

**Ermittlung des Standes
von Wissenschaft und
Technik bei der Durch-
führung und Bewertung
von Störfallanalysen
und der Verwendung
von Analysesimulatoren**

Abschlussbericht

Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallana- lysen und der Verwendung von Analysesimulatoren

Abschlussbericht

P. Dräger, F. Cester, W. Erdmann,
H. Gläser, J. Hartung, W. Horche,
Z. Jakubowski, M. Kloos,
B. Krzykacz-Hausmann, M. Kund,
G. Pallás Moner, W. Pointner,
T. Skorek, T. Steinrötter, K. Velkow

Dezember 2011

Auftrags-Nr.: 841073

Anmerkung:

Das diesem Bericht zu Grunde liegende FE-Vorhaben 3608R01330 wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit durchgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

Kurzfassung

Zielsetzung des Vorhabens war es, methodische Voraussetzungen zu schaffen, um Störfallanalysen zu aktuellen Fragestellungen kurzfristig durchführen und wissenschaftlich technische Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, und Anlagenverhaltens klären zu können. Dies umfasst sowohl Einzelfragen als auch Empfehlungen zum Einsatz von neueren Methoden und Rechenprogrammen sowie zu technischen Aspekten der Sicherheitsbewertung. Ein weiteres Ziel des Vorhabens war es, durch Vorhaltung geeigneter Analysehilfsmittel sowie Daten und Ergebnisse vorausschauender orientierender Analysen, die wissenschaftliche Kompetenz bei der Bewertung von Störfallanalysen zu erhöhen.

Im Einzelnen betraf dies die folgenden Arbeitspakete:

1. Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR (AP 1)
2. Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk
3. Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen
4. Beantwortung kurzfristig aufkommender Fragen auf dem Gebiet des Reaktors-Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen
5. Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren

Für das Ereignis „Turbinenschnellschluss (TUSA) mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation (FDU) und zusätzlichem Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“ wurde von der GRS exemplarisch für einen Siedewasserreaktor (SWR) die Aussagesicherheit der mit dem Rechenprogramm ATHLET ermittelten Rechenergebnisse quantifiziert. Die berechnete höchste einseitige obere Toleranzgrenze der maximalen Hüllrohrtemperatur der Brennstäbe wurde zu 1160°C berechnet. 20 von 153 Rechenläufen zeigen einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Die Variation der kritischen Heizflächenbelastung hat einen entscheidenden Einfluss auf die Unsicherheit der berechneten maximalen Hüllrohrtemperatur. Die Ergebnisse der maximalen Hüllrohrtemperatur der Referenzrechnung zeigen keine Aufheizung der Brennstab-Hüllrohre. Dieses Ergebnis zeigt,

dass in diesem Fall eine Unsicherheitsanalyse erforderlich ist um einerseits erkennen zu können, dass eine Verletzung des 1200°C Kriteriums möglich ist, und andererseits um belastbar nachzuweisen, dass eine Verletzung des 1200°C Kriteriums mit hohem Vertrauensgrad ausgeschlossen werden kann.

Zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen anhand weniger Rechenläufe wurde die Methode des faktoriellen Designs („Factorial Design“) und des teilfaktoriellen Designs („Fractional Factorial Design“) für die beiden Transienten „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ und „Ausfall aller 4 Hauptkühlmittelpumpen“ erfolgreich angewendet. Für die Transiente „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ wurde zusätzlich eine vollständige Unsicherheitsanalyse durchgeführt, da die konservative Abschätzung für das 5% Quantil bei dem teilfaktoriellen Design das Auslösen des RESA Signals wegen niedrigen Reaktorfüllstands angezeigt hat. Das 5% Quantil zeigte für die vollständige Unsicherheitsanalyse den höchsten Füllstand, für das faktoriellen Design einen niedrigeren und für das teilfaktoriellen Design den niedrigsten Füllstand. Damit wurde die Konservativität und Eignung dieser Verfahren zur Abschätzung der Aussagesicherheit aufgezeigt. Diese Verfahren können für Experten eine belastbare Entscheidungsgrundlage liefern, ob die Notwendigkeit zur Durchführung einer kompletten Unsicherheitsanalyse besteht oder nicht.

Zum kleinen heißseitigen Leck wurden gekoppelte Analysen mit ATHLET-QUABOX/CUBBOX durchgeführt um zu prüfen, ob für einen realen Kern bei einer Analyse mit Genehmigungsrandbedingungen Rekritikalität infolge der Ausbildung eines Deionatpfropfens auftreten kann. Zusätzlich wurde für eine ungünstige Kernkonfiguration untersucht, wie sich eine Rekritikalität auf die Kernleistung auswirkt. Es wurde gezeigt, dass für einen realen Kern keine Rekritikalität zu erwarten ist.

Für einen Kühlmittelverluststörfall mit 2F-Bruch im kalten Strang im DWR wurde eine Schadensumfangsanalyse durchgeführt mit einer thermischen Leistung von 4000 MW. Mit der Anwendung der GRS-Methode für eine Schadensumfangsanalyse konnte in einer exemplarischen Analyse der Nachweis von höchstens 10% Schadensumfang für eine reale Kernbeladung nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th} auch unter Berücksichtigung aller relevanten Unsicherheiten erbracht werden. Die Methode berücksichtigt dabei entsprechend Regelwerk eine konservative Leistungsverzerrung der stationären axialen Leistungsverteilungen. Sowohl zu Zyklusbeginn als auch zum Zyklusende betrug der

Schadensumfang etwa 3.8%. Wenn zusätzlich die Reaktorleistung auf 106% (4240 MW) erhöht wird, steigt der Schadensumfang zu Zyklusbeginn auf 16,9% und zum Zyklusende auf 5.4%.

Der Analysesimulator für das Kernkraftwerk Gundremmingen, Block-B aus dem Jahre 1994 wurde grundlegend überarbeitet. Dabei wurden die thermohydraulische Nachbildung der Frischdampf- und Speisewasserleitungen sowie der Leitungen des Not- und Nachkühlsystems verbessert und ergänzt. Die wesentlichen Leit- und Prozesstechnischen Systeme, wie Reaktorschutz- und –Regelungssysteme sowie die Regelungen für eine Reihe von Reaktor-Hilfssystemen, wurden mit Hilfe des GCSM-Generators auf Basis des Expertensystems G2 in erhöhter Simulationstiefe neu erstellt.

Eine Multikanalnachbildung des Reaktordruckbehälters mit 8 Downcomer und 9 Kernkanälen wurde entwickelt und die thermohydraulische Nachbildung mit 179 Kernkanälen plus einen Reflektorkanal für die Verwendung mit dem 3D-Kernmodell vorgenommen. Die Wirkungsquerschnittsbibliotheken für QUABOX/CUBBOX wurden erstellt.

Des Weiteren wurden Mängel an den bestehenden Analysensimulatoren beseitigt, das Versionsmanagementsystem CVS für Analysesimulatoren auf Windows portiert und eine Online-Hilfe für die Bedienung der Analysesimulatoren am Beispiel Biblis B eingeführt.

Das Vorhaben wurde im Rahmen der Eigenforschung durchgeführt.

Inhaltsverzeichnis

1	Zielsetzung	1
1.1	Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR.....	1
1.2	Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk.	2
1.3	Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen	3
1.4	Beantwortung kurzfristig auftretender Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen	3
1.5	Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren.....	4
2	Ergebnisse des Arbeitsprogramms	5
2.1	Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im Siedewasserreaktor (AP 1)	6
2.1.1	Einleitung	6
2.1.2	Referenzreaktor	7
2.1.3	Berechnung des Störfalls.....	8
2.1.4	Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR.....	12
2.1.5	Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für ausgewählte Ergebnisgrößen (AP 1.3)	21
2.1.6	Zusammenfassung	34
2.2	Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk: Methode mit faktoriellem oder teilfaktoriellem Design zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen (AP 2)	36
2.2.1	Einleitung	36
2.2.2	Methode mit faktoriellem oder teilfaktoriellem Design	37
2.2.3	Exemplarische Anwendung der Methode	40
2.2.4	Zusammenfassung	46
2.3	Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen (AP 3).....	47

2.3.1	Anpassung der Wirkungsquerschnittsdaten für erhöhte Anfangsborkonzentration im Kern	47
2.3.2	Quantifizierung der Kritikalität bei dem Deborierungsereignis „Kleines heißseitiges Leck“	49
2.3.3	Quantifizierung der Kritikalität für einen Kern mit erhöhter anfänglicher Borkonzentration.....	71
2.4	Beantwortung kurzfristig aufkommender wissenschaftlich-technischer Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen: Kernschadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse zum großen Leck nach Leistungserhöhung (AP 4)	78
2.4.1	Einleitung und Zielsetzung der durchgeführten Arbeiten	78
2.4.2	GRS-Methode zur Kernschadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse.....	79
2.4.3	Anwendungsfall: Großes Leck nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW _{th}	87
2.4.4	Zusammenfassung	96
2.5	Erweiterung und Wartung der Datenbasis für anlagenspezifische Analysesimulatoren (AP 5.1) und Pflege der Datenbasis (AP 5.2).....	97
2.5.1	Modularisierung des Eingabedatensatzes und Verfeinerung der Thermohydraulik (AP 5.1.1).....	97
2.5.2	Aktualisierung und Verfeinerung der Leittechnikmodelle und Anpassung der Simulatorbilder.....	103
2.5.3	Erstellung eines detaillierten RDB-Modells für KRB-B (AP 5.1.3)	158
2.5.4	3D-Kernmodell (AP 5.1.4).....	173
2.5.5	COCOSYS-Containmentmodell (AP 5.5).....	190
2.5.6	Qualifikation	191
2.5.7	Pflege der Datenbasis für Analysesimulatoren	197
3	Beurteilung der Projektergebnisse	198
3.1	Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR.....	198
3.2	Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk	198

3.3	Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen	200
3.4	Beantwortung kurzfristig auftretender wissenschaftlich-technischer Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen	200
3.5	Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren.....	201
3.5.1	Verfeinerung der Simulatordatenbasis.....	201
3.5.2	Pflege der Datenbasis für Analysesimulatoren	203
4	Zusammenfassung	204
4.1	Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR.....	204
4.2	Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk.....	204
4.3	Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen	205
4.4	Beantwortung kurzfristig auftretender Fragen auf dem Gebiet des Reaktor- Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör und Unfällen	205
4.5	Erweiterung und Wartung der Datenbasis für anlagenspezifische Störfallsimulatoren	206
5	Literatur	208
6	Abbildungsverzeichnis.....	212
7	Tabellenverzeichnis.....	222

1 Zielsetzung

Zielsetzung des Vorhabens 3608R01330 „Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren“ war es, die methodischen Voraussetzungen zu erweitern, um Störfallanalysen zu aktuellen Fragestellungen kurzfristig durchführen und wissenschaftlich technische Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, und Anlagenverhaltens klären zu können. Ein weiteres Ziel des Vorhabens ist es, durch Vorhaltung geeigneter Analysehilfsmittel sowie Daten und Ergebnisse vorausschauender orientierender Analysen, die wissenschaftliche Kompetenz der GRS bei der Bewertung von Störfallanalysen zu erhöhen.

Im Einzelnen betraf dies die folgenden Schwerpunkte:

- Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR (AP 1)
- Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk (AP 2)
- Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstürfällen (AP 3)
- Beantwortung kurzfristig auftretender wissenschaftlicher Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen (AP 4)
- Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren (AP 5)

1.1 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR

Die Sicherheitsanforderungen für Kernkraftwerke erfordern Nachweise, dass Auslegungsgrenzen und Nachweiskriterien eingehalten werden. Diese Nachweise sind mit validierten Berechnungsverfahren und abgesicherten Anlagenmodellen durchzuführen. Da die Kombination von konservativen Randbedingungen in Analysen nicht immer zu

konservativen Nachweisen bzw. Ergebnissen führt, sollte eine Quantifizierung der Unsicherheiten der Analyseergebnissen vorgenommen werden. Daraus werden Empfehlungen für die Durchführung von „Best-estimate“-Analysen abgeleitet.

Die praktische Anwendbarkeit von Unsicherheitsanalysen für verschiedene Störfallereignisse und -abläufe ist anhand von Referenzanalysen nachzuweisen. Anhand eines Beispiels sollen alle Elemente einer Unsicherheitsanalyse berücksichtigt werden, wie Bestimmung der wesentlichen Unsicherheiten mit ihren Bereichen und Verteilungen, Anwendbarkeit und Handhabung des einzusetzenden Rechenprogramms, Durchführung der Analysen, Bestimmung des Unsicherheitsbereichs der Rechenergebnisse und der Sensitivitäten sowie der Ergebnisbewertung.

Im Rahmen dieses Projekts wird erstmals eine solche Unsicherheitsanalyse exemplarisch für einen deutschen SWR durchgeführt.

1.2 Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk

Eine Quantifizierung von Unsicherheiten bezogen auf das jeweilige Nachweiskriterium wurde bei der Nachweisführung für Transienten wegen des hohen Rechenaufwands bisher nicht durchgeführt. Bei Transienten wird nur in seltenen Fällen erwartet, dass sich die Abstände zu den Nachweiskriterien bei Berücksichtigung von Unsicherheiten so weit verringern, dass mit einer Verletzung von Nachweiskriterien zu rechnen ist. Aus diesem Grund soll hierfür ein vereinfachtes Verfahren, die „Factorial Design“ Methode, bzw. die „Fractional Factorial Design“ Methode zur Abschätzung von Unsicherheiten eingesetzt werden. Eine vollständige Unsicherheitsanalyse mit einer Quantifizierung der Unsicherheiten ist bei erfolgreicher Anwendung der „(Fractional) Factorial Design“ Methode dann erforderlich, wenn die Methode Hinweise liefert, dass eine Annäherung von Prozessparametern an die Nachweiskriterien zu erwarten ist. Im Rahmen dieses Arbeitspunktes soll geprüft werden, ob die Methode des „(Fractional) Factorial Design“ geeignet ist, die Unsicherheiten einer Analyse einer Transiente ausreichend konservativ abzuschätzen, um eine Entscheidung treffen zu können, ob eine detaillierte Unsicherheitsanalyse erforderlich ist.

1.3 Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen

Bei Deborierungsereignissen wird mit dem Anlauf einer Hauptkühlmittelpumpe oder des Naturumlaufs niedrig boriertes Kühlmittel aus dem Pumpenbogen in den kalten Strang und den Reaktordruckbehälter eingetragen. Auf dem Weg zum Kern erhöht sich der Borgehalt durch Vermischung mit dem Umgebungswasser. Der Reaktorkern kann wieder kritisch werden, wenn die Borkonzentration unter die für den Kühlmittelzustand kritische Borkonzentration fällt. Die Auswirkungen einer zu geringen Kerneintrittskonzentration auf den Kern wird mit dem Programmsystem ATHLET – QUABOX/CUBBOX untersucht. Für die Bewertung der von ATHLET berechneten Vermischung von niedrig borierten Kühlmittel mit dem hoch borierten Kühlmittel im Ringraum und im unteren Plenum sollte ursprünglich mit den Randbedingungen von ATHLET eine Vermischungsanalyse mit dem CFD Programm CFX durchgeführt werden. Dieser Arbeitsschritt wurde zugunsten der Beschaffung von 3D nuklearen Kerndaten für den Analysesimulator des KKW Gundremmingen aufgegeben. Die Absicherung der von ATHLET berechneten Vermischung von niedrig borierten Kühlmittel mit Umgebungswasser im Reaktordruckbehälter wurde als nicht mehr erforderlich gehalten, da Nachrechnungen von ROCOM Versuchen mit ATHLET eine ausreichende konservative Abschätzung der Versuchsergebnisse bei der Analyse von Vermischungsphänomenen gezeigt haben.

1.4 Beantwortung kurzfristig auftretender Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen

Im Rahmen dieses Arbeitsthemas sollten kurzfristig wissenschaftlich-technische Fragen geklärt werden. Im Vorläufervorhaben SR 2567 /DRA 08/ wurde für eine DWR Anlage für ein großes kaltseitiges Leck ein Kernschadensumfang von weit über 10% berechnet. Im Rahmen dieses Arbeitspunktes sollte in Abstimmung mit dem Auftraggeber geklärt werden, wie dieses Ergebnis durch die unzureichende Kenntnis der genauen Kernbelegung und der gewählten Konservativitäten beeinflusst wurde.

1.5 Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren

Der Analysesimulator für das Kernkraftwerk Gundremmingen, Block-B aus dem Jahre 1994 wird grundlegend überarbeitet. Dabei werden die thermohydraulische Nachbildung der Frischdampf- und Speisewasserleitungen sowie das zusätzliche Nachwärmabfuhr- und Einspeisesystem (ZUNA) verbessert und ergänzt. Die wesentlichen Leit- und Prozesstechnischen Systeme, wie Reaktorschutz- und –Regelungssysteme sowie die Regelungen für eine Reihe von Reaktor-Hilfssystemen, werden mit Hilfe des GCSM-Generators auf Basis des Expertensystems G2 in erhöhter Simulationstiefe neu erstellt.

Eine Multikanalnachbildung des Reaktordruckbehälters mit 8 Downcomer- und 9 Kernkanälen ist zu entwickeln. Zur Verwendung mit dem neutronenkinetischen 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX sind 179 Kernkanäle und ein Reflektorkanal notwendig, um die aktuell in KRB eingesetzten 17 Brennelementtypen abzubilden. Hierfür sind ATHLET-Modelle für diejenigen BE-Typen zu entwickeln, die sich in thermohydraulischer Hinsicht signifikant unterscheiden.

Auf der Basis von Wirkungsquerschnittsbibliotheken für den 25. Betriebszyklus des KRB-B ist ein Kerndatensatz für das neutronenkinetische 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX zum Einsatz im Analysesimulator zu erstellen.

Durch die kontinuierliche Pflege der Analysesimulatoren wird deren Qualität weiter erhöht und ihre Einsatzfähigkeit gesichert. Parallel dazu wird das notwendige Knowhow zur Weiterentwicklung und Anwendung der Analysesimulatoren aufrechterhalten.

2 Ergebnisse des Arbeitsprogramms

Das Arbeitsprogramm für das Projekt 3608R01330 umfasste folgende Arbeitspakete:

- AP 1 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR
 - AP 1.1 Auswahl des Ereignisses
 - AP 1.2 Vorbereitung und Durchführung der Unsicherheitsanalyse
 - AP 1.3 Quantifizierung der Ergebnisse
- AP 2 Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk
 - AP 2.1 Auswahl der Transienten
 - AP 2.2 Bestimmung unsicherer Parameter
 - AP 2.3 Anpassung des Simulatordatensatzes für die Unsicherheitsanalyse
 - AP 2.4 Anwendung der „Factorial Design“ Methode für Transienten
 - AP 2.5 Durchführung einer Unsicherheitsanalyse
 - AP 2.6 Bewertung der „Factorial Design“ Methode
- AP 3 Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen
 - AP 3.1 Anpassung der Wirkungsquerschnittsdaten für erhöhte Anfangskonzentration im Kern
 - AP 3.2 Quantifizierung der Kritikalität bei dem Deborierungsereignis „Kleines heißseitiges Leck“
 - AP 3.3 Quantifizierung der Kritikalität für einen Kern mit erhöhter anfänglicher Borkonzentration
 - AP 3.4 Bewertung der mit ATHLET berechneten Vermischungsprozesse mit CFX
- AP 4 Kurzfristig aufkommende Fragen
- AP 5 Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analyse-simulatoren
 - AP 5.1 Überarbeitung des Analysesimulators für das KKW Gundremmingen, Block B
 - AP 5.1.1 Modularisierung des Eingabedatensatzes
 - AP 5.1.2 Aktualisierung und Verfeinerung der Leittechnikmodelle und Anpassung der Simulatorbilder
 - AP 5.1.3 Detailliertes RDB-Modell
 - AP 5.1.4 3D-Kernmodell
 - AP 5.1.5 COCOSYS-Containmentmodell
 - AP 5.1.6 Qualifikation
 - AP 5.1.7 Anwendungsspezifische Datensätze

AP 5.2 Pflege der Datenbasis für Analysesimulatoren

Mit dem Änderungsantrag vom 05. Mai 2011 wurde die Firma Siempelkamp beauftragt, nukleare Wirkungsquerschnitte für KRB II bereitzustellen. Die Änderung erfolgte kostenneutral. Daher wurde auf die Bearbeitung des AP 3.4 „Bewertung der mit ATHLET berechneten Vermischungsprozesse mit CFX“ verzichtet. Dies wurde damit begründet, dass ATHLET bei der Nachrechnung von Vermischungsprozessen ausreichend konservative Rechenergebnisse lieferte.

2.1 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im Siedewasserreaktor (AP 1)

2.1.1 Einleitung

Unsicherheitsanalysen sind Stand von Wissenschaft und Technik und werden im Rahmen der sicherheitstechnischen Nachweisführung von der RSK für Kühlmittelverluststörfälle empfohlen. Im Regelwerksentwurf „Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke“ sind generell Unsicherheitsanalysen als eine Methode zur Nachweisführung empfohlen. Es ist erforderlich, diese Analysen praktisch anhand von Referenzanalysen anzuwenden. Dies ist von der GRS zum ersten Mal exemplarisch für ein ausgewähltes Ereignis in einem Siedewasserreaktor (SWR) durchgeführt worden. Unsicherheitsanalysen sind davor lediglich für Druckwasserreaktoren angewendet worden.

Ausgewählt wurde das Ereignis „Turbinenschnellschluss (TUSA) mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation (FDU) und zusätzlichem Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“. Dies ist ein seltenes Ereignis, das gewählt wurde, um die Aufheizung der Kernbrennstäbe zu berechnen. Aus der Unsicherheitsanalyse lassen sich generell Empfehlungen für die Durchführung dieser Analysen im Genehmigungsverfahren herausarbeiten. Mit dem angebotenen Vorhaben soll eine Vorgabe zur sachgerechten Anwendung der neuen Berechnungsmethoden zur Nachweisführung und der Überprüfung der vorhandenen Abstände zu Genehmigungsgrenzwerten zur Verfügung gestellt werden. Die Verfolgung des Standes von Wissenschaft und Technik ist dafür erforderlich. Mit den gewonnenen Erfahrungen in der Anwendung von Unsicherheitsanalysen können diese im Genehmigungs- und Aufsichtsverfahren eingesetzt werden.

2.1.2 Referenzreaktor

Im Rahmen dieser Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchung werden Rechenergebnisse zu einem deutschen Siedewasserreaktor der Baulinie SWR-69 mit 926 MW elektrischer Bruttoleistung, analysiert. Die wesentlichen Randbedingungen bei Normalbetrieb sind in Tab. 2.1.2-1 zusammengestellt.

Tab. 2.1.2-1 Wesentliche Randbedingungen des Referenzreaktors bei 100% Reaktorleistung

Größe	Wert
Thermische Reaktorleistung	2 575 MW
Elektrische Bruttoleistung	926 MW
Elektrische Nettoleistung (Bruttolenistung – Eigenbedarf)	890MW
Kerndurchmesser	3,7 m
Kernhöhe	3,7 m
Gesamtkühlmittelstrom	10 360 kg/s
Kern-Massenstrom	9 427 kg/s
Kern-Bypass	933 kg/s
Anzahl der Brennstäbe	53 881
Druck, Kerneintritt	72,6 bar
Temperatur, Kerneintritt	278,1 °C
Temperatur, Kernaustritt	286,4 °C
Dampf, Betriebsdruck	69,6 bar
Speisewassertemperatur	215 °C

2.1.3 Berechnung des Störfalls

2.1.3.1 Thermohydraulik-Rechenprogramm ATHLET

Im Rahmen dieses Vorhabens soll die Aussagesicherheit der mit dem Rechenprogramm ATHLET (**A**nalyse der **T**hermohydraulik, **L**ecks und **T**ransienten) /ATH 08a, ATH 08b/ ermittelten Rechenergebnisse quantifiziert werden und es sollen Hinweise für gezielte Modellverbesserungen abgeleitet werden. Verwendet wurde die ATHLET-Version Mod 2.1, Cycle B. Das Rechenprogramm ist von der GRS im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) entwickelt worden. Der Bereich der Anwendung erstreckt sich über das gesamte Spektrum der thermohydraulischen Auslegungsstörfälle von Transienten und Kühlmittelverluststörfällen in Druck- und Siedewasserreaktoren. Ein weiteres Anwendungsgebiet sind auslegungsüberschreitende Störfälle.

Die Berechnung der Thermofluidodynamik basiert auf dem „Lumped-Parameter“- oder Finite Volumen-Konzept und ist mit einem eindimensionalen Ausströmmodell kombiniert. Für die vorliegenden Rechnungen wurde die Version mit sechs Erhaltungsgleichungen für die Primärseite eingesetzt. Diese Version enthält eigene Erhaltungssätze für den Dampf- und Wasserimpuls. Für die Berechnung der Relativbewegung der Phasen in vertikalen und horizontalen Komponenten in Abhängigkeit von der Geometrie des Strömungsweges wird das Modell für die Zwischenphasenreibung verwendet. Es ist teilweise aus dem Driftmodell hergeleitet worden, für das Beziehungen auf der Basis der Gegenstrombegrenzung (Flooding-Based-Drift) eingesetzt werden. Das Modell beschreibt den gesamten Bereich von disperser zu geschichteter Wasser-Dampf-Strömungsform.

Zur Integration dieses Differentialgleichungssystems wird ein implizites Integrationsverfahren mit Zeitschritt- und Konvergenzkontrolle eingesetzt. Auf der Sekundärseite, dem Druckhalter und den Druckspeichern wird das System mit fünf Erhaltungsgleichungen und Drift-Flux eingesetzt, zur Simulation von Separationseffekten wird in diesen Komponenten ein Gemischspiegelmodell verwendet. Für die Dampferzeuger-Sekundärseite eines Druckwasserreaktors und die Simulation des Wasserabscheiders eines Siedewasserreaktors steht ein Dampf-Wasser-Separator zur Verfügung.

Zur Darstellung der Reaktorleistung wird ein Punktkinetikmodell eingesetzt. Die Steuerstäbe der Gruppe 1 werden über das Signal „Einfahrweisung“ nach 0,1 s eingefahren.

ren und nach 0,8 s erfolgt „Sammeleinfahren“ der Steuerstäbe, siehe Tab. 2.1.4-1. Die Nachzerfallsleistung ist wegen des Versagens der Schnellabschaltung und des langsamen Einfahrens der Steuerstäbe nicht maßgeblich.

Zur Berechnung der Wärmeleitung im Brennstab-Spalt zwischen Brennstoff und Hüllrohr wird ein Spalt-Wärmeübergangsmodell („gap conductance model“) verwendet. Eingabewerte sind die Spaltweite bei Raumtemperatur abhängig vom Abbrand. Es wurde standardmäßig eine Helium-Füllung angenommen.

Die Wärmeleitung in Strukturen und die Wärmeerzeugung in nuklear (Punktkinetik) beheizten Stabbündeln wird durch entsprechende Modelle nachgebildet. Ein Satz von Wärmeübergangskorrelationen ermöglicht die Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Fluid und Struktur in Abhängigkeit von der Strömungsform. Das Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung wird dabei berücksichtigt. Die Modelle zur Nachbildung der Primärkreiscomponenten Pumpe, Druckhalter, Druckspeicher und U-Rohr-Dampferzeuger sind ebenfalls verfügbar.

Im ATHLET-Rechenprogramm gibt es zwei Möglichkeiten zur Berechnung von Wiederbenetzungsvorgängen. Die erste berechnet „spontane“ Wiederbenetzung und berücksichtigt lokale Kriterien, um wiederbenetzte Wandbereiche zu identifizieren. Diese Option wird hier verwendet.

Zur Berechnung des kritischen Massenstroms in einem weiten Parameterbereich für die spezielle Geometrie eines Strömungsweges bietet ATHLET die Möglichkeit einer Vorausrechnung mit dem Hilfsprogramm CDR1D an. Dabei wird ein 4-Gleichungssystem mit thermodynamischem Nichtgleichgewicht stationär gelöst, wobei der Strömungsweg in feiner Ortsdiskretisierung (Finite Differenzen) dargestellt ist. Die so erzeugten Tabellen werden dann während des transienten ATHLET-Rechenlaufs zur Begrenzung des örtlichen Massenstromes an den Bruchstellen herangezogen.

Der GCSM-Modul (*General Control & Simulation Module*) ermöglicht die Nachbildung von Regel- und Steuerungssystemen.

2.1.3.2 Nodalisierung

Die Nodalisierung der gesamten Anlage besteht insgesamt aus 125 Zonen, 184 Leitungen und 220 Wärmeleitobjekten mit insgesamt 924 Wärmeleitschichten. Die jeweils vier Anschlüsse der Frischdampf- und Speisewasserleitungen am Reaktordruckbehäl-

ter sind als jeweils ein Anschluss nachgebildet. Die für die Rechnungen verwendete Nodalisierung des Reaktordruckbehälters zeigt Bild 2.1.3-1. Links ist der Fallraum dargestellt, der durch einen Kanal dargestellt wird, in dem sich acht interne Umwälzpumpen befinden. Rechts ist die Nodalisierung des unteren Plenums, des Kernbereichs, des oberen Plenums und des Dampfseparators wiedergegeben. Am jeweils obersten Volumen sind die Anschlüsse für Speisewasser am Fallraum und für Frischdampf am Separator. Der Kern wird durch drei Kanäle repräsentiert. Die Anzahl und Leistung der Brennstäbe in den jeweiligen Kanälen zeigt Tab. 2.1.3-1. In Kanal 1 wurde ein sehr konservativer Heißstab angenommen. Der Heißstab im Kanal 3 entspricht den Anforderungen einer Heißstabanalyse.

Tab. 2.1.3-1 Aufteilung der Brennstäbe auf die Kanäle in der Rechnung

Kanal	Anzahl der Brennstäbe	Leistung/ Brennstab (W)
Kanal 1	49 053	$4,934 \times 10^4$
	4 736	$3,158 \times 10^4$
	1	$10,80 \times 10^4$
Kanal 2	82	$7,933 \times 10^4$
Kanal 3	8	$9,301 \times 10^4$
	1	$9,621 \times 10^4$
Summe	53 881	

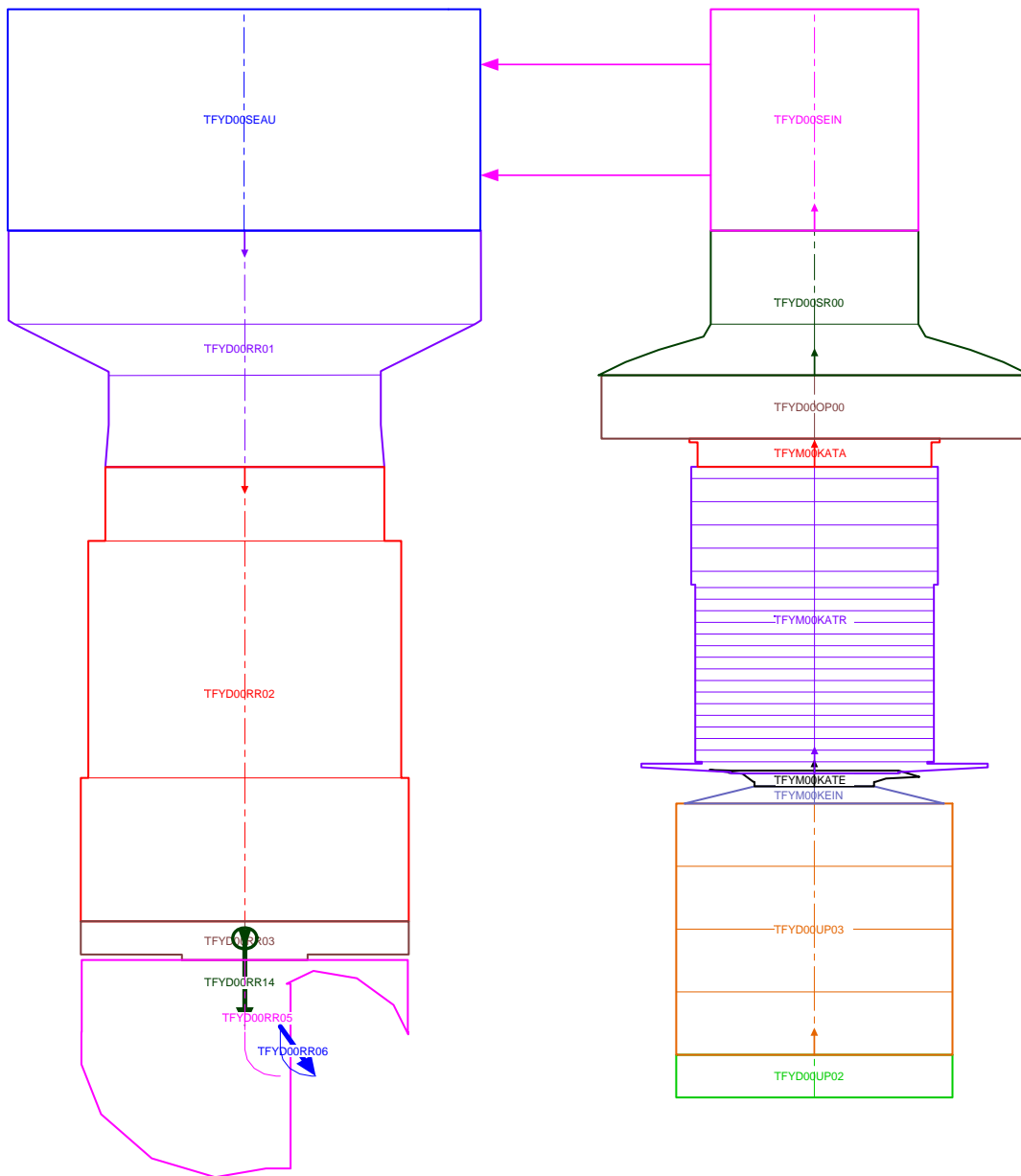


Bild 2.1.3-1 Nodalisierung des Reaktordruckbehälters

2.1.4 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR

2.1.4.1 Auswahl des Ereignisses (AP 1.1)

Zu dem ausgewählten Ereignis „Ausfall der Hauptwärmesenke bei vorhandener Eigenbedarfsversorgung“ in einem Siedewasser-Reaktor der Baulinie SWR-69, wurden einige Parameterrechnungen durchgeführt. Es wurde eine Transiente mit Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) ausgewählt, da es nur in diesem Fall zu einer nennenswerten Aufheizung des Reaktorkerns kommt. Ausgelöst wird die Schnellabschaltung durch einen Verlust der Hauptwärmesenke infolge „Turbinenschnellschluss mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation“. Das heißt, der Dampf wird über die Druckentlastungsventile abgeblasen. In diesem Fall sind die Einhaltung des minimalen Abstandes zur Siedekrise und die Entwicklung der Hüllrohrtemperaturen die wichtigsten Kriterien, die durch eine Analyse nachzuweisen sind.

2.1.4.2 Ablauf der Ereignisse

Für das ausgewählte Ereignis ist eine Referenzrechnung oder Basisrechnung mit den Standardwerten für Modellparameter und nominale Anlagenrandbedingungen durchgeführt worden. Der Ablauf der Ereignisse dieser Rechnung zeigt Tab. 2.1.4-1.

Tab. 2.1.4-1 Ereignisablauf der Transiente entsprechend der Referenzrechnung

0 s	TUSA
0,1 s	(1 Zeitschritt) Einfahren der Steuerstäbe Gruppe 1 über das Signal „Einfahreinweisung“ und Abfahren der Zwangsumwälzpumpen (ZUP) auf Mindestdrehzahl
0,8 s	„Sammeleinfahren“ der Steuerstäbe über das Signal RS06 – Druck > 73 bar
1,2 s	Öffnen der Druckentlastungsventile (DE) Gruppe 1 – Druck > 75 bar
1,3 s	Öffnen der Druckentlastungsventile (DE) Gruppe 2 – Druck > 75,8 bar
1,5 s	Öffnen der Druckentlastungsventile (DE) Gruppe 3 – Druck > 76,5 bar
1,8 s	Öffnen der Sicherheitsventile (SV) Gruppe 1 – Druck > 79 bar
4,7 s	Aktivierung des Signals RS44 ‚Füllstand RDB > 14,42 m‘ (Abschaltung des Nachspeisesystems)
6,3 s	Schließen der SV Ventile Gruppe 1
7,8 s	Schließen der DE Ventile Gruppe 3

8,1 s	Schließen der DE Ventile Gruppe 2
8,5 s	Schließen der DE Ventile Gruppe 1
11,2 s	Öffnen der DE Ventile Gruppe1
11,4 s	Öffnen der DE Ventile Gruppe 2
11,6 s	Öffnen der DE Ventile Gruppe 3
14,2 s	Schließen der DE Ventile Gruppe 3
14,3 s	Aktivierung des Signals BM 31(Kondensationskammer-Kühlen) und Schließen der DE Ventile Gruppe 2
14,6 s	Schließen der DE Ventile Gruppe1
16,8 s	Zufuhr vom Deionat in die Kondensationskammer
18,4 s	Öffnen der DE-Ventile Gruppe1
18,7 s	Öffnen der DE-Ventile Gruppe 2
19,1 s	Öffnen der DE-Ventile Gruppe 3
....	Mehrmaliges Öffnen und Schließen der Druckentlastungsventile
150 s	Abschaltung des Hochdruck-Einspeisesystems TJ und Aktivierung des Durchdringungsabschlusses wegen Überspeisung (RDB Füllstand > 14.92 m)

2.1.4.3 Vorbereitung und Durchführung der Unsicherheitsanalyse (AP 1.2)

Im Rahmen der Identifizierung und Quantifizierung wesentlicher unsicherer Eingangsparameter wurden mehrere Sensitivitätsrechnungen zum ausgewählten Ereignis durchgeführt. Während dieser Rechnungen stellte sich heraus, dass es während dieser Transiente zu einer massiven Beaufschlagung der Druckentlastungs- und Sicherheitsventile mit Wasser kommen kann. Da dieses Phänomen wesentlich für die Ablauf der Transiente und die sicherheitstechnischen Auswirkungen sein kann, wurde es bei der Unsicherheitsanalyse berücksichtigt. In diesem Zusammenhang wurde die Nodalisierung der Frischdampfleitung und des Reaktordruckbehälters in der Nähe des Frischdampf-Leitungsanschlusses verfeinert, um dieses Phänomen detaillierter simulieren zu können.

2.1.4.3.1 Identifizierung der unsicheren Parameter und Festlegung ihrer Verteilungen

Es wurden die unsicheren Parameter für das ausgewählte Ereignis identifiziert. Die Wertebereiche dieser identifizierten Parameter und ihre Verteilungen wurden festgelegt. Diese identifizierten Parameter mit ihren Wertebereichen werden im Folgenden Eingangsparemeter bezeichnet. Häufig wird nicht jeder Wert zwischen Minimum und Maximum aus dem Wertebereich mit gleichem Grad an Sicherheit als zutreffend zu beurteilen sein. Je besser der Kenntnisstand zum jeweiligen Eingangsparemeter ist, desto deutlicher werden sich die Parameterwerte auf Teilbereiche konzentrieren. Die entsprechenden Präferenzen für Teilbereiche sind quantitativ auszudrücken. Hierzu war es erforderlich, zusätzliche Sensitivitätsrechnungen durchzuführen.

Basierend auf den durchgeführten Sensitivitätsanalyse sowie Befragung von Experten wurde eine Liste der potenziell wichtigen Unsicherheiten für die Nachbildung der Reaktoranlage und die Berechnung der Transiente erstellt und die Unsicherheitsbereiche und Verteilungen der Werte bestimmt. Als nächster Schritt wurde auf Grundlage der Validierung des eingesetzten Rechenprogramms ATHLET und Erfahrungen aus zahlreichen früher durchgeführten Unsicherheitsanalysen die Unsicherheiten der relevanten physikalischen Modelle des Rechenprogramms quantifiziert.

Nachdem weitere Parameterrechnungen durchgeführt wurden, ist die Liste der unsicheren Eingangsparemeter vervollständigt worden. Zu den 10 unsicheren Parametern, die für die Nachbildung der Reaktoranlage und Simulation der Transiente potentiell von Bedeutung sein können, wurden weitere 23 Parametern für die Unsicherheiten der relevanten physikalischen Modelle identifiziert. Insgesamt wurden damit 33 unsichere Eingangsparemeter identifiziert und quantifiziert. Die Quantifizierung der Modellunsicherheiten des Rechenprogramms erfolgte auf Basis der bisher durchgeführten Programmvalidierung unter besonderer Berücksichtigung von Einzeleffektexperimenten sowie durch Beurteilung von Experten.

Tab. 2.1.4-2 Unsichere Eingangs-Parameter für die Analyse eines ATWS durch TUSA mit Verblockung der Umleitstation eines Siedewasser-Reaktors

Nr.	Parameter	Parametererklärung	Komponente / Geometrie	Ranges		Referenz	Verteilung	Quantifizierung
				min	max			
Kritische Ausströmung								
1	FCONTR	Kontraktionsziffer für Dampfausströmung – (CW DISCHARGE)	Druckentlastungsventile	0.6	1.0	0.8	Trapez: 0.6 – 0.7 – 0.9 – 1.0	Literatur /TRU 68/, /JOB 55/, /RIS 96/
2	ZETA VV	Faktor für Formverluste in der Bruchstelle – ζ/A^2 - (CW VALVE): VALBA10B1B	Druckentlastungsventile	0.33	3.	1.0	Treppenpolygon 0.33-1.0-3.0/ 50% - 50%	Literatur /IDE 86/ und ingenieurmäßige Abschätzung
Drift – Modell								
3	ODVPI	Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit	Vertikale Leitungen	0.5	1.5	1.0	Trapez: 0.5 – 0.7 – 1.2 – 1.5	GE blowdown Experiment, Wilson und Toshiba Driftexperimente und zahlreiche integrale Experimente
4	ODHPI	Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit	Horizontale Leitungen	0.75	2.25	1.0	Trapez: 0.75 – 1.0 – 2.0 – 2.25	UPTF Experimente, TPTF Experimente, IVO Experimente
5	ODBUN	Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit	Bündelgeometrie im Kern	0.25	2.00	1.0	Trapez: 0.25 – 0.5 – 1.75 – 2.0	Validierung der Korrelation für Rodbündel und Expertenbeurteilung
6	ODANU	Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit	Vertikale Ringraumgeometrie	0.5	2.0	1.0	Treppenpolygon 0.5 – 1.0 – 2.0/ 50%-50%	Validierung der Korrelation für Ringraumgeometrie und Beurteilung der Experten
7	ODHCC	Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit	Querverbindungen im heißen Brennelement	0.5	2.0	1.0	Treppenpolygon 0.5 – 1.0 – 2.0/ 50%-50%	Validierung der Korrelation für Bündelgeometrie und Beurteilung der Experten

Nr.	Parameter	Parametererklärung	Komponente / Geometrie	Ranges		Referenz	Verteilung	Quantifizierung
				min	max			
8	OENBU	Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermittels	Bündelgeometrie im Kern	0.8	3.6	1.0	Uniform	FLECHT Experiment, Experimente für Rohrgeometrie und Expertenbeurteilung
Wärmeübergangskoeffizienten								
9	OHWF	Einphasige Konvektion in Wasser (Dittus-Boelter) – Multiplikationsfaktor	Alle Flächen wo Wärmeübertragung stattfindet	0.85	1.15	1.0	Uniform	Analysen der KWU Experimenten mit 25-Stabbünde /VOJ 82/ und Expertenbeurteilung
10	OHWN	Einphasige Naturkonvektion in Wasser (McAdams) - Multiplikationsfaktor	Alle Flächen wo Wärmeübertragung stattfindet	0.85	1.15	1.0	Uniform	Analysen der KWU Experimenten mit 25-Stabbündel /VOJ 82/ und Expertenbeurteilung
11	OHWN	Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) – Multiplikationsfaktor	Alle Flächen wo Wärmeübertragung stattfindet	0.8	1.2	1.0	Uniform	Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/ und Expertenbeurteilung
12	OHWF	Filmsieden (modifizierte Dougall-Rohsenow Korrelation) – Multiplikationsfaktor	Kern	0.65	1.3	1.0	Uniform	Literatur /NIJ 80/, /GOT 85/, und Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/
13	OHWP	Pool Filmsieden bei Naturkonvektion (Bromley Korrelation) – Multiplikationsfaktor	Kern	0.75	1.25	1.0	Uniform	Literatur /WAN 83/, Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/
14	OHVFC	Einphasige Konvektion in Dampf (Mc Eligot) - Multiplikationsfaktor	Alle Flächen wo Wärmeübertragung stattfindet	0.85	1.25	1.0	Uniform	Literatur /GOT 85/ und Expertenbeurteilung

Nr.	Parameter	Parametererklärung	Komponente / Geometrie	Ranges		Referenz	Verteilung	Quantifizierung
				min	max			
15	OTMFB	Minimale Filmsiedetemperatur (Groeneveld-Stewart Korrelation) – Multiplikationsfaktor	Kern	0.9	1.30	1.0	Uniform	Literatur /WIC 91/, OMEGA-Experiment und Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/
16	OTRNB	Minimalwert für Kritische Heizflächenbelastung aus 3 Korrelationen - Multiplikationsfaktor	Kern	0.7	1.3	1.0	Uniform	Literatur /GOT 85/, /WIC 91/, /NIJ 80/
Verdampfung								
17	ZBO	Zahl der Blasen pro Einheitsvolumen (m ⁻³)	Kühlkreislauf	10 ⁸	10 ¹⁰	5x10 ⁹ 1/m ³	Log-Dreieck 10 ⁸ - 5x10 ⁹ - 10 ¹⁰	Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche integrale Experimente
18	ZTO	Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen (m ⁻³)	Kühlkreislauf	10 ⁸	10 ¹⁰	5x10 ⁹ 1/m ³	Log-Dreieck 10 ⁸ - 5x10 ⁹ - 10 ¹⁰	Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche integrale Experimente
Druckverluste								
19	ITPMO	Wandreibung – Auswahl des Modells	Objekte mit Zweiphasen – Strömungen	1	3	1	Diskret: 1- 33%, 2 – 33%, 3 – 34%	Beurteilung der Experten
20	UZFFJ	Formverluste in den Krümmer der Frischdampfleitung	Frischdampfleitung	0.	2.4	0.0 [1/m ²]	Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung
Wärmeerzeugung im Kern								
21	AKITAR	Multiplikationsfaktor für Reaktivitätstabelle als Dichtefunktion	Neutron-punktkinetikmodell	0.85	1.15	1.0	Uniform	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernreaktoren und Expertenbeurteilung

Nr.	Parameter	Parametererklärung	Komponente / Geometrie	Ranges		Referenz	Verteilung	Quantifizierung
				min	max			
22	AKITAF	Multiplikationsfaktor für Reaktivitätstabelle als Funktion der Brennstofftemperatur	Neutron-punktkinetikmodell	0.94	1.06	1.0	Uniform	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernreaktoren und Expertenbeurteilung
23	AKITAZ	Multiplikationsfaktor für externe Reaktivität	Neutron-punktkinetikmodell	0.93	1.07	1.0	Uniform	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernreaktoren und Expertenbeurteilung
Kernmodellierung								
24	QRODH	Multiplikationsfaktor für Heißstab	Brennstab	0.95	1.05	1.0	Uniform	Expertenbeurteilung
25	UGBUND	Unsicherheitsfaktor für den Massenstrom im heißen Brennelement	Reaktorkern	0.85	1.0	1.0	Uniform	Anpassung des Massenstroms an Druckverluste im Kern
26	GAP10	Spaltweite	Brennstab	0.7* 10 ⁻⁴	1.0* 10 ⁻⁴	0.85*10 ⁻⁴ [m]	Uniform	Expertenbeurteilung und Herstellerangaben
27	WLFUO2	Multiplikationsfaktor für UO2 Wärmeleitfähigkeit	Brennstab	0.9	1.1	1.0	Normal $\mu=1.0$, 2s=0.1 gestutzt bei [0.9; 1.1]	Literatur /MAT 97/, /FIN 97/
Reaktorregelung								
28	UPUMZT	Pumpenabfahren – Zeitverzug: Signal CHYR03C135	Regelsysteme	0.0	1.5	0.0 [s]	Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung
29	USAMDR	Sammeleinfahren – Unsicherheit des Druckmessung im Dampfdom	Regelsysteme	-1.5	+1.5	0.0 [bar]	Uniform	Angaben über Genauigkeit der Druckmessung und ingenieurmäßige Abschätzung
30	UESVDR	Druckentlastungsventile – Unsicherheit der Aktivierung der Ventile	Regelsysteme	-1.5	+1.5	0.0 [bar]	Uniform	Angaben über Genauigkeit der Druckmessung und ingenieurmäßige Abschätzung

Nr.	Parameter	Parametererklärung	Komponente / Geometrie	Ranges		Referenz	Verteilung	Quantifizierung
				min	max			
31	UNSSFS	Abschaltung des Nachspeisesystems – Addition zum Füllstand im Kern	Regelsysteme	-0.5	+0.5	0.0 [m]	Uniform	Angaben über Genauigkeit der Füllstandmessung und ingenieurmäßige Abschätzung
32	UKKKTE	Kondensammerkühlen – Aktivierung: Genauigkeit der Temperaturmessung	Regelsysteme	-2.0	+2.0	0.0 [deg]	Uniform	Angaben über Genauigkeit der Temperaturmessung und ingenieurmäßige Abschätzung
33	UDDAFS	Durchdringungsabschluss – Aktivierung: Unsicherheit der Füllstandmessung	Regelsysteme	-0.5	+0.5	0.0 [m]	Uniform	Angaben über Genauigkeit der Temperaturmessung und ingenieurmäßige Abschätzung

Zu Parameter 19, ITPMO – Auswahl des Modells für Wandreibung bei Zweiphasenströmung:

ITPMO=1: Wandreibung mit Martinelli-Nelson Zweiphasenmultiplikator und konstantem Wandreibungskoeffizienten;

ITPMO=2: Wandreibung mit Martinelli-Nelson Zweiphasenmultiplikator und Wandreibungskoeffizient für laminare Strömung nach Hagen-Poiseuille und für turbulente Strömung nach Colebrook Korrelation;

ITPMO=3: Wandreibung mit Chisholm Zweiphasenmultiplikator und Wandreibungskoeffizient für laminare Strömung nach Hagen-Poiseuille und für turbulente Strömung nach Colebrook Korrelation.

2.1.4.3.2 Durchführung der Unsicherheitsanalyse

Aus der Gesamtheit der Ergebnisse werden quantitative Unsicherheitsaussagen über den gemeinsamen Einfluss der Eingangsunsicherheiten auf die mit dem ATHLET-Rechenprogramm errechneten Ergebnisse bestimmt. Dies erfolgte mittels Vertrauensgrenzen (95 % / 95 % Wahrscheinlichkeitsgehalt und statistische Sicherheit).

Zusätzlich wird die Rangfolge der Beiträge der einzelnen Eingangsunsicherheiten zur Ergebnisunsicherheit ermittelt. Diese liefern quantitative Sensitivitätsangaben darüber, welche der berücksichtigten Parameter am meisten zur Unsicherheit des Rechenergebnisses beitragen, wie z. B. unsichere Modellgleichungen oder Anfangs- und Randbedingungen. Da für jeden Rechenlauf sämtliche Parameter gleichzeitig variiert werden, kann man den Einfluss einzelner Parameter auf das Rechenergebnis nicht unmittelbar ansehen. Hierfür werden statistische Verfahren eingesetzt. Verwendet werden verschiedene Maße, wie z. B. Korrelationskoeffizienten, Regressionskoeffizienten oder Korrelationsverhältnisse.

Die Sensitivitätsaussagen können, wie die Aussagen zur Bandbreite des Ergebnisses, sowohl für Einzelwerte, wie z. B. die maximale Hüllrohrtemperatur oder den minimalen Wasserstand im Reaktordruckbehälter, als auch für jeden Zeitpunkt des zeitlichen Ablaufs der Ergebnisgrößen gemacht werden.

Mit den Ergebnissen werden Vorgaben zur sachgerechten Anwendung von Unsicherheitsanalysen im Rahmen des Nachweises zum Einhalten von Genehmigungskriterien zur Verfügung gestellt. Hieraus können Empfehlungen zur Durchführung dieser Analysen formuliert werden, z. B. für den ausgewählten Störfall eines Siedewasserreaktors.

Für die Durchführung dieser Unsicherheitsanalysen wurde auf der Basis eines Simulator-Eingabedatensatzes, der für die Sensitivitätsrechnungen verwendet wurde, ein Referenz-Datensatz erstellt. In dem Eingabedatensatz wurden notwendige Änderungen vorgenommen, um die Anfangs- und Randbedingungen für das ausgewählte Ereignis „Turbinenschnellschlusses (TUSA) mit Verblockung der Umleitstation (FDU) bei Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“ zu berücksichtigen. Weitere Änderungen waren erforderlich, um die Variation der identifizierten unsicheren Eingangsparameter, wie z. B. die Variation des Massenstromes in den Kernkanälen, berücksichtigen zu können. Damit konnten die Eingabedatensätze für die Variation der Werte der unsicheren Eingangsparameter mit

dem Softwaresystem für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen (SUSA) für die Unsicherheitsanalyse erzeugt werden. Es wurde die ATHLET Version 2.1B verwendet.

Auf der Basis der spezifizierten Verteilungen der 33 unsicheren Eingangsparameter wurde durch Zufallsauswahl ein Vektor von 153 Kombinationen der 33 Parameterwerte ausgespielt. Diese Werte wurden in die 153 ATHLET-Eingabe-Datensätze übernommen. Es sind insgesamt 153 Rechnungen durchgeführt worden. Dies entspricht der Forderung der 4. Ordnung der Wilks'schen Formel und erlaubt, die höchsten zwei Werte der Ergebnisse zu eliminieren oder bei einem Unsicherheitsintervall den jeweils höchsten und niedrigsten Wert nicht zu berücksichtigen. Mit dieser Anzahl von Rechenläufen wird mit 95% Vertrauensgrad sichergestellt, dass die Ergebnisse mit 95% Wahrscheinlichkeit die Unsicherheitsgrenzen oder –bereiche nicht über- und unterschreiten. Sämtliche Rechnungen haben die gewünschte Endzeit erreicht.

2.1.5 Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für ausgewählte Ergebnisgrößen (AP 1.3)

Aus jedem der mit ATHLET durchgeführten 153 Rechenläufe ergeben sich verschiedene zeitliche Verläufe für die Ergebnisgrößen. Aus der Gesamtheit der errechneten Ergebnisse werden quantitative Aussagen zur Unsicherheit der Rechenergebnisse in Form statistischer Toleranzgrenzen zu vorzugebenden Werten des Wahrscheinlichkeitsgehalts und des Vertrauensniveaus (z. B. 95 %, 95 %) ermittelt.

Zusätzlich werden Sensitivitätsmaße berechnet, aus denen die Rangfolge der Beiträge der einzelnen unsicheren Parameter zur Ergebnisunsicherheit ablesbar ist. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zeigen, welche der Eingangsunsicherheiten am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen. Aufgetragen sind die standardisierten Rangkorrelationskoeffizienten oder die Korrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße. Positives Vorzeichen bedeutet, dass Eingangs-Parameterwert und Ergebniswert tendenziell in die gleiche Richtung gehen, d. h. eine Vergrößerung des Eingangs-Parameterwertes bewirkt tendenziell eine Erhöhung des Ergebniswertes und umgekehrt. Bei negativem Vorzeichen gehen Eingangsparameterwert und Ergebniswert tendenziell in die entgegengesetzte Richtung, eine Vergrößerung des Parameterwertes bewirkt tendenziell eine Verringerung des Ergebniswertes und umgekehrt. Je größer der Betrag des jeweiligen Maßes, desto bedeutsamer ist der Beitrag des Eingangsparameters zur Bandbreite des Ergebnisses.

2.1.5.1 Kernleistung

Die berechneten zeitlichen Verläufe der thermischen Kernleistung infolge des gemeinsamen Einflusses aller spezifizierten Verteilungen der Eingangsparameter sind in Bild 2.1.5-1 gezeigt. Zur Berechnung der Leistung wird ein Punktkinetikmodell eingesetzt. Bei 600 s erfolgt die Turbinenschnellabschaltung. Die berechneten Verläufe der Leistung aus den 153 Rechenläufen für die ersten 10 s nach Störfalleintritt stellt Bild 2.1.5-2 dar.

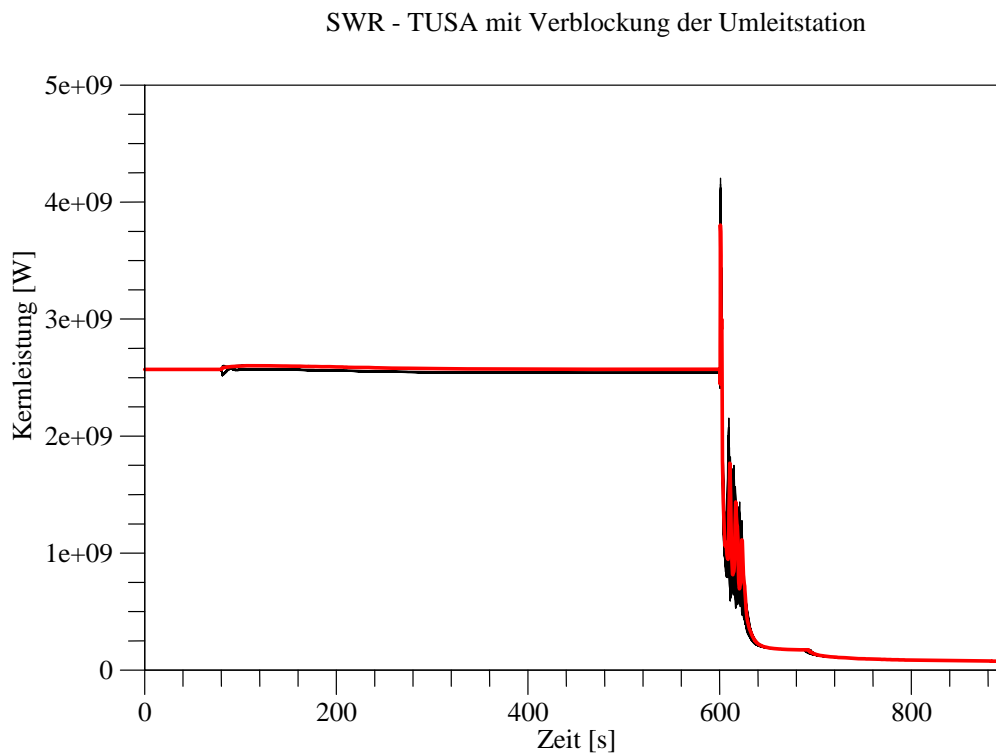


Bild 2.1.5-1 Berechnete zeitliche Verläufe der thermischen Kernleistung, 153 Rechnungen

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

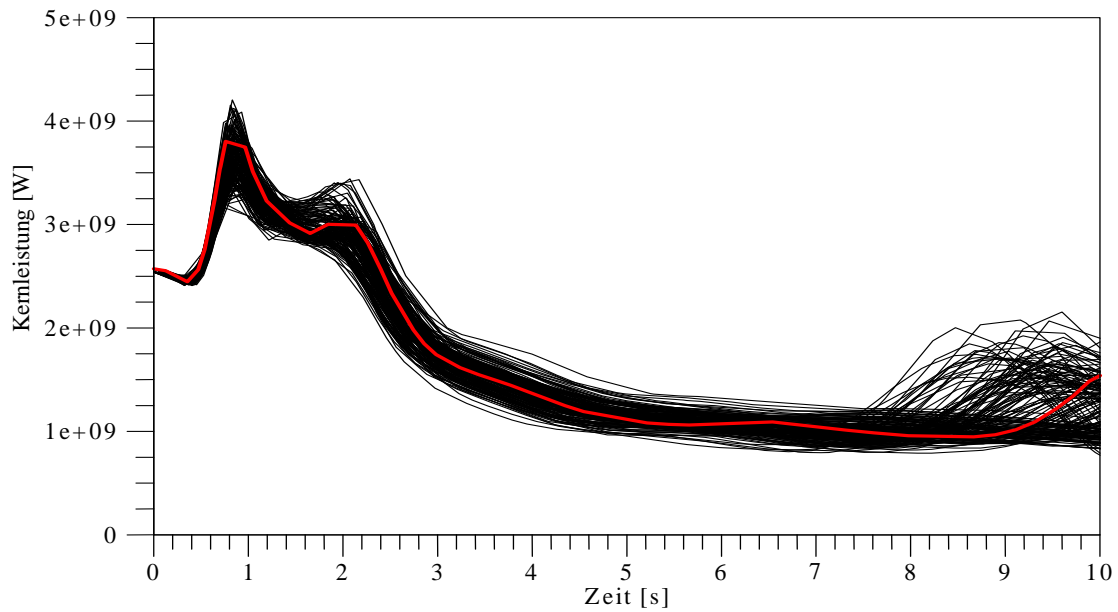


Bild 2.1.5-2 Berechnete zeitliche Verläufe der thermischen Kernleistung für die ersten 10 s nach Störfalleintritt

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation
Kernleistung

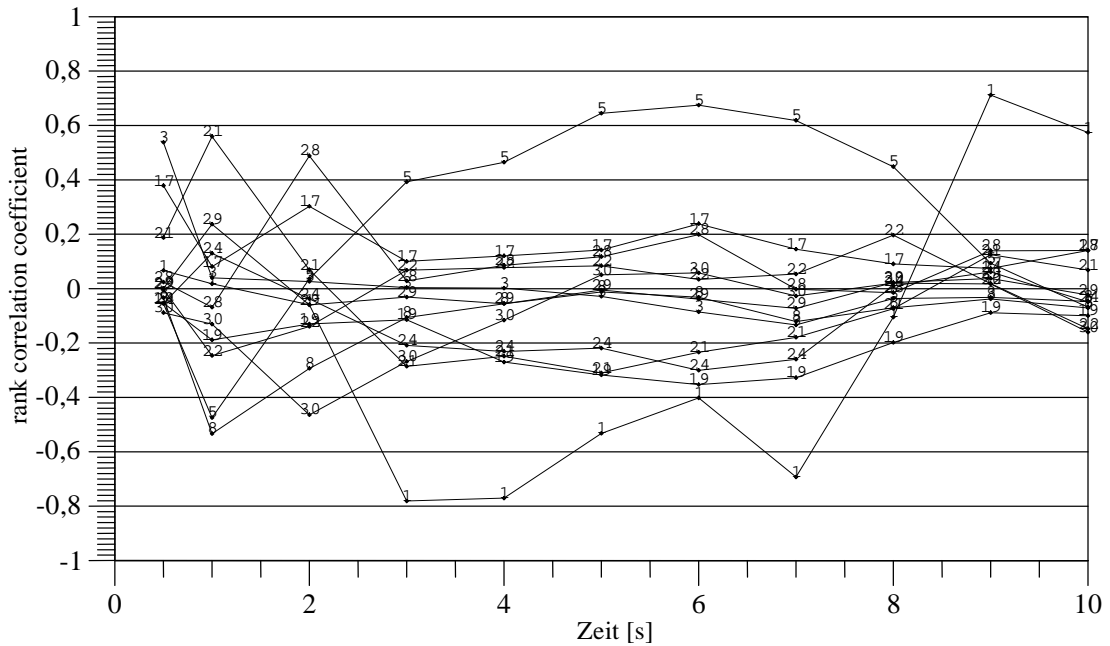


Bild 2.1.5-3 Zeitliche Verläufe der Sensitivitätsmaße (Rangkorrelationskoeffizienten) der 33 Eingangsparameter für die Kernleistung (Spearman's Rang korrelationskoeffizient) für die ersten 10 s nach Störfalleintritt

Die wichtigsten unsicheren Parameter in den ersten 10 s nach Störfalleintritt sind gemäß Bild 2.1.5-3:

1. Während des **Anstiegs der Leistung:**

Parameter 3 – Multiplikationsfaktor der relativen Geschwindigkeit von Wasser und Dampf in den vertikalen Leitungen (positives Vorzeichen),

2. Während der **ersten Leistungsspitze** sind dies:

Parameter 5 – Multiplikationsfaktor der relativen Geschwindigkeit im Bündel (negatives Vorzeichen),

Parameter 8 – Kritische Geschwindigkeit für Wassermittress in der Bündelgeometrie des Kerns (negatives Vorzeichen),

Parameter 21 – Multiplikationsfaktor des Dichte-Reaktivitätskoeffizienten (positives Vorzeichen);

3. während der **zweiten Leistungsspitze:**

Parameter 28 – Zeitverzug des Pumpenabfahrens (positives Vorzeichen),

Parameter 30 – Aktivierungsdruck der Druckentlastungsventile (negatives Vorzeichen);

4. während der **Leistungsabnahme:**

Parameter 1 – Kontraktionsziffer für die Dampfausströmung durch die Druckentlastungsventile (bis 8 s negatives Vorzeichen, danach bis 10 s positives Vorzeichen),

Parameter 5 – Multiplikationsfaktor der relativen Geschwindigkeit zwischen Wasser und Dampf im Bündel (positives Vorzeichen).

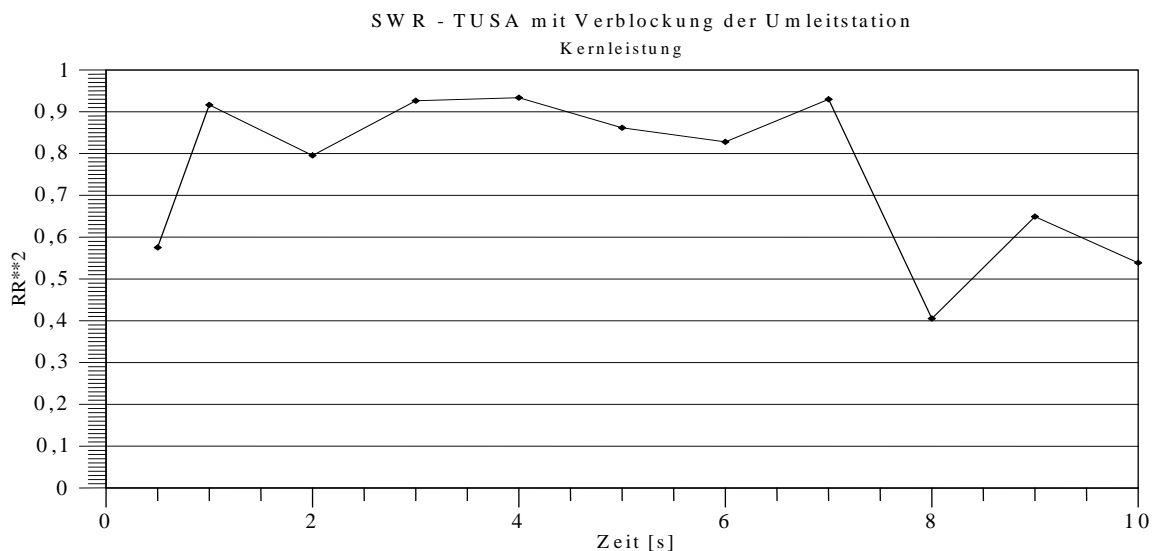


Bild 2.1.5-4 Bestimmtheitsmaß RR^2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten der thermischen Kernleistung bezüglich der unsicheren Eingangsparameter (von den Sensitivitätsmaßen erklärter Anteil der Variabilität der 153 Rechenergebnisse nach Rangtransformation)

Das Bestimmtheitsmaß RR^2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten der thermischen Kernleistung bezüglich der unsicheren Eingangsparameter zeigt Bild 2.1.5-4. Es gibt

den Anteil der Variabilität in den 153 Rechenergebnissen an, der von den Sensitivitätsmaßen aller unsicheren Eingangsparameter erklärt wird. Je näher sein Wert bei eins liegt, umso aussagekräftiger sind die Sensitivitätsmaße. Signifikant sind die Sensitivitätsmaße oberhalb einer Grenze, die durch das 99%-Quantil der Beta $(k/2, N-(k+1)/2)$ - Verteilung gegeben ist, wobei N die Anzahl der Rechenläufe und k die Anzahl der unsicheren Eingangsparameter ist. Mit $N = 153$ und $k = 33$, wie in der vorliegenden Analyse, beträgt die Signifikanzgrenze für das Bestimmtheitsmaß $RR^2 = 0,35$ (für ein 95%-Quantil ist die Signifikanzgrenze = 0,31). Wird dieser Wert unterschritten, kann die Variabilität oder Unsicherheit der Ergebnisgröße durch die Sensitivitätsmaße nicht mehr erklärt werden. Eine Sensitivitätsaussage auf der Basis der Sensitivitätsmaße ist dann nicht mehr zuverlässig.

2.1.5.2 Druck im Reaktordruckbehälter

Die berechneten zeitlichen Verläufe des Drucks im Reaktordruckbehälter infolge des gemeinsamen Einflusses aller spezifizierten Verteilungen der Eingangsparameter sind in Bild 2.1.5-5 ab Störfallbeginn gezeigt. Die Sensitivitätsmaße des Drucks im oberen Plenum in Abhängigkeit von der Zeit sind in der Bild 2.1.5-6 aufgetragen.

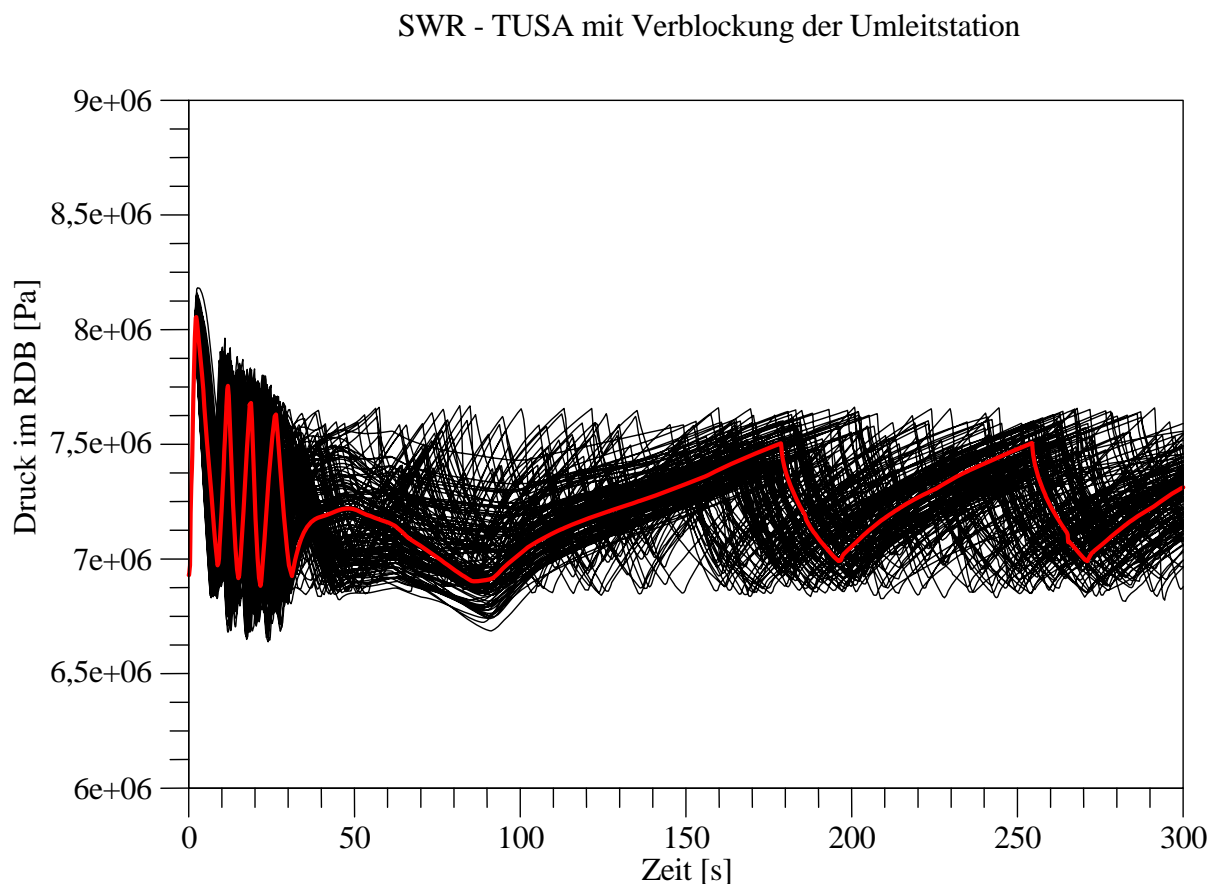


Bild 2.1.5-5 Berechnete zeitliche Verläufe des Drucks im Reaktordruckbehälter, 153 Rechnungen

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

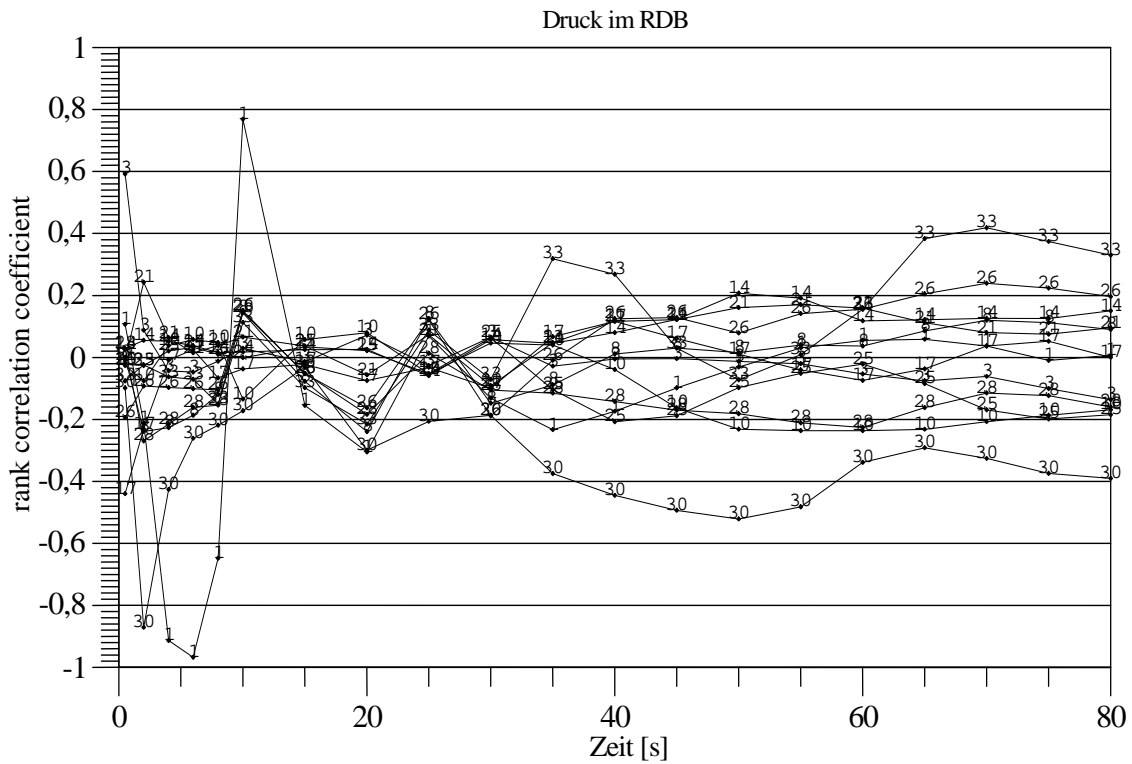


Bild 2.1.5-6 Zeitliche Verläufe der Sensitivitätsmaße (Rangkorrelationskoeffizienten) der 33 Eingangsparameter für den Druck im Reaktordruckbehälter

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

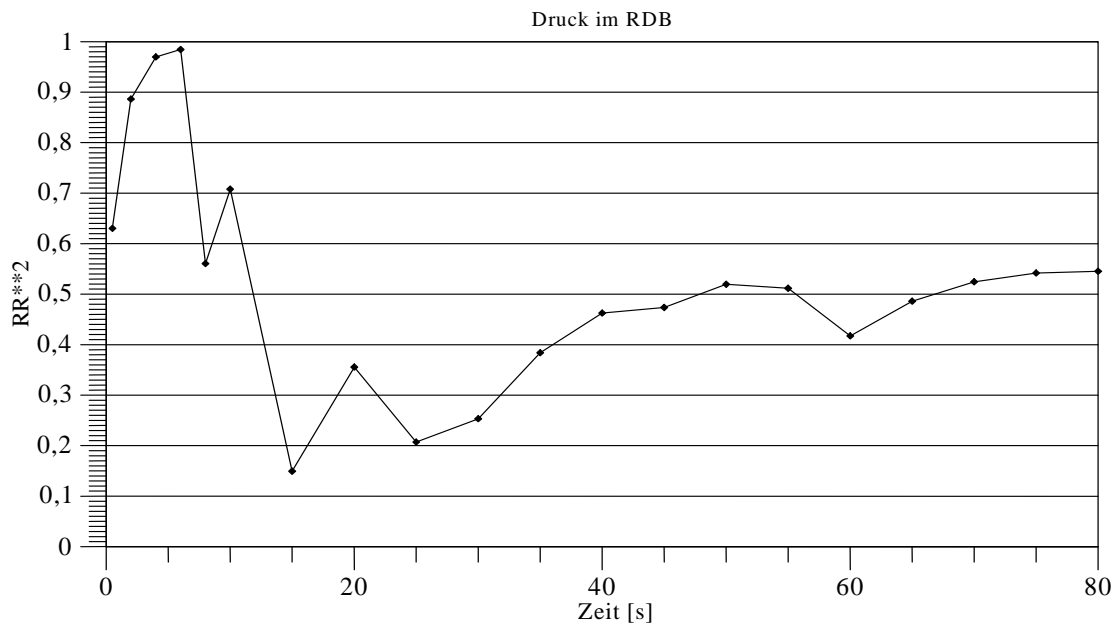


Bild 2.1.5-7 Bestimmtheitsmaß RR^2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten des Drucks im Reaktorbehälter bezüglich der unsicheren Eingangsparameter (von den Sensitivitätsmaßen erklärter Anteil der Variabilität der 153 Rechengebnisse nach Rangtransformation)

Der berechnete Maximaldruck beträgt 81 bar und tritt etwa 2 s nach TUSA auf.

Die wichtigsten unsicheren Parameter sind

1. für die erste Druckspitze:
Parameter 30 – Aktivierungsdruck der Druckentlastungsventile (negatives Vorzeichen);
2. für die Phase bis ca. 20 s:
Parameter 1 – Kontraktionsziffer für Dampfausströmung in den Druckentlastungsventilen (wechselndes Vorzeichen),
Parameter 30 – Aktivierungsdruck der Druckentlastungsventile (negatives Vorzeichen);
3. für die Phase ab 20 s:
Parameter 30 – Druckentlastungsventile – Aktivierungsdruck (negatives Vorzeichen),
Parameter 33 – Abschaltung des Einspeisesystems und Durchdringungsabschluss –
Unsicherheit der Füllstandmessung (positives Vorzeichen).

Das Bestimmtheitsmaß RR^2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten des Reaktor-drucks bezüglich der unsicheren Eingangsparameter zeigt Bild 2.1.5-7. Es gibt den Anteil der Variabilität in den 153 Rechenergebnissen an, der von den Sensitivitätsmaßen aller unsicheren Eingangsparameter erklärt wird. Je näher sein Wert bei eins liegt, umso aussagekräftiger sind die Sensitivitätsmaße. Für kleinere Werte als 0,31 sind die Sensitivitätsmaße nicht relevant, siehe Erklärung im Abschnitt 2.1.5.1.

2.1.5.3 Maximale Hüllrohrtemperatur

Die berechneten zeitlichen Verläufe der maximalen Hüllrohrtemperatur infolge des gemeinsamen Einflusses aller spezifizierten Verteilungen der Eingangsparameter sind in Bild 2.1.5-8 gezeigt. Die berechnete einseitige obere Toleranzgrenze wurde zu 1160°C berechnet, siehe Bild 2.1.5-9 und Bild 2.1.5-10. In Bild 2.1.5-8 zeigen 20 Rechenläufe einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Unterschiedliche Sensitivitätsmaße zeigen hier unterschiedliche dominante Eingangsparameter für die Unsicherheit der maximalen Hüllrohrtemperatur. Der bedeutendste unsichere Parameter für die Unsicherheit der maximalen Hüllrohrtemperatur ist nach den Korrelationskoeffizienten Parameter 16, der Multiplikationsfaktor der kritischen Heizflächenbelastung (Bild 2.1.5-11). Nach dem Rangkorrelationskoeffizienten ist Parameter 11, der Multiplikationsfaktor für den Wärmeübergangskoeffizienten bei Blasensieden am bedeutendsten, Bild 2.1.5-12.

Physikalisch verursacht ein Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung den Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Dies gibt der Korrelationskoeffizient wieder. Der unsichere Eingangsparameter 16 (kritische Heizflächenbelastung) hat bei den 20 Kurven mit einem Tem-

peraturanstieg Werte aus dem Bereich 0.7 – 0.913. Ohne Temperaturanstieg variiert der Multiplikationsfaktor in dem Bereich 0.715 – 1.30.

Bei Verwendung des Rangkorrelationskoeffizienten ist die Abstufung der Temperaturen von Bedeutung, weniger der größenmäßige Unterschied der Temperaturen. Die Temperaturunterschiede zwischen den Rängen sind sowohl mit als auch ohne Temperaturanstieg hauptsächlich durch die Variation der Wärmeübergangskoeffizienten für Blasensieden verursacht, da zur Zeit des Temperaturanstiegs im Kernbereich die Wärmeübertragung von den Brennstäben zum Kühlmittel durch Blasensieden stattfindet. Während des Temperaturanstiegs findet der Wärmeübergang zum größten Teil im Übergangsbereich zwischen Blasensieden und Filmsieden statt, deshalb ist auch hier die Variation des Wärmeübergangskoeffizienten für Blasensieden dominierend. In diesem Fall ist der gewöhnliche Korrelationskoeffizient maßgeblich. Der Rangkorrelationskoeffizient gibt hauptsächlich den Einfluss für die Variation der Hüllrohrtemperatur an, die keinen Temperaturanstieg aufweisen. Diese dominiert, da 87 % der Analysen keinen Temperaturanstieg aufweisen.

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

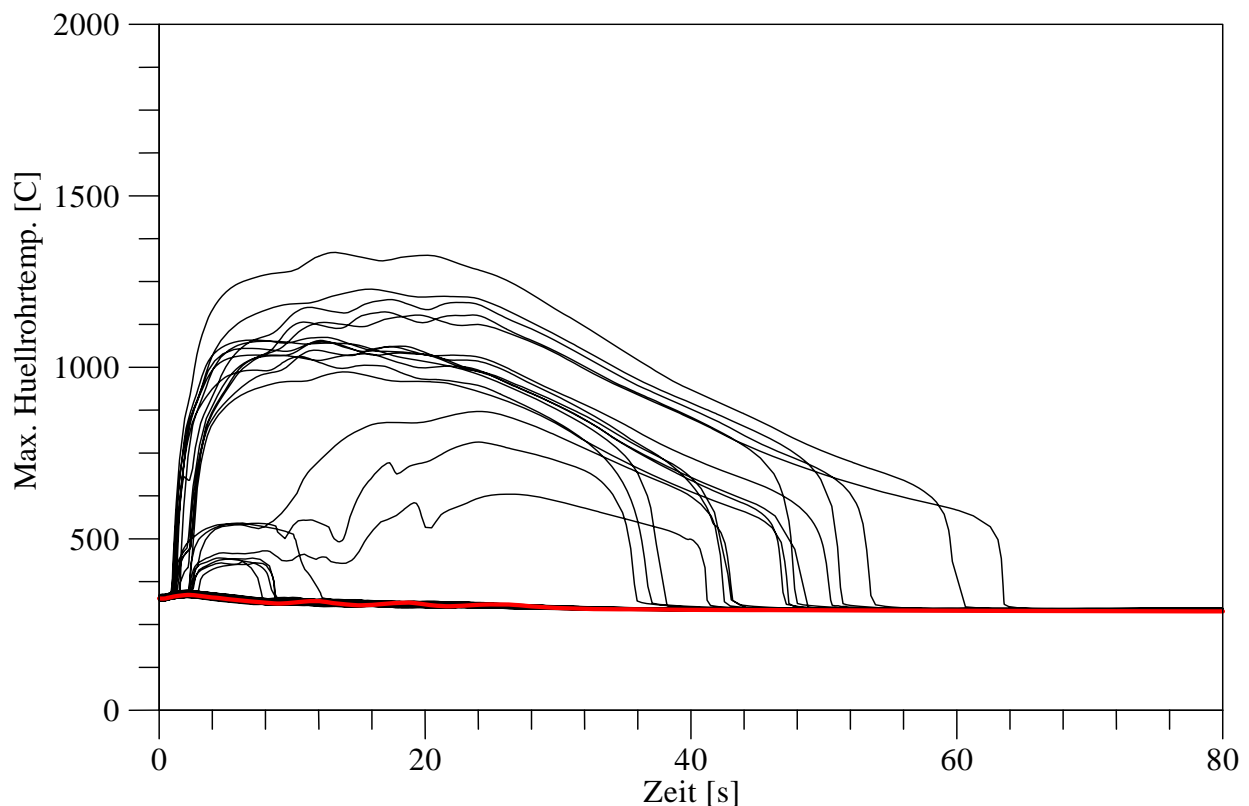


Bild 2.1.5-8 Berechnete zeitliche Verläufe der maximalen Hüllrohrtemperatur, 153 Rechnungen

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

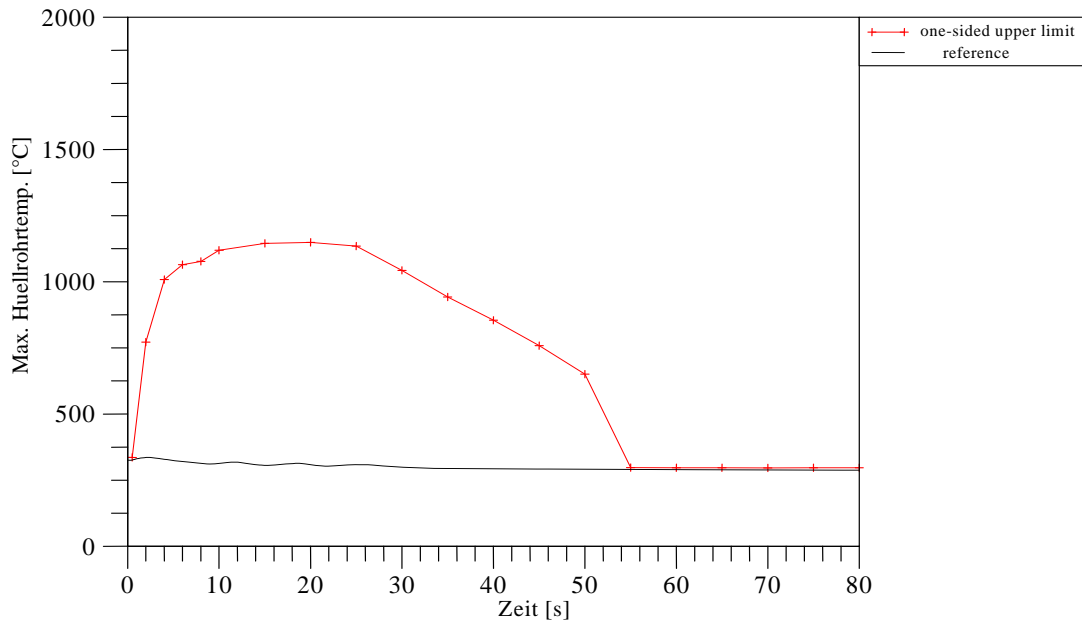


Bild 2.1.5-9 Zeitlicher Verlauf der einseitigen (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze der berechneten maximalen Hüllrohrtemperatur und der Referenzrechnung

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

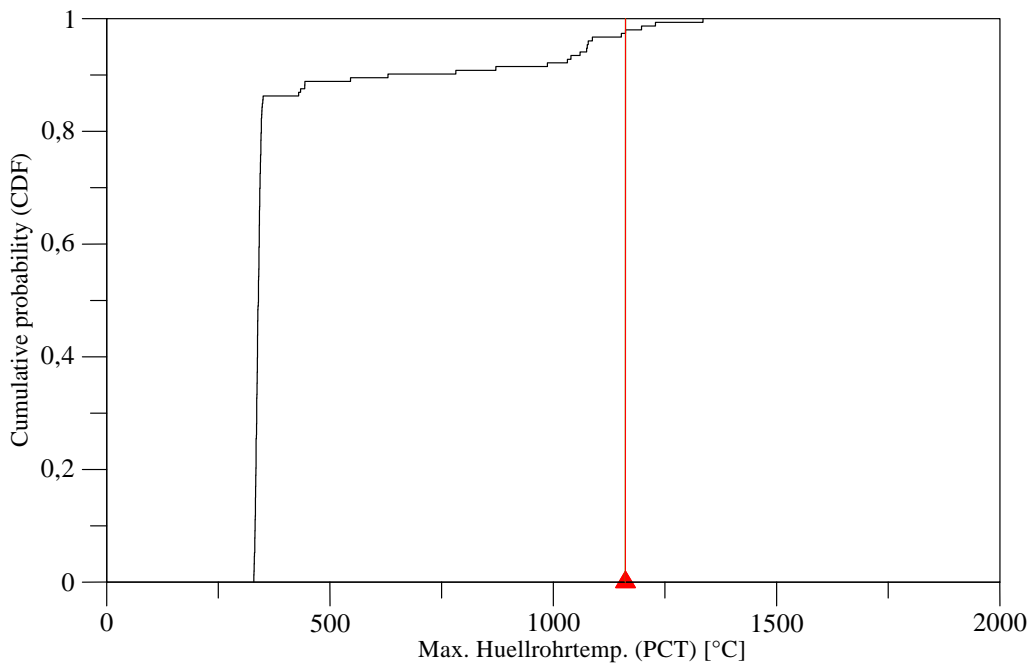


Bild 2.1.5-10 Kumulative Verteilungsfunktion aus den 153 berechneten alternativen maximalen Hüllrohrtemperaturen mit einseitiger Toleranzgrenze

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation
Max. Huellrohrtemp. (PCT)

$R^{**2} = 0.4813$

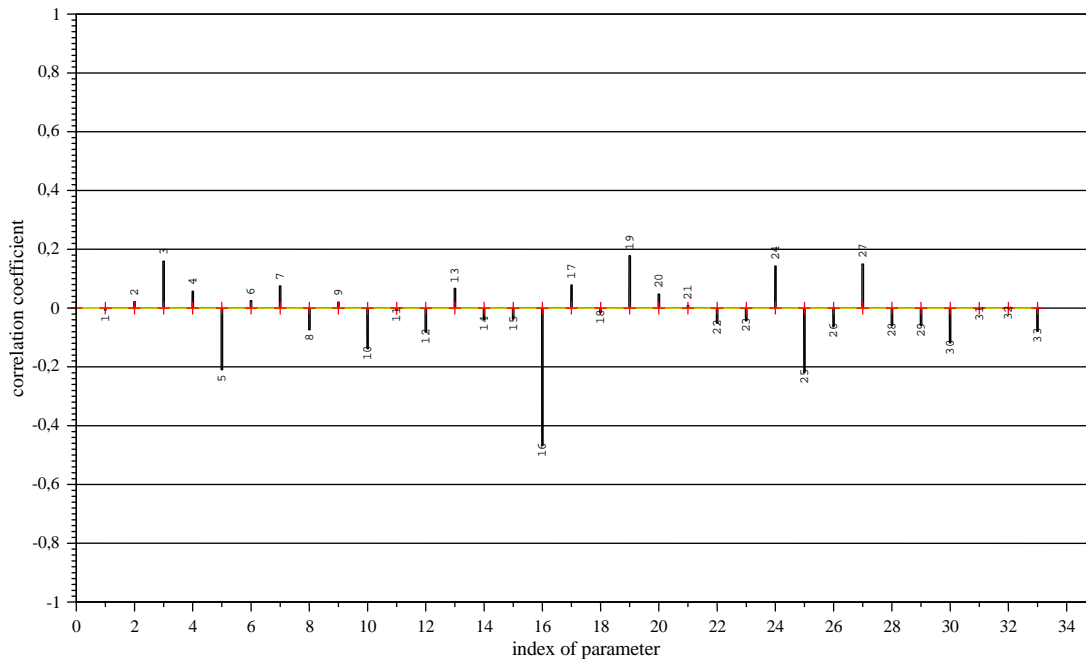


Bild 2.1.5-11 Korrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße für die maximale Hüllrohrtemperatur

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation
Max. Huellrohrtemp. (PCT)

rank $R^{**2} = 0.7486$

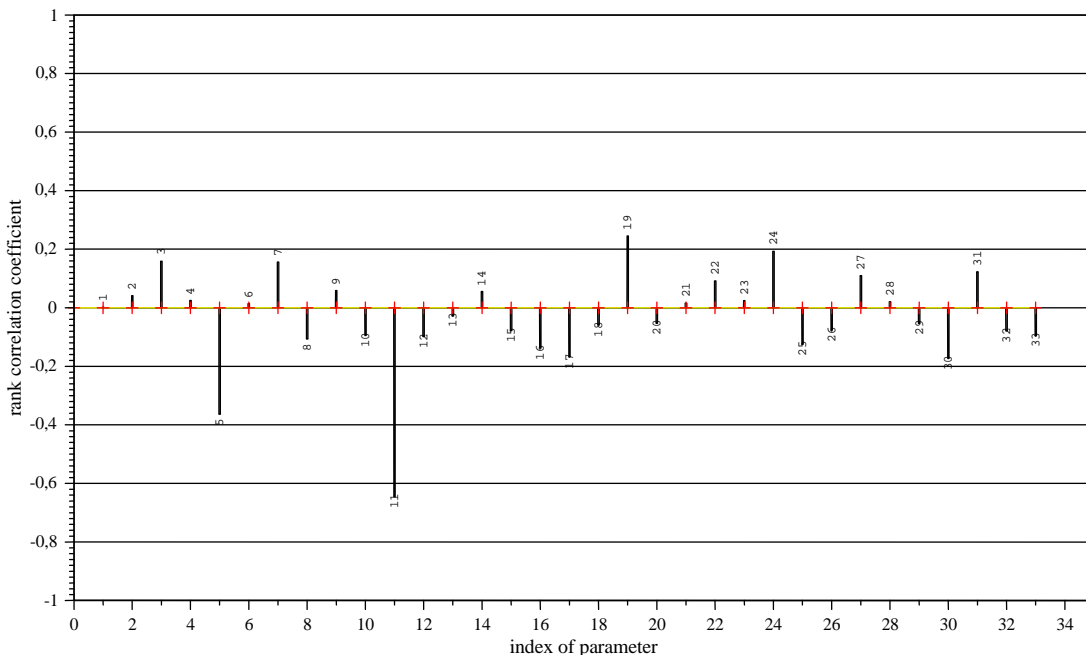


Bild 2.1.5-12 Rangkorrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße für die maximale Hüllrohrtemperatur

Die Sensitivitätsmaße für die maximale Hüllrohrtemperatur sind in Bild 2.1.5-11 und Bild 2.1.5-12 gezeigt. Die wichtigsten unsicheren Parameter sind nach den Korrelationskoeffizienten:

- Parameter16 – Multiplikationsfaktor der kritischen Heizflächenbelastung (negatives Vorzeichen),

Nach den Rangkorrelationskoeffizienten sind die bedeutendsten Eingabeparameter:

- Parameter 11 – Multiplikationsfaktor für den Wärmeübergangskoeffizienten bei Blasensieden (negatives Vorzeichen) und
- Parameter 5 – Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit im Bündel (positives Vorzeichen).

Die zeitlichen Verläufe der Korrelationskoeffizienten und der Rangkorrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße der 33 Eingangsparameter für die maximale Hüllrohrtemperatur sind in Bild 2.1.5-13 und Bild 2.1.5-14 wiedergegeben.

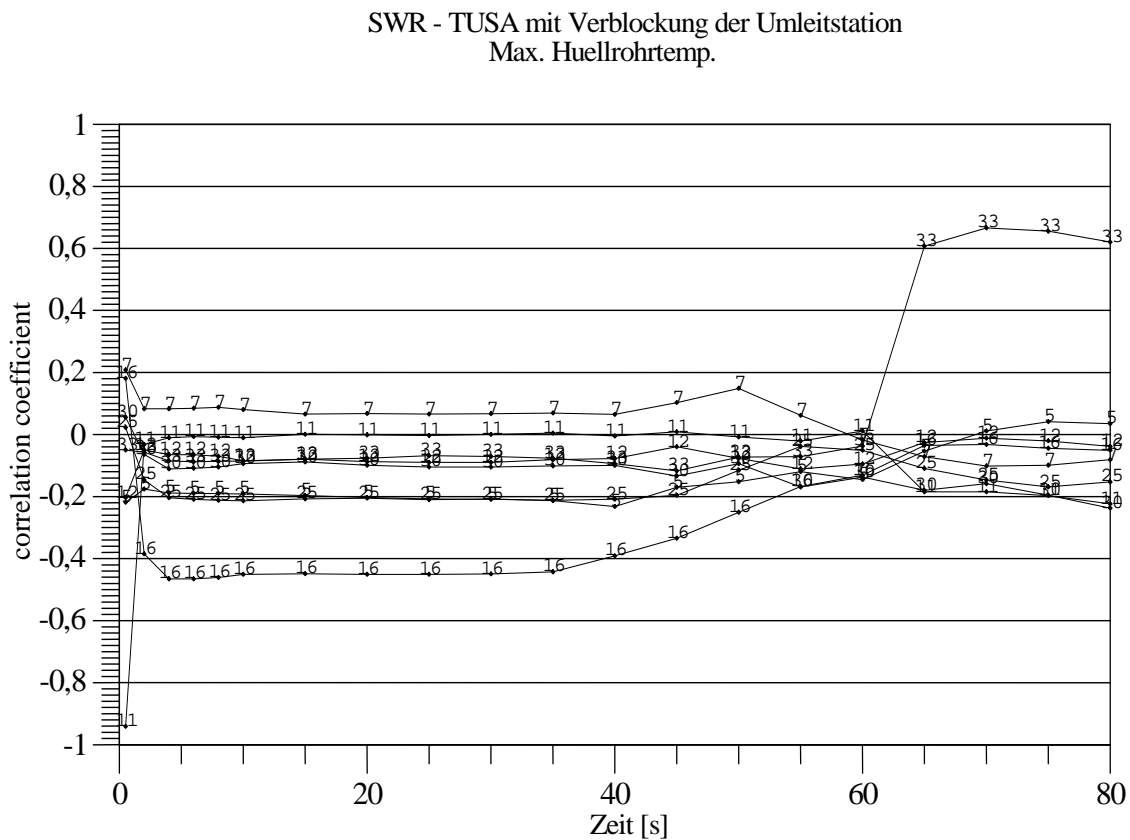


Bild 2.1.5-13 Zeitliche Verläufe der Korrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße der 33 Eingangsparameter für die maximale Hüllrohrtemperatur

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation
Max. Hüllrohrtemp.

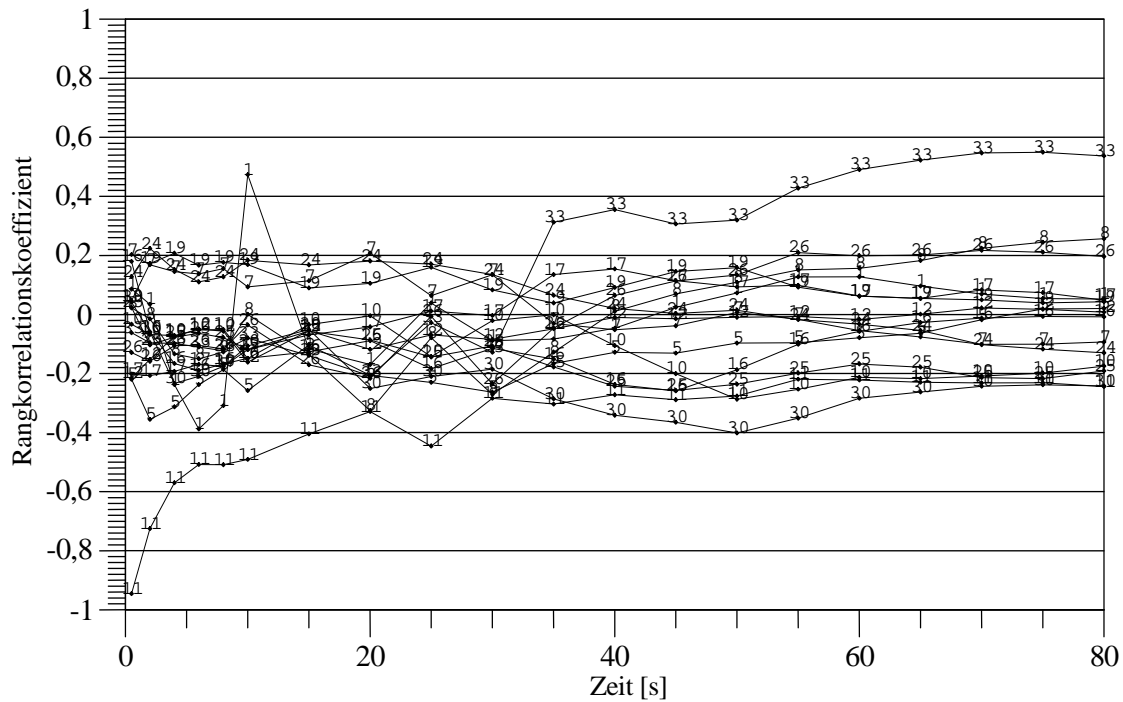


Bild 2.1.5-14 Zeitliche Verläufe der Rangkorrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße der 33 Eingangsparameter für die maximale Hüllrohrtemperatur

Während des Anstiegs der Hüllrohrtemperatur sind nach dem Rangkorrelationskoeffizienten folgende Eingangsparameter maßgeblich für die Unsicherheit der maximalen Hüllrohrtemperatur:

- Parameter 11 – Multiplikationsfaktor des Wärmeübergangskoeffizienten für Blasenieden (negatives Vorzeichen),
- Parameter 1 – Kontraktionsziffer für Dampfausströmung in den Druckentlastungsventilen (wechselndes Vorzeichen),
- Parameter 5 – Multiplikationsfaktor der relativen Geschwindigkeit zwischen Wasser und Dampf im Bündel (positives Vorzeichen).

Während der Abnahme der Hüllrohrtemperaturen sind von Bedeutung:

- Parameter 33 – Abschaltung des Einspeisesystems und Durchdringungsabschluss – Unsicherheit der Füllstandsmessung (positives Vorzeichen) und
- Parameter 30 – Aktivierungsdruck der Druckentlastungsventile (negatives Vorzeichen).

Den Einfluss des Parameters 33 sieht man auch deutlich im Verlauf des Füllstands im Reaktordruckbehälter. Höhere Messung des Füllstands bewirkt tendenziell früheres Abschalten des Einspeisesystems und damit eine Absenkung des Füllstands, was höhere Hüllrohrtemperaturen zur Folge hat. Durch einen höheren Aktivierungsdruck der Druckentlastungsventile ist der Druck im Reaktordruckbehälter tendenziell höher, was die Einspeisung verringert.

2.1.5.4 Füllstand im Reaktordruckbehälter

Ein interessantes Ergebnis der Unsicherheitsanalyse ist der Verlauf des Wasserstands im Reaktordruckbehälter (RDB). 10 s nach Störfallbeginn kommt es zur Bifurkation des Füllstandverlaufs. In 39 Rechnungen wird eine Absenkung des Füllstandes berechnet. Die Ursache ist der Durchdringungsabschluss und die Abschaltung des Hochdruckeinspeisesystems TJ wegen Überspeisung auf Grund des Signals „Reaktorfüllstand äußerst hoch > 14,92 m“. Der Durchdringungsabschluss führt zur Isolation des Speisewassersystems. In der Anfangsphase der Transiente ist die Reaktorleistung noch relativ hoch und das Speisewassersystem ist noch aktiv. Der Durchdringungsabschluss und nachfolgend die Isolation des Speisewassersystems führen zu partiellem Ausdampfen des Wasserinventars. In der späteren Phase der Transiente ist die Reaktorleistung wesentlich geringer, die Wärme wird dann durch das Nachspeisesystem abgeführt. Der wichtigste unsichere Eingangsparameter für die frühe Aktivierung des Durchdringungsabschlusses ist die Unsicherheit der Füllstandsmessung (Parameter 33). Aus dem gesamten Bereich der additiven Korrekturen der Füllstandsmessung von -0.5 m bis +0.5 m führt der Bereich von +0.21 m bis +0.50 m zur frühzeitiger Abschaltung des Einspeisesystems und zur Füllstandabsenkung. Im oberen Ast des Füllstandverlaufs, für den die Unsicherheit der Füllstandsmessung in dem Bereich von -0.5 m bis +0.292 m variiert, findet der Durchdringungsabschluss wesentlich später statt, so auch in der Referenzrechnung nach 150 s. Die 8 Rechenläufe im Zwischenbereich von +0,21 und +0,292 m zeigen teils Absenkung des Füllstands, teils keine Absenkung. Dies hängt auch von der Variation der übrigen Eingangsparameter ab (Bild 2.1.5-15).

SWR - TUSA mit Verblockung der Umleitstation

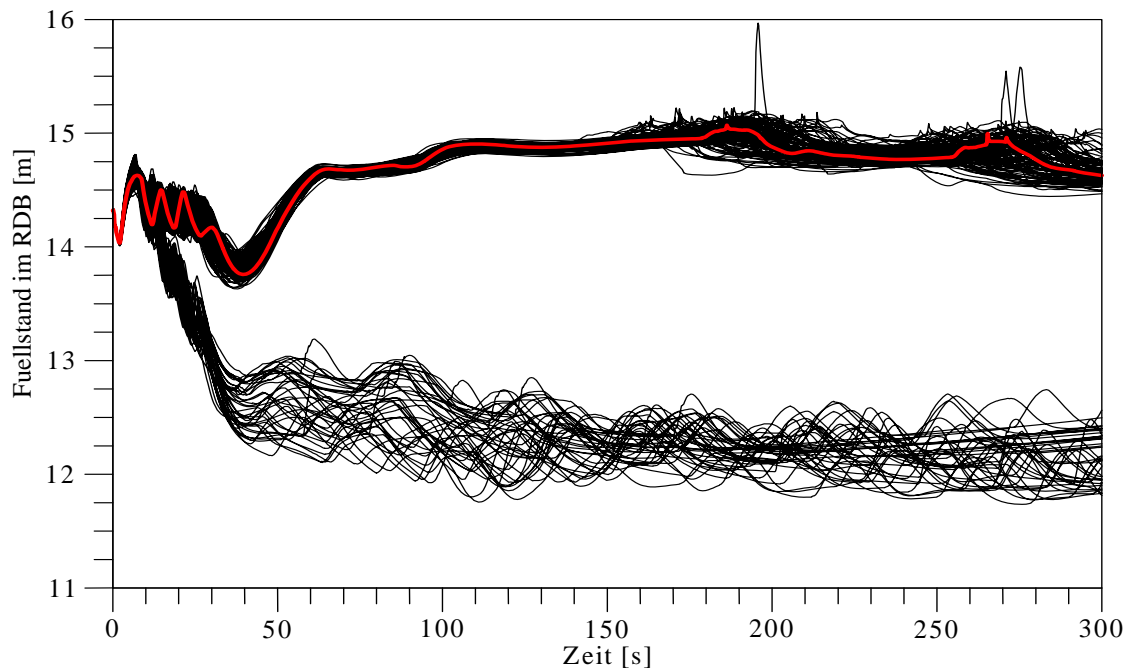


Bild 2.1.5-15 Zeitlicher Verlauf des Füllstands im Reaktordruckbehälter, 153 Rechnungen

2.1.6 Zusammenfassung

Die Aussagesicherheit der mit dem Rechenprogramm ATHLET ermittelten Rechenergebnisse wurde quantifiziert, und zwar für ein Ereignis „Turbinenschnellschluss (TUSA) mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation (FDU) und zusätzlichem Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“. Dies ist ein seltenes Ereignis, das gewählt wurde, um die Aufheizung der Kernbrennstäbe zu berechnen. Dies ist von der GRS zum ersten Mal exemplarisch für ein ausgewähltes Ereignis in einem Siedewasserreaktor (SWR) durchgeführt worden. Unsicherheitsanalysen wurden davor lediglich für Druckwasserreaktoren angewendet.

Es wird der gemeinsame Einfluss der Unsicherheit oder Unschärfe von Eingangsparametern auf ATHLET-Rechenergebnisse quantifiziert. Diese Ergebnisse sind unsicher aufgrund verschiedener Beiträge, und zwar Vereinfachungen von Modellen des Rechenprogramms, Unsicherheiten der Modelle, mit denen das komplexe Verhalten einer Reaktoranlage im Störfall ermittelt wird, Variation und ungenauer Kenntnis der Anfangs- und Randbedingungen sowie der Anlagenparameter und der Reaktorregelung nach Eintritt des Störfalls. Diese Unsicherheitsbeiträge wurden in die vorliegende Analyse einbezogen. Der Stand des Wissens zu den Parametern wurde durch Angabe von Bereichen und Verteilungen quantifiziert. Der hier

quantifizierte Einfluss auf die Rechenergebnisse enthält demnach nicht allein Einflüsse von Modellunsicherheiten des verwendeten Rechenprogramms.

Die berechnete höchste einseitige obere Toleranzgrenze der maximalen Hüllrohrtemperatur der Brennstäbe wurde zu 1160°C berechnet. 20 von 153 Rechenläufen zeigen einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Die Variation der kritischen Heizflächenbelastung hat einen entscheidenden Einfluss auf die Unsicherheit der berechneten maximalen Hüllrohrtemperatur. Ein Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung bewirkt einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Mindestens 95 % des gemeinsamen Einflusses aller berücksichtigten unsicheren Eingangsparameter liegen jeweils unterhalb der errechneten einseitigen Toleranzgrenze für diese Temperaturen mit mindestens 95 % Vertrauensgrad. Der Vertrauensgrad berücksichtigt den möglichen Einfluss der Tatsache, dass nur eine begrenzte Anzahl von Rechnungen durchgeführt wird, hier 153 Rechenläufe.

Die Ergebnisse der maximalen Hüllrohrtemperatur der Referenzrechnung, in der die in ATHLET verfügbaren Standardwerte (Defaults) für die Modellgleichungen und die Nominalwerte für die Anfangs- und Randbedingungen ohne Berücksichtigung von Unsicherheiten verwendet werden, zeigen keine Aufheizung der Brennstab-Hüllrohre. Die Differenz von etwa 860°C zur oberen einseitigen Toleranzgrenze der Analyse sind Auswirkungen der Unsicherheiten oder Unschärfe in den zahlreichen Modellen und Korrelationen, die in einem Thermohydraulik-Rechenprogramm implementiert sind sowie der Unsicherheiten der Reaktorregelung.

Weitere Bandbreiten von Ergebnisgrößen sind dargestellt für die Kernleistung, den Druck im Reaktorbehälter und den Füllstand im Reaktordruckbehälter. Ein interessantes Ergebnis der Unsicherheitsanalyse ist der Verlauf des Wasserstands im Reaktordruckbehälter. 10 s nach Störfallbeginn kommt es zur Bifurkation des Füllstandverlaufs. In 39 Rechnungen wird eine Absenkung des Füllstandes berechnet. Die Ursache ist der Durchdringungsabschluss und die Abschaltung des Hochdruckeinspeisesystems TJ wegen Überspeisung auf Grund des Signals „Reaktorfüllstand äußerst hoch > 14,92 m“. Der Durchdringungsabschluss führt zur Isolation des Speisewassersystems. In der Anfangsphase der Transiente ist die Reaktorleistung noch relativ hoch und das Speisewassersystem ist noch aktiv. Der Durchdringungsabschluss und nachfolgend die Isolation des Speisewassersystems führen zu partiellem Ausdampfen des Wasserinventars. In der späteren Phase der Transiente ist die Reaktorleistung wesentlich geringer, die Wärme wird dann durch das Nachspeisesystem abgeführt. Der wichtigste unsichere Eingangsparameter für die frühe Aktivierung des Durchdringungsabschlusses ist die Unsicherheit der Füllstandsmessung.

Die Rangfolge der genannten individuellen Beiträge der Eingangs-Parameter zur Unsicherheit des Rechenergebnisses ist ein weiteres Ergebnis, das sich aus den 153 durchgeführten Rechenläufen mittels einer Sensitivitätsanalyse ergibt. Diese Rangfolge gibt an, welche von den Eingangsparametern am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen und liefert somit Hinweise, wo der Kenntnisstand hauptsächlich verbessert werden sollte, um den Unsicherheitsbereich des Rechenergebnisses zu reduzieren.

Für die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen zeigt sich damit, dass hohe Ansprüche an die Spezifikation der Bereiche und Verteilungen der Eingangsparameter zu stellen sind, da sie den Wertebereich und die Verteilung des Rechenergebnisses maßgeblich mitbestimmen.

Insbesondere zeigen die Analyseergebnisse zur maximalen Hüllrohrtemperatur, dass die Referenzrechnung keine Hinweise auf eine Verletzung eines Akzeptanzkriteriums (in diesem Fall, das 1200°C Kriterium) liefert. Erst eine Unsicherheitsanalyse oder eine Abschätzung von Unsicherheiten durch vereinfachte Verfahren (siehe Kap. 2.2) zeigen die Notwendigkeit einer Quantifizierung von Unsicherheiten auf.

2.2 Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk: Methode mit faktoriellem oder teilfaktoriellem Design zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen (AP 2)

2.2.1 Einleitung

Wegen des hohen Rechenaufwands bei Unsicherheitsanalysen stellt sich die Frage nach geeigneten Methoden, die bereits mit geringem Aufwand auf eine hohe Aussagesicherheit hinsichtlich der Einhaltung von Nachweisgrenzen hinweisen. Diese Methoden sollen die Unsicherheitsanalyse nicht ersetzen, sondern sie sollen mit geringem Rechenaufwand Hinweise darüber geben, ob auf eine genauere Quantifizierung der Aussagesicherheit durch eine rechenaufwändige vollständige Unsicherheitsanalyse verzichtet werden kann, weil bereits durch konservative Abschätzungen die Nachweisgrenzen mit einer hohen Wahrscheinlichkeit eingehalten werden.

Zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen anhand weniger Rechenläufe wurde eine Methode näher betrachtet, die mit einem faktoriellen Design für die unsicheren Parameter des Anwendungsfalles arbeitet („Factorial Design“ Methode). Zusätzlich wurde das Vorgehen mit einem teilfaktoriellen Design für die unsicheren

Parameter („Fractional Factorial Design“ Methode) untersucht. Die Methode mit faktoriellem sowie teilfaktoriellem Design wird beschrieben und anhand von Anwendungsfällen veranschaulicht. Die Eignung zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit wird bewertet.

2.2.2 Methode mit faktoriellem oder teilfaktoriellem Design

Die Methode mit faktoriellem oder teilfaktoriellem Design wird unter Verwendung eines bestimmten Designs für die potentiell wichtigsten unsicheren Parameter (Faktoren) einer Störfallanalyse durchgeführt. Unter Design ist eine bestimmte Auswahl von Wertekombinationen für die unsicheren Parameter zu verstehen. Bestimmte Werte aus der Bandbreite an möglichen Werten für einen Parameter werden mit bestimmten Werten anderer Parameter kombiniert. Mit nur wenigen (z. B. zwei) ausgewählten Werten für jeden unsicheren Parameter und einer geeigneten Kombination der Werte aller betrachteten Parameter soll schließlich eine Auswahl von Rechenergebnissen erzielt werden, die das Ergebnisspektrum und damit die Ergebnisunsicherheit möglichst repräsentativ bzw. etwas konservativer darstellt.

Werden bei insgesamt k unsicheren Parametern jeweils nur 2 Werte für jeden Parameter berücksichtigt (z. B. ein großer und ein kleiner Wert) und alle Werte miteinander kombiniert, so erhält man das 2^k -faktorielle Design („ 2^k -Factorial Design“ Methode). Bei Betrachtung von 3 Parametern mit jeweils 2 Werten erhält man also das 2^3 -faktorielle Design mit insgesamt 8 Wertekombinationen.

Das teilfaktorielle Design („Fractional Factorial Design“) ist kein vollständiges sondern nur ein Teil des faktoriellen Designs. Dabei werden nicht alle möglichen Kombinationen von (z. B. großen und kleinen) Werten für die ausgewählten Parameter berücksichtigt sondern nur eine genau ausgewählte Teilmenge aus diesen Kombinationen. Für 7 Parameter mit jeweils zwei Werten werden anstatt der $N=128=2^7$ Rechenläufe wie beim faktoriellen Design nur 8 Rechenläufe durchgeführt. Dies entspricht dem Rechenaufwand für insgesamt 3 Parameter (mit jeweils zwei Werten) beim Vorgehen mit einem faktoriellen Design. Das „Fractional Factorial“ Design bietet also die Möglichkeit, bei gleichem Rechenaufwand mehr unsichere Parameter zu berücksichtigen. Genau wie beim faktoriellen Design können neben den Einzeleffekten der Parameter auch Interaktionen zwischen jeweils zwei Parametern berücksichtigt werden. Allerdings ist es schwierig, die Unsicherheitsbeiträge der Interaktionen zwischen jeweils zwei Parametern von den Unsicherheitsbeiträgen einzelner Parameter zu trennen.

2.2.2.1 Prinzipielles Vorgehen mit einem faktoriellen bzw. teilfaktoriellen Design

Bei einer Beschränkung auf nicht mehr als 8 Rechenläufe werden ein (vollständiges) „2³-Factorial Design“ oder ein „2⁷-Fractional-Factorial Design“ für die unsicheren Parameter des Anwendungsfalles verwendet. Für das verwendete Design erfolgt zunächst die Auswahl der potentiell wichtigsten unsicheren Parameter und der zu berücksichtigenden Werte für jeden Parameter.

Für das (vollständige) „2³-Factorial Design“ werden jeweils 2 Werte (z. B. ein kleiner und ein großer Wert) der 3 potentiell wichtigsten unsicheren Parameter eines Anwendungsfalles berücksichtigt und alle Werte eines Parameters mit allen Werten der anderen Parameter kombiniert. Die Auswahl der 3 Parameter sollte durch Expertenurteil in Verbindung mit Ergebnissen aus früheren Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen erfolgen. Tab. 2.2.2-1 zeigt ein beispielhaftes 2³-faktorielles Design.

Tab. 2.2.2-1 Mögliche Wertekombinationen des 2³-faktoriellen Designs

Lauf/Faktor	P1	P2	P3
i ₁	groß	groß	groß
i ₂	groß	groß	klein
i ₃	groß	klein	groß
i ₄	groß	klein	klein
i ₅	klein	groß	groß
i ₆	klein	groß	klein
i ₇	klein	klein	groß
i ₈	klein	klein	klein

Beim „2⁷-Fractional-Factorial Design“ werden jeweils 2 Werte von insgesamt 7 Parametern berücksichtigt und entsprechend eines orthogonalen Feldes kombiniert (siehe Tab. 2.2.2-2). Aufgrund der Wertekombinationen entsprechend eines orthogonalen Feldes können – genau wie beim vollständigen faktoriellen Design - neben den Einzeleffekten der Parameter auch Interaktionen zwischen jeweils zwei Parametern berücksichtigt werden.

Tab. 2.2.2-2 Mögliche Wertekombinationen des „2⁷-Fractional-Factorial Designs“

Lauf/ Faktor	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
i ₁	klein	klein	groß	klein	groß	groß	klein
i ₂	groß	klein	klein	klein	klein	groß	groß
i ₃	klein	groß	klein	klein	groß	klein	groß
i ₄	groß	groß	groß	klein	klein	klein	klein
i ₅	klein	klein	groß	groß	klein	klein	groß
i ₆	groß	klein	klein	groß	groß	klein	klein
i ₇	klein	groß	klein	groß	klein	groß	klein
i ₈	groß	groß	groß	groß	groß	groß	groß

Die Werte der Parameter sollten so gewählt werden, dass mit den 8 Wertekombinationen Ergebnisse erzielt werden, die über das gesamte Ergebnisspektrum verteilt sind. Geeignete Wertekombinationen erhält man z. B. durch Auswahl aus der Parameter-Stichprobe für eine vollständige Unsicherheitsanalyse. Geht man davon aus, dass die Stichprobe von **N** Wertekombinationen den Parameterraum repräsentativ entsprechend der (gemeinsamen) Wahrscheinlichkeitsverteilung darstellt, so können mit einer geeigneten Auswahl von 8 Wertekombinationen aus dieser Stichprobe Ergebnisse erzielt werden, die über das gesamte Ergebnisspektrum verteilt sind. Aufgrund der nur geringen Anzahl von Ergebniswerten ist die daraus gewonnene Abschätzung der Ergebnisunsicherheit i. A. konservativer als diejenige, die mit der Stichprobe von **N** Wertekombinationen geschätzt wird. Wenn sich die Ergebniswerte zudem eher in den Randbereichen des Ergebnisspektrums befinden, fällt die Abschätzung der Ergebnisunsicherheit noch konservativer aus.

Stehen die Wertekombinationen entsprechend des faktoriellen bzw. teilfaktoriellen Designs zur Verfügung, werden im nächsten Schritt die Rechenläufe durchgeführt und die Ergebnisse der einzelnen Läufe überprüft. Liegt mindestens ein Ergebnis jenseits der Nachweisgrenze ist ein Kriterium für die Durchführung einer vollständigen Unsicherheitsanalyse erfüllt und die Auswertung kann beendet werden.

Ansonsten erfolgt im letzten Schritt eine konservative Abschätzung des 5%- oder 95%-Quantils bzw. des 95%-Unsicherheitsbereichs des Rechenergebnisses. Eine ausführliche Beschreibung dieser Abschätzung ist in einem separaten GRS-A-Bericht /KLO 11/ zu finden.

Liegt

- die Schätzung für das 5%-Quantil unterhalb der Nachweisgrenze bzw.
- die Schätzung für das 95%-Quantil oberhalb der Nachweisgrenze bzw.
- die Schätzung für die Grenzen des 95%-Unsicherheitsbereichs jenseits der unteren oder oberen Nachweisgrenze,

so ist ein weiteres Kriterium für die Durchführung einer vollständigen Unsicherheitsanalyse erfüllt. Ist dies nicht der Fall, so kann auf eine vollständige Unsicherheitsanalyse verzichtet werden.

2.2.3 Exemplarische Anwendung der Methode

Die Methode wurde für die beiden Transienten ‚Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe‘ und ‚Ausfall aller 4 Hauptkühlmittelpumpen‘ erfolgreich angewendet. Die Anwendung auf die Transiente ‚TUSA ohne FDU‘ war mit Problemen verbunden. Ca. 20-25% der vorgenommenen Rechenläufe führten zum vorzeitigen Abbruch. Die Ursachen für die Abbrüche der Rechenläufe konnten in diesem Vorhaben nicht geklärt werden.

Im Folgenden wird die Anwendung der Methode für die Transiente ‚Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe‘ näher beschrieben. Der Anwendungsfall „Ausfall aller 4 Hauptkühlmittelpumpen“ ist in einem separaten GRS-A-Bericht /KLO 11/ beschrieben.

2.2.3.1 Transiente ‚Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe‘

Für diesen Anwendungsfall war zu zeigen, dass eine hohe Aussagesicherheit dafür besteht, dass nach Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe die Anlage durch automatisch eingreifende Regelungs- und Begrenzungssysteme in einen stabilen sicheren Zustand überführt werden kann. In Zahlen ausgedrückt war zu zeigen, dass der Füllstand aller 4 Dampferzeuger mit einer hohen Wahrscheinlichkeit von mindestens 95% über der RESA-Nachweisgrenze bleibt. Für die betrachtete Referenzanlage beträgt die RESA-Nachweisgrenze 9 m.

Insgesamt wurden für den Anwendungsfall 42 unsichere Parameter identifiziert. Der Kenntnisstand hierzu wurde mittels Wahrscheinlichkeitsverteilungen und, falls erforderlich, mittels geeigneter Abhängigkeitsmaße bzw. -funktionen quantifiziert. Basierend auf den spezifizier-

ten Wahrscheinlichkeitsverteilungen und Abhängigkeitsmaßen wurde eine Stichprobe von $N=100$ Wertekombinationen generiert.

2.2.3.1.1 Methode mit einem 2^3 -faktoriellen Design

Aus der für die Unsicherheitsanalyse generierten Stichprobe von $N = 100$ Wertekombinationen wurden insgesamt 8 Wertekombinationen für 3 Parameter entsprechend des ‚ 2^3 -Factorial Designs‘ ausgewählt.

Die Auswahl der Parameter erfolgte zunächst aufgrund der Größe des Unsicherheitsbereichs der Parameter, wobei die 3 Parameter mit der größten standardisierten Spannweite ausgewählt wurden. Das sind die folgenden Parameter:

- Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Vertikale Leitungen
- Zahl der Blasen pro Einheitsvolumen, Primär- und Sekundärkreislauf
- Konvergenzkriterium

Nach der Auswahl der Wertekombinationen für die Parameter wurden die entsprechenden Rechenläufe gestartet und die Ergebnisse überprüft.

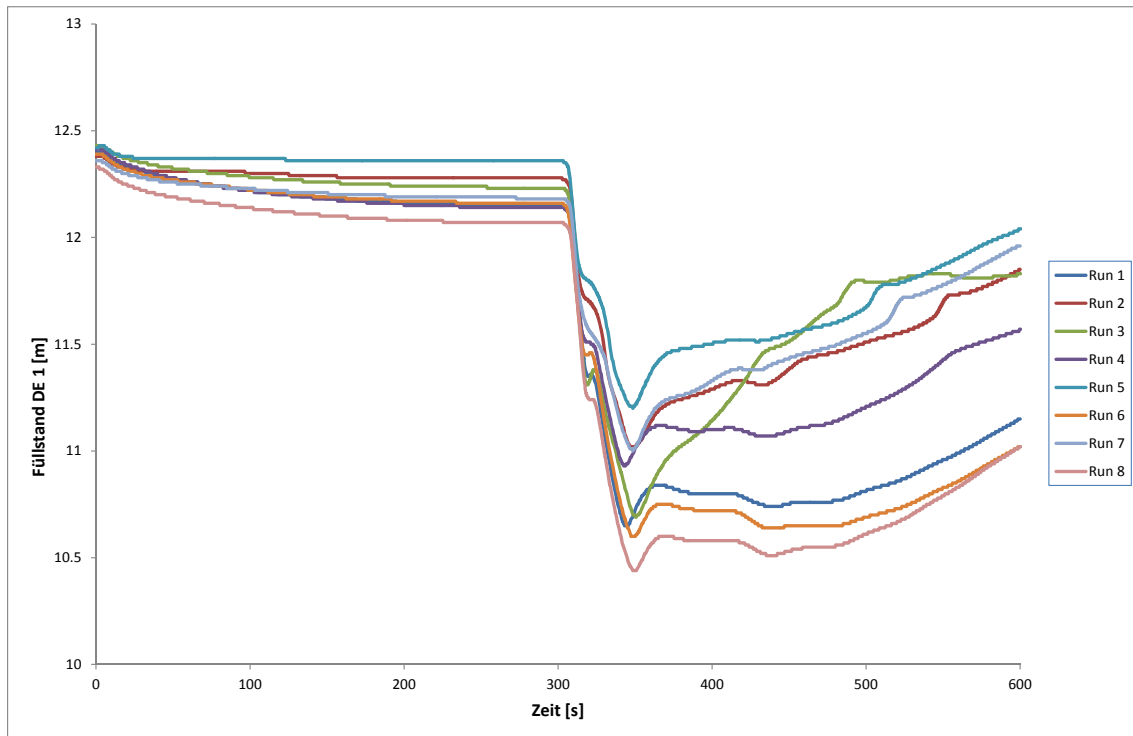


Bild 2.2.3-1 Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger für 8 Wertekombinationen entsprechend des 2^3 -faktoriellen Designs (Auswahl von Parametern aufgrund der Größe ihres Unsicherheitsbereichs)

Bild 2.2.3-1 zeigt die 8 Verläufe des Füllstands für Dampferzeuger 1. Da ca. 300 s für die Berechnung der Nulltransiente erforderlich waren, erfolgte das Abschalten der Hauptspeisewasserpumpe bei 301 s. Als Folge des Abschaltens kommt es zu einem starken Abfall des Füllstands, der zwischen 343 s und 351 s sein Minimum erreicht. Bei Lauf 8 ist mit 10.44 m der niedrigste Füllstand zu verzeichnen. Da die Reaktorleistung auf ca. 45 % reduziert wurde, kann diese über die Turbine bzw. die Frischdampfumleitstation abgeführt werden. Die Bespeisung der Dampferzeuger durch eine Hauptspeisewasserpumpe ist damit ausreichend.

Da bei keinem der Rechenläufe der Dampferzeuger-Füllstand unterhalb der RESA-Nachweisgrenze von 9 m lag, erfolgte die Schätzung des 5%-Quantils für den minimalen Dampferzeuger-Füllstand. Diese lag mit 9.68 m über der RESA-Nachweisgrenze von 9 m. Das würde bedeuten, dass man für die Transiente ‚Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe inklusive Reservepumpe‘ auf Basis der Ergebnisse des faktoriellen Designs auf eine Unsicherheitsanalyse verzichten könnte.

Da die Auswahl von Parametern aufgrund der Größe ihres Unsicherheitsbereichs nur unter bestimmten Bedingungen zu konservativen Ergebniswerten führt, wurden in einem weiteren Schritt folgende Parameter aufgrund von Expertenurteil ausgewählt:

- der Anfangsfüllstand der Dampferzeuger

- der Fehler bei der Dampferzeuger-Füllstandsregelung – Schmalbereich
- die Fördermenge der Hauptspeisewasser-Pumpe.

Nach der Auswahl der Wertekombinationen für diese Parameter wurden die Rechenläufe gestartet und die Ergebnisse überprüft. Bild 2.2.3-2 zeigt die 8 Verläufe des Füllstands für Dampferzeuger 1. Da bei keinem der Rechenläufe der Dampferzeuger-Füllstand unterhalb der RESA-Nachweisgrenze von 9 m lag, erfolgte die Schätzung des 5%-Quantils für den minimalen Dampferzeuger-Füllstand. Diese ergab 8.88 m und liegt unterhalb der RESA-Nachweisgrenze. Unter diesen Voraussetzungen wird empfohlen eine vollständige Unsicherheitsanalyse durchzuführen.

Der Vergleich der beiden Ergebnisse, die mit einer unterschiedlichen Parameterauswahl gewonnen wurden, zeigt, dass die Auswahl von Parametern aufgrund der Größe ihres Unsicherheitsbereichs nicht empfehlenswert ist. Sie führt nur dann zur konservativen Abschätzung der Ergebnisunsicherheit, wenn die unsichersten Parameter auch am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen. Das ist i. A. nicht der Fall.

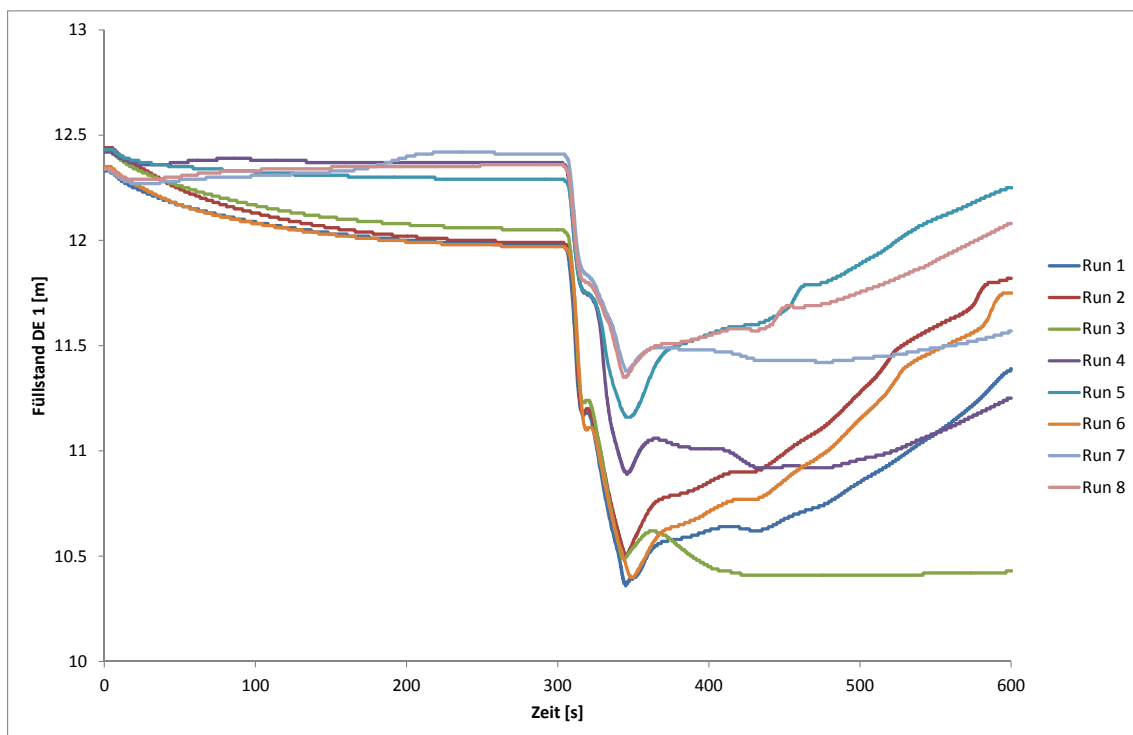


Bild 2.2.3-2 Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger für 8 Wertekombinationen entsprechend des 2^3 -faktoriellen Designs (Auswahl von Parametern aufgrund von Expertenurteil)

Im vorliegenden Fall wurde eine vollständige Unsicherheitsanalyse mit insgesamt $N=100$ durchgeführt. In Bild 2.2.3-3 sind die Verläufe zum Dampferzeuger-Füllstand zu sehen. Die

berechnete nichtparametrische (ohne Annahme einer Normalverteilung) untere (95%,95%) Toleranzgrenze als Schätzwert für das 5%-Quantil beträgt 10.37 m und liegt damit deutlich über der Nachweisgrenze. Ein Vergleich mit den Ergebnissen aufgrund der 8 Rechenläufe entsprechend des 2^3 -faktoriellen Designs (9.68 m bzw. 8.88 m) zeigt den Grad der Konservativität dieser Ergebnisse.

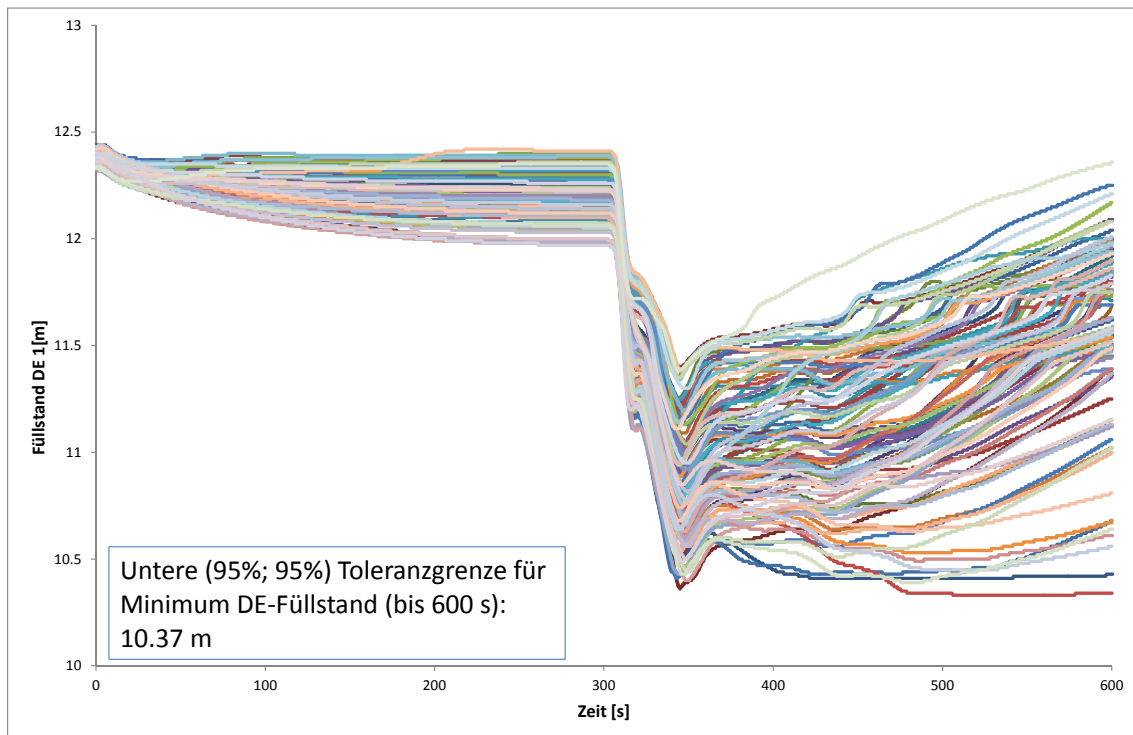


Bild 2.2.3-3 Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger aus einer Unsicherheitsanalyse mit 100 Rechenläufen

2.2.3.1.2 Methode mit einem 2^7 -teilkfaktoriellen Design

Die für das ‚ 2^7 -Fractional-Factorial Design‘ zu berücksichtigenden 7 Parameter wurden aufgrund der Informationen ausgewählt, die aus einer Sensitivitätsanalyse für den Dampferzeuger-Füllstand gewonnen wurden.

Anders als mit dem ‚ 2^3 -Factorial Design‘ wurden die 8 zu berücksichtigenden Wertekombinationen für die 7 Parameter nicht aus der für die Unsicherheitsanalyse generierten Stichprobe ausgewählt, sondern es wurden jeweils die kleinsten und größten Werte der Parameter entsprechend den Wertekombinationen in Tab. 2.2.2-2 zusammengesetzt. Anschließend wurde für jede Wertekombination der entsprechende Rechenlauf gestartet und die Ergebnisse überprüft.

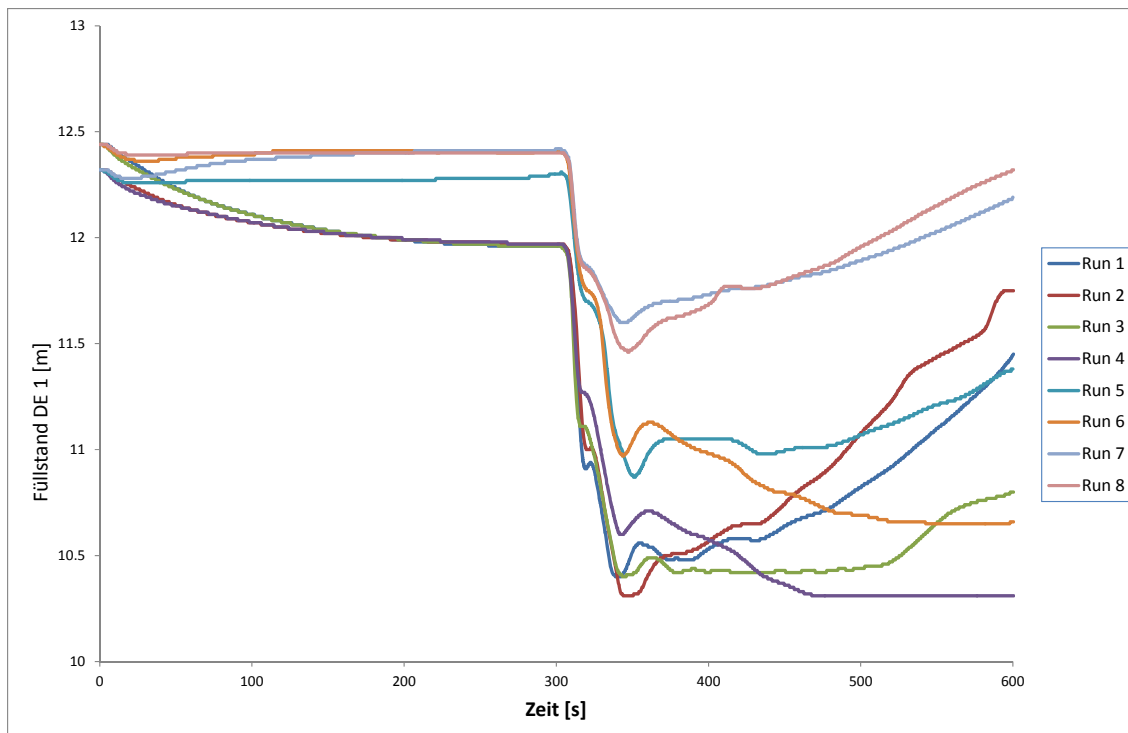


Bild 2.2.3-4 Zeitliche Entwicklung des Dampferzeuger-Füllstands für die 8 Wertekombinationen entsprechend des ‚ 2^7 -Fractional Factorial Designs‘

Bild 2.2.3-4 zeigt die 8 Verläufe des Füllstands für Dampferzeuger 1. Nach dem Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe bei 301 s, kommt es zu einem starken Abfall des Füllstands, der zwischen 343 s und 351 s sein Minimum erreicht. Bei den Läufen 2 und 4 ist mit 10.31 m bzw. 10.30 der niedrigste Füllstand zu verzeichnen. Bei den Läufen 4 und 6 fällt auf, dass nach dem Erreichen eines ersten Minimums und einem darauffolgenden kurzen Anstieg der Füllstand wieder abfällt bis auf einen vorläufigen Tiefstand (10.30 bei Lauf 4 und 10.65 bei Lauf 6). Bei beiden Läufen ist nach 600 s nochmals ein weiterer Abfall zu verzeichnen bis dann der Füllstand wieder ansteigt.

Da bei keinem der 8 Rechenläufe entsprechend des ‚ 2^7 -Fractional-Factorial Designs‘ der Dampferzeuger-Füllstand die RESA-Nachweisgrenze von 9 m unterschritt, erfolgte die Schätzung des 5%-Quantils für den minimalen Dampferzeuger-Füllstand. Der Schätzwert für das 5 %-Quantil beträgt in diesem Fall 8.49 m. Damit ist das Kriterium erfüllt, für das eine vollständige Unsicherheitsanalyse empfohlen wird.

Die hohe Konservativität ist auf folgende Ursache zurückzuführen: Die 7 Parameter für das ‚ 2^7 -Fractional-Factorial Design‘ wurden aufgrund der Ergebnisse einer Sensitivitätsanalyse ausgewählt, und zwischen den ausgewählten Parametern und dem Rechenergebnis besteht tendenziell ein monoton steigender bzw. fallender Zusammenhang. D.h. hohe Werte eines Parameters führen tendenziell zu hohen (bzw. niedrigen) Werten des Rechenergebnisses

und umgekehrt. Da im vorliegenden Fall für jeden Parameter der kleinste und der größte Wert ausgewählt wurden, wurden mit den Wertekombinationen Ergebnisse erzielt, die insbesondere die Extreme an den beiden Rändern der Ergebnisgröße darstellen. Wenn die Ränder nur mit einer geringen Wahrscheinlichkeit eintreten, wird die Ergebnisunsicherheit ausgedrückt durch die Varianz wesentlich überschätzt. Damit fallen die Schätzungen für die Quantile noch konservativer aus, und es kommt eher zur Empfehlung für eine vollständige Unsicherheitsanalyse. Dieses Beispiel verdeutlicht, dass ein aussagekräftiges Ergebnis eine sorgfältige Auswahl der Parameter und ihrer Werte erfordert.

2.2.4 Zusammenfassung

Bei einer Beschränkung auf nicht mehr als 8 Rechenläufe ist das Vorgehen mit einem vollständigen ‚ 2^3 -Factorial Design‘ geeignet, um zu erkennen, ob eine hohe Aussagesicherheit bzgl. der Einhaltung von Nachweisgrenzen vorhanden ist oder nicht. Dabei werden jeweils 2 Werte (z. B. ein kleiner und ein großer Wert) der 3 potentiell wichtigsten unsicheren Parameter eines Anwendungsfalles berücksichtigt. Die Auswahl der 3 Parameter sollte durch Expertenurteil in Verbindung mit Ergebnissen aus früheren Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen erfolgen.

Besser als das Vorgehen mit einem vollständigen ‚ 2^3 -Factorial Design‘ in dem Sinn, dass bei gleichem Rechenaufwand mehr unsichere Parameter berücksichtigt werden können, ist das Vorgehen mit einem ‚ 2^7 -Fractional-Factorial Design‘ für die unsicheren Parameter. Hier können jeweils 2 Werte von insgesamt 7 Parametern berücksichtigt werden.

Die Werte der Parameter sollten so gewählt werden, dass mit den 8 Wertekombinationen Ergebnisse erzielt werden, die über das gesamte Ergebnisspektrum verteilt sind. Geeignete Wertekombinationen erhält man z. B. durch Auswahl aus der Parameter-Stichprobe mit **N** Wertekombinationen für eine vollständige Unsicherheitsanalyse. Aufgrund der geringen Anzahl von 8 Ergebniswerten ist die Abschätzung für die Varianz i. A. konservativer als diejenige, die mit der Stichprobe von **N** Wertekombinationen geschätzt wird. Wenn sich die Ergebniswerte zudem eher in den Randbereichen des Ergebnisspektrums befinden, fällt die Varianz-Schätzung noch konservativer aus. Sie eignet sich somit zur konservativen Abschätzung der Ergebnisunsicherheit in Form des 5%- oder 95%-Quantils bzw. des 95%-Unsicherheitsbereichs.

Liefert das Vorgehen mit einem vollständigen ‚ 2^3 -Factorial Design‘ bzw. einem ‚ 2^7 -Fractional-Factorial Design‘ das Ergebnis, dass die Nachweisgrenze mit einer hohen Wahrscheinlich-

keit eingehalten wird, kann auf eine genauere Quantifizierung der Aussagesicherheit durch rechenaufwändige vollständige Unsicherheitsanalysen verzichtet werden. Deutet das Ergebnis auf eine geringe bzw. nicht ausreichend hohe Aussagesicherheit hin, sollte eine vollständige Unsicherheitsanalyse durchgeführt werden, um eine genauere Quantifizierung der Aussagesicherheit zu erhalten.

Die exemplarischen Anwendungen der Methode zum faktoriellen bzw. teilfaktoriellen Design haben gezeigt, dass ein aussagekräftiges Ergebnis eine sorgfältige Auswahl der Parameter und ihrer Werte erfordert. Diesem Analyseschritt sollte daher in künftigen Anwendungen der Methode besondere Beachtung geschenkt werden.

Eine ausführliche Beschreibung der Arbeiten zum faktoriellen und teilfaktoriellen Design ist in einem separaten GRS-A-Bericht /KLO 11/ zu finden.

2.3 Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen (AP 3)

Die Auswirkung des Eintrags von niedrig borierten Kühlmittel in den Kern auf das Kernverhalten wurde quantifiziert. Ein kleines Leck im heißen Strang wurde als Deborierungsereignis mit der gekoppelten Analyseprogramm ATHLET-QUABOX/CUBBOX (ATHLET-Q/C) untersucht.

2.3.1 Anpassung der Wirkungsquerschnittsdaten für erhöhte Anfangsborkonzentration im Kern

Rekritikalität wird bei realen, in Deutschland eingesetzten Kern bei Leckstörfällen mit Deborierungsphänomenen während des Reflux-Condenser-Betriebs nicht erwartet. Um einen hypothetischen Fall einer Rekritikalität zu untersuchen, wird eine WQ-Anpassung vorgenommen. In der WQ-Bibliothek ist der Streuquerschnitt $\Sigma R1$ (c_{bor}), der Absorptionsquerschnitt der schnellen Gruppe $\Sigma A1$ und der Absorptionsquerschnitt der thermischen Gruppe $\Sigma A2$ von der Borkonzentration abhängig. Der Einfluss der Borkonzentration c_{bor} wird durch die folgenden Entwicklungskoeffizienten beschrieben:

1. $DB-\Sigma R1(c_{bor})$: Abweichung des Streuquerschnitts vom Referenzwert als Funktion der Borkonzentration;

2. $DB-\Sigma A1(c_{bor})$: Abweichung des Absorptionsquerschnitts der schnellen Gruppe vom Referenzwert als Funktion der Borkonzentration;
3. $DB-\Sigma A2(c_{bor})$: Abweichung des Absorptionsquerschnitts der thermischen Gruppe vom Referenzwert als Funktion der Borkonzentration.

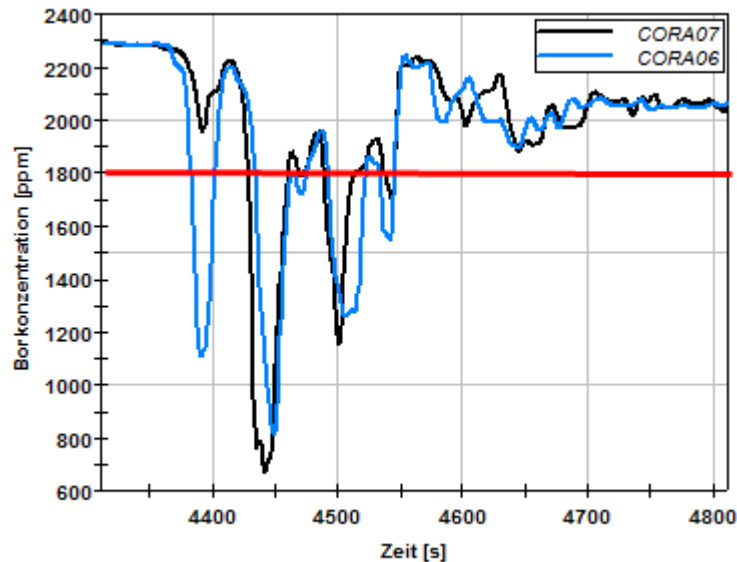


Bild 2.3.1-1 Zeitverlauf der Borkonzentration

Somit erfolgt die Berechnung des WQs über die Multiplizierung des entsprechenden Entwicklungskoeffizienten mit der Differenz Δ_{bor} der Borkonzentration c_{bor} und der Referenzborkonzentration c_{bor}^{ref} . Zudem wird der Reaktivitätseintrag durch die stärkere Borverdünnung erhöht. Demzufolge kann durch die Skalierung der Differenz Δ_{bor} mit einem Faktor <1 eine Rekritikalität erreicht werden.

Ein typischer Verlauf der Borkonzentration in den Kernkanälen „CORA06“ und „CORA07“ zum Zeitpunkt der Rückströmphase ist in Bild 2.3.1-1 dargestellt. Zur physikalischen Modellierung des Einflusses der inhomogenen Borkonzentration am Kerneintritt ist eine ortsabhängige Skalierung der Differenz Δ_{bor} erforderlich. Um die Kanäle, die bei den Borpfropfen am stärksten beeinflusst sind, zu bestimmen, wird ein Grenzwert von 1800 ppm eingeführt (rote Gerade in der Bild 2.3.1-1). Fällt die Borkonzentration in einem bestimmten Kanal unter diesen Grenzwert, wird die Skalierung programmintern eingeschaltet.

2.3.2 Quantifizierung der Kritikalität bei dem Deborierungseignis „Kleines heißseitiges Leck“

Inhalt dieses Arbeitspunkts ist die Durchführung einer Analyse zum kleinen heißseitigen Leck mit dem gekoppelten Programmsystem ATHLET-QUABOX/CUBBOX (ATHLET-Q/C). Die Analyseergebnisse wurden dahingehend ausgewertet, ob und in welchem Ausmaß Rekritikalität auftritt und ob ggf. eine Leistungsexkursion die Kernkühlung beeinträchtigt.

2.3.2.1 Zielstellung und Vorgehen

Die Analyse des Störfalls „kleines heißseitiges Leck“ unter den Randbedingungen, die zu einem Deborierungseignis führen, dient der Bestimmung

- der sich minimal ergebenden Borkonzentration am Kerneintritt nach Wiederanlaufen des Naturumlaufes sowie
- einer möglichen Rekritikalität aufgrund zu geringer Borkonzentration am Kerneintritt, die ggf. zu einer Leistungsexkursion mit einer Beeinträchtigung der Kernkühlung führt.

2.3.2.2 Vorgehen bei der Analyse des kleinen heißseitigen Lecks mit ATHLET bzw. ATHLET-Q/C

Zur Quantifizierung der Kritikalität durch Deborierung beim kleinen heißseitigen Leck wurde ausgehend vom ATHLET-Datensatz der Version 2.1B für die deutsche Anlage GKN-2 (4-Loop-Modellierung, 17 Kernkanäle, 8 Ringraumsegmente) folgendes Vorgehen gewählt:

- Modifizierung des Datensatzes für die aktuelle ATHLET-Version 2.2B V5,
- Analyse des kleinen heißseitigen „35 cm²“-Lecks mit ATHLET 2.2B und Punktkinetik-Modell (PK) und Vergleich der Ergebnisse mit früheren Rechnungen (35 cm² Leck) sowie nachfolgende Testrechnungen mit Variation der Leckgröße im Bereich 30 cm² und 40 cm² zur Bestimmung der hinsichtlich der maximalen Deborierung am Kerneintritt ungünstigsten Leckgröße,
- Bereitstellung der ATHLET-Version 2.2B mit dem 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX (Q/C) in der aktuellsten Version (GKN2-Datensatz mit aktuellem Kernmodell von KKU),

- Analyse des „35 cm²“-Lecks mit ATHLET-Q/C und Vergleich mit der entsprechenden ATHLET Punktkinetik-Rechnung hinsichtlich des thermohydraulischen Verhaltens sowie
- Bewertung der ATHLET-Q/C-Ergebnisse hinsichtlich einer möglichen Rekritikalität.

2.3.2.3 Modifizierung des Datensatzes, Anfangs- und Randbedingungen

Zunächst wurde der GKN2-Datensatz auf die aktuelle ATHLET-Version 2.2B umgestellt. Dabei war insbesondere im GCSM-Teil des Datensatzes eine Reihe von Änderungen notwendig. Zudem wurde eine „Stand-alone“-Version des Datensatzes erstellt und die Abbrandverteilung des KKV-Kerns hinzugefügt.

Für die Analyse wurden folgende Anfangs- und Randbedingungen gewählt:

- Dauer der Nulltransiente 600 s \Rightarrow Ereigniseintritt bei 600 s,
- Thermische Leistung 3950 MW
- Leckannahme im heißen Strang von Loop 10,
- Nachzerfallsleistung entspricht derjenigen bei 113% der Nennleistung (6% Überlast + 2 mal Standardabweichung),
- Überlagerter Notstromfall mit dem Eintritt bei Turbinenschnellabschaltung (TUSA),
- Berücksichtigung von Einzelfehler und Reparaturfall: Ausfall der beiden Notstromdiesel, welche die JND-Stränge 20 und 40 versorgen,
- Die Sicherheitseinspeisepumpe JND10AP001 des JND-Strangs 10 speist aufs Leck.

2.3.2.4 ATHLET-Analysen mit dem Punktkinetik-Modell

Die Analysen mit dem Punktkinetikmodell, welches standardmäßig in ATHLET implementiert ist und den Spaltleistungseintrag berechnet, dienen zum Einen dem Vergleich mit früheren Punktkinetik-Analysen des „35 cm²-Lecks“ sowie andererseits als Vergleichsbasis zur Bewertung des mit der gekoppelten Version ATHLET-Q/C berechneten thermohydraulischen Verhaltens.

Es wurden Variationsrechnungen im Leckgrößenbereich 30 cm² bis 40 cm² durchgeführt. Es zeigte sich, dass auch mit ATHLET 2.2B und unter Berücksichtigung der Abbrandverteilung

bei den Stabstrukturen das „35cm²“-Leck im heißen Strang zu einem ausgeprägten Naturumlauf, Reflux-Condenser-Phase sowie zur minimalen Borkonzentration am Kerneintritt führt. Aus diesem Grund wurde für die nachfolgende gekoppelte Rechnung diese Leckgröße ausgewählt.

Die Analyse des heißseitigen „35 cm²“-Lecks mit dem Punktkinetik-Modell wurde bis 5500 s geführt. Da ab ca. 5000 s der gesamte Kernbereich bereits wieder vollständig über 2000 ppm aufboriert ist, werden nachfolgend die Ergebnisse nur für einen Zeitbereich von 0 s bis 5000 s dargestellt, da nach 5000 s keine wesentlichen Änderungen im Anlagenverhalten zu erwarten sind. Nachfolgend wird der berechnete Ereignisablauf beschrieben.

Zum Zeitpunkt 600 s öffnet das Leck im heißen Strang von Loop 10, wodurch der Primärkreisdruck abfällt. Etwa 5 s nach Ereigniseintritt (entspricht 605 s Problemzeit) wird das „30mbar“-Kriterium erreicht, wodurch unverzüglich RESA (JR11) und TUSA (JR16) ausgelöst werden. Mit Erreichen von TUSA tritt der Notstromfall ein. Der Sekundärkreisdruck wird über das 100K/h-Abfahren abgesenkt, welches 31 s nach Ereigniseintritt über das Signal JR82 eingeleitet wird. Die resultierenden Druckverläufe sind in Bild 2.3.2-1 dargestellt. Über das Leck wird nach einem Peakmassenstrom von ca. 290 kg/s ein stetig fallender Leckmassenstrom beginnend bei ca. 150 kg/s abgeführt (Bild 2.3.2-2). Durch die kontinuierliche Leckausströmung fällt der DH-Füllstand, sodass 63 s nach Ereigniseintritt das Notkühlvorbereitungssignal JR31 durch Erreichen des „30mbar“-Kriteriums sowie „DH-Füllstand < 2,28 m“ ausgelöst wird. Gleichzeitig erfolgt die Aktivierung der HD-Einspeisung (JR34) sowie die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen (JR44). Letztere laufen bis 785 s/794 s (Schleifen 10 und 30) bzw. 924 s/926 s (Schleifen 20 und 40) aus (siehe Bild 2.3.2-4). Mit dem Abfall des Primärkreisdruckes unter 110 bar beginnt zum Zeitpunkt 689 s die Einspeisung der beiden verfügbaren Sicherheitseinspeisepumpen, welche in die Schleifen 10 und 30 des Primärkreises einspeisen. Die Einspeiseraten sind Bild 2.3.2-3 zu entnehmen. Entsprechend der gewählten Randbedingungen speist dabei die Sicherheitseinspeisepumpe JND10AP001 in den defekten heißen Strang der Schleife 10, sodass ein Teil des eingespeisten Notkühlwassers direkt wieder über das Leck ausströmt und somit nicht zum Auffüllen des Kernbereichs zur Verfügung steht.

Nach vollständigem Auslaufen der Hauptkühlmittelpumpen setzt in den vier Reaktorkreisläufen der Naturumlauf ein (siehe Bild 2.3.2-5 und Bild 2.3.2-6). Durch den kontinuierlichen Kühlmittelverlust über das Leck und dem daraus resultierenden Druckabfall im Primärkreis kommt es in den Schleifen 20 und 40, in denen aufgrund der gewählten Randbedingungen keine Einspeisung durch Sicherheitseinspeisepumpen erfolgt, zum sukzessiven Freilegen der heißen Stränge sowie der U-Rohre der beiden zugehörigen Dampferzeuger. Im oberen

Bereich des Reaktordruckbehälters bildet sich die Deckelblase aus. Die beiden anderen Schleifen 10 und 30 bleiben dabei im Wesentlichen mit Wasser gefüllt und werden, wie in Bild 2.3.2-5 und Bild 2.3.2-6 dargestellt, über einen Naturumlauf durchströmt. Aufgrund der in den Schleifen 20 und 40 zu beobachtenden Freilegung der heißen Stränge und der Dampferzeuger-U-Rohre kommt es bei 1575 s zum Abreißen des Naturumlaufes in diesen Schleifen. Bild 2.3.2-7 zeigt die Dampfanteile im Primärkreis zu diesem Zeitpunkt. Hier sind die beiden Dampferzeuger sowie die dazugehörigen heißen Stränge bereits zum großen Teil freigelegt, wogegen die beiden anderen Schleifen größtenteils mit Wasser gefüllt sind. Mit dem Abriss des Naturumlaufes beginnt in den beiden Dampferzeugern der Schleifen 20 und 40 der so genannte Reflux-Condenser-Mode. Dabei kondensiert der im Kernbereich erzeugte Wasserdampf an den sekundärseitig gekühlten U-Rohren der beiden Dampferzeuger. Das Kondensat entsteht sowohl in den aufsteigenden als auch in den abfallenden Bereichen der U-Rohre. Das in letzteren Bereichen entstehende Kondensat gelangt in den jeweiligen Pumpenbogen-Bereich des kalten Stranges und führt dort zu einer Deborierung des dort angesammelten Kühlmittels. Der Reflux-Condenser-Mode führt z. B., wie in Bild 2.3.2-10 dargestellt, im weiteren Störfallablauf bei 3340 s mit Borkonzentrationen von 1 ppm bzw. 14 ppm zu einer nahezu vollständigen Entborierung des Pumpenbogens der Schleife 40. Zu diesem Zeitpunkt sind die U-Rohre der Dampferzeuger vollständig freigelegt (Bild 2.3.2-11).

Mit dem weiteren Druckabfall im Primärkreis beginnt bei 3352 s die Einspeisung aus den vier heißseitigen Druckspeichern (Bild 2.3.2-8). In Kombination mit der Einspeisung durch die beiden Sicherheitseinspeisepumpen wird der Kernbereich sukzessive wieder aufgefüllt, sodass bei 4590 s der Naturumlauf in den Schleifen 20 und 40 wieder anläuft (siehe Bild 2.3.2-5 und Bild 2.3.2-6). Dadurch werden die beiden entborierten Kühlmittelpfropfen der Schleifen 20 und 40, die sich zwischenzeitlich aufgrund der wieder verstärkt einsetzenden Wasserdampfkondensation in den U-Rohrbereichen kurzfristig in Richtung der Austrittskammern der beiden Dampferzeuger bewegt haben, über die kalten Stränge in Richtung Reaktorkern transportiert. Dies führt letztendlich zu einer Reduzierung der Borkonzentration am Kerneintritt, die zum Zeitpunkt 4575 s in der Kernsektion 7 zu einer minimalen Borkonzentration von 542 ppm bzw. bei 4642 s in der Kernsektion 6 zu einer minimalen Borkonzentration von 506 ppm führt. Informationen zur Lage der Kernsektionen können Bild 2.3.2-14 entnommen werden. Die derart deborierten Kühlmittelportionen strömen durch den entsprechenden Kernbereich und können unter Umständen zu einer Rekritikalität im Kern führen. Die Bewertung, ob es unter den untersuchten Randbedingungen zu einer Kritikalität kommt, wurde anschließend durch eine gekoppelte Analyse mit ATHLET-Q/C durchgeführt, deren Ergebnisse im nachfolgenden Kapitel 2.3.2.5 dokumentiert sind.

Nach dem Durchströmen der unterbrierten Kühlmittelportionen erfolgt im weiteren Störfallverlauf ein stetiges Aufborieren des Kernbereiches. Die Analyse zeigt bei 5000 s, dass alle Kernbereiche eine Borkonzentration von mindestens 2000 ppm erreichen (siehe Bild 2.3.2-12). Die U-Rohre der Dampferzeuger sind zu diesem Zeitpunkt zum großen Teil wieder mit Wasser gefüllt (Bild 2.3.2-13).

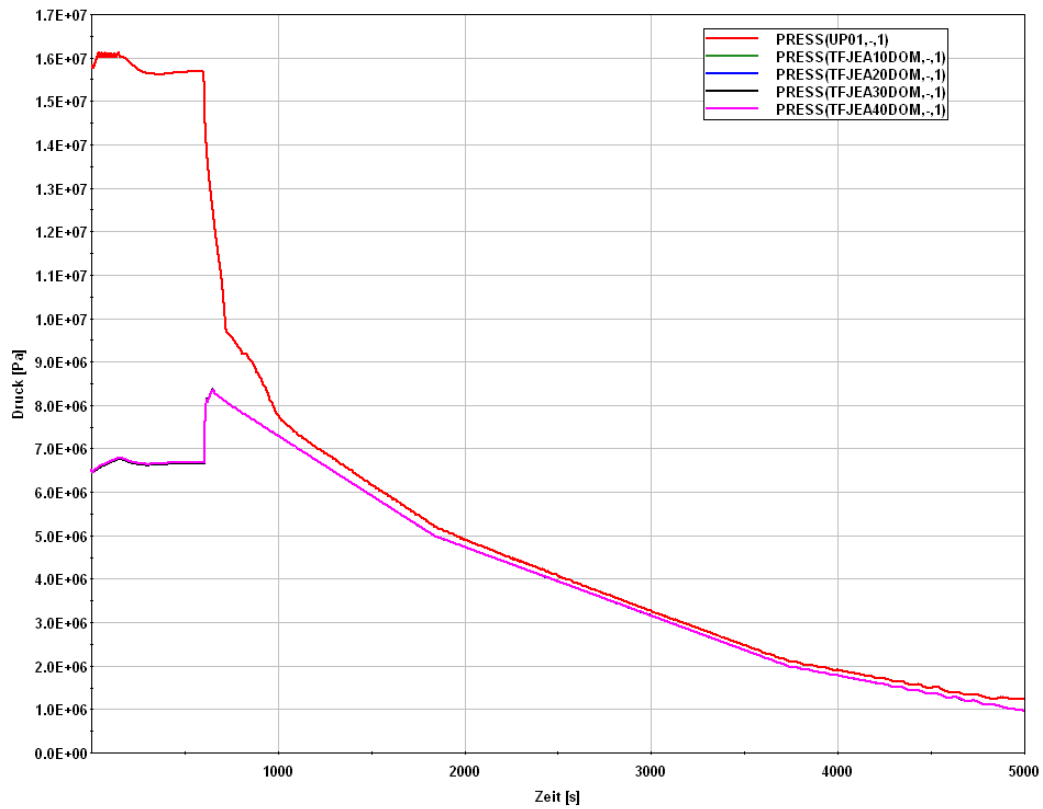


Bild 2.3.2-1 ATHLET Punktkinetik: Drücke Primär- und Sekundärkreislauf

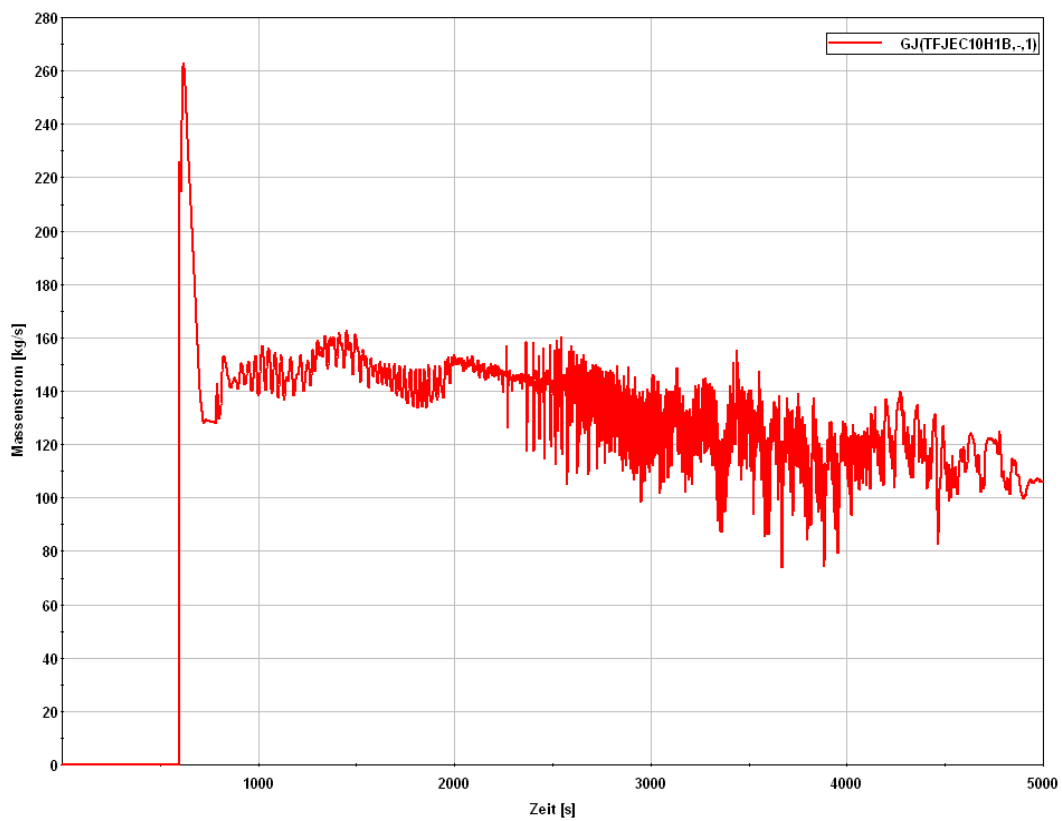


Bild 2.3.2-2 ATHLET Punktkinetik: Leckmassenstrom

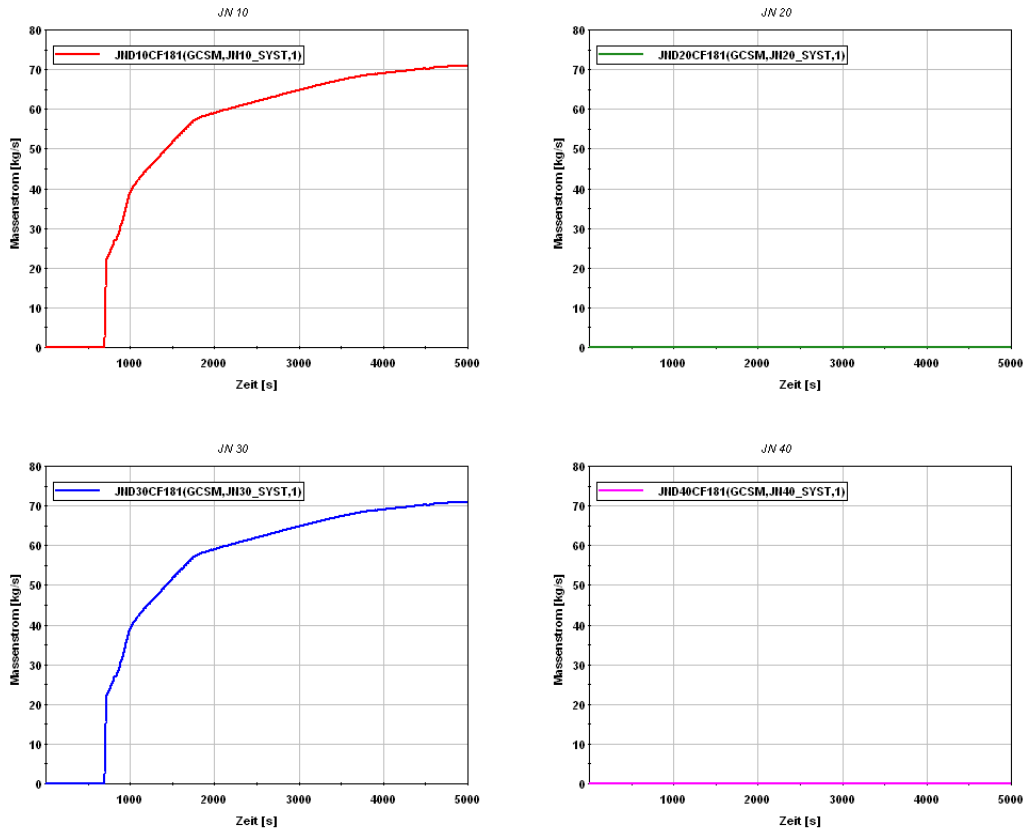


Bild 2.3.2-3 ATHLET Punktkinetik: Einspeiseraten Sicherheitseinspeisepumpen

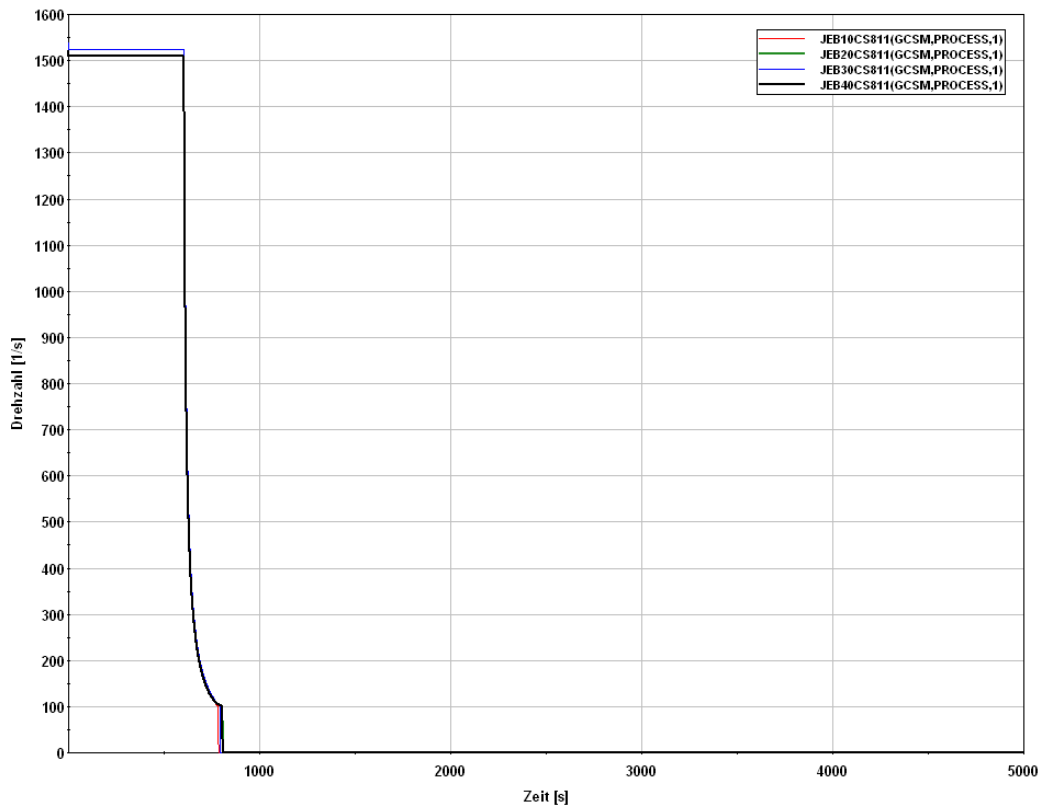


Bild 2.3.2-4 ATHLET Punktkinetik: Pumpendrehzahl

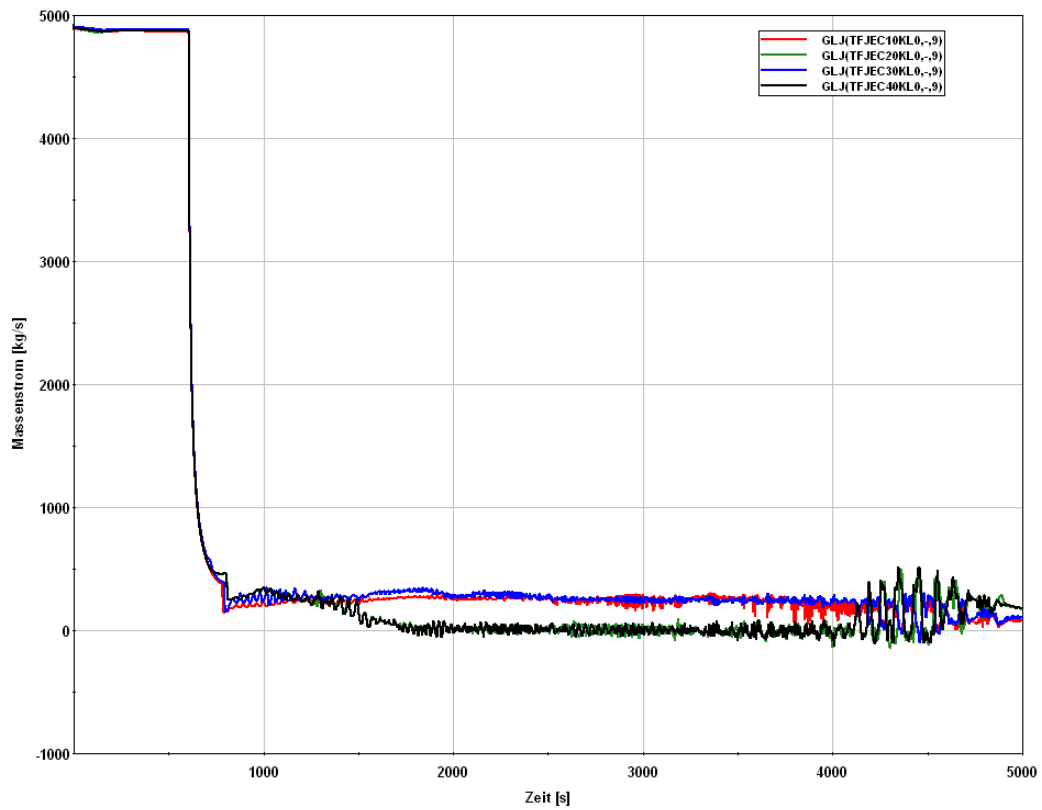


Bild 2.3.2-5 ATHLET Punktkinetik: Massenströme kalte Stränge

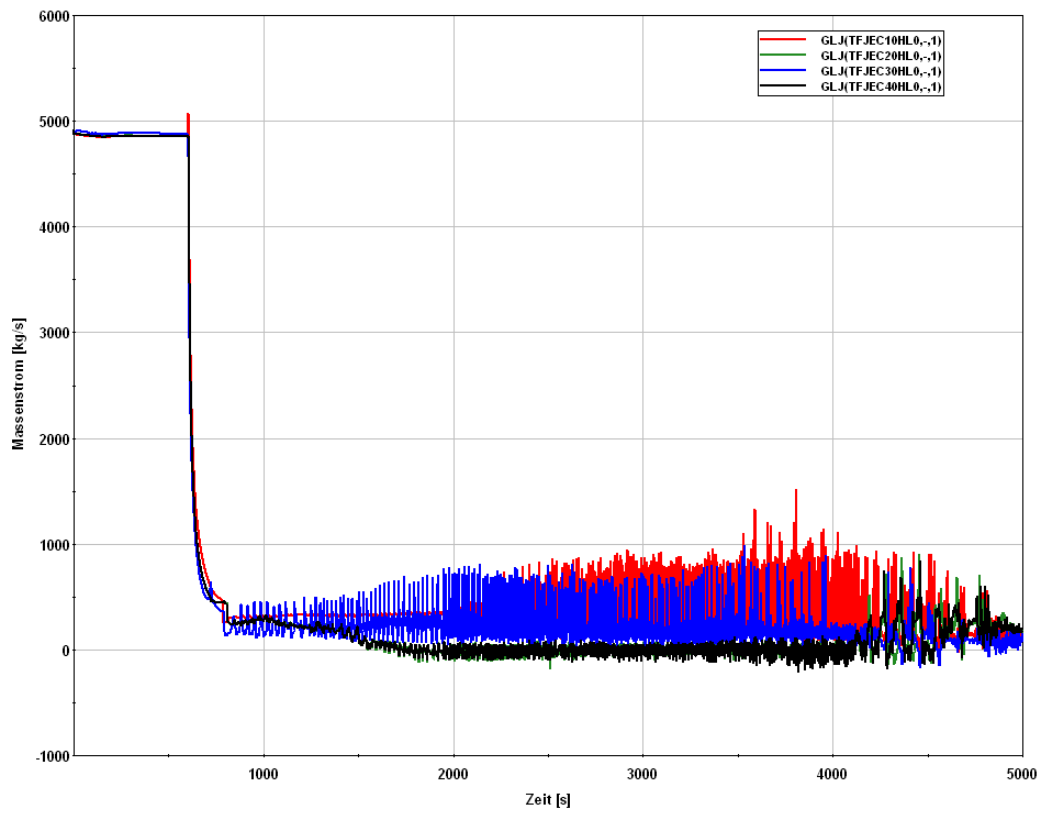


Bild 2.3.2-6 ATHLET Punktkinetik: Massenströme heiße Stränge

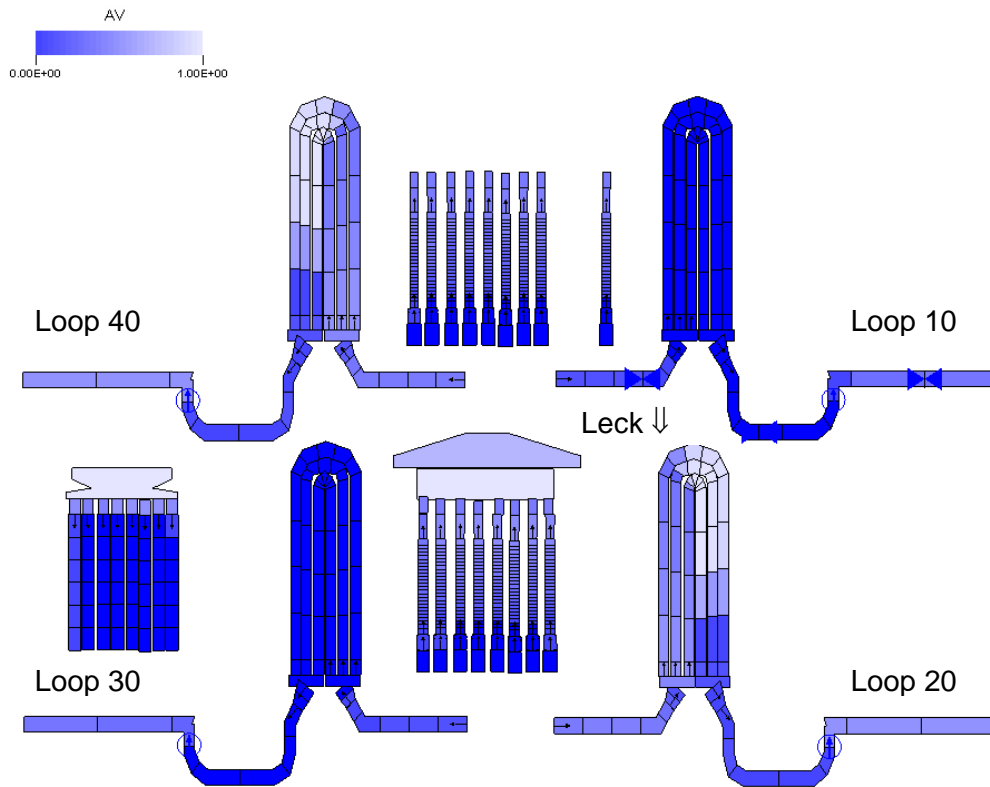


Bild 2.3.2-7 ATHLET Punktkinetik: Void-Verteilung zum Zeitpunkt 1575 s (Abriss des Naturumlaufes in den Schleifen 20 und 40)

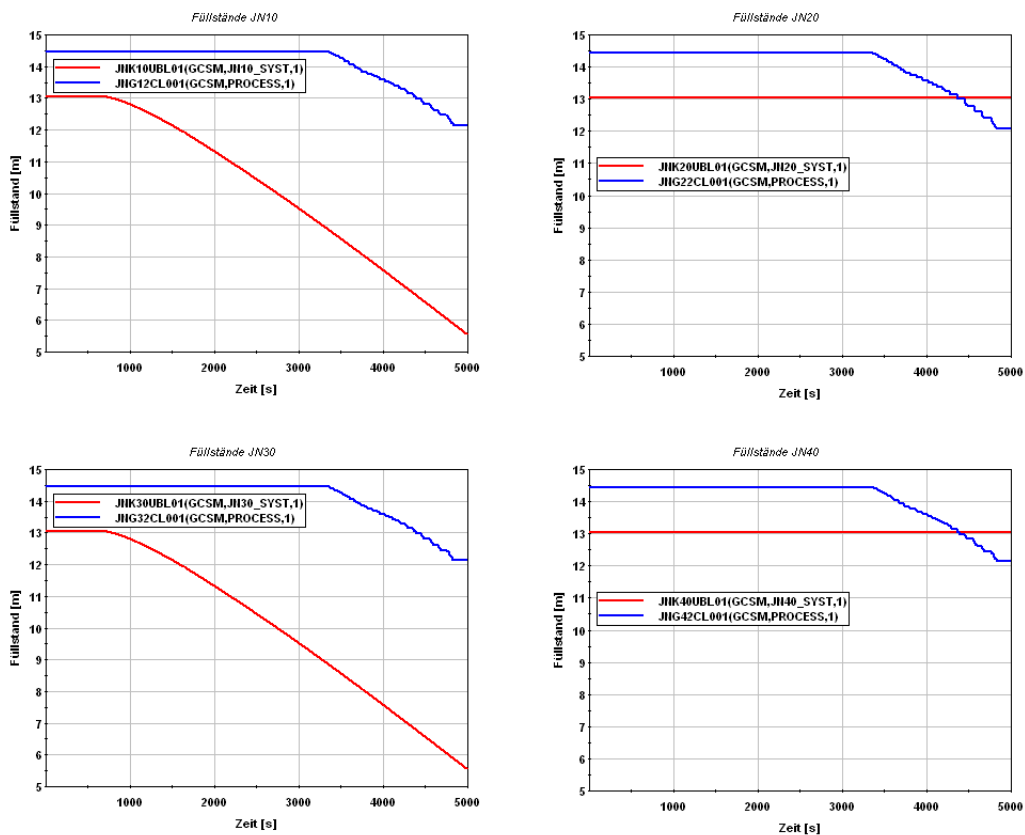


Bild 2.3.2-8 ATHLET Punktkinetik: Füllstände heißseitige Druckspeicher und Flutbecken

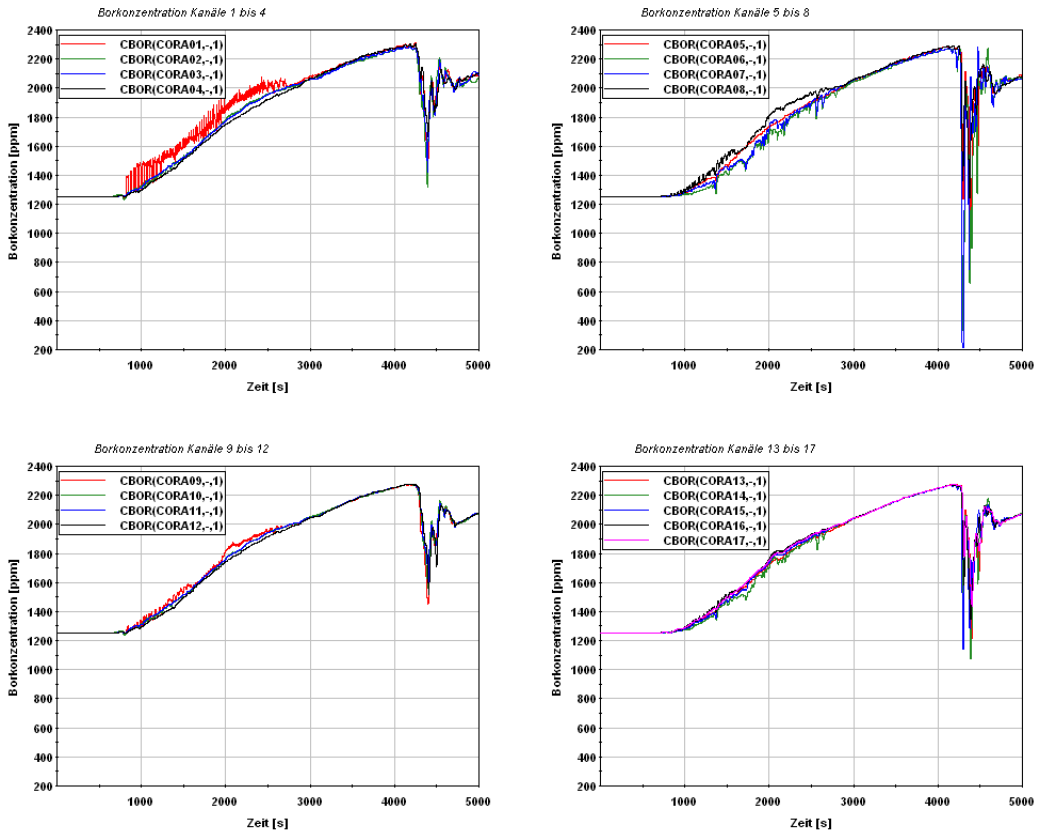


Bild 2.3.2-9 ATHLET Punktkinetik: Borkonzentration Kerneintritt (Kernbereiche 1 bis 17)

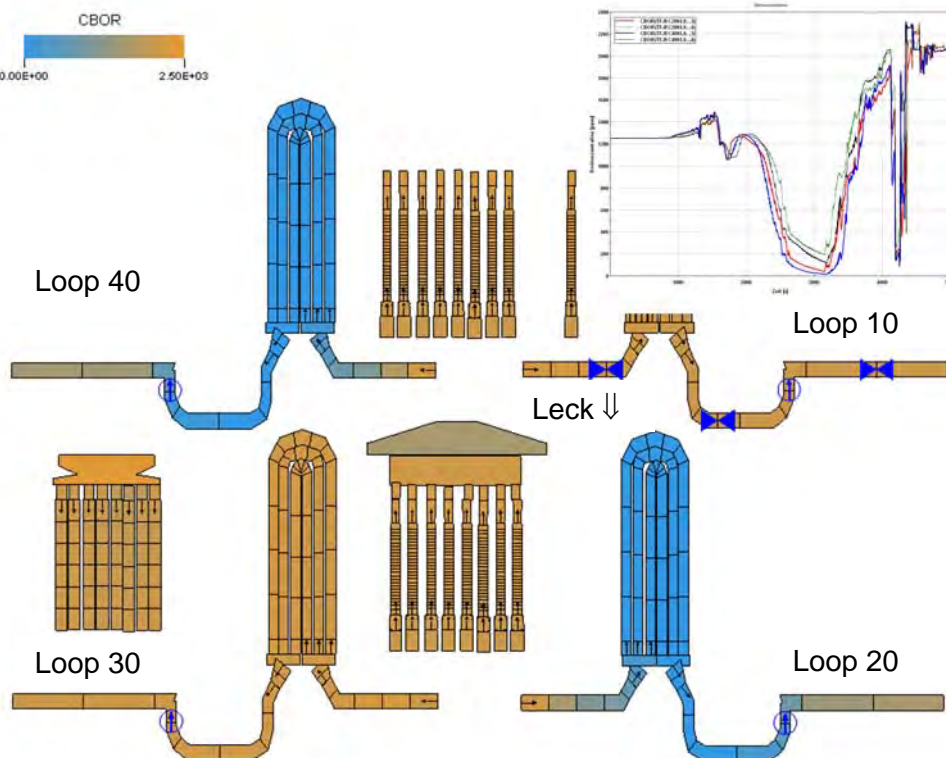


Bild 2.3.2-10 ATHLET Punktkinetik: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 3340 s

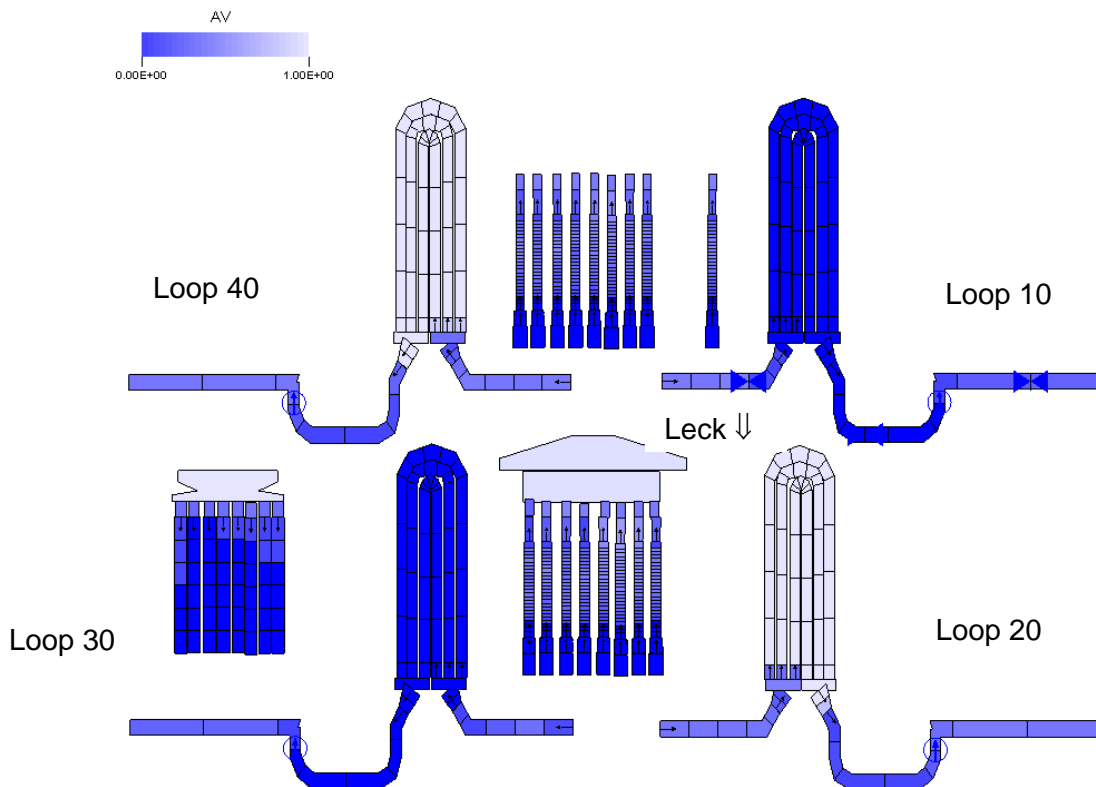


Bild 2.3.2-11 ATHLET Punktkinetik: Dampfgehalt im Primärkreis 3340 s

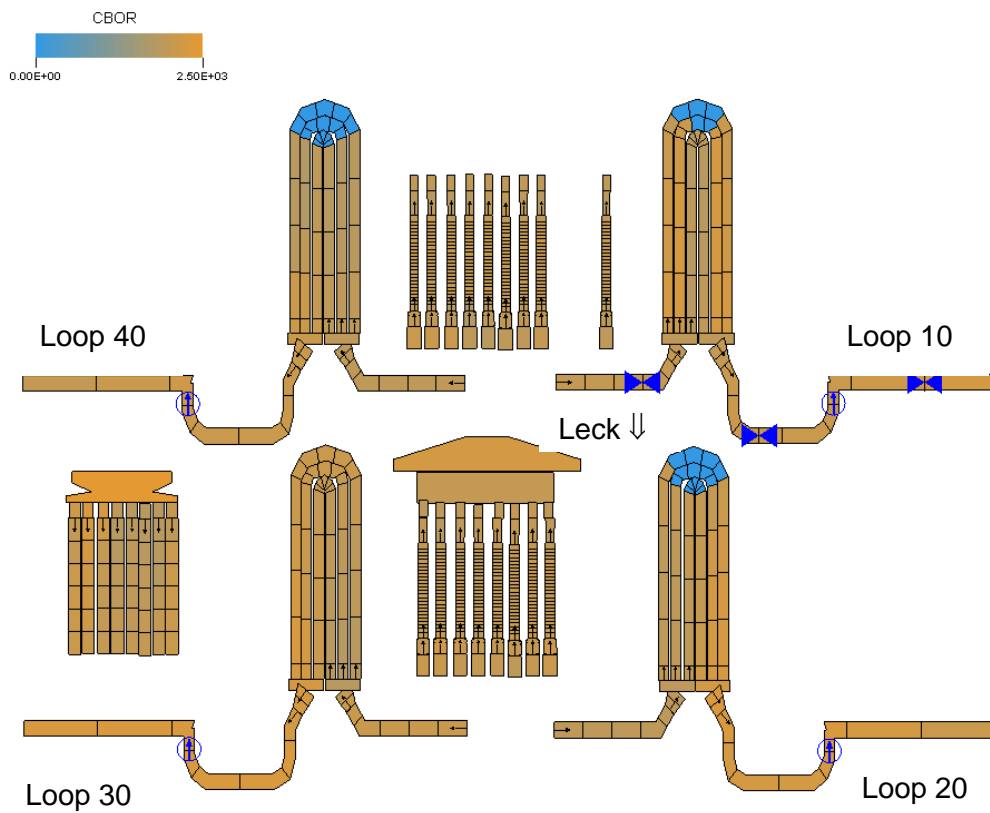


Bild 2.3.2-12 ATHLET Punktkinetik: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 5000 s

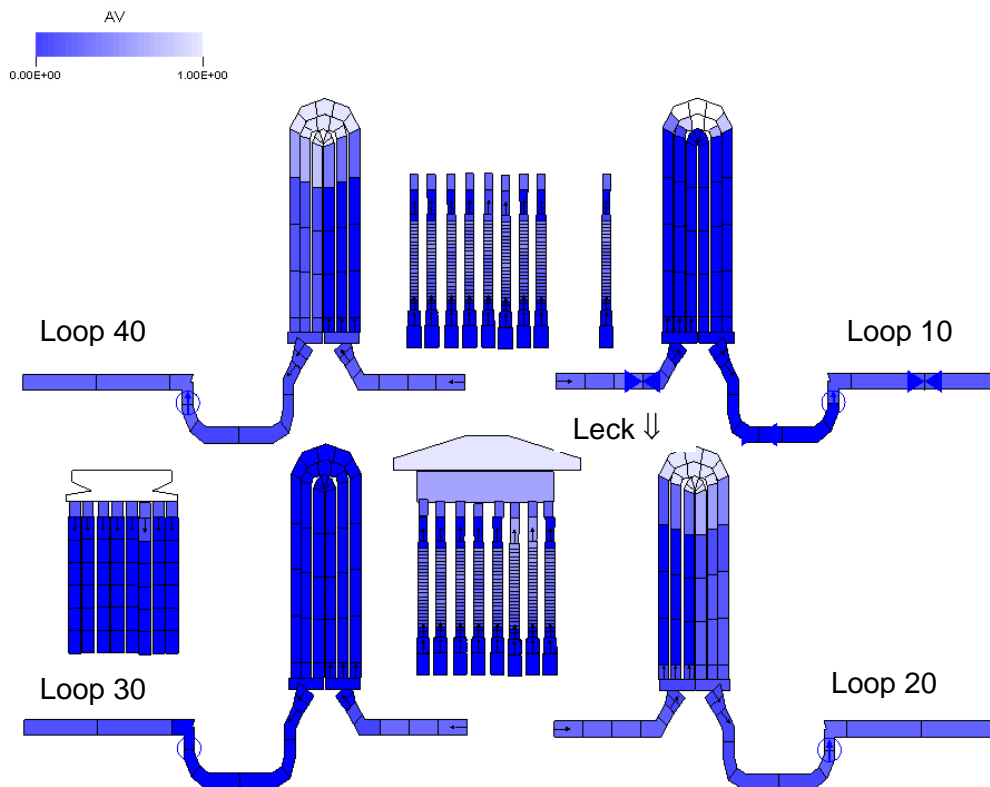


Bild 2.3.2-13 ATHLET Punktkinetik: Dampfgehalt im Primärkreis 5000 s

geordnet). Die 17 Kerngruppen sind mit je einem eigenen Strömungskanal gekoppelt. Die in der obigen Skizze schraffiert dargestellten Quadrate stellen den Reflektorbereich des Kerns dar, der ebenfalls in Q/C modelliert wird.

Die axiale Modellierung der Brennelemente ist in Bild 2.3.2-15 dargestellt. Jedes Brennelement wird durch 20 axiale Maschen modelliert. Ferner wird am unteren und oberen Ende der Brennelemente in Q/C jeweils eine Masche zur Darstellung des unteren und oberen Reflektorbereiches verwendet.

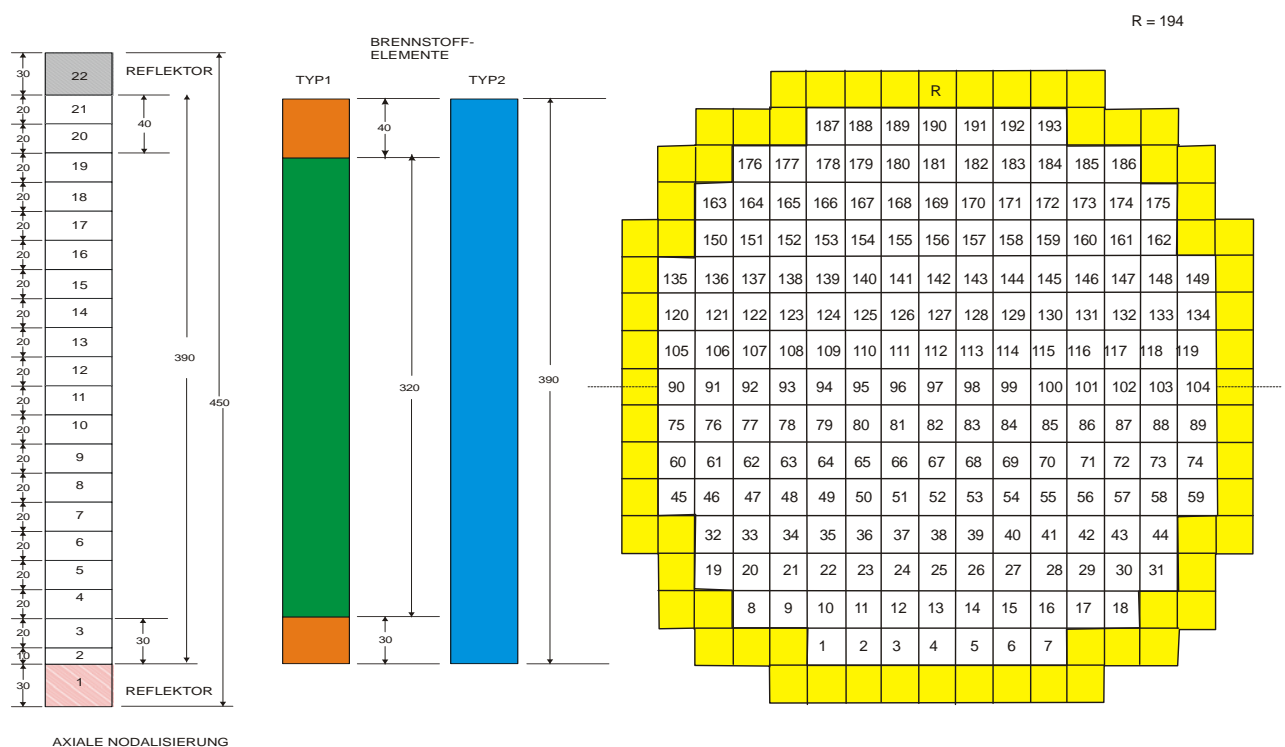
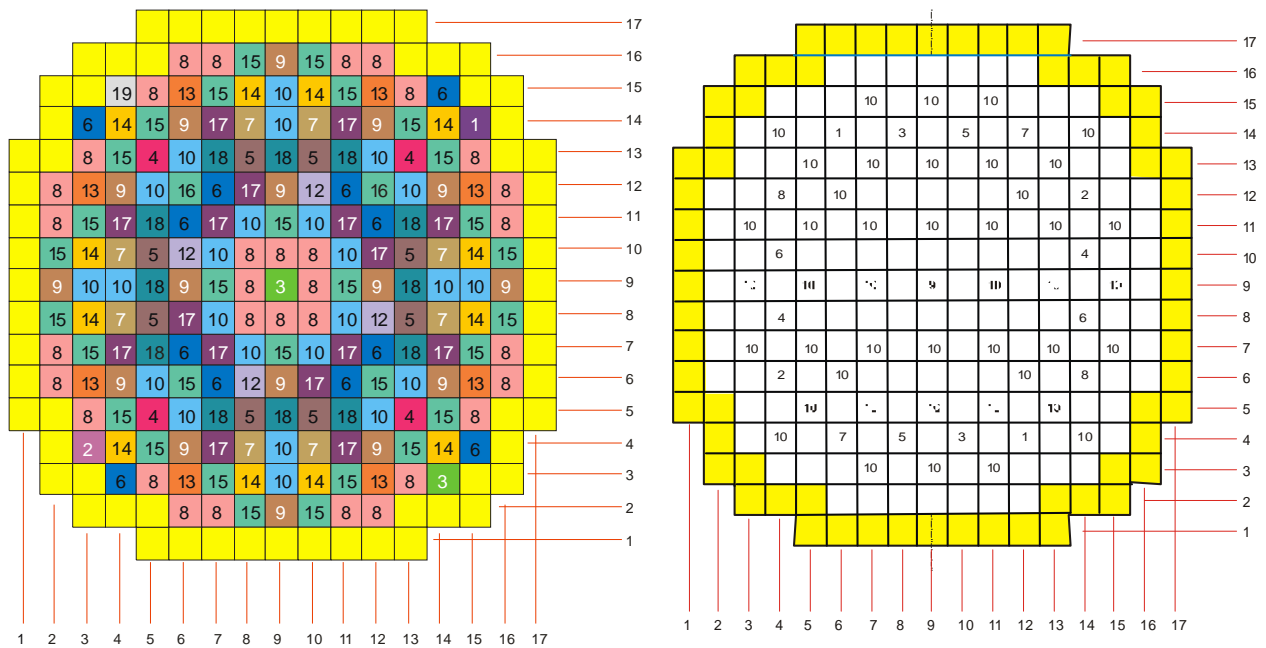


Bild 2.3.2-15 ATHLET-Q/C: Axiale Nodalisierung der Brennelemente (aus /HOC 08/)

Das linke Schema von Bild 2.3.2-16 zeigt die im KKK-Kern verwendeten Brennelementtypen sowie deren Anordnung. Insgesamt kommen 18 verschiedenen BE-Typen zum Einsatz. Im Eingabedatensatz von Q/C sowie in den dazugehörigen Bibliotheken für die Wirkungsquerschnitte werden zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Typen daher 18 verschiedene Sätze von Eingabedaten verwendet. Im rechten Teil von Bild 2.3.2-16 ist die Anordnung der Steuerelementgruppen zu erkennen, die ebenfalls in der Q/C-Analyse berücksichtigt wurden.



Z-Layers 2, 3, 20, 21

Bild 2.3.2-16 ATHLET-Q/C: Brennstofftypen und Anordnung der Steuerstabgruppen (aus /HOC 08/)

Die Analyse mit der gekoppelten Version wurde bis 5000 s Problemzeit berechnet, da keine wesentlichen Änderungen im Kernverhalten mehr zu erwarten sind, da der gesamte Kernbereich mit mindestens 2000 ppm aufboriert ist.

Die Analysen zeigen für beide Programmversionen hinsichtlich des thermohydraulischen Verhaltens vergleichbare Ergebnisse (siehe die Ereignisablaufbeschreibung in Kapitel 2.3.2.4). Die Abweichungen in den berechneten Zeitpunkten lassen sich auf Abweichungen bei den verwendeten Verläufen der Nachzerfallsleistung zurückführen, die programmbedingt in Q/C nicht vollständig übereinstimmend mit der in ATHLET berechneten Nachzerfallsleistung abgebildet werden konnten. Beispielhaft sind in Bild 2.3.2-17 und Bild 2.3.2-18 nachfolgend die mit ATHLET-Q/C berechneten Massenströme in den kalten und heißen Strängen dargestellt. Der Abriss des Naturumlaufes in den Schleifen 20 und 40 wird mit ATHLET-Q/C bei 1571 s (1575 s bei ATHLET mit Punktkinetik-Modell) berechnet. Das Wiederaanlaufen des Naturumlaufes erfolgt bei ATHLET-Q/C bei 4450 s (4590 s für ATHLET mit Punktkinetik-Modell).

Die von ATHLET-Q/C berechneten Borkonzentrationen am Kerneintritt sind für alle 17 Kernbereiche in Bild 2.3.2-19 dargestellt. Die minimalen Borkonzentrationen am Kerneintritt werden - wie bei der Punktkinetik-Analyse - in den äußeren Kernbereichen 5 bis 7 erreicht. Dabei liegen die minimalen Borkonzentrationen bei ca. 348 ppm für Zone 6 sowie ca. 752 ppm für Zone 7 zu den Zeitpunkten 4416 s bzw. 4414 s. Diese minimalen Konzentratio-

nen bleiben aber auf den vorgenannten äußeren Kernbereich beschränkt. Alle anderen Kernbereiche - insbesondere die innen liegenden - weisen minimale Borkonzentrationen von mindestens 1000 ppm auf. Mit diesen Konzentrationswerten am Kerneintritt zeigt die gekoppelte Analyse in dem oben genannten Zeitbereich auch kein Wiederkritischwerden. Bild 2.3.2-20 stellt die berechnete mittlere Borkonzentration des gesamten Kerns dar. Es ist zu erkennen, dass vom Ereigniseintritt die mittlere Borkonzentration aufgrund der Einspeisung durch die Sicherheitseinspeisepumpen bis auf einen Wert von ca. 2300 ppm stetig ansteigt. Erst mit Wiederanlaufen des Naturumlaufes bei 4450 s und dem damit verbundenen Transport von niederborierten Kühlmittelportionen in den Kern fällt die mittlere Borkonzentration auf 1800 ppm ab, um nachher wieder stetig anzusteigen. Da sich der Eintritt der extrem niedrig borierten Kühlmittelmengen nur auf einen eng begrenzten äußeren Kernbereich konzentrieren, fällt die mittlere Borkonzentration des gesamten Kern nur auf Werte, die keine Rekritikalität des Kerns erwarten lassen. Diese wird auch anhand der von Q/C berechneten mittleren Reaktivität des Kerns, die in Bild 2.3.2-21 dargestellt ist, deutlich. Diese zeigt einen kontinuierlichen Abfall auf 0,85 bis zum Wiedereinsetzen des Naturumlaufes. Der Eintrag der niedrig borierten Kühlmittelmengen resultiert dann in einem Anstieg der Reaktivität bis auf einen Wert von 0,91, sodass immer noch eine Abschaltreaktivität von mindestens 9% vorhanden bleibt. Nach dem Durchgang der niedrig borierten Kühlmittelportionen fällt die Reaktivität des Kerns wieder ab. Bei 5000 s zeigt die ATHLET-Q/C-Analyse, wie schon die Punktkinetik-Analyse, dass der gesamte Kernbereich auf mindestens 2000 ppm aufboriert ist (siehe Bild 2.3.2-22). Die U-Rohre der Dampferzeuger sind zu diesem Zeitpunkt zum großen Teil wieder mit Wasser gefüllt (Bild 2.3.2-23).

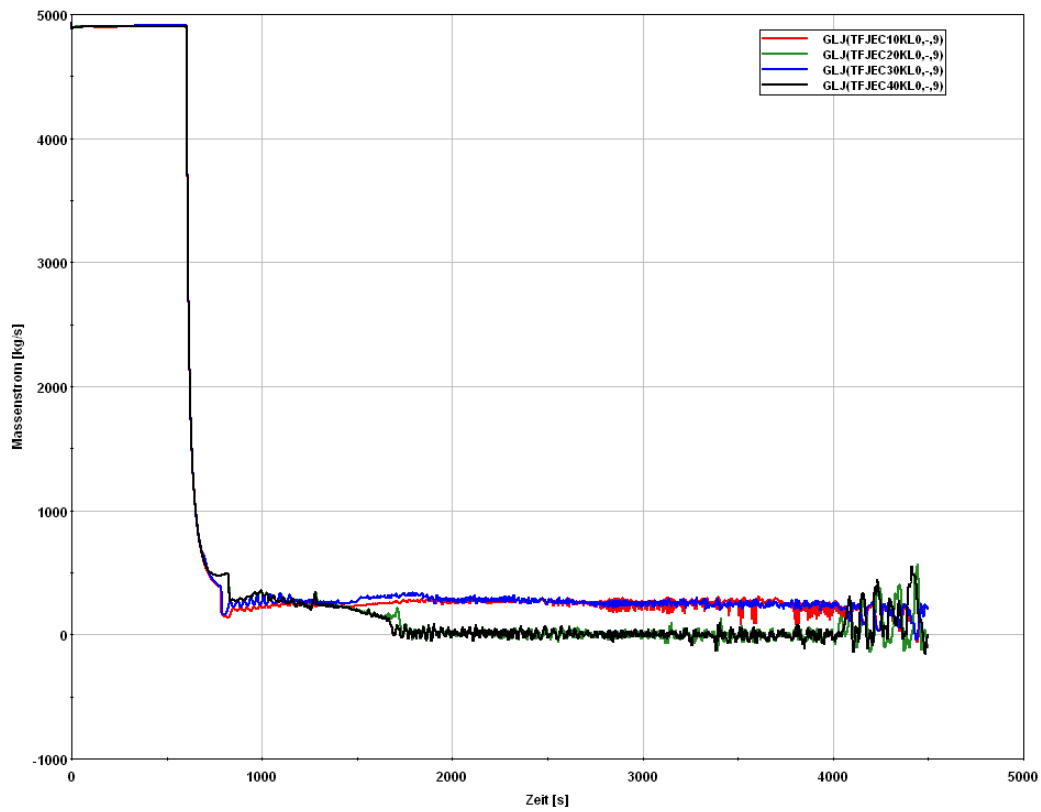


Bild 2.3.2-17 ATHLET - Q/C: Massenströme kalte Stränge

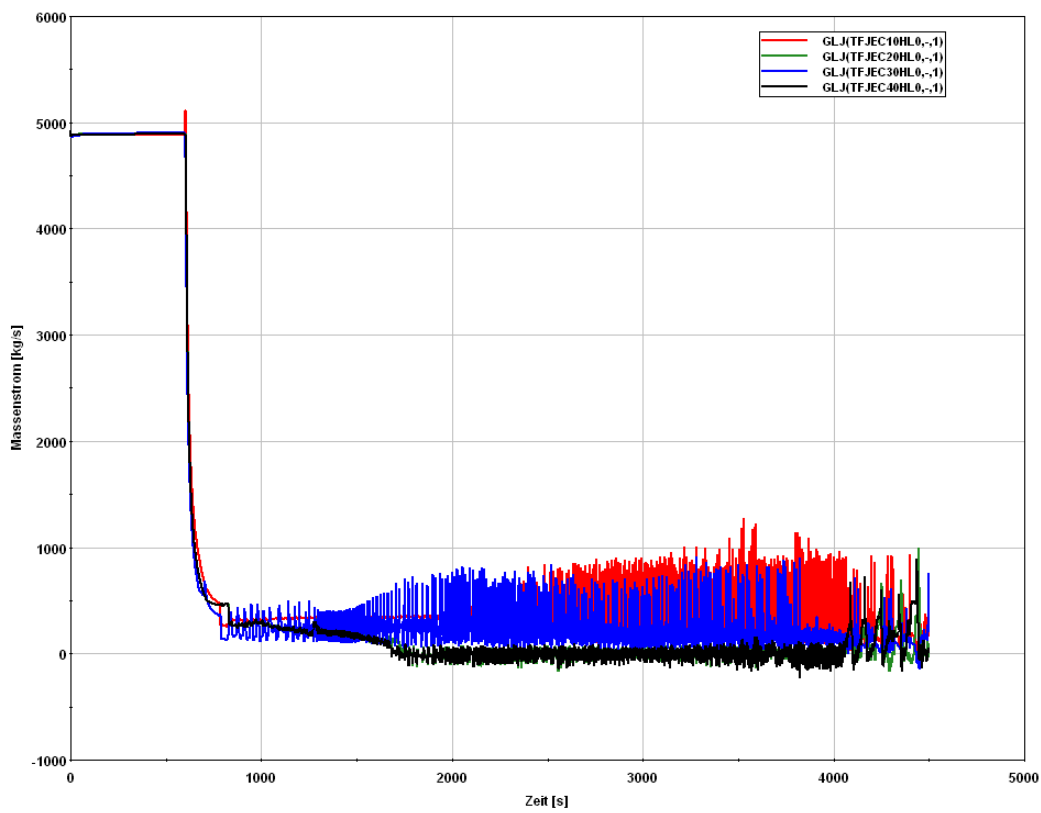


Bild 2.3.2-18 ATHLET - Q/C: Massenströme heiße Stränge

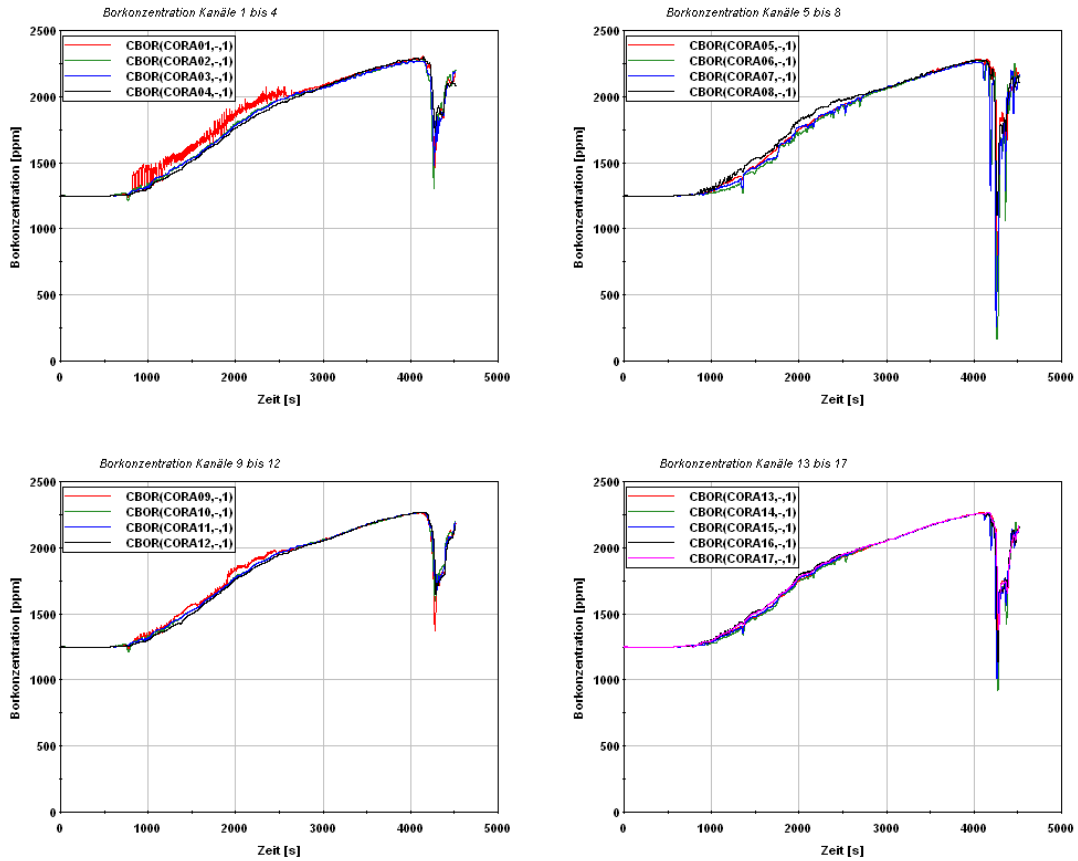


Bild 2.3.2-19 ATHLET - Q/C: Borkonzentration Kerneintritt (Kernbereiche 1 bis 17)

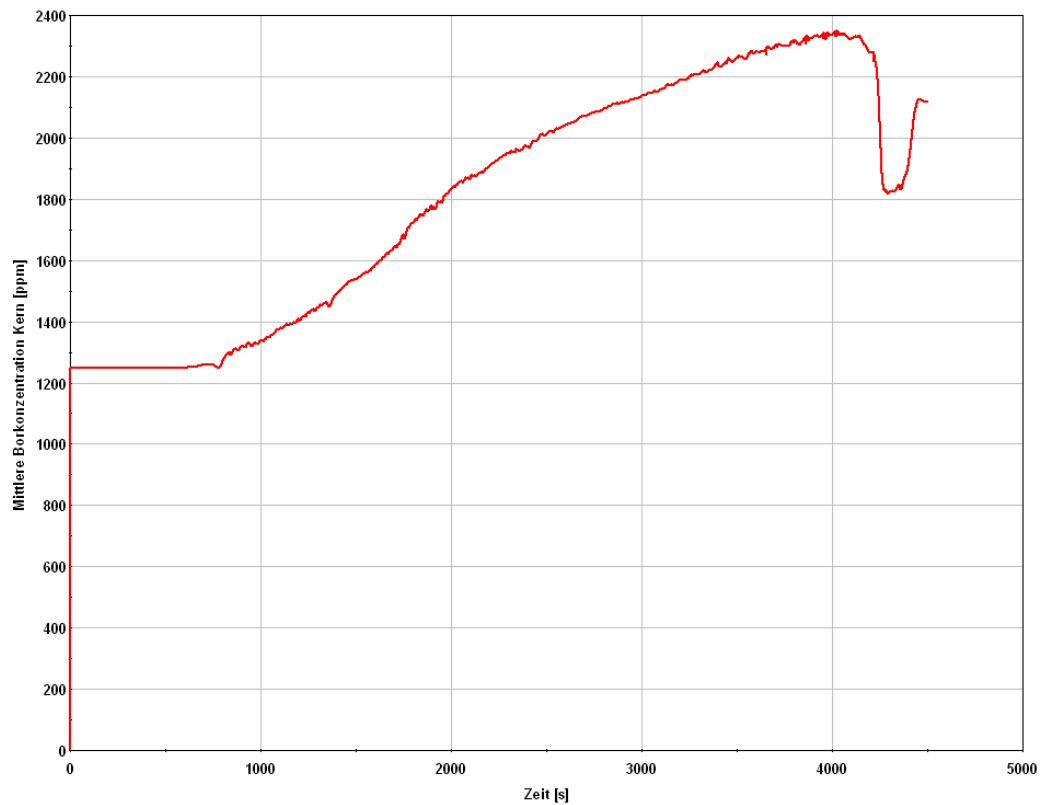


Bild 2.3.2-20 ATHLET - Q/C: Mittlere Borkonzentration des Kerns

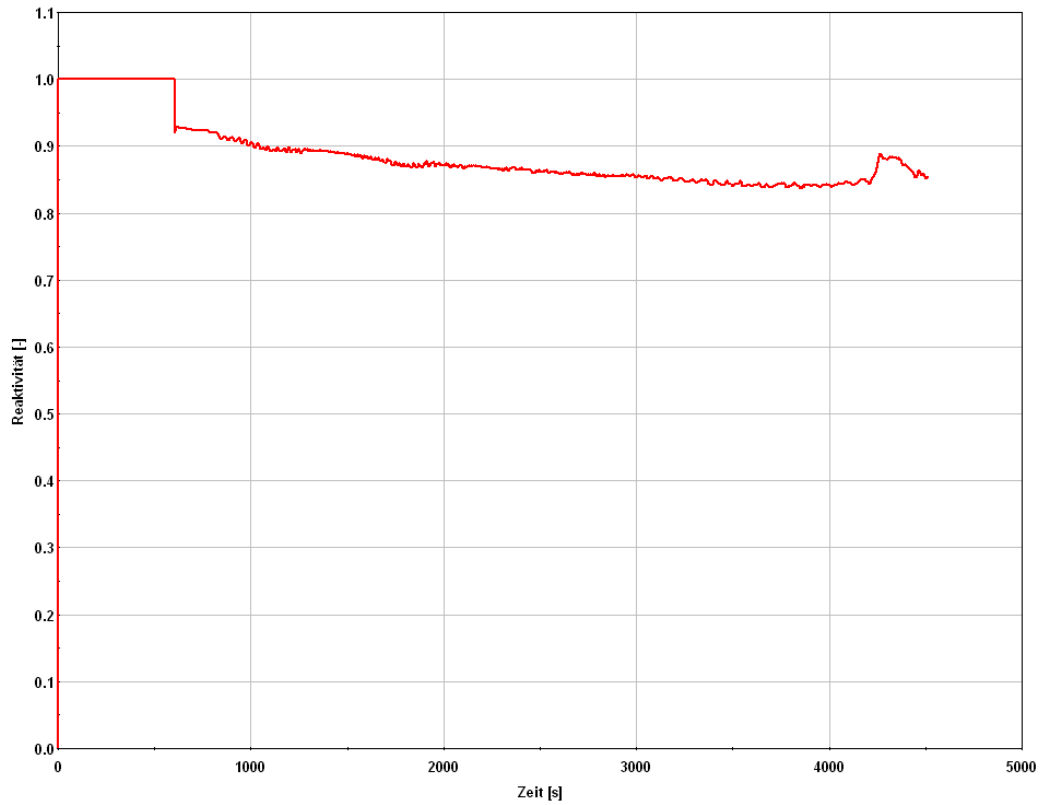


Bild 2.3.2-21 ATHLET - Q/C: Mittlere Reaktivität des Kerns

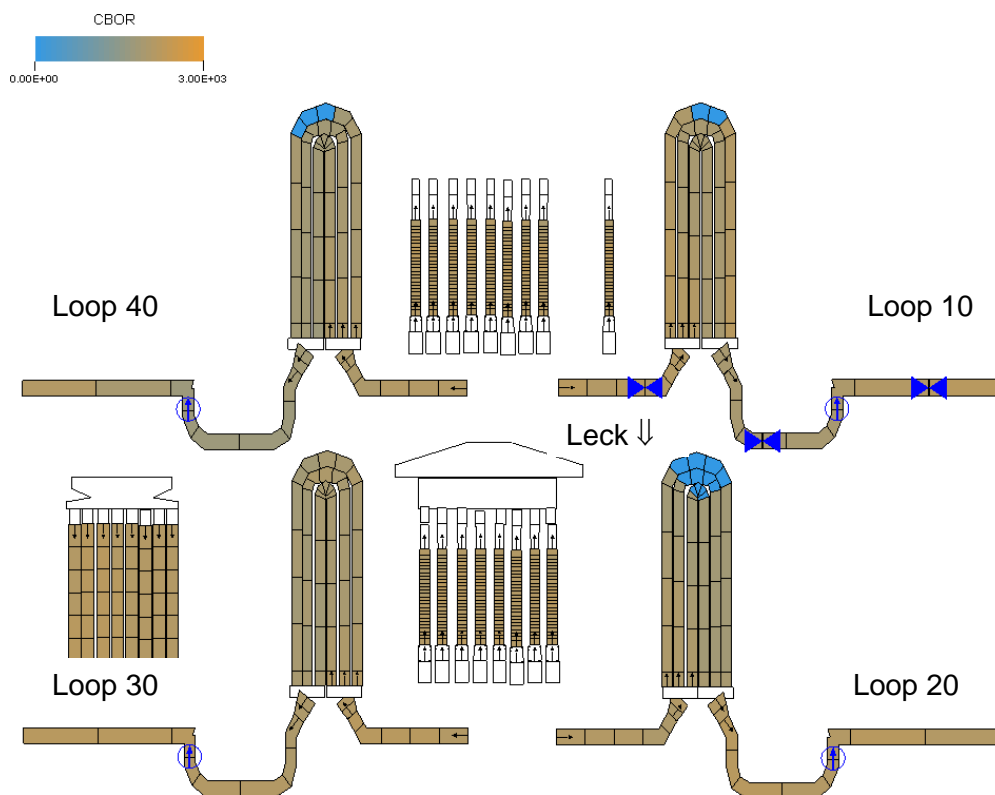


Bild 2.3.2-22 ATHLET - Q/C: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 5000 s (die weißen Flächen unter- und oberhalb des Kerns sowie oberhalb des Downcomers stellen keine Analyseergebnisse dar)

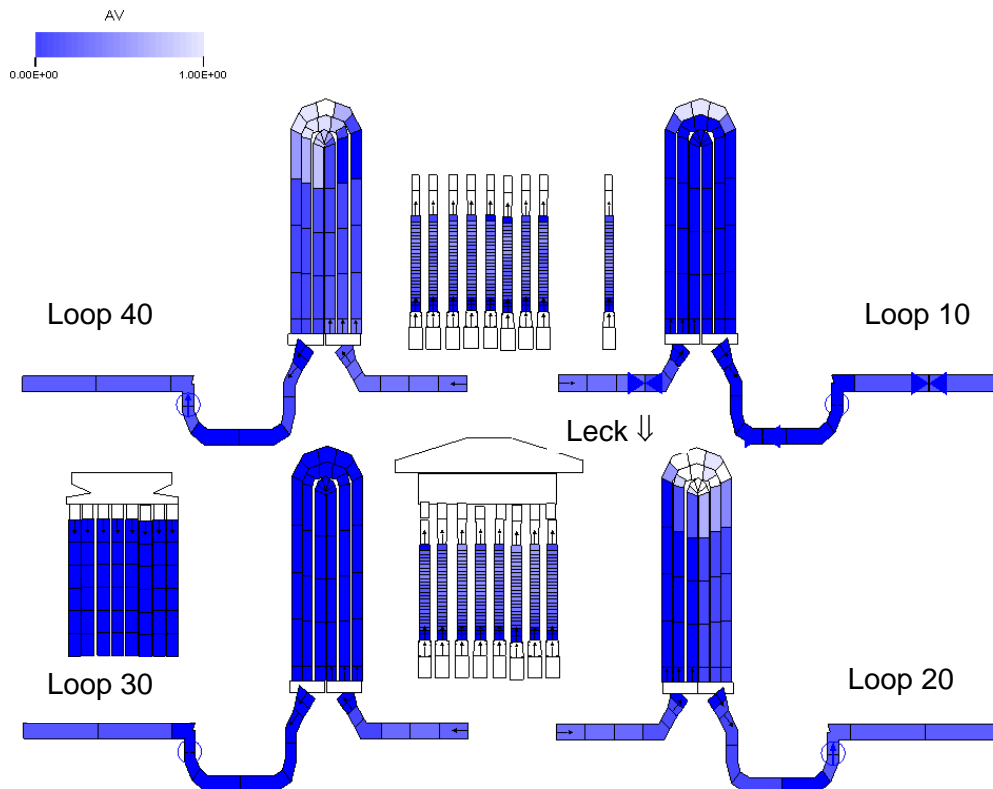


Bild 2.3.2-23 ATHLET - Q/C: Dampfgehalt im Primärkreis 5000 s (die weißen Flächen unter- und oberhalb des Kerns sowie oberhalb des Downcomers stellen keine Analyseergebnisse dar)

2.3.2.6 Zusammenfassender Ergebnisvergleich zwischen Punktkinetik-Analyse und gekoppelter Analyse

In Tab. 2.3.2-1 werden die Punktkinetik-Analyse und die gekoppelte Analyse anhand von ausgewählten relevanten Ereignissen des Störfallablaufes miteinander verglichen. Es zeigt sich, dass die berechneten Störfallabläufe bezüglich der Zeitpunkte nur geringfügig voneinander abweichen. Diese Abweichung kann auf einen nicht vollständig abgeglichenen Verlauf der Nachzerfallswärme – insbesondere in den ersten Sekunden nach Abschaltung - zurückgeführt werden. Bei der ATHLET-Rechnung mit Punktkinetik-Modell wird die Nachzerfallsleistung mittels einer Korrelation, die über GCSM-Signale programmiert ist, für jeden Zeitschritt berechnet. Dagegen wird Q/C die Nachzerfallsleistung über zeitabhängige Faktoren vorgegeben, wobei in der verwendeten Version nur maximal 22 Wertepaare möglich waren. Dadurch kann es zu Abweichungen zwischen der Tabellenvorgabe von Q/C und der in ATHLET implementierten Korrelation – insbesondere im Bereich des starken Abfalls der Nachzerfallsleistung – kommen.

Tab. 2.3.2-1 Ergebnisvergleich für beide ATHLET-Versionen (Zeiten bezogen auf Analysebeginn \Rightarrow Ereigniseintritt = 600 s)

	ATHLET 2.2B Punktkinetik	ATHLET 2.2B QUABOX/CUBBOX
Differenzdruck Anlagen- oder Betriebsräume gegen Atmosphäre > 30 mbar	605 s	605
RESA und TUSA	605 s	605 s
Sekundärseitiges 100 K/h-Abfahren (JR 82)	631 s	624 s
Notkühlvorbereitungssignal (JR31)	663 s	641 s
Ein HD-Einspeisung (JR 34)	663 s	641 s
Aus Hauptkühlmittelpumpen (JR 44)	663 s	641 s
Beginn HD-Einspeisung	689 s	673 s
Auslaufen HKMP	785 s (JEB10) 794 s (JEB 30) 924 s (JEB20) 926 s (JEB40)	784 s (JEB10) 788 s (JEB 30) 1034 s (JEB40) 1040 s (JEB20)
Abreißen Naturumlauf	1575 s	1571 s
Minimale Borkonzentration Pumpenbögen	1 ppm Loop 20 Node 3 (3340 s) 12 ppm Loop 20 Node 4 (3340 s) 1 ppm Loop 40 Node 3 (3340 s) 14 ppm Loop 40 Node 4 (3340 s)	1 ppm Loop 20 Node 3 (3197 s) 15 ppm Loop 20 Node 4 (3197 s) 1 ppm Loop 40 Node 3 (3197 s) 14 ppm Loop 40 Node 4 (3197 s)
Beginn Druckspeicher-Einspeisung	3352 s	3270 s
Wiederanlauf Naturumlauf	4590 s	4450 s
Minimale Borkonzentration Kerneintritt	542 ppm (CORA07) bei 4575 s 506 ppm (CORA06) bei 4642 s	348 ppm (CORA06) bei 4416 s 752 ppm (CORA07) bei 4414 s

2.3.2.7 Bewertung der ATHLET-Q/C-Ergebnisse hinsichtlich einer möglichen Rekritikalität

Es wurde das „35 cm²“-Leck im heißen Strang, welches zu einer maximalen Deborierung des Kühlmittels in den Pumpenbögen und somit zu einer maximalen Gefährdung der Kernkühlung durch eine Rekritikalität führen könnte, sowohl mit dem Punktkinetik-Modell von ATHLET als auch mit der gekoppelten Version ATHLET-QUABOX-CUBBOX analysiert.

Erstere Analyse diente als Vergleichsbasis zur Sicherstellung, dass die gekoppelte Version den thermohydraulischen Störfallablauf plausibel wiedergibt.

Die gekoppelte Analyse diente der Bestimmung der sich minimal ergebenden Borkonzentration am Kerneintritt nach Wiederanlaufen des Naturumlaufes sowie einer möglichen Rekritikalität aufgrund zu geringer Borkonzentration am Kerneintritt, die ggf. zu einer Leistungsexkursion mit einer Beeinträchtigung der Kernkühlung führen könnte.

Die mit ATHLET-Q/C berechneten Borkonzentrationen am Kerneintritt zeigen, dass die minimalen Borkonzentrationen in einem eng begrenzten äußeren Kernbereich erreicht werden. Dabei liegen die minimalen Borkonzentrationen nahezu zeitgleich mit ca. 348 ppm sowie ca. 752 ppm in zwei benachbarten äußeren Kernbereichen. Diese minimalen Konzentrationen bleiben aber auf den vorgenannten äußeren Kernbereich beschränkt. Alle anderen Kernbereiche - insbesondere die innen liegenden - weisen minimale Borkonzentrationen von mindestens 1500 ppm auf. Mit diesen Konzentrationswerten am Kerneintritt zeigte die gekoppelte Analyse mit ATHLET-Q/C in dem oben genannten Zeitbereich auch kein Wiederkritischwerden. Die von Q/C berechnete mittlere Reaktivität des Kerns zeigte einen kontinuierlichen Abfall auf 0,85 bis zum Wiedereinsetzen des Naturumlaufes. Der Eintrag der niedrigborierten Kühlmittelmengen resultierte dann in einem Anstieg der Reaktivität bis auf einen Wert von ca. 0,91, sodass die Analyse immer noch eine verbleibende Abschaltreaktivität von mindestens 9% aufzeigte.

Zusammenfassend ist somit festzustellen, dass anhand der gekoppelten Analyse mit ATHLET-Q/C eine Gefährdung der Kernkühlung für das untersuchte „35 cm²“-Leck“ unter Verwendung realer Kerndaten auszuschließen ist, da eine Rekritikalität unter den verwendeten Randbedingungen nicht zu besorgen ist.

Die durchgeführten Analysen und deren Ergebnisse werden parallel zu diesem Abschlussbericht im Rahmen eines GRS-A-Berichtes detailliert dokumentiert.

2.3.3 Quantifizierung der Kritikalität für einen Kern mit erhöhter anfänglicher Borkonzentration

In Parameterstudien wurde mit dem Punktkinetik-Modell der externe Reaktivitätskoeffizient, welcher im Punktkinetik-Modell den Reaktivitätseinfluss der Absorberstäbe berücksichtigt, ab 4575 s Problemzeit derart manipuliert, um im Kern zum Zeitpunkt des Eintrags der niedrig borierten Kühlmittelmengen ein Wiederkritischwerden zu erzwingen. Diese Studien sollten einen ersten Anhaltspunkt für die notwendige Änderung (abhängig von der Problemzeit) der Bor-Reaktivität in ATHLET-Q/C liefern, bei der dann von ATHLET-Q/C ein Wiederkritischwerden des Kerns berechnet wird. Diese Änderung stellt eine Manipulation dar und hat mit einer realen Kernkonfiguration nichts mehr gemeinsam. Sie ist im Quellcode von Q/C umzusetzen. Mit dieser Manipulation sollte eine Rekritikalität erzwungen und damit aufgezeigt werden, ob trotzdem die Kernkühlung weiter gewährleistet werden kann. Die programmtechnische Umsetzung im Q/C-Teil wurde, wie in Kapitel **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** beschrieben, umgesetzt. Die Versuche einer Manipulation der Wirkungsquerschnittsdaten für den Boreinfluss, wie in Kapitel **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** beschrieben, zeigten, dass beim vollständigen Ausreizen einer noch einigermaßen physikalisch sinnvollen Reduzierung der Borwirksamkeit ein Wiederkritischwerden in den betroffenen äußeren Kernbereichen nicht erreicht werden konnte.

Um dennoch einen Eindruck hinsichtlich der Aufrechthaltung der Kernkühlung bei einem Wiederkritischwerden zu erhalten, wird nachfolgend die o. g. Punktkinetik-Rechnung mit erzwungener Rekritikalität kurz diskutiert. Dabei ist aber anzumerken, dass aufgrund des vereinfachten Punktkinetik-Ansatzes ein Wiederkritischwerden für den gesamten Kernbereich erreicht wird. Eine Begrenzung auf den von der Deborierung betroffenen äußeren Kernbereich ist mit dem Punktkinetik-Modell nicht möglich.

Wie in Kapitel **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt, zeigt die Punktkinetik-Rechnung die minimalen Borkonzentrationen für die Kernbereiche CORA07 und CORA06 bei 4575 s bzw. 4642 s Problemzeit. Daher erfolgte, ausgehend von der in Kapitel 2.3.2.4 diskutierten Punktkinetik-Rechnung, ein Restart bei 4500 s Problemzeit, wobei die Eingabegröße „externe Reaktivität“ des Punktkinetik-Modells im Zeitbereich zwischen 4575 s und 4670 s variiert wurde, um ein Wiederkritischwerden zu erzwingen. Die Variationsrechnungen wurden bis zu einer Problemzeit von 5000 s durchgeführt.

Bei einer Erhöhung des Eingabewertes für die externe Reaktivität von $8,75E-04$ auf $1,6E-01$ trat erstmals ein Wiederkritischwerden des gesamten Kerns auf. Die sich ergebende Reaktorleistung ist Bild 2.3.3-1 zu entnehmen. In der Analyse ergeben sich fünf Leistungspeaks

bei 4642 s, 4650 s, 4655 s, 4660 s und 4666 s. Die neutronenphysikalischen Größen des Kerns sind beispielhaft für Kernsektion CORA07 in Bild 2.3.3-2 dargestellt, sie gelten aber qualitativ auch für die anderen Kernsektionen. In dem vorab genannten Zeitbereich von 4642 s bis 4666 s erreicht der k_{eff} -Wert des Kerns durch die Manipulation der externen Reaktivität mehrmals Werte größer als 1,0. Der zeitliche Verlauf des externen Reaktivitätsbeitrages kann dem unteren rechten Diagramm von Bild 2.3.3-2 entnommen werden.

Das Wiederkritischwerden führt bei der ersten Leistungsexkursion zu einer Freilegung der oberen zwei Drittel des Kerns (siehe Bild 2.3.3-3). Bei den nachfolgenden vier Leistungserhöhungen bleibt der Kern, wie in Bild 2.3.3-4 bis Bild 2.3.3-7 dargestellt, etwa bis zur Kernmitte mit Wasser bedeckt. Bei 5000 s (siehe Bild 2.3.3-8) ist der Kern dann zum großen Teil wieder mit Wasser bedeckt. Die einzelnen Leistungsexkursionen werden immer durch die inhärenten Eigenschaften des Kerns, wie negativer Void-Koeffizient sowie dem Doppler-Effekt, begrenzt.

Die maximalen Hüllrohrtemperaturen treten durch den ersten Leistungspeak im oberen Kernbereich auf. Beispielhaft sind für die axiale Kernmasche 21 in Bild 2.3.3-9 die berechneten Hüllrohrtemperaturen der 17 Kernsektionen dargestellt. Daraus ist eine maximale Hüllrohrtemperatur der Brennelemente des Kernbereichs 9 von ca. 600 °C zu erkennen. Während der nachfolgenden Leistungssteigerungen liegen die Hüllrohrtemperaturen aller Kernbereiche immer unterhalb von 400 °C. Bei diesen kurz auftretenden Temperaturen ist die Integrität der Brennstäbe somit nicht gefährdet und durch das anschließende Wiederauffüllen des Kerns ist die Kernkühlung langfristig wieder gewährleistet.

Zusammenfassend ist damit festzustellen, dass die Punktkinetik-Analyse mit erzwungener Rekritikalität, die einen sehr konservativen Ansatz darstellt, da hierbei die Leistungssteigerung für den gesamten Kernbereich berechnet wird, aufzeigt, dass eine Gefährdung der Kernkühlung selbst bei diesen ungünstigen Randbedingungen nicht zu besorgen ist. Es sei nochmals festgestellt, dass die hier verwendete Manipulation der externen Reaktivität in einer realen Kernkonfiguration nicht möglich ist.

Da bei einem Eintritt einer niedrig borierten Kühlmittelmenge in den Kern nach Wiederaanlaufen des Naturumlaufes diese auf einen kleinen Kernbereich begrenzt bleibt, kann ein Wiederkritischwerden auch nur auf einen engen Kernbereich begrenzt bleiben. Damit wird auch deutlich, dass bei einer dreidimensionalen neutronenkinetischen Rechnung einer realen Kernkonfiguration mit Q/C bei ungünstigsten Wirkungsquerschnittsdaten für den Boreinfluss, die gerade noch als physikalisch sinnvoll erscheinen, eine Rekritikalität - und damit auch eine Gefährdung der Kernkühlung - nicht erreicht werden kann.

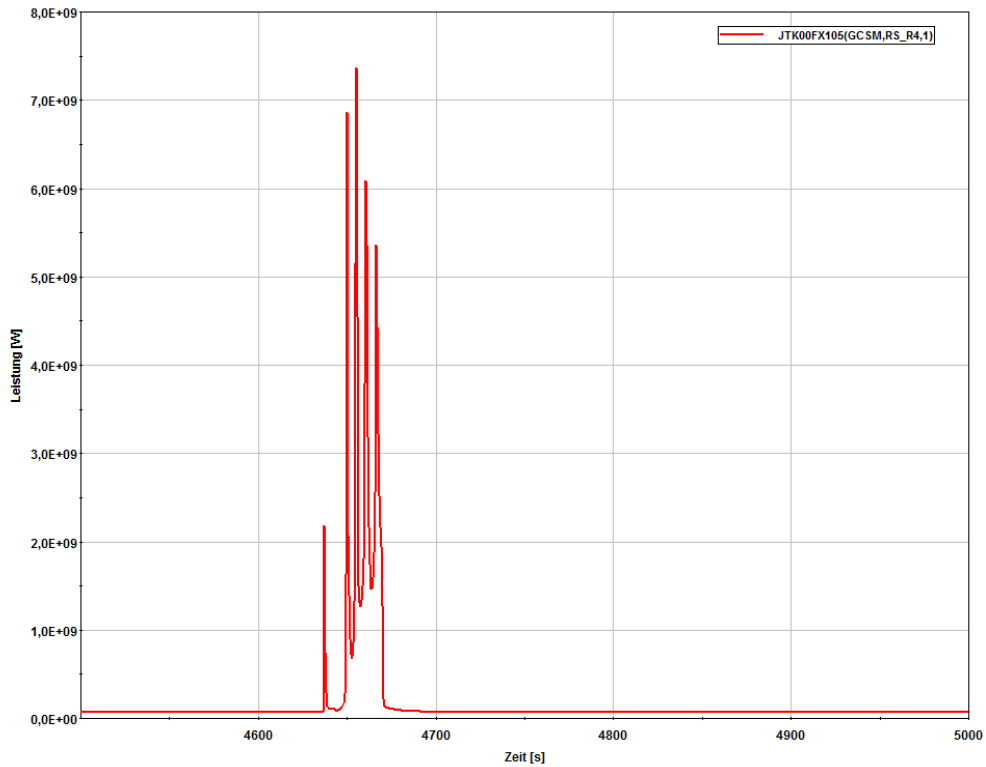


Bild 2.3.3-1 ATHLET - Punktkinetik: Reaktorleistung bei erzwungenem Wiederkritischwerden

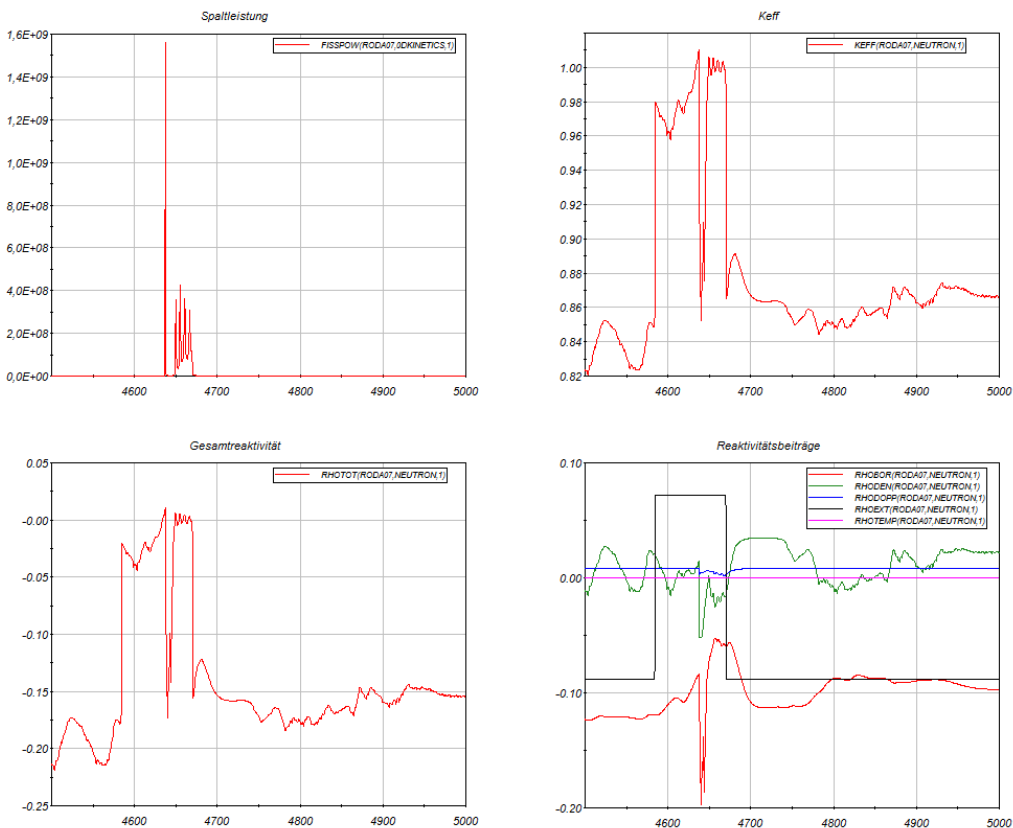


Bild 2.3.3-2 ATHLET - Punktkinetik: Neutronenphysikalische Größen der Kernsektion 7 bei erzwungenem Wiederkritischwerden

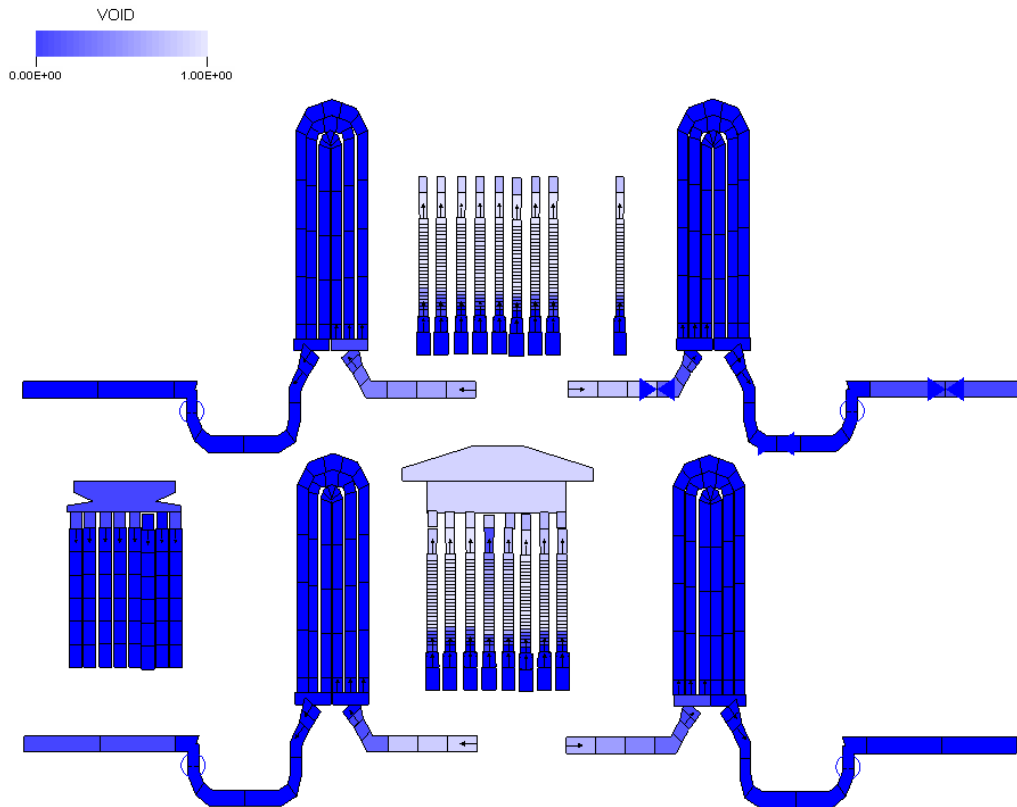


Bild 2.3.3-3 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4642 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

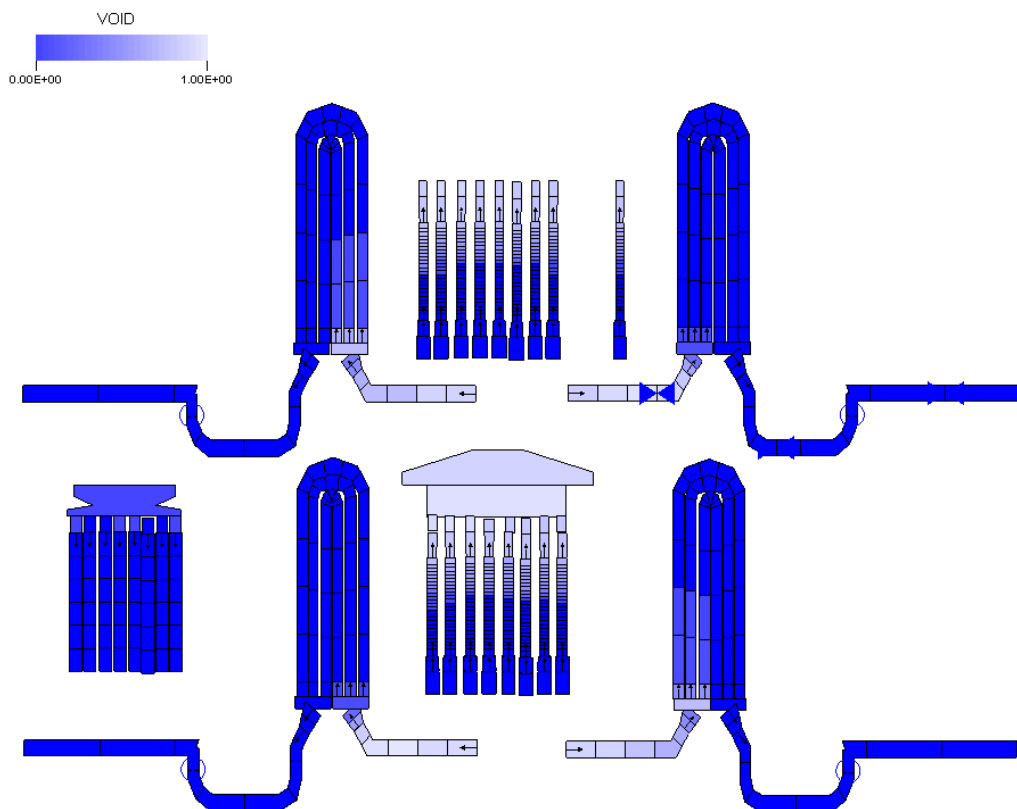


Bild 2.3.3-4 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4650 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

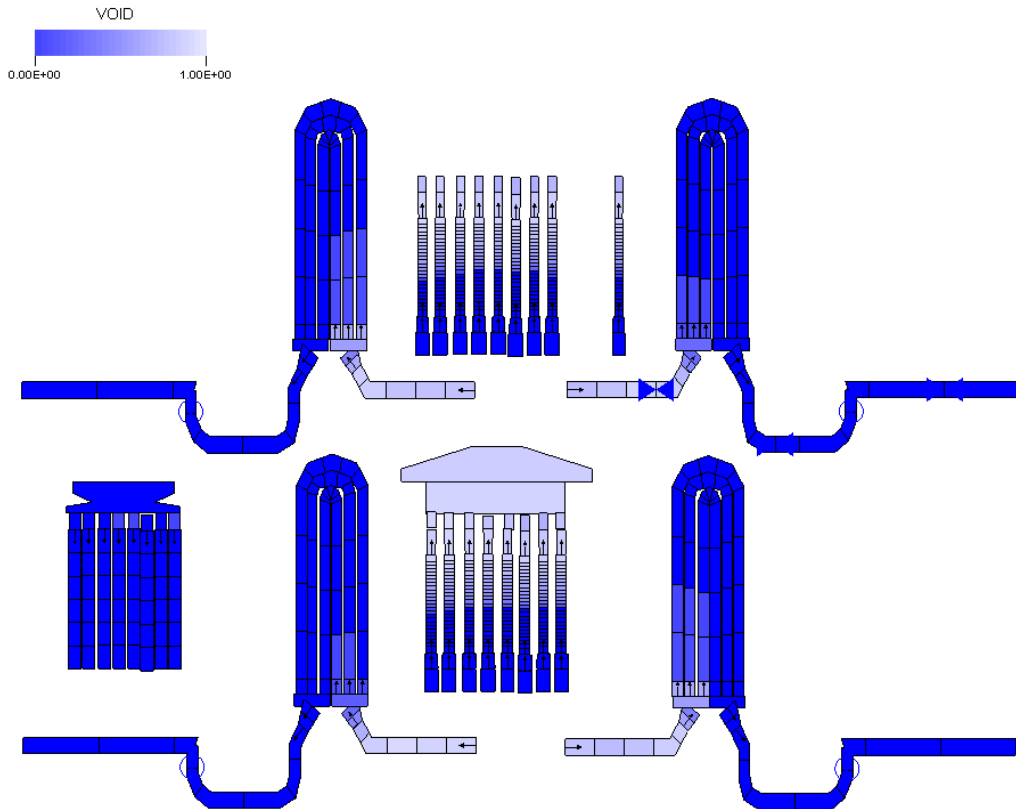


Bild 2.3.3-5 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4655 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

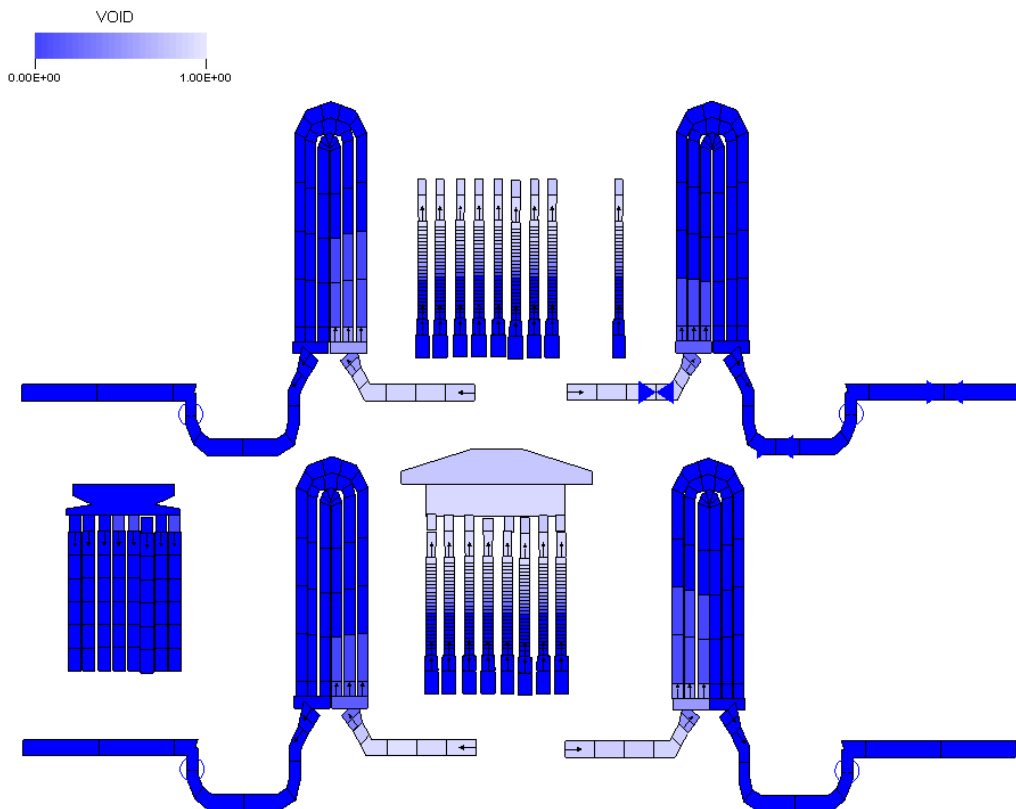


Bild 2.3.3-6 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4660 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

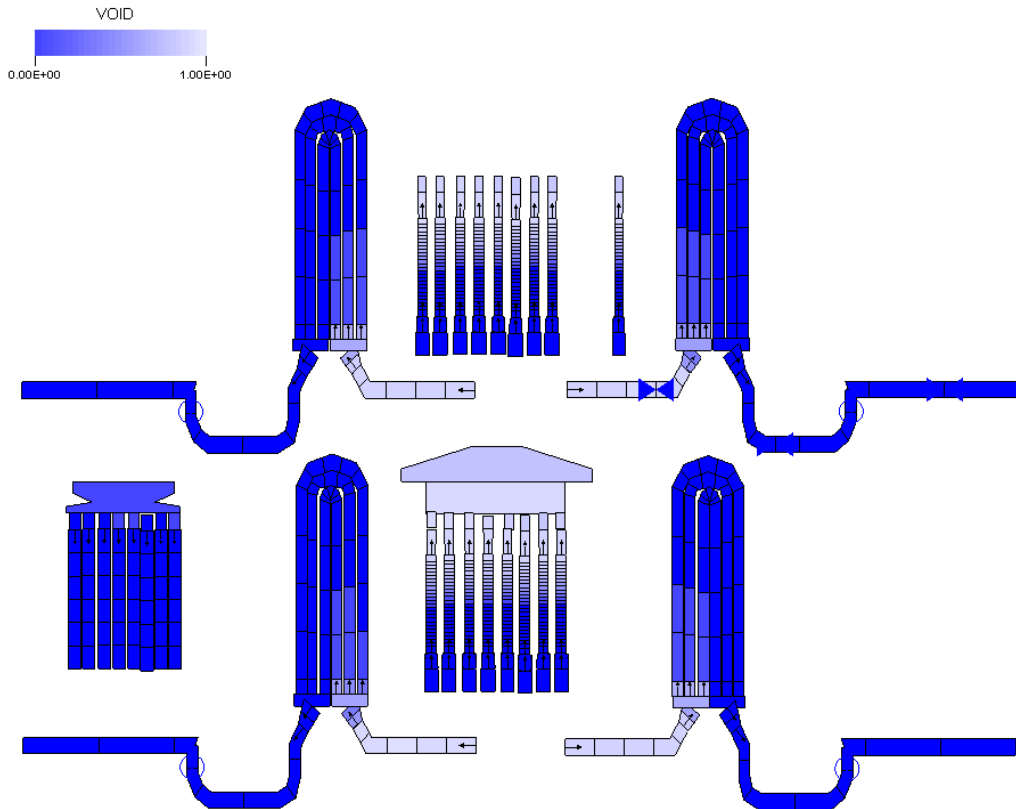


Bild 2.3.3-7 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4666 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

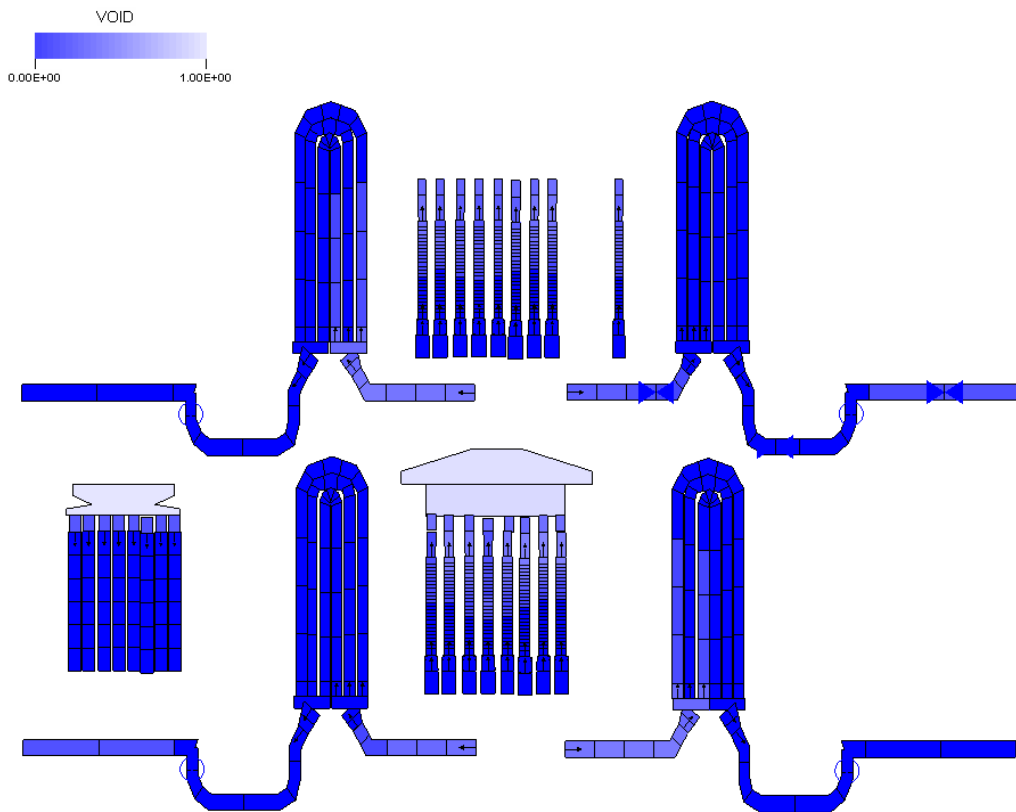


Bild 2.3.3-8 ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 5000 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden

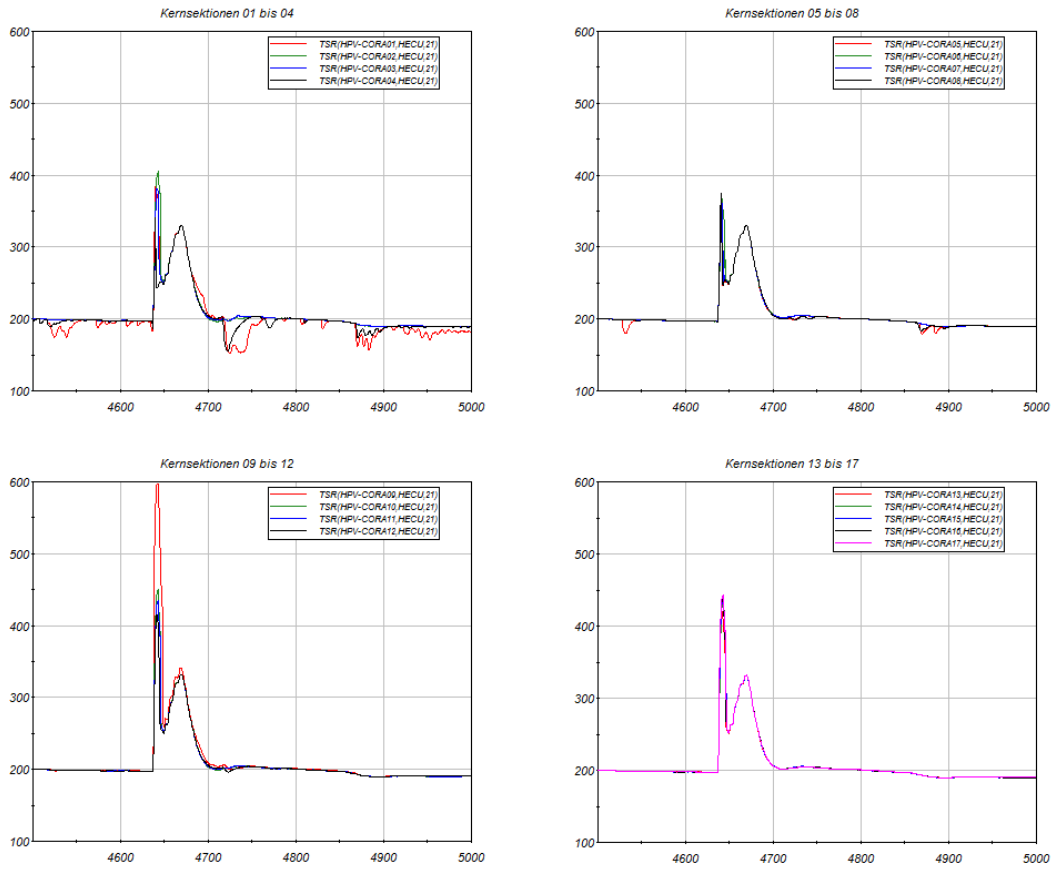


Bild 2.3.3-9 ATHLET - Punktkinetik: Hüllrohrtemperaturen oberer axialer Kernbereich der Kernsektionen 1 bis 17 bei erzwungenem Wiederkritischwerden

2.4 Beantwortung kurzfristig aufkommender wissenschaftlich-technischer Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen: Kernschadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse zum großen Leck nach Leistungserhöhung (AP 4)

2.4.1 Einleitung und Zielsetzung der durchgeführten Arbeiten

Aufgrund aktuell anstehender Leistungserhöhungen (z. B. KKE) sollte in Abstimmung mit dem Auftraggeber eine Kernschadensumfanganalyse für eine reale Kernbeladung nach Leistungserhöhung durchgeführt werden. Vorrangiges Ziel der Analyse war, Erkenntnisse darüber zu erhalten, ob in den deutschen Genehmigungsverfahren zur Leistungserhöhung der Nachweis von höchstens 10 % Kernschadensumfang (Kapitel 2.2 Abs. 4 Nr. 2 der RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren) unter Berücksichtigung aller relevanten Unsicherheiten erbracht werden kann.

Da Hersteller und Betreiber zunehmend bestrebt sind, realistische Berechnungsmethoden bei der Nachweisführung für den Kernschadensumfang unter Berücksichtigung der realen bzw. prognostizierten Leistungsgeschichten der Brennstäbe anzuwenden, sollte für die Kernschadensumfanganalyse ebenfalls eine realistische Berechnungsmethode angewendet werden. Eine solche Berechnungsmethode steht mit der bei der GRS entwickelten Methode für den Schadensumfang /SON 07/ zur Verfügung. Die GRS-Methode ermittelt den Schadensumfang aufgrund von realistischen Leistungsgeschichten der Brennstäbe im Kern und unter Berücksichtigung aller relevanten (epistemischen) Unsicherheiten. Da in Genehmigungsverfahren in Verbindung mit realistischen Rechenprogrammen immer auch Unsicherheitsanalysen durchgeführt werden sollen (RSK-Empfehlung, IAEA SSG-2), besteht ein weiteres Ziel der Analyse darin, aus den Erfahrungen mit der GRS-Methode Empfehlungen zur Durchführung von Unsicherheitsanalysen in Verbindung mit realistischen Berechnungsmethoden für den Kernschadensumfang abzuleiten.

Im Rahmen des BMU Vorhabens SR 2567 /DRA 08/ wurde bereits eine beispielhafte Schadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse zum großen Leck nach Leistungserhöhung auf 4000 MW thermisch (bis zu 1475 MW elektrisch) durchgeführt. Allerdings basierte die Analyse auf generischen Daten zur Leistungsverteilung im stationären Betrieb. Ausgangspunkt für die Berechnung der generischen Leistungsverteilung war eine reale Kernbeladung mit einer Reaktorleistung im stationären Betrieb von ca. 3900 MW thermisch (MW_{th}). Für diese Kernbeladung wurde die Leistung rechnerisch auf 4240 MW_{th} ($4000 MW_{th} + 6\%$ konser-

vativer Zuschlag entsprechend Regelwerk) erhöht. Die Leistungserhöhung wurde erreicht, indem die mittlere lineare Stablängenleistung über den Kern rechnerisch erhöht wurde, während die radialen und axialen Leistungsfaktoren unverändert blieben. Zusätzlich wurde eine ungünstige Leistungsverteilung (entsprechend Regelwerk) berücksichtigt.

Für den Schadensumfang der Kernbeladung mit der generischen Leistung von 4240 MW_{th} wurde eine obere (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze von 21.7 % für den Zyklusbeginn und von 7.8 % für das Zyklusende ermittelt. Als Grund für den extrem hohen Schadensumfang insbesondere zum Zyklusbeginn wird die hohe generische Leistung gesehen, die rein rechnerisch einer Kernbeladung mit einer Leistung von nur ca. 3900 MW_{th} zugewiesen wurde. Außerdem wurde diese hohe Leistung zusätzlich in Verbindung mit einer ungünstigen Leistungsverteilung berücksichtigt. Von besonderem Interesse war daher, die Kernschadensumfangsanalyse mit Unsicherheitsanalyse anhand einer realen Kernbeladung nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th} durchzuführen.

2.4.2 GRS-Methode zur Kernschadensumfangsanalyse mit Unsicherheitsanalyse

Der Schadensumfang ist definiert als der Anteil der Brennstäbe einer Kernbeladung, die während eines angenommenen Kühlmittelverlust- bzw. Reaktivität-Störfalls bersten. Die GRS-Methode liefert hierzu eine realistische Berechnungsmethode mit gleichzeitiger Quantifizierung der Ergebnisunsicherheit /SON 07/. Für jeden berücksichtigten Brennstab der Kernbeladung werden die realen Leistungsgeschichten und Herstellungsdaten verwendet.

Das Berst-Verhalten eines Brennstabs wird mit dem GRS-Programm TESPА-ROD ermittelt. Die von TESPА-ROD benötigten Daten zur thermohydraulischen Belastung (Druck, Fluid-Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient) und Reaktivität während des Störfalls resultieren aus entsprechenden Berechnungen mit einem Thermohydraulik-Code (z. B. ATHLET). Die Unsicherheiten, die in die Berechnungen einfließen und somit zur Unsicherheit des Schadensumfangs beitragen, werden durch die Kopplung von TESPА-ROD mit dem GRS-Programm SUSA-AB berücksichtigt. SUSA-AB liefert schließlich eine Quantifizierung der Unsicherheit des mit TESPА-ROD ermittelten Schadensumfangs in Form der einseitigen oberen (95 %; 95 %)-Toleranzgrenze.

2.4.2.1 Berücksichtigung einer ungünstigen axialen Leistungsverteilung

Bevor das Berst-Verhalten eines Brennstabs mit TESPА-ROD berechnet wird, wird die stationäre axiale Leistungsverteilung eines Brennstabs so modifiziert, dass man eine für den

Störfall ungünstige Leistungsverteilung erhält (konservative Annahme entsprechend Regelwerk). Dabei wird eine Funktion angewendet, die eine axiale Leistungsverzerrung mit folgenden Eigenschaften durchführt:

1. Die mittlere Stablängenleistung in den Kern-Überwachungsbereichen (und damit im Kern) bleibt auch nach der Modifikation erhalten.
2. Das Maximum der mittleren Leistung im axialen Profil ist oben (Peak oben).
3. Das Maximum der mittleren Leistung im axialen Profil des höchst belasteten Überwachungsbereichs ist nach der Modifikation um 41 W/cm erhöht (aber nicht höher als 475 W/cm).

2.4.2.2 Zufällige Stichprobe von Brennstäben

Um den numerischen Aufwand für die gesamte Analyse einschließlich Unsicherheitsanalyse in Grenzen zu halten, werden bei der GRS-Methode nicht alle (ca. 50000) Brennstäbe im Kern sondern lediglich eine zufällige Stichprobe von (ca. 100 - 200) Brennstäben (Stab-Stichprobe) berücksichtigt. Das bedeutet eine Reduktion der erforderlichen Rechenläufe mit TESP-ROD von ca. $5 \cdot 10^6$ auf ca. $1 \cdot 10^4$ - $2 \cdot 10^4$. Da also nur eine Stichprobe von Brennstäben und nicht die Gesamtheit aller Brennstäbe im Kern betrachtet wird, wird zusätzlich zu den oben erwähnten Parameter- und Modell-Unsicherheiten auch die Unsicherheit bzgl. der Hochrechnung von der Stab-Stichprobe auf den gesamten Kern berücksichtigt.

Für die Herleitung einer zufälligen Stichprobe von Brennstab-spezifischen Daten aus dem vorliegenden Datenmaterial zu einer Kernbeladung stehen entsprechende Programme zur Verfügung, die bei der GRS in früheren und auch in diesem Vorhaben entwickelt wurden. Das Datenmaterial zur Kernbeladung kann dabei entweder in einer Zyklus-spezifischen PINFILE-Datei für die gesamte Kernbeladung oder in Brennelement-spezifischen PINDAT-Dateien für alle Einsatzzyklen abgespeichert sein.

2.4.2.3 Erforderliche Brennstab-spezifische Daten

Für die Schadensumfangsanalyse werden für jeden Brennstab Angaben zu Abbrand und Leistung im axialen Profil benötigt. Diese Angaben sind in der Zyklus-spezifischen PINFILE-Datei bzw. in den Brennelement-spezifischen PINDAT-Dateien gespeichert.

Die Liste der für TESP-ROD erforderlichen Brennstab-spezifischen Fertigungsparameter umfasst folgende Größen:

- Material der Brennstofftablette
- Pu- Anteil im Brennstoff
- Gd-Anteil im Brennstoff
- Mittlerer Durchmesser der Brennstofftablette außen
- Innerer Durchmesser der Brennstofftablette außen
- Hüllrohr-Material
- Mittlerer Außendurchmesser des Hüllrohrs
- Mittlere Wandstärke des Hüllrohrs
- Aktive Länge des Brennstabs
- Inaktive Länge des Brennstabs
- Sauerstoffgehalt des Hüllrohrs
- Dichte des Brennstoffs

In den Brennelement-spezifischen PINDAT-Dateien sind die Angaben zum Material der Brennstofftablette, zum Pu- Anteil im Brennstoff und zur aktiven Länge des Brennstabs enthalten. Liegt stattdessen eine Zyklus-spezifische PINFILE-Datei vor, so erhält man die Angaben zum Material der Brennstofftablette und des Hüllrohrs sowie zum Pu- und Gd-Anteil im Brennstoff über eine spezielle Kennzeichnung in der PINFILE-Datei und einer zusätzlichen Datei, welche die Aufschlüsselung der Kennzeichnung nach Fertigungsparametern liefert. Die bei der GRS entwickelten Programme zur Herleitung einer Stichprobe von Brennstab-spezifischen Daten berücksichtigen das unterschiedliche Datenmaterial, das mit PINDAT- bzw. PINFILE-Dateien zur Verfügung gestellt wird.

Für Fertigungsparameter, zu denen keine Daten vorliegen, werden die folgenden Werte verwendet:

- Mittlerer Durchmesser der Brennstofftablette außen = 9.11 mm
- Innerer Durchmesser der Brennstofftablette außen = 0
- Mittlerer Außendurchmesser des Hüllrohrs = 10.75 mm

- Mittlere Wandstärke des Hüllrohrs = 0.71 mm
- Inaktive Länge des Brennstabs = 0.2 m
- Sauerstoffgehalt des Hüllrohrs = 0.125 Gew.-%
- Dichte des Brennstoffs = 10400 kg/m³
- Gd-Anteil im Brennstoff=0
- Hüllrohr-Material=Zry-4

2.4.2.4 Schritte der GRS-Methode zur Kernschadensumfanganalyse

Die Schritte der GRS-Methode zur Kernschadensumfanganalyse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Im ersten Schritt erfolgt die zufällige Auswahl von n Brennstäben (Stab-Stichprobe) aus dem vorliegenden Datenmaterial zu einer realen Kernbeladung. Damit erhält man für jeden Brennstab in der Stab-Stichprobe die Daten zu Abbrand und Leistung im axialen Profil und weitere Herstellungs-Angaben (siehe Abschnitt 2.4.2.3).
2. Im zweiten Schritt erfolgt die Berechnung der thermohydraulischen Belastung (Druck, Fluid-Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient) und Reaktivität für den angenommenen Kühlmittelverluststörfall mit einem geeigneten deterministischen Rechencode (z. B. ATHLET).
3. Im dritten Schritt erfolgt die Ermittlung des Berstverhaltens (Bersten ja/nein) für jeden Brennstab in der Stab-Stichprobe mit dem Programm TESPА-ROD (n Rechenläufe mit TESPА-ROD) und der aus Schritt 2 bekannten Thermohydraulik. Dabei wird jedem Brennstab die thermohydraulische Belastung eines geeigneten (im Thermohydraulik-Code modellierten) Kernkanals zugeordnet. Die Zuordnung erfolgt aufgrund der vorliegenden Angaben zu Abbrand und Leistung des jeweiligen Brennstabs. Voraussetzung für die Zuordnung ist eine Datei, in der jeder Kernkanal durch seinen maximalen Abbrand und seine maximale Stablängenleistung charakterisiert wird (siehe Tab. 2.4.2-3). Als Ergebnis der Berechnungen in Schritt 3 erhält man einen Wert k für die Anzahl der geborstenen Stäbe in der Stab-Stichprobe.
4. Im vierten Schritt erfolgt die Bestimmung einer Wahrscheinlichkeitsverteilung für den Schadensumfang P aufgrund der Anzahl n der Brennstäbe in der Stichprobe und der Anzahl k der geborstenen Stäbe. Die Verteilung drückt probabilistisch aus, wie gut man den Schadensumfang P nur kennen kann aufgrund der ermittelten Zahl k der geborste-

nen Stäbe, die sich nur auf eine Stichprobe und nicht auf die Gesamtheit der Stäbe im Kern bezieht.

5. Als geeignete Verteilung wird eine Beta-Verteilung angenommen. Für die Parameter α und β der Beta-Verteilung gilt:

- $\alpha=k+0.5$ und $\beta=n-k+0.5$, wobei k die mit TESPА-ROD ermittelte Zahl der geborstenen Stäbe in der Stichprobe vom Umfang n ist.

Die Betaverteilung resultiert aus der Anwendung der Bayes'schen Methode. Sie ist die sogenannte a posteriori Verteilung von \mathbf{P} , die man aus einer sogenannten nichtinformativen a priori Verteilung von \mathbf{P} und aus der mit TESPА-ROD ermittelten Zahl von geborstenen Stäben in der Stichprobe erhält.

2.4.2.5 Unsicherheitsanalyse

Die Unsicherheiten bei der Ermittlung des Kernschadensumfangs \mathbf{P} betreffen Stab-spezifische Angaben (z. B. zu den Oxidationsschichtdicken auf der Hüllrohr-Innen- und - Außenseite oder zum He-Fülldruck), einige innerhalb von TESPА-ROD verwendete Modelle (z. B. zur Wärmeleitfähigkeit der Brennstofftablette, zur betrieblichen Spaltgasfreisetzung oder zum Hüllrohrkriechen) sowie die thermohydraulische Belastung (Fluid-Temperatur, Druck und Wärmeübergangskoeffizient) und Reaktivität im Kern. In Tab. 2.4.2-1 sind die unsicheren Parameter bzgl. der in TESPА-ROD verwendeten Stab-spezifischen Parameter und Modelle aufgelistet. Die dazugehörige Quantifizierung der Unsicherheiten ist in Tab. 2.4.2-2 zu finden.

Die Unsicherheiten bzgl. der thermohydraulischen Belastung können z. B. durch die Anwendung von Korrekturfaktoren auf vorliegende Referenz-Datensätze ausgedrückt werden oder durch die Verwendung entsprechender Ergebnisse aus einer vorausgegangenen Unsicherheitsanalyse. Solche Ergebnisse müssten in Form einer Stichprobe von unterschiedlichen Verläufen für die thermohydraulische Belastung und Reaktivität bereitgestellt werden.

Tab. 2.4.2-1 Unsichere Parameter der Kernschadensumfanganalyse mit TESP-ROD

Par. Nr.	Kurzer Par. Name	Parameter Name	Einheit	Referenzwert	Bemerkung 1	Bemerkung 2
1	Oxid_A	Oxidschichtdicke Hüllrohr außen	µm	5	abhängig von Abbrand und Hüllrohrmaterial	Unsicherheit bei jedem einzelnen Stab
2	Oxid_I	Mittlere Oxidschichtdicke auf Hüllrohrinnenseite, wenn Abbrand >= 40 MWd/kg	µm	20	Abbrand < 40 MWd/kg -> Oxid_I=0	Unsicherheit bei jedem einzelnen Stab
3	He300	He-Fülldruck bei 300 K	Bar	22.5		Unsicherheit bei jedem einzelnen Stab
4	SpWUZ	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Spaltwärmeübergangszahl		1		
5	FaktorExzent	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Exzentrizität		1	Exzentrizität=0: konzentrische Dehnung der Hülle um Pellet-Zentrum, Exzentrizität=1: hot spot	
6	OHuell	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Sauerstoffgehalt des Hüllrohrs		1	Hochtemperatur Oxidschichtdicke außen und innen am Hüllrohr	
7	HHuell	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für den Wasserstoff-Gehalt im Hüllrohr		1		
8	Rauh	Rauhigkeit des Hüllrohrs	µm	3		
9	P_shift	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Power shift to pellet border bei einem Abbrand von 50 MWd/kg		1		
10	Dishing	Dishing-Volumenanteil im Brennstoff	%	2.2		
11	VolPoren	Volumen-Anteil offener Poren	%	1		
12	Spaltgas_frei	Korrekturfaktor auf betriebliche Spaltgasfreisetzung vor LOCA-Beginn		1	Modell: Faustformel von Halden: pro Abbrand von 10MWd/kg 1% Spaltgasfreisetzung	

Par. Nr.	Kurzer Par. Name	Parameter Name	Einheit	Referenzwert	Bemerkung 1	Bemerkung 2
13	AEnergie	Aktivierungsenergie für Spaltgasfreisetzung	kJ/Mol	340	Spaltgasfreisetzung während LOCA	
4	Korn	Korngröße im Pellet	µm	9.5		
15	Kriech	Korrekturfaktor auf Ergebnis der Kriechgesetze		1	Hüllrohrdehnung	
16	Wleit	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Wärmeleitfähigkeit des Pelletmaterials		1		
17	Swelling	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Swelling		1		
18	Relocation	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Relocation		1	Verschiebung des Pellets nach außen	
19	Densification	Korrekturfaktor auf Modellergebnis für Densification		1		

Tab. 2.4.2-2 Quantifizierung des Kenntnisstands zu den unsicheren Parametern

Par. Nr.	Kurzer Par. Name	Verteilungs-Typ	Verteilungs-Par. p1	Verteilungs-Par. p2	Minimum	Maximum
1	Oxid_A	Uniform			Hülle= Zry4 Abbrand (A)≤48: Min=20/48*A A>48: Min=20+(112-20)/(67-48) *(A-48) Hülle= Duplex A≤32: Min=8/32*A A>32: Min=8+(72-8)/(76-32) *(A-32) Hülle= M5 Min=12/92*A	Hülle= Zry4 Abbrand (A)≤10: Max=14/10*A A≤31: Max=14+(28-14)/(31-10) *(A-10) A>31: Max=28+(112-28)/(60-31) *(A-31) Hülle= Duplex A≤10: Max=14/10*A A≤37: Max=14+(32-14)/(37-10) *(A-10) A>37: Max=32+(108-32)/(70-37) *(A-37) Hülle= M5 A≤40: Max=30/40 *A A>40: Max=30
2	Oxid_I	Uniform	16	24	16	24
3	He300	Uniform	22	23	22	23
4	SpWUZ	Uniform	0.5	1.5	0.5	1.5
5	FaktorExzent	Uniform	0.00E+00	1	0	1
6	OHuell	Uniform	0.96	1.04	0.96	1.04
7	HHuell	Uniform	0.1	10	0.1	10
8	Rauh	Uniform	1	5	1	5
9	P_shift	Uniform	0.5	1.5	0.5	1.5
10	Dishing	Uniform	1.76	2.64	1.76	2.64
11	VolPoren	Uniform	0.5	1.5	0.5	1.5
12	Spaltgas_frei	Uniform	0.5	2	0.5	2
13	AEnergie	Uniform	320	390	320	390
14	Korn	Uniform	5	15	5	15
15	Kriech	Uniform	0.5	1.5	0.5	1.5
16	Wleit	Uniform	0.95	1.05	0.95	1.05
17	Swelling	Uniform	0.7	1.3	0.7	1.3
18	Relocation	Uniform	0.7	1.3	0.7	1.3
19	Densification	Uniform	0.9	1.1	0.9	1.1

Tab. 2.4.2-3 Angaben zu Leistung und Abbrand von modellierten Kernkanälen

Kernkanal	Max. Abbrand	Max. Leistung
	[MWd/kg UO ₂]	[W/cm]
1	10	299
1	25	299
3	25	400
4	25	9999
1	50	299
5	50	385
4	50	445
4	50	9999
7	80	280
6	80	430
6	80	9999

Im Rahmen der Unsicherheitsanalyse wird zunächst eine Stichprobe von **n** Brennstäben generiert (=erster Schritt der GRS-Methode). Dann werden für die unsicheren Parameter der Analyse **m** (z. B. **m** = 100) Wertekombinationen entsprechend einer einfachen Zufallsauswahl gezogen. Für jede Wertekombination der unsicheren Parameter werden die Schritte 2 bis 4 der GRS-Methode angewendet (siehe Abschnitt 2.4.2.4). Dabei werden immer die im ersten Schritt ausgewählten **n** Brennstäbe betrachtet. Ergebnis von **m** Durchläufen der Schritte 2 bis 4 der GRS-Methode ist eine Zufallsstichprobe (vom Umfang **m**) von Betaverteilungen für den Kernschadensumfang **P** (Schritt 4).

Aus jeder der **m** Betaverteilungen für **P** wird anschließend jeweils ein Wert für **P** zufällig gezogen. Damit erhält man eine einfache Zufallsstichprobe vom Umfang **m** aus der unbekanntem Wahrscheinlichkeitsverteilung von **P**. Aus dieser Stichprobe wird die einseitige obere (95 %, 95 %) -Toleranzgrenze für den Kernschadensumfang **P** bestimmt.

2.4.3 Anwendungsfall: Großes Leck nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th}

Die GRS-Methode zur Kernschadensumfangsanalyse mit Unsicherheitsanalyse wurde exemplarisch auf eine reale Kernbeladung nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th}

angewendet. Als Störfall wurde das große Leck im kalten Strang einer Kühlmittelschleife angenommen.

In einer ersten Analyse wurde anders als im Vorhaben SR 2567 /DRA 08/ die Reaktorleistung nicht auf 106 % (konservative Annahme für die Leistung laut Regelwerk) erhöht. Die konservative axiale Leistungsverzerrung wurde aber durchgeführt (siehe Abschnitt 2.4.2.1). Anschließend wurde in einer zweiten Analyse zusätzlich zur konservativen Leistungsverzerrung die Reaktorleistung rechnerisch auf $4240 \text{ MW}_{\text{th}}$ ($\sim 106 \%$) erhöht. Die Leistungserhöhung wurde erreicht, indem die mittlere lineare Stablängenleistung über den Kern rechnerisch auf 106 % erhöht wurde, während die radialen und axialen Leistungsfaktoren unverändert blieben.

Ein Vergleich der Ergebnisse aus der ersten und zweiten Analyse soll zeigen, wie hoch der Beitrag der generischen Leistungserhöhung am Schadensumfang ist. Ein hoher Beitrag würde den hohen Schadensumfang erklären, der in der exemplarischen Analyse im Vorhaben SR2567 berechnet wurde.

Die Schätzung des Kernschadensumfangs erfolgte auf der Grundlage einer einfachen Zufallsstichprobe von 100 Brennstäben (Stab-Stichprobe) aus der Gesamtheit aller Brennstäbe im Kern (ca. $45548=193 \cdot 236$).

Die erforderlichen Daten zur thermohydraulischen Belastung und Reaktivität resultierten aus einer Unsicherheitsanalyse mit ATHLET. Anwendungsfall dieser Unsicherheitsanalyse war der große Bruch im kalten Strang einer Kühlmittelschleife nach Leistungserhöhung. Die Ausgangsleistung im Kern betrug $4000 \text{ MW}_{\text{th}}$. Aus dieser Unsicherheitsanalyse liegen u. A. 100 pd-Dateien vor. Sie sind das Ergebnis aus 100 Rechenläufen auf der Basis von 100 zufällig ausgespielten Wertekombinationen für insgesamt 56 unsichere Parameter der ATHLET-Anwendung. Die Verläufe für Fluid-Temperatur, Druck und Wärmeübergangskoeffizient wurden für insgesamt 8 Kernkanäle (inkl. Heißkanal) und den Heißstab berechnet.

Mit den Verläufen für Fluid-Temperatur, Druck, Wärmeübergangskoeffizient und Kernreaktivität, die aus der i -ten ($i=1, \dots, 100$) Wertekombination für die unsicheren Parameter der ATHLET-Anwendung resultierten, und der i -ten Wertekombination für die unsicheren Parameter der TESP-ROD-Anwendung wurde das Berst-Verhalten (Bersten ja/nein) der 100 Brennstäbe aus der Stab-Stichprobe gerechnet. Dabei wurde jedem Brennstab in Abhängigkeit von seinem Abbrand und seiner Leistung die

thermohydraulische Belastung eines entsprechenden (in ATHLET modellierten) Kernkanals zugeordnet. Voraussetzung für die Zuordnung war das Vorliegen einer Datei, in der jeder Kernkanal durch seinen maximalen Abbrand und seine maximale Stablängeneistung charakterisiert wird. In Tab. 2.4.2-3 ist ein Beispiel für den Inhalt einer solchen Datei zu finden.

Als Ergebnis der Berechnungen für die i -te Wertekombination der unsicheren Parameter wurde anschließend die Beta-Verteilung $f_i(\mathbf{x})$ für den Schadensumfang ermittelt und daraus zufällig ein Wert p_i gezogen. Wiederholt man diesen Schritt für alle übrigen Wertekombinationen, so erhält man schließlich eine einfache Zufallsstichprobe vom Umfang 100 für den Kernschadensumfang \mathbf{P} . Aus dieser Stichprobe wird die obere (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ bestimmt. $t_{(95\%, 95\%)}$ ist derjenige Wert, den der Kernschadensumfang \mathbf{P} mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % nicht überschreitet bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 %.

2.4.3.1 Kernschadensumfang unter Berücksichtigung der tatsächlichen Reaktorleistung von ca. 4000 MW_{th}

Die im Folgenden vorgestellten Ergebnisse basieren auf der tatsächlichen Reaktorleistung von ca. 4000 MW_{th} der vorliegenden Kernbeladung. Die stationäre axiale Leistungsverteilung wurde durch die in Abschnitt 2.4.2.1 beschriebene Funktion konservativ modifiziert.

2.4.3.1.1 Zyklusbeginn

Bild 2.4.3-1 zeigt die aus den Rechenläufen resultierende Verteilung für die Anzahl der geborstenen Brennstäbe in der Stichprobe. Wie man erkennt ist in 98 v. 100 Rechenläufen kein Brennstabausfall in der Stichprobe aufgetreten. In einem Rechenlauf ist 1 Brennstabausfall und in einem anderen sind 10 Brennstabausfälle berechnet worden.

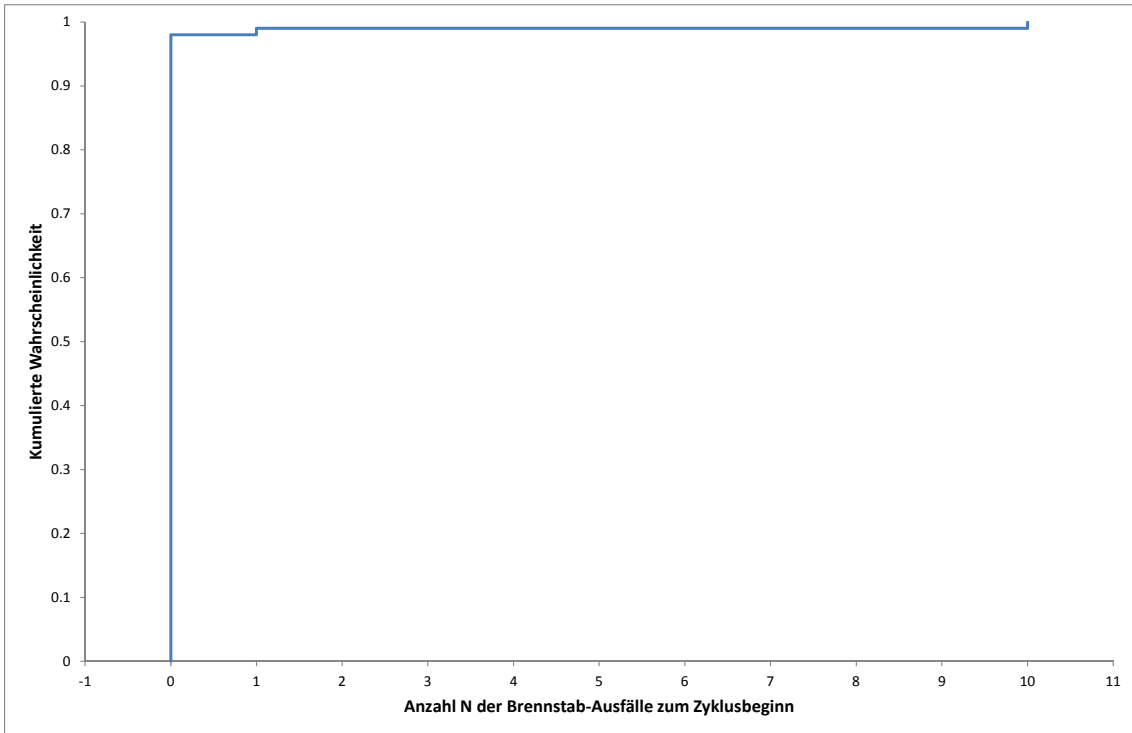


Bild 2.4.3-1 Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusbeginn)

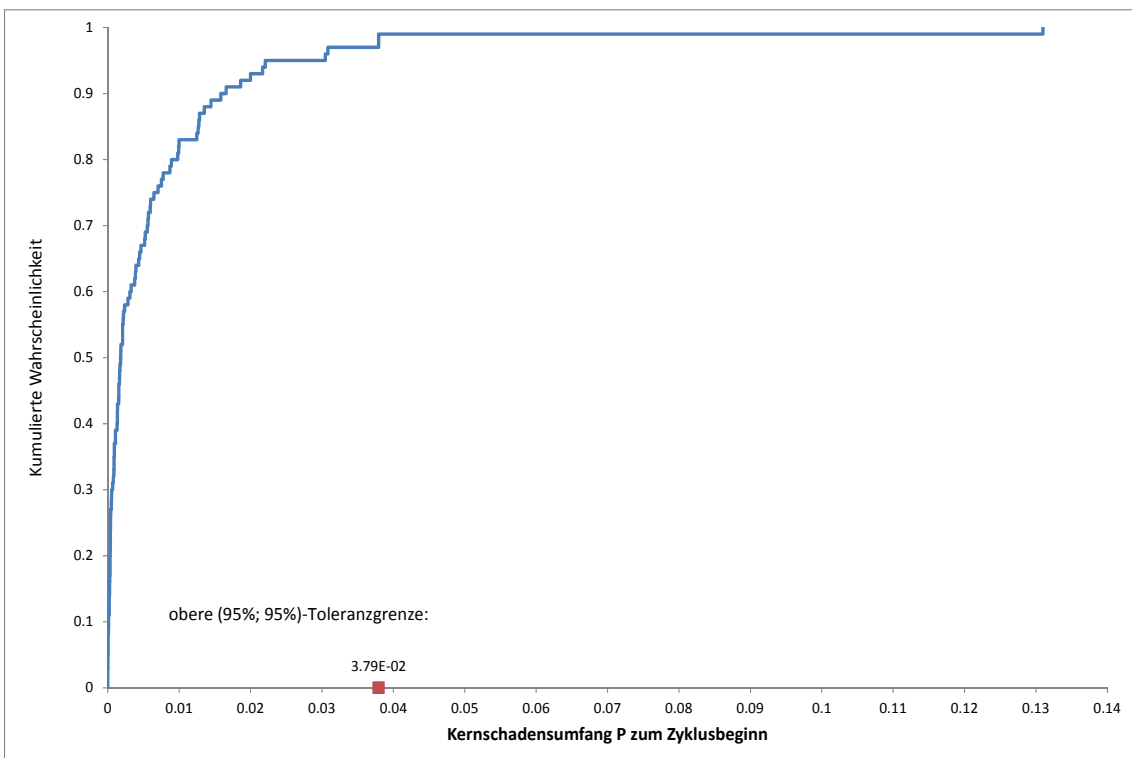


Bild 2.4.3-2 Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusbeginn und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.

Die aus den Rechenläufen resultierende Wahrscheinlichkeitsverteilung für den Kernschadensumfang **P** und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ sind in Bild 2.4.3-2 zu sehen. Die Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs **P** resultiert aus der Zufallsauswahl jeweils eines Wertes aus den Betaverteilungen, die für die unterschiedlichen Wertekombinationen ermittelt wurden. Die berechnete Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ für den Schadensumfang zum Zyklusbeginn beträgt 3.8 %. D.h. mit einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % beträgt die Wahrscheinlichkeit mindestens 95 %, dass bei einem Störfall (großes Leck) nach Leistungserhöhung der Kernschadensumfang zum Zyklusbeginn bei 3.8 % liegt.

2.4.3.1.2 Zyklusende

Bzgl. der Anzahl der Brennstabausfälle ist folgendes Ergebnis festzuhalten: In 99 v. 100 Rechenläufen ist kein Brennstabausfall aufgetreten. In einem Rechenlauf sind 3 Ausfälle berechnet worden.

Die aus den Rechenläufen resultierende Wahrscheinlichkeitsverteilung für den Kernschadensumfang **P** und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ sind in Bild 2.4.3-3 für das Zyklusende zu sehen. $t_{(95\%, 95\%)}$ beträgt 3.8 %.

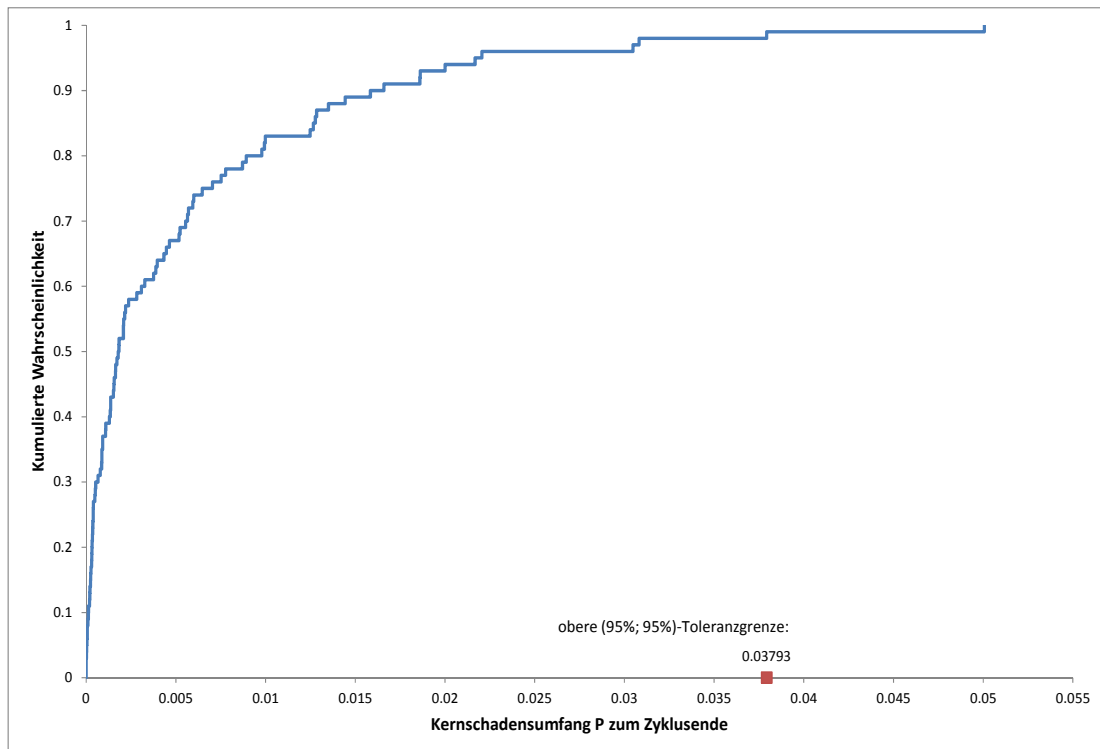


Bild 2.4.3-3 Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusende und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.

2.4.3.2 Kernschadensumfang unter Berücksichtigung einer generischen Reaktorleistung von 4240 MW_{th}

Die im Folgenden vorgestellten Ergebnisse basieren auf einer Reaktorleistung, die rechnerisch auf 106 % (4240 MW_{th}) erhöht wurde. Zusätzlich wurde die stationäre axiale Leistungsverteilung durch die in Abschnitt 2.4.2.1 beschriebene Funktion konservativ modifiziert.

Ein Vergleich der Ergebnisse mit denen, die unter Berücksichtigung der tatsächlichen Reaktorleistung von ca. 4000 MW_{th} erzielt wurden (siehe Abschnitt 2.4.3.1), zeigt, dass durch die zusätzliche generische Leistungserhöhung auf 106 % ein wesentlich höherer Schadensumfang berechnet wird. Dies erklärt auch den hohen Schadensumfang, der in der exemplarischen Analyse im Vorhaben SR 2567 berechnet wurde.

2.4.3.2.1 Zyklusbeginn

Bild 2.4.3-4 zeigt die aus den Rechenläufen resultierende Verteilung für die Anzahl der geborstenen Brennstäbe in der Stichprobe. Wie man erkennt ist in 96 v. 100 Rechen-

läufen kein Brennstabausfall in der Stichprobe aufgetreten. In jeweils einem Rechenlauf sind 2, 4, 11 bzw. 18 Brennstabausfälle berechnet worden.

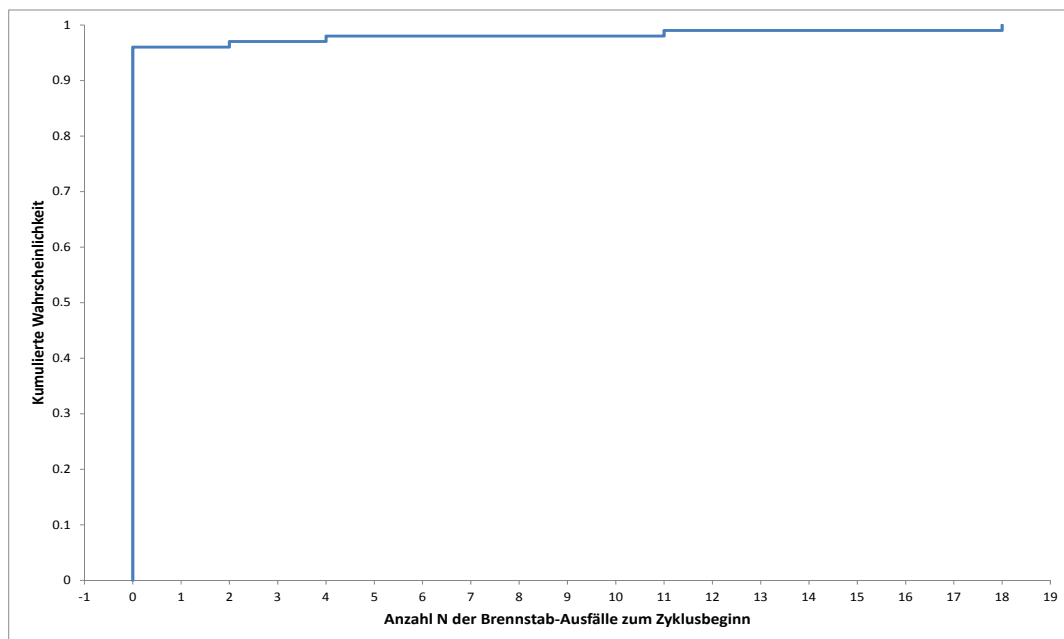


Bild 2.4.3-4 Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusbeginn nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MW_{th}).

Die aus den Rechenläufen resultierende (empirische) Wahrscheinlichkeitsverteilung für den Kernschadensumfang **P** und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ sind in Bild 2.4.3-5 für den Zyklusbeginn zu sehen. $t_{(95\%, 95\%)}$ beträgt 16.9 %.

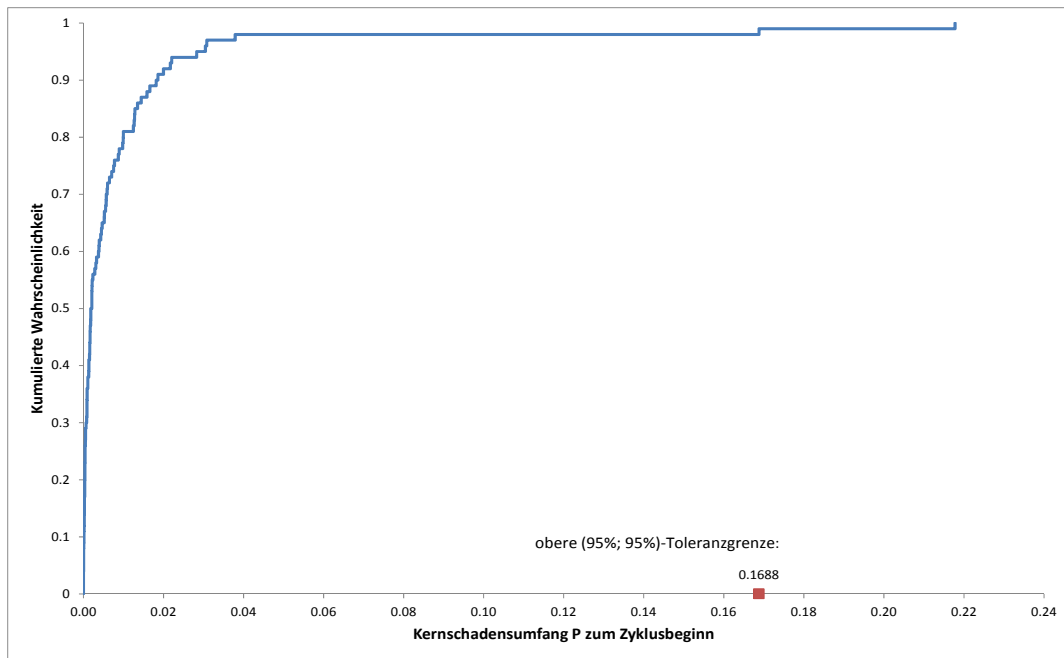


Bild 2.4.3-5 Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusbeginn nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MW_{th} und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze

2.4.3.2.2 Zyklusende

Bild 2.4.3-6 zeigt die aus den Rechenläufen resultierende Verteilung für die Anzahl der gebohrten Brennstäbe in der Stichprobe. Wie man erkennt ist in 96 v. 100 Rechenläufen kein Brennstabausfall in der Stichprobe aufgetreten. In jeweils einem Rechenlauf sind 1, 2, 3 bzw. 9 Brennstabausfälle berechnet worden.

Die aus den Rechenläufen resultierende (empirische) Wahrscheinlichkeitsverteilung für den Kernschadensumfang **P** und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze $t_{(95\%, 95\%)}$ sind in Bild 2.4.3-7 zu sehen. $t_{(95\%, 95\%)}$ beträgt 5.4 %.

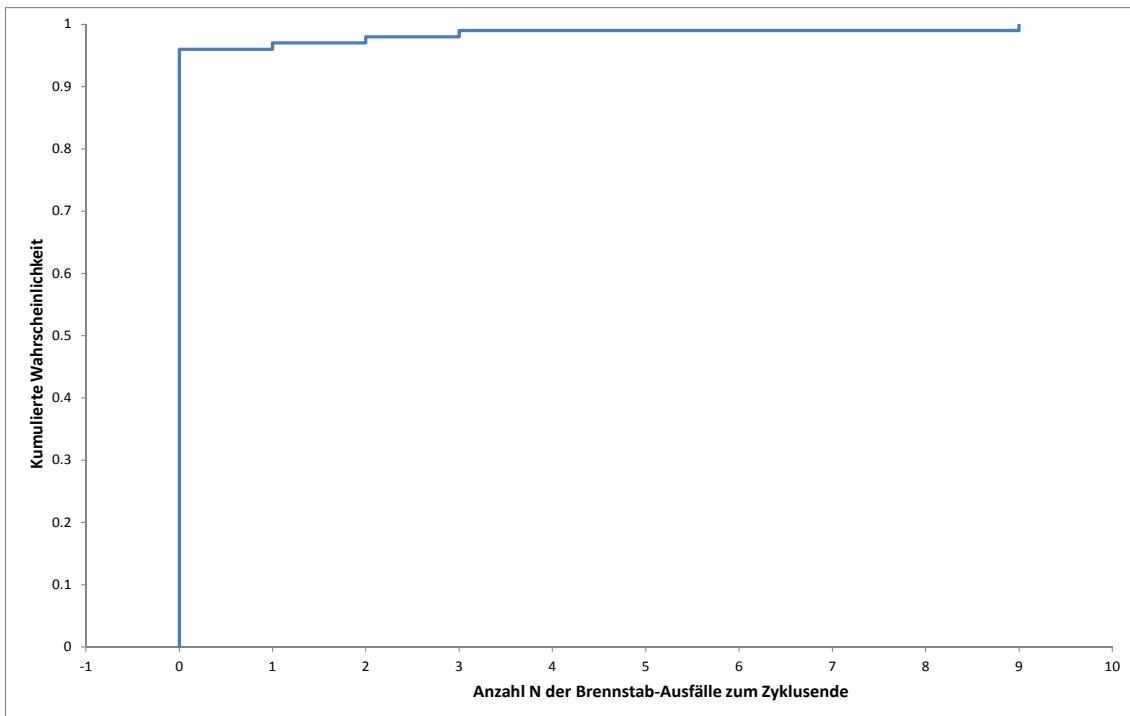


Bild 2.4.3-6 Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusende nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MW_{th})

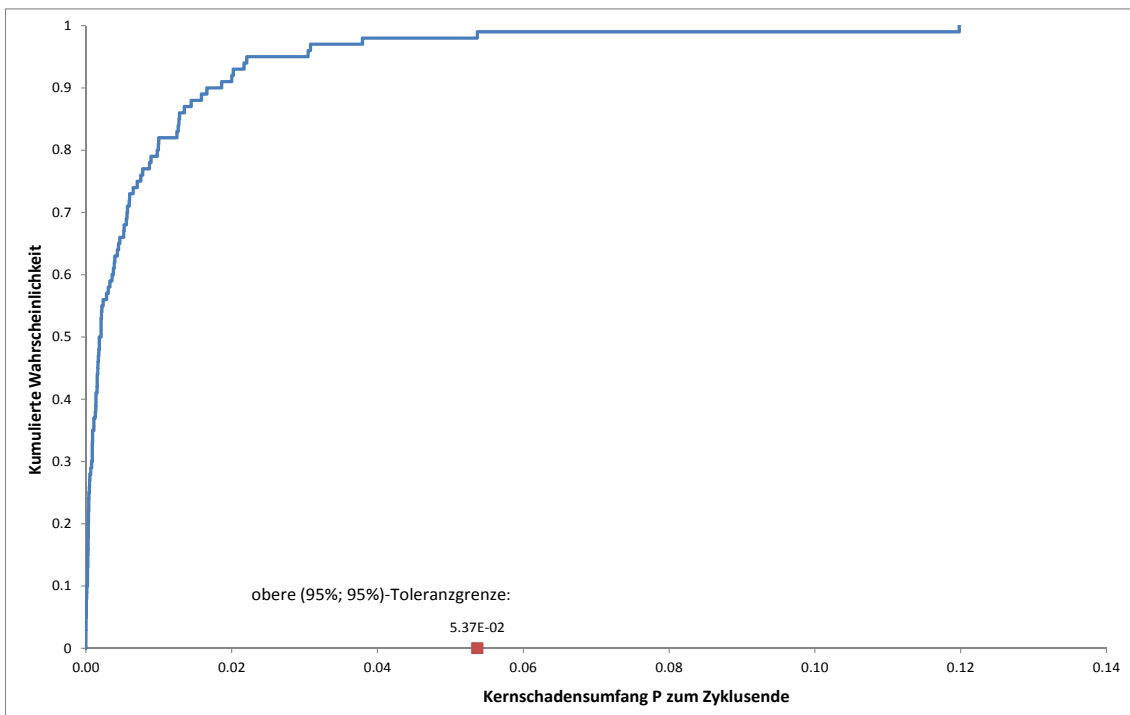


Bild 2.4.3-7 Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusende nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MW_{th} und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.

2.4.4 Zusammenfassung

Die Arbeiten zur Bestimmung des Schadensumfangs in diesem Vorhaben haben gezeigt, dass Unsicherheitsanalysen auch in Verbindung mit realistischen Berechnungsmethoden für den Schadensumfang möglich sind. Durch Betrachtung einer Stichprobe von Brennstäben und Anwendung entsprechender statistischer Methoden kann die Zahl der erforderlichen Rechenläufe von ca. $5 \cdot 10^6$ auf ca. $1 \cdot 10^4$ reduziert werden.

Mit der Anwendung der GRS-Methode für eine Schadensumfangsanalyse konnte in einer exemplarischen Analyse der Nachweis von höchstens 10% Schadensumfang für eine reale Kernbeladung nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th} auch unter Berücksichtigung aller relevanten Unsicherheiten erbracht werden. Die Methode berücksichtigt dabei entsprechend Regelwerk eine konservative Leistungsverzerrung der stationären axialen Leistungsverteilungen.

In einer weiteren Analyse wurde zusätzlich zur konservativen Leistungsverzerrung die Reaktorleistung rechnerisch auf 106 % (4240 MW_{th}) erhöht. Die Leistungserhöhung wurde erreicht, indem die mittlere lineare Stablängenleistung über den Kern rechnerisch auf 106 % erhöht wurde, während die radialen und axialen Leistungsfaktoren unverändert blieben.

Ein Vergleich der Ergebnisse aus beiden Analysen zeigte, dass durch die zusätzlich zur konservativen Leistungsverzerrung durchgeführte generische Leistungserhöhung auf 106 % ein wesentlich höherer Schadensumfang berechnet wird. Dies erklärt auch den hohen Schadensumfang, der in der exemplarischen Analyse im Vorhaben SR2567 berechnet wurde. Es wird empfohlen nur mit der konservativen Leistungsverzerrung eine Schadensumfangsanalyse durchzuführen.

2.5 Erweiterung und Wartung der Datenbasis für anlagenspezifische Analysesimulatoren (AP 5.1) und Pflege der Datenbasis (AP 5.2)

2.5.1 Modularisierung des Eingabedatensatzes und Verfeinerung der Thermohydraulik (AP 5.1.1)

2.5.1.1 Modularisierung

Der Input für den ursprünglichen Analysesimulator für KRB liegt im ASCII Format vor. Dieser war zunächst von der ATHLET_ 2.1C auf ATHLET_2.2A anzuheben, wobei eine Reihe neu hinzugekommener Eingabeoptionen berücksichtigt wurden.

Anschließend wurde der Datensatz in einzelne Module unterteilt, die es verschiedenen Bearbeitern ermöglicht, Module in einer eigenen ablauffähigen Codeversion zu entwickeln. Eine sogenannte Include-Maske hat stets die Namensweiterung *„.IIX“*. Das Anklicken von *„Name.IIX“* führt zur Erzeugung der ATHLET-Inputdatei *„Name.INP“*.

Die *„# Include“*-Befehle verweisen auf Dateien, die beliebige Bestandteile des Input-Datensatzes enthalten können. Alle nicht mit *„# include“* beginnenden Zeilen aus der Include-Maske werden in den Input-Datensatz übernommen. Bild 2.5.1-1 zeigt einen Ausschnitt aus der Include-Maske für ein Testprogramm zur Einstellung der Druckverluste im Brennelementtyp *„SVEA-96 Optima2“* sowie das Ergebnis des Befehls zum Einfügen der entsprechenden Topologie-Datei.

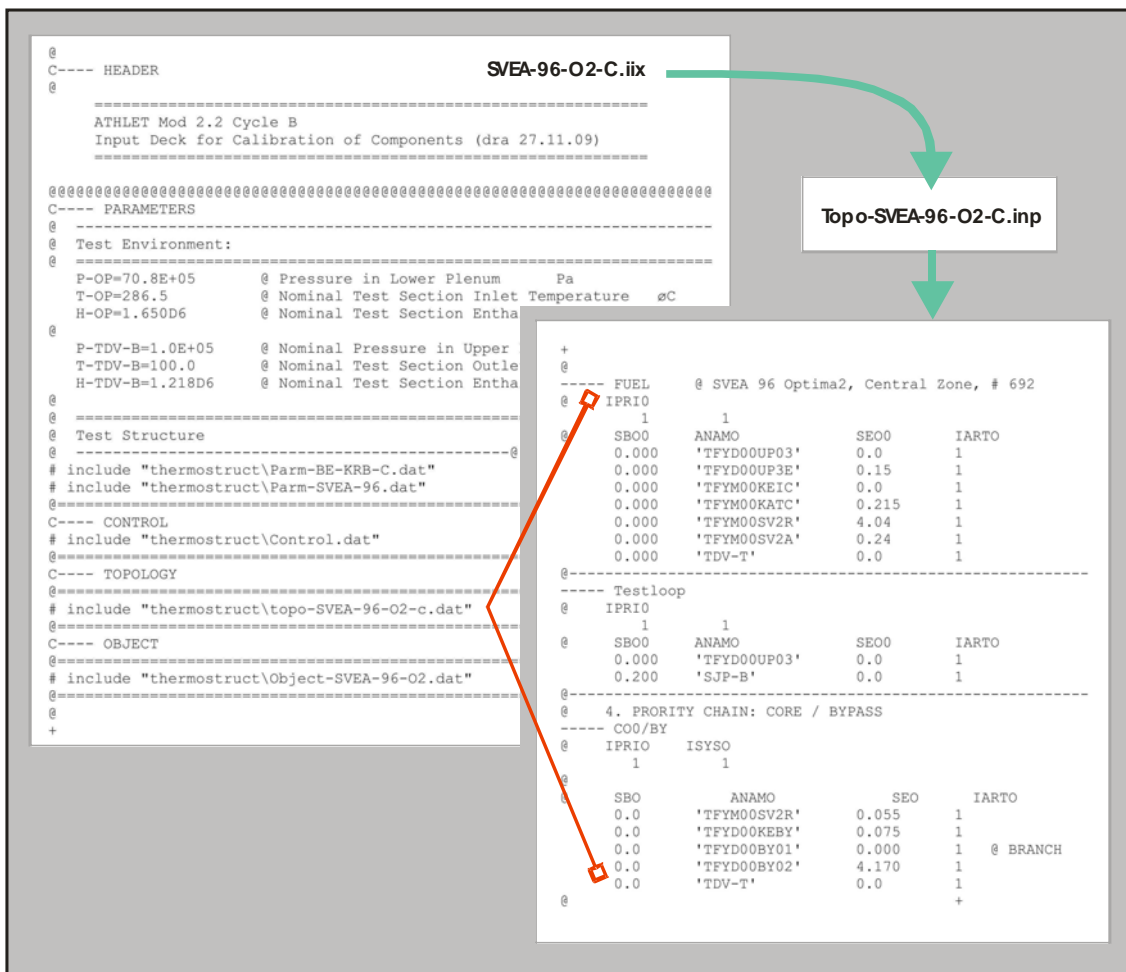


Bild 2.5.1-1 Modularisierungsmethode mit Include-Maske

2.5.1.2 RDB-Modell mit einem Kernkanal

Das RDB-Modell des KRB-Simulators soll hinsichtlich des einkanaligen und des vielkanaligen Ausbaus in den gemeinsam genutzten Teilen kompatibel sein. Dafür wurde eine Struktur (ähnlich KKP-1) eingeführt, die der Tatsache Rechnung trägt, dass nur ein Separator eingesetzt werden kann und die dennoch eine mehrkanalige Ausführung des Downcomers ermöglicht (Bild 2.5.1-2). Dafür wurden u. a. am wasserseitigen Austritt aus dem Separator ein *Pipe* und eine *Branch* angeordnet, an der künftig die separierten Downcomer-Kanäle des detaillierten Reaktormodells anschließen werden.

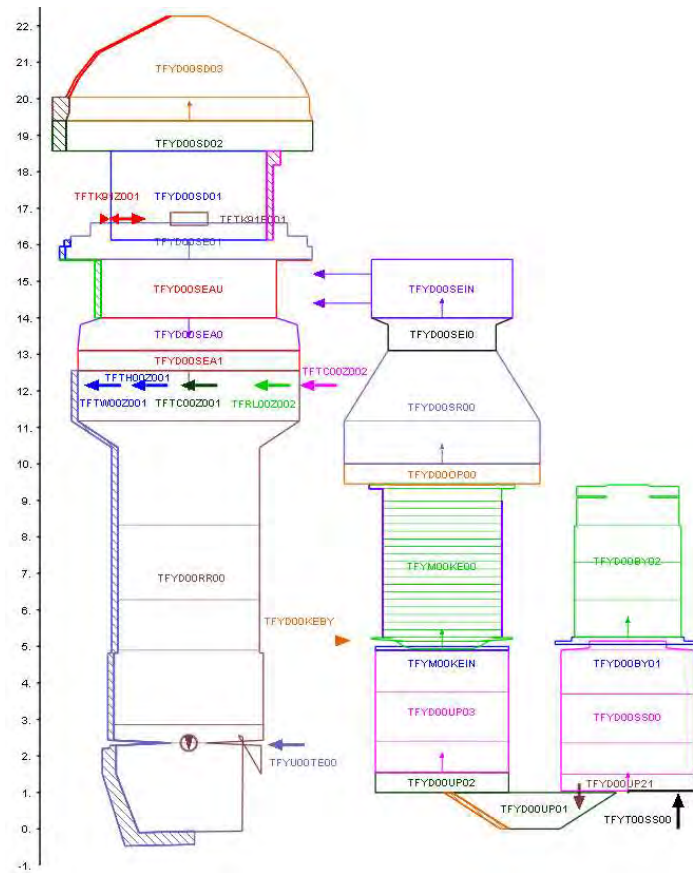


Bild 2.5.1-2 RDB-Modelldesign, KRB-Datensatz

2.5.1.3 Frischdampfleitungen

Anhand von Isometrien wurde mit dem Programm *CIAO* (*Conversion of Isometric drawings to ATHLET Objects*) die Geometrie sowie die Formdruckverlust-Beiwerte für die Frischdampfleitungen von KRB erstellt (Bild 2.5.1-3). Letztere umfassen einerseits die vier Frischdampfleitungen von den Dampferzeugern (DE) bis zu den Turbinen-Schnellschluss- (TSSV) bzw. -Regelventilen (TSTV) sowie andererseits die vier Zuleitungen zu den Umleit-Schnellschlussventilen (USSV). Man beachte, dass die einzelnen Leitungsstränge im Bild verkürzt dargestellt sind.

Die FD-Leitungen schließen an ein und dieselbe Branch an. Die ersten beiden Ventilen (RAxxS101/S102) bilden den Durchdringungsabschluss (DDA) für den Sicherheitsbehälter. Hinter dem DDA zweigen an drei FD-Leitungen die Zuleitungen für die TH-Systeme ab. Diese FD- Leitungen verfügen zusätzlich über einen Frischdampfschieber (RAxxS103). Die genannten Ventile sind thermohydraulisch modelliert. Die Turbinen-

schellschluss und –Regelventile (TSSV / TSTV) werden hingegen als FILL-Objekte modelliert, deren Öffnungsgrade durch das Turbinenmodell vorgegeben werden.

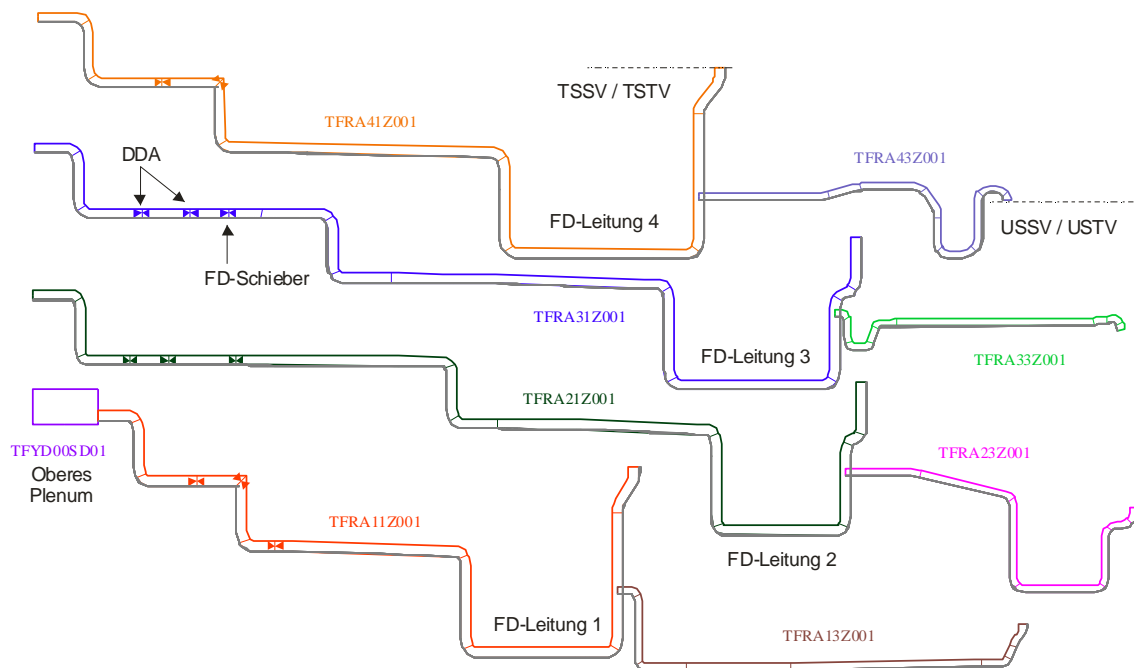


Bild 2.5.1-3 Thermohydraulisches Modell der Frischdampfleitungen

Aus dem aufsteigenden Ast der FD-Leitungen zweigen die Zuleitungen für die FD-Umleitstation ab. Die zugehörigen FD-Umleitschnellschluss und –regelventile werden ebenfalls mit GCSM Mitteln realisiert.

Mit einem speziellen ATHLET-Datensatz wurde die Ablauffähigkeit des Modells getestet und dieses in das ATHLET-Modell für KRB implementiert. Rechnungen mit dem Testdatensatz für das RA-System verliefen erfolgreich.

2.5.1.4 Speisewassersystem

Anhand von Zeichnungen und Isometrien wurden mittels der Programme MATHCAD und CIAO die thermohydraulischen Modelle für den Speisewasserbehälter (SPWB) und die Speisewasserleitungen entwickelt (Bild 2.5.1-4).

Folgende Rohrleitungen und Vorwärmer (RF) / Kondensatkühler (RP / RK) des SPW-Systems wurden auf der Basis der Isometrien und Originalzeichnungen modelliert (Tab. 2.5.1-1):

Tab. 2.5.1-1 Thermohydraulisch modellierte Rohrleitungen im RL-System

AKZ	Position
RL10Z001	nach SPW-Behälter
RL20Z001	nach SPW-Behälter
RL30Z001	nach SPW-Behälter
RL11Z001	nach RL10Z001 mit der Vorpumpe RL11D101
RL21Z001	nach RL20Z001 mit der Vorpumpe RL21D101
RL31Z001	nach RL30Z001 mit der Vorpumpe RL31D101
RL12Z001	nach RL11Z001 mit der Hauptpumpe RL11D102
RL22Z001	nach RL21Z001 mit der Hauptpumpe RL21D102
RL32Z001	nach RL31Z001 mit der Hauptpumpe RL31D102
RP15B101	zwischen RL12Z001 und RL23Z001
RP25B101	zwischen RL22Z001 und RL33Z001
RL23Z001	nach RP15B101
RL33Z001	nach RP25B101
RF15B101	nach RL23Z001
RF25B101	nach RL33Z001
RL23Z002	nach RF15B101
RL33Z002	nach RF25B101
RK11B101	nach RL23Z002
RK21B101	nach RL33Z002
RL65Z001	Sammler
RL05Z001	Sammler
RL05Z002	Sammler
RL15Z001	Leitung zum RDB
RL25Z001	Leitung zum RDB
RL35Z001	Leitung zum RDB
RL45Z001	Leitung zum RDB

Der SPWB wurde als vertikales Objekt mit einem Gemischspiegel-Modell realisiert. Die Einströmungen in den SPWB werden mit GCSM-Mitteln dargestellt. Stromabwärts des SPWB befinden sich die Vor- und die Hauptspeisewasserpumpe. Über den HD-Kondensatkühler, den HD-Vorwärmer sowie den ZÜ-Kondensatkühler strömt das Speisewasser (SPW) zum Speisewassersammler (im Bild höher gesetzt) und über die Rückschlagarmaturen (RK) zum Downcomer. Hier beliefert eine SPW Leitung zwei Segmente des Downcomers, um den Einspeisering im RDB zu simulieren.

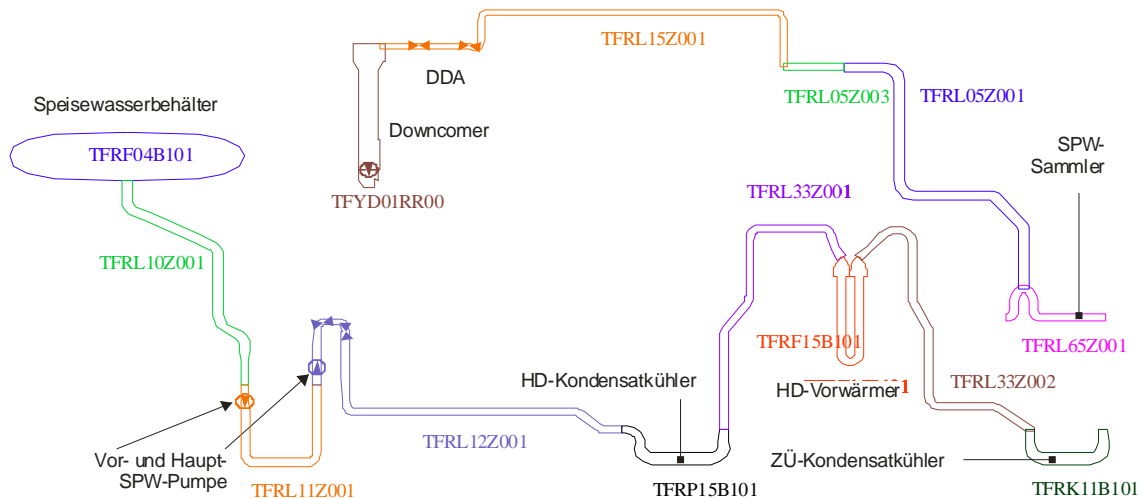


Bild 2.5.1-4 Thermohydraulisches Modell der Speisewasserleitung (1 Strang)

Als Kenndaten für Pumpen und Ventile wurden diejenigen aus dem ursprünglichen Datensatz verwendet. Mit einem speziellen ATHLET-Datensatz wurde die Ablauffähigkeit des Modells getestet und dieses in das ATHLET-Modell für KRB implementiert. Rechnungen mit dem Testdatensatz für das RL-System verliefen erfolgreich.

2.5.1.5 Nukleares Nachkühlsystem TH4 des Zusätzlichen Nachwärmeabfuhr- und Einspeisesystems (ZUNA)

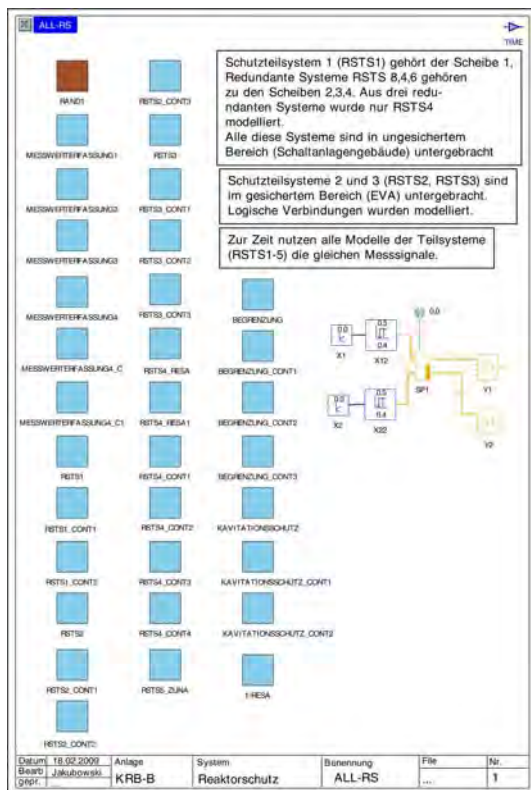
Basierend auf den vorliegenden Isometrien wurden die folgenden Rohrleitungen mit Hilfe des Programms CIAO nachgebildet (TH40Z103, TH43Z101, TH43Z104, TH43Z106).

2.5.2 Aktualisierung und Verfeinerung der Leittechnikmodelle und Anpassung der Simulatorbilder

2.5.2.1 Reaktorschutz und Begrenzungen

Die Reaktorschutz- und Begrenzungsfunktionen wurden nach /UHR 07/ mit dem GCSM-Generator modelliert. Dabei werden die einzelnen Scheiben nur dann getrennt modelliert, wenn sie sich in Ihrer Funktionalität unterscheiden. Das Reaktorschutz- und Begrenzungssystem wurde mit dem GCSM-Generator auf 32 *Workspaces* (WS) mit den zugehörigen *Sub-Workspaces* (SWS) realisiert (Bild 2.5.2-1). Im Folgenden werden als Beispiel einige dieser WS kurz vorgestellt.

Bild 2.5.2-2 zeigt einen Ausschnitt aus der Messwerverfassung und Signalbildung. Die entsprechenden Prozessvariablen werden ‚von außen‘ in die *Knowledge base* (kb) importiert und die damit verbundenen Signale mit Schaltern erzeugt. Ggf. können die Signale auch verzögert werden (z. B. um 200 s in CPYD01LT04).



Den ersten WS des Reaktorschutz-Teilsystems 1 (RSTS1) zeigt Bild 2.5.2-3. Hier werden die einzelnen Signale mit Verfügbarkeiten multipliziert, um ihr Ansprechen unterbinden zu können. Mit Hilfe der Speicher SPYZnnL101 werden einzelne Signale dauerhaft gespeichert, bis sie von einem Rücksetzsignal gelöscht werden.

Bild 2.5.2-4 zeigt die 2. Fortsetzung des WS für RSTS1, auf dem weitere Signale gebildet werden. Das Konzept der Verfügbarkeiten zieht sich durch das gesamte System, so dass jedes Signal unverfügbar gemacht werden kann.

Bild 2.5.2-1 Leitseite der Knowledge Base für das RS-System

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Der 1. WS für Verknüpfungen, die das RESA-Signal aus RSTS4 auslösen, wird in Bild 2.5.2-5 dargestellt. Bild 2.5.2-6 zeigt den WS für den Betrieb des ZUNA-Systems und Bild 2.5.2-7 das Sortierprogramm für die Auslösung der ersten RESA. Bild 2.5.2-8 zeigt schließlich den WS für die Begrenzungen und Bild 2.5.2-9 den Kavitationsschutz der Zwangsumwälzpumpen.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.2 Blockleistungsregelung

Die Modelle für die Reaktorregelung wurden auf 68 WS (incl. SWS) realisiert, die sich grob in folgende WS einteilen lassen:

- Randbedingungen, Vorbelegungen, Umrechnungen, Simulationen
- Schutzmarken
- ZUP-Regelung, Zwangsumwälzpumpen
- Steuerstabregelung, Steuerstabrechner, Stabfahrbegrenzung, Pulk-Einfahren
- Umschaltung Pumpen / Steuerstabregelung
- Reaktordruckregelung
- Blockleistungsregelung, Turbinendrehzahlregelung, Leistungsbegrenzung
- Externe Reaktivität, Nachzerfall

Die folgenden Bild 2.5.2-10 bis Bild 2.5.2-18 dienen dem Überblick über die Modelle der Reaktorregelung.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.4 Ansteuerung der S&E Ventile

Die Ansteuerung der S&E-Ventile ist auf 13 WS (ohne subworkspaces (SWS)) realisiert, die die Ansteuerung der 11 S&E-Ventile und der 4 diversitären Druckbegrenzungsventile repräsentieren (Bild 2.5.2-19). Als Beispiel zeigt Bild 2.5.2-20 die Ansteuerung des S&E-Ventils TK11S211.



Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.5 Grafische Oberflächen

Wegen der Neugestaltung des Reaktorschutzsystems (Reaktorschutzsignale und Begrenzungssignale werden funktional als separate Systeme betrachtet), war es nötig die grafischen Oberflächen neu zu gestalten. Als Ergebnis sind zwei graphische Oberflächen entstanden, die den Zustand der Signale zeigen und interaktiv die Steuerung der Verfügbarkeit der Signale (grüne Flächen 'V') ermöglichen (Bild 2.5.2-21 und Bild 2.5.2-22).

Darüber hinaus können eine Reihe von Signalen manuell (blaue Flächen) ausgelöst, zwischen den Systemen 1 und 2 umgeschaltet und mit ‚Hilfe‘ die Bedeutung der Signale angezeigt werden.

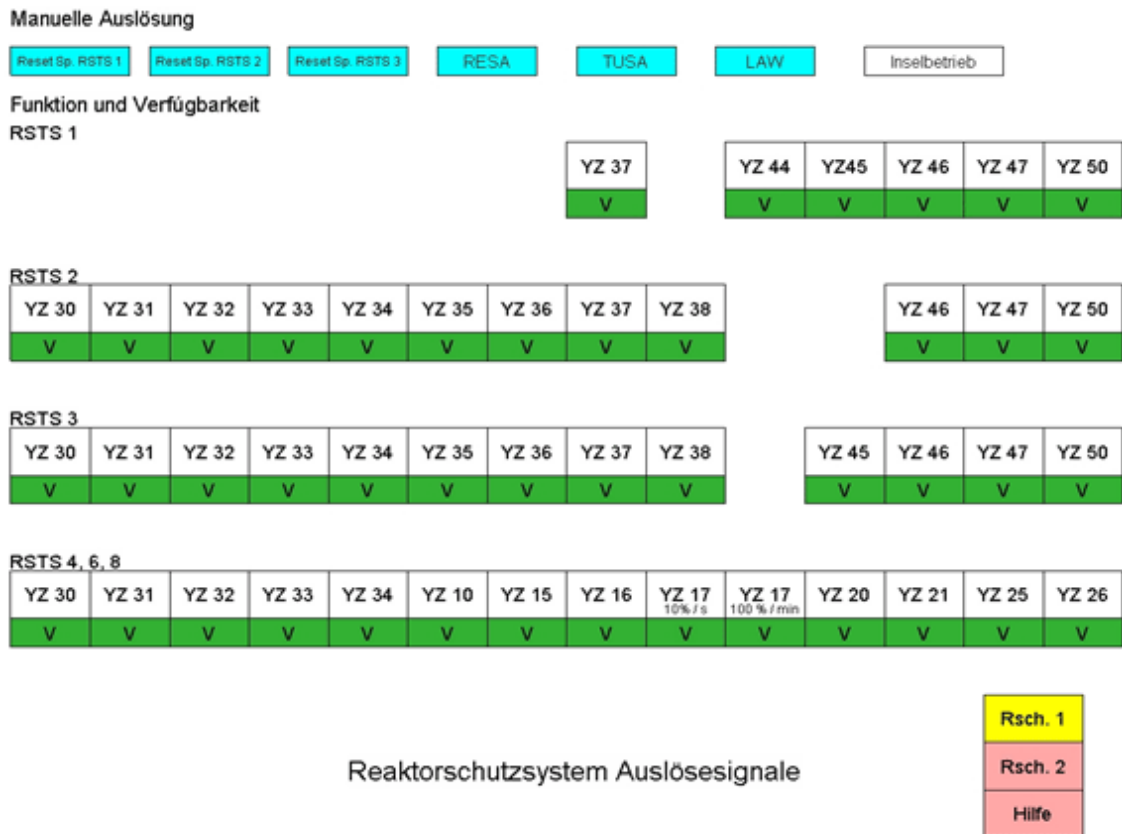


Bild 2.5.2-21 Simulatorbild für die Signale des RS-Systems

RB01 Pumpenregler "Zwangshand"	RB02 Pumpenregler "Sperr"	RB03 Blockierung Leitgerät	RB04 langs. KUP-Abf. 100 %/min	RB05 mittl. KUP-Abf. 10 %/s	RB06 mittl. KUP-Abf. 10 %/s	RB07 mittl. KUP-Abf. 10 %/s	RB08 KUP-Abfahren 30 %/s für 0.5 s
RB09 Sig. Unterdrückung 2-3 s	RB10 Hochlaufsperr KUPs	RB11 Lastsprungregler "Zwangshand"	RB12 Lastsprungregler "Sperr"	RB13 Ansteuerung Entlastungsventile	RB14 Ausfahrnregelung der Steuerstäbe	RB15 Einfahrnregelung der Steuerstäbe	
Kavitationschutz KUP-Abfahren	Kavitationschutz KUP-Abfahren auf MIN	Kavitationschutz Meldung 1vs KUP	Kavitationschutz Hochfahrsperr KUP				

Bild 2.5.2-22 Simulatorbild für die Begrenzungssignale

Für Darstellung der Reaktor-Füllstandsregelung und die Steuerung der Ventile im Frischdampfsystem wurden zwei graphischen Oberflächen (Bild 2.5.2-23 und Bild 2.5.2-24) vom Analysesimulator für KKP1 übernommen und an die Daten des KRB-Simulators angepasst.

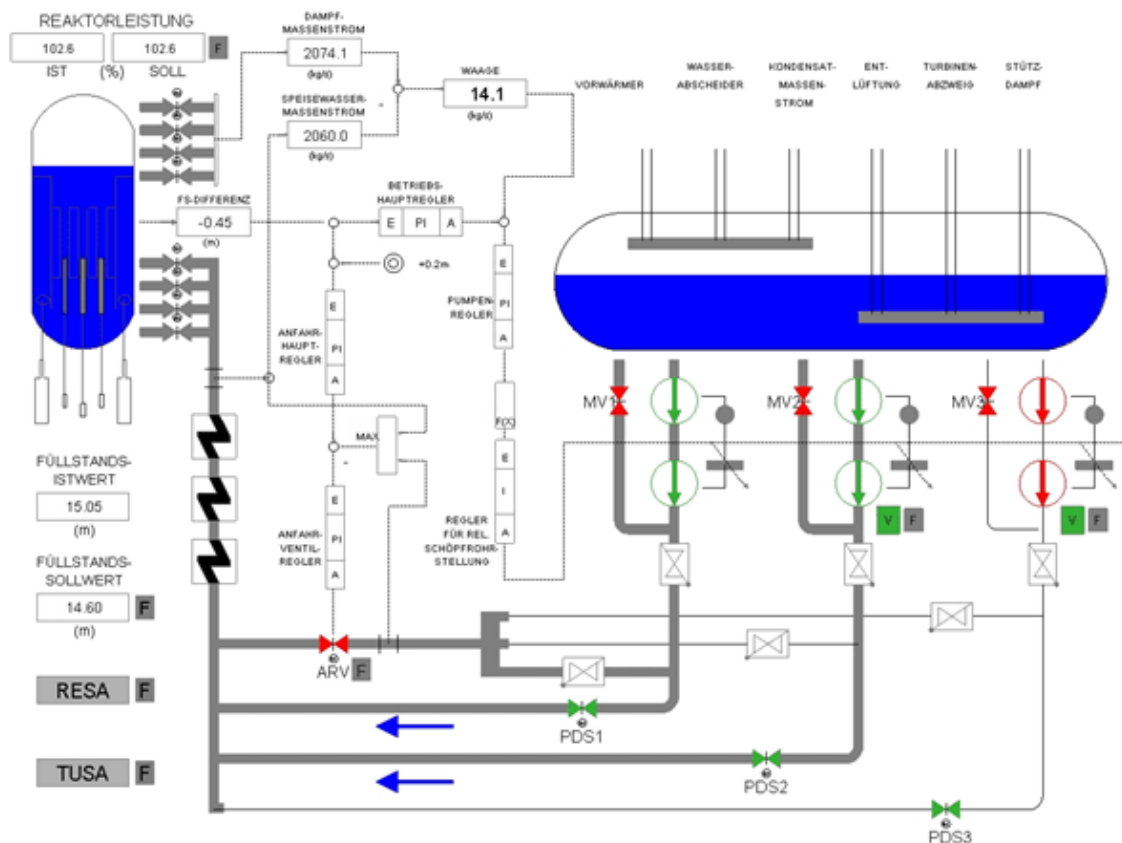


Bild 2.5.2-23 Simulatorbild für die Reaktor-Füllstandsregelung

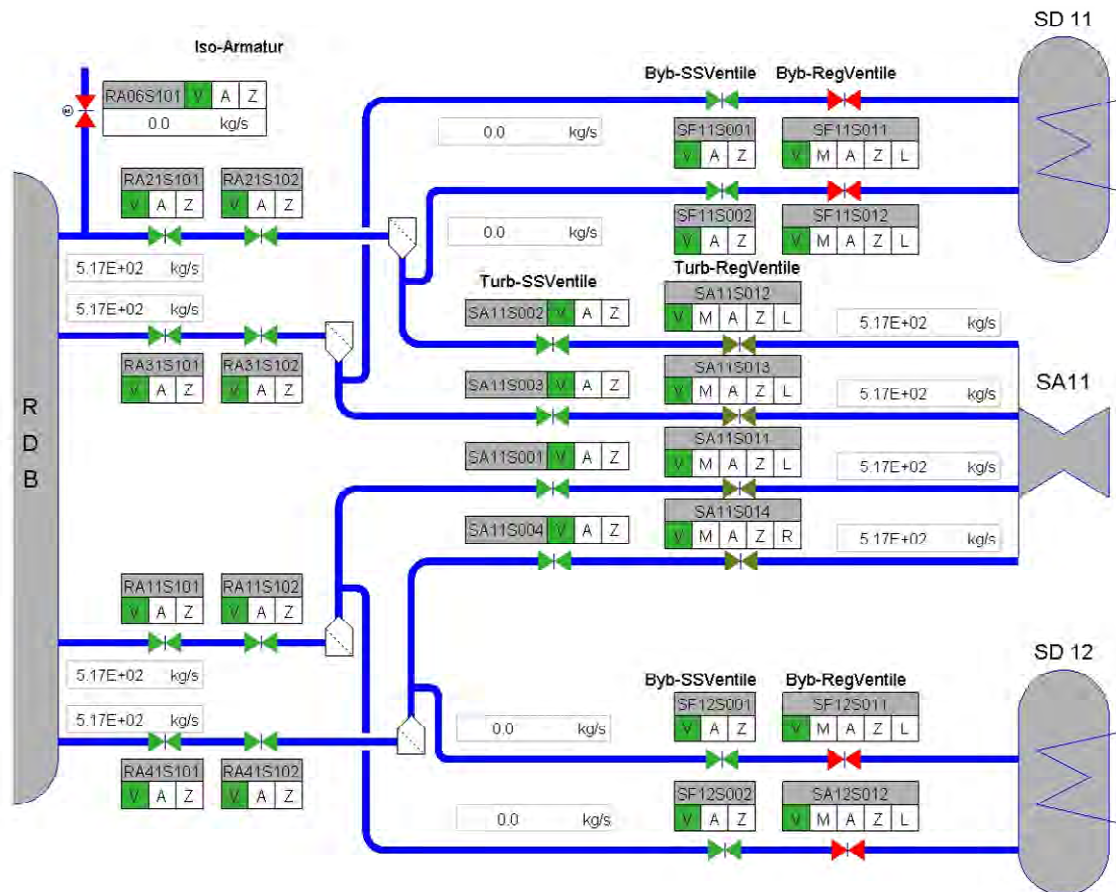
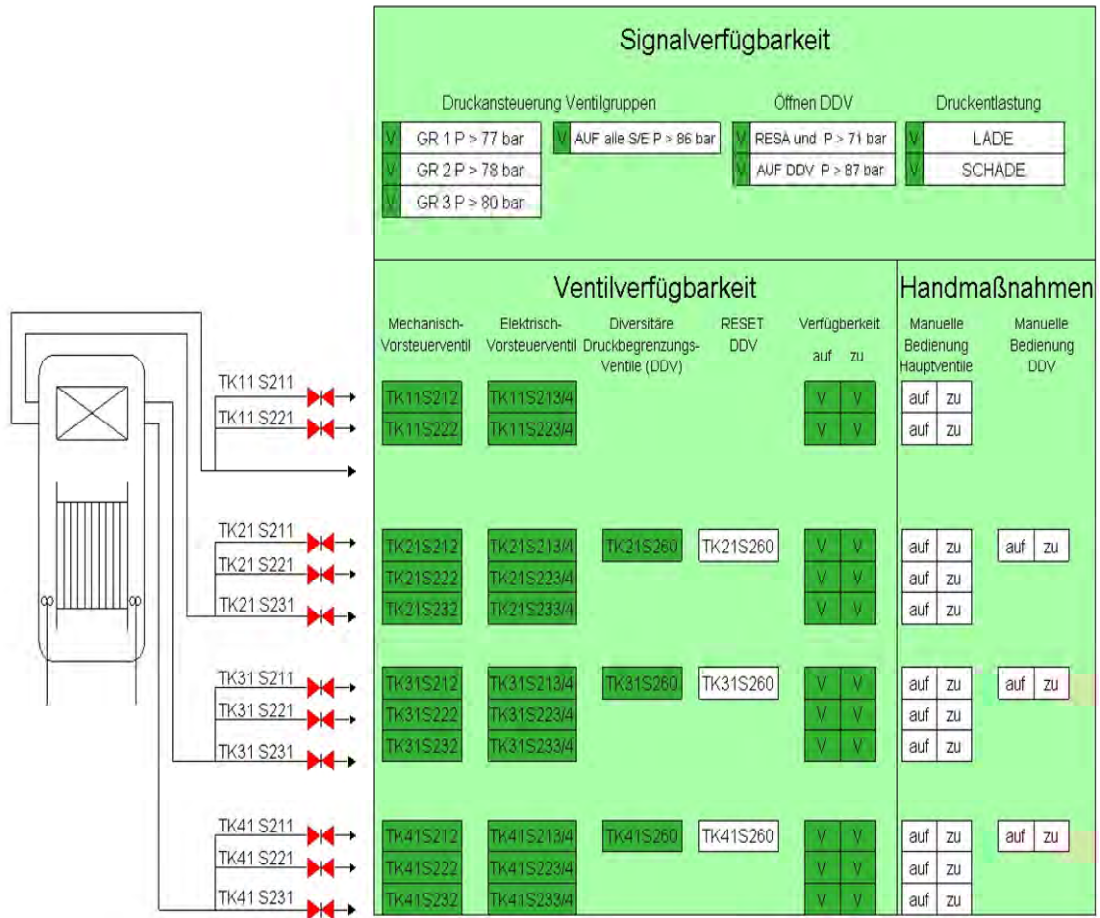


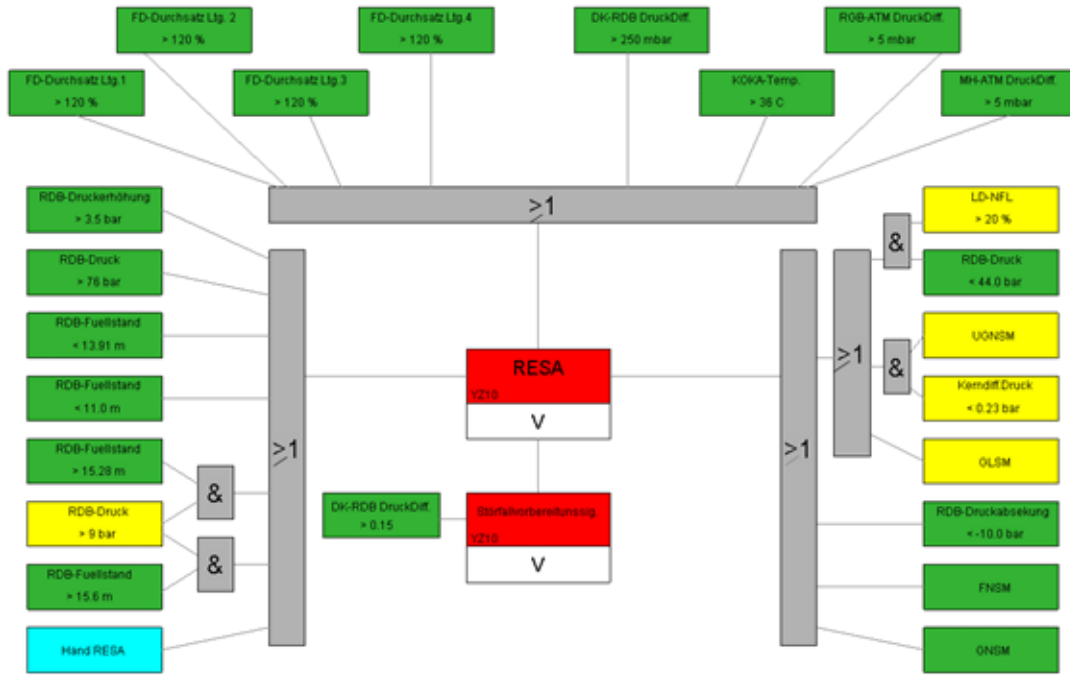
Bild 2.5.2-24 Simulatorbild für das Frischdampfsystem

Für Darstellung des Zustands der S+E-Ventile (Bild 2.5.2-25), der Reaktor-Schnellabschaltssignale (Bild 2.5.2-26), der Leistungs- und Druckregelung (Bild 2.5.2-27), des Speisewassersystems sowie das Systemschaltbild wurden grafische Oberflächen aus der SWR-Bild-Bibliothek übernommen und mit den Daten des KRB-Simulators dynamisiert.



Verfügbarkeit der Entlastungs- und Sicherheitsventile

Bild 2.5.2-25 Zustand und Verfügbarkeiten der S&E Ventile



Reaktorschutzsystem Schnellabschaltsignale

Bild 2.5.2-26 Simulatorbild für den Zustand der Reaktorschnellabschaltsignale

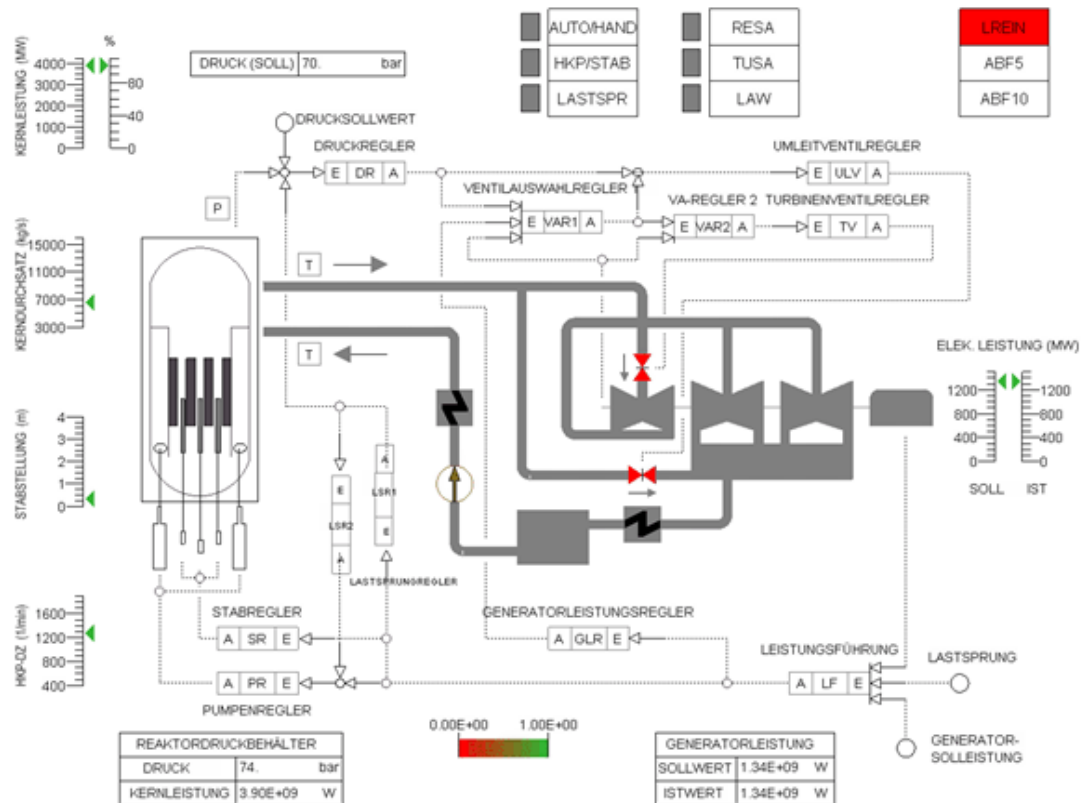


Bild 2.5.2-27 Simulatorbild für die Reaktorleistungs- und Druckregelung

2.5.2.6 Hauptspeisewassersystem

Das Speisewassersystem (RL) für die Anlage KRB-B wurde basierend auf Wärmeschaltplänen in GCSM modelliert. In den zwei parallelen Hochdruckstrecken wurden zunächst die folgenden Komponenten als wesentlich identifiziert:

- HD-Kondensatkühler 1 und 2: RK11 und RK21
- HD-Vorwärmer 5.1 und 5.2: RF15 und RF25
- ZÜ-Kondensatkühler 1 und 2: RP15 und RP25
- 2 Bypassleitungen
- Ventile RL23S101/102 und RL33 S101/102, 3 Speisepumpen: RL11/21/31-S101

Die Funktion dieser Komponenten wurde mit dem GCSM-Generator in Form von Signalen, Analogelementen, Logikelementen und Funktionsgeneratoren nachgebildet. Wesentliche Zustandsgrößen wurden den Wärmeschaltplänen für verschiedene Leistungsniveaus entnommen und in GCSM-Tabellen überführt. Auf Basis dieser Tabellen wurde die Funktionalität des RL-Systems nachgebildet. Um das Systemverhalten zu verifizieren wurden Simulationen durchgeführt. Die Simulationsergebnisse wurden anhand der Systembeschreibung auf Plausibilität geprüft.

Fehlende Daten, wie Ventillaufzeiten, wurden durch Annahmen ersetzt, um einen plausiblen Ablauf der Simulation zu ermöglichen. Fluidmassen wurden aus den Isometrien abgeleitet.

Bild 2.5.2-28 und Bild 2.5.2-29 beschreiben die verschiedenen Phasen des Verfahrens, um ein Modell für das RL-System mit dem GCSM-Generator zu erzeugen. Bild 2.5.2-30 zeigt die Bestimmung des Wärmestroms zur Vorwärmstrecke 1 als Beispiel für einen Workspace aus der zugehörigen Knowledge Base.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.7 Haupt-Kondensatsystem

Das gleiche Verfahren wie beim Hauptspeisewassersystem wurde für das Hauptkondensatsystem (RM) angewendet. Dieses System der Anlage KRB II Gundremmingen besteht aus zwei parallelen Niederdruckvorwärmstrecken zusammen mit einer Bypass Leitung, die mit dem Kondensator durch 3 Pumpenstränge verbunden sind. RM wurde in GCSM basierend auf Wärmeschaltplänen für verschiedene Leistungsniveaus modelliert. In den zwei parallelen Niederdruckvorwärmstrecken wurden zunächst die folgenden Komponenten als wesentlich identifiziert:

- 2 ND-Vorwärmer 3: RH23 und RH33
- 2 ND-Vorwärmer 2: RH22 und RH32
- 2 ND-Vorwärmer 1: RH21 und RH31
- 2 Duplexkühler: RHN21 und RN31
- Bypassleitung
- Ventile RM18/28-S101/102, RM38S101 und RM17/27/37-S101

Die Bild 2.5.2-31 bis Bild 2.5.2-34 beschreiben die verschiedenen Phasen des Verfahrens zur Erzeugung eines GCSM Modells für das RL-System mit dem GCSM-Generator.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Die Vor- und Hauptpumpen RM11/21/31-D101, Stillstandspumpe RM50D101 und Nebenkondensatpumpen RN23/33-D101 sind nicht modelliert. Der Kondensatvorratsbehälter und die Filter sind in diesem System vernachlässigt.

Fehlende Daten, wie Ventillaufzeiten, wurden durch Annahmen ersetzt, um einen plausiblen Ablauf der Simulation zu ermöglichen. Fluidmassen wurden aus den Isometrien abgeleitet.

2.5.2.8 Erstellung des GCSM Modells für den Speisewasserbehälter

Der Speisewasserbehälter (RF) wurde thermohydraulisch und alternativ mit GCSM modelliert.

Gliederung des G2-Modells: 8 Hauptseiten die das Verhalten der Anlage (RF-System) umfassen.

Auch für das RF-System wurden fehlende Daten, wie Ventillaufzeiten so angenommen, um ein plausibles Verhalten des RF-Systems zu erreichen.

Bild 2.5.2-35 und Bild 2.5.2-36 stellen das Verfahren zur Erstellung eines GCSM-Modells für das RF-System dar.

Nicht verwenden

Die Randbedingungen für den Kondensatmassenstrom, die Bedampfung, den Stützdampf usw. wurden durch GCSM-Modelle bestimmt.

Nicht verwenden

2.5.2.9 Nukleares Nachkühlsystem TH4 (ZUNA)

Das nukleare Nachkühlsystem (TH4) des sogenannten zusätzlichen Nachwärmeabfuhr- und Einspeisesystems (ZUNA- System) wurde basierend auf dem Systemschaltplan /KRB 07/ modelliert. Dazu wurden zunächst die folgenden wesentlichen Komponenten identifiziert:

- Keilplattenschieber: TH40S102
- ZUNA- Vorpumpe: TH43D101
- Nachkühler: TH43B101 / B102
- ZUNA- Einspeisepumpe: TH43D102
- Prüfarmatur Einspeiseleitung: TH43S102
- Schieber Kondensationskammer Kühlleitung: TH43S108

Das Verhalten dieser Komponenten wurde mit dem GCSM-Generator nachgebildet. Daraufhin wurde das System evaluiert und simuliert. Dabei bedeuten die roten Verbindungen den Zustand ‚Logisch Eins‘ und die grünen den Zustand ‚Logisch Null‘(Bild 2.5.2-37 bis Bild 2.5.2-42. Die dynamische Funktionalität konnte durch Vergleich des Simulationsergebnisses mit der Systembeschreibung für die folgenden Fälle überprüft werden:

- Kondensationskammer kühlen („KoKa- Kühlen“)
- RDB fluten
- Verfügbarkeit verschiedener Stromschienen

Dabei mussten Annahmen für die fehlenden Daten der Laufzeiten der Ventile TH43S102 und TH43S108 getroffen werden.

In den Bild 2.5.2-37 bis Bild 2.5.2-42 ist eine Simulation für den Fall „KoKa- Kühlen“ dargestellt. Dazu wurden die Zustände der oben genannten wesentlichen Komponenten dokumentiert. Das Simulatorbild zur Darstellung des Nuklearen Nachkühlsystems TH4 (ZUNA) zeigt Bild 2.5.2-43.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

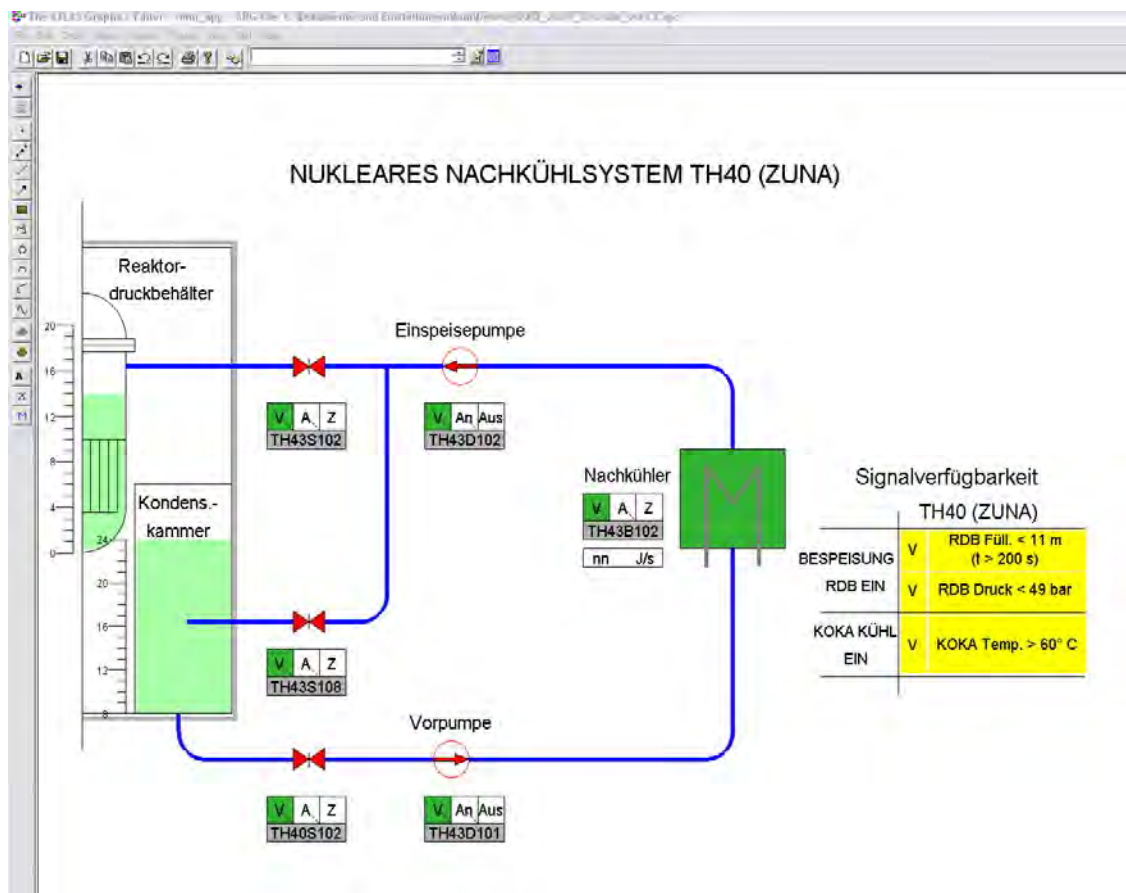


Bild 2.5.2-43 Simulatorbild für das nukleare Nachkühlssystem

2.5.2.10 Das System TA/TC zur Kühlmittelentnahme und Rückführung und zur Kühlmittelreinigung

Das kombinierte TA/TC System dient der Kühlmittelreinigung. Dabei steht das TA-System für die Kühlmittelentnahme und Rückführung sowie das TC-System für die Kühlmittelreinigung.

Es ist auf 18 WS (ohne SWS) realisiert. Als Beispiel zeigt Bild 2.5.2-44 die Logik für die Pumpe RS11D101, Bild 2.5.2-45 die Untergruppensteuerung der beiden Kühlmittelreinigungspumpen sowie Bild 2.5.2-46 die Berechnung der Enthalpieverteilung im TC-System.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.11 Das Dichtungssperrwassersystem TE

Das Dichtungssperrwassersystem TE hat in erster Linie betriebliche Aufgaben, u. a:

- Abführen der in den Gleitringdichtungen der ZUPs erzeugten Wärme,
- Schützen der Gleitringdichtungen der ZUPs vor dem heißen Reaktorwasser,
- Kühlen des oberen Radiallagers der Hauptkühlmittelpumpen
- Versorgen der Reaktorwasserreinigungspumpen TA mit Sperrwasser
- Aufprägen eines Druckes auf die ZUNA-Einspeiseleitung TH40 zur Prüfung der Rückschlagventile TH43 S103/104.

Darüber hinaus wird das Dichtungssperrowassersystem als Notfallmaßnahme F54 zur Bespeisung des Reaktordruckbehälters im Hochdruckbereich eingesetzt.

Bei der Modellierung wurden folgende Teile des TE-Systems berücksichtigt:

- das Dichtungssperrowasserkühler TE11 B101
- drei Sperrwasserpumpen TE12/22/32 D101
- drei parallele Regelventile TE03 S101/102/103
- zwei Sperrwasserfilter TE13/23 B101
- die Durchdringungsarmaturen TE04/06 S101/102

Das Modell ist auf 8 WS (ohne SWS) realisiert. Als Beispiel zeigt Bild 2.5.2-47 die Logik für die Ansteuerung der Sperrwasserpumpe TE12D101. Die Notfallmaßnahme F54 wird in Bild 2.5.2-48 dargestellt.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

2.5.2.12 Vergiftungssystem TW

Das Vergiftungssystem TW fördert als diversitäres Abschaltssystem Borsäure aus einem Vorratsbehälter in den Kern. Bild 2.5.2-49 zeigt als Beispiel die Ansteuerung einer der beiden Vergiftungspumpen.

2.5.2.13 Schnellabschaltsystem YT

Das Schnellabschaltsystem YT schießt im Falle einer RESA die Steuerstäbe mit Hilfe von Druckwasser aus N₂-beaufschlagten Behälter in den Kern hinein. Außerdem dient

es der Versorgung der Steuerstäbe mit Spülwasser. Das Modell ist auf 8 WS (ohne SWS) realisiert. Als Beispiel zeigt Bild 2.5.2-50 die Logik für die Ansteuerung der Spülwasserpumpe RS11D101, Bild 2.5.2-51 das Verhalten der YT-Einspeisung bei RESA und Bild 2.5.2-52 das kombinierte Simulatorbild für das TE- und das YT-System.

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

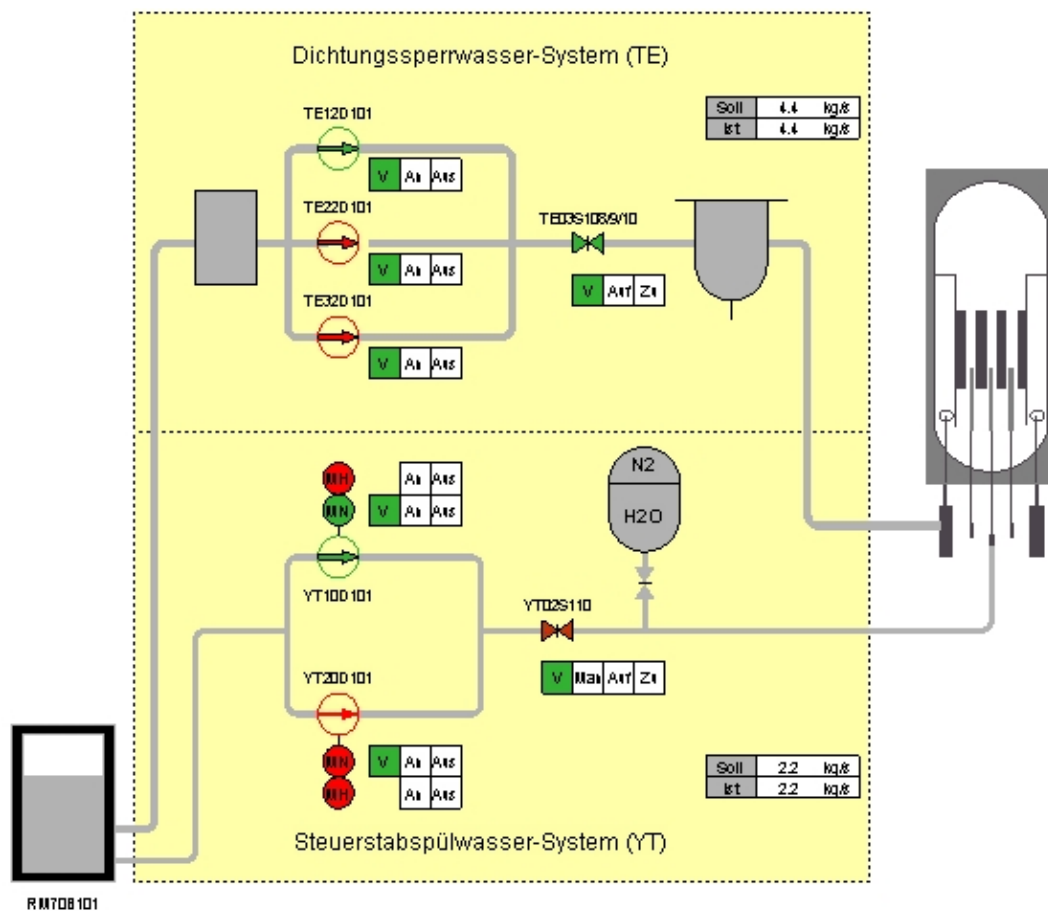


Bild 2.5.2-52 Simulatorbild für das TE und das YT System

2.5.3 Erstellung eines detaillierten RDB-Modells für KRB-B (AP 5.1.3)

2.5.3.1 Detailliertes RDB-Modell

Um den Einsatz des 3-dimensionalen Neutronenkinetik-Modells QUABOX/CUBBOX (Q/C) zu ermöglichen, ist ein detailliertes Modell des Reaktorkerns notwendig. Dafür hat sich die Gestaltung des Kernbereichs an Vorgaben aus Q/C zu orientieren.

Aus der Position der Zwangsumwälzpumpen (ZUP) im RDB ergeben sich acht thermohydraulische Kanäle im Downcomer, die sich im unteren Plenum auf 9 Kanäle aufteilen (acht Sektoren und ein Zentralkanal). Diese bilden die Kernkanäle, die in das gemeinsame obere Plenum einbinden. Das Modell wurde aus Zeichnungen für den RDB entwickelt.

Die Inputgrafiken Bild 2.5.3-1 und Bild 2.5.3-3 lassen die Realisierung des detaillierten RDB-Modell mit ATHLET-Objekten erkennen, Bild 2.5.3-2 den RDB-Querschnitt durch die Pumpenebene. Der Downcomer ist wegen der 8 Zwangsumwälzpumpen in 8 Sektionen aufgeteilt, welche durch Pipes modelliert und untereinander auf der ganzen Länge durch sog. *Cross-Connection-Objects* verbunden sind. Die Downcomerkanäle schließen an den wasserseitigen Separatöraustritt an, enthalten jeweils ein Pumpenmodell und schließen am unteren Ende mit einer waagerechten Verbindung zum unteren Plenum ab. In das oberste Volumen der Downcomerkanäle wird das Speisewasser eingespeist. Am dampfseitigen Separatöraustritt strömt der Dampf über Dampftrockner, Deckelraum und Dampfaustrittsschürze zu den Frischdampfleitungen ab.

Bild 2.5.3-2 zeigt einen schematischen Querschnitt durch die Pumpenebene mit den Sektorengrenzen und den 9 Kernkanälen. Der Eintritt in das untere Plenum wird durch 8 periphere und eine zentrale Branch gebildet, die untereinander querverbunden sind (vgl. Bild 2.5.3-3).

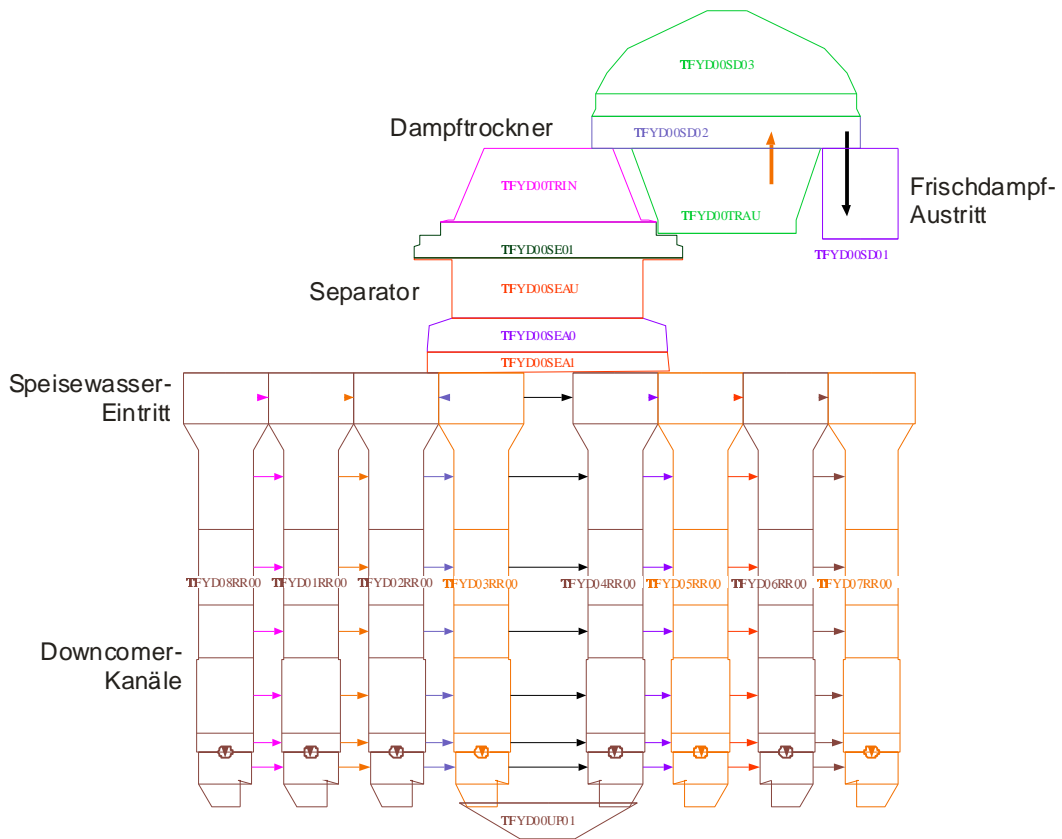


Bild 2.5.3-1 Downcomer-Sektoren und obere Einbauten (ab Separatöraustritt) im detaillierten RDB-Modell

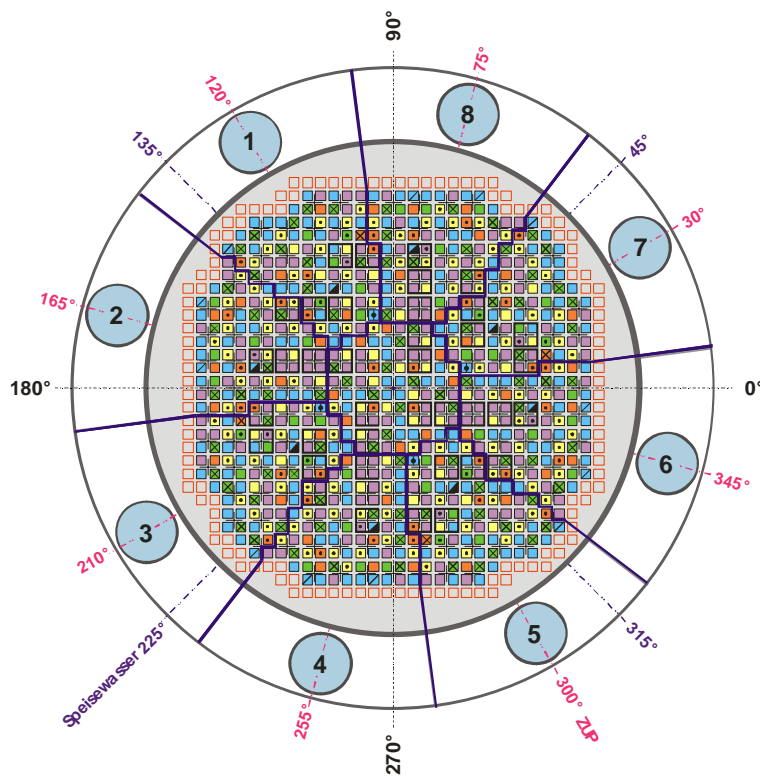


Bild 2.5.3-2 Querschnitt durch die Pumpenebene und den Kern

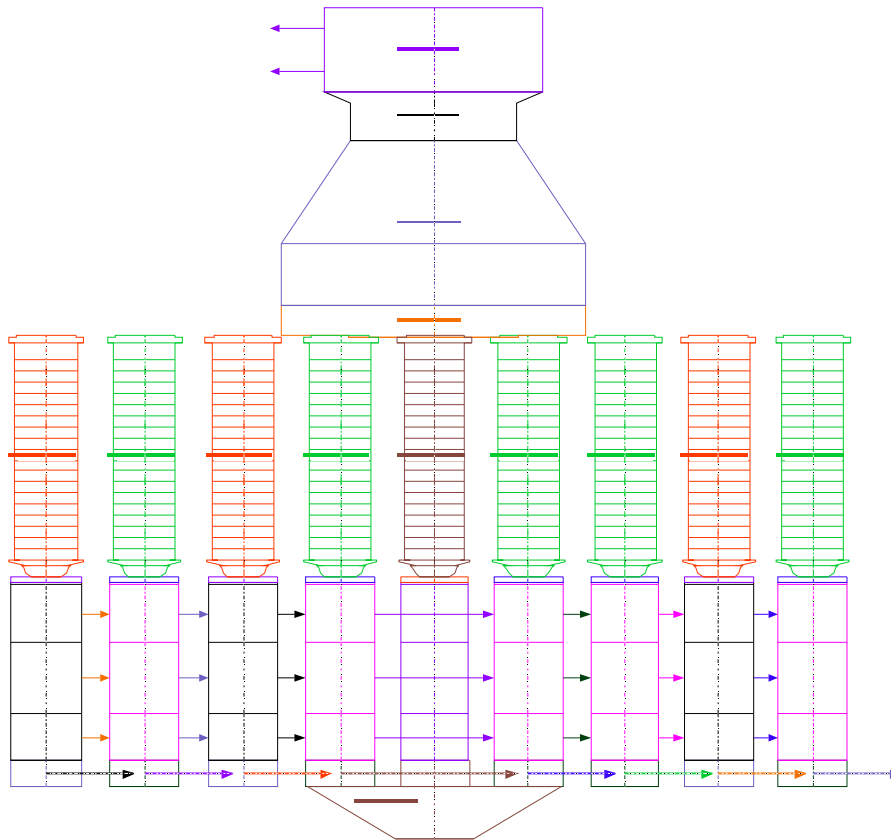


Bild 2.5.3-3 Kernbereich (9 Kernkanäle) und Einbauten bis Separatoreintritt

Ausgehend von deren Eintritts-Branches verlaufen die unteren Plena aufwärts (Bild 2.5.3-3) und sind durch *Crossconnection Objects* untereinander verbunden. Die Kernkanäle bestehen aus einer von Q/C geforderten Anzahl von axialen Volumina (hier 20) und vereinigen sich in einem gemeinsamen oberen Plenum. Alle für die Wärmeübertragung wichtigen TFOs sind mit Wärmeleitobjekten verbunden.

2.5.3.2 Modelle für die eingesetzten Brennelemente (BE)

Die 9 im detaillierten RDB-Modell realisierten Kernkanäle sind nur für Ereignisse ausreichend, bei denen keine ausgeprägten asymmetrischen Verhältnisse im Kern eine wichtige Rolle spielen. Sowohl für die Anwendung des 3D-Kernmodells (Q/C) als auch für den Vergleich der Q/C-Ergebnisse mit solchen, die mit der Punktkinetik erzeugt wurden, ist eine wesentlich feinere Auflösung der Kernstrukturen notwendig. Dafür wurde eine Auswahl von Brennelementtypen (BE-Typen) modelliert.

In KRB-B werden im 25. Zyklus 17 unterschiedliche BE-Typen eingesetzt. Von diesen BE-Typen sind vier für deren grundsätzliche thermohydraulische Eigenschaften cha-

rakteristisch und wurden daher zur Modellierung im Analysesimulator ausgewählt. Die entsprechenden BE-Typen unterscheiden sich im Besonderen durch die unterschiedliche Anordnung der Wasserstrukturen, welche in den BE von Siedewasserreaktoren zur Vergleichsmäßigung der radialen Leistungsverteilung eingesetzt werden. Sie versperren einen gewissen Teil des BE-Querschnitts und beeinflussen damit den verbleibenden freien Strömungsquerschnitt. Die Auswahl der zu modellierenden BE-Typen und deren unterschiedliche Wasserstrukturen sind in Tab. 2.5.3-1 aufgelistet:

Tab. 2.5.3-1 Ausgewählte BE-Typen und deren Wasserstrukturen

BE-Typ	Wasserstruktur	Hersteller
ATRIUM 10XP	Kastenförmiger Wasserkanal, der 9 Brennstabpositionen in Anspruch nimmt /FAN 10/	Framatome ANP
SVEA-96 Opri-ma2	Wasserkreuz /WEC 04 /	Westinghouse Corp.
SVEA-96 Opri-ma3	Wasserkreuz und verbesserte Abstandshalter /WEC07/	Westinghouse Corp.
GNF GE14	Zwei zentrale Wasserrohre, die insgesamt 8 Brennstabpositionen in Anspruch nehmen. /NEI 06/	GNF (Global Nuclear Fuel)

Alle BE-Typen verfügen über ein Gitter mit 10x10 Brennstabpositionen. Der Kern des SWR-72 enthält 784 Brennelemente, die zur Einstellung des Massenstroms über Drosselblenden verfügen. In den Randpositionen wird dabei der Massenstrom durch die Brennelemente stärker gedrosselt als im Zentrum des Kerneintritts. Die Blenden haben an 692 BE-Positionen in der zentralen Kernregion einen Innendurchmesser von 58 mm, an 80 Randpositionen von 38.5 mm und an 12 Eckpositionen 32.3 mm. Um die Anzahl der Kombinationen von BE-Eintritts- und Bündelbereich zu begrenzen, werden die Eckpositionen den Randpositionen zugeschlagen, sodass sich 92 Randpositionen ergeben.

Zur Modellierung dieser vier BE-Typen werden die in Tab. 2.5.3-2 aufgeführten Daten benutzt. Die zweite Spalte bezeichnet die Priorität der Daten (1 – unbedingt nötig, 2 – ggf. abschätzbar).

Tab. 2.5.3-3 gibt einen Überblick über die verfügbaren technischen Daten der zu modellierten BE-Typen. die den Quellen /NEI 06/, /COX 05/, /TUE 02/, /SNF 10/ und /MUR 08/ entnommen sind.

Tab. 2.5.3-2 Datenbedarf für die Modellierung der BE-Typen

Daten	Priorität
Bauhöhe des Brennelements (BE)	2
Weite und Wandstärke des BE-Kastens	2
Anzahl der Brennstäbe (BS)	1
Davon teillange BS	1
Pellet-Durchmesser	1
BS Außen- / Innendurchmesser / Hüllrohrstärke	1
BS-Zentralabstand (<i>pitch</i>)	1
Axial Ausdehnung der BS	2
Aximale Ausdehnung des Aktiven Teils der BS	1
Anzahl der Abstandshalter	1
Position der Abstandshalter	2
Druckverlustbeiwert des Debris-Filters	2
Druckverlustbeiwerte der Abstandshalter	1
Querschnittsflächen im BE-Fuß und BE-Kopf	2
Abmessungen der Wasserstrukturen	1

Nicht verwenden

Im detaillierten RDB-Modell werden die neun Kanäle des untern Plenums an den Kern herangeführt und schließen in *Branches* (vor der unteren Gitterplatte) ab. Zwischen dieser Ebene und dem in Form einer einzelnen *Branch* modellierten oberen Plenum werden die Brennelementmodelle eingeordnet. Durch die Vielzahl der in KRB eingesetzten BE-Typen ist die Zahl der thermohydraulischen Kanäle relativ groß. Je Kernregion werden gleiche BE-Typen bei gleicher Anreicherung möglichst zusammengefasst. Dennoch ergeben sich für das Kernmodell ca. 180 Kanäle. Dabei ist zu beachten, dass BE-Typen, die sich hinsichtlich der thermohydraulischen Eigenschaften und der Anzahl und axialen Ausdehnung von teillangen Brennstäben nicht wesentlich unterscheiden, durch die ausgewählten BE-Typen repräsentiert werden (Tab. 2.5.3-1).

Das ATHLET-Modell für ein BE besteht aus drei übereinander angeordneten TFOs (*Pipes*). Das Modell für den Bereich des BE-Fußes enthält die Blende, den Steuerstabführungsrohrkopf und Einbauten im BE-Fuß, die im Prinzip vom konkreten BE-Typ unabhängig sind. Dieses Modell existiert für die große und die kleine Blende und kann für alle BE-Typen gleichermaßen verwendet werden. QUABOX/CUBBOX (Q/C) benötigt oberhalb und unterhalb des aktiven Kerns jeweils eine Reflektorzone mit einer axialen Ausdehnung zwischen 0.1 und 0.3 m. Das über dem Modell für den BE-Fuß anschließende TFO repräsentiert im Wesentlichen das Brennstabbündel und liegt genau zwischen den für Q/C erforderlichen Reflektorgrenzen. Der untere Reflektor umfasste den nicht aktiven Teil der Brennelemente und den oberen Teil des Steuerstabführungskopfes. Oberhalb des Bündelmodells schließt sich ein weiteres BE-spezifisches TFO für den BE-Kopf an. Die einzelnen Brennelemente und deren Modelle werden im Folgenden kurz beschrieben.

2.5.3.2.1 ATRIUM 10XP

Bild 2.5.3-4 zeigt ein verkürztes Modell des BE-Typs ATRIUM 10XP von Framatome ANP. Das Foto verdeutlicht insbesondere die teillangen Stäbe und die Anordnung des Wasserkanals. Dieser ist nur im aktiven Kernbereich quadratisch ausgeprägt und verfügt oberhalb des aktiven Teils über Austrittsöffnungen, aus denen das Wasser in die Hauptströmung gelangt. Dies lässt sich in ATHLET nicht ohne weiteres modellieren, es sei denn, man ordnet jedem Brennelement einen Wasserkanal zu, der oberhalb des aktiven Teils der Brennstäbe in das BE-Modell einspeist.

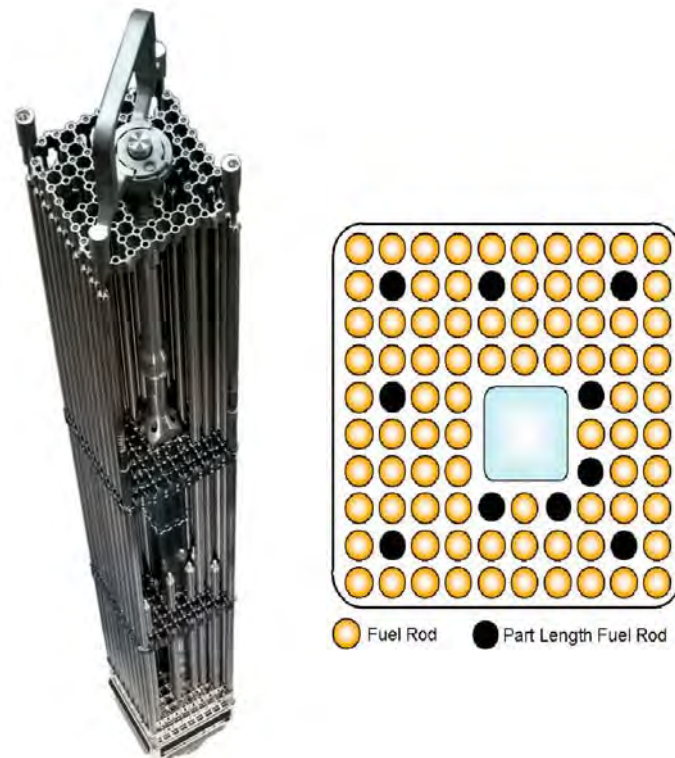


Bild 2.5.3-4 Brennelement ATRIUM 10XP

Für diese Lösung muss der Massenstrom des Kühlmittels durch den Wasserkanal bekannt sein. Der gesamte Bypassmassenstrom durch den KRB-Kern beträgt ca. 15%. Da eine Reihe verschiedener Bypasspfade, insbesondere im Fußbereich des BE existiert, kann der Massenstrom durch den Wasserkanal nur grob abgeschätzt werden. Deshalb wurde beim Modell der Massenstrom im Wasserkanal einem globalen Bypass zugeschlagen, was auch der Anzahl der zu simulierenden Kanäle zugutekommt.

Der Querschnitt durch das Brennelement zeigt den Wasserkanal im aktiven Bereich sowie die Position der teillangen Brennstäbe (Bild 2.5.3-4, rechts).

Tab. 2.5.3-4 zeigt das ATHLET-Objekt für die untere Struktur des BE, das für alle BE-Typen verwendet wird. Das Modell besteht aus einem *Pipe* und ist mit *TFC001GTHC* sowie *TFC001GTHP* benannt. ‚*TF*‘ steht für „Thermofluidobjekt“, ‚*C*‘ für den Kern, ‚*001*‘ dient der Nummerierung, ‚*GHT*‘ für „*Guide Tube Head*“ und ‚*C*‘ bzw. ‚*P*‘ für die zentrale bzw. die periphere Kernregion mit den zugehörigen Blenden.

Tab. 2.5.3-4 ATHLET Eingabe für das TFO TFC001GTHC

```

@
K---- TFC001GTHC          Guide Tube Header, # 692, D-hole=0.058
@
@  ITYPO          FPARO          ICMPO
   20             %FCC001%      0
----- NETWORK
@  SNO1          NIO1
   0.0           1
   0.215
----- GEOMETRY
@  SG0           Z0             D0             A0             V0           DEPO
   0.0           4.930         5.80D-02      2.64000D-3    0.0         0.058
   0.002         4.932         5.80D-02      2.64000D-3    0.0         0.058
   0.002         4.932         7.00D-02      4.44000D-3    0.0         0.070
   0.085         5.015         7.00D-02      4.44000D-3    0.0         0.070
   0.175         5.105         7.70D-02      5.52000D-3    0.0         0.077
   0.210         5.140         9.00D-02      6.36000D-3    0.0         0.090
   0.210         5.140         9.00D-02      4.42000D-3    0.0         0.090
   0.215         5.145         7.50D-02      4.42000D-3    0.0         0.075
----- FRICTION
@  ITPMO         ALAMO         ROVO
   2             0.015         5.0D-06
@  SFO           SDFJO         SFFJO         SFBJO
@  0.000         0.           1.48D+05      2.00D+05     @ FF-> Id 4-11: Zeta 1.03
   0.000         0.           1.13D+05      2.00D+05     @ Zeta 0.764
----- DRIFT
@  SO1           JFLOO         JDRIFFT
   0.0           2             1
----- INITCOND
@  SIO           PO           TO           GO           QO           ICKO
   0.           0.0         %T-UP%      %G_KE00IN%   0.           0
@

```

Oberhalb der genannten Objekte schließt der Bündelbereich der BE-Modelle an, in dem sich die Unterschiede zwischen den einzelnen BE-Typen manifestieren. Der Objektname für den Bündelbereich des BE-Typs ‚ATRIUM 10XP‘ lautet *TFC001A0XR*, wobei ‚A0X‘ den BE-Typ bezeichnet und ‚R‘ den Bündelbereich (im Gegensatz zu ‚A‘ für den BE-Kopf). Die Querschnittsverengung durch die Abstandshalter wird nur in den Druckverlustbeiwerten, nicht jedoch in der Kühlkanalgeometrie berücksichtigt. Die axiale Position der Abstandshalter in den konkreten BE-Typen ist nicht bekannt, so dass eine Verteilung angenommen werden musste. Die Druckverluste für den BE-Fuß, die Abstandshalter, den Debris-Filter und den BE-Kopf sind einem Bericht der Fa. Siempelkamp-NIS entnommen /FAB 09/. Die Druckverluste für das ATRIUM-10XP sind etwas größer, als für die übrigen BE-Typen. Damit wird dieses BE in einer Anordnung mit verschiedenen BE-Typen etwas geringer durchströmt, was als konservativ anzusehen wird.

Tab. 2.5.3-5 zeigt den ATHLET-Input für den Bündelbereich des ATRIUM 10XP-Modells. Das Netzwerk ist in 22 Nodes unterteilt, je eins für den oberen und unteren

Reflektor und 20 für den aktiven Teil nach Maßgabe der Anforderungen von Q/C. Die Bestimmung der Querschnittsfläche $A0$ unter *GEOMETRY* schließt die gesamte durchströmte Fläche des BE ein, vermindert um den Wasserkanal. Der für die Berechnung der Wandreibung benötigte hydraulische Durchmesser $D0$ berücksichtigt den BE-Kasten sowie die Umrandung des Wasserkanals. *DEPO* steht für den Durchmesser des Stabbündels, hier repräsentiert durch die Kastenweite des BE.

Die Größe *ROU0* unter *FRICTION* kennzeichnet die Wandrauhigkeit und basiert auf Werten für gezogene Rohre. Die Größe *ZFFJ0* bezeichnet den Formdruckverlustbeiwert, dividiert durch das Quadrat der Querschnittsfläche ($\zeta/A0^2$) an der Stelle *SF0* bei Vorwärtsströmung (*ZFBJ0* für Rückwärtsströmung) und ist in /FAB 09/ für die 8 Abstandshalter angegeben.

Als Kommentar sind in der Objektbeschreibung die von den Wasserstrukturen eingenommenen Querschnitte aufgeführt. Diese variieren unter den BE-Typen. Ihr Beitrag zum Bypass kann ggf. beladungsabhängig angegeben werden.

Die Wärmeleistung und deren axiale Verteilung werden den Brennelementen über die Brennstäbe vermittelt (ROD-Modell). Die Kodierung der Wärmeübertragungseigenschaften erfolgt mittels Wärmeleitobjekten (Tab. 2.5.3-6).

Tab. 2.5.3-5 ATHLET Eingabe für das Thermofluidobjekt TFC001A0XR

```

K---- TFC001A0XR                ATRIUM 10XP /1//2//3//4/
@                                Wasserkastenbypass: 1.0D-3 mý
@                                Zellenbypass:      4.7D-3 mý
@  ITYPO          FPARO          ICMPO
   20             %FCA0X001%    0
----- NETWORK
@          SNO1          NIO1
           0.0           1
           0.131        20
           3.841        1
           4.04

@
----- GEOMETRY
@          SG0          Z0          D0          A0          V0          DEPO
@  ----- Bottom of Reflector:
           0.0           5.145      7.50D-02    4.4200D-3    0.0    0.075 @
           0.055        5.200      1.20D-01    1.4400D-2    0.0    0.120 @
           0.093        5.238      1.20D-01    1.4400D-2    0.0    0.120 @
           0.093        5.238      9.50D-03    6.9400D-3    0.0    0.120 @
           0.110        5.255      9.50D-03    6.9400D-3    0.0    0.120 @
@  ----- Bottom of Rods (+4.0814 m):
           0.110        5.255      1.016D-2    9.1780D-3    0.0    0.132 @ ATR+
@  ----- Bottom of active Fuel (+3.71 m):
           0.131        5.276      1.016D-2    9.1780D-3    0.0    0.132 @
           2.381        7.526      1.016D-2    9.1780D-3    0.0    0.132 @
@  ----- Part Load Fuel Rod ^^^^
           2.381        7.526      1.216D-2    1.0000D-2    0.0    0.132 @
           3.841        8.986      1.216D-2    1.0000D-2    0.0    0.132 @
@  ----- Top of active Fuel ^^^^
           4.04         9.185      1.216D-2    1.0000D-2    0.0    0.132 @
@  ----- Top of Reflector ^^^^
@
----- FRICTION
@          ITPMO          ALAMO          ROVO
           2             0.015          1.5D-06
@          SFO           SDFJO          SFFJO          SFBJO          @ /1/
           0.08          0.           7.25D+04    7.25D+04 @ 3.02
@          keine Spacer Position, Annahme „quidistant zw. 0.6 und 3.75 m:
           0.6           0.           9.12D+03    9.12D+03
           1.05          0.           9.12D+03    9.12D+03
           1.5           0.           9.12D+03    9.12D+03
           1.95          0.           9.12D+03    9.12D+03
           2.4           0.           9.12D+03    9.12D+03
           2.85          0.           6.49D+03    6.49D+03
           3.3           0.           6.49D+03    6.49D+03
           3.75          0.           5.04D+03    5.04D+03

@
----- DRIFT
@          SO1           JFLOO          JDRIFT
           0.0           2             1
           0.093        2             1
           0.11         2             2

@
----- INITCOND
@          SIO           PO           TO           G0           QO           ICKO
           0.0           0.0         %T-UP%    %G_KE00IN%  0.           0           @
           0.055        0.0         %T-UP%    %G_KE00IN%  0.           0           @
           0.055        0.0         %T-UP%    %G_KE00OU%  0.           0           @

```

Tab. 2.5.3-6 ATHLET Eingabe für das Wärmeübertragungsobjekt HCYM000AXC

```

@
K---- HCC001A0XR (ATRIUM 10XP, Full Length)
@ AOLH SBOLH SEOLH AORH SBORH SEORH
'ADIABAT' 0.0 0.0 'TFC001A0XR' 0.131 3.841
@ NIHCO N10 N20 N30 IGEO0 ICOMP0 ACOMP0 ICHF0 IPRPL
1 4 2 0 2 1 'NKC001A0XR' 2 0
----- GEOMETRY
@ FPARH TLO
%FCC001%*81.0 1.295D-2
@ SG0 Z0 DI0 DS10 GAP10 DS20 GAP20 DS30
0.00 5.276 0.0 4.435E-3 8.50E-5 6.20E-4 0.00E+0 0.00E+0
3.71 8.986 0.0 4.435E-3 8.50E-5 6.20E-4 0.00E+0 0.00E+0
----- HTCDEF
@ AIALPHA(1...4)
'HTCL' 'HTCL' 'HTCCALC' 'DUMMY'
@ SH0 HTCL0(1...4) QTHRU
0.00 0.0 5.0D+3 3.D+4 0. 0.0
3.71 0.0 5.0D+3 3.D+4 0. 0.0
----- MATPROP
@ AMATL(1...3)
'CPLURAN' 'CPLZIR' 'DUMMY'

@

```

Die erste Zeile in Tab. 2.5.3-6 benennt das Wärmeleitobjekt, die vierte beschreibt die Ankopplung an das linke und rechte Thermofluidobjekt. *NKC001A0XR* bezeichnet das zugehörige ROD-Modell. *FPARH* ist die Anzahl der Stäbe je Brennelement multipliziert mit der Anzahl der Brennelemente im Cluster, und *TLO* der Mittenabstand der Brennstäbe (*Pitch*). Die weiteren Angaben unter *GEOMETRY* betreffen den Radius des Pellets (*DS10*), die Gasraumweite (*GAP10*) und die Hüllwandstärke (*DS20*). Unter *MATPROP* finden sich die Namen von Tabellen zur Beschreibung der Materialeigenschaften.

Das Thermofluidobjekt *TFC001A0XA* beschreibt die oberhalb des Reflektors liegenden Teile des BE, insbesondere den BE-Kopf. Weitere TFOs und HCOs beschreiben den Bypasspfad zum gemeinsamen Bypass und weitere Objekte. Im Ergebnis zeigt Bild 2.5.3-5 die Inputgrafik für das ATHLET-Modell des Brennelements ATRIUM 10XP.

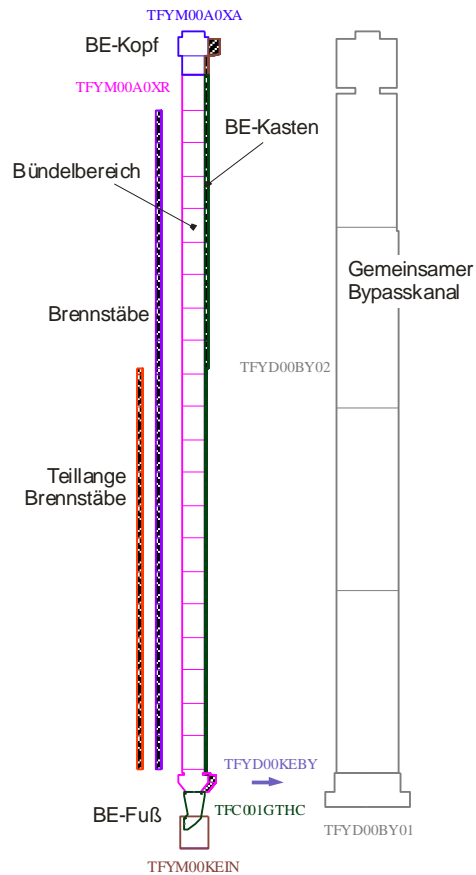


Bild 2.5.3-5 ATHLET-Modell des Brennelements ATRIUM 10XP

2.5.3.2.2 SVEA-96 Optima2 und Optima3

Das Brennelement SVEA-96 Optima2 (Bild 2.5.3-6) besteht aus 4 separaten Stabbündeln zu je 24 Brennstäben, die um ein Wasserkreuz angeordnet sind /WEC 04/. Im Zentrum des Wasserkreuzes befindet sich ein quadratischer Kanal der jeweils eine BS-Position eines separaten Stabbündels beansprucht. Die Wasserstruktur ist nach oben offen und speist das Wasser oberhalb der Brennstäbe in den BE-Kopf ein. Im ATHLET-Modell wird der interne Bypass wiederum dem Reflektorbypasskanal zugeschlagen, der dem jeweiligen Kernsektor zugeordnet ist.

Das BE SVEA-96 Optima2 besitzt 8 teillange Brennstäbe mit einer aktiven Länge von jeweils $\frac{2}{3}$ und 4 solche mit jeweils $\frac{1}{3}$ der aktiven Länge der Normalstäbe. Die Baulänge der teillangen BS wurde im Modell unter der Annahme festgelegt, dass die oberhalb des aktiven Teils gelegenen Einbauten im Brennelement für alle Stäbe gleich lang sind. Bild 2.5.3-7 zeigt die Inputgrafik für das ATHLET-Modell.

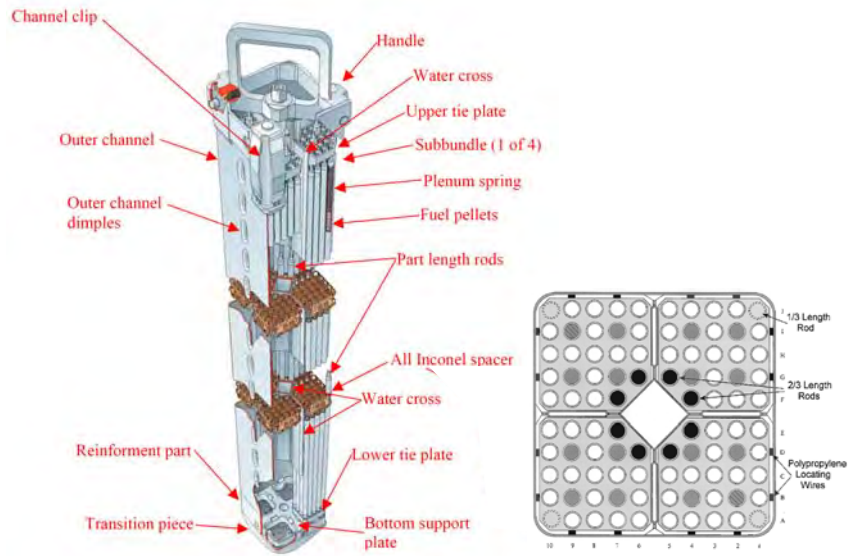


Bild 2.5.3-6 Brennelement vom Typ SVEA-96 Optima2

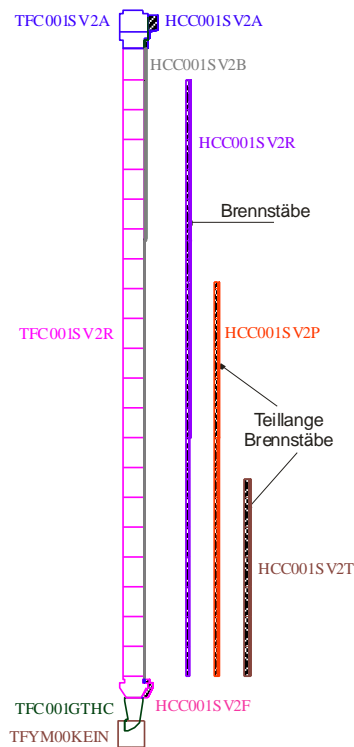


Bild 2.5.3-7 ATHLET-Modell des Brennelements SVEA-96 Optima2

Das BE ‚SVEA Optima3‘ unterscheidet sich insofern von SVEA Optima2, als hier verbesserte Abstandshalter eingesetzt werden und zur Gewährleistung eines festgelegten Massenstroms der Strömungswiderstand im BE-Fuß erhöht ist. Darüber hinaus wurde die obere Stabhalteplatte (*Tie-plate*) durch einen zusätzlichen Abstandshalter ersetzt

/WEC 07/. Das ATHLET-Modell weist bei gleicher Geometrie, entsprechend angepasste Druckverlustbeiwerte auf.

2.5.3.2.3 GNF GE14

Bild 2.5.3-8 zeigt den Einblick in ein GNF-GE-Brennelement sowie den Querschnitt durch das BS-Bündel des GE14 Brennelements /GNF 11/. Aus dem linken Bild geht die Gestaltung der Wasserstäbe hervor, die im aktiven Teil des BE einen größeren Durchmesser haben, sich dann verjüngen und das Wasser in den Kopfbereich des BE einspeisen.

Im schematischen Querschnitt durch das BE-Gitter sind die Wasserstäbe gezeigt, die je 4 Gitterpositionen belegen. Anhand dieses Querschnitts wurde der Durchmesser der Wasserstäbe mit ca. 20 mm abgeschätzt.

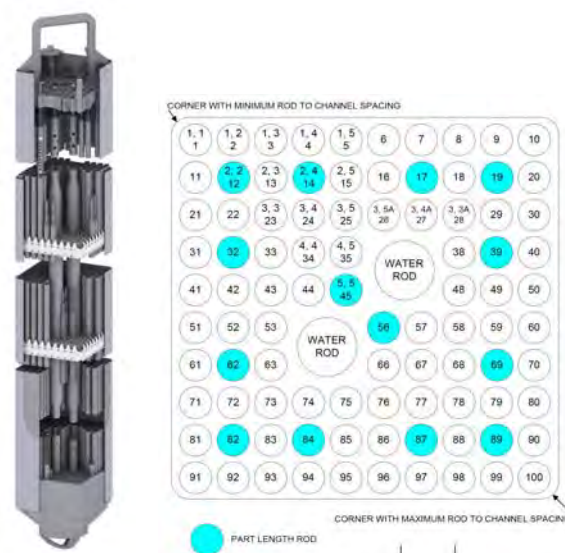


Bild 2.5.3-8 Querschnitt durch das Stabgitter des GNF GE14

Abgesehen davon beruht das ATHLET-Modell für das GE14-Brennelement auf den Angaben aus Tab. 2.5.3-3. Für die teillangen Brennstäbe wird dort die Baulänge des BS angegeben. Die aktive Länge wurde abgeschätzt.

2.5.3.2.4 Bestimmung der Massenstromverteilung über den Kern

Der Druckverlust über den Kern sowie die Massenströme durch Kern und Bypass wurden einer Berechnung für den 25. Zyklus des KRB-B-Kerns entnommen /FAB 09a/. Die Druckverlustbeiwerte für Fuß, Filter, Abstandshalter und Kopf der eingesetzten Brennelemente wurden vollständig aus /FAB 09/ übernommen.

Gemäß /FAB 09a/ ergibt sich ein mittlerer Massenstrom durch die BE von 16.7 kg/s bei einem Druckverlust von 1.675 bar. Der Druckabfall über die einzelnen BE-Typen ist jedoch geringer, da die Steuerstab-Führungsrohrköpfe einen zusätzlichen Druckverlust beisteuern. Dieser wird zur Kalibrierung des Druckverlustes über den Kern benutzt.

Der Druckverlust über die Steuerstab-Führungsrohrköpfe wird größtenteils durch die eingebauten Blenden bestimmt. Diese haben an 692 zentralen Gitterpositionen einen Innendurchmesser von 58 mm („große“ Blende). Die peripheren Positionen sind mit 12 Blenden von 32.3 mm und 80 Blenden von 38.5 mm Innendurchmesser bestückt. Diese werden zu 92 Blenden mit einem Innendurchmesser von 38 mm zusammengefasst („kleine Blende“).

Die Druckverlustbeiwerte für die Blenden wurden nach /DIE 66/, Tab. 4-11 ermittelt, um das Verhältnis zwischen den zentralen und den peripheren Blenden festzustellen. Die Druckverlustbeiwerte wurden dann so verringert, dass sich der Druckverlustbeiwert über dem Kern einstellt.

Dafür wurde ein ATHLET-Modell des SWR-72-Kerns entwickelt, das eine beliebige Verteilung der BE-Typen über die Gitterpositionen erlaubt. Dabei werden derzeit die aktuell verwendeten BE-Typen durch die vier thermohydraulisch modellierten BE-Typen repräsentiert. Für die Druckverlustbestimmung wurde zunächst eine gleichmäßige Verteilung der BE-Typen über dem Kernquerschnitt angenommen (173 BEs im zentralen und 23 im peripheren Bereich je Typ). Eine Verringerung des Druckverlustbeiwerts für die Blenden um 21.4 % (von $\zeta = 1.03$ auf $\zeta = 0.81$ für die „große“ Blende, vgl. Tab. 2.5.3-4) führte mit $\Delta p = 1.675$ zur Übereinstimmung mit /FAB 09a/ (Tab. 2.5.3-7, Eintrittsmassenstrom 13090 kg/s). Das Modell eignet sich zur Feineinstellung der Massenströme durch die BE-Typen, wenn deren Verteilung über den Kernquerschnitt bekannt ist.

Nicht verwenden

2.5.4 3D-Kernmodell (AP 5.1.4)

2.5.4.1 Betriebszyklus und Brennelementtypen

Für die SWR-Reaktoranlage Gundremmingen wurden die Eingabedaten für Kernberechnungen mit dem 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX erstellt. Vom NIS Siempelkamp wurden hierzu Daten für die Kernbeladung und die eingesetzten Brennelemente des Blocks B, Zyklus 25, BOC, MOC und EOC bereitgestellt /GRA 11/. Für die Kernauslegung und die Kernüberwachung werden dort standardmäßig Brennelementabbrandrechnungen mit Casmio-4 mit Hilfe der „*Standard Case Matrix*“ für die Erzeugung der Querschnitte für Simulate-3 durchgeführt. Deshalb werden die nuklearen Wirkungsquerschnitte (WQ) für zwei Energiegruppen aus diesen Berechnungen übernommen. Die nuklearen Daten wurden aufbereitet, um sie in den Kernberechnungen mit QUABOX/CUBBOX verwenden zu können.

Anhand der Kernbeladung für den Block B, Zyklus 25, BOC wurde ein Eingabedatensatz für das 3D-Kernmodell erstellt, der auch im gekoppelten Rechenprogramm ATHLET-QUABOX/CUBBOX sowie im Analysesimulator eingesetzt wird. Da die Optimierung der Brennelementauslegung für SWR-Kerne laufend fortschreitet, sind mehrere unterschiedliche Brennelementtypen im Einsatz (17 verschiedene Brennelementtypen für Block B, Zyklus 25, BOC). Es sind dies Brennelemente von KWU, SIEMENS, GE und WESTINGHOUSE mit 10x10 Brennstabanordnung und mit verschiedenen mittleren Anreicherungen. Insgesamt sind im Block B, Zyklus 25, BOC 74 Brennstofftypen und 3 Reflektorzonen vertreten. Da einige Brennelemente in axialer Richtung eine starke Heterogenität haben, ergeben sich insgesamt 29 axiale Abschnitte im 3D-

Kernmodell QUABOX/CUBBOX, für die jeweils die unkontrollierten und die kontrollierten Wirkungsquerschnitte bereitzustellen sind.

2.5.4.2 Erstellung der Wirkungsquerschnittsbibliothek für Kernberechnungen mit QUABOX/CUBBOX

Die Abbrandrechnungen für die Brennelemente wurden mit Casmo-4 mit Hilfe der „Standard Case Matrix“ für die Erzeugung der Querschnitte für Simulate-3 durchgeführt und vom NIS SIEMPELKAMP bereitgestellt. Das gelieferte Datenmodell der Wirkungsquerschnittsbibliothek besteht aus einer Grundtabelle und mehreren Differenztabellen. Die Grundtabelle enthält die Variation der dargestellten WQ als Funktion von bis zu 3 Parametern. Jede Differenztabelle bildet dann die Differenz der WQ gegenüber der Grundtabelle als Funktion von bis zu 3 Parametern, wobei mindestens 1 Parameter neu sein muss, d.h. in keiner vorangegangenen Tabelle auftreten darf. Mit einem Hilfsprogramm wurde die Wirkungsquerschnittsbibliothek dem „NEMTAB“ Format angepasst um sie in den Kernberechnungen mit QUABOX/CUBBOX verwenden zu können.

Der Referenzzustand wird definiert bei:

- Abbrand = 0 MWd/kg
- 40% Void
- Brennstofftemperatur = 715-790 K
- Moderatortemperatur = 559 K
- Unkontrolliert
- thermohydraulischer Druck = 70.95 bar

Tab. 2.5.4-1 zeigt die Wirkungsquerschnitte in der WQ-Bibliothek für das KKW Gundremmingen. Die Parameter für die Interpolation im 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX sind der Abbrand X(1), die instantane Brennstofftemperatur X(2), die instantane Moderatorndichte X(3), und der historische Void X(4). Die Abbrandabhängigkeit geht bis 70 MWd/kg. Die Stützstellen für den instantanen Void sind 0 %, 40 % und 80 %. Die Stützstellen für die instantane Moderatorndichte sind 0.03666, 0.17725, 0.45843, 0.73961, 0.84034, 0.94281 und 0.99829 g/cm³. Die Stützstellen für die instantane Brennstofftemperatur sind 293, 559, 733.3, 1500 und 2273 K. Für die verschiede-

nen Brennelementabschnitte liegen die Wirkungsquerschnitte für den unkontrollierten Zustand, ohne Steuerstab, und den kontrollierten Zustand, mit eingefahrenem Steuerstab, vor. Der Einfluss der Xenonkonzentration ist im Absorptionsquerschnitt der thermischen Energiegruppe enthalten. In der Wirkungsquerschnittsbibliothek werden die in Tab. 2.5.4-1 aufgeführten Werte gespeichert, um daraus für einen aktuellen Zustand die Wirkungsquerschnitte für jedes Volumenelement zu berechnen.

Tab. 2.5.4-1 Wirkungsquerschnitte in der WQ-Bibliothek für das Kernkraftwerk Gundremmingen

Wirkungsquerschnitt in QC	Wirkungsquerschnitt	Bezeichnung
Y(1)	D1	Diffusionskonstante in der schnellen Gruppe
Y(2)	ABS1	Absorptionsquerschnitt der schnellen Energiegruppe
Y(3)	REM	Streuquerschnitt der schnellen Energiegruppe
Y(4)	FIS1	Spaltquerschnitt der schnellen Energiegruppe
Y(5)	Nu-F1	Nu Spaltquerschnitt der schnellen Energiegruppe
Y(6)	Kap-F1	Energieerzeugungsschnitt der schnellen Energiegruppe
Y(7)	D2	Diffusionskonstante in der thermischen Gruppe
Y(8)	ABS2	Absorptionsquerschnitt der thermischen Energiegruppe
Y(9)	FIS2	Spaltquerschnitt der thermischen Energiegruppe
Y(10)	Nu-F2	Nu Spaltquerschnitt der thermischen Energiegruppe
Y(11)	Kap-F2	Energieerzeugungsschnitt der thermischen Energiegruppe
Y(12)	SXe2	Mikroskopische Absorptionsquerschnitt von Xenon

Für die Identifikation der Wirkungsquerschnitte für die verschiedenen Brennelementtypen werden folgende Bezeichnungen verwendet (Tab. 2.5.4-2).

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Nicht verwenden

Neben den Brennelementbezeichnungen (Spalte 1) ist in Tab. 2.5.4-2 die Nummerierung wie sie von KRB (Spalte 2) verwendet werden sowie die Nummerierung aus der Wirkungsquerschnittsbibliothek (Spalte 3) und dem Eingabedatensatz für QUABOX/CUBBOX (Spalte 4) angegeben.

2.5.4.3 Erstellung des Eingabedatensatzes für das 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX

Für das 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX wurde anhand des Beladeplans für den Block B, Zyklus 25, BOC ein Eingabedatensatz erstellt. Der Kernquerschnitt besteht aus einem umschriebenen Quadrat mit 32 Reihen in X- und Y- Richtung. Am äußeren Rand liegt jeweils eine Reihe für die Reflektorzone, so dass im Kerndurchmesser in X- und Y- Richtung je 30 Brennelemente (BE) angeordnet sind. Das Grundelement der Geometrie ist die Querschnittsfläche von 15.25 cm x 15.25 cm für das Brennelement einschließlich des Kastens.

Die Höhe zwischen den Reflektorgrenzen ist in 29 axiale Abschnitte eingeteilt, mit ebenfalls je einer oberen und unteren Reflektorzone. Die aktive Kernhöhe von 371 cm ist somit in 27 axiale Abschnitte oder Nodes. Die axiale Unterteilung ist nicht ganz gleichmäßig, um die axiale Stufung im Aufbau der Brennelemente zu berücksichtigen. Der Kernquerschnitt ist in Bild 2.5.4-1 dargestellt. Bild 2.5.4-2 beschreibt die Anordnung der verschiedenen Gruppen von Steuerstäben im Kernquerschnitt.

Die Brennelemente sind i. A. axial in unterschiedliche Brennstofftypen unterteilt. Die Zuordnung dieser Brennstofftypen sowie der entsprechenden Wirkungsquerschnitte zu den Schnittebenen 8 (in Kernmitte) und 17 (am oberen Abschluss des Kerns) wird in Bild 2.5.4-3 und Bild 2.5.4-4 dargestellt. Dabei werden die verschiedenen Brennstofftypen durch Farben und die unterschiedlichen Wirkungsquerschnitte durch Zahlen repräsentiert.

Der Vergleich der Schnittebenen zeigt, dass am oberen Ende der Brennstäbe an bestimmten Gitterpositionen andere Brennstofftypen zu finden sind, als in Höhe der Kernmitte. Die Ursache hierfür ist die heterogene axiale Staffelung des Brennstoffs in den Brennstäben, die bei unterschiedlichen Brennelementen jeweils verschieden ist.

Die Eingabedaten bestehen neben der Geometriebeschreibung aus folgenden wesentlichen Teilen (Tab. 2.5.4-3), die gegebenenfalls problemspezifisch anzupassen sind:

Tab. 2.5.4-3 Struktur des Eingabedatensatzes für QUABOX/CUBBOX

	Geometriebeschreibung und Parameter zur Steuerung des Rechenlaufs
ABBRANDVERTEILUNG	Vorgabe der 3D-Abbrandverteilung und gegebenenfalls der Verteilung für die Werte der Zustandsgrößen Brennstofftemperatur, Moderatortemperatur und -dichte
BRENNELEMENTYPEN oder TYPES OF ASSEMBLIES	Liste der Brennelementtypen , die in der Kernbeladung verwendet werden
KERNBELADUNG	Beschreibung der Kernbeladung durch Zuordnung der Brennelemente bzw. der Wirkungsquerschnitte zu den Kernpositionen
STEUERSTABSTELLUNG	Beschreibung der Steuerstabstellung mit 7 verschiedenen Steuerstabgruppen. Hierfür wird jeweils die Position im XY- Querschnitt und die Einfahrtiefe angegeben.

Für das Kernkraftwerk Gundremmingen wurde der thermohydraulische Teil des Kernmodells zur Berechnung der Rückwirkungen mit ATHLET modelliert. Es wurde ein Parallelkanalmodell für den Kernbereich vom unteren Plenum bis zum oberen Plenum aus ATHLET-Objekten erstellt. Es wurden 179 thermohydraulische Kernkanäle und ein Reflektorkanal modelliert. Die Zuordnung der Brennelemente zu den thermohydraulischen Kernkanälen ist dem Bild 2.5.4-5 zu entnehmen.

Der Einbau des 3D-Kernmodells QUABOX/CUBBOX in den ATHLET-Eingabedatensatz erfolgt durch das Kennwort NEUKIND3D. Hierbei erfolgt unter dem Kennwort CORECHAN zunächst die Beschreibung der Thermohydraulischen Kernkanäle (TH-Kanäle), also ihre Bezeichnung und die Zuordnung zu den Thermofluid-Objekten (TFO) des ATHLET-Modells, und anschließend die Beschreibung der Zuordnung dieser TH-Kanäle zur Anordnung der Brennelemente in der Kernbeladung. In den Brennstabmodellen muss die Leistungsberechnung aus der 3D-Kernberechnung durch das Kennwort NEU3DKIN aktiviert werden.

Die Eingabedaten im ATHLET-Datensatz für die Punktkinetik unter dem Kennwort POINTKIN und die Eingabedaten für die verzögerten Neutronen unter dem Kennwort NEUKINP können im Datensatz erhalten bleiben.

Für das Kernkraftwerk Gundremmingen wurde ein offenes Kernmodell (Simulation nur des aktiven Kerns mit definierten Randbedingungen am Kernein- und Austritt) erstellt, das insgesamt 785 TH-Kanäle definiert. Davon beschreiben 784 TH-Kanäle die Kühlmittelströmung durch die Brennelemente und ein TH-Kanal die Kühlmittelströmung durch die Reflektorzone (beinhaltet die Wasserkanäle aller BEs).

2.5.4.4 Berechnungen mit dem 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX für das Kernkraftwerk Gundremmingen

Der erstellte Eingabedatensatz sowie die aufbereitete Wirkungsquerschnittsbibliothek für den Block B, Zyklus 25 des Kernkraftwerks Gundremmingen wurde durch die Berechnung eines stationären Zustandes überprüft. Für den Zyklus wurden vom NIS SIEMPELKAMP Daten für verschiedene Reaktorbetriebszustände einschließlich Abbrandverteilung und kritischer Steuerstabstellung übergeben /GRA 11a/. Die radiale Abbrandverteilung („Layer 5“) bzw. axiale Abbrandverteilung ($Y=20$) werden in Bild 2.5.4-7 und Bild 2.5.4-8 dargestellt. Es wurde ein Betriebszustand mit den Parametern: Leistung 3840 MW, Kühlmitteldurchsatz 14305.57 kg/s, Kerneintrittsunterkühlung 53.311 kJ/kg und Druck 70.95 bar ausgewählt. Die kritische Steuerstabstellung wird in Bild 2.5.4-8 dargestellt. Der effektive Multiplikationsfaktor ergibt sich aus der 3D-Kernberechnung mit QUABOX/CUBBOX bei konstanten Rückwirkungen zu 1.00530.

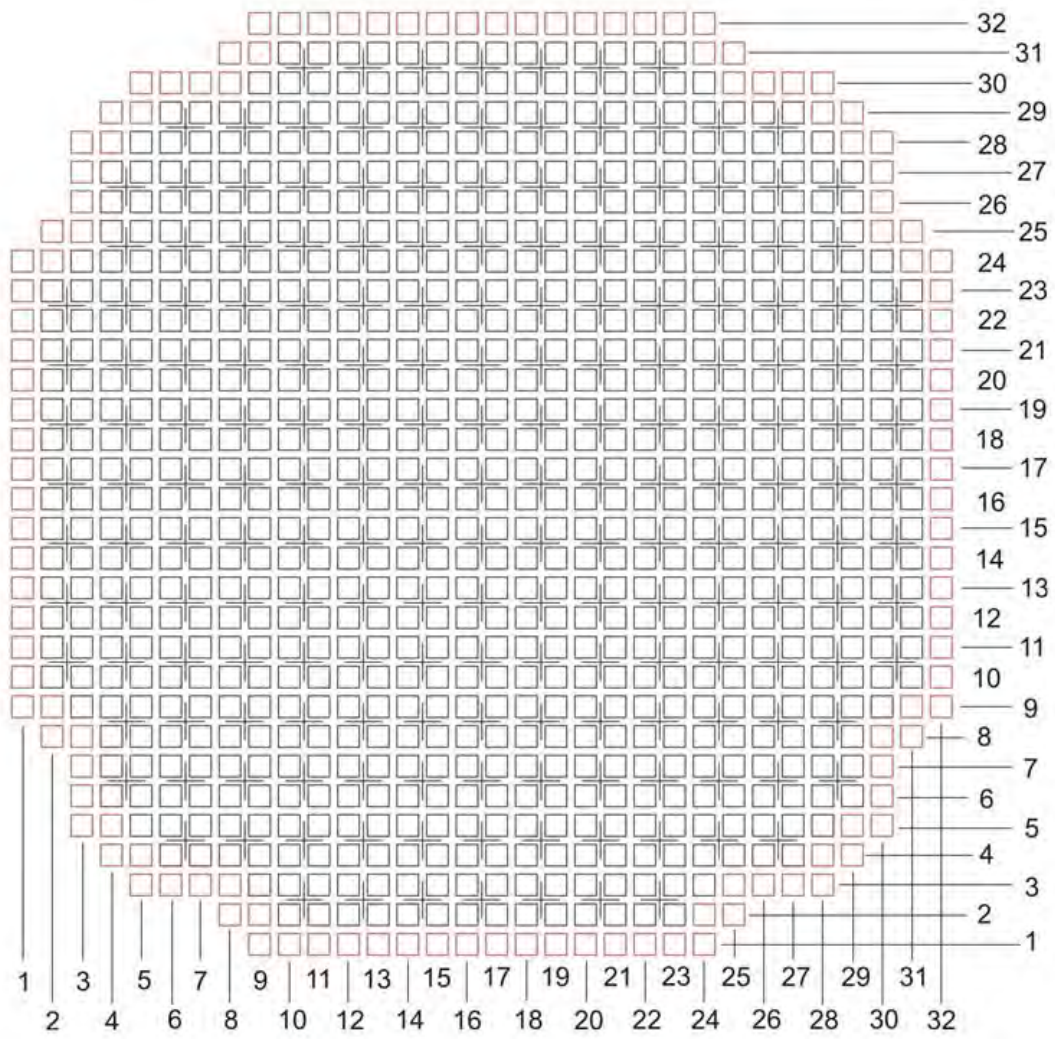


Bild 2.5.4-1 Kernquerschnitt für KRB

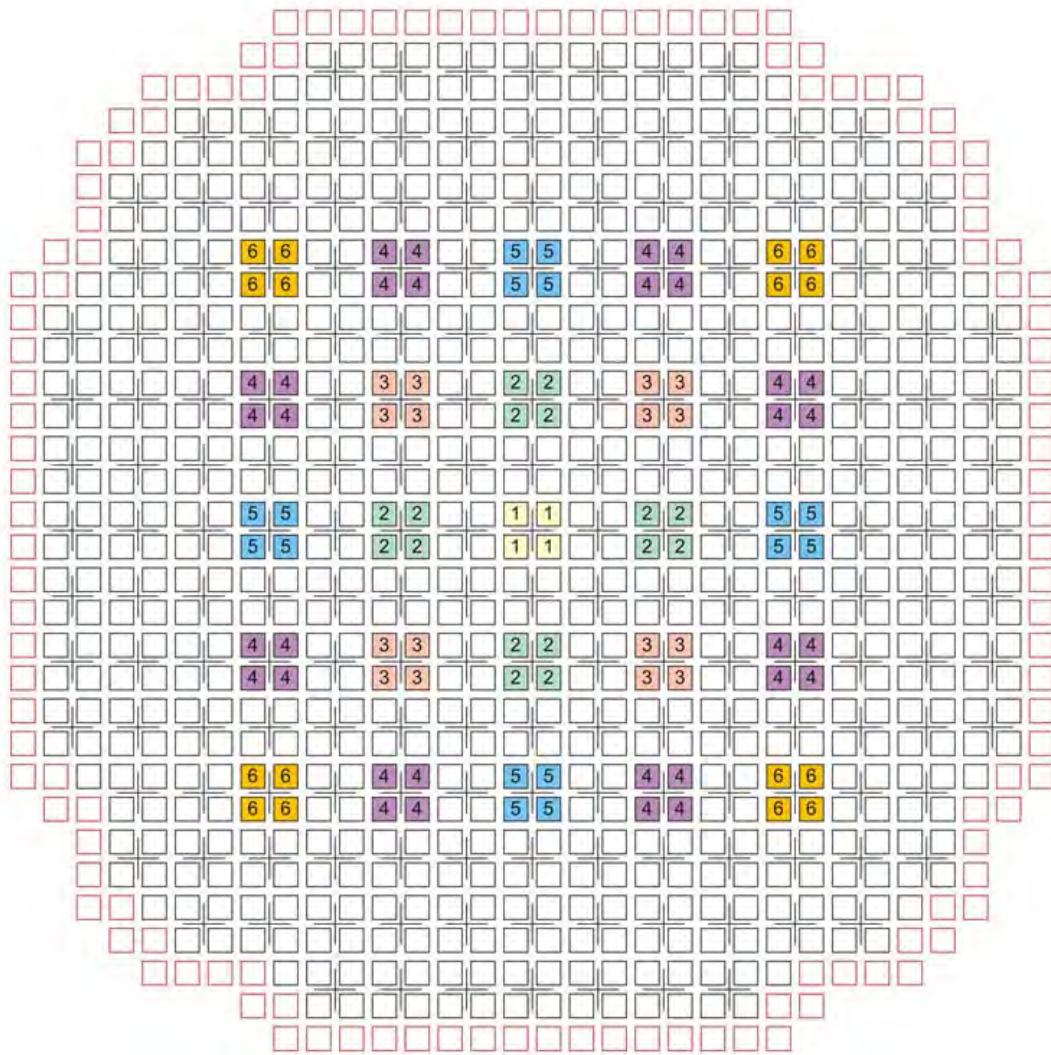


Bild 2.5.4-2 Anordnung der Steuerstabgruppen im Kernquerschnitt für KKG

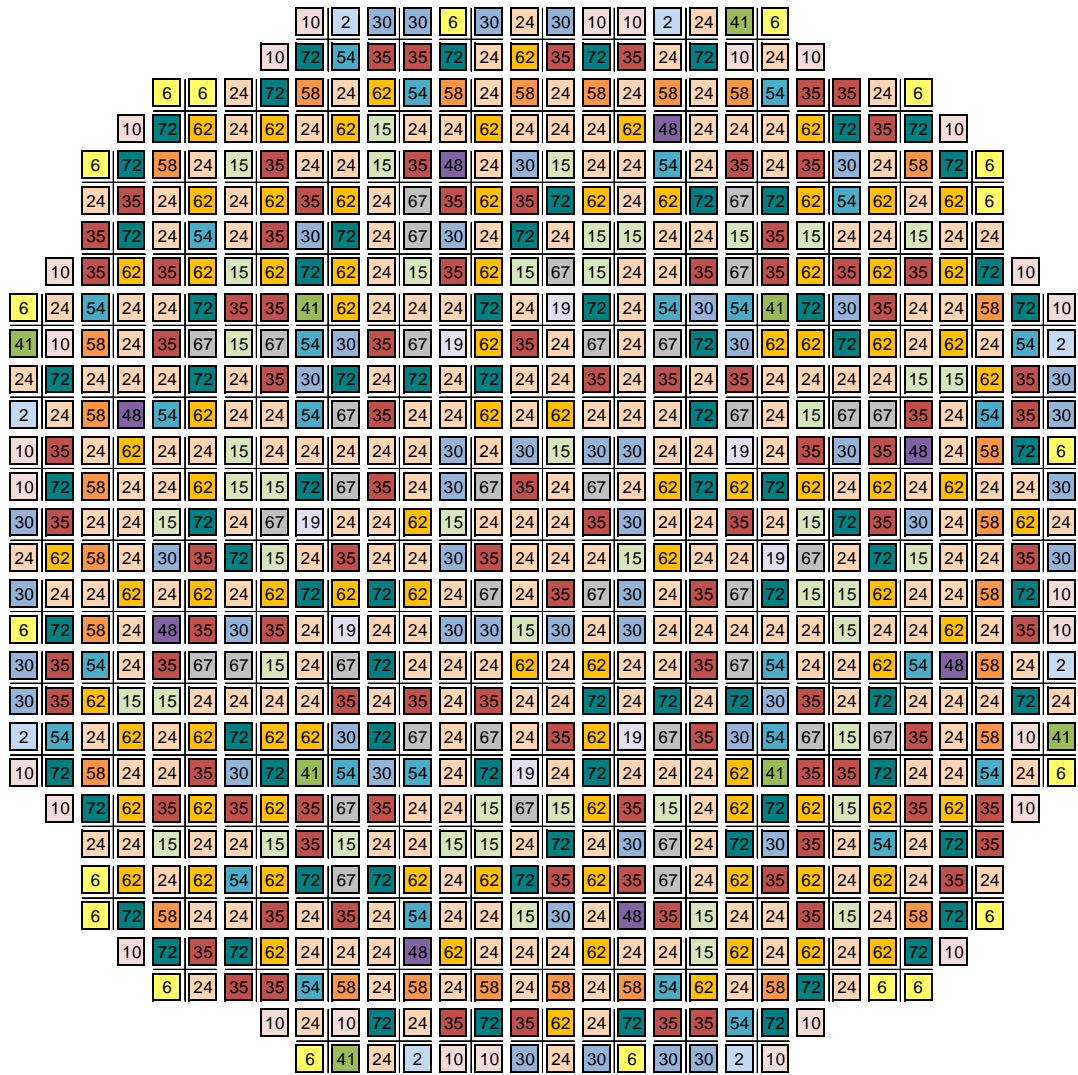


Bild 2.5.4-3 Brennstofftyp (Farben) Und Wirkungsquerschnitte (Zahlen) in Schnitt-
ebene 8 des aktiven Kerns (Zahlenwerte siehe **Tab. 2.5.4-2**)

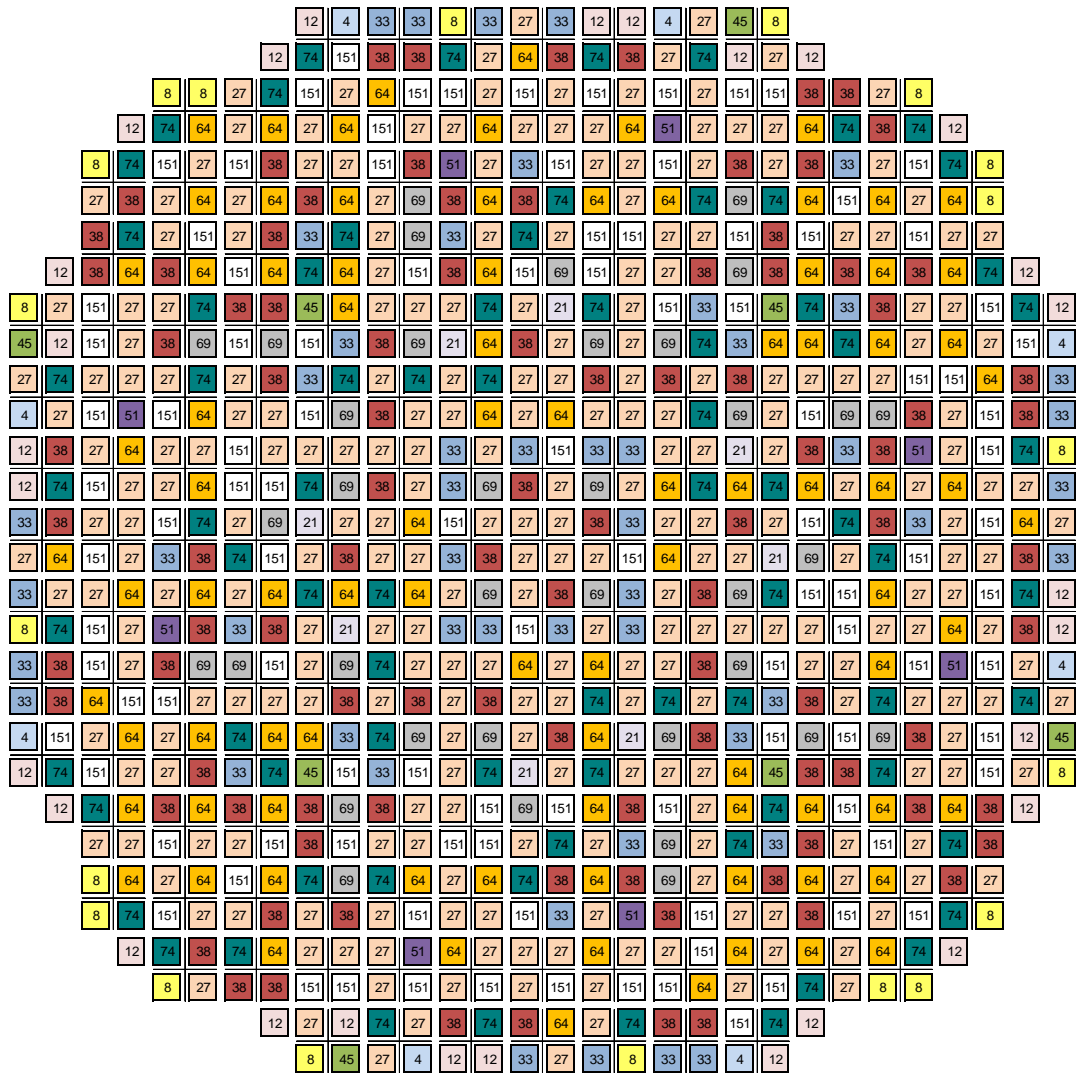


Bild 2.5.4-4 Brennstofftyp (Farben) Und Wirkungsquerschnitte (Zahlen) in Schnitt-
ebene 17 des aktiven Kerns

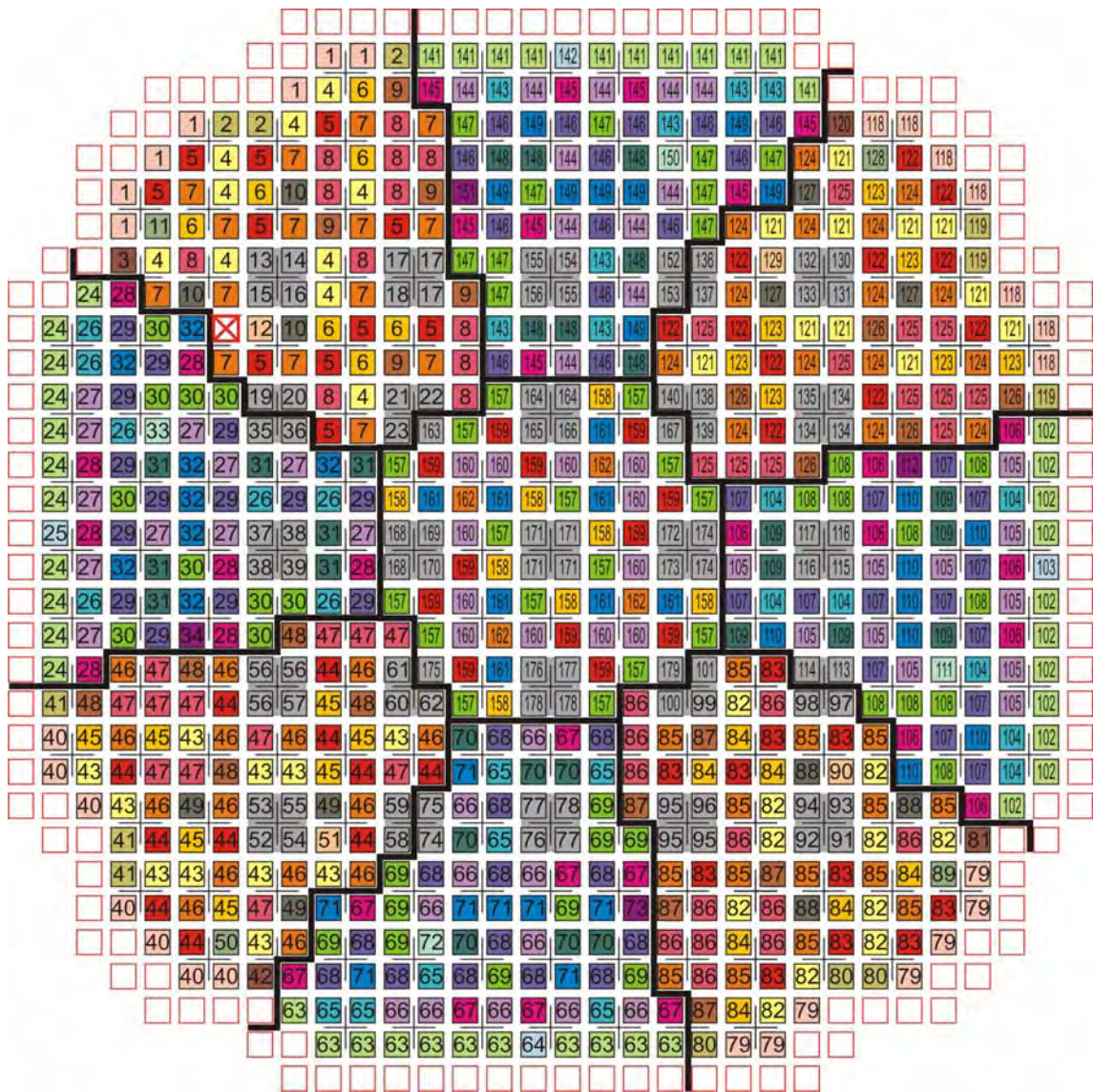


Bild 2.5.4-5 Zuordnung der Brennelemente zu den thermohydraulischen Kernkanälen

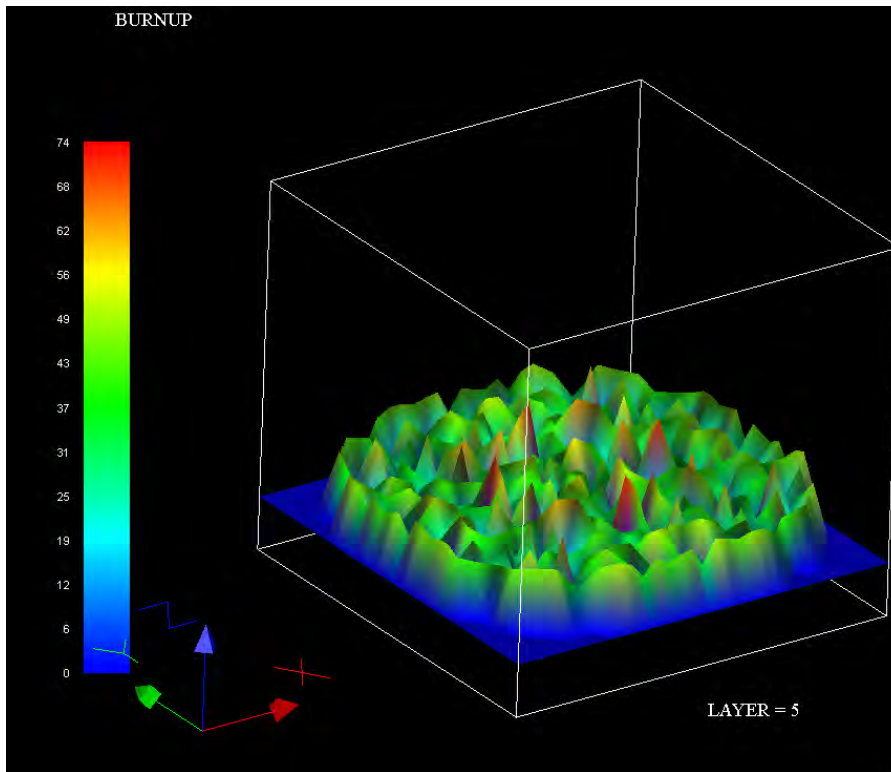


Bild 2.5.4-6 Radiale Abbrandverteilung in "Layer 5"

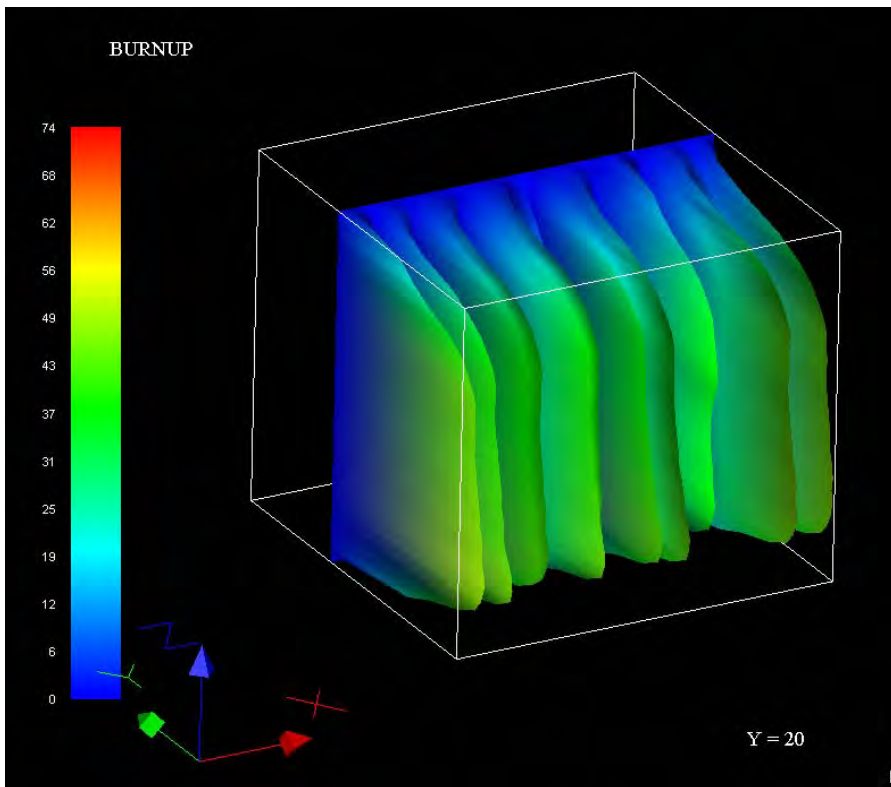


Bild 2.5.4-7 Axiale Abbrandverteilung in Y=20

2.5.5 COCOSYS-Containmentmodell (AP 5.5)

Zur Kopplung des Reaktordruckbehälters (ATHLET) mit dem Sicherheitsbehälter (COCOSYS) Baulinie 72 wird der SHB in mehrere Kontrollvolumina unterteilt, um Wärmeverluste sowohl über die Reaktorwände als auch die über die Frischdampfleitungen in den SB ausreichend zu modellieren. Ferner ist eine Unterteilung erforderlich, um die Lage von Lecks in Leitungen bzw. RDB-Deckellecks oder Lecks im RDB-Boden simulieren zu können. Eine schematische Darstellung des verwendeten Modells ist in Bild 2.5.5-1 dargestellt.

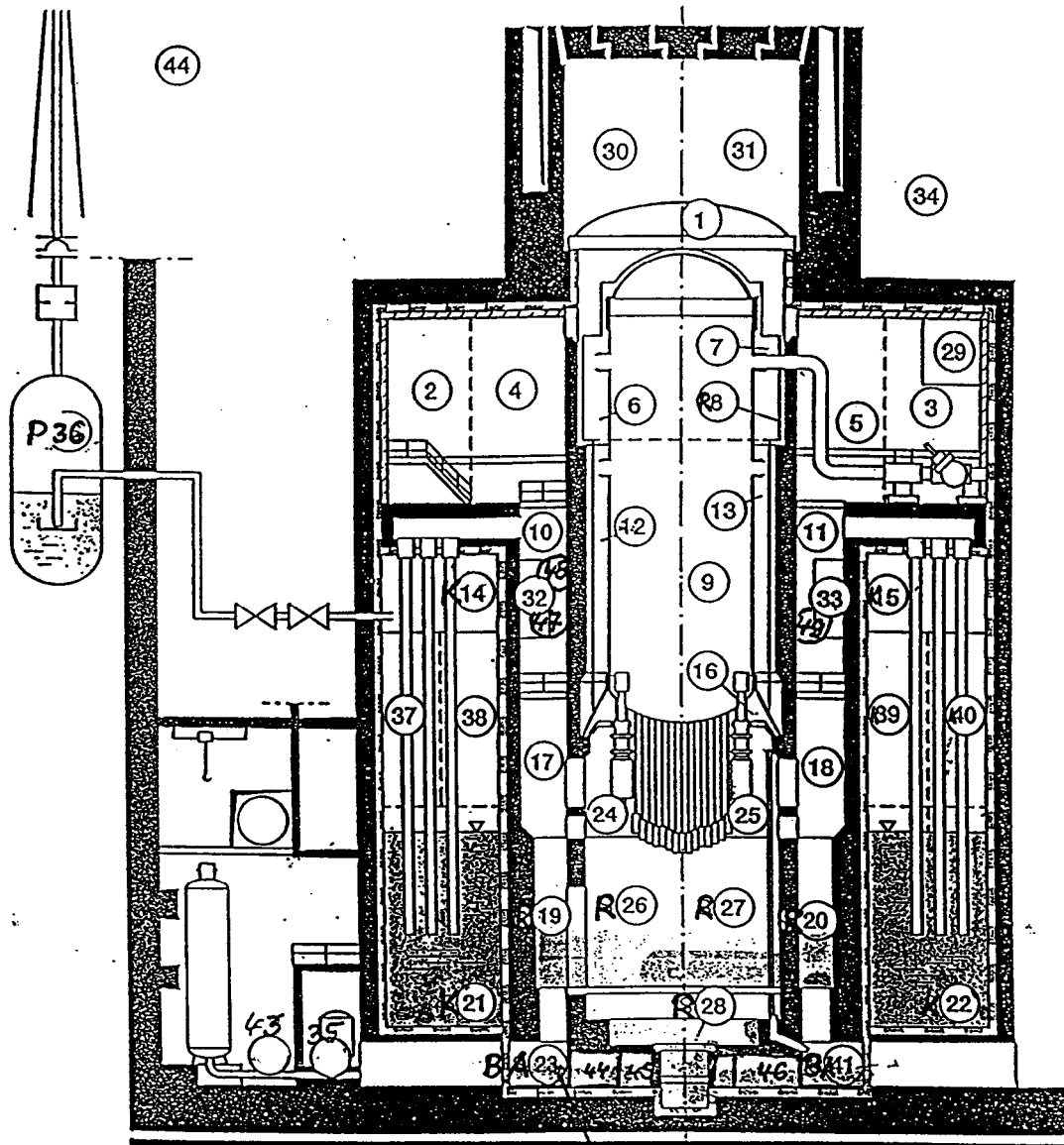


Bild 2.5.5-1 SWR-72-Containment mit COCOSYS-Bereichskennzeichnungen

Diese Unterteilung des SB wurde bereits für Analysen mit COCOSYS bzw. mit ASTEC verwendet. Im Wesentlichen wird bei dieser Nodalisation der SB nahezu symmetrisch in zwei radiale und diverse axiale Bereiche unterteilt.

Die Anbindung der ATHLET-Daten an COCOSYS wurde durchgeführt. Im Wesentlichen wurden der RDB und die Frischdampfleitung wärmetechnisch an den Sicherheitsbehälter angebunden. Die erforderlichen thermodynamischen Größen an bzw. von COCOSYS werden im GCSM-Teil übergeben.

2.5.6 Qualifikation

Die Funktion der Schutz-, Begrenzungs- und Regeleinrichtungen bedarf Messungen (Prozesssignalen) aus den Komponenten des Kondensat- und des Speisewassersystems. Wegen der späten Fertigstellung dieser Systeme konnte die abschließende Integration aller Modelle noch nicht erfolgen. Es wird daher eine Rechnung vorgestellt, die die Plausibilität von Vorgängen im detaillierten RDB-Modell deutlich macht.

2.5.6.1 Ausfall von Zwangsumwälzpumpen

Ausfälle von Zwangsumwälzpumpen (ZUP) zeigen den Einfluss der mehrkanaligen Modellierung des Downcomers am deutlichsten. Die acht ZUPs legen die Mindestanzahl der Downcomerkanäle (DC-Kanäle) fest. In der Pumpenebene sind die DC-Kanäle bis auf die freien Strömungsquerschnitte der ZUPs verengt. Dadurch werden die DC-Kanäle axial in eine obere (stromaufwärts der ZUP) und eine untere Kammer (stromabwärts der ZUP) geteilt.

Als Anfangsbedingungen für eine ATHLET-Rechnung wurden die Nennparameter des KRB für Druck, thermische Leistung, Massenstrom und die Speisewasser-Parameter benutzt. In der Rechnung wurde unmittelbar nach Ende der Nulltransiente zunächst die normierte Drehzahl der ZUP im DC-Kanal 5 linear auf Null abgesenkt und nach weiteren 40 s die einer benachbarten ZUP (DC-Kanal 6). Dies erfolgte durch Überschreiben der Variablen mit einer Rampenfunktion, wodurch die Auslösung von Begrenzungsfunktionen umgangen wurde. Die Rechnung wurde im Downcomer und im unteren Plenum mit dem 6-Gleichungsmodell durchgeführt.

Bild 2.5.6-1 zeigt zum einen die Massenströme durch die untersten, horizontalen Junctions der DC-Kanäle, die den Eintritt in das untere Plenum darstellen (a), und zum anderen diejenigen in den zugehörigen Kernkanälen (b).

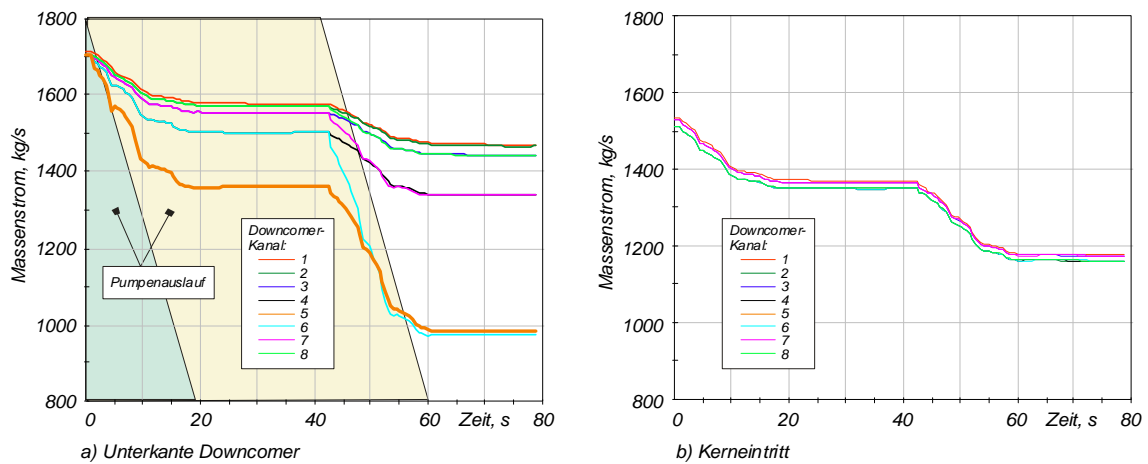


Bild 2.5.6-1 Massenströme am Ein- und Austritt des unteren Plenums

Die ZUPs erzeugen zwischen der oberen und der unteren Kammer des Downcomers die für den Kühlmittelumlauf im RDB nötige Druckdifferenz. Der Ausfall einer ZUP führt daher wegen des Weiterbetriebs der übrigen ZUPs zu einer Umkehr des Druckgefälles über die ausgefallenen Pumpe. Dies hat einen aufwärts gerichteten Massenstrom durch die abgeschaltete ZUP zur Folge (hier -1133 kg/s).

Durch die Querverbindungen zwischen den DC-Kanälen wird unterhalb der Pumpenebene so viel Wasser in den DC-Kanal 5 gespült, dass der Massenstrom an dessen Ende nur auf ca. 1370 kg/s absinkt (orange eingefärbte Kurve in Bild 2.5.6-1, a). Die Verteilung der axialen Massenströme erreicht ihr Maximum am Austritt des gegenüberliegenden DC-Kanals 1. Da sich durch die Abschaltung der ZUP der Umlaufmassenstrom verringert, fällt dieses mit ca. 1580 kg/s geringer aus als der vorherige Mittelwert. Dazwischen bildet sich in den DC-Kanälen ein Massenstromprofil aus (b), die durch die Querverbindungen im unteren Plenum bis zum Kerneintritt vollständig abgebaut wird.

Eine dynamisierte ATHLET-Inputgrafik verdeutlicht, dass sich der gestörte Bereich auf die unmittelbare Umgebung der ausgefallenen Pumpe beschränkt (Bild 2.5.6-2). Nahe der Pumpenebene bildet sich über den gesamten Downcomerquerschnitt eine Massenstromverteilung aus, deren Maximum sich wie bereits erwähnt im DC-Kanal 1 befindet (vgl. Bild 2.5.6-1, a).

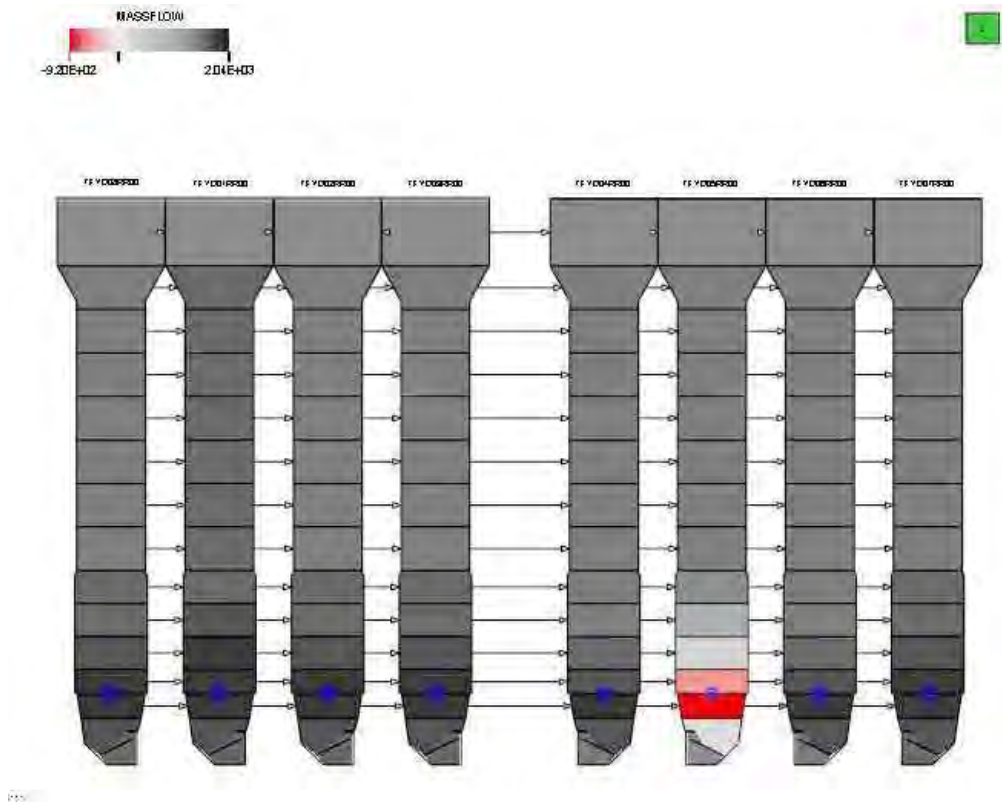


Bild 2.5.6-2 Inputgrafik für den Downcomer bei ZUP-Ausfall im Kanal 5

Bild 2.5.6-3 zeigt die Massenstrombilanz um die abgeschaltete ZUP (die Zuströmung zu den Kontrollvolumina 12 und 13 ist rot, die Abströmung grün gekennzeichnet). In der ausgefallenen ZUP findet eine Rückströmung von -1133 kg/s statt.

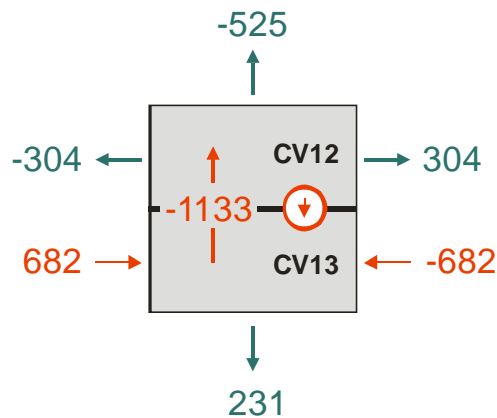


Bild 2.5.6-3 Massenstrombilanz für die Kontrollvolumina 12 und 13

Die Verteilung der axialen sowie der azimuthalen Massenströme entlang der DC-Kanäle wird in Bild 2.5.6-4 dargestellt. Die linke Grafik (a) lässt den aufwärtsgerichteten Massenstrom durch die ausgefallene ZUP erkennen (hellgrüne Kurve).

Oberhalb der Pumpenebene trifft der Aufwärtsstrom auf die Hauptströmung im DC-Kanal. Beide Strömungen fließen in die Nachbarkanäle ab, weshalb die Massenströme in den übrigen Kanälen geringfügig ansteigen (vgl. Bild 2.5.6-2). Dieser Verdrängungsprozess beginnt ca. 4 m stromaufwärts der Pumpenebene.

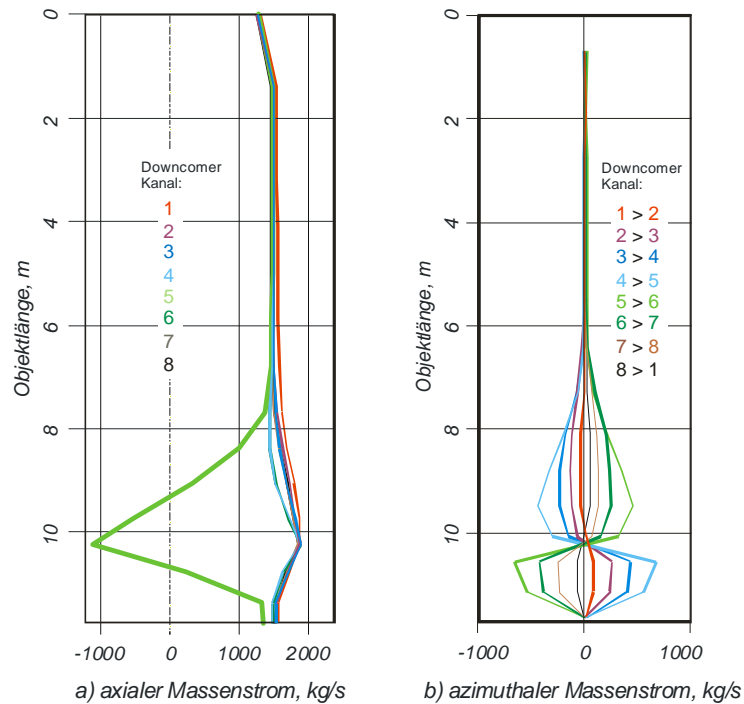


Bild 2.5.6-4 Axiale und azimuthale Massenstromverteilung im Downcomer

Dabei bildet sich in den Querverbindungen eine azimuthale Massenstromverteilung heraus, die nahezu den gesamten Umfang des Downcomers erfasst, und die in der Pumpenebene das Vorzeichen ändert (Bild 2.5.6-4, b). Der DC-Kanal mit der abgeschalteten ZUP befindet sich zwischen den Querverbindungen 4 und 6. Der Betrag der Querströmung zeigt in diesen beiden Verbindungen mit ca. 700 kg/s sein Maximum. Die Verteilung der Querströmung entlang der DC-Kanäle ist in Umfangsrichtung symmetrisch. Unterhalb der Pumpenebene ist die Querströmung zur abgeschalteten ZUP hin gerichtet und oberhalb von dieser weg.

Der Ausfall einer zweiten ZUP im benachbarten DC-Kanal 2 führt dazu, dass die Eintrittsmassenströme in das untere Plenum unter beiden ausgeschalteten ZUPs auf ca. 1000 kg/s absinken (Bild 2.5.6-1, a). Auch hier wird das azimuthale Massenstromprofil zwischen dem Ende des Downcomers und dem Kerneintritt fast vollständig abgebaut (Bild 2.5.6-1, b).

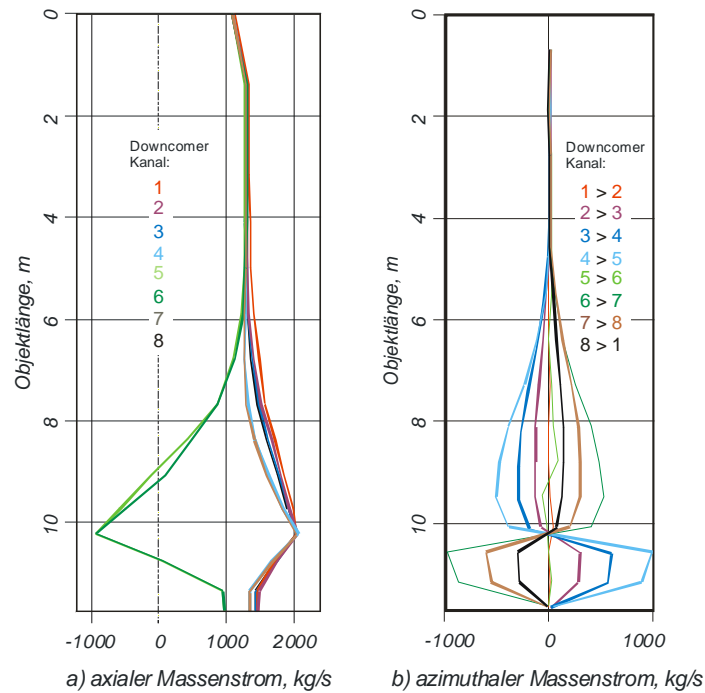


Bild 2.5.6-5 Axiale und Azimuthale Massenstromverteilung im Downcomer bei Ausfall zweier benachbarter Zwangsumwälzpumpen

Bild 2.5.6-5 zeigt die axiale (a) und die azimuthale (b) Massenstromverteilung im DC bei Ausfall der zwei ZUPs in den Kanälen 5 und 6, Bild 2.5.6-6 deren Verteilung. Beide ausgefallenen ZUPs werden mit -920 kg/s durchströmt.

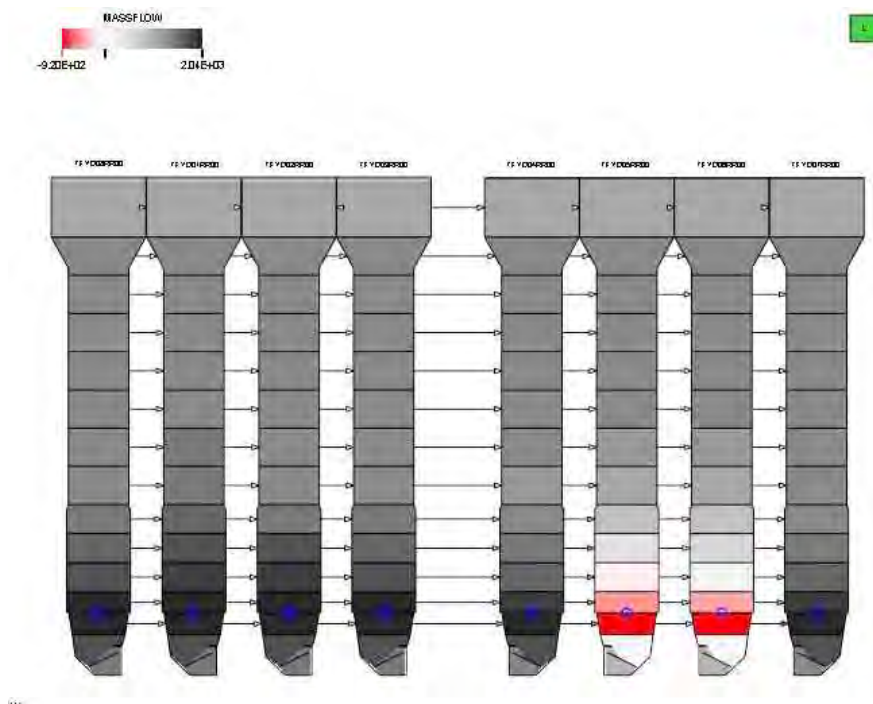


Bild 2.5.6-6 Inputgrafik für den Downcomer bei ZUP-Ausfall in zwei benachbarten DC-Kanälen

Bild 2.5.6-5, a ist zu entnehmen, dass die axialen Massenströme in den DC-Kanälen 5 und 6 stromaufwärts der ausgefallenen ZUPs voneinander abweichen. Der azimuthale Massenstrom in der Symmetrieebene (zwischen den DC-Kanälen mit den ausgefallenen ZUPs) pendelt in diesem Bereich zwischen den DC-Kanälen und weicht damit von Null ab (b). Besonders deutlich wird diese Asymmetrie in Bild 2.5.6-6.

Die Ursache für die Asymmetrie liegt dem verglichen mit den Nachbarkanälen etwas größeren axialen Massenstrom im DC-Kanal 1. Dessen azimuthaler Abstand zum DC-Kanal 6 ist jedoch kleiner als zum Kanal 5, sodass der Einfluss von Kanal 1 auf Kanal 6 größer ist. Der Grund für den höheren Massenstrom in DC-Kanal 1 liegt in der Verarbeitung der Druckverluste in der stationären Rechnung und wird zeitnah behoben.

2.5.6.2 Anwendungsspezifischen Datensätze

Unter diesem Arbeitspunkt erfolgt die Integration der Teilmodelle zu Datensätzen, die für verschiedene Zwecke verwendet werden können. Im Wesentlichen richtet sich die Auswahl dieser Datensätze nach der Aufgabestellung (Tab. 2.5.6-1).

Tab. 2.5.6-1 Datensätze für anwendungsspezifische Analysesimulatoren

Datensatz	Verwendungszweck
8 Downcomer-, 9 Kernkanäle, Punktkinetik	<ul style="list-style-type: none"> • <u>Standardversion</u> Gesamtes simulierbares Störfallspektrum ohne Rückwirkung auf die Leistungsverteilung im Kern.
ca. 180 Kernkanäle, 3D-Kinetik	Berücksichtigung der Umverteilung der Leistungsdichte im Kern, der Rückkopplung auf die Verteilungen von Void und Massenströmen sowie des dreidimensionalen Einflusses von Steuerstabbewegungen, wie z. B. <ul style="list-style-type: none"> • ATWS-Transienten (<i>Anticipated Transients without SCRAM</i>) • Steuerstabauswurf Die Rechenzeiten liegen erheblich über denen der Punktkinetik.
ca. 180 Kernkanäle, Punktkinetik	Vergleichsrechnungen zur 3D-Kinetik

2.5.7 Pflege der Datenbasis für Analysesimulatoren

Pflegemaßnahmen an einzelnen Datenbasen betrafen naturgemäß die Umstellung von Simulatorendatensätzen auf die aktuelle Codeversion ATHLET 2.2B sowie die Beseitigung von Fehlern, die sich in interner oder externer Benutzung befinden (GKN2, KKI1, KKP1, KKP2).

3 Beurteilung der Projektergebnisse

3.1 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR

Die GRS hat für einen Siedewasserreaktor (SWR) die Aussagesicherheit der mit ATHLET ermittelten Rechenergebnisse quantifiziert. Dies wurde für das Ereignis „Turbinenschnellschluss (TUSA) mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation (FDU) und zusätzlichem Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“ durchgeführt. 20 von 153 Rechenläufen zeigen einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Die berechnete höchste einseitige obere Toleranzgrenze der maximalen Hüllrohrtemperatur der Brennstäbe wurde zu 1160°C berechnet. Die Ergebnisse der maximalen Hüllrohrtemperatur der Referenzrechnung zeigten keine Aufheizung der Brennstab-Hüllrohre. In diesem Fall ist eine Unsicherheitsanalyse erforderlich um belastbar nachzuweisen, dass eine Verletzung des 1200°C Kriteriums mit hohem Vertrauensgrad ausgeschlossen werden kann. Die Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse zeigen, dass das GRS Verfahren auch für die Anwendung beim SWR erfolgreich angewendet werden kann. Die Ergebnisse zeigen auch, dass der Referenzfall keine Anzeichen geliefert hat, dass das Nachweiskriterium für die maximale Hüllrohrtemperatur verletzt werden könnte. Die Verletzung des DNB Kriteriums führt jedoch bei Berücksichtigung von Unsicherheiten zu einem Kippeffekt, einem starken Aufheizen von hochbelasteten Brennstäben. Eine Unsicherheitsanalyse ermöglicht die Erkennung und die Auswirkung eines solchen Kippeffekts. Diese Unsicherheitsanalyse liefert einen Hinweis, dass die Abschätzung von Unsicherheiten auch für Transienten erforderlich sein kann, bei denen der Referenzfall keine Verletzung von Nachweiskriterien erwarten lässt.

3.2 Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk

Wegen des hohen Rechenaufwands bei Unsicherheitsanalysen wurden Methoden untersucht, die bereits mit geringem Aufwand auf eine hohe Aussagesicherheit hinsichtlich der Einhaltung von Nachweisgrenzen hinweisen. Diese Methoden sollen die Unsicherheitsanalyse nicht ersetzen, sondern sie sollen mit geringem Rechenaufwand Hinweise darüber geben, ob auf eine genauere Quantifizierung der Aussagesicherheit

durch eine rechenaufwändige vollständige Unsicherheitsanalyse verzichtet werden kann, weil bereits durch konservative Abschätzungen die Nachweisgrenzen mit einer hohen Wahrscheinlichkeit eingehalten werden. Zur konservativen Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen anhand weniger Rechenläufe wurde eine Methode näher betrachtet, die mit einem faktoriellen Design für die unsicheren Parameter des Anwendungsfalles arbeitet („Factorial Design“ Methode). Zusätzlich wurde die Aussagesicherheit mit einem teilfaktoriellen Design für eine größere Anzahl unsicherer Parameter („Fractional Factorial Design“ Methode) untersucht.

Die Methoden wurden für die beiden Transienten „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ und „Ausfall aller 4 Hauptkühlmittelpumpen“ erfolgreich angewendet. Die Anwendung auf die Transiente „TUSA ohne FDU“ war mit Problemen verbunden. Ca. 20-25 % der vorgenommenen Rechenläufe führten zum vorzeitigen Abbruch. Die Ursache konnte nicht in Rahmen des Projekts herausgefunden werden.

Für die Transiente „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ wurde zusätzlich zum faktoriellen und teilfaktoriellen Design eine vollständige Unsicherheitsanalyse durchgeführt, da die konservative Abschätzung des 5% Quantils sowohl bei dem faktoriellen Design als auch bei dem teilfaktoriellen Design das Auslösen des RESA Signals wegen niedrigen Reaktorfüllstands angezeigt hat. Das 5% Quantil für den Reaktorfüllstand zeigte für die vollständige Unsicherheitsanalyse den höchsten Füllstand. Dieser Füllstand lag mit 10.37 m ausreichend entfernt von der Auslösegrenze von 9 m für die RESA. Für das faktoriellen Design wurde ein niedrigerer Füllstand und für das teilfaktorielle Design der niedrigste Füllstand berechnet. Dies zeigt die Konservativität dieser Verfahren zur Abschätzung von Anlagenparametern. Mit der Anwendung des faktoriellen und teilfaktoriellen Designs auf die beiden oben genannten Transienten konnte die Eignung dieser Verfahren zur konservativen Abschätzung von Analyseergebnissen aufgezeigt werden. Mit der faktoriellen und teilfaktoriellen Design Methode wird Experten eine belastbare Entscheidungsgrundlage für die Notwendigkeit einer kompletten Unsicherheitsanalyse bereitgestellt.

3.3 Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen

Die Vermischung von minderboriertem Kühlmittel mit hochboriertem Kühlmittel auf dem Weg vom kalten Strang über den Ringraum und unteren Plenum zum Kern und die Verteilung der Borkonzentration am Kerneintritt ist entscheidend für die Beurteilung, ob bei einem kleinen Leck im Kern Rekritikalität auftritt und welche Auswirkungen eine Rekritikalität auf die Kernkühlung hat. Mit einer gekoppelten Version von ATHLET mit QUABOX/CUBBOX wurden für ein kleines heißseitiges Leck die Auswirkungen des Eintrags von minderboriertem Kühlmittel in den Kern sowohl für einen realistischen Kern als auch für eine sehr konservative Kernausslegung bezogen auf Rekritikalität analysiert. Die Analyseergebnisse zeigen, dass für einen realen Kern bei einem kleinen heißseitigen Leck keine Rekritikalität auftritt, obwohl lokal am Kerneintritt kurzfristig die kritische Borkonzentration unterschritten wurde. Auch bei einer sehr konservativen Kernausslegung bezogen auf Rekritikalität konnte mit ATHLET-Q/C keine Rekritikalität erzielt werden. Eine Punktkinetik-Rechnung, bei der die Rekritikalität für den gesamten Kernbereich erzwungen wurde, zeigte, dass dabei keine Kernschäden auftreten, da die inhärenten Eigenschaften des Kerns die Leistungsexkursion wieder einfangen, und die langfristige Kernkühlung gewährleistet bleibt.

Die Analyseergebnisse stellen eine Wissensbasis für die Beurteilung der Auswirkung minderboriertem Kühlmittels bei kleinen Leckstörfällen auf die Kernleistung und Kernkühlung bereit. Es wurde gezeigt, dass Deborierungsereignissen bei kleinem Leck unter Einhaltung der Akzeptanzkriterien für die Kernkühlung beherrscht werden.

3.4 Beantwortung kurzfristig aufkommender wissenschaftlich-technischer Fragen auf dem Gebiet des Reaktor-, Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör- und Unfällen

Im Rahmen des BMU Vorhabens SR 2567 /DRA 08/ wurde eine beispielhafte Schadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse zum großen Leck nach Leistungserhöhung auf $4000 \text{ MW}_{\text{th}}$ thermisch durchgeführt. Für den Schadensumfang der Kernbeladung mit der generischen Leistung von $4240 \text{ MW}_{\text{th}}$ wurde eine obere (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze von 21.7 % für den Zyklusbeginn und von 7.8 % für das Zyklusende ermittelt. Allerdings basierte die Analyse auf generischen Daten zur Leistungsverteilung im stationären Betrieb. Ausgangspunkt für die Berechnung der generischen

Leistungsverteilung war eine reale Kernbeladung mit einer Reaktorleistung im stationären Betrieb von ca. 3900 MW thermisch (MW_{th}). Für diese Kernbeladung wurde die Leistung rechnerisch auf 4240 MW_{th} (4000 MW_{th} + 6 % konservativer Zuschlag entsprechend Regelwerk) erhöht. Die Leistungserhöhung wurde erreicht, indem die mittlere lineare Stablängenleistung über den Kern rechnerisch erhöht wurde, während die radialen und axialen Leistungsfaktoren unverändert blieben. Zusätzlich wurde eine ungünstige Leistungsverteilung (entsprechend Regelwerk) berücksichtigt.

Wegen des hohen berechneten Schadenumfanges wurde die Schadensumfangsanalyse basierend auf einer realen Kernbeladung mit einer Leistung von 4000 MW_{th} wiederholt. In der Analyse wurde anders als im Vorhaben SR 2567 /DRA 08/ die Reaktorleistung nicht auf 106 % erhöht. Die konservative axiale Leistungsverzerrung (entsprechend Regelwerk) wurde aber durchgeführt. Dies ist gerechtfertigt, da die im Vorhaben verwendete Kombination von 106 % Reaktorleistung und der konservativen axiale Leistungsverzerrung eine nicht begründbare Akkumulation von Konservativitäten ist. Sowohl zu Zyklusbeginn als auch zum Zyklusende betrug der Schadensumfang in der neuen Analyse etwa 3.8%. Damit konnte aufgezeigt werden, dass auch nach einer Leistungserhöhung auf 4000 MW_{th} der Kernschadensumfang bei einem großen kaltseitigen Leck unterhalb der Akzeptanzgrenze von 10% liegt.

Eine Parameteranalyse mit einer zusätzlichen Erhöhung auf 106% Reaktorleistung hat zu Zyklusbeginn einen Schadensumfang von 16,9% gezeigt. Dieser Wert liegt um 4,8% niedriger als der berechnete Wert im Vorhaben SR 2567 /DRA 08/. Diese Reduktion ist Folge der Verwendung einer realistischen Kernbeladung bei 4000 MW_{th} .

Die Wiederholung der Schadensumfangsanalyse hat gezeigt, dass für eine belastbare Schadensumfangsanalyse auf einer realistischen Kernbeladung basieren muss und Konservativitäten nicht akkumuliert werden dürfen.

3.5 Aktualisierung und Verfeinerung der Datenbasen für anlagenspezifische Analysesimulatoren

3.5.1 Verfeinerung der Simulatordatenbasis

Der Datensatz für den Analysesimulator KRB Block B wurde grundlegend überarbeitet. Die Erneuerung der Thermohydraulik betraf die Entwicklung bzw. Verbesserung und

Erweiterung der thermohydraulischen Modelle für das zusätzliche Nachwärmeabfuhr- und Einspeisesystem (ZUNA), das Frischdampfsystem und das Speisewassersystem. Die genannten Systeme wurden an das detaillierte RDB-Modell angekoppelt und hinsichtlich ihrer thermohydraulischen Funktion getestet.

Der Begriff „Leittechnik“ steht im Kontext der anlagenspezifischen Analysesimulatoren nicht nur für leit- und prozesstechnische Systeme sondern auch für die Systemtechnik der auf Basis von GCSM modellierten Hardware. Die Aktualisierung und Verfeinerung der Leittechnikmodelle betraf sowohl Modelle für den Reaktorschutz und die Reaktorregelungen, das Kondensatsystem, Regelungen und Steuerungen für das Speisewassersystem sowie das ZUNA und eine Reihe von Reaktor-Hilfssystemen.

Es wurde ein detailliertes RDB-Modell erstellt, das die Möglichkeit schafft, das komplexe Verhalten eines SWR-Kerns bei asymmetrischen Prozessverläufen und kleinen Lecks zu simulieren. Da der Kern von KRB-B (mit 17 verschiedenen BE-Typen im 25. Zyklus) äußerst heterogen aufgebaut ist, ist die erforderliche Anzahl von ca. 179 Kernkanälen für eine Analyse mit dem 3D Kinetikmodell QUABOX/CUBBOX (Q/C) sehr groß. Zusätzlich waren Modelle für 4 aus thermohydraulischer Sicht unterschiedliche BE-Typen zu entwickeln, die die 17 BE-Typen des Referenzkerns abbilden. Das hat den Aufwand für die Erstellung des detaillierten RDB-Modells deutlich erhöht.

Die Entwicklung eines neutronenkinetischen 3D-Modells für den Kern von KRB-B auf Q/C-Basis ist abgeschlossen. Die Wirkungsquerschnittsbibliotheken für den Referenzkern können eingesetzt werden. Diese wurden für KRB von der Fa. NIS/Siempelkamp entwickelt. Im Gegensatz zur bisherigen Simulatorentwicklung, wo diese stets kostenlos vom Betreiber zur Verfügung gestellt wurden, mussten diese durch NIS/Siempelkamp aus Mitteln des Projekts erstellt werden. Dadurch hat sich die Bearbeitung des 3D-Modells verzögert.

Zur Qualifikation des detaillierten RDB-Modells wurde in Form einer Plausibilitätsrechnung der Ausfall von Zwangsumwälzpumpen betrachtet. Dies ist eine Transiente, bei der die Strömungsformen an ein quasi-mehrdimensionalen RDB-Modell die höchsten Anforderungen stellen. Dabei wurden komplexe Strömungsprozesse bei ZUP-Ausfall im Downcomer sichtbar. Die Analyseergebnisse sind plausibel.

3.5.2 Pflege der Datenbasis für Analysesimulatoren

Pflegemaßnahmen an einzelnen Datenbasen betrafen naturgemäß die Umstellung von Simulator Datensätzen auf die aktuelle Codeversion ATHLET 2.2B sowie die Beseitigung von Fehlern, die sich in interner oder externer Benutzung befinden (GKN2, KKI1, KKP1, KKP2). Die Analysesimulatoren für die Kernkraftwerke Biblis-B, Brokdorf, Grafenrheinfeld, Neckar 1 und 2 sowie Philippsburg 1 und 2 wurden für die Einstellung in das Störfallhandbuch aufbereitet (Projekt 8609R01330: „Schaffung eines Handbuchs für Störfallanalysen Deutscher Kernkraftwerke“).

4 Zusammenfassung

4.1 Unsicherheitsanalyse für ein Ereignis im SWR

Die GRS hat exemplarisch für einen Siedewasserreaktor (SWR) die Aussagesicherheit der mit ATHLET ermittelten Rechenergebnisse quantifiziert. Dies wurde für das Ereignis „Turbinenschnellschluss (TUSA) mit Verblockung der Frischdampf-Umleitstation (FDU) und zusätzlichem Versagen der Reaktorschnellabschaltung (ATWS)“ durchgeführt. 20 von 153 Rechenläufen zeigen einen Anstieg der Hüllrohrtemperatur. Die berechnete höchste einseitige obere Toleranzgrenze der maximalen Hüllrohrtemperatur der Brennstäbe wurde zu 1160°C berechnet. Die Ergebnisse der maximalen Hüllrohrtemperatur der Referenzrechnung zeigen keine Aufheizung der Brennstab-Hüllrohre. Dieses Ergebnis zeigt, dass in diesem Fall eine Unsicherheitsanalyse erforderlich ist um belastbar nachzuweisen, dass eine Verletzung des 1200°C Kriteriums mit hohem Vertrauensgrad ausgeschlossen werden kann.

4.2 Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen unter Berücksichtigung von Anforderungen aus dem überarbeiteten Regelwerk

Bisher wurde für Transienten wegen des hohen Rechenaufwands keine Quantifizierung von Unsicherheiten vorgenommen. Um diesen hohen Rechenaufwand zu vermeiden wurde anhand weniger Rechenläufe mit der Methode des faktoriellen Designs („Factorial Design“) und des teilfaktoriellen Designs („Fractional Factorial Design“) für die beiden Transienten „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ und „Ausfall aller 4 Hauptkühlmittelpumpen“ eine konservative Abschätzung der Aussagesicherheit von Simulationsergebnissen durchgeführt. Für die Transiente „Ausfall einer Hauptspeisewasserpumpe ohne Zuschalten der Reservepumpe“ wurde zusätzlich eine vollständige Unsicherheitsanalyse durchgeführt, da die konservative Abschätzung des 5% Quantils bei dem faktoriellen und dem teilfaktoriellen Design das Auslösen des RESA Signals wegen niedrigen Reaktorfüllstands angezeigt hat. Das 5% Quantil zeigte für die vollständige Unsicherheitsanalyse den höchsten Füllstand, für das faktoriellen Design einen niedrigeren und für das teilfaktoriellen Design den niedrigsten Füllstand. Damit wurde die Konservativität und Eignung

dieser Verfahren zur Abschätzung der Aussagesicherheit aufgezeigt. Die vollständige Unsicherheitsanalyse führte für das 5% Quantil nicht zu einem so starken Füllstandabfall mit Auslösung von RESA. In diesem Fall konnte nur durch eine vollständige Unsicherheitsanalyse mit einem ausreichenden Vertrauensgrad gezeigt werden, dass diese Transiente ohne Auslösung von RESA beherrscht werden kann. Diese Verfahren des faktoriellen und teilfaktoriellen Designs können für Experten eine belastbare Entscheidungsgrundlage für die Notwendigkeit einer kompletten Unsicherheitsanalyse liefern.

4.3 Absicherung der Vermischungsmodellierung zur Bewertung von Rekritikalitätsstörfällen

Zum kleinen heißseitigen Leck wurden gekoppelte Analysen mit ATHLET-QUABOX/CUBBOX durchgeführt, um zu prüfen, ob für einen realen Kern bei einer Analyse mit Genehmigungsrandbedingungen Rekritikalität infolge der Ausbildung eines Deionatpfropfens und dessen Transport zum Kern auftreten kann. Dabei zeigte die gekoppelte Rechnung, dass ein Wiederkritischwerden bei der Verwendung realer Kerndaten nicht zu besorgen ist. Zusätzlich wurde für eine ungünstige Kernkonfiguration untersucht, wie sich eine Rekritikalität auf den Kern auswirkt. Dabei wurden die Wirkungsquerschnittsdaten für den Boreinfluss auf das Reaktivitätsverhalten im Quellcode von Q/C manipuliert. Mit den ungünstigsten Werten, die gerade noch als physikalisch sinnvoll erachtet werden können, konnte mit ATHLET-Q/C keine Rekritikalität erreicht werden.

Es wurde gezeigt, dass für einen realen Kern keine Rekritikalität zu erwarten ist.

4.4 Beantwortung kurzfristig aufkommender Fragen auf dem Gebiet des Reaktor- Anlagen- und Containmentverhaltens bei Stör und Unfällen

Im Rahmen des BMU Vorhabens SR 2567 /DRA 08/ wurde bereits eine beispielhafte Schadensumfanganalyse mit Unsicherheitsanalyse zum großen Leck nach Leistungserhöhung auf 4000 MW thermisch durchgeführt. Allerdings basierte die Analyse auf generischen Daten zur Leistungsverteilung im stationären Betrieb. Ausgangspunkt für die Berechnung der generischen Leistungsverteilung war eine reale Kernbeladung mit einer Reaktorleistung im stationären Betrieb von ca. 3900 MW thermisch (MW_{th}). Für diese Kernbeladung wurde die Leistung rechnerisch erhöht. Die Leistungserhöhung

wurde erreicht, indem die mittlere lineare Stablängenleistung über den Kern rechnerisch erhöht wurde, während die radialen und axialen Leistungsfaktoren unverändert blieben. Zusätzlich wurde eine ungünstige Leistungsverteilung (entsprechend Regelwerk) berücksichtigt. Für den Schadensumfang wurde eine obere (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze von 21.7 % für den Zyklusbeginn und von 7.8 % für das Zyklusende ermittelt. Deshalb wurde die Schadensumfangsanalyse für eine reale Kernbeladung bei einer thermischen Leistung von 4000 MW wiederholt. Mit der Schadensumfangsanalyse konnte der Nachweis von höchstens 10% Schadensumfang für eine reale Kernbeladung nach Leistungserhöhung auf ca. 4000 MW_{th} auch unter Berücksichtigung aller relevanten Unsicherheiten erbracht werden. Die Methode berücksichtigt dabei entsprechend Regelwerk eine konservative Leistungsverzerrung der stationären axialen Leistungsverteilungen. Sowohl zu Zyklusbeginn als auch zum Zyklusende betrug der Schadensumfang etwa 3.8%.

Wenn zusätzlich die Reaktorleistung auf 106 % (4240 MW) erhöht wird, steigt der Schadensumfang zu Zyklusbeginn auf 16,9 % und zum Zyklusende auf 5.4%. Der Unterschied von 4,8 % bei Zyklusbeginn zur alten Schadensumfangsanalyse aus /DRA 08/ zeigt den Einfluss einer realistischen Leistungsverteilung bei erhöhter Kernleistung auf.

4.5 Erweiterung und Wartung der Datenbasis für anlagenspezifische Störfallsimulatoren

Der Datensatz für den Analysesimulator KRB Block B wurde grundlegend überarbeitet. Die Modelle für die Thermohydraulik betraf die Entwicklung bzw. Verbesserung und Erweiterung der Modelle für das zusätzliche Nachwärmeabfuhr- und Einspeisesystem (ZUNA), das Frischdampfsystem und das Speisewassersystem.

Des Weiteren wurden die Modelle für Reaktorschutz und Reaktorregelungen, das Kondensatsystem, Regelungen und Steuerungen für das Speisewassersystem sowie ZUNA und eine Reihe von Reaktor-Hilfssystemen neu erstellt.

Es wurde ein detailliertes RDB-Modell entwickelt, das die Möglichkeit schafft, das komplexe Verhalten eines SWR-Kerns bei asymmetrischen Prozessverhalten und kleinen Lecks zu simulieren. Der Kern des KRB-B (mit 17 verschiedenen BE-Typen im 25. Zyklus) ist äußerst heterogen aufgebaut. Rechnungen mit QUABOX/CUBBOX sowie Ver-

gleichsrechnungen mit der Punktkinetik erfordern daher eine Kernmodellierung mit 179 Kernkanälen. Zusätzlich waren Modelle für BE-Typen zu entwickeln, die die 17 BE-Typen des Referenzkerns abbilden.

Die Entwicklung eines neutronenkinetischen 3D-Modells für den Kern von KRB-B auf Q/C-Basis ist abgeschlossen. Die Wirkungsquerschnittsbibliotheken können für den Referenzkern eingesetzt werden.

Für das detaillierte RDB-Modell wurde eine Plausibilitätsrechnung zum Ausfall von Zwangsumwälzpumpen durchgeführt. Dabei wurden die komplexen Strömungsprozesse bei ZUP-Ausfall im Downcomer sichtbar. Die Analyseergebnisse waren plausibel.

Pflegemaßnahmen an einzelnen Datenbasen betrafen die Umstellung von Simulator-datensätzen auf die aktuelle Codeversion ATHLET 2.2B sowie die Beseitigung von Fehlern. Die Analysesimulatoren für die Kernkraftwerke Biblis-B, Brokdorf, Grafenrheinfeld, Neckar 1 und 2 sowie Philippsburg 1 und 2 wurden für die Einstellung in das Störfallhandbuch aufbereitet.

5 Literatur

- /ATH 06a/ Lerchl, G. and Austregesilo, H.
ATHLET Mod 1.2 User's Manual;
GRS-P-1 / Vol. 1, July 2006
- /ATH 06b/ Austregesilo, H, Bals, C., Hora, A., Lerchl, G., Romstedt, P.
ATHLET Mod 2.0 Models and Methods;
GRS-P-1 / Vol. 4, July 2006
- /COX 05/ Cox, B., Garzarolli, F., Strasser A., Rudling, P.:
Structural Behavior of Fuel and Fuel Channel Components, ZIRAT-10 Special Topic on Structural Behavior“ ANT International, Surhammar, Sweden, September 2005
- /DRA 08/ Dräger P., et al.: Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren, Bericht zum Vorhaben SR 2567, GRS-A-3346, August 2008
- /DIE 66/ Idel'chik, I. E.,
Handbook of Hydraulic Resistance, (Spravotchnik po gidravlicheskim soprotivlenyam, Gosudarstvennoe Energeticeskoe Izdatel'stvo, Moskva-Leningrad, 1960), Translation from Russian, Israel Program of Scientific Translations, Jerusalem, 1966
- /FAB 09/ Fabian, B.,
Kernkraftwerk Gundremmingen, Technische BE-Daten für die thermohydraulischen Kernberechnungen, Rev. 4, Siempelkamp NIS, Alzenau, Juli 2009
- /FAB 09a/ Fabian, B.,
Kernkraftwerk Gundremmingen, Block B, 25. Zyklus; Anpassungsrechnungen zu BOC zur Bestimmung des ζ -Zusatzwerts der Eintrittsblenden, Siempelkamp NIS, Alzenau, August 2009

- /FIN 97/ Fink J. K.: Thermal conductivity and Thermal Conductivity of Solid UO₂, International Nuclear Safety Centre, operated by ANL, 1997
- /GLA 94/ Glaeser H., Hofer E., Kloos M., Skorek T.: Uncertainty and sensitivity analysis of a post-experiment calculation in thermal hydraulics, Reliability Engineering and System Safety, Vol.45, pp. 19-33 , 1994
- /GNF 11/ GEXL14 Correlation for GE14 Fuel, Report MFN 11-140, NECDO-32851-A, GNF, April 2011
- /GOT 85/ Gottula R. C. et al.: Forced convective, non-equilibrium, post-CHF heat transfer experiment data and correlations comparison report; NUREG/CR-3193, EGG-2245, March 1985
- /GRA 11/ Graebner, G., Holzer, R.: Neutronenphysikalische Eingabedaten für das 3D-Modell im GRS-Analysesimulator für das Kernkraftwerk Gundremmingen, Arbeitsbericht G0230588, Siempelkamp-NIS, 1.7.2011
- /GRA 11a/ Siempelkamp, Arbeitsbericht, Unterlagennummer 8472/PF/G0230588/01
- /JAK 99/ Jakubowski, Z., Pointner, W.
Datenbasis für das KKW Philippsburg I, Bedienungsanleitung für den anlagenspezifischen Störfallsimulator, GRS-A-2696, März 1999
- /JOB 55/ Jobson D. A.: On the Flow of a Compressible Fluid through Orifices; Proc. Instn Mech. Engrs, 169 (37), pp.767-776, 1955
- /KLO 99/ Kloos, M. Hofer, E.: SUSA - PC, A Personal Computer version of the program system for uncertainty and sensitivity analysis of results from computer models, Version 3.2, User's Guide and Tutorial; Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, Garching, Germany, August 1999
- /KRB 07/ KRB Gundremmingen, ZUNA-Einspeisesystem, Ident.-Nr. 20104081, Dezember 2007

- /MAR 04/ Martin, R. P. and Dunn, B. M.: Application and Licensing Requirements of the Framatome ANP RLBLOCA Methodology; International Meeting on Updates in Best Estimate Methods in Nuclear Installation Safety Analysis (BE-2004), Washington, D.C., November 14-18, 2004
- /MAT 97/ Matprop: Thermal conductivity and Thermal Diffusivity of Solid UO₂ by Fink J.K., International nuclear Safety Center (operated by ANL for US DOE), www.insc.anl.gov/matprop, 1997
- /MUF 04/ Muftuoglu, K., Ohkawa, K., Frepoli, C., Nissley, M.: Comparison of Realistic Large Break LOCA Analyses of a 3-Loop Westinghouse Plant Using Response Surface and Statistical Sampling Techniques. Proceedings of ICONE12, April 25-29, 2004, Arlington, Virginia, USA
- /MUR 08/ Murphy, M.F. et. al.: Comparison of 3D reaction rate distributions measured in an Optima2 BWR assembly with MCNPX predictions, Annals of Nuclear Energy 35, (2008)
- /NEA 11/ "BEMUSE Phase VI Report", Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations; NEA/CSNI/R(2011)4, March 2011
- /NEI 06/ Nuclear Engineering International:
Fuel Review, Design Data, WWW.NEIMAGAZINE.COM, Sept. 2006
- /NIJ 80/ Nijhawan S., Chen J. C., Sundarm R. K., London E. J.: Measurement of vapour superheated in post-critical heat-flux boiling; J. Heat Transfer, Vol. 102, August 1980
- /RIS 96/ Rist D.: Dynamik realer Gase, Springer, Heidelberg, 1996
- /SNF 10/ Spent Nuclear Fuel for disposal in the KSB-3 repository, Technical Report TR-10-13, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co, Stockholm, December 2010

- /SON 07/ Sonnenburg, H. G. Kloos, M. Müller, Ch. Schubert, J.-D., Herb, J.:
Methodenentwicklung zur Analyse des Brennstabverhaltens bei erhöhtem
Abbrand, GRS-A-3368, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
(GRS) mbH, Garching (März 2007)
- /SOZ 75/ Sozzi, G.L. Sutherland, W.A.
Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure;
NEDO-13418, San Jose, CA, July 1975
- /TRU 68/ Truckenbrot E., Strömungsmechanik, Grundlagen und technische Anwen-
dungen, Springer, Berlin, 1968
- /UHR 07/ KRB II Gundremmingen Sicherheitsüberprüfung, Systembeschreibung Re-
aktorschutzsystem YZ, AREVA NP, 2007
- /VOJ 82/ Voitek I.: Untersuchung der Wärmeübertragungsverhältnisse in der Hoch-
druckphase eines Kühlmittelverluststörfalls mit mittlerem und grossem
Bruchquerschnitt; GRS-A-709, March 1982
- /WAN 83/ Wang S. W., Weisman J.: Post-critical heat flux heat transfer: A survey of
current correlations and their applicability; Progress in Nuclear Energy,
Vol.2, No. 2, pp. 149-168, 1983
- /WEC 04/ WEC Electric Company, Westinghouse SVEA-96 Optima2 BWR Fuel,
Flyer, www.westinghousenuclear.com, Pittsburg, 2004
- /WEC 07/ WEC Electric Company, Nuclear Fuel / Fuel Engineering. SVEA-96 Opti-
ma3, Flyer, www.westinghousenuclear.com, Pittsburg, 2007
- /WIC 91/ Wickett A. J., Birchley J. C., Holmes B. J.: Quantification of large LOCA un-
certainties; PWR/TUG/P(91)124, AEA Reactor Services, Winfrith, Novem-
ber

6 **Abbildungsverzeichnis**

Bild 2.1.3-1	Nodalisierung des Reaktordruckbehälters.....	11
Bild 2.1.5-1	Berechnete zeitliche Verläufe der thermischen Kernleistung, 153 Rechnungen	22
Bild 2.1.5-2	Berechnete zeitliche Verläufe der thermischen Kernleistung für die ersten 10 s nach Störfalleintritt	23
Bild 2.1.5-3	Zeitliche Verläufe der Sensitivitätsmaße (Rangkorrelationskoeffizienten) der 33 Eingangsparameter für die Kernleistung (Spearman's Rang korrelationskoeffizient) für die ersten 10 s nach Störfalleintritt	23
Bild 2.1.5-4	Bestimmtheitsmaß RR2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten der thermischen Kernleistung bezüglich der unsicheren Eingangsparameter (von den Sensitivitätsmaßen erklärter Anteil der Variabilität der 153 Rechenergebnisse nach Rangtransformation).....	24
Bild 2.1.5-5	Berechnete zeitliche Verläufe des Drucks im Reaktordruckbehälter, 153 Rechnungen	25
Bild 2.1.5-6	Zeitliche Verläufe der Sensitivitätsmaße (Rangkorrelationskoeffizienten) der 33 Eingangsparameter für den Druck im Reaktordruckbehälter	26
Bild 2.1.5-7	Bestimmtheitsmaß RR2 aus dem multiplen Rangkorrelationskoeffizienten des Drucks im Reaktorbehälter bezüglich der unsicheren Eingangsparameter (von den Sensitivitätsmaßen erklärter Anteil der Variabilität der 153 Rechenergebnisse nach Rangtransformation).....	26
Bild 2.1.5-8	Berechnete zeitliche Verläufe der maximalen Hüllrohrtemperatur, 153 Rechnungen	28

Bild 2.1.5-9	Zeitlicher Verlauf der einseitigen (95 %, 95 %)-Toleranzgrenze der berechneten maximalen Hüllrohrtemperatur und der Referenzrechnung	29
Bild 2.1.5-10	Kumulative Verteilungsfunktion aus den 153 berechneten alternativen maximalen Hüllrohrtemperaturen mit einseitiger Toleranzgrenze	29
Bild 2.1.5-11	Korrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße für die maximale Hüllrohrtemperatur.....	30
Bild 2.1.5-12	Rangkorrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße für die maximale Hüllrohrtemperatur.....	30
Bild 2.1.5-13	Zeitliche Verläufe der Korrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße der 33 Eingangsparameter für die maximale Hüllrohrtemperatur.....	31
Bild 2.1.5-14	Zeitliche Verläufe der Rangkorrelationskoeffizienten als Sensitivitätsmaße der 33 Eingangsparameter für die maximale Hüllrohrtemperatur	32
Bild 2.1.5-15	Zeitlicher Verlauf des Füllstands im Reaktordruckbehälter, 153 Rechnungen	34
Bild 2.2.3-1	Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger für 8 Wertekombinationen entsprechend des 23-faktoriellen Designs (Auswahl von Parametern aufgrund der Größe ihres Unsicherheitsbereichs)	42
Bild 2.2.3-2	Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger für 8 Wertekombinationen entsprechend des 23-faktoriellen Designs (Auswahl von Parametern aufgrund von Expertenurteil)	43
Bild 2.2.3-3	Zeitliche Entwicklung des Füllstands in einem Dampferzeuger aus einer Unsicherheitsanalyse mit 100 Rechenläufen	44
Bild 2.2.3-4	Zeitliche Entwicklung des Dampferzeuger-Füllstands für die 8 Wertekombinationen entsprechend des ‚27-Fractional Factorial Designs‘	45

Bild 2.3.1-1	Zeitverlauf der Borkonzentration	48
Bild 2.3.2-1	ATHLET Punktkinetik: Drücke Primär- und Sekundärkreislauf	54
Bild 2.3.2-2	ATHLET Punktkinetik: Leckmassenstrom	54
Bild 2.3.2-3	ATHLET Punktkinetik: Einspeiseraten Sicherheitseinspeisepumpen....	55
Bild 2.3.2-4	ATHLET Punktkinetik: Pumpendrehzahl	55
Bild 2.3.2-5	ATHLET Punktkinetik: Massenströme kalte Stränge.....	56
Bild 2.3.2-6	ATHLET Punktkinetik: Massenströme heiße Stränge	56
Bild 2.3.2-7	ATHLET Punktkinetik: Void-Verteilung zum Zeitpunkt 1575 s (Abriss des Naturumlaufes in den Schleifen 20 und 40)	57
Bild 2.3.2-8	ATHLET Punktkinetik: Füllstände heißseitige Druckspeicher und Flutbecken	57
Bild 2.3.2-9	ATHLET Punktkinetik: Borkonzentration Kerneintritt (Kernbereiche 1 bis 17)	58
Bild 2.3.2-10	ATHLET Punktkinetik: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 3340 s	58
Bild 2.3.2-11	ATHLET Punktkinetik: Dampfgehalt im Primärkreis 3340 s	59
Bild 2.3.2-12	ATHLET Punktkinetik: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 5000 s	59
Bild 2.3.2-13	ATHLET Punktkinetik: Dampfgehalt im Primärkreis 5000 s	60
Bild 2.3.2-14	ATHLET-Q/C: Gruppierung der Brennelemente (aus /HOC 08/)	61
Bild 2.3.2-15	ATHLET-Q/C: Axiale Nodalisierung der Brennelemente (aus /HOC 08/)	62
Bild 2.3.2-16	ATHLET-Q/C: Brennstofftypen und Anordnung der Steuerstabgruppen (aus /HOC 08/)	63

Bild 2.3.2-17	ATHLET - Q/C: Massenströme kalte Stränge	65
Bild 2.3.2-18	ATHLET - Q/C: Massenströme heiße Stränge	65
Bild 2.3.2-19	ATHLET - Q/C: Borkonzentration Kerneintritt (Kernbereiche 1 bis 17) .	66
Bild 2.3.2-20	ATHLET - Q/C: Mittlere Borkonzentration des Kerns	66
Bild 2.3.2-21	ATHLET - Q/C: Mittlere Reaktivität des Kerns	67
Bild 2.3.2-22	ATHLET - Q/C: Borkonzentrationsverteilung Primärkreis 5000 s (die weißen Flächen unter- und oberhalb des Kerns sowie oberhalb des Downcomers stellen keine Analyseergebnisse dar)	67
Bild 2.3.2-23	ATHLET - Q/C: Dampfgehalt im Primärkreis 5000 s (die weißen Flächen unter- und oberhalb des Kerns sowie oberhalb des Downcomers stellen keine Analyseergebnisse dar)	68
Bild 2.3.3-1	ATHLET - Punktkinetik: Reaktorleistung bei erzwungenem Wiederkritischwerden	73
Bild 2.3.3-2	ATHLET - Punktkinetik: Neutronenphysikalische Größen der Kernsektion 7 bei erzwungenem Wiederkritischwerden	73
Bild 2.3.3-3	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4642 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	74
Bild 2.3.3-4	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4650 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	74
Bild 2.3.3-5	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4655 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	75
Bild 2.3.3-6	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4660 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	75
Bild 2.3.3-7	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 4666 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	76

Bild 2.3.3-8	ATHLET - Punktkinetik: Void-Verteilung Kernbereich 5000 s bei erzwungenem Wiederkritischwerden.....	76
Bild 2.3.3-9	ATHLET - Punktkinetik: Hüllrohrtemperaturen oberer axialer Kernbereich der Kernsektionen 1 bis 17 bei erzwungenem Wiederkritischwerden ...	77
Bild 2.4.3-1	Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusbeginn)	90
Bild 2.4.3-2	Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusbeginn und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze. .	90
Bild 2.4.3-3	Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusende und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.	92
Bild 2.4.3-4	Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusbeginn nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MWth).....	93
Bild 2.4.3-5	Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusbeginn nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MWth. und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze	94
Bild 2.4.3-6	Verteilung der Anzahl der Brennstab-Ausfälle in der Stichprobe (Zyklusende nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MWth)	95
Bild 2.4.3-7	Wahrscheinlichkeitsverteilung des Kernschadensumfangs P zum Zyklusende nach einer generischen Leistungserhöhung auf 4240 MWth und die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.....	95
Bild 2.5.1-1	Modularisierungsmethode mit Include-Maske	98
Bild 2.5.1-2	RDB-Modelldesign, KRB-Datensatz.....	99
Bild 2.5.1-3	Thermohydraulisches Modell der Frischdampfleitungen	100
Bild 2.5.1-4	Thermohydraulisches Modell der Speisewasserleitung (1 Strang)	102

Bild 2.5.2-1	Leitseite der Knowledge Base für das RS-System.....	103
Bild 2.5.2-2	Workspace für Messwerterfassung und Signalbildung.....	104
Bild 2.5.2-3	Erster Workspace für das RS-Teilsystem 1.....	105
Bild 2.5.2-4	Workspace für das RSTeilsystem1, 2. Fortsetzung	106
Bild 2.5.2-5	Workspace für die RESA-Auslösung aus RSTS4	107
Bild 2.5.2-6	Workspace für den Betrieb des ZUNA-Systems	108
Bild 2.5.2-7	Workspace des Sortierprogramms für die erste RESA	109
Bild 2.5.2-8	WS für die Begrenzungen	110
Bild 2.5.2-9	WS für den Kavitationsschutz der Zwangsumwälzpumpen.....	111
Bild 2.5.2-10	WS für den ZUP-Regler, Bildung des Drehzahlsollwerts	113
Bild 2.5.2-11	WS für den Steuerstab-Fahrrechner, Stabgruppe 1	114
Bild 2.5.2-12	WS für Umschaltung von Steuerstabregelung auf ZUP-Regelung.....	115
Bild 2.5.2-13	WS Reaktordruckregelung	116
Bild 2.5.2-14	SWS für die Stellung des Turbinenstellventils 1	117
Bild 2.5.2-15	WS für die Blockleistungsregelung.....	118
Bild 2.5.2-16	WS für die Leistungsbegrenzungen	119
Bild 2.5.2-17	WS für den Füllstands-Hauptregler	120
Bild 2.5.2-18	WS für die Durchflussregelung der Speisepumpe RL11D101	121
Bild 2.5.2-19	Leitseite der Knowledge Base für die Ansteuerung der S&E-Ventile ..	122

Bild 2.5.2-20	WS für die Ansteuerung des S&E-Ventils TK11S211	123
Bild 2.5.2-21	Simulatorbild für die Signale des RS-Systems	124
Bild 2.5.2-22	Simulatorbild für die Begrenzungssignale	125
Bild 2.5.2-23	Simulatorbild für die Reaktor-Füllstandsregelung.....	125
Bild 2.5.2-24	Simulatorbild für das Frischdampfsystem.....	126
Bild 2.5.2-25	Zustand und Verfügbarkeiten der S&E Ventile.....	127
Bild 2.5.2-26	Simulatorbild für den Zustand der Reaktorschnellabschaltssignale.....	128
Bild 2.5.2-27	Simulatorbild für die Reaktorleistungs- und Druckregelung	128
Bild 2.5.2-28	Verfeinerung der Thermohydraulik im Speisewassersystem (RL) bezogen auf die Wärmeschaltpläne mit einer Vergrößerung HD- Vorwärmstrecke zwischen RDB und SPWB.....	130
Bild 2.5.2-29	Speisewassersystemdarstellung mit allen Komponenten in den zwei parallelen Hochdruckvorwärmstrecken	131
Bild 2.5.2-30	Beispiel - Wärmestrom zur HD-Vorwärmstrecke 1	132
Bild 2.5.2-31	Hauptkondensatsystem RM aus dem Wärmeschaltplan mit Leistungs- niveau 100%.....	133
Bild 2.5.2-32	Hauptkondensatsystem mit allen Komponenten in den zwei parallelen Hochdruckvorwärmstrecken nach die Vor- und Hauptpumpen zwischen den Kondensatoren und der Speisewasserbehälter.....	134
Bild 2.5.2-33	Gliederung des G2-Modells in 16 Workspaces	135
Bild 2.5.2-34	Enthalpieverteilung im Bereich der Kondensatpumpen als Beispiel für einen Workspace.....	136
Bild 2.5.2-35	Gliederung des GCSM-Modells für den Speisewasserbehälter	138

Bild 2.5.2-36	Druck-, Enthalpie- und Füllstandsberechnung im Speisewasserbehälter als Beispiel für eine der Hauptseiten des Modells.	139
Bild 2.5.2-37	Zustand des Keilplattenschiebers ZH40S002 bei der Simulation des „KoKa-Kühlens“ durch das ZUNA-System	141
Bild 2.5.2-38	Zustand der ZUNA-Vorpumpe TH43D101 beim „KoKa Kühlen“	142
Bild 2.5.2-39	Zustand der Nachkühler TH43B101/ B102 bei „KoKa- Kühlen“	143
Bild 2.5.2-40	Zustand der ZUNA- Einspeisepumpe TH43D102 im Fall des „KoKa-Kühlens“	144
Bild 2.5.2-41	Zustand der Prüfarmatur TH43S102 beim „KoKa-Kühlen“	145
Bild 2.5.2-42	Zustand des Schiebers TH43S108 in der Kondensationskammer Kühlleitung im Fall „KoKa- Kühlen“	146
Bild 2.5.2-43	Simulatorbild für das nukleare Nachkühlsystem.....	147
Bild 2.5.2-44	Logik der Kühlmittelreinigungspumpe TA12D101	148
Bild 2.5.2-45	Untergruppensteuerung der beiden Kühlmittelreinigungspumpen	149
Bild 2.5.2-46	Berechnung der Enthalpieverteilung im TC-System.....	150
Bild 2.5.2-47	WS für die Logik der Sperrwasserpumpe TE12D101.....	152
Bild 2.5.2-48	WS für die Notfallmaßnahme NF54 zur Hochdruckeinspeisung in den RDB	153
Bild 2.5.2-49	Ansteuerung der Vergiftungspumpe TW21D101.....	155
Bild 2.5.2-50	Logik für die Ansteuerung der Spülwasserpumpe RS11D101	156
Bild 2.5.2-51	YT-Einspeisung bei RESA.....	157

Bild 2.5.2-52	Simulatorbild für das TE und das YT System.....	157
Bild 2.5.3-1	Downcomer-Sektoren und obere Einbauten (ab Separatöraustritt) im detaillierten RDB-Modell.....	159
Bild 2.5.3-2	Querschnitt durch die Pumpenebene und den Kern	159
Bild 2.5.3-3	Kernbereich (9 Kernkanäle) und Einbauten bis Separatoreintritt	160
Bild 2.5.3-4	Brennelement ATRIUM 10XP.....	164
Bild 2.5.3-5	ATHLET-Modell des Brennelements ATRIUM 10XP	169
Bild 2.5.3-6	Brennelement vom Typ SVEA-96 Optima2.....	170
Bild 2.5.3-7	ATHLET-Modell des Brennelements SVEA-96 Optima2.....	170
Bild 2.5.3-8	Querschnitt durch das Stabgitter des GNF GE14	171
Bild 2.5.4-1	Kernquerschnitt für KRB.....	183
Bild 2.5.4-2	Anordnung der Steuerstabgruppen im Kernquerschnitt für KKG	184
Bild 2.5.4-3	Brennstofftyp (Farben) Und Wirkungsquerschnitte (Zahlen) in Schnittebene 8 des aktiven Kerns (Zahlenwerte siehe Tab. 2.5.4-2)..	185
Bild 2.5.4-4	Brennstofftyp (Farben) Und Wirkungsquerschnitte (Zahlen) in Schnittebene 17 des aktiven Kerns	186
Bild 2.5.4-5	Zuordnung der Brennelemente zu den thermohydraulischen Kernkanälen	187
Bild 2.5.4-6	Radiale Abbrandverteilung in "Layer 5"	188
Bild 2.5.4-7	Axiale Abbrandverteilung in Y=20	188
Bild 2.5.4-8	Kritische Steuerstabstellung	189

Bild 2.5.5-1	SWR-72-Containment mit COCOSYS-Bereichskennzeichnungen	190
Bild 2.5.6-1	Massenströme am Ein- und Austritt des unteren Plenums	192
Bild 2.5.6-2	Inputgrafik für den Downcomer bei ZUP-Ausfall im Kanal 5	193
Bild 2.5.6-3	Massenstrombilanz für die Kontrollvolumina 12 und 13	193
Bild 2.5.6-4	Axiale und azimuthale Massenstromverteilung im Downcomer	194
Bild 2.5.6-5	Axiale und Azimuthale Massenstromverteilung im Downcomer bei Ausfall zweier benachbarter Zwangsumwälzpumpen	195
Bild 2.5.6-6	Inputgrafik für den Downcomer bei ZUP-Ausfall in zwei benachbarten DC-Kanälen	195

7 Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1.2-1	Wesentliche Randbedingungen des Referenzreaktors bei 100% Reaktorleistung.....	7
Tab. 2.1.3-1	Aufteilung der Brennstäbe auf die Kanäle in der Rechnung.....	10
Tab. 2.1.4-1	Ereignisablauf der Transiente entsprechend der Referenzrechnung	12
Tab. 2.1.4-2	Unsichere Eingangs-Parameter für die Analyse eines ATWS durch TUSA mit Verblockung der Umleitstation eines Siedewasser-Reaktors	15
Tab. 2.2.2-1	Mögliche Wertekombinationen des 23-faktoriellen Designs.....	38
Tab. 2.2.2-2	Mögliche Wertekombinationen des „27-Fractional-Factorial Designs“ ..	39
Tab. 2.3.2-1	Ergebnisvergleich für beide ATHLET-Versionen (Zeiten bezogen auf Analysebeginn \Rightarrow Ereigniseintritt = 600 s).....	69
Tab. 2.4.2-1	Unsichere Parameter der Kernschadensumfanganalyse mit TESP- ROD.....	84
Tab. 2.4.2-2	Quantifizierung des Kenntnisstands zu den unsicheren Parametern....	86
Tab. 2.4.2-3	Angaben zu Leistung und Abbrand von modellierten Kernkanälen.....	87
Tab. 2.5.1-1	Thermohydraulisch modellierte Rohrleitungen im RL-System	101
Tab. 2.5.3-1	Ausgewählte BE-Typen und deren Wasserstrukturen.....	161
Tab. 2.5.3-2	Datenbedarf für die Modellierung der BE-Typen	162
Tab. 2.5.3-3	Verfügbare Daten über die ausgewählten BE-Typen	162
Tab. 2.5.3-4	ATHLET Eingabe für das TFO TFC001GTHC	165

Tab. 2.5.3-5	ATHLET Eingabe für das Thermofluidobjekt TFC001A0XR.....	167
Tab. 2.5.3-6	ATHLET Eingabe für das Wärmeübertragungsobjekt HCYM000AXC	168
Tab. 2.5.3-7	Massenströme durch die BE-Typen im Testfall (kg/s).....	173
Tab. 2.5.4-1	Wirkungsquerschnitte in der WQ-Bibliothek für das Kernkraftwerk Gundremmingen.....	176
Tab. 2.5.4-2	Bezeichnungen der Brennelemente für das Kernkraftwerk Gundremmingen.....	177
Tab. 2.5.4-3	Struktur des Eingabedatensatzes für QUABOX/CUBBOX.....	181
Tab. 2.5.6-1	Datensätze für anwendungsspezifische Analysesimulatoren.....	196

Verteiler

Druckexemplare:

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit

AG RS I 3 2 x

Bundesamt für Strahlenschutz

Fachbereich SK 1 x

Fachgebiet SK 2 1 x

AG-F 1 (Dr. Volland) 1 x

Abteilung Z (Bibliothek, H. Möller) 1 x

Länderbehörden mit KKW 5 x

Verband der Technischen Überwachungsvereine e. V. 1 x

VGB 1 x

GRS

Bibliothek (hog) 1 x

Projektleiter (dra) 1 x

Autoren (cef, erd, gls, har, hoc, jak, kls, krb, kun, mon, poi, skt, stt, vek) je 1 x

Gesamt 29 x

PDF-Version:

BMU (H. Albrecht)

GRS

Geschäftsführer (wfp, stj)

Bereichsleiter (erv, paa, prg, rot, stc, ver, zir)

Projektcontrolling (hab)

Abteilungsleiter (poi, wil, sit, gls, som)

Projektleiter (dra)

Autoren (cef, erd, gls, har, hoc, jak, kls, krb, kun, mon, poi, skt, stt, vek)

TECDO (rop)

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

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

Forschungszentrum
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de