisse aus den Variationsrechnungen und der Sensitivitätsanalyse (s. Kapitel 5.2.2) in vereinfachter Weise in den Ereignisbaum übernommen:

- Die Größe des DEHEIRO-Lecks (bzw. Vorliegen mehrerer Lecks) ist relevant: Je größer die effektive Leckgröße, desto größer die Freisetzung.
- Keine Bespeisung des defekten DE führt zu einer großen Freisetzung, da keine Wasservorlage zur Filterung vorhanden ist.
- Kein Venting bis zum Erlöschen der Batteriekapazität: Dies führt ebenfalls zu einer größeren Freisetzung, da ungefiltert (bzw. nur durch die Wasservorlage gefiltert) über den DEHEIRO-Bypass freigesetzt wird.

Die benötigte Zeitdauer bis zum Isolieren des defekten DE zeigte nur bei der Elementklasse Tellur (Te) eine signifikante Auswirkung auf die freigesetzte Radionuklidmenge (s. Kapitel 5.2). Da im Baum bisher nur die radiologisch relevanteren Radionuklide Cäsium und mit diesem Projekt nun Iod berücksichtigt werden, wurde dieses Erkenntnis nicht übernommen, aber für eine mögliche zukünftige Berücksichtigung von Te vermerkt.

Die Verfügbarkeit des Zusatzboriersystems durch Verfügbarkeit der mobilen Dieselgeneratoren zum Zeitpunkt $t = 10$ h nach SBO-Beginn wurde dem Baum hinzugefügt. Als erste grobe Schätzung wurde hier jeweils 90 % Verfügbarkeit für die mobilen Dieselgeneratoren und 90 % Verfügbarkeit für das Zusatzboriersystem angenommen, falls die mobilen Generatoren verfügbar sind.

Für die Größe des DEHEIRO-Lecks wurde im Baum eine weitere Verzweigung geschaffen. Diese teilt die Größe des Lecks vereinfachend in „klein“ und „groß“ auf. Im EB wird zwischen einem Dampferzeugerheizrohrleck mit einer Fläche von $A = 1 - 6 \text{ cm}^2$ (2F-Bruch) eines DE-Heizrohres und einem Dampferzeugerheizrohrleck mit einer Fläche von $A = 6 - 12 \text{ cm}^2$ (4F-Bruch) unterschieden. Der Eintritt eines DEHEIRO-Lecks der Größe 2F wird mit $1,5 \cdot 10^{-3}/a$ bzw. $> 2F \leq 4F$ mit $1,5 \cdot 10^{-5}/a$ eingeschätzt /GRS 03/. Für die zu betrachtenden konstruktiven, werkstoffmäßigen und betrieblichen Randbedingungen konnten im Rahmen der Risikostudie, Phase B /GRS 90/, keine Mechanismen abgeleitet werden, bei denen als Folge der Bruch einer größeren Zahl von DE-HR ($> 4F$) auftreten könnte. Für den EB wurden daher nur Variationsrechnungen aus Kapitel 5.2 berücksichtigt, die DEHEIRO-Leckgrößen $< 4F$ aufweisen.

In den Verzweigungen „Quellterme Cs/I in Anteilen des Inventars“ am Ende des Ereignisbaumes wurden der Quellterm QRByDE („DEHEIRO-Leck, Frischdampfventil mindestens zeitweise offen“, s. Tab. A.3 im Anhang) um weitere Fälle erweitert. Diese decken obige Erkenntnisse aus den Variationsrechnungen in vereinfachter Weise ab. Ein kleines DEHEIRO-Leck (DEHEIRO-Leck $\leq 2F$), die Bespeisung des defekten Dampferzeugers sowie ein Venting führen zu einer kleinen Freisetzung. Für den Quellterm wurde diejenige der Rechnungen aus Kapitel 5.2 mit der höchsten Freisetzung ausgewählt, die diese Bedingungen erfüllen: $QT = 1.80E-03$. Im umgekehrten Fall – großes DEHEIRO-Leck ($> 2F \leq 4F$), kein Venting sowie keine Bespeisung des defekten DE – wurde die größte Cs-Freisetzung der diese Bedingungen erfüllenden Variationsrechnungen als Größenordnung ausgewählt: $QT = 0.0145$. Für die Elementklasse I ergibt sich bei gleicher Vorgehensweise Quellterme von $QT = 0.0026$ bzw. $QT = 0.0177$.

Nach Einfügen aller beschriebenen neuen Verzweigungen stellen die größere Freisetzung je 1,4 % und die kleinere Freisetzung je 3,3 % der Fälle in den Verzweigungen „Quellterme Cs / I in Anteilen des Inventars“ nach Auswerten des Ereignisbaumes dar.

7.2 Implementierung der Ioderkennnisse in den Ereignisbaum

Im vorliegenden Vorgängerereignisbaum /GRS 18a/ wird das bereits integrierte Caesiuminventar (Cs-137) um das Iodinventar (I-131) des Kernes und des BELB erweitert /GRS 17a/. Die in /GRS 01/ enthaltenen Freisetzungsteile für Iod (s. Tab. 8.2) werden im Baum den Freisetzungswerten der jeweiligen Freisetzungskategorie (QANTIO) zugeordnet. Diese Freisetzungsteile werden in einer eigens geschriebenen Fortran-Funktion (Name „UFUN XIFR“) mit den Kerninventarwerten für I-131 multipliziert (s. Abb. 7.2).

Ein besonderes Augenmerk lag in der Implementierung der Erkenntnisse in den Ereignisbaum, die aus den COCOSYS-Simulationen mittels SUSANA gewonnen wurden. Aus den Sensitivitätsauswertungen werden Korrelationskoeffizienten abgeleitet, die den Zusammenhang zwischen einzelnen ausgewählten Parametern und Ergebnisgrößen zeigen. Bei der Erweiterung des Ereignisbaums werden diese Zusammenhänge über die Iodfreisetzungen eingebaut.

7.2.1 Eingebaute Funktionen, Fragen und Sortier Routinen

Über eine FORTRAN Routine und eine Schwellwertbetrachtung (GETHRESH-Befehl) werden die errechneten Iodfreisetzungswerte den einzelnen Bereichen (z. B. XIGT12, d. h. stellvertretend von $1E12$ Bq bis $1E13$ Bq) zugeordnet (s. Abb. 7.1), um eine äquidistante Freisetzungverteilung von Iod über alle Szenarien (Freisetzungskategorien) erhalten zu können.

```

$*****
$ Neu eingefügt im Vorhaben R01313 AP 4 $$ Betrachtung zum Iod *****
$*****
$*****

IQU A E I-Aktivitätsfreisetzungen

$Es gibt folgende Zweige:
#XIGT18 I-131-Freisetzung in die Umgebung höher als 1E18Bq
#XIGT17 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E17Bq bis 1E18Bq
#XIGT16 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E16Bq bis 1E17Bq
#XIGT15 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E15Bq bis 1E16Bq
#XIGT14 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E14Bq bis 1E15Bq
#XIGT13 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E13Bq bis 1E14Bq
#XIGT12 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E12Bq bis 1E13Bq
#XIGL12 I-131-Freisetzung in die Umgebung 1E01Bq bis 1E12Bq

BRA XIGT18 XIGT17 XIGT16 XIGT15 XIGT14 XIGT13 XIGT12 XILT12

$ Fall 1: Freisetzungen aus dem BE-Lagerbecken
IF /BSn
USE
FUN-XIFRBE $ FUN-Iofrei liefert die in die Umgebung freigesetzte
            $ Aktivität (Bq) von I.
GETHRESH 7 1.E18 1.E17 1.E16 1.E15 1.E14 1.E13 1.E12

$ Alle übrigen Fälle: Freisetzungen aus dem Kern
IF COM
USE
FUN-XIFRRD $ FUN-Iofrei liefert die in die Umgebung freigesetzte
            $ Aktivität (Bq) von I.
GETHRESH 7 1.E18 1.E17 1.E16 1.E15 1.E14 1.E13 1.E12

$*****
$*****
$*****

```

Abb. 7.1 Einsortierung der Iodfreisetzungen in die verschiedenen Bereiche

```

C*****
C*****
-C XIFR liefert die in die Umgebung freigesetzte Aktivität von I-131
  ELSE IF (NAME(1:4).EQ.'XIFR') THEN
    CALL START (NAME)
    IF (NAME(1:6).EQ.'XIFRBE') THEN
      C Freisetzungen aus dem BE-Lagerbecken
        UFUN= XIOBIA * QANTIO
    ELSE IF (NAME(1:6).EQ.'XIFRRD') THEN
      C Freisetzungen aus dem RDB
        UFUN= XIOKIA * QANTIO
    ELSE
      CALL NONAME (NAME)
    ENDIF
  RETURN
C*****
C*****

```

Abb. 7.2 UFUN-Funktion der Iodfreisetzung in der FORTRAN Routine XIFR: Berechnung der Iodfreisetzung in die Umgebung

Im Folgenden wird die Freisetzungskategorie „Gefiltertes Venting“ betrachtet, die von einer gefilterten Freisetzung von Radionukliden in die Umwelt ausgeht. Die Filterung hält die Aerosole und Iodgase zurück, wirkt sich allerdings nicht auf die Edelgase aus.

In Kapitel 6.3 werden die freigesetzten Gesamtmassen für die verschiedenen Iodspezies (z. B. CsI oder CH₃I) in die Umgebung ohne Filterung angegeben. In Tab. 7.1 sind zusätzlich die Massen nach der entsprechenden Filterung und auch in Bezug auf die alleinige Freisetzung von Iod aus Iodspezies (z. B. I aus CsI) in die Umgebung angegeben.

Tab. 7.1 Freigesetzte Iodmengen in die Umwelt

Iodspezies	Masse (kg)	Aggregatzustand / Dispersionszustand	Filterfaktor	Freisetzung Gesamtiodspezies (z. B. CsI) in die Umgebung (kg)	Freisetzung Iod (z. B. I aus CsI) in die Umgebung (kg)
I ₂	1,01E-02	gasförmig	100	1,01E-04	1,01E-04
CH ₃ I	1,63E-01	gasförmig	100	1,63E-03	1,46E-03
CsI	6,95E-03	Aerosol	1000	6,95E-06	3,39E-06
IO ₃	3,02E-03	Aerosol	1000	3,02E-06	2,19E-06

Die Abb. 6.29 aus Kapitel 6.3.3 zeigt den Austrag von CH₃I im Zusammenhang mit dem Wassereintrag. Aus der Abb. 6.29 lässt sich erkennen, dass bei einer geringeren Wasservorlage im Sumpf (d. h. bei einem Wassereintrag < 1) eine erhöhte Freisetzung gasförmigen Iods (CH₃I) aus dem Sumpf in den Sicherheitsbehälter und dann in die Umgebung stattfindet. Wird beispielhafterweise angenommen, dass nur einer der vier Flutbehälter einspeist (d. h. normierte Gesamtwassermenge $x = 0.25$), erhöht sich der Anteil von CH₃I um den Faktor $y = -1,4825(x) + 2,3874 = 2,01$ für den Wert $x = 0.25$ (Geradengleichung aus Abb. 6.29).

Im Folgenden wird für die Ermittlung der Gesamtiodfreisetzung nur der Anteil von CH₃I betrachtet, da er einerseits den dominierenden Anteil an der Freisetzungsmenge hat (z. B. im Vergleich zu I₂, s. Tab. 7.1) und andererseits zusätzlich für die anderen Iodspezies (z. B. CsI) keine Korrelationen gefunden werden konnten. Die Gesamtmasse des freigesetzten Iods beträgt dann bei einer 1v4-Flutbehältereinspeisung $m_{\text{ges}} = 0,003038029$ kg, so dass sich der freigesetzte Iodanteil a_1 auf den Wert von $a_1 = 1,07E-04$ beläuft.

Die freigesetzte Gesamtmasse des Iods beträgt $m_{\text{ges}} = 0,00156512 \text{ kg}$ (bei einer 4v4 Flutbehältereinspeisung), so dass sich der freigesetzte Iodanteil a_i in Bezug auf die Masse der Iodklasse auf den Wert von $a_i = 5,5192\text{E-}05$ beläuft (Masse der Iodklasse m_i im Kern $m_i = 28,3576 \text{ kg}$). Für solche Szenarien, die der Ventingkategorie FKI zugeordnet werden können, finden sich zum Vergleich Werte von $a_i = 1\text{E-}04$ im GRS-175 Bericht /GRS 01/.

Verfügbarkeit von Flutbehältern

In den Ereignisbaum wurde für die Abbildung dieser Abhängigkeit der Iodfreisetzung von der Wasservorlage im Sumpf eine zusätzliche Verzweigungsfrage eingefügt. Die eingefügte Frage ordnet für bestimmte Fälle (hier für alle Leckstörfälle) die Verfügbarkeitswahrscheinlichkeiten von Flutbehältern zu (Wahrscheinlichkeitswerte abgeleitet aus generischen PSA-Daten).

Zuordnung zu Quelltermen

Bei der Implementierung der Antikorrelation in den Ereignisbaum wird für den Standardzweig (d. h. 4v4 FB speisen ein) der berechnete Wert von QANTIO = 0.0000552 verwendet. Für die Alternativzweige (d. h. z. B. 1v4 FB) wird der konservative QANTIO-Wert (d. h. 0.00011) verwendet. Für die erweiterte Implementierung der kompletten Freisetzungskategorie QVOK in den EB fand die Einfügung der Zuordnung des erhöhten Freisetzunganteils QANTIO in die Ventingkategorie QVOK bei verminderter Einspeisemenge (Einspeisungen Flutbehälter: 1v4, 2v4, 3v4) und bei geplanter Einspeisemenge (4v4) jeweils bei funktionierender Einspeisung (d. h. keine Nichtverfügbarkeit von Einspeisesystemen) statt.

7.2.2 Ergebnisse der Iodmodellierung im Ereignisbaum

In den Abbildungen Abb. 7.3 und Abb. 7.4 sind die Iodfreisetzungen in die Umgebung in Histogrammform dargestellt. Die Abb. 7.3 zeigt die Ergebnisse mit den vorherigen Iodfreisetzungswerten aus dem GRS-Bericht 175 /GRS 01/. Es zeigt sich die prozentual größte Gruppe (65 %) im Bereich $1\text{E}14 \text{ Bq}$ bis $1\text{E}15 \text{ Bq}$ (XIG14B), gefolgt von der Gruppe im Bereich $1\text{E}15 \text{ Bq}$ bis $1\text{E}16 \text{ Bq}$ (XIG15B) mit 23 % aller Freisetzungen, die in dieser Gruppe einsortiert werden können.

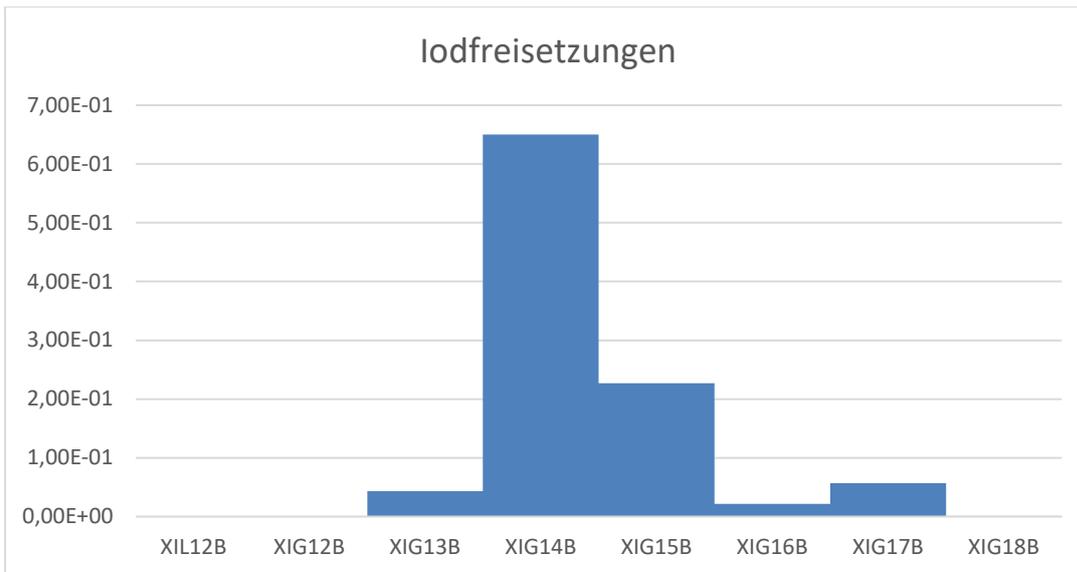


Abb. 7.3 Iodfreisetzungen in die Umgebung eingeteilt in Freisetzungsbereiche (Freisetzungswerte abgeleitet aus GRS-175)

Im Vergleich dazu zeigt die Abb. 7.4 die Ergebnisse mit den aktualisierten Werten aus dem Kapitel 6.3.4. Es zeigt sich wiederum die prozentual größte Gruppe (57 %) im Bereich 1E14 Bq bis 1E15 Bq (XIG14B), gefolgt von der Gruppe im Bereich 1E15 Bq bis 1E16 Bq (XIG15B) mit 23 % aller Freisetzungen, die in dieser Gruppe einsortiert werden können. Es zeigt sich, dass bei den aktualisierten Werten Freisetzungen aus der Gruppe XIG14B in die Gruppe XIG13B (Wachstum von 4 % auf 13 %) übergehen.

Insgesamt sind bei der Betrachtung der Endergebnisse zwei gegenläufige Effekte zu berücksichtigen. Zum einen kommt es durch die Berücksichtigung der Antikorellation bei der Iodfreisetzung bei einer verminderten Flutbehältereinspeisung (eine geringere Einspeisung hat eine vergrößerte Iodfreisetzung zur Folge) zu einer grundsätzlich größeren Iodfreisetzung. Dies ist dadurch begründet, dass nun auch diejenigen, deutlich weniger wahrscheinlichen Leckstörfälle betrachtet werden, bei denen es nicht zu einer 4v4, sondern nur zu einer 3v4, 2v4 oder 1v4 Flutbehältereinspeisung kommt. Im Gegensatz zu diesem Effekt kommt es durch die niedrigeren Freisetzungsanteile bei den Iodfreisetzungen für die Ventingategorie FKI ($5,5E-05$ im Vergleich zu $1E-04$ im GRS-175) zu einer niedrigeren Freisetzung von Iod in die Umwelt.

Insgesamt ändert sich also im Ergebnis für diesen generischen Ereignisbaum nach der Implementierung der neuen Iodmodellierung die Iodfreisetzung in die Umwelt nicht gravierend. Im Ereignisbaum nicht berücksichtigt ist der natürliche Zerfall der Radionuklide, der zu einer Reduktion der Freisetzungen führen würde.

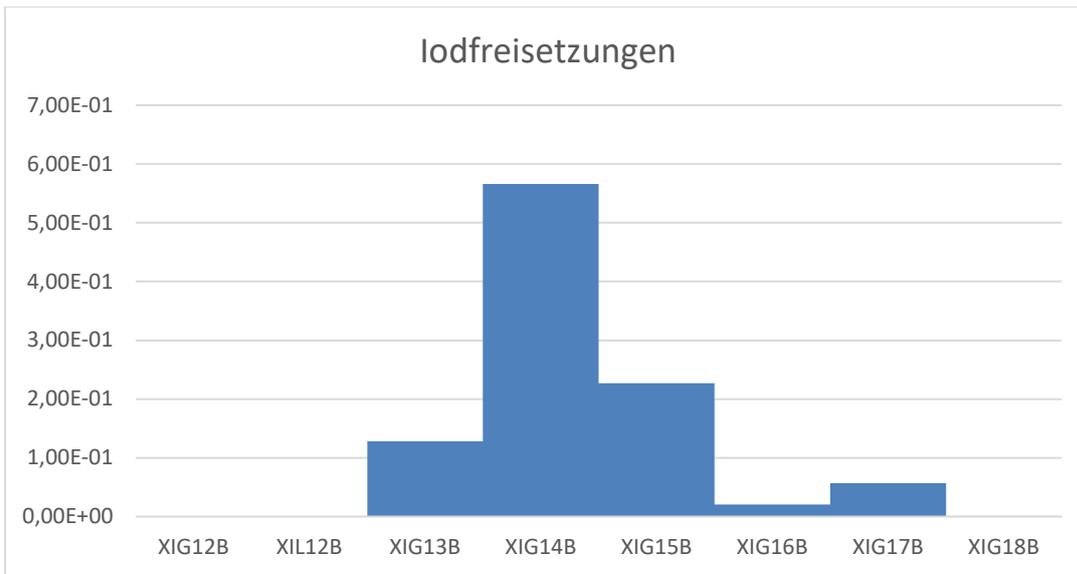


Abb. 7.4 Iodfreisetzungen in die Umgebung eingeteilt in Freisetzungsbereiche (Freisetzungswerte nach Integration der Iodmodellierung)

8 Zusammenfassung

Das allgemeine Ziel der Arbeiten war die Bereitstellung von Methoden zur fundierteren Bewertung der Anlagensicherheit bei Unfällen mittels deterministischer und probabilistischer Analysen. Im Einzelnen waren dies im vorliegenden Vorhaben neben einer Erhöhung der Genauigkeit des verwendeten MELCOR Datensatzes (AP 3.1) u. a. die umfassendere Berücksichtigung von Notfallmaßnahmen (AP 3.2), von gasförmigen Iodfreisetzungen in deterministischen (AP 3.3) und probabilistischen Analysen (AP 3.4).

In der GRS wurden bereits Analysen mit MELCOR für unterschiedliche Fragestellungen, unterschiedliche Reaktorkonzepte und mit verschiedenen MELCOR-Versionen durchgeführt. Im Rahmen des AP 3.1 dieses Vorhabens wurden die Vorgängeranalysen zusammengestellt und geprüft. Hierzu zählen sowohl die Prüfung der jeweiligen Datenbasis als auch der damit erzielten Analyseergebnisse, bei denen Notfallmaßnahmen berücksichtigt wurden. Unter Verwendung der neuesten Modelle sowohl in Hinsicht auf die physikalische Modellierung, die in den neueren MELCOR-Versionen implementiert sind, als auch in Hinsicht auf die Anlagenmodellierung, die von den GRS-Anwendern erstellt wurde und wird, sind neue Simulationen verschiedener Szenarien durchgeführt worden und mit bestehenden Simulationen aus früheren Vorhaben verglichen worden.

Hierbei konnten signifikante Unterschiede aufgezeigt werden. So ist beispielsweise die Wärmemenge, die in der „in vessel“-Phase durch den Zirkon-Wasserdampf in den RKL eingetragen wird, um ca. zwei Größenordnungen größer als in den Rechnungen mit den alten Modellen. Da jedoch in beiden Fällen die oxidierbaren Bestandteile des Kerns letztlich „in“- oder „ex vessel“ oxidieren, ist die Auswirkung auf die Freisetzung eher gering, wie auch andere Effekte wie Resuspension. Insbesondere Zeitpunkte von Versagen der Hauptkühlmittelleitung oder RDB-Versagen werden durch Spezifika der „in vessel“-Phase jedoch signifikant beeinflusst.

Herausstechende Unterschiede sind der Druckaufbau und die Freisetzung im Szenario „NLB-B“, welcher auf das Nichtzustandekommen der gefilterten Druckentlastung in der Rechnung mit den alten Modellen zurückzuführen ist. Die entsprechende Vergleichsrechnung stellt, wie in Abschnitt 4.2.3 dargestellt, eine Nachrechnung des Szenarios dar, das gegenüber der ursprünglich in Vorhaben 3612R01361 gerechneten Variante eine Korrektur hinsichtlich der BELB-Kühlung und der NZL beinhaltet. Durch diese Korrekturen ist ein anderer Druckverlauf ohne gefilterte Druckentlastung zustande gekommen. Trotz dieser Unterschiede ergibt sich keine Neubewertung der Konsequenzen aus einem

solchen Szenario, da die ursprüngliche Rechnung aus dem Vorhaben 3612R01361 wie die Simulation unter Berücksichtigung der neuesten Anlagenmodelle ebenfalls eine gefilterte Druckentlastung gezeigt hat.

In den beiden anderen Szenarien ist eine solche Neubewertung aufgrund der verhältnismäßig geringen Unterschiede z. B. in der Freisetzungskategorie (jeweils gefiltertes Venting) und in der Freisetzungsmenge ebenfalls nicht notwendig geworden, insbesondere angesichts der Unsicherheiten, die einer solch komplexen Simulation wie der mittels MELCOR anhaften. Allerdings unterscheiden sich die Freisetzungszeitpunkte und -dauern der jeweiligen Phase der gefilterten Druckentlastung der beiden Szenarien „SBO“ und „Kleines Leck“ im Vergleich zwischen der alten und der neuen Modellierung zum Teil deutlich. Die Ursprünge und möglichen Auswirkungen dieser Unterschiede sollten einer vertieften Analyse unterzogen werden, die an dieser Stelle nicht durchgeführt werden konnte.

Die ertüchtigten MELCOR Datensätze wurden im AP 3.2 zur Berechnung deterministischer Unfallanalysen genutzt. Im Rahmen der Arbeiten zur Weiterentwicklung des MELCOR-Datensatzes für deterministische Unfallanalysen wurde das Spektrum der analysierten Fälle um eine weitere mitigative Notfallmaßnahme, sekundärseitige Bespeisung des defekten Dampferzeugers, erweitert. Zielsetzung der mitigativen NFM ist neben einer Reduktion der Ansprechwahrscheinlichkeit der DE-Sicherheitsventile und Reduktion eines Aktivitätsaustrages durch Auswaschen („pool scrubbing“) in der Wasservorlage, die Bespeisung des Reaktorkreislaufes mit Deionat aus dem Dampferzeuger. Hierfür wurde ein Dampferzeugerheizrohrleck mit zeitlich verzögerter Dampferzeugerbespeisung ausgewählt. Handmaßnahmen sind unter den Umständen eines Unfallablaufes hinsichtlich des Erfolgs oder des Zeitpunktes des Erfolgs unsicher, so dass insbesondere die Ausführungszeiten als ungenau bekannte Parameter einer Parameterstudie unterzogen wurden. Für die freigesetzten Radionuklidmengen lässt sich nach der Sensitivitätsanalyse feststellen, dass die Leckgröße einen vergrößernden Einfluss auf die freigesetzte Menge hatte: je kleiner das Leck desto geringer die Freisetzung. Durch ein größeres Leck kann zwar mehr Wasser in den Primärkreis eingespeist werden (und damit das RDB-Versagen verzögert werden), allerdings führt dies später mit Erreichen der Batteriekapazität und Öffnen des Freisetzungspfades zu einer größeren Freisetzung.

Iod tritt bei schweren Unfällen kerntechnischer Anlagen überwiegend als Cäsiumiodid (CsI) Aerosol in Erscheinung. Aus einschlägigen Untersuchungen wie den PHEBUS-Experimenten wurde gezeigt, dass jedoch zu geringeren Anteilen auch gasförmiges Iod

während eines Unfallablaufs entsteht, welches von den verfügbaren Filtersystemen einer Anlage um eine Größenordnung weniger gut zurückgehalten werden kann als Aerosole, so dass bei Unfallabläufen mit gefilterter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters das gasförmige Iod radiologisch bestimmend werden kann. Wie auf den vergangenen MELCOR-Fachveranstaltungen vorgetragen und im BMWi-Vorhaben RS1198 dargestellt (siehe /GRS 14/), weist das Iodmodell von MELCOR grundsätzliche Schwächen auf. Das bei der GRS in Entwicklung und Anwendung befindliche Programm COCOSYS besitzt ein validiertes Modell für die Iodchemie, den Iodtransport und die Iodablagerung.

Im Rahmen der Arbeiten des AP 3.3 zeigte sich in Hinsicht auf die direkte Umsetzung der Iodchemie aus COCOSYS in MELCOR, dass die Methodik grundsätzlich umsetzbar ist. Im Gegensatz zu diesem prinzipiellen Vorgehen steht jedoch das quantitative Ergebnis der MELCOR-Vergleichsrechnung zu der ursprünglichen COCOSYS-Rechnung, wobei es zu signifikanten Unterschieden kommt. Diese sind auf die Prozesse wie Chemisorption auf Oberflächen (Stahl, Beton mit Farbanstrich) außerhalb des Sumpfbereiches zurückzuführen, die mit der Umsetzung als reines Gas in MELCOR nicht abzubilden sind.

Bezüglich der indirekten, phänomenologischen Umsetzung ist der Erkenntnisertrag größer. Hierfür ist zunächst eine aufwändige Schnittstelle zwischen MELCOR und COCOSYS erstellt worden, die auch für die direkte Umsetzung verwendet worden ist und bei der direkt die Möglichkeit zur Variation gewisser Parameter implementiert worden ist. Mit Hilfe dieser Schnittstelle ist ein Satz an COCOSYS-Eingabedatensätzen erstellt worden, die auf Daten einer MELCOR-Simulation des Szenarios „kleines Leck“ basieren. Hierbei sind Parameter wie Nachzerfallsleistung, Wärmeeintrag in die Bereiche, in denen das MCCI stattfinden, eingespeiste Menge von I_2 , CsI, CsOH, Wasser, Wasserdampf, Wasserstoff etc. variiert worden. Mit den entsprechenden Simulationen konnten Ausgaben wie Menge an I_2 oder CH_3I aus dem Sumpfbereich, in die Anlagenumgebung oder die produzierte Gesamtmenge in Streudiagrammen gegen die Variation der Parameter aufgetragen werden. Hierbei konnten einige lineare Korrelationen erkannt werden, wie jene zwischen der in die Umgebung der Anlage freigesetzten Masse von CH_3I und I_2 mit eingetragener Wassermasse bzw. eingetragener Wärmemenge. Diese Korrelationen können für Quellen in MELCOR verwendet werden und wurden teilweise als nachträgliche Abschätzung zur Freisetzung von gasförmigen Iodspezies im AP 3.4 verwendet.

Um die probabilistischen Bewertungsmethoden zu verbessern, wurden in dem generischen Ereignisbaum (erstellt im Vorhaben 3615R01345) die einzelnen Erkenntnisse integriert. Damit wurde der bereits sehr umfangreiche Baum um relevante Aspekte ergänzt und eine einheitliche und konsistente Version des generischen Ereignisbaums erzeugt. Anhand der eingefügten Aspekte zu Notfallmaßnahmen und zum Iodverhalten wurde ferner gezeigt, wie quantitative Aussagen aus dem generischen Ereignisbaum abgeleitet werden können.

Insgesamt sind bei der Betrachtung der Ergebnisse für unwahrscheinliche, schwere Unfälle zwei gegenläufige Effekte zu berücksichtigen. Zum einen kommt es durch die Berücksichtigung der Antikorellation bei der Iodfreisetzung bei einer verminderten Flutbehälterinspeisung zu einer grundsätzlich größeren Iodfreisetzung (eine geringere Einspeisung hat eine vergrößerte Iodfreisetzung zur Folge). Die grundsätzlich größere Iodfreisetzung ist dadurch begründet, dass nun auch diejenigen, sehr selten eintretenden Leckstörfälle betrachtet werden, bei denen nicht 4v4, sondern gegebenenfalls nur zu 3v4, 2v4 oder 1v4 Flutbehälter einspeisen. Im Gegensatz zu diesem Effekt gibt es im überarbeiteten generischen Ereignisbaum einen niedrigeren Freisetzunganteil a_i für die potentiellen Iodfreisetzungen in die Umwelt für solche Szenarien, die der Ventingkategorie FKI zugeordnet werden können ($a_i = 5,5E-05$ im Vergleich zu $a_i = 1E-04$ im GRS-175). Beide Effekte zusammen führen in diesem generischen, allgemeinen Ereignisbaum zu einer leicht niedrigeren, potentiellen Freisetzung von Iod in die Umwelt.

Literaturverzeichnis

- /ASA 16/ Dokumente aus dem EU-Vorhaben ASAMPSA_E zu „extended PSA“
<http://asampsa.eu/deliverables-library/>.
- /COC 20/ Arndt, S. et al.: COCOSYS 3.0, User Manual, Rev 54, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (gGmbH), GRS-P-3 / Vol. 1, Rev. 54, Juni 2020.
- /DES 05/ „Wechselwirkung von Teilchen mit Materie“, Deutsches Elektron Synchrotron (Desy), http://www-hera-b.desy.de/people/nedden/lectures/05_06/dettph/dettph_kap02, 2005.
- /GRS 01/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Bewertung des Unfallrisikos fortschrittlicher Druckwasserreaktoren in Deutschland, Methoden und Ergebnisse einer umfassenden Probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA), GRS-175, ISBN 3-931995-43-7, Köln, Oktober 2001.
- /GRS 03/ Höfler, A., Belizcey, S. und Schulz, H.: Bereitstellung von Methoden zur Ermittlung von Leck- und Bruchhäufigkeiten für Rohrleitungen sowie Anpassung an die Gegebenheiten von Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktor der 2. Generation. Abschlussbericht (Hauptband), GRS, Rev. 1, Oktober 2003.
- /GRS 14/ Steinrötter, T.: „Fortschrittliche methodische Ansätze für die PSA der Stufe 2“, RS1198, GRS-A-3743, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (gGmbH), 2014.
- /GRS 15/ Löffler, H. et al.: „Vorhaben 3612R01361 “Unfallanalyse in Kernkraftwerken nach anlagenexternen auslösenden Ereignissen und im Nichtleistungsbetrieb“, Abschlussbericht zum Vorhaben 3612R01361, GRS 393, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, 2015.

- /GRS 15a/ Löffler, H. et al.: „Vorhaben 3612R01361 “Unfallanalyse in Kernkraftwerken nach anlagenexternen auslösenden Ereignissen und im Nichtleistungsbetrieb, Unfallanalysen bis zur Bestimmung von Radionuklidfreisetzungen in die Umgebung für einen DWR (Arbeitspaket 2) Fachband 2“, Abschlussbericht zum Vorhaben 3612R01361, GRS A 3856, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, 2015.
- /GRS 15b/ Steinrötter, T. et al.: „Untersuchungen zum anlageninternen Notfallschutz deutscher Kernkraftwerke und Darstellung der Wirksamkeit von Optimierungsmaßnahmen“, Abschlussbericht zum Vorhaben 3613R01397, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3839, November 2015.
- /GRS 16/ Kloos, M.: SUSA Version 4.0, Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, User’s Guide and Tutorial, GRS-P-5, Rev. 2, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Garching, 2016.
- /GRS 17/ Band, S; Bläsius, C.; Scheuerer, M.; Steinrötter, T.: Thermohydraulisches Verhalten und Komponentenverhalten eines DWR bei ausgewähltem Kernschmelzszenarium infolge Station Blackout (SBO), GRS-473, GRS Köln, September 2017.
- /GRS 17a/ Löffler, H. et al.: „Ergänzung der Quelltermdatenbank des Entscheidungshilfesystems RODOS für Freisetzungen aus Brennelement-Lagerbecken in Kernkraftwerken“, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3881, Köln, 2017.
- /GRS 18/ Peschke, J.; Berner, N.; Faßmann, W.; Kerner, A.; Kloos, M.; Mayer, G.; Preischl, W.; Scheuer, J.: Methodische Weiterentwicklungen und Anwendungen zur probabilistischen Dynamikanalyse, GRS-520, GRS Garching, 2018.
- /GRS 18a/ Löffler, H. et al.: Abschlussbericht zu Vorhaben 4715R01345 AP2 „Ergänzung der bestehenden PSA der Stufe 2, GRS-489, GRS Köln, 2018.

- /GRS 18b/ Untersuchungen zu sicherheitstechnischen Fragestellungen für Anlagen im Leistungsbetrieb, AP 3: Weiterentwicklung der Modell- und Datenbasis zur Durchführung von Unfallanalysen für die Fortschreibung eines einheitlichen Ereignisbaums, 3618R01313 Vorhabensbeschreibung, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit gGmbH, 2018
- /GRS 20/ Band, S.; Steinrötter, T.; Wenzel, S.: Forschungsarbeiten zur Ermittlung der Wirksamkeit von Notfallmaßnahmen für eine DWR-Referenzanlage, GRS-A-4004, GRS Köln, 2020
- /GRS 90/ Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B. GRS 1990.
- /HOR 10/ Horváth, G. L.: Severe Accident Volatile Iodine Release from Containment vs. Sump Alkalinity, Vortrag bei: „2nd Meeting of the European MELCOR User Group“, Prag, März 2010.
- /HUB 95/ Hubbel, J. H., Seltzer, S. M.: Tables of X-Ray Mass Attenuation Coefficients and Mass Energy-Absorption Coefficients 1 keV to 20 MeV for Elements Z = 1 to 92 and 48 Additional Substances of Dosimetric Interest, U.S. DEPARTMENT OF COMMERCE, NISTIR 5632, 1995.
- /HUM 17/ Humphries, L. L. et al.: „Vol. 1: Primer and User’s Guide, Version 2.2.9541 2017“, Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, NM 87185-0748, Januar 2017.
- /HUM 17a/ L. L. Humphries et al.: „Reference Manual, Version 2.2.9541 2017“, Sandia National Laboratories, Albuquerque, New Mexico, NM 87185-0748, Januar 2017.
- /IRN 15/ Nuclear power reactors core melt accidents, State of knowledge, INSTITUT DE RADIOPROTECTION ET DE SÛRETÉ NUCLÉAIRE, 2015.

- /JOH 18/ Johst, S; Hage, M.; Peschke, J.: Extension of a level 2 PSA Event Tree Based on Results of a Probabilistic Dynamic Safety Analysis (Dynamic PSA) of Induced Steam Generator Tube Rupture (SGTR), Proceedings of ANS PSA 2019, International Topical Meeting on Probabilistic Safety Assessment and Analysis, Charleston, SC, 28. April - 3. Mai, 2019, American Nuclear Society, LaGrange Park, IL, USA, (2019).
- /KUC 01/ Kuchling, H., „Taschenbuch der Physik“, 17. Verbesserte Auflage, Fachbuchverlag Leipzig, 2001.
- /PDG 16/ REVIEW OF PARTICLE PHYSICS, Particle Data Group, DOI: 10.1088/1674-1137/40/10/100001, 2016.
- /PSE 02/ Periodensystem der Elemente, Nach FLUCK und HEUMANN unter Berücksichtigung der IUPAC-Empfehlungen bis 2002, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 3. Auflage, 2002.
- /ROC 17/ ProRox® SL 950, ProRox SL 950 ist Steinwolle-Dämmplatte für Hochtemperaturanwendungen, PRODUCT DATA SHEET DE - PDS 057 Herausgegeben am 01.04.2018, ersetzt 01.12.2017 PROROX INDUSTRIAL INSULATION, ROCKWOOL Technical Insulation, 2017.
- /SAN 15/ M.F. Young: „Liftoff Model for MELCOR“, SANDIA REPORT, SAND2015-6119, Sandia National Laboratories, 2015.
- /SFN 19/ „Formelsammlung und Berechnungsprogramme Anlagenbau, Wärmeleitfähigkeit von Gase in Abhängigkeit der Temperatur“, https://www.schweizer-fn.de/stoff/wleit_gase/wleit_gase.php, abgerufen 2019.
- /STE 57/ Stephenson S.T. (1957) The Continuous X-Ray Spectrum. In: Röntgenstrahlen / X-Rays. Handbuch der Physik / Encyclopedia of Physics, vol 6 / 30. Springer, Berlin, Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-642-45863-7_5, 1957.
- /THE 17/ Theis, C. Kernbichler, W.: Grundlagen der Monte Carlo Methoden, <https://itp.tugraz.at/MML/MonteCarlo/MCIntro.pdf>, 15. Mai 2002.

- /UNJ 19/ „Physikalisches Grundpraktikum, Wärmeleitfähigkeit von Gasen“,
https://www.physik.uni-jena.de/pafmedia/Praktika/Physikalisches+Grundpraktikum/Versuchsanleitungen/V_201-p-9134.pdf, abgerufen 2019.
- /VDI 84/ „VDI Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang“, Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Gesellschaft für Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC), vierte, neubearbeitete und erweiterte Auflage, VDI-Verlag GmbH, ISBN 3-18-400415-5, 1984.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 4.1	Änderung des „kritischen Durchmessers“ mit der Gasgeschwindigkeit, /SAN 15/.....	14
Abb. 4.2	Anteil resuspendierter Teilchen, Vergleich Modelle mit STORM-Experimenten (Log-Normalverteilung angenommen), /SAN 15/.....	14
Abb. 4.3	Schematische Darstellung des Cavity-Arrangements	16
Abb. 4.4	Innere und äußere Betonkontur des biologischen Schildes (bildet die Reaktorgrube).....	19
Abb. 4.5	Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	34
Abb. 4.6	Druck im SHB der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (kleines Diagramm ist ein Ausschnitt des großen)	35
Abb. 4.7	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den alten (aM) Modellen.....	36
Abb. 4.8	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den neuen (nM) Modellen.....	37
Abb. 4.9	Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	38
Abb. 4.10	Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	39
Abb. 4.11	Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	40
Abb. 4.12	Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	41
Abb. 4.13	Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen	42
Abb. 4.14	Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext)	43
Abb. 4.15	Freisetzung von ausgewählten Radionukliden in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch Ventingsystem (rechts) der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	44

Abb. 4.16	Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	57
Abb. 4.17	Druck im SHB der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	58
Abb. 4.18	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit den alten (aM) Modellen.....	59
Abb. 4.19	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit neuen (nM) Modellen.....	60
Abb. 4.20	Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	61
Abb. 4.21	Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	62
Abb. 4.22	Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	63
Abb. 4.23	Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	64
Abb. 4.24	Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	65
Abb. 4.25	Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext).....	66
Abb. 4.26	Freisetzung ausgewählter Radionukliden in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch das Ventingssystem (rechts) der Rechnungen mit den alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	67
Abb. 4.27	Wasserinventar im PKL der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	78
Abb. 4.28	Druck im SHB der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	79
Abb. 4.29	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit alten (aM) Modellen.....	80
Abb. 4.30	Erosion in der Reaktorgrube in der Rechnung mit neuen (nM) Modellen.....	81

Abb. 4.31	Energie und Leistung der chemischen Reaktionen im RDB der Rechnung mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen	82
Abb. 4.32	Nachzerfallsleistungsverteilung über die Cavities und Gesamtverlauf der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen	83
Abb. 4.33	Wasserstoffbilanz der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	84
Abb. 4.34	Kohlenstoffmonoxidbilanz der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	85
Abb. 4.35	Temperatur in Strukturen der SHB-Stahlschale und den flankierenden Kontrollvolumina der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	86
Abb. 4.36	Gesamtmenge von auf Strukturen im SHB abgelagerten Radionukliden der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen (Bezeichnungen siehe Fließtext)	87
Abb. 4.37	Freisetzung ausgewählter Radionukliden in die Anlagenumgebung (links) und der ausgetragenen Wassermasse durch das Ventingsystem (rechts) der Rechnungen mit alten (aM) und neuen (nM) Modellen.....	88
Abb. 5.1	Gesamtfreisetzung der Elementklasse Xe	107
Abb. 5.2	Freisetzung der Elementklasse Xe über das DEHEIRO-Leck	107
Abb. 5.3	Freisetzung der Elementklasse Xe über gefilterte Druckentlastung	108
Abb. 5.4	Freisetzung der Elementklasse I über das DEHEIRO-Leck. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt.....	109
Abb. 5.5	Freisetzung der Elementklasse I über gefilterte Druckentlastung. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt.....	110
Abb. 5.6	Freisetzung der Elementklasse Cs über das DEHEIRO-Leck. Werte inkl. Auslegungsleckage. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt.....	112
Abb. 5.7	Freisetzung der Elementklasse Cs über gefilterte Druckentlastung. Die Elementklasse CsI wurde anteilig berücksichtigt	112
Abb. 5.8	Freisetzung der Elementklasse Te über das DEHEIRO-Leck	113
Abb. 5.9	Freisetzung der Elementklasse Te über gefilterte Druckentlastung.....	113

Abb. 5.10	Massenfluss durch das DEHEIRO-Leck. Negative Werte bzw. Steigungen entsprechen einer Flussrichtung vom DE in Richtung des Primärkreises.....	115
Abb. 5.11	Gesamtmasse der Elementklasse Cs im Primärkreis und defekten Dampferzeuger. Diese wird als repräsentativer Indikator für die Rückhaltung von Radionukliden insgesamt herangezogen.	116
Abb. 5.12	Druck im oberen Plenum des RDBs.....	117
Abb. 5.13	Temperatur der Dampferzeuger-Wärmestruktur	117
Abb. 5.14	Sensitivitätsanalyse der maximalen Freisetzung der Iod-MELCOR-Elementklasse und Scatterplot des Parameters mit höchstem Korrelationskoeffizient	119
Abb. 6.1	Geometrische Bedingungen im Reaktorsumpf als einfacher Zylinder, oben: halbperspektivische Ansicht, unten: Draufsicht	126
Abb. 6.2	Absorption in Abhängigkeit der Frequenz der elektromagnetischen Strahlung /HUB 95/.....	131
Abb. 6.3	Spektrale Intensität beim Durchgang eines Elektronenstahls durch eine dünne Schicht Materie in Abhängigkeit von der immer geringer werdenden Elektronenenergie /STE 57/	132
Abb. 6.4	Freisetzung der gasförmigen Iodspezies I ₂ und CH ₃ I in die Anlagenumgebung aus COCOSYS und der ertüchtigten MELCOR-Simulation.....	140
Abb. 6.5	Vereinfachte schematische Darstellung des Reaktorsumpfes.....	145
Abb. 6.6	Bilanz von Ein- und Austrag von I ₂ bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	150
Abb. 6.7	Bilanz von Ein- und Austrag von I ⁻ bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	151
Abb. 6.8	Bilanz von Ein- und Austrag von IO ₃ ⁻ bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	152
Abb. 6.9	Bilanz von Ein- und Austrag von AgI bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	153
Abb. 6.10	Bilanz von Ein- und Austrag von CH ₃ I bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	154
Abb. 6.11	Bilanz von Ein- und Austrag von HOI bzgl. des erweiterten Reaktorsumpfes (nur gasführende Verbindungen).....	155

Abb. 6.12	Streudiagramm CH ₃ I-Bilanz gegen Variation des CsOH-Eintrags (nur gasführende Verbindungen) nach <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	156
Abb. 6.13	Gesamtmenge von I ₂	158
Abb. 6.14	Gesamtmenge von I ⁻	159
Abb. 6.15	Gesamtmenge von IO ₃ ⁻	160
Abb. 6.16	Gesamtmenge von AgI	161
Abb. 6.17	Gesamtmenge von CH ₃ I	162
Abb. 6.18	Gesamtmenge von HOI)	163
Abb. 6.19	Streudiagramm HOI-Gesamtmenge gegen Variation der eingespeisten Wassermasse <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	164
Abb. 6.20	Streudiagramm CH ₃ I-Gesamtmenge gegen Variation der eingespeisten Wassermasse <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	165
Abb. 6.21	Streudiagramm I ₂ -Gesamtmenge gegen Variation der eingetragenen Wärme <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	166
Abb. 6.22	Austrag von I ₂ in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	167
Abb. 6.23	Austrag von I ⁻ in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	168
Abb. 6.24	Austrag von IO ₃ ⁻ in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	169
Abb. 6.25	Austrag von AgI in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	170
Abb. 6.26	Austrag von CH ₃ I in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	171
Abb. 6.27	Austrag von HOI in die Anlagenumgebung (Filterung nicht berücksichtigt)	172
Abb. 6.28	Streudiagramm I ₂ -Austrag in die Umgebung gegen Variation des Wärmeeintrages <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	173
Abb. 6.29	Streudiagramm CH ₃ I-Austrag in die Umgebung gegen Variation der eingespeisten Wassermasse <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	174

Abb. 6.30	Streudiagramm I-Austrag in die Umgebung gegen Variation der eingespeisten Menge an Csl <i>ti</i> Auswertung = 334424 ± 49372 s	175
Abb. 7.1	Einsortierung der Iodfreisetzungen in die verschiedenen Bereiche	184
Abb. 7.2	UFUN-Funktion der Iodfreisetzung in der FORTRAN Routine XIFR: Berechnung der Iodfreisetzung in die Umgebung	184
Abb. 7.3	Iodfreisetzungen in die Umgebung eingeteilt in Freisetzungsbereiche (Frei-setzungswerte abgeleitet aus GRS-175)	187
Abb. 7.4	Iodfreisetzungen in die Umgebung eingeteilt in Freisetzungsbereiche (Frei-setzungswerte nach Integration der Iodmodellierung)	188
 Anhang A		
Abb. A.1	Beispielhafter schematischer Aufbau des Ereignisbaums (aus /GRS 01/)	216

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes „SBO-aM/nM“	32
Tab. 4.2	Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „SBO-aM/nM“	33
Tab. 4.3	Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes „kleines Leck-aM/nM“	55
Tab. 4.4	Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „kleines Leck-aM/nM“	56
Tab. 4.5	Auflistung der verschiedenen, relevanten Phänomene bzw. Phasen des Unfallablaufes NLB-B.....	77
Tab. 4.6	Mengen der freigesetzten relevanten Elementklassen als Anteil vom Kerninventar und als Masse im Unfallablauf „NLB B-aM/nM“	78
Tab. 5.1	Ausgewählte Parameter für Variationsrechnungen	103
Tab. 7.1	Freigesetzte Iodmengen in die Umwelt.....	185

Anhang A

Tab. A.1	Freisetzungskategorien (FK) des vorliegenden Ereignisbaums (Ausschnitt aus /GRS 18a/)	219
Tab. A.2	Freisetzungskategorien und Freisetzungsteile (DWR) für interne auslösende Ereignisse /GRS 18a/	220
Tab. A.3	Definition der Quelltermgruppen und zugehörige Beschreibung	221
Tab. A.4	Zuordnung der Quelltermgruppen (aus /GRS 18a/) zu den FK des EB (aus /GRS 01/)	221

Abkürzungen

ABV	Abblaseventil (Druckhalterarmatur)
ATM	Atmosphäre
AERIKA	Aerosolverhalten in kondensierender Atmosphäre
ARV	Abblaseregelventil (Dampferzeuger)
BELB	Brennelementlagerbecken
BSZ	Brennelementschadenzustand
DE	Dampferzeuger
DEHEIRO	Dampferzeuger-Heizrohrleck
DH	Druckhalter
FK	Freisetzungskategorie
HKML	Hauptkühlmittelleitung
HMN	Handbuch mitigativer Notfallmaßnahmen
KSZ	Kernschadenzustand
KU	Kernumlagerung
LB	Leistungsbetrieb
MCCI	Molten Corium Concrete Interaction
NFM	Notfallmaßnahme
NLB	Nichtleistungsbetrieb
PDE	primärseitige Druckentlastung
PKL	Primärkreislauf
PSA	Probabilistische Sicherheitsanalyse
RESA	Reaktorschnellabschaltung
RDB	Reaktordruckbehälter
RKL	Reaktorkühlkreislauf
RR	Ringraum
RSB	Reaktorsicherheitsbehälter (= SHB)
SB	Sicherheitsbehälter
SBO	station blackout
SDE	sekundärseitige Druckentlastung
SHB	Sicherheitsbehälter
SiV	Sicherheitsventil
SUSA	Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses
VAL	Volumenausgleichsleitung
WuT	Wissenschaft und Technik

A Anhang

A.1 Berechnung der Filterung bei fehlendem Auflösungsvermögen bzgl. der Freisetzungspfade

$$m_j^{\text{Umg.}} = m_j^{\text{RR-St.-Abs.}} + m_j^{\text{Vent.}} + m_j^{\text{Leck}} \quad (1)$$

$m_j^{\text{RR-St.-Abs.}}$ ist dabei die Masse, die aus der Ringraumstörfallabsaugung stammt, $m_j^{\text{Vent.}}$ die aus dem Ventingsystem und m_j^{Leck} stammt aus diversen Leckagen. Mit $m_j^{\text{Umg.}}$ wäre eine Gleichung mit drei Unbekannten vorhanden. Tatsächlich ist die Masse aus dem Ventingsystem über den entsprechenden MACCS-Pfad bekannt:

$$m_j^{\text{Vent.}} = \sum_{i=0}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} \quad (2)$$

$m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}}$ sind dabei die Massen der RN-Klasse j der Aerosol-Größenklasse i , wobei $i = 0$ für die Dämpfe stehen. Die Masse aus der Ringraum-Störfallabsaugung lässt sich nicht auf diese Weise ermitteln, da der entsprechende Freisetzungspfad nicht als MACCS-Pfad deklariert worden ist.

Stattdessen wird die Masse aus den Massen, die im Filter zurückgehalten sind, und dem „falschen“ Filterfaktor ermittelt. Dazu betrachte man die Definition des Filterfaktors:

$$f_j = \frac{m_j^{\text{ein}}}{m_j^{\text{aus}}} \quad (3)$$

m_j^{ein} ist hierbei die Masse der RN-Klasse j , die in den Filter eintritt und m_j^{aus} , die, die austritt. Im Falle der Filter wird noch zwischen den für Aerosole (A) und Dämpfe (V) unterschieden.

Die eintretende Masse kann geschrieben werden als Summe von zurückgehaltener (F für Filter) und freigesetzter (f) Masse, so dass gilt:

$$f_j = \frac{m_j^{\text{frei}} + m_j^{\text{Filter}}}{m_j^{\text{frei}}} \quad (4)$$

Nach trivialer Umstellung folgt die freigesetzte Masse:

$$m_j^{\text{frei}} = \frac{m_j^{\text{Filter}}}{f_j - 1} \quad (5)$$

Der zu verwendende Filterfaktor ist dabei der „falsche“, der in der MELCOR-Rechnung verwendet worden ist, ferner soll nun zwischen Dampf und Aerosol unterschieden werden:

$$m_j^{\text{frei}} = \frac{m_j^{\text{Filter, A}}}{f_j^{\text{f, A-1}}} + \frac{m_j^{\text{Filter, V}}}{f_j^{\text{f, V-1}}} \quad (6)$$

Somit gilt für die Masse in der Umgebung:

$$m_j^{\text{Umg.}} = \frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{\text{f, A-1}}} + \frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{\text{f, V-1}}} + \sum_{i=0}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} + m_j^{\text{Leck}} \quad (7)$$

Hieraus lässt sich nun die Masse bestimmen, die durch die diversen Leckagen in die Umgebung gelangt ist:

$$m_j^{\text{Leck}} = m_j^{\text{Umg.}} - \frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{\text{f, A-1}}} - \frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{\text{f, V-1}}} - \sum_{i=0}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} \quad (8)$$

Möchte man nun die korrigierte freigesetzte Masse berechnen, so ist der korrekte (k) Filterfaktor auf die Masse anzuwenden, die in das System eintritt (Filtermasse+freigesetzte Masse nach MELCOR). Somit gilt für die Masse in der Umgebung, die aus der Ringraum-Störfallabsaugung stammt:

$$m_{\text{RR-St-Abs. } j}^{\text{frei, korr.}} = \frac{1}{f_j^{\text{k, A}}} \cdot \left(\frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{\text{f, A-1}}} + m_j^{\text{RR-Filter, A}} \right) + \frac{1}{f_j^{\text{k, V}}} \cdot \left(\frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{\text{f, V-1}}} + m_j^{\text{RR-Filter, V}} \right) \quad (9)$$

Ähnliches kann für die Masse durch das Ventingsystem angewendet werden:

$$m_{\text{Vent. } j}^{\text{frei. kor.}} = \frac{1}{f_j^{k, V}} \sum_{i=0}^0 m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} + \frac{1}{f_j^{k, A}} \sum_{i=1}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} \quad (10)$$

Insgesamt ergibt sich also:

$$\begin{aligned} m_j^{\text{Umg.}} &= m_j^{\text{Umg.}} - \frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{f, A-1}} - \frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{f, V-1}} - \sum_{i=0}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} + \frac{1}{f_j^{k, A}} \cdot \\ &\left(\frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{f, A-1}} + m_j^{\text{RR-Filter, A}} \right) + \frac{1}{f_j^{k, V}} \cdot \left(\frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{f, V-1}} + \right. \\ &\left. m_j^{\text{RR-Filter, V}} \right) + \frac{1}{f_j^{k, V}} \sum_{i=0}^0 m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} + \frac{1}{f_j^{k, A}} \sum_{i=1}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} \end{aligned} \quad (11)$$

Dieser Ausdruck kann etwas vereinfacht werden:

$$\begin{aligned} m_j^{\text{Umg.}} &= m_j^{\text{Umg.}} + \frac{m_j^{\text{RR-Filter, A}}}{f_j^{f, A-1}} \left(\frac{f_j^{f, A}}{f_j^{k, A}} - 1 \right) + \frac{m_j^{\text{RR-Filter, V}}}{f_j^{f, V-1}} \left(\frac{f_j^{f, V}}{f_j^{k, V}} - 1 \right) + \left(\frac{1}{f_j^{k, V}} - \right. \\ &\left. 1 \right) \sum_{i=0}^0 m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} + \left(\frac{1}{f_j^{k, A}} - 1 \right) \sum_{i=1}^{10} m_{ij}^{\text{MACCS, Vent.}} \end{aligned} \quad (12)$$

Da sich das Problem lediglich auf die Iodfreisetzung beschränkt, ist diese Transformation auch nur für diese RN-Klasse angewendet worden. Auch der Iodbeitrag aus dem Aerosol CsI ist von dieser Behandlung ausgeschlossen.

Da erfahrungsgemäß der Fehler bei der Verwendung der MACCS-Pfade relativ groß ist, wird die Berechnung der Iodfreisetzung durch obige Behandlung unsicherer.

A.2 Vergleich der adiabaten und isothermen Druckspeichereinspeisung

Für die adiabate Zustandsänderung, die in einem Druckspeicher bei schneller Einspeisung näherungsweise gilt, betrachte man den ersten Hauptsatz (HS) der Thermodynamik:

$$dU = \delta Q - p \cdot dV \quad (13)$$

dU ist die totale Änderung der inneren Energie des Arbeitsmediums, δQ ist die Wärmezufuhr- bzw. -abfuhr (Prozessvariable), p ist der Druck des Mediums und dV ist die totale Änderung des Volumens. Für dU gilt: $dU = c_V \cdot N \cdot dT$, wobei c_V die spezifische molare Wärmekapazität, N die Stoffmenge und dT die totale Änderung der Temperatur des Mediums. Nun gilt für eine adiabatische Änderung, dass $\delta Q = 0$ ist, somit folgt unter Annahme eines idealen Gases ($pV = NRT$, wobei R die Gaskonstante ist):

$$dU = c_V \cdot N \cdot dT = -NRdT + \frac{NRT}{p} dp \quad (14)$$

In (14) ist $dV = d\left(\frac{NRT}{p}\right) = \frac{\partial}{\partial T}\left(\frac{NRT}{p}\right)_p + \frac{\partial}{\partial p}\left(\frac{NRT}{p}\right)_T$ verwendet worden. Diese Gleichung lässt sich wie folgt umformen:

$$(c_V + R) \cdot N \cdot dT = \frac{NRT}{p} dp \quad (15)$$

Wendet man das Verfahren der „Trennung der Variablen“ an, so folgt mit einigen trivialen Umformungen:

$$\frac{(c_V + R)}{R} \cdot \frac{dT}{T} = \frac{dp}{p} \quad (16)$$

Gleichung (16) lässt sich nun integrieren:

$$\ln\left(\left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{c_V + R}{R}}\right) = \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \quad (17)$$

Gleichung (17) ist wiederum äquivalent mit:

$$\left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} = \frac{p}{p_0} \quad (18)$$

Diese Gleichung kann mit $T = \frac{pV}{RN}$ wie folgt umgeschrieben werden:

$$\left(\frac{pV}{p_0V_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} = \left(\frac{p}{p_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} \cdot \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} = \frac{p}{p_0} \quad (19)$$

Dies ist äquivalent zu:

$$\left(\frac{pV}{p_0V_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} = \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\frac{c_V+R}{R}} = \frac{p}{p_0} \cdot \left(\frac{p}{p_0}\right)^{-\frac{c_V+R}{R}} = \left(\frac{p}{p_0}\right)^{1-\frac{c_V+R}{R}} = \left(\frac{p}{p_0}\right)^{-\frac{c_V}{R}} \quad (20)$$

Nach $\frac{p}{p_0}$ aufgelöst ergibt sich:

$$\frac{p}{p_0} \Big|_{\text{adiabat}} = \left(\frac{V_0}{V}\right)^{1+\frac{R}{c_V}} \quad (21)$$

Für die Berechnung der isothermen Zustandsänderung soll wieder der erste HS betrachtet werden, wobei für die Temperaturänderung $dT = 0$ gilt.

Für die isotherme Zustandsänderung genügt die Verwendung der thermischen Zustandsgleichung mit $dT = 0$:

$$dT = d\left(\frac{pV}{RN}\right) = \frac{\partial}{\partial p}\left(\frac{pV}{RN}\right)_V dp + \frac{\partial}{\partial V}\left(\frac{pV}{RN}\right)_p dV = \frac{V}{RN} dp + \frac{p}{RN} dV = 0 \quad (22)$$

Hieraus folgt:

$$Vdp = -pdV \quad (23)$$

Hier kommt wieder die Trennung der Variablen zum Einsatz:

$$\frac{dp}{p} = -\frac{dV}{V} \quad (24)$$

Gleichung (24) lässt sich nun wieder einfach integrieren:

$$\ln\left(\frac{p}{p_0}\right) = \ln\left(\frac{V_0}{V}\right) \quad (25)$$

Diese Gleichung lässt sich auch schreiben als:

$$\frac{p}{p_0} \Big|_{\text{isotherm}} = \frac{V_0}{V} \quad (26)$$

Wird nun Gleichung (21) mit (26) verglichen, so fällt auf, dass der Exponent in (21) um $\frac{R}{c_v}$ größer ist. Dies bedeutet, dass das Druckverhältnis in einer adiabaten Zustandsänderung um $\left(\frac{V}{V_0}\right)^{-\frac{R}{c_v}}$ stärker sinkt mit wachsendem Volumen.

A.3 Beschreibung des Ereignisbaums

Im Folgenden wird die Struktur des generischen Ereignisbaums beschrieben.

Der Ausgangspunkt einer probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) der Stufe 2 ist die Schnittstelle der PSA der Stufe 1 zur PSA der Stufe 2, d. h. die verschiedenen Kernschadenzustände (KSZ) der vorgelagerten PSA der Stufe 1. Die Ergebnisse der PSA der Stufe 2 sind u. a. die Freisetzungskategorien (FK) mit den jeweiligen Freisetzungshäufigkeiten, die aus Ereignisbäumen gewonnen werden können, sowie zugehörige Quellterme (d. h. Anteile des freigesetzten Kerninventars und zugehörige Freisetzungzeitpunkte), die aus deterministischen Analysen mittels komplexen Rechencodes gewonnen werden. Sowohl die Freisetzungshäufigkeiten als auch die Quellterme der jeweiligen FK können dabei die Basis einer möglichen nachgelagerten PSA der Stufe 3 bilden.

Im vorliegenden generischen Ereignisbaum sind insgesamt 99 Kernschadenzustände (KSZ) berücksichtigt. Neben der Anzahl von 67 KSZ im Leistungsbetrieb (LB) sind 32 KSZ bei Nichtleistungsbetrieb (NLB) /GRS 15a/ bzw. durch Einwirkungen von außen

(EVA) /GRS 15a/ oder bezogen auf das Brennelementlagerbecken (BELB) /GRS 17/ in den Ereignisbaum integriert worden. Auf die unterschiedlichen KSZ der Schnittstelle als Startpunkte des Ereignisbaumes folgen zahlreiche in den Ereignisbaum integrierte probabilistische Verzweigungen, die die möglichen Unfallabläufe chronologisch nachbilden. Eine probabilistische Verzweigung teilt die jeweiligen Verzweigungspunkte des Ereignisbaumes, an die sie ansetzt, in komplementäre Zweige auf, denen dann jeweils eine Wahrscheinlichkeit zugeordnet wird. Die Summe der Wahrscheinlichkeiten (P) aller existierenden Zweige einer Verzweigung ergibt dabei immer den Wert $P = 100\%$ (d. h. $P = 1.0$).

Eine Verzweigung des Ereignisbaums gibt dabei immer eine für den weiteren Unfallablauf relevante Fragestellung wieder. Beispielsweise kann zu Beginn eines Unfallablaufs nach der aktuellen Verfügbarkeit einer Notkühlsystemkomponente gefragt werden und der Ereignisbaum an dieser Stelle in zwei komplementäre Zweige (d. h. mit positiver oder negativer Antwort) und zugehörigen Wahrscheinlichkeiten von beispielsweise 90% (für die Verfügbarkeit der Komponente) oder 10% (für die Nichtverfügbarkeit der Komponente) aufgeteilt werden. Der vorliegende Ereignisbaum weist aktuell 96 unterschiedliche solcher für den Unfallablauf relevanter Verzweigungen auf. Dreizehn Verzweigungen sind als sogenannte „zentrale Verzweigungen“ gekennzeichnet, die Schlüsselaspekte zur Charakterisierung des Unfallablaufs behandeln (z. B. „Zu welchem auslösenden Ereignis gehört der KSZ?“, „Wie hoch ist der Primärkreisdruck bei Kernumlagerung (KU) ins untere Plenum?“ oder „Besteht ein Sicherheitsbehälter (SB)-Bypass durch Dampferzeugerheizrohr-Leck bei KU?“). Diese Schlüsselverzweigungen sind dadurch charakterisiert, dass sie eine zentrale Rolle im Unfallablauf und bei der späteren Zuordnung der Freisetzungskategorien (FK) am Ende des Ereignisbaumes spielen.

A.3.1 Struktureller Aufbau des Ereignisbaumes

Ein Ereignisbaum mit einer hohen Anzahl an Verzweigungen kann graphisch kaum mehr übersichtlich dargestellt werden. In Abb. A.1 ist daher nur der schematische Aufbau des vorliegenden Basisereignisbaumes skizziert, auf dem die Modifikationen und Ergänzungen des Vorgängerprojektes /GRS 18a/ basieren. In den folgenden Kapiteln werden die unterschiedlichen chronologisch angeordneten Phasen beschrieben, die die Grundlage dieser Ereignisbaumstruktur bilden.

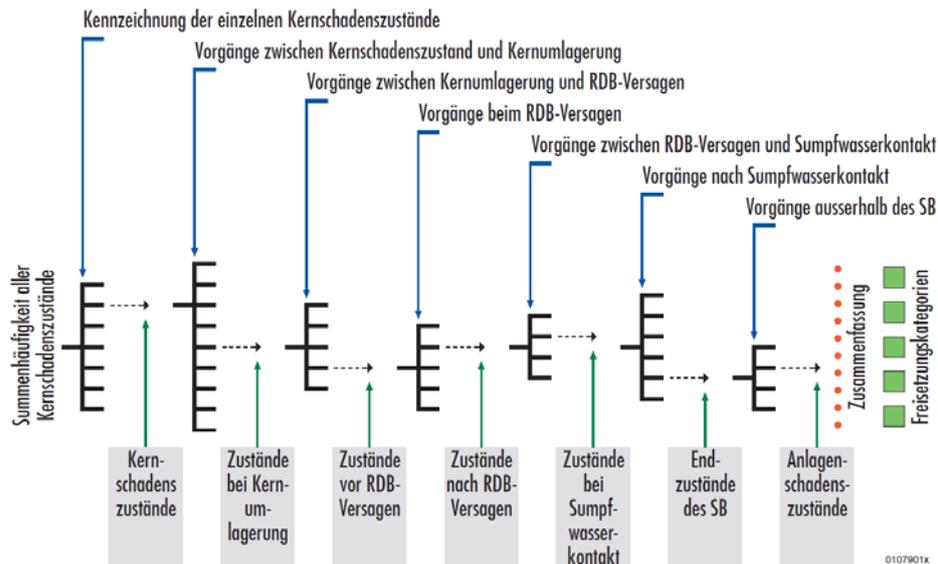


Abb. A.1 Beispielhafter schematischer Aufbau des Ereignisbaums (aus /GRS 01/)

A.3.2 Bedingungen beim Kernschadenszustand

Am Anfang der chronologischen Struktur des Baumes steht die interne Kodierung der einzelnen KSZ, die aus der PSA Level 1 übergeben werden (Unterscheidung hinsichtlich der internen auslösenden Ereignisse bzw. EVA-Ereignisse, die zum KSZ geführt haben). Weiterhin wird eine Unterscheidung hinsichtlich NLB- und LB-Fällen getroffen, sowie Fälle eingeführt, die sich auf das BELB beziehen. Danach werden weitere relevante Randbedingungen der vorliegenden KSZ in den Ereignisbaum eingeführt (z. B. der primärseitige Druck beim KSZ / der Beladungszustand des RDB / der Zustand der BELB-Kühlung) sowie die Verfügbarkeit von Systemen abgefragt (z. B. die Verfügbarkeit der Stromversorgung/des Niederdruckeinspeisesystems/der sekundärseitigen Wärmeabfuhr).

Im Baum sind die Zweignamen dieser Phase („beim Kernschadenszustand“) mit dem Endbuchstaben „K“ gekennzeichnet.

A.3.3 In-Vessel-Phase vor Kernumlagerung

In dieser Phase des Unfallablaufs werden Vorgänge behandelt, die zwar während der Kernzerstörung, aber noch vor der Kernumlagerung ins untere Plenum stattfinden. In dieser Phase wird die Verfügbarkeit von verschiedenen Notkühlsystemen behandelt, die eine Kernumlagerung (KU) und damit ein RDB-Versagen verhindern können. Neben den

aktuellen Zuständen (z. B. durch Fragen über eine mögliche primärseitige Druckentlastung zwischen dem KSZ und der KU) werden die Verfügbarkeiten verschiedener Bespeisungssysteme (z. B. das Sicherheitseinspeisesystem, das Zusatzboriersystem oder das Volumenregelsystem) abgefragt.

Im Baum sind die Zweignamen dieser Phase („In-Vessel-Phase vor Kernumlagerung“) mit dem Endbuchstaben „I“ gekennzeichnet.

A.3.4 Phase zwischen Kernumlagerung und RDB-Versagen

Diese Phase behandelt die Vorgänge bei und nach einer KU inklusive des RDB-Durchschmelzens bis hin zum Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung (MCCI – Molten Corium Concrete Interaction). Abhängig vom Primärkreisdruck, welcher z. B. durch eine eventuelle primärseitige Druckentlastung zwischen Kernumlagerung und RDB-Versagen beeinflusst wird, werden u. a. ein RDB-Bodenversagen und ein mögliches Sicherheitsbehälterversagen durch Überdruck abgefragt.

Im Baum sind die Zweignamen dieser Phase („nach Kernumlagerung und bei oder kurz nach RDB-Versagen“) mit dem Endbuchstaben „R“ gekennzeichnet.

A.3.5 Phase bei Schmelze-Beton-Wechselwirkung

In diesem Abschnitt des Baumes wird unter anderem die Frage betrachtet, ob die Schmelze den Sicherheitsbehälter (SB) durchdringen kann. Des Weiteren wird untersucht, ob ein so hoher Druck innerhalb des SBs erreicht wird, sodass eine gefilterte Druckentlastung (Venting) notwendig wird. Abschließend steht die Frage nach einem druckbedingten Versagen des SB in dieser Phase (u. a. dadurch bedingt, dass das Venting nicht durchgeführt werden konnte).

In diesem Abschnitt („Phase bei Schmelze-Beton-WW (MCCI)“) werden Verzweigungen mit dem Endbuchstaben „M“ gekennzeichnet.

A.3.6 Vorgänge außerhalb des Sicherheitsbehälters (SB)

Dieser Teil behandelt ausschließlich mögliche Freisetzungen aus Lecks am Ventingsystem – beispielsweise aufgrund von Wasserstoffverbrennungen/-explosionen im Ventingsystem (z. B. in Rohrleitungen).

Im Baum sind die Verzweigungen in dieser Phase („Vorgänge außerhalb SB“) mit Endbuchstaben „A“ gekennzeichnet.

A.3.7 Ergebnisdarstellung

Der letzte, abschließende Teil des Ereignisbaumes behandelt u. a. den finalen Zustand des SB während des Unfallablaufs und führt die verschiedenen Unfallabläufe in insgesamt 10 Freisetzungskategorien (s. Tab. A.1) zusammen.

Im Baum sind die Namen der Verzweigungen in dieser Phase mit dem Endbuchstaben „E“ gekennzeichnet.

Tab. A.1 Freisetzungskategorien (FK) des vorliegenden Ereignisbaums (Ausschnitt aus /GRS 18a/)

FK (u. Codierung in EB)	Freisetzungspfade zur Atmosphäre
	BYPASS des SB
FK-ByRR (Codierung im EB: FByRR)	Kernschmelzen im RDB → primärseitiges Leck zum RR (z. B. am Volumenregelsystem) → RR und sonstige Gebäude ohne wesentliche Rückhaltung → Umgebung
FK-ByDE (Codierung im EB: FByDE)	Kernschmelzen im RDB → Dampferzeuger-Heizrohrleck → Frischdampfventile zur Umgebung mind. zeitweise offen → Umgebung
	kein BYPASS des SB, SB offen oder beschädigt
FK-SBo<10 (Codierung im EB: FSBof)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere offenstehend → Umgehung des RR → Umgebung < anlect. NFM
FK-SBb<10 (Codierung im EB: FSBRbf)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere beschädigt → Freisetzung in den RR → RR-Barriere offenstehend oder beschädigt → Umgebung < anlect. NFM
FK-SBo>10 (Codierung im EB: FSBoS)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere offenstehend → Umgehung des RR → Umgebung > anlect. NFM
FK-SBb>10 (Codierung im EB: FSBRbs)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere beschädigt → Freisetzung in den RR → RR-Barriere offenstehend oder beschädigt → Umgebung > anlect. NFM
FK-SBb-RRF (Codierung im EB: FSBRi)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere beschädigt → RR-Barriere dauerhaft auslegungsgemäß wirksam (gefilterte RR-Absaugung) → Umgebung
	kein BYPASS, SB intakt mit Venting
FK-VFvers (Codierung im EB: FFVv)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere intakt mit Venting → Ventingfilter wirkt nicht auslegungsgemäß → Umgebung
FK-VeOK (Codierung im EB: FFVi)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere intakt mit Venting → Ventingfilter intakt → Umgebung
	kein BYPASS, SB intakt ohne Venting
FK-SBOK (Codierung im EB: FSBi)	Kernschmelzen im RDB oder BELB → SB-Barriere auslegungsgemäß dicht → RR-Barriere auslegungsgemäß wirksam → Umgebung

Am Ende dieser letzten Phase (und damit des gesamten Ereignisbaumes) schließt sich die Sortierung der Ergebnisse in bis zu zwei Sortierlevel an. Hierbei werden im ersten Sortierlevel für die finale Darstellung verschiedene Endzweige der Ergebnisse zusammengefasst. Das zweite Sortierlevel ermöglicht eine weitere, nachgelagerte Zusammenführung von Ergebnissen.

Die Quellterme des aktuellen Ereignisbaums (s. Tab. A.3) lassen sich anhand der folgenden Tab. A.2 und Tab. A.4 den Freisetzungskategorien des Vorgängervorhaben /GRS 18a/ und damit den zugehörigen Freisetzungsteile von Xe (repräsentativ für alle Edelgase), Cäsium (Cs) und Iod (I) zuordnen.

Tab. A.2 Freisetzungskategorien und Freisetzungsteile (DWR) für interne auslösende Ereignisse /GRS 18a/

FK	Freisetzungspfade zur Atmosphäre (ATM)	Freisetzungsteil Xe in ATM	Freisetzungsteil Cs in ATM	Freisetzungsteil I in ATM
FKA	SB → (RR) → Umgebung <i>oder</i> Gr. Bypass zum RR → Umgebung	~1.0	>0.5	>0.5
FKB	SB → betriebl. SB-Lüftung → Umgebung <i>oder</i> Gr. Bypass zum RR → betriebl. RR-Lüftung → Umgebung <i>oder</i> SB → RR früh → betr. RR-Lüftung → Umgebung	~1.0	0.13... 0.24	0.14... 0.23
FKC	Bypass durch Dampferzeuger → Frischdampf-Ventile → Umgebung	~1.0	0.025... 0.15	0.025... 0.15
FKD	Kl. Bypass, Leck RR → Umgebung (auch verursacht durch SB-Versagen zum RR hin)	~0.9 spät	0.01	0.01... 0.055
FKE	SB → RR spät → betr. RR-Lüftung → Umgebung	~0.9 spät	2.4E-4... 6E-3	0.055
FKF	SB → Venting ungefiltert Dachhöhe	~0.9 spät	6E-6... 1.2E-4	0.0275
FKG	Gr. Bypass zum RR → gefilterte Störfall-RR-Absaugung	~ 0.9	2E-4... 4E-4	2.5E-4... 4.5E-4
FKH	SB → Venting gefiltert Dachhöhe <i>oder</i> Kl. Bypass zum RR mit Störfall-RR-Absaugung und gefiltertes Venting	~0.9 spät	2E-7... 1E-5	0.0001
FKI	SB → Venting gefiltert Kaminhöhe	~0.9 spät	2E-7... 1E-5	0.0001
FKJ	Kl. SB-Leckage → Störfall-RR-Absaugung	~0.9 spät	3E-10... 2E-8	0.0001

Im Ereignisbaum finden sich die folgenden Quelltermgruppen (s. Tabelle A.3):

Tab. A.3 Definition der Quelltermgruppen und zugehörige Beschreibung

Quelltermgruppen-name im EB	Beschreibung
QRByRR	Quellterm (QT) bei PS-Leck zum RR, keine sonstige wesentliche Rückhaltung
QRByDE	Quellterm (QT) bei DEHEIRO-Leck, Frischdampfventil mind. zeitweise offen
QRSBof	Quellterm (QT): Kernschaden, SB offen, Freisetzung früh vor anlext. NFM
QRSBbE	Quellterm (QT): SB + RR beschädigt infolge EVA, Freis. vor anlext. NFM
QRSBbf	Quellterm (QT): SB + RR beschädigt d. Unfallphän., Freis. vor anlext. NFM
QRSBos	Quellterm (QT): Kernschaden, SB offen, Freisetzung spät nach anlext. NFM
QBRSos	Quellterm (QT): BELB-Schaden, SB offen, Freisetzung spät nach anlext. NFM
QRSBbs	Quellterm (QT): KSZ, SB und RR beschädigt, Freis. spät nach anlext. NFM
QBSBbs	Quellterm (QT): BSZ, SB und RR beschädigt, Freis. spät nach anlext. NFM
QRSBbR	Quellterm (QT): KSZ, SB beschädigt, RR dauerhaft auslegungsgemäß dicht
QBSBbR	Quellterm (QT): BSZ, SB beschädigt, RR dauerhaft auslegungsgemäß dicht
QhVFv	Quellterm (QT): SB intakt mit Venting, Filterversagen gravierend
QnVFv	Quellterm (QT): SB intakt mit Venting, Filterversagen wenig gravierend
QVOK	Quellterm (QT): SB intakt mit Venting, Ventingfilterung auslegungsgemäß
QSBOK	Quellterm (QT): SB und RR auslegungsgemäß dicht

Die einzelnen EB-Quelltermgruppen und Freisetzungskategorien (mitsamt Freisetzungsteilen) werden einander zugeordnet. Dabei werden die Quelltermgruppen konservativ den radiologisch relevantesten Freisetzungskategorien FKA, FKB und FKC bzw. der wahrscheinlichsten Hauptventingkategorie FKI sowie der Freisetzungskategorie FKJ (intakter SB, Auslegungsleckage) zugeteilt.

Tab. A.4 Zuordnung der Quelltermgruppen (aus /GRS 18a/) zu den FK des EB (aus /GRS 01/)

FK	Freisetzungspfade zur Atmosphäre (ATM)	Zugeordnete Quelltermgruppen
FKA	SB → (RR) → Umgebung <i>oder</i> Gr. Bypass zum RR → Umgebung	QRByRR QRSBbE QRSBbf QRSBbs= QRSBbf*0,1 QRSBbR= QRSBbs*0.01
FKB	SB → betriebl. SB-Lüftung → Umgebung <i>oder</i> Gr. Bypass zum RR → betriebl. RR-Lüftung → Umgebung <i>oder</i> SB → RR früh → betr. RR-Lüftung → Umgebung	QRSBof QRSBos= QRSBof*0,1 QBRSos= QRSBos*0,5 QBSBbs= QBRSos*0,1 QBSBbR=QBSBbs*0,01
FKC	Bypass durch Dampferzeuger → Frischdampf-Ventile → Umgebung	QRByDE

FK	Freisetzungspfade zur Atmosphäre (ATM)	Zugeordnete Quelltermgruppen
FKD	Kl. Bypass, Leck RR → Umgebung (auch verursacht durch SB-Versagen zum RR hin)	keine Zuordnungen
FKE	SB → RR spät → betr. RR-Lüftung → Umgebung	keine Zuordnungen
FKF	SB → Venting ungefiltert Dachhöhe	keine Zuordnungen
FKG	Gr. Bypass zum RR → gefilterte Störfall-RR-Absaugung	keine Zuordnungen
FKH	SB → Venting gefiltert Dachhöhe oder Kl. Bypass zum RR mit Störfall-RR-Absaugung und gefiltertes Venting	keine Zuordnungen
FKI	SB → Venting gefiltert Kaminhöhe	QhVFv QnVFv=QhVFv*10 QhVFv=QhVFv*100
FKJ	Kl. SB-Leckage → Störfall-RR-Absaugung	QSBOK

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum
Boltzmannstraße 14
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