

Verwendung von BEPU-Analysemethoden für generische PTS-Untersuchungen



Gesellschaft für Anlagenund Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

Verwendung von BEPU-Analysemethoden für generische PTS-Untersuchungen

Stefan Wenzel Jürgen Hartung Michael Kund Klaus Heckmann Vera Koppers Jürgen Sievers

Dezember 2020

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des ENSI (Eidgenössischen Nuklearsicherheitsinspektorat) unter dem Förderkennzeichen H-101298/ CTR00272 durchgeführt.

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

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

Deskriptoren ATHLET, BEPU, LOCA, PTS, Strukturmechanik, SUSA, Thermoschock

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand von Wissenschaft und Technik	3
2.1	Best-Estimate Methods Plus Uncertainty Evaluation (BEPU)	3
2.2	Thermoschock am Reaktordruckbehälter	5
2.3	PTS-relevante thermohydraulische Phänomene	7
2.4	Sprödbruchsicherheitsnachweis	9
2.4.1	Allgemeines	9
2.4.2	Sprödbruchübergangstemperatur	10
2.4.3	Spannungsintensitätsfaktor	11
3	Strukturierung und Planung des Arbeitsprogramms	15
4	Anpassung eines generischen 4-Loop Datensatzes für einen Druckwasserreaktor zur Durchführung von BEPU-Analysen	17
5	Durchführung von LOCA-Simulationen	23
5.1	Identifikation von Störfallkonfigurationen mit hoher	
	thermomechanischer Belastung des RDB	23
5.1.1	Kriterien zur Bewertung ungünstiger Randbedingungen	23
5.1.2	Randbedingungen des führenden Ereignisses	25
5.2	Durchführung einer Best-Estimate LOCA-Analyse mit dem	
	generischen DWR-Analysesimulator	27
5.2.1	Störfallbeschreibung und Anlagenverhalten	27
5.2.2	Thermomechanische Aspekte im Reaktordruckbehälter	32
5.3	Auswahl von kritischen Leckgrößen	35
5.3.1	Thermohydraulische Einflussparameter	35
5.3.2	Eindimensionale strukturmechanische Analysen	41
5.3.3	Auswahl von Referenzparametern	43
5.4	Übergeordnete Einflüsse	45
5.4.1	Einfluss des Auslegungsdrucks der Druckspeicher	45

5.4.2	Einfluss des Abfahrens mit 100 K/h als Handmaßnahme	47
6	Durchführung der Best-Estimate plus Uncertainty (BEPU)-	
	Analysen	51
6.1	Die GRS-Methode zur Durchführung von BEPU-Analysen	51
6.2	Definition / Auswahl und Einbau der zu variierenden unsicheren	
	Parameter und Parameterbereiche	54
6.2.1	Auflistung und Beschreibung der verwendeten unsicheren Parameter.	54
6.2.2	Korrekturfaktor Reaktorleistung	63
6.2.3	Variation der Formverluste in der ECC-Einspeiseleitung	63
6.2.4	Korrekturfaktor der ECCS-Pumpenkennlinien	64
6.2.5	Abweichung des Drucks im Druckspeicher	65
6.2.6	Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern	66
6.3	Festlegung des Analyseumfangs	67
7	Durchführung der konservativen LOCA-Simulationen	69
7.1	Definition der Konservativitäten	69
7.2	Gegenüberstellung der konservativen und Best-Estimate-Ergebnisse	71
7.3	Bewertung durch eindimensionale strukturmechanische Analyse	78
8	Ergebnisse der Best-Estimate plus Uncertainty (BEPU)-Analysen.	81
8.1	Gegenüberstellung der BEPU-Analyseergebnisse mit den	
	konservativen PTS-Simulationen	81
8.2	Thermohydraulische Einflussparameter	88
9	Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen	93
9.1	Ergebnisse zum 30 cm² Leck	94
9.1.1	Ergebnisse bezüglich der Referenzparameter	94
9.1.2	Auswirkungen des Naturumlaufs	98
9.1.3	Beurteilung von Konservativitätsannahmen	101
9.2	Ergebnisse zum 70 cm² Leck	102
9.2.1	Ergebnisse bezüglich der Referenzparameter	102
9.2.2	Sensitivitätsentwicklung im Störfallverlauf	105

9.3	Ergebnisse zum 100 cm² Leck	. 108
10	Ergänzende Untersuchungen zum 0.1F Leck	. 111
10.1	Störfallverlauf	. 111
10.2	Bewertung der PTS-relevanten Parameter	. 113
10.3	Thermohydraulische Einflussparameter	115
10.4	Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse	117
11	Abschließende Bewertung unter Einbeziehung eindimensionaler	
	strukturmechanischer Analysen	. 121
11.1	Erweiterung des PROST (PRObabilistic STructure Analysis)-Codes	. 121
11.1.1	Verallgemeinerung der Berechnung von Thermospannungen	. 121
11.1.2	Transienten-Eingabe	122
11.1.3	Qualitätssicherung	. 124
11.2	Ergebnisse der Anwendung auf den vorliegenden	
	Untersuchungsgegenstand – generische PTS-Untersuchungen	. 125
11.2.1	Unsicherheitsanalyse strukturmechanischer Parameter	. 125
11.2.2	Sensitivitätsanalyse strukturmechanischer Parameter	. 132
11.2.3	Korrelationsanalyse	. 139
	Zusammenfassung und Ausblick	145
	Literaturverzeichnis	. 149
	Abbildungsverzeichnis	157
	Tabellenverzeichnis	165
	Abkürzungsverzeichnis	169

1 Einleitung

Deterministische Sicherheitsanalysen von Kernkraftwerken basieren typischerweise auf Kombinationen von konservativen oder Best-Estimate-Rechnungen mit konservativen oder realistischen Anfangs- und Randbedingungen. In der Vergangenheit wurden überwiegend konservative Analysen durchgeführt, um Unsicherheiten bei den verwendeten Modellannahmen abzudecken. Umfassende Auswertungen ihrer Ergebnisse zeigten auf, dass als konservativ angenommene Randbedingungen nicht zwingend zu konservativen Ergebnissen führen müssen. Jüngste Entwicklungen bei realistischen Bewertungsmethoden und die verbesserte Verfügbarkeit von Hochleistungsrechenclustern ermöglichen es, die Aussagesicherheit der Ergebnisse unsicherheitsbehafteter thermohydraulischer Simulationen zu erhöhen, indem Unsicherheiten quantifiziert werden.

Mit steigender Betriebsdauer von Kernkraftwerken treten alterungsbedingte Problemstellungen verstärkt in den Fokus sicherheitstechnischer Bewertungen. So ist der Reaktordruckbehälter eines Kernkraftwerks einer betriebsbedingten Belastung in Form einer Neutronenversprödung und einem damit verbundenen Alterungsprozess, insb. im kernnahen Bereich unterworfen. Weist ein derart versprödeter Druckbehälter nach entsprechend hoher Betriebszeit einen Defekt von kritischer Größe auf und treten bestimmte schwerwiegende Systemtransienten auf, könnte sich der Defekt im Strukturmaterial des Behälters ausbreiten. Im Grenzfall wäre dann ein durchdringender Riss in der Wand denkbar, welcher die Integrität des Reaktordruckbehälters und damit der dritten Sicherheitsbarriere in Frage stellen würde /KAN 10/.

Ziel der vorliegenden Untersuchungen ist es, mögliche Unterschiede in den Sicherheitsmargen zwischen konservativen thermohydraulischen Analysen und Best-Estimate-Methoden plus Unsicherheitsbewertung (*Best-Estimate methods Plus Uncertainty evaluation*, BEPU) bei der anwendungsorientierten Untersuchung von Thermoschockphänomenen (*Pressurized Thermal Shocks*, PTS) zu identifizieren und zu bewerten. Die Arbeit untersucht thermohydraulische Simulationen PTS-relevanter Ereignisse anhand des Modells eines generischen Druckwasserreaktors (DWR) mit dem Systemcode ATHLET.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

2.1 Best-Estimate Methods Plus Uncertainty Evaluation (BEPU)

Mit der Veröffentlichung des Specific Safety Guide No. SSG-2 /IAE 09/ im Jahr 2009 stellte die Internationale Atomenergiebehörde (IAEA) vier Ansätze für die Anwendung der deterministischen Sicherheitsanalyse (DSA) als Kombination von konservativen oder Best-Estimate-Berechnungen mit konservativen oder realistischen Anfangs- und Randbedingungen dar. Die vorgeschlagenen Ansätze sind in Tab. 2.1 gegeben. Konservative Ansätze (Option 1 und 2) wurden in der Vergangenheit überwiegend für Lizenzierungszwecke angewendet und sind bis heute weit verbreitet. Diese Ansätze unterliegen jedoch gewissen Einschränkungen. Insbesondere ist bisher nicht übereinstimmend geklärt, wie nachgewiesen werden kann, dass die in skalierten Experimenten identifizierten Konservativitäten auch bei Anlagen im Vollmaßstab gültig sind. Darüber hinaus kann das additive Verhalten von konservativen Modellmaßen und Randbedingungen aufgrund nicht linearer physikalischer Beziehungen in dem konservativen Verfahren nicht hinreichend überprüft werden /PRO 03/. Umfassende Auswertungen konservativer Simulationsergebnisse haben zudem ergeben, dass die angestrebten konservativen Randbedingungen nicht zwingend zu konservativen Ergebnissen führen müssen, da einige Simulationsparameter auf unvorhergesehene Weise korrelieren können. Um diese Einschränkungen zu überwinden und das wachsende Verständnis wichtiger Phänomene besser zu nutzen, werden zunehmend Best-Estimate-Codes sowie Best-Estimate-Daten in Verbindung mit einer Quantifizierung der Unsicherheiten (Best-Estimate methods Plus Uncertainty evaluation, BEPU) verwendet.

Der BEPU-Ansatz zur Analyse von Auslegungsstörfallen geht davon aus, dass sich die Ergebnisunsicherheit und damit die Sicherheit der betrachteten Anlage aus den Unsicherheiten in den Eingabedaten der Berechnungen (Anfangs- und Randbedingungen) sowie aus den Unsicherheiten in den Rechenmodellen zusammensetzt. Aktuell angewendete Verfahren stützen sich dabei hauptsächlich auf eine probabilistische Beschreibung der Unsicherheit und auf die Verwendung statistischer Methoden für deren Abschätzung. Damit können Unsicherheiten mit Hilfe von Wahrscheinlichkeitsverteilungen in den Rechenergebnissen beschrieben und quantifiziert werden.

Optionen	Computer Code	Verfügbarkeiten der Systeme	Randbedingungen
1. Conservative	Konservativ	Konservativ	Konservativ
2. Combined	Best-Estimate	Konservativ	Konservativ
3. Best-Estimate	Best-Estimate	Konservativ	Realistisch plus Un- sicherheitsanalyse ¹
4. Risk Informed	Best-Estimate	Probabilistisch	Realistisch und Un- sicherheiten ¹

 Tab. 2.1
 Optionen zur deterministischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke nach /IAE 09/

Das zugrundeliegende Modell des BEPU-Ansatzes besagt, dass sowohl der zeitabhängige Wert eines sicherheitsrelevanten Parameters als auch der exakte Wert für das Versagen einer Sicherheitsbarriere während eines Ereignisses bestimmten Unsicherheiten unterliegen und somit jeweils durch eine eigene Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (*probability density function*, PDF) beschrieben werden können. Folglich wird die Integrität eines sicherheitsrelevanten Systems durch die Beziehung der PDFs bestimmt, die die Belastung des Systems (d. h. das Ergebnis der Unsicherheitsanalyse) und die Wahrscheinlichkeit eines Barriereversagens darstellen. Abb. 2.1 zeigt dieses Prinzip schematisch auf.

Würden für eine Störfallanalyse ausschließlich Best-Estimate Werte verwendet werden, so könnte das tatsächliche Gefährdungspotential bezüglich der Verletzung von Schutzzielen erheblich unterschätzt werden. Bei ausschließlicher Verwendung konservativer Berechnungsmethoden hingegen könnten evtl. nichtlineare oder bisher unberücksichtigte Beziehungen in Modellparametern oder Eingabedaten, die das Ergebnis auf nicht konservative Weise verschieben, nicht identifiziert werden und die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten des konservativen Ereignisses bliebe unbekannt.

¹ Realistische Eingabedaten werden nur verwendet, wenn die Unsicherheiten (z. B. Wahrscheinlichkeitsverteilungen) bekannt sind. Für diejenigen Parameter, deren Unsicherheiten nicht sicher quantifizierbar sind, sollten konservative Werte verwendet werden.



Abb. 2.1 Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen der Systembelastung und Barrierekapazität /DUS 14/

2.2 Thermoschock am Reaktordruckbehälter

Während des Betriebs, aber insbesondere auch während Transienten und Störfällen ist der Reaktordruckbehälter (RDB) eines Druckwasserreaktors (DWR) hohen Belastungen ausgesetzt. Diese setzen sich aus der inneren Druckbelastung sowie thermomechanischen Lasten in Folge von Temperaturänderungen zusammen. Die Thermoschockproblematik (*Pressurized Thermal Shocks*, PTS) ergibt sich dabei aus der Kombination sehr spezifischer Bedingungen. Diese beinhalten neben den angesprochenen Belastungen die Existenz scharfer rissartiger Defekte auf der Innenseite der RDB-Wand sowie eine Kombination aus hohen Neutronenflussdichten in kernnahen Bereichen und Konzentrationen von Kupfer und Nickel in der Wand, was in Summe zu einer strahlungsinduzierten Reduktion der Bruchzähigkeit des Basismaterials führen kann /CHE 90/.

Der RDB ist also einer betriebsbedingten Belastung in Form einer Neutronenversprödung und einem damit verbundenen Alterungsprozess, insbesondere im Kernbereich unterworfen. Weißt ein derart versprödeter RDB beispielsweise nach entsprechend hoher Betriebszeit einen Defekt von kritischer Größe auf und treten bestimmte schwerwiegende Systemtransienten auf, könnte sich der Defekt sehr schnell durch das Basismaterial ausbreiten, was zu einem durchdringenden Riss in der Wand führen und die Integrität des RDB in Frage stellen könnte /KAN 10/. Für die Bewertung der Integrität von Reaktordruckbehältern sind zur Erzielung einer Gesamtaussage verschiedene Aufgaben aus unterschiedlichen Fachgebieten angesprochen. So sind auftretende Beanspruchungen in Folge der Belastungen aus zu unterstellenden Störfällen und Transienten zu analysieren sowie der aktuelle sowie zukünftig prognostizierte Werkstoffzustand zu bestimmen bzw. abzuschätzen. Des Weiteren sind mögliche Fehlstellen im Basismaterial und den Schweißnähten, welche aufgrund der Grenzen zur Verfügung stehender Prüfverfahren nicht detektiert werden können, zu postulieren und in die Analyse einzubeziehen. Um eine konsistente Bewertung zu ermöglichen, enthalten kerntechnische Regelwerke Vorgaben bezüglich anzunehmender Lastfälle und zu betrachtender Fehlergrößen sowie allgemeine Werkstoffzähigkeitskurven, welche den zu beurteilenden Anlagenverhältnissen anzupassen sind. Für eine zutreffende und vollumfängliche sicherheitstechnische Bewertung sind demnach multidisziplinäre und anlagenspezifische Betrachtungen erforderlich.

Zur Durchführung derartiger Thermoschockuntersuchungen sind vorbereitende thermohydraulische Analysen notwendig, um die erforderlichen Randbedingungen für die Strukturanalyse des Reaktordruckbehälters bereitzustellen. Die Ausgabegrößen der thermohydraulischen Analyse, wie beispielsweise der Massenstrom im Ringraum des RDB (*Downcomer*, DC) unterhalb des kalten Stranges, die Temperatur des Kühlmittels und der vorliegende Systemdruck haben somit einen starken Einfluss auf das spätere Ergebnis der angeschlossenen strukturmechanischen PTS-Untersuchung. In der bisherigen Praxis bei der Durchführung von PTS-Untersuchungen wurden die Eingabeparameter der thermohydraulischen Analysen so gewählt, dass sie basierend auf Parameterstudien und Expertenurteilen als konservativ bzgl. des PTS-Phänomens angenommen wurden. Im Rahmen dieses Projektes wurden die Ergebnisse einer "Combined" thermohydraulischen Analyse (Option 2 in Tab. 2.1) den Ergebnissen einer BEPU-Analyse (Option 3 in Tab. 2.1) am Beispiel von PTS-Untersuchungen gegenübergestellt werden.

In /KAN 10/ wird folgende Problemstellung in Bezug auf thermohydraulische Analysen bei PTS mit asymmetrischer Kühlung aufgezeigt:

"In case of non-symmetric cooldown and/or flow stagnation in the primary circuit, when buoyancy induced forces dominate the fluid flow behavior in cold legs and the downcomer, the system code results are no longer reliable for calculation of the temperature fields.

6

Non-uniform cooldown should be analysed with appropriate fluid mixing codes that are capable of taking into account thermal stratification of high-pressure injection water in the cold leg. They should be able to determine the azimuthal, axial, and in some cases also radial fluid temperature distribution in the downcomer and the azimuthal and axial distribution of the heat transfer coefficient to the RPV wall. Current quasi 3D methods applied in mixing codes based on engineering models or on the regional mixing model allow sufficiently accurate calculation of the extent of the thermal stratification integrated into the overall system response."

Um diese Problematik anzusprechen, wird in den vorgestellten thermohydraulischen Analysen ein quasi-dreidimensionales Modell des RDB mit detailliertem Downcomer sowie ein semi-analytisches Einspeisemodell im kalten Strang verwendet.

2.3 PTS-relevante thermohydraulische Phänomene

Kritische thermomechanische Belastungen des RDB entstehen in Folge sog. Unterkühlungstransienten (*overcooling events*). Diese können durch anormale Betriebszustände oder Störfälle bedingt sein. Lastfälle des bestimmungsgemäßen Betriebs sind dabei allerdings im Allgemeinen für die in Europa in Betrieb befindlichen Druckwasserreaktoren durch verfahrenstechnische Maßnahmen bezüglich des Gefährdungspotentials untergeordnet.

Große zeitliche oder lokale Temperaturgradienten an der Oberfläche der RDB-Wand, welche die thermomechanischen Lasten im Basismaterial bestimmen, können insbesondere dann auftreten, wenn Kühlmittel über das Not- und Nachkühlsystem (*Emergency Core Cooling System*, ECCS) in den Primärkreis eingespeist wird oder Energie sehr schnell aus dem System entnommen wird. Letzteres tritt beispielsweise bei einem Frischdampfleck und dem damit verbundenen sekundärseitigen Druckabfall auf.

Die PTS-relevanten Phänomene, die bei Einspeisung des ECCS auftreten, hängen von dem allgemeinen Systemzustand sowie der Art des eingetretenen Störfalls ab. Abhängig von Einspeiseraten, Eingriffszeiten des Reaktorschutzsystems und weiterer Einflussfaktoren kann das Einspeiseverhalten des ECCS zu sehr unterschiedlichen thermohydraulischen Bedingungen in der Umgebung der potentiell neutronenversprödeten Bereiche des RDB führen. Als besonders kritisch zeigen sich die Phänomene der Strähnen- und Streifenkühlung in Verbindung mit einer thermischen Schichtung in den kalten Strängen der Hauptkühlmitteleitung (HKML). Kaltes Wasser, welches über den Anschlussstutzen der ECCS-Leitung in die mit heißem Kühlmittel gefüllte HKML eingespeist wird, kann zu dieser thermischen Schichtung in der Leitung führen, wie in Abb. 2.2 dargestellt. Das auf den Grund der Leitung absinkende kältere Kühlmittel kann dabei unter Umständen auch im Gegenstrom zum warmen Primärkühlmittel in Richtung des Downcomers fließen, wobei es sich graduell mit dem warmen Primärkühlmittel mischt.



Abb. 2.2Einspeiseverhalten des ECC-Systems für kleine (links) und große (rechts)Einspeiseraten mit Strähnenbildung /LER 02/

Verbleibt der Füllstand im RDB, wie in Abb. 2.2 gezeigt, oberhalb der Anschlusshöhe der kalten Leitung, bildet die Kaltwasserschicht am Eintritt des RDB eine Kaltwassersträhne aus. Durch die Schwerkraft getrieben sinkt diese Strähne mit einer Geschwindigkeit von bis zu 2 m/s abwärts und nimmt dabei warmes Wasser aus dem Ringraum auf. Dadurch nimmt ihre mittlere Temperatur mit steigender Entfernung zum Anschlussstutzen weiter zu. Innerhalb der Kaltwassersträhne liegt eine laterale Temperaturverteilung vor, wobei die niedrigste Temperatur in der Strähnenmitte zu erwarten ist.

Sollte der Füllstand im Ringraum unter die Anschlusshöhe der kalten Leitung abgefallen und die Leitungen somit teilweise mit Dampf gefüllt sein, fließt das eingespeiste Wasser des ECCS abhängig vom Strömungsimpuls am Eintritt des RDB und der Geometrie der Anschlussstelle entweder direkt an der Innenseite der RDB-Wand ab oder löst sich und strömt gegen die Oberfläche der Kernumfassung. Letzteres führt dabei zu geringeren thermomechanischen Lasten in kernnahen Bereichen des RDB.



Abb. 2.3 Mischungsverhalten: Streifenkühlung (links) und Strähnenkühlung (rechts) im Downcomer in Abhängigkeit vom RDB-Füllstand /KAN 10/

Abb. 2.3 zeigt schematisch die vereinfachten Szenarien der Strähnen und Streifenkühlung im Ringraum, welche als Basis für die Entwicklung von Modellierungsansätzen verwendet werden. In der Vergangenheit wurden eine Reihe von Berechnungscodes entwickelt, die auf einer Kombination von analytischen Modellen und empirischen Daten basieren (/ADR 97/, /SON 97/, /HER 03/). Es ist jedoch zu beachten, dass es sich bei den beschriebenen Phänomenen um dynamische, instationäre und teilweise hochgradig dreidimensionale Prozesse handelt.

2.4 Sprödbruchsicherheitsnachweis

2.4.1 Allgemeines

Im Sprödbruchsicherheitsnachweis wird der Beanspruchung eines postulierten oder tatsächlich nachgewiesenen Risses durch Spannungen und Innendruck (auf der Grundlage von thermohydraulischen und strukturmechanischen Rechnungen) die Zähigkeit des Werkstoffes (charakterisiert durch eine Sprödbruchübergangstemperatur) gegenübergestellt und nachgewiesen, dass kein Risswachstum erfolgt. Dabei sind folgende Parameter relevant:

 Die temperaturabhängige Zähigkeit des Materials, deren Verlauf durch die Sprödbruchübergangstemperatur charakterisiert wird,

- die Spannungen in der Wand des Reaktordruckbehälters, bestimmt durch thermische Gradienten und den Innendruck sowie

Üblicherweise werden RDB technisch weitgehend fehlerfrei hergestellt, sodass beim Sprödbruchsicherheitsnachweis in der Regel Risse postuliert werden. Sind tatsächliche Fehler vorhanden, sind diese ebenfalls in Form von Rissen zum Ansatz zu bringen.

2.4.2 Sprödbruchübergangstemperatur

Reaktordruckbehälter werden aus ferritischen Stählen gefertigt. Dieser Stahltyp reagiert bei Betriebsbeginn auf Belastungen in dem für Kernkraftwerke typischen Betriebstemperaturbereich plastisch und zäh. Das heißt, eine Erhöhung der Belastung würde nicht ausreichen, dass unterstellte Risse zum plötzlichen Bruch führen, sondern sie würden schrittweise wachsen. Der Verlauf der temperaturabhängigen Zähigkeit des Materials wird durch die Sprödbruchübergangstemperatur *RT^{NDT}* charakterisiert. Unterhalb der Sprödbruchübergangstemperatur reagieren diese Stähle auch bei geringer Verformung zunehmend spröde, d. h. schon geringe Erhöhungen der Belastung könnten ausreichen, um Risse kleiner Länge schnell und instabil wachsen zu lassen und zu einem sogenannten Sprödbruch der Komponente führen. Oberhalb der Sprödbruchübergangstemperatur wird der Stahl zunehmend zäh und die Gefahr eines Sprödbruchübergangstemperatur

Durch die Neutronenversprödung verschiebt sich mit wachsender Betriebsdauer und zunehmender Fluenz die Sprödbruchübergangstemperatur nach oben. Der Verlauf dieses Prozesses hängt auch von speziellen Materialeigenschaften ab. Die Konzentration von Elementen wie Kupfer, Phosphor und Nickel beeinflusst das neutroneninduzierte Versprödungsverhalten der RDB-Stähle. Daneben spielen auch Seigerungen eine Rolle, d. h. Entmischungen während der Erstarrung der Stahlschmelze bei der Herstellung, die unmittelbar zu einer örtlichen Zu- oder auch Abnahme der Konzentration von bestimmten Elementen innerhalb des Stahls führen. Diese Seigerungen können lokal zu ungünstigeren Eigenschaften des Werkstoffs führen, d. h. insbesondere zu einer höheren Sprödbruchübergangstemperatur. Zur Prognose der Verschiebung der Sprödbruchübergangstemperatur in Abhängigkeit von der Neutronenfluenz wurden empirische Formeln entwickelt, die anhand von Proben aus dem jeweiligen Behälterstahl überprüft werden.

2.4.3 Spannungsintensitätsfaktor

Der Spannungsintensitätsfaktor KI beschreibt den Spannungszustand an einer postulierten oder tatsächlichen Rissspitze und dient zur Festlegung von Versagenskriterien aufgrund eines belasteten Materialdefekts. Es handelt sich dabei um ein temperaturabhängiges Kriterium, welches durch den Vergleich mit der materialbezogenen Bruchzähigkeit K_{IC} an Bedeutung gewinnt. Abb. 2.4 zeigt schematisch den typischen Verlauf einer Lastpfadkurve (blau) des Spannungsintensitätsfaktors während einer Unterkühlungstransiente im Vergleich zur material- und temperaturabhängigen Bruchzähigkeitskurve (rot). Eine Überschneidung der Kurven deutet den Übergang zum instabilen Risswachstum bzw. zum Sprödbruch des Materials an.

Die in der vorliegenden Untersuchung angewendete Bruchzähigkeitskurve für ferritischen Stahl 22 NiMoCr 37 wie er zur Herstellung von Reaktordruckbehältern verwendet wird, entspricht der Vorgabe der ASME /ASM 01/:



$$K_{IC}[MPa\sqrt{m}] = \min\{36.5 + 3.1exp(0.036(T - RT^{NDT} + 55.5)); 195\}.$$
 (2.1)

Temperature

Abb. 2.4 Schema zum Vergleich des Spannungsintensitätsfaktors mit der Bruchzähigkeitskurve (vgl. /KAN 10/)

Zur Bestimmung der Versagensgrenze können verschiedene Kriterien herangezogen werden. In Abb. 2.4 ist das Strengste der Kriterien, das Tangentenkriterium, dargestellt. Danach wird die maximal zulässige *RT*^{*NDT*} durch das Verschieben der Bruchzähigkeits-kurve an den Tangentenpunkt mit der Lastpfadkurve bestimmt.

Eine Verschiebung der Bruchzähigkeitskurve in das Maximum des Lastpfades ist dann zulässig, wenn der Warm-Prestressing-Effekt (WPS) berücksichtigt werden darf. Unter einer Warmvorspannung (*warm-prestressing*) wird eine Belastung auf einen vorgeschädigten ferritischen Stahl verstanden, die bei einer Temperatur oberhalb der duktil-spröden Übergangstemperatur oder in einem weniger versprödeten Zustand als dem Bewertungszustand aufgebracht wurde. Aus praktischer Sicht hat dies zwei Hauptfolgen:

- Ein Sprödbruch kann während einer monotonen Entlastung (zeitlich abfallende Lastpfadkurve) ausgeschlossen werden;
- Im Falle einer erneuten Belastung des Behälters bei niedrigerer Temperatur besteht eine zusätzliche Sicherheitsmarge gegen Sprödbruch im Vergleich zur nominalen Materialbruchzähigkeit bei dieser Temperatur.

Die Zulässigkeit dieses Ansatzes unterscheidet sich abhängig von nationalen Anforderungen. In Deutschland ist die Zulässigkeit in KTA 3201.2 /KTA 17/ geregelt. Eine Übersicht zum internationalen Geltungsbereich findet sich in /KAN 10/.

Da Lastpfadkurven im Bereich ihres Maximums sehr flach verlaufen können, wurde als weiteres Bewertungskriterium das 90 %-Kriterium eingeführt und in IAEA-EBP-WWER-08 /IAE 06/ festgehalten. Dabei wird zur Bestimmung der *RT*^{*NDT*} die Bruchzähigkeitskurve in den 0.9-fachen Wert des K_I-Maximums im abfallenden Ast der Lastpfadkurve verschoben. Dieses Bewertungskriterium fließt nicht in die Auswertung der hier vorliegenden Analysen ein.

Zur Abschätzung der Spannungsintensitätsfaktoren wurde in der vorliegenden Untersuchung der Berechnungscode PROST /HEC 16/ verwendet. PROST (PRObabilistic STructure Analysis) ist ein Bruchmechanik-Computercode zur Bewertung von Rissbildung, -initiierung, -wachstum sowie zur Berechnung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in den Strukturmaterialien technischer Komponenten.

PROST bietet verschiedene Approximationsmethoden zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren. Dabei beschreibt jede Methode typischerweise eine bestimmte Lastsituation unter bestimmten geometrischen Annahmen für das Risspostulat. Die hier angewendete IWM-Methode des Fraunhofer-Instituts für Werkstoffmechanik (IWM) beschreibt halbelliptische Risse in Zylindern (/BUS 94/, /HEC 16/). Die Belastung wird durch ein zweidimensionales Polynom beschrieben, wobei in PROST jeweils nur der Spannungszustand an der Behälterinnenwand und am tiefsten Punkt des Risses berechnet wird. Eingangsdaten zur Berechnung sind dabei die transienten radialen Temperaturprofile in der Behälterwand. Aufgrund dieses eindimensionalen Ansatzes können die Belastungszustände in ausgeprägt dreidimensionalen Lastsituationen, wie sie bei Strähnen- und Streifenkühlung in den zu untersuchenden Störfallsequenzen auftreten, nur abgeschätzt werden und dienen ausschließlich zu Plausibilitätsprüfungen der Schlussfolgerungen, welche sich aus der thermohydraulischen Bewertung ergeben.

3 Strukturierung und Planung des Arbeitsprogramms

Bei der Umsetzung des Vorhabens steht die Quantifizierung möglicher Unterschiede in der Anwendung der Option 2 (Tab. 2.1; Combined) und Option 3 (Tab. 2.1; Best-Estimate) des *Specific Safety Guide No. SSG-2* /IAE 09/ für PTS-relevante Kühlmittelverluststörfälle (*loss of coolant accident*, LOCA) im Fokus. Bewertungsbasis sind dabei im Schwerpunkt die Ergebnisse thermohydraulischer Analysen. Diese werden durchgeführt, um die Anfangs- und Randbedingungen sowie deren Unsicherheiten für die angeschlossenen strukturmechanische Analysen des RDB bei Unterkühlungstransienten zu ermitteln. Das Vorhaben ist in die folgenden drei Phasen unterteilt:

Phase 1: Identifizierung und Anpassung eines generischen DWR-Analysesimulators zur Durchführung von Unsicherheitsanalysen mit PTS-Relevanz

- WP01: Anpassung eines generischen 4-Loop Datensatzes für einen Druckwasserreaktor zur Durchführung von BEPU Analysen
- WP02: Qualitätssicherung des generischen Datensatzes
- Phase 2: Durchführung und Auswertung von LOCA-Simulationen mit integrierten Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen
 - WP03: Durchführung von LOCA-Simulationen
 - WP04: Definition / Auswahl und Einbau der zu variierenden unsicheren Parametern und Parameterbereiche
 - WP05: Durchführung der konservativen LOCA-Simulation
 - WP06: Durchführung von Best-Estimate plus Uncertainty (BEPU)-Analysen
 - WP07: Bewertung der BEPU Analysen und Sensitivitätsanalysen
 - WP08: Bewertung der Parameterverteilungen in Bezug auf die Sensitivitäten und ggf. Anpassung / Verfeinerung der Parameterräume und Verteilungen
 - WP09: Erneute Durchführung von BEPU-Analysen und Sensitivitätsanalysen
 - WP10: Vergleich der Simulationsergebnisse der konservativen und der BEPU-Analysen

Phase 3: Dokumentation und Diskussion der Ergebnisse

WP11: Abschlussdokumentation

4 Anpassung eines generischen 4-Loop Datensatzes für einen Druckwasserreaktor zur Durchführung von BEPU-Analysen

Die im Folgenden vorgestellten thermohydraulischen Analysen wurden unter Verwendung des thermohydraulischen Systemcodes ATHLET (Analysis of THermal-Hydraulics of LEaks and Transients) durchgeführt. ATHLET wird von der Gesellschaft für Anlagenund Reaktorsicherheit (GRS) zur Analyse von Betriebszuständen, anormalen Transienten und allen Arten von Lecks und Brüchen in Kernkraftwerken entwickelt. Ziel ist es, das gesamte Spektrum von Auslegungsstörfällen und auslegungsüberschreitenden Unfällen (ohne Kernschädigung) für DWR, SWR und zukünftig auch Gen.-IV-Reaktoren sowie SMR mit einem einzigen Code abzudecken. ATHLET wird von zahlreichen Institutionen im In- und Ausland eingesetzt.

Der hier verwendete Analysesimulator ist eine generisch reduzierte Version eines 4-Loop DWR mit einer thermischen Leistung von 4 GW_{th} in geometrischer und auslegungstechnischer Anlehnung an einen deutschen Vor-KONVOI Reaktor. Die wesentlichen Anlagenparameter des generischen DWR sind in Tab. 4.1 zusammengefasst.



Abb. 4.1 Schema des verwendeten generischen DWR-Analysesimulators

17

Größe	Einheit	Wert
Kernleistung thermisch	MW _{th}	4 000
Druck in der heißen Leitung	MPa	16.20
Temperatur, Kerneintritt	°C	294
Temperatur, Kernaustritt	°C	332
Aktive Kernhöhe	m	3.72
Gesamtmassenstrom	kg/s	19 584
Anzahl der Kreisläufe	-	4
Druck im Dampferzeuger, sekundär	MPa	7.03
Wasserstand im Dampferzeuger-Fallraum	m	12.2
Speisewassertemperatur	°C	218
Dampfmassenstrom	kg/s	2 052

Tab. 4.1Wesentliche Bedingungen des generischen DWR bei Normalbetrieb und100 %-Reaktorleistung

Dieses Grundmodell des Analysesimulators wurde für die Durchführung von BEPU-Analysen weiter optimiert und angepasst. So ist die Simulation der Systemleittechnik mit hohem rechentechnischen Aufwand verbunden, wobei der überwiegende Teil der Leittechnik das Systemverhalten bei den zu betrachtenden Ereignissen nicht beeinflusst. Da für die Durchführung von BEPU-Analysen eine Vielzahl von Simulationsläufen notwendig ist, wurde das ausführliche leittechnische Modell extrem vereinfacht und nur wesentliche Komponenten beibehalten oder durch generische Steuerungen ersetzt.

Auch das sekundärseitige Anlagenmodell wurde durch ein generisches, aber flexibles Steuerungssystem ersetzt. Abb. 4.2 zeigt beispielhaft den neu implementierten Regelkreis der Dampferzeugerfüllstandsregelung in dem generischen DWR-Analysesimulator. Das zuvor mit Signallogik (*General Control Simulation Module*, GCSM) modellierte ECCS wurde nun mit thermohydraulischen Systemkomponenten modelliert. Diese Vorgehensweise ermöglicht neben einer deutlichen Verkürzung der Rechenzeit die Berücksichtigung thermohydraulischer Rückwirkungen innerhalb der Teilsysteme. Weitere Überarbeitungen betreffen die Abschaltsteuerung der Hauptkühlmittelpumpen (HKMP), den Turbinensimulator in Verbindung mit der sekundärseitigen Druckregelung insb. beim Einleiten des Teilabfahrens sowie des Abfahrens mit 100 K/h als Handmaßnahme sowie störfallbezogene Signale in Verbindung mit einem LOCA.



Abb. 4.2 Schema des implementierten Regelkreises zur Dampferzeugerfüllstandsregelung für den generischen DWR-Analysesimulator

Das bei einem LOCA in den kalten Strang eingespeiste Kühlmittel bildet bei Eintritt in den RDB, abhängig von seinem Füllstand, strähnenartige Strukturen aus und mischt sich mit dem wärmeren Kühlmittel im Downcomer. Die Fluidtemperatur in der Mitte der Strähne kann dabei signifikant niedriger sein als die Durchschnittstemperatur des sie umgebenden Kühlmittels. Dies führt zu einer asymmetrischen Abkühlung des RDB und damit zu erhöhter thermomechanischer Beanspruchung des Basismaterials. In thermohydraulischen Analysemethoden erfolgt die Berücksichtigung dieser Phänomene oftmals durch Einbeziehung von semi-analytischen Modellen, welche Informationen über die Gemischtemperatur des Kühlmittels am RDB-Eintritt (ECC-MIX-Modell /LER 02/) und die thermischen Bedingungen innerhalb der Strähne im Downcomer (GRS-MIX-Modell /SON 97/) liefern. Um detailliertere Untersuchungen in den relevanten Regionen des Downcomers zu ermöglichen und eine Überschätzung der lokalen Temperaturminima aufgrund von numerisch bedingten Mittelungseffekten² zu minimieren, wurde ein detaillierteres Nodalisierungskonzept mit höherer radialer und azimutaler Auflösung im Bereich der Anschlussstelle des kalten Strangs an allen vier Loops entworfen. Das Konzept wurde im thermohydraulischen Modell des generischen DWR umgesetzt. Jeder

² Der maximale Detailgrad der berechenbaren Information in einem Thermohydraulikcode entspricht dem Mittelwert über das betrachtete Kontrollvolumen.

loopbezogene Abschnitt des Downcomers wurde in sieben Unterkanäle (D11A, D12A usw.) aufgeteilt, wie in Abb. 4.3 dargestellt. Jedes der Thermofluidobjekte (TFO) ist durch Cross-Connection-Objekte (CCO) mit seinen benachbarten TFOs verbunden, um den Queraustausch zwischen den Objekten zu ermöglichen. In Verbindung mit der in Abb. 4.4 skizzierten Vertikalaufteilung führt dies zu insgesamt 72 TFOs im Ringraum des RDB.

Durch die symmetrische Aufteilung der Teilkanäle wird ein hohes Maß an Flexibilität in Bezug auf die Lecklage und die Art möglicher PTS-relevanter Ereignisse bereitgestellt. Darüber hinaus wurde auf die Modellierung eines für LOCA-Analysen üblichen thermohydraulischen Heißkanals und eines Heißstabs im Reaktorkern verzichtet, da diese Vereinfachung die Simulationszeit merklich verkürzt und die maximale Hüllrohrtemperatur für PTS-Untersuchungen keinen kritischen Parameter darstellt. Die Breite der TFOs in azimutaler Richtung im Downcomer ist an den Durchmesser der HKML angepasst. Dies ermöglicht eine detaillierte thermohydraulische Analyse der kalten Strähne.



Abb. 4.3Horizontale Schnittdarstellung des Nodalisierungskonzepts des RDB im
generischen DWR-Simulator /WEN 16/

Jedes TFO, das mit der RDB-Wand in Kontakt steht, ist ferner mit einem zugehörigen Wärmeleitobjekt (*Heat Conduction Object*, HCO) verbunden. Diese HCOs repräsentieren das Strukturmaterial des RDB und ermöglichen eine Abschätzung der Temperaturverläufe innerhalb der Wand. Der Detailgrad des RDB-Modells in Bezug auf PTS wurde weiter erhöht indem die innenliegende Plattierung aus austenitischem Stahl in die Modellierung einbezogen wurde. Die Wärmeleitobjekte der RDB-Wand wurden in radialer Richtung deutlich verfeinert, um räumliche Temperaturgradienten besser bestimmen zu können. Es liegen in Summe 18 Rechenknoten in Radialrichtung in den HCOs, davon drei in der Plattierung und 15 im Basismaterial. Der Anschluss der HKML an den Ringraum erfolgt über ein Branch-Objekt an genau einen Downcomer-Kanal wie in Abb. 4.4 dargestellt. Der Impulsübertrag in die angeschlossenen Kanäle wird dabei berücksichtigt. Die zweidimensionale Siebenkanaldarstellung in Abb. 4.4 beginnt mit Kanal D11A links und folgt dem Nomenklaturschema aus Abb. 4.3. Die schraffierten Bereiche repräsentieren die angeschlossenen HCOs.

Die Modifikationen am Analysesimulator wurden kontinuierlich von Plausibilitätsrechnungen begleitet und unter Verwendung des Visualisierungs- und Auswertetools ATLAS qualitätsgesichert.



Abb. 4.4 Vereinfachte TFO-Darstellung des RDB mit dem erstellten Siebenkanalmodell im Downcomer

5 Durchführung von LOCA-Simulationen

5.1 Identifikation von Störfallkonfigurationen mit hoher thermomechanischer Belastung des RDB

5.1.1 Kriterien zur Bewertung ungünstiger Randbedingungen

Auf Basis des derzeitigen Stands von W&T wurden die Randbedingungen PTSrelevanter Ereignisse identifiziert. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf LOCA-Ereignisse mit unterschiedlichen Bruchguerschnittsflächen (cross sectional area, CSA) gelegt. Die Bruchquerschnittsflächen beeinflussen insbesondere PTS-relevante Parameter wie Druckverlauf im Primärkreis, ECCS-Einspeiseraten und Eingriffszeiten des Reaktorschutzsystems. Abhängig von diesen und anderen Einflussgrößen kann das Einspeiseverhalten des ECCS zu sehr unterschiedlichen thermohydraulischen Zuständen in der Umgebung der postuliert neutronenversprödeten und thermomechanisch belasteten Zonen des RDB führen. Gemäß den IAEA-Empfehlungen zur PTS-Bewertung /KAN 10/ sollte die Auswahl des ungünstigsten Ereignisses in Bezug auf PTS vollumfänglich und anlagenspezifisch erfolgen. Die Auswahl kann auf der Grundlage von Berechnungen, Analysen und Expertenschätzungen unter Berücksichtigung der jeweiligen Auslegungsstörfälle erfolgen. Dabei sind eine Vielzahl von Faktoren zu berücksichtigen, die die thermischen und mechanischen Belastungen im Downcomer während der Unterkühlungstransiente bestimmen. Diese Faktoren werden in /KAN 10/ wie folgt zusammengefasst:

- 1. Endtemperatur im Downcomer,
- 2. Temperaturabnahmerate,
- Asymmetrische Abkühlung des RDB, gekennzeichnet durch kalte Strähnen und deren Interaktion sowie durch die Abweichung der Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb und außerhalb der Strähnen,
- 4. Primärdruckniveau,
- 5. Breite der kalten Strähne,
- 6. Anfangstemperatur in Downcomer,
- 7. Schichtung und/oder Stagnation der Strömung im kalten Strang.

Jeder der o. g. Faktoren ist direkt oder indirekt über den thermohydraulischen Systemcode ATHLET oder über einen angeschlossenen semi-analytischen Mischungscode wie GRS-MIX /SON 97/ zugänglich. Auf Basis der so bereitgestellten thermohydraulischen Daten können die ungünstigen Störfallsequenzen in Bezug auf PTS identifiziert und bewertet werden.

Um im weiteren Verlauf der Analyse die Unsicherheiten in den Ergebnisgrößen quantifizieren und bewerten zu können, ist es von Bedeutung entsprechende Zielgrößen zu definieren, welche thermohydraulisch zugänglich sind und die Integrität des RDB anzeigen. Die US-NRC /BES 05/ veröffentlichte dazu eine *Phenomena Identification and Ranking Table* (PIRT), welche die entscheidenden Phänomene, Prozesse und Parameter enthält und nach ihrer Bedeutung für die Systemintegrität ordnet. Diese PIRT (siehe Tab. 5.1) wurde in die Beurteilung einbezogen und auf Basis eigener Untersuchungen erweitert. Tab. 5.1 zeigt außerdem, wie die entsprechenden Daten im Rahmen der vorgestellten Untersuchungen zugänglich sind. Nach dem IAEA TECDOC-1627 /KAN 10/ sind die konservativen Annahmen für PTS-Untersuchungen so zu wählen, dass folgende Kriterien erfüllt sind:

- maximaler Kühlmittelmassenstrom zum Downcomer,
- minimale Wassertemperatur,
- maximaler Primärdruck.

Die entscheidenden Parameter für die Strukturbelastung sind demnach der Druck im RDB, die Fluidtemperatur im Downcomer, die räumlichen und zeitlichen Temperaturgradienten innerhalb der RDB-Wand sowie der Wärmeübergangskoeffizient an der RDB-Wandinnenseite. Die PIRT gibt an, welche Faktoren diese Primärparameter beeinflussen könnten, und bewertet die wahrscheinlichen Größen ihres Einflusses.

Rang	Phänomen	Datenquelle
1	Druckspeichereinspeisung	ATHLET
2	Bruchmassenstrom/-größe	Randbedingung
3	Wärmeleitung im RDB	ATHLET
4	Einströmverhalten des ECCS (Strömungs- und Mischungsverhalten im Downcomer)	ATHLET/GRS-MIX
5	Einströmverhalten des ECCS (thermische Schichtung und Mischung im kalten Strang)	ATHLET/GRS-MIX
6	Wasser-Wand-Wärmeübergang im Downcomer	ATHLET/GRS-MIX
7	Naturumlauf und Strömungswiderstand im Leitungssystem	ATHLET
8	Downcomerbypass	nicht zutreffend
9	Wärmeübergang im Deckel	ATHLET
10	Dampf-Flüssigkeitsgrenzfläche im oberen Be- reich des Downcomers / im kalten Strang	ATHLET/GRS-MIX
11	Wärmeübergang im Dampferzeuger	ATHLET
N.R.	Kondensation während ECC-Einspeisung	ATHLET/GRS-MIX
N.R.	Kondensation bei Wiederauffüllung	ATHLET

 Tab. 5.1
 Gekürzte PIRT für thermohydraulische PTS-Analysen /BES 05/

5.1.2 Randbedingungen des führenden Ereignisses

Basierend auf den oben angeführten Empfehlungen und Erfahrungen aus vorangegangenen Untersuchungen wurden die Randbedingungen für die Identifikation der ungünstigsten Störfallsequenz für PTS an der verwendeten Systemkonfiguration festgelegt. Es ist zu betonen, dass diese Randbedingungen sich teils stark von jenen unterscheiden, welche für Untersuchungen von LOCA mit der Zielgröße "maximale Hüllrohrtemperatur" angewendet werden.

Unterkühlungstransienten, welche zu relevanten thermomechanischen Belastungen des RDB führen können und die unter Kapitel 5.1.1 beschriebenen Bedingungen für PTS-Relevanz erfüllen, sind vorrangig primärseitige Kühlmittelverluststörfälle mit einsetzender Noteinspeisung. Große sekundärseitige Lecks sind durch primärseitige LOCA abgedeckt, da die erreichten minimalen Fluidtemperaturen bei Letzteren deutlich tiefer liegen. Das Fehlöffnen und verzögerte Wiederschließen des Druckhaltersicherheitsventils wird über systemtechnische Maßnahmen ausgeschlossen und wird deshalb nicht in die Betrachtungen einbezogen. Im Folgenden werden deshalb die allgemeinen Randbedingungen der untersuchten primärseitigen LOCA vorgestellt. Die Leckposition wird in den heißen Strang gelegt, um einen maximalen Energieaustritt bei minimaler globaler Wassertemperatur zu erreichen und damit eine möglichst niedrige Fluidtemperatur im Downcomer sicherzustellen. Der Abriss des Naturumlaufs unterstützt dieses Ziel, da hierbei die Mischungseffekte in der kalten Leitung während der ECC-Einspeisung minimal werden, was zu einer ausgeprägten thermischen Schichtung führt. Der Abriss des Naturumlaufs ist maßgeblich von der Leckgröße abhängig.

Es wird unterstellt, abweichend von der Forderung des Einzelfehlers, dass alle Sicherheitseinspeise- und Nachkühlpumpen des ECCS verfügbar sind und bevorzugt in den kalten Strang eingespeist wird. Diese Annahme ist abweichend vom Auslegungskonzept der Referenzanlage (Vor-KONVOI), bei welcher bevorzugt heißseitig eingespeist wird. Dieses Vorgehen verfolgt das Ziel möglichst ungünstige Bedingungen im Downcomer und maximale Abkühlraten des Strukturmaterials zu erreichen und steht in Einklang mit der Empfehlung aus /KAN 10/:

"The availability of the emergency core cooling systems should be taken into consideration in such a way as to produce the most intensive overall cooling or the most unsymmetric cooling."

Es wird ferner angenommen, dass alle acht Druckspeicher verfügbar sind. Außerdem wird der Notstromfall mit Eintreten des Störfalls unterstellt. Damit erfolgt ein sofortiges Abschalten der HKMP, was den Massenstrom im Primärkreis schnell reduziert und das Eintreten einer Strömungsstagnation begünstigt.

Die Bewertung der thermomechanischen Lasten aus asymmetrischen Kühlungsbedingungen erfolgt im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen nur auf Basis thermohydraulischer Daten, nicht aber auf Basis mehrdimensionaler strukturmechanischer Analysen. Wie in Kapitel 5.3.2 beschrieben, wird die Spannungsintensität im RDB hier nur zum Zwecke des relativen Vergleichs über ein eindimensionales analytisches Modell abgeschätzt, welches nicht geeignet ist, ein dreidimensionales Spannungsfeld, wie es bei ausgeprägt asymmetrischer Kühlung auftritt, mit hoher Genauigkeit vorherzusagen.

5.2 Durchführung einer Best-Estimate LOCA-Analyse mit dem generischen DWR-Analysesimulator

5.2.1 Störfallbeschreibung und Anlagenverhalten

Zur Qualitätssicherung und Plausibilitätsprüfung des überarbeiteten Analysesimulators sowie als Referenz für die nachfolgenden Unsicherheitsanalysen wurde ein Leck mit einer Bruchquerschnittsfläche von 70 cm² simuliert. Bei Lecks dieser Größe können die in den Primärkreislauf einspeisbaren Borwassermengen größer sein als die durch das Leck austretenden Wasserverluste. Die Wärme kann nur zum Teil über das Leck abgeführt werden. Zusätzlich erfolgt daher zu Störfallbeginn bei höherem Druck die Wärmeabfuhr aus dem Kern über die Dampferzeuger (DE) zur Sekundärseite. Dazu wird das Hauptspeisewassersystem oder wie hier im Notstromfall das An- und Abfahrsystem und ein redundant ausgelegtes Notspeisewassersystem verwendet.

Die Lecköffnung erfolgt bei 200 s. In der ersten Phase des LOCA, bei dem keine Lecküberspeisung stattfinden kann, wird zunächst durch Absinken des Füllstandes im Druckhalter die Reaktor- und Turbinenschnellabschaltung ausgelöst. Dies erfolgt mit einer Verzögerung von ca. 5 s. Gleichzeitig werden die Notstromsignale gesetzt und das Auslaufen der HKMP beginnt. Abb. 5.1 und Abb. 5.2 zeigen wichtige primärseitige Systemparameter im Störfallverlauf. Mit dem Öffnen des Lecks sinkt der Primärdruck (Abb. 5.2, links) zunächst sehr schnell ab, bis er durch die Wärmezufuhr aus der warmen Sekundärseite bei etwa 82 bar gestützt wird. Der Frischdampfdruck auf der Sekundärseite (Abb. 5.3, links) steigt in den ersten Sekunden gegen die geschlossenen Turbinenschnellschlussventile und durch die anfängliche Wärmezufuhr aus dem Primärkreislauf sehr schnell an. Bei einem FD-Druck von 80 bar würde die FD-Umleitstation zum Kondensator öffnen und anschließend durch Schnellabfahren mit Hilfe der FD-Umleitstation ein Absinken der Hauptkühlmitteltemperatur eingeleitet werden. Da in der vorgestellten Untersuchung der Notstromfall vorliegt, steht der Kondensator für den Abfahrvorgang nicht zur Verfügung und der Druck stabilisiert sich bei ca. 82 bar, bevor das Schnellabfahren mit 100 K/h als Handmaßnahme erfolgt. Beim Schnellabfahren wird im vorliegenden Fall mit Hilfe der FD-Abblaseregelventile der erzeugte Dampf über Dach abgeblasen. Der Druckverlauf an den Abblaseregelventilen bestimmt damit im weiteren Störfallverlauf auch den Hauptkühlmitteldruck. Ein Teilabfahren auf 75 bar, was auch ein niedrigeres Druckplateau im Primärkreis zur Folge hätte, wird in der vorliegenden Untersuchung nicht durchgeführt, um der Anforderung in /KAN 10/ ("maximaler Primärdruck") möglichst lange gerecht zu werden.

Durch die sekundärseitige Temperaturabsenkung kann die mittlere Hauptkühlmitteltemperatur auf ca. 140 °C abgesenkt werden (Abb. 5.2, rechts). Bei einem Abfall des Hauptkühlmitteldrucks unter 110 bar werden die Sicherheitseinspeisepumpen zugeschaltet und speisen entsprechend der Systemkennlinie in den Primärkreis ein (Abb. 5.4). Der aus der kalten Einspeisung resultierende geringe Dichteunterschied zwischen Kern und Dampferzeuger reicht nicht aus, um den Naturumlauf aufrecht zu erhalten und der Massenstrom in den HKML beginnt bei ca. 500 s zu stagnieren (Abb. 5.5).

Der Analysesimulator mit dem neu erstellten Nodalisierungskonzept im Downcomer ist in der Lage die sich ausbildende Strähne in Folge der ECCS-Einspeisung abzubilden. Abb. 5.6 (links) zeigt die Fluidtemperaturverläufe im Downcomer auf Höhe der kernnahen Schweißnaht innerhalb und außerhalb der kalten Strähne. Die Temperaturdifferenz beträgt dabei bis zu 73 K. Abb. 5.6 (rechts) macht deutlich, dass die dabei auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten über einen Zeitraum von ca. 1 000 s deutlich unterschiedliche Werte aufweisen, was zu asymmetrischen Kühlungsbedingungen im RDB führt.

Bei ca. 1 200 Sekunden erfolgt in der zweiten Phase des Störfallverlaufs eine Überspeisung des Lecks, was sich in einem Anstieg des Leckmassenstroms (siehe Abb. 5.1) äußert. Der primärseitige Druck wird durch die Sicherheitseinspeisepumpen aufgeprägt. Während des gesamten Störfallverlaufs sinkt der Füllstand im Primärkreis nur kurzzeitig in den Bereich der Kernoberkante ab (Abb. 5.7), sodass eine Streifenausbildung im Downcomer nicht zustande kommt. Bei ca. 2 100 s ist der Primärdruck unter den Ansprechwert der Druckspeicherrückschlagventile von 25 bar gefallen und die Einspeiserate des Notkühlwassers nimmt weiter zu. Bei ca. 2 650 s erreicht der Primärdruck einen Wert von 11 bar und die Niederdruckeinspeisung beginnt, was zu starker Kondensation führt. Dies äußert sich in einer beschleunigten Druckreduktion, erhöhten Einspeiseraten aus den Druckspeichern sowie einem kurzzeitigen Einbruch des Leckmassenstroms (Abb. 5.1, unten links). Im weiteren Verlauf kann der Druck soweit gesenkt werden, dass das nukleare Nachwärmeabfuhrsystem die weitere Nachwärmeabfuhr übernehmen kann und die Sicherheitseinspeisepumpen abgeschaltet werden. In dieser Spätphase ist das System weitgehend thermisch stabil, wie aus Abb. 5.6 hervorgeht. Sie ist deshalb für die hier vorgenommenen Untersuchungen zu PTS nicht mehr von Relevanz.



Abb. 5.1 Zeitverläufe wichtiger Systemparameter im LOCA



Abb. 5.2 Primärseitiger Druckverlauf (links) und mittlere Kühlmitteltemperatur (rechts)


Abb. 5.3 Sekundärseitiger Druckverlauf mit ausgeführter Handmaßnahme "Abfahren mit 100 K/h" (links) und Reaktion der implementierten Dampferzeugerfüllstandsregelung (rechts)



Abb. 5.4 Einspeisemassenstrom des ECCS in allen vier Strängen



Abb. 5.5 Massenstromverlauf im kalten Strang mit eintretender Strömungsstagnation (Detailansicht rechts)



Abb. 5.6 Fluidtemperatur im Downcomer innerhalb und außerhalb der Strähne (links) sowie die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten (rechts)



Abb. 5.7 Füllstand des RDB mit Kernaustrittshöhe bei 0 m (links) und Dampfgehalt am Kernaustritt (rechts)

5.2.2 Thermomechanische Aspekte im Reaktordruckbehälter

Die sich ausbildende Strähne bei ECCS-Einspeisung kann durch das implementierte Nodalisierungskonzept im Downcomer (siehe Kapitel 4) detailliert dargestellt werden. Unter Anwendung des ECC-MIX-Modells /LER 02/ wird die Mischungstemperatur an der Einspeisestelle im Downcomer berechnet und in die RDB-wandnahen Kontrollvolumen am Kaltstrangstutzen (vgl. Abb. 4.3) eingespeist. Abb. 5.8 zeigt die axiale Temperatur-verteilung im Ringraum im Bereich der Anschlussstelle des kalten Strangs von Loop 1 zum Zeitpunkt t = 1 500 s. In den HKML liegt zu diesem Zeitpunkt Strömungsstagnation vor (vgl. Abb. 5.5) und warmes Wasser sammelt sich oberhalb der Anschlussstelle im Downcomer. Nahe der RDB-Wand (D22A, surface) strömt kaltes Wasser dichtegetrieben nach unten ab und wird dabei durch die Wandstruktur und beigemischtes Wasser aus der Umgebung erwärmt. In dem TFO nahe der Kernumfassung (D21A, barrel) ist die Temperatur deutlich höher und nimmt nach unten hin durch die Beimischung aus der kalten Strähne ab. Dieses Verhalten ist plausibel und stimmt qualitativ mit dem beobachteten Verhalten aus dem Großversuch UPTF-TRAM C1 /SIE 96/ überein.



Abb. 5.8 Axiale Temperaturverteilung im Downcomer in Bereich der Anschlussstelle von Loop 1 in direkter RDB-Wandnähe (surface, rot) sowie in Radialrichtung nahe an der Kernumfassung (barrel, blau) zum Zeitpunkt t =1 500 s

In der RDB-Wand stellt sich ein charakteristisches radiales Temperaturprofil ein. Abb. 5.9 zeigt dieses Temperaturprofil im Zeitverlauf sowie die räumliche Diskretisierung der HCO in der RDB-Wand inkl. der Plattierung. Die Temperaturgradienten innerhalb der Wandstruktur tragen wesentlich zur Belastung des RDB bei. Die Berechnung der Temperaturprofile erfolgt unter Berücksichtigung der axialen Wärmeleitung innerhalb der HCO, nicht jedoch durch Wärmeaustausch zwischen benachbarten HCO. Die Wärmeübergangsrandbedingung an der Außenseite des RDB wird konservativ als adiabat angenommen, um die Temperaturunterschiede in der Wand möglichst hoch zu halten.

Die Belastungen sind weiter auch durch eine Asymmetrie in den Kühlungsbedingungen geprägt. Diese ist durch das Auftreten der kalten Strähnen im Downcomer bedingt und in den azimutalen Temperaturverteilungen in Abb. 5.10 erkennbar. Die Asymmetrie nimmt im Zeitverlauf ab, bis sich bei etwa 3 000 s eine gleichmäßige Temperatur im gesamten Umfang des Ringraums einstellt. Die größten Temperaturunterschiede in der Wandstruktur stellen sich bei etwa 1 500 s ein. Zu diesem Zeitpunkt ist die Strähne und somit auch die thermische Asymmetrie noch deutlich ausgeprägt.



Abb. 5.9Radiale Temperaturprofile in der RDB-Wand auf Höhe der kernnahenSchweißnaht im Zeitverlauf



Abb. 5.10 Azimutale Temperaturverteilung im Downcomer auf Höhe der kernnahen Schweißnaht im Zeitverlauf

5.3 Auswahl von kritischen Leckgrößen

5.3.1 Thermohydraulische Einflussparameter

Die Untersuchung der Bruchquerschnittsflächen ist Teil einer ersten Parametervariation, bei welcher alle anderen möglichen Einflussparameter den Best-Estimate-Werten entsprechen. Ziel dieses Ansatzes ist es, eine führende Bruchgrößen als Randbedingung, entsprechend Rang 2 in Tab. 5.1, für die nachfolgenden Unsicherheitsanalysen zu identifizieren. Eine Variation der Bruchgröße kann nicht Teil der tatsächlichen Unsicherheitsund Sensitivitätsanalyse sein, da unterschiedliche Leckgrößen zu unterschiedlichen Systemantworten in der Anlage führen können. Demnach würde bei einem solchen Vorgehen eine Unsicherheitsanalyse über unterschiedliche Ereignisse durchgeführt werden, was nicht aussagekräftig wäre.

In einem ersten Schritt werden 50 LOCA-Simulationen der in Kapitel 5.1.2 eingeführten Systemkonfiguration mit einem zufällig erzeugten Satz von Bruchquerschnittsflächen zwischen 3 cm² (Minileck) und dem einfachen Querschnitt der HKML von 4 400 cm² (großes Leck) durchgeführt. Größere Lecks zeigen für Druck- und Temperatur im Downcomer konvergente Verläufe (siehe Abb. 5.11). Der vollständige Abriss der HKML (2F-Bruch) wird überdies durch den nachgewiesenen Bruchausschluss nach KTA 3206 /KTA 14/ in deutschen Anlagen ausgeschlossen und ist auch deshalb nicht Teil der Untersuchung.

Die thermohydraulischen Kriterien zur Bewertung der PTS-Relevanz der betrachteten Störfallkonfigurationen folgen den Empfehlungen des IAEA-TECDOC-1627 /KAN 10/ und sind in Kapitel 5.1.1 aufgeführt. Wichtige Ergebnisgrößen sind in Abb. 5.11 für den Druck im Primärkreis, die Fluidtemperatur im Downcomer und die Wärmeübergangskoeffizienten an der RDB-Wand in Abhängigkeit von der Zeit und Bruchgröße dargestellt.

Es zeigt sich, dass für große Bruchquerschnitte alle drei dargestellten Parameter rapide abfallen, während sich für kleine und mittlere Leckgrößen sowohl der Druck als auch der Wärmeübergangskoeffizient im Downcomer zunächst auf einem höheren Niveau stabilisieren. Die Temperatur sinkt währenddessen, wenn auch mit geringeren Raten, weiter kontinuierlich ab. Dieses Verhalten deutet unter Berücksichtigung der Bewertungskriterien auf eine ungünstigere Situation bei kleinen und mittleren Leckgrößen bis etwa 100 cm² hin.



Abb. 5.11 Ergebnisse der Leckgrößenvariationsrechung (3 cm² bis 4 400 cm²) für Primärdruck (a), Temperatur im Downcomer (b) und Wärmeübergangskoeffizient an der RDB-Wand (c) /WEN 17/



Abb. 5.12 Entwicklung der Druck- und Temperaturwerte als Funktion der Bruchgröße (links) und die projizierten Druckwerte zum Zeitpunkt der jeweils aufgetretenen Temperaturminima (rechts)

Ungünstige Bedingungen treten insbesondere bei niedrigen und schnell abfallenden Temperaturen im Downcomer in Verbindung mit hohen Drücken auf. Abb. 5.12 zeigt deshalb für die untersuchten Leckgrößen den Druck als Funktion der Temperatur im Downcomer. Es zeigt sich, dass für kleine bis mittlere Lecks die Druckwerte die zum Zeitpunkt des Auftretens der Minimaltemperatur vorherrschen mit sinkender Leckgröße steil ansteigen. Im Bereich um 100 cm² treten zudem erkennbare Schwankungen der eintretenden Minimaltemperaturen um 50 °C bei vergleichsweise hohen Drücken auf. Bei großen Lecks ist die statische Druckbelastung zum Zeitpunkt des Eintretens der Minimaltemperatur sehr gering und kann kaum zur Gesamtbelastung beitragen. Im Gegensatz dazu bleiben die Temperaturen bei sehr kleinen und Minilecks weiter hoch, was zu einer geringen thermischen Belastung des RDB führt. Aus dieser Erkenntnis lässt sich jedoch keine abschließende Bewertung ableiten, da im betrachteten Zeitraum der Systemdruck nicht in jeder Rechnung weit genug abgesunken ist, um die Notkühlkriterien zu erfüllen.

Mit den Ergebnissen dieser ersten Parametervariation wurde der kritische Leckgrößenbereich weiter eingegrenzt und die Rechnungen für 50 zufällig variierte Bruchquerschnittsflächen zwischen 3 cm² und 100 cm² und für einen Zeitraum von 5 000 s wiederholt.

Die Ergebnisse sind für Druck und Minimaltemperatur im Downcomer in Abb. 5.13 (links) gegenübergestellt. Um eine Einordnung der Ergebnisgrößen zu ermöglichen, wurde in

die Grafik die Sprödbruchkennlinie (SBKELI) eines KWU-Vor-KONVOI Reaktors eingezeichnet. Diese dient konservativ zur Absicherung gegen Sprödbruchgefahr bei An- und Abfahrprozessen und ist im vorliegenden Kontext nicht als Zulässigkeitsgrenze zu interpretieren, sondern dient hier lediglich zur Orientierung. Abb. 5.13 (rechts) zeigt dieselben Daten als Quotient aus Druck und Temperatur, um eine Zuordnung zu den Leckgrößen zu ermöglichen. Dabei wird ersichtlich, dass sich im Bereich zwischen 20 cm² und 50 cm² Bruchfläche der Abstand zur SBKELI deutlich verringert mit einem Minimum um 30 cm². Unterhalb von 20 cm² stellt sich auch langfristig ein stabiler Naturumlauf ein, der zu einer starken Durchmischung des eingespeisten Notkühlwassers mit dem Primärkreisinventar führt. Dadurch werden keine sehr niedrigen Fluidtemperaturen im Downcomer mehr erreicht.



Abb. 5.13 Sprödbruchkennlinie (SBKELI) und minimale Fluidtemperatur im Downcomer für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm² mit dem zugehörigen Druckwert /WEN 17/

Weitere thermohydraulisch zugängliche Parameter, welche die thermomechanische Belastung im RDB bestimmen, sind die Temperaturunterschiede über die Wandstruktur sowie die Abkühlrate im Downcomer. Die Berechnungsergebnisse zu diesen Größen sind in Abb. 5.14 und Abb. 5.15 dargestellt. Dabei deuten auch hier die Ergebnisse darauf hin, dass für sehr kleine Leckgrößen die Situation vergleichsweise unkritisch ist. Für Bruchquerschnittsflächen > 30 cm² liegen die Werte der Temperaturdifferenzen nah beieinander. Die Maxima der zeitlichen Temperaturgradienten sind im Bereich um 30 cm² am höchsten. In der Tendenz steigen die Mittelwerte der zeitlichen Temperaturgradienten jedoch zu größeren Bruchquerschnitten hin an und nähern sich im Bereich der oberen Untersuchungsgrenze einem Maximum. Dabei ist zu beachten, dass starke und lang andauernde Temperaturabfälle (hohe Mittelwerte für dT/dt) als kritischer betrachtet werden können als kurzzeitig hohe Abkühlraten.



Abb. 5.14 Temperaturdifferenz über die RDB-Wand im Zeitverlauf (links) und ihre Maxima (rechts) für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm²



Abb. 5.15 Maxima (links) und Mittelwert (rechts) der zeitlichen Temperaturgradienten im Downcomer f
ür den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm²

In Anlehnung an die Empfehlungen aus dem IAEA-TECDOC-1627 sowie auf Basis der vorgestellten Ergebnisse wurden die folgenden sieben Faktoren für die Auswahl der in der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse zu untersuchenden Leckgrößen herangezogen:

- Niedrigste Temperatur im Ringraum,
- Mittlerer negativer Temperaturgradient als Maß für die Temperaturabfallrate,

- Quotient aus Druck und Minimaltemperatur im Ringraum,
- Produkt aus Druck und maximaler Temperaturdifferenz über RDB-Wand,
- Kleinster Temperaturabstand zur Sprödbruchkennlinie,
- Kleinster Druckabstand zur Sprödbruchkennlinie,
- Maximale Temperaturdifferenz über RDB-Wand.

Diese Parameter werden für jede untersuchte Leckgröße ermittelt und auf die aufgetretenen Extremwerte innerhalb der verfeinerten Leckgrößenvariationsrechnung normiert. Die Parameter werden dabei nicht nach ihrem erwarteten Einfluss auf die RDB-Belastung gewichtet, sondern zunächst als gleichartig in der Höhe ihres Einflusses betrachtet. Aus der Summe der normierten Bewertungsfaktoren ergibt sich so für jede untersuchte Leckgröße ein Maß zur Abschätzung ihrer PTS-Relevanz. Das Ergebnis ist in Abb. 5.16 dargestellt. Es zeigt, dass die Summe der Bewertungsfaktoren bei Leckgrößen über 25 cm² in einem engen Band zwischen 5.0 und 6.1 variieren mit einem flachen Maximum zwischen 25 cm² und 40 cm². Die Systemzustände, welche zu diesem Ergebnis führen, sind der Abriss des Naturumlaufs sowie eine signifikante ECCS-Einspeiserate bei gleichzeitig hohem Primärdruck. Da die berücksichtigten Bewertungsfaktoren, wie oben beschrieben, nicht gewichtet werden, aber ihr Einfluss unterschiedlich stark sein kann, wurden auf Basis dieser Voruntersuchungen die Leckgrößen 30 cm², 70 cm² und 100 cm² für die weiteren Analysen ausgewählt.



Abb. 5.16 Maxima (links) und Mittelwert (rechts) der zeitlichen Temperaturgradienten im Downcomer für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm² /WEN 17/

5.3.2 Eindimensionale strukturmechanische Analysen

Um die Lastsituation im RDB während des Störfallverlaufs bei den identifizierten Bruchgrößen umfänglich bewerten zu können, sollten die Aspekte einer strukturmechanischen Analyse in die Untersuchungen einbezogen werden. Zur Abschätzung der mechanischen Lasten auf den RDB, wurde der probabilistische Strukturanalyse-Code PROST /HEC 16/ verwendet. Eine Einführung in das verwendete eindimensionale Modell findet sich in Kapitel 2.4.3.

In Anlehnung an die Hinweise der KTA 3206 /KTA 14/ über "Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken" wird in Höhe der kernnahen Schweißnaht ein halbelliptischer Oberflächenriss postuliert. Eine Skizze des Risspostulats ist in Abb. 5.17 gezeigt. Es wird angenommen, dass der Riss ein Seitenverhältnis a/c von 6 mit einer radialen Eindringtiefe (x-Richtung) von 10 % der RDB-Wandstärke einschließlich der Plattierung aufweist, was für die gegebene Anlagenkonfiguration einer Risstiefe von a = 25 mm entspricht. Die Bewertung von Axialrissen im Anschlussstutzen der HKML am Downcomer ist nicht Teil der vorliegenden Untersuchung, da die entsprechende Lastsituation mit dem verwendeten eindimensionalen Modell nicht berechnet werden kann.



Abb. 5.17 Halbelliptische Risskonfiguration /KTA 14/

Die transienten thermohydraulischen Ergebnisdaten der entsprechend Kapitel 5.2 durchgeführten ATHLET-Simulation für die Sequenzen mit Leckflächen von 30 cm², 70 cm² und 100 cm² wurden als Randbedingung für die strukturmechanischen Analysen angesetzt.

Der Vergleich der mittels PROST berechneten K_I-Verläufe am tiefsten Punkt des 25 mm Oberflächenrisses zur Bruchzähigkeitskurve K_{IC} nach ASME /ASM 01/ ist in Abb. 5.18 dargestellt.



Abb. 5.18 Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I (25 mm Oberflächenriss) der untersuchten Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm² Leckfläche unter Best-Estimate-Randbedingungen

Es zeigt sich, dass sich die auftretenden Maxima im Betrag teils deutlich unterscheiden, wobei das kleinste untersuchte Leck den niedrigsten Wert ausweist. Die Bruchzähigkeitskurve wurde über das Tangentenkriterium an die Lastpfadkurve angelegt und somit die jeweils niedrigste zulässige Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} bestimmt. Die Maxima der Spannungsintensitätsfaktoren treten bei den Leckgrößen mit 70 cm² und 100 cm² etwa gleichzeitig zum Zeitpunkt um 1 500 s auf, während die Lastspitze bei einer Leckfläche von 30 cm² ca. 1 000 s später auftritt. Die Temperaturwerte an der postulierten Rissspitze liegen in allen Sequenzen im Bereich dieser Maxima nahe beieinander. Besonders die Sequenz mit 30 cm² weist allerdings ein flacheres Maximum und damit einen breiteren Rissspitzentemperaturbereich mit hohen Belastungen auf. In der zeitlichen Spätphase des Störfalls nähern sich die KI-Werte aller drei dargestellten Sequenzen einander an, bis die Verlaufskurve der 30 cm²-Sequenz die beiden anderen Kurven schneidet. Die Auswertung mit Hinblick auf die Versagenskriterien unter Berücksichtigung des WPS in Tab. 5.2 und unter Anwendung des Tangentenkriteriums in Tab. 5.3 zeigt, dass nach beiden Methoden die Sequenz mit 100 cm² die niedrigste RT^{NDT} aufweist. Dabei ist zu beachten, dass evtl. überlagerte Spannungen aus asymmetrischer Kühlung durch ausgeprägte Strähnen von kaltem Notkühlmittel im Downcomer modellbedingt nicht in die vorgestellten eindimensionalen strukturmechanischen Untersuchungen einfließen konnten. Weiter liegen die ermittelten Werte für *RT*^{*NDT*}, besonders bei Verwendung des Tangentenkriteriums, nahe beieinander. Der höchste aufgetretene Wert des Spannungsintensitätsfaktors liegt bei 3 310 MPa*mm^{1/2} und gehört zu der Störfallsequenz mit 70 cm² Bruchfläche.

Tab. 5.2Auswertung der strukturmechanischen Analyse unter Berücksichtigung desWPS-Effekts (best-estimate Simulationen)

Leckgröße [cm²]	K _{lmax} MPa*mm ^{1/2}	T _{Riss} [°C]	RT ^{NDT} [°C]
30	2921	160.1	135.2
70	3310	157.7	127.3
100	3259	152.5	122.8

Tab. 5.3Auswertung der strukturmechanischen Analyse ohne Berücksichtigung desWPS-Effekts – tangentes Kriterium (Best-Estimate Simulationen)

Leckgröße [cm²]	Kı MPa*mm ^{1/2}	T _{Riss} [°C]	RT ^{№DT} [°C]
30	1942	97.9	95.5
70	2111	104.1	96.3
100	2354	109.0	95.0

5.3.3 Auswahl von Referenzparametern

Um auf Basis thermohydraulischer Simulationsergebnisse eine Bewertung des Gefährdungszustandes in Folge von PTS-Sequenzen ableiten zu können, ist es hilfreich Referenzparameter zu identifizieren, welche einen Rückschluss auf die mechanische Belastung des RDB zulassen. Diese Referenzparameter müssen außerdem direkt oder indirekt aus den thermohydraulischen Ergebnissen ableitbar sein. Zur Identifikation geeigneter Parameter wurde der zeitliche Verlauf von K_I mit dem Verlauf abgeleiteter Bewertungskriterien, wie sie in Kapitel 5.1 beschrieben sind, verglichen. Dabei hat sich gezeigt, dass die Temperaturdifferenz über der RDB-Wand (ΔT_{RDB}) auf axialer Höhe im Downcomer an der postulierten Rissposition sowie der radiale Temperaturgradient an der Rissspitze (dT/dr) die stärkste Korrelation zu K_I aufweisen. Abb. 5.19 zeigt diese Korrelation über die auf ihr Maximum normierten Werte von ΔT_{RDB} und dT/dr beispielhaft für die Sequenz mit 70 cm² Bruchfläche und Best-Estimate-Randbedingungen. Sowohl Anstieg als auch Maxima der drei gezeigten Parameter liegen sehr nahe beieinander. Der Abfall der Spannungswerte ist im zeitlichen Verlauf etwas stärker als derjenige der Vergleichsparameter. Die Untersuchung der Referenzparameter ΔT_{RDB} und dT/dr sollte es jedoch erlauben einen qualitativen Vergleich von Störfallsequenzen anzustellen. In den nachfolgenden Analysen werden deshalb diese Parameter in die Bewertung einbezogen und bilden die Zielwerte der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse. Dabei ist der Wert des Temperaturgradienten dT/dr abhängig von der postulierten Risstiefe, während der Verlauf von ΔT_{RDB} unabhängig vom Risspostulat ist. Es ist zu betonen, dass die Ergebnisse zum Spannungsintensitätsfaktor K_I anhand des 25 mm Oberflächenrisspostulats ermittelt wurden und sich deshalb die Aussagekraft auf dieses Risspostulat beschränkt. Um diese Einschränkungen zu berücksichtigen und ein vollständiges Bild des Gefährdungszustandes zu erhalten sind die in Kapitel 5.1 aufgezeigten Bewertungskriterien weiterhin einzubeziehen.



Abb. 5.19 Zeitlicher Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors K_I (25 mm Oberflächenriss) im Vergleich zum normalisierten Wert des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze und der Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (∆T RPV)

5.4 Übergeordnete Einflüsse

5.4.1 Einfluss des Auslegungsdrucks der Druckspeicher

In Rahmen von Voruntersuchungen zur BEPU-Analyse über das Verhalten einzelner Aspekte des Auslegungskonzepts der Sicherheitssysteme, wurde der Einfluss der Druckspeicherdruckbeaufschlagung und unterschiedlicher Wasser-Stickstoff-Volumenverhältnisse auf das Systemverhalten überprüft. Dazu wurden zwei Typen von Druckspeichern (DSP) in den Anlagensimulator implementiert. Typ I entspricht dem KWU-Auslegungskonzept mit einem Primärkreis-/DSP-Volumenverhältnis von 0.63 bei einem N₂/H₂O-Volumenverhätnis von 1/3 bei 25 bar Druckbeaufschlagung. Für Typ II wurde mit einem Primärkreis-/DSP-Volumenverhältnis von 0.43 bei einem N₂/H₂O-Volumenverhätnis von 2/3 und 55 bar Druckbeaufschlagung gerechnet. Abb. 5.20 zeigt den zeitlichen Verlauf des Einspeisemassenstroms aus der Typenuntersuchung für eine LOCA-Störfallsequenz entsprechend der Beschreibung in Kapitel 5.2 mit 70 cm² Leckfläche. Die Unterschiede in den Kurvenverläufen sind wesentlich durch das unterschiedlichen Druckbeaufschlagungen sowie die Wirkung der abweichenden Federcharakteristik des komprimierten N₂-Polsters in den DSP bedingt. Sie führt bei Typ II zu einem früheren Einspeisestart und höhere Einspeisemassenströme aus den DSP. Die Massenstromspitzen der Einspeisungen sind Folge des Systemdruckabfalls bei der Übernahme der Nachkühlpumpenbespeisung, welche bei Typ II-Bauweise ca. 530 s vor der Vergleichsrechnung mit Typ I eintritt.



Abb. 5.20 Einspeisemassenstrom aus dem Druckspeicher in der Typenuntersuchung

In Abb. 5.21 und Abb. 5.22 sind die PTS-relevanten Systemparameter Primärdruck und RDB-Innenwandtemperatur dargestellt. Sie zeigen, dass zu Beginn der DSP-Einspeisung das kalte Borwasser mit Typ II im Vergleich früher drucksenkend auf den Primärkreis wirkt. Ab ca. 1 400 s führt die angepasste Federcharakteristik des N₂-Polsters eher in Richtung einer Druckstabilisierung als bei Typ I. Die größere eingespeiste Gesamtmasse an Kühlmittel mit Typ II-DSP führt bis zum Ende des betrachteten Zeitraums zu einem leicht erhöhten Systemdruck.



Abb. 5.21 Druckverlauf des Primärsystems in der Typenuntersuchung



Abb. 5.22 RDB-Innenwandtemperatur in der Typenuntersuchung

Auf den Verlauf der RDB-Innenwandtemperatur in Abb. 5.22 zeigt sich eine Auswirkung während der Haupteinspeisephase der Druckspeicher. Der höhere Einspeisemassenstrom von Typ II senkt die Temperatur an der Wandoberfläche mit einem mittleren Delta von ca. 10 °C gegenüber Typ I ab. Im weiteren Verlauf gleichen sich die Temperaturen wieder an.

Für den Referenzparameter "radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze" dT/dr ergibt sich in Folge das in Abb. 5.23 dargestellte Bild. Auch hier zeigt sich eine deutliche Auswirkung während der Haupteinspeisephase der Druckspeicher. Die Auslegung von Typ II führt zu einem höheren maximalen Temperaturgradienten. Im weiteren Verlauf des Störfalls gleichen sich die Werte in beiden Rechnungen wieder an. Für die vorliegenden Systemkonfigurationen scheint die Auslegungscharakteristik der DSP nach Typ II tendenziell ungünstiger mit Hinblick auf die PTS-Problematik.



Abb. 5.23 Radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze in der Typenuntersuchung

5.4.2 Einfluss des Abfahrens mit 100 K/h als Handmaßnahme

Als zusätzliche Unsicherheit zu den berücksichtigten Parametern der Referenz KWU-DWR-Anlage wurde der Ausfall bzw. eine Verzögerung des Abfahrens mit 100 K/h als Handmaßnahme untersucht. Dazu wurde vor Durchführung der eigentlichen Unsicherheitsanalyse der Einfluss auf die PTS-relevanten Systemparameter überprüft. Bei kleinen Leckgrößen zeigt das Verhalten der Sekundärseite noch deutlichen Einfluss auf den Störfallverlauf. Abb. 5.24 zeigt den Primärdruckverlauf bei der 70 cm²-KMV-Störfallsequenz mit und ohne Einleitung des 100 K/h Abfahrens. Durch die geringere Energieabfuhr über die Sekundärseite bei Ausfall des Abfahrens mit 100 K/h zeigt die Rechnung ein stabil höheres Druckniveau bis ca. 2 000 s. Bei ca. 2 200 s kommt es zu einem starken und rapiden Druckabfall in Verbindung mit einer hohen DSP-Einspeiserate. Mit Ende der Einspeisung über die Sicherheitseinspeisepumpe (SEP) durch das Signal "Flutbehälter leer" kommt es zu einem zweiten raschen Druckabfall (t = 6 000 s).

Abb. 5.25 zeigt den Vergleich im Verhalten der Noteinspeisung. Entsprechend des anhaltend höheren Drucks im Primärkreis zeigt sich ein geringerer Massenstrom über die SEP bei Ausfall des Abfahrens mit 100 K/h. Bei ca. 2 200 s steigt der Einspeisemassenstrom aus den DSP kurzzeitig massiv an. Bei ca. 6 000 s endet die Einspeisung der SEP mit "Flutbehälter leer". Die Nachkühlpumpen können die Kernkühlung aufgrund des hohen Druckniveaus erst verzögert übernehmen. Der geringere Einspeisemassenstrom aus dem ECCS führt zu einem weniger starken Temperaturabfall an der RDB-Oberfläche bei Ausfall des 100 K/h Abfahrens (siehe Abb. 5.26). Das Temperaturniveau liegt in der Spätphase des Störfalls nur leicht oberhalb des Vergleichsfalls mit 100 K/h Abfahren. Sowohl das Maximum in der Hauptkühlphase (1 200 – 2 000 s) als auch der Anstieg des radialen Temperaturgradienten in der RDB-Wand zu Beginn der Einspeisung liegen bei Ausfall des Abfahrens mit 100 K/h unterhalb des Vergleichsfalls. Für die vorliegenden Systemkonfigurationen deuten diese Ergebnisse darauf hin, dass ein zügiges Auslösen des Abfahrens mit 100 K/h tendenziell ungünstiger mit Hinblick auf die PTS-Problematik ist.



Abb. 5.24 Primärdruckverlauf in der Vergleichsrechnung zum 100 K/h Abfahren



Abb. 5.25 Einspeisemassenstrom des Not- und Nachkühlsystems mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h



Abb. 5.26 Wandoberflächentemperatur im Ringraum mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h



Abb. 5.27 Radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h

6 Durchführung der Best-Estimate plus Uncertainty (BEPU)-Analysen

6.1 Die GRS-Methode zur Durchführung von BEPU-Analysen

Die GRS-Methode zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in der deterministischen Sicherheitsanalyse ist eine statistische Methode, die auf Monte-Carlo-Simulation basiert. Das schematische Vorgehen innerhalb der Methode ist in Abb. 6.1 dargestellt. Wesentliche Voraussetzungen der Monte-Carlo-Simulation sind das Identifizieren der relevanten unsicheren Eingangsparameter des eingesetzten Rechenprogramms sowie die Festlegung der zugehörigen Wertebereiche, Wahrscheinlichkeitsverteilungen und Abhängigkeiten zwischen einzelnen Parametern. Aus diesen Informationen werden durch einfache Zufallsauswahl Kombinationen von Parameterwerten generiert und als Eingabewerte für das Rechenprogramm verwendet. Die Rechenläufe auf Basis der Eingabewerte liefern eine Stichprobe von Ergebnissen, die anschließend statistisch ausgewertet wird.



Abb. 6.1 Monte Carlo Simulation im Kontext der GRS-Methode zur BEPU-Analyse

Wichtigste Kenngrößen der statistischen Auswertung im Rahmen einer PTS-Analyse sind die einseitigen (95 %, 95 %) Toleranzgrenzen für Referenzgrößen, welche Rückschlüsse auf die thermomechanische Belastung des RDB zulassen. Wird eine LOCA-Analyse zum Sicherheitsnachweis eines Auslegungsstörfalls (2F-Bruch/großes Leck) durchgeführt, ist eine der wichtigsten Kenngrößen die maximale Hüllrohrtemperatur. Wert und Richtung unsicherer Parameter können sich je nach Zielgröße unterscheiden und unter Umständen gegenläufige Anforderungen stellen. Die obere einseitige (95 %, 95 %) Toleranzgrenze ist derjenige Wert einer Zielgröße, welcher mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % nicht überschritten wird. Die untere Toleranzgrenze ist dementsprechend derjenige Wert der Zielgröße, welcher mit gleicher Wahrscheinlichkeit und statistischer Sicherheit nicht unterschritten wird. Werden beide Werte für denselben Parameter innerhalb einer Analyse betrachtet, so spricht man vom zweiseitigen Toleranz intervall. Im Falle einer strukturmechanischen PTS-Analyse mit Berücksichtigung von Unsicherheiten wäre der begrenzende Wert (zulässige Grenzwert C_{zul}) durch die Bruchzähigkeitskurve des RDB-Materials bestimmt. Zu ermitteln wäre hier das untere Toleranz Imit der zulässigen Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT}_{zul} , welche sich aus der Berechnung der Lastpfadkurven ergibt (vgl. Kapitel 2.4). Ein solches Vorgehen ist nach deutschem Regelwerk zum Sprödbruchsicherheitsnachweis des RDB nicht gefordert.

Die zulässige Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT}_{zul} ist durch thermohydraulische Systemanalysen, wie sie Gegenstand der vorliegenden Untersuchung sind, nicht direkt zugänglich. Aus diesem Grund sind alternative Zielgrößen festzulegen, welche Rückschlüsse auf die RDB-Belastung zulassen und direkt oder indirekt aus ATHLET-Ergebnissen abgeleitet werden können. In Kapitel 5.3.3 wurden dazu die Temperaturdifferenz über der RDB-Wand ΔT_{RDB} auf Höhe der postulierten Rissposition sowie der radiale Temperaturgradient an der Rissspitze dT/dr als Referenzparameter identifiziert und bilden somit nachfolgend die Zielgrößen der Unsicherheitsanalyse.

Die Berechnungen zu Unsicherheiten und Sensitivität der Ergebnisse wurden mit dem von der GRS entwickelten Analyseprogramm SUSA durchgeführt (/KLS 15/, /KLS 16/). In den folgenden Absätzen wird das mathematische Verfahren für die statistische Nachweisführung beschrieben. Das Nachweiskriterium mit Bezug auf die einseitige obere ($\beta \times 100 \%$; $\gamma \times 100 \%$) Toleranzgrenze $C_{\beta,\gamma}$ für die Zielgröße *C* (*Criteria*) kann wie folgt formuliert werden:

$$Prob(Prob(C \le C_{\beta,\gamma}) \ge \beta) \ge \gamma \,! \tag{6.1}$$

 $Prob(\cdot)$ steht für Wahrscheinlichkeit im Sinne von Überdeckungswahrscheinlichkeit oder Konfidenzlevel. Der Konfidenzlevel γ gibt die Wahrscheinlichkeit dafür an, dass die aus einer Stichprobe des Umfangs *n* ermittelte Toleranzgrenze einen Anteil von $\geq \beta \times 100 \%$ der möglichen *C*-Werte überdeckt. Bei der GRS-Methode werden die Toleranzgrenzen entsprechend des nichtparametrischen Ansatzes von Wilks berechnet (/WIL 41/, /WIL 42/). Nichtparametrisch bedeutet, dass die Berechnung der Toleranzgrenzen keine Annahmen über die Verteilung der auszuwertenden Ergebnisgröße (Zielgröße *C*) erfordern. Eine wichtige Voraussetzung für die Berechnung der Toleranzgrenzen nach Wilks ist allerdings, dass die vorliegenden Werte der auszuwertenden Größe einer einfachen Zufallsauswahl entsprechen. Eine solche Zufallsauswahl für das Rechenergebnis erhält man, indem die einzelnen Wertekombinationen der unsicheren Parameter, mit denen die Berechnungen der Zielgröße durchgeführt werden, über ein einfaches Zufallsauswahlverfahren ermittelt werden.

Eine weitere wichtige Voraussetzung zur Berechnung der Toleranzgrenzen nach Wilks ist eine Mindestanzahl an Werten, die für die auszuwertende Größe vorliegen muss. D. h. es muss eine Mindestanzahl an Simulationsläufen durchgeführt werden, um auf der Basis der vorliegenden Ergebnisgrößenschar die Toleranzgrenzen nach Wilks berechnen zu können. Bzgl. der einseitigen oberen ($\beta \times 100 \%$; $\gamma \times 100 \%$) Toleranzgrenze wird das Minimum für die Anzahl *n* an Simulationsläufen berechnet:

$$1 - \beta^n \ge \gamma. \tag{6.2}$$

Stellt sich zusätzlich die Frage nach der unteren Toleranzgrenze ergibt sich die Formel zur Berechnung des zweiseitigen Toleranzintervalls zu:

$$1 - \beta^n - n \cdot (1 - \beta) \cdot \beta^{n-1} \ge \gamma \tag{6.3}$$

Die Mindestanzahl für *n* hängt demnach von der geforderten Überdeckungswahrscheinlichkeit β und dem geforderten Konfidenzlevel γ ab. Die Mindestanzahl an erforderlichen Simulationsläufen für die Berechnung der einseitigen oberen (95 %, 95 %) Toleranzgrenze ist n = 59. In diesem Fall entspricht das Maximum aller 59 Zielgrößenergebniswerte der oberen einseitigen Toleranzgrenze. Zur Berechnung des zweiseitigen Toleranzintervalls ist nach Formel (6.3) eine Mindestanzahl von 93 Simulationsläufen erforderlich. Wenn mehr Rechenläufe durchgeführt werden, entspricht nicht das Maximum, sondern ein Wert niedrigerer Ordnung der Toleranzgrenze. Wenn z. B. n = 100Simulationsläufe durchgeführt werden, entspricht der zweitgrößte Wert der einseitigen oberen (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.

6.2 Definition / Auswahl und Einbau der zu variierenden unsicheren Parameter und Parameterbereiche

6.2.1 Auflistung und Beschreibung der verwendeten unsicheren Parameter

Die unsicheren Parameter (Tab. 6.1) und deren Verteilungsparameter (Tab. 6.2) wurden weitgehend den folgenden Berichten entnommen: GRS-A-2177 /GLA 94/, GRS-A-3279 /GLA 05/, GRS-A-3436 /GLA 08a/, GRS-A-3438 /DRA 08/, GRS-A-3443 /GLA 08/, GRS-A-3685 /AUS 13/. Alle zusätzlichen Parameter werden in den nachfolgenden Unterkapiteln beschrieben.

Par. Nr.	Par. ID	Parameter Name	Einheit	Wert	Quelle der Unsicherheitsdefinition und -verteilung	Bemerkungen
1	ODHCC	Multiplikationsfaktor für die relative Ge- schwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum	-	1	Beurteilung der Experten, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 9	
2	ODANU	Multiplikationsfaktor für die relative Ge- schwindigkeit, Vertikale Ringraumgeometrie	-	1	Validierung der Korrelation für Ringraumgeo- metrie und Beurteilung von Experten, GRS- A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 8	
3	TURB	Turbulenzfaktor für Verdampfung bei kriti- scher Ausströmung (Bruch)	-	10	Super Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente /SOZ 75/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 2	
4	ODVPI	Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Vertikale Rohre (Pipe)	-	1	GE Blowdown Experiment, Wilson und Tos- hiba /ISH 78/, GE Blowdown- und Wilson- Drift-Experimente /SKO 88/ und zahlreiche integrale Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 5	
5	ODHPI	Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Horizontale Leitungen (Pipe)	-	1	UPTF Experimente, TPTF Experimente, IVO Experimente /SKO 88/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 6	
6	ODBUN	Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel	-	1	Validierung der Korrelation für Brennstabbün- del /LEF 98/ und Ingenieursabschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 7	
7	OHWFC	Einphasige Konvektion in Wasser (Dittus- Boelter, MC Eligot) – Korrekturfaktor, Alle Oberflächen mit Wärmeübertragung	-	1	Analysen der KWU Experimente mit 25-Stab- bündel /VOJ 82/ und Ingenieursabschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 24	
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser – Kor- rekturfaktor; Alle Flächen mit Wärmeübertra- gung	-	1	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 6	
9	OHWNB	Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) – Korrekturfaktor; Alle Flächen mit Wärme- übertragung	-	1	Analysen der KWU Experimenten mit 25- Stabbündel /VOJ 82/ und Ingenieursabschät- zung, GRS-A-3685, Tab. 5.2-1, Para. 25	
10	IHTC1	Modell für Dampf-Tropfenkühlung: 1=modifi- zierte Dougall-Rohsenow / 2=Condie-Bengs- ton IV Korrelation	-	1	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kapitel 3.5.1.3, Pa- rameter 9, Siehe Parameter OHWFB	
11	OHWFB	Dampf-Tropfenkühlung: modifizierte Dougall- Rohsenow / Condie-Bengston IV Korrelation – Korrekturfaktor, Kern	-	1	Literatur /GOT 85/, /NIJ 80/ und Analysen der KWU-Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 26	

Tab. 6.1 Parameterliste der unsicheren Parameter mit Dokumentationshinweisen

55

Par. Nr.	Par. ID	Parameter Name	Einheit	Wert	Quelle der Unsicherheitsdefinition und -verteilung	Bemerkungen
12	ІНТСЗ	Modell für einphasige Zwangskonvektion in Dampf: 1=Dittus-Boelter II / 2=Mc Eligot	-	2	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 7, siehe OHVFC	Kern: TFJKA0KE10-Pbjekte, Dampferzeuger: TFJEA10SR1-Objekte
13	OHVFC	Einphasige Konvektion in Dampf Dittus-Boel- ter II / Mc Eligot – Korrekturfaktor; alle Flä- chen, mit Wärmeübertragung	-	1	Parameter 28, Literatur /GOT 85/ und Exper- tenbeurteilung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 28	
14	ICHF1	Kritische Heizflächenbelastung Minimalwert aus 3 Korrelationen / Biasi Korrelation – Kor- rekturfaktor, Kern	-	0	Literatur /GOT 85/, /WIC 91/, /NIJ 80/, GRS- A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 29	
15	OMCON	Korrekturfaktor für Direktkondensation	-	1	HDR Kondensations-Experiment /TES 93/, UPTF-TRAM Experiment /PAP 96/ und Beur- teilung der Programmentwickler, GRS-A- 3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 32	
16	ZB	Zahl der Blasen pro Einheitsvolumen, Primär- und Sekundärkreislauf	1/m³	5.00E+09	Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experi- mente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche Integral-Experimente, GRS-A- 3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 30	
17	ZT	Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen, Pri- mär- und Sekundärkreislauf	1/m³	5.00E+09	Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experi- mente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche Integral-Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 31	
18	HTCLO	Wärmeverluste an die Umgebung, Außenflä- chen des Primärkreislaufes und der Dampfer- zeuger	-	1	ATHLET-Nachrechnungen von KKWs und in- genieurmäßige Abschätzung	RDB (HCJAA), DH (HCJEC), DE (HCJEA), FD (HCLBA) Sekundärseite: HTCLO=2
19	FAKWLF	Faktor der Wärmeleitfähigkeit des Basisma- terials	-	1	Fehler ca. 5 %. Siehe z. B. Richter, F. "Die physikalischen Eigenschaften der Stähle: Das 100-Stähle-Programm." Arbeitskreis Thermophysik in der GEFTA (2010).	
20	FAKCPL	Faktor der Wärmekapazität des Basismateri- als	-	1	Fehler ca. 5 %. Siehe z. B. Richter, F. "Die physikalischen Eigenschaften der Stähle: Das 100-Stähle-Programm." Arbeitskreis Thermophysik in der GEFTA (2010).	
21	OADDI	Maximales spezifisches Volumen für Begren- zung der Verdampfungskorrelation, Primär- und Sekundärkreislauf	-	0.2	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 17	
22	ROU0	Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre	m	7.00E-06	/DRA 08/ GRS-A-3438, Tab 2.1-5, Parameter 21	
23	ROU0C	Wandrauigkeit im heißen BE	m	5.00E-07	GRS-A-3438 /DRA 08/, Tab. 2.1-5, Para. 23	

Par. Nr.	Par. ID	Parameter Name	Einheit	Wert	Quelle der Unsicherheitsdefinition und -verteilung	Bemerkungen
24	ROU0ECC	Wandrauigkeit in der ECC-Einspeiseleitung	m	1.50E-05	GRS-A-3443, /GLA 08/, Kap. 3.5.1.10, Pa- rameter 37,	Übertragung der Formverlustwerte in Wirkung auf die Wandrauigkeit
25	ZECC	Variation der Formverluste in der ECC- Einspeiseleitung		1	Ingenieursabschätzung (Kap. 6.2.3) und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/	
26	ZFCCO	Korrekturfaktor für Druckverlustbeiwerte der "Cross Connection" im Ringraum und Reak- torkern	-	1	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kap. 3.5.1.10, Parameter 37	
27	AKITAR	Korrekturfaktor für Reaktivitätstabelle als Funktion der KM-Dichte	-	1	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernre- aktoren und Ingenieursabschätzung	
28	AKITAF	Korrekturfaktor für Reaktivitätstabelle als Funktion der Brennstofftemperatur	-	1	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernre- aktoren und Ingenieursabschätzung	
29	AKITAZ	Korrekturfaktor für Externreaktivität (speziell für die D-Bänke-Steuerbänke)	-	1	Vergleichsrechnungen verschiedener Kernre- aktoren und Ingenieursabschätzung	
30	RPODC	Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung	-	1	GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap.6.1.12, Para. 45	Korrektur der Bezugsleistung von 3950 MW
31	QROD0K00	Korrekturfaktor der Reaktorleistung		1	siehe Kapitel 6.2.2	Beinhaltet Mess- und Kalibrierfehler der Leistungsberechnung sowie Unsicherheit der Generatorleitung
32	WCPB	Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brenn- stoffs	-	1	GRS-A-3443 /GLA 08/, Parameter 40	
33	WLFM	Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs	-	1	GRS-A-3443 /GLA 08/, Parameter 41	
34	EPS	Konvergenzkriterium	-	0.001	GRS-A-3279 /GLA 05/, Kapitel 6.1.5, Parameter 55	Die Grenzen wurden aus Stabilitätsgründen von 10 ⁻² und10 ⁻⁴ auf einen Bereich von 5*10 ⁻³ und 1*10 ⁻⁴ reduziert, Vergleichsrechnungen zeigten kaum Unterschiede
35	TJN	Temperatur der Druckspeicher und des Not- speisewassers	°C	30	GRS-A-3443 /GLA 08/, Kap.3.5.1.13, Par.51	Wassertemperatur wird breit, innerhalb eines realistischen Rahmens variiert. Der kleinste Wert wird konservativ auf 5 °C festgelegt.
36	OFI2V	Zweiphasen-Multiplikator für vertikale Rohre, Martinelli-Nelson Korrelation – Korrekturfak- tor, Vertikale Leitungen	-	1	Literatur: /BEA 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 22	
37	OFI2H	Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Rohre, Martinelli- Nelson Korrelation – Kor- rekturfaktor, Horizontale Leitungen	-	1	Literatur: /BEA 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 23	
38	OIHST	Zwischenphasenreibung bei geschichteter Strömung und Wellenströmung im Horizonta- len, Horizontale Leitungen, Rohr – Multiplika- tionsfaktor	-	1	IME Toulouse Experiment zur Zwischenpha- sen-Reibung /FAB 87/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 10	

Par. Nr.	Par. ID	Parameter Name	Einheit	Wert	Quelle der Unsicherheitsdefinition und -verteilung	Bemerkungen
39	OIHSB	Zwischenphasenreibung bei Blasen-, Kolben- blasen- und Schaumströmung im horizonta- len Rohr – Multiplikationsfaktor; Horizontale Leitungen	-	1	Analysen der ANL Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 11	
40	OIHT1	Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von geschichteter Strömung zur Schwall-strö- mung im horizontalen Rohr – Multiplikations- faktor; Horizontale Leitungen	-	1	TPTF und UPTF Experimente /SKO 01/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parame- ter 13	
41	OIHT2	Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von nichtdisperser zur disperser Strömung im horizontalen Rohr – Multiplikationsfaktor; Ho- rizontale Leitungen	-	1	Harwell Experimente von Whalley und Fells /SKO 99/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parame- ter 14	
42	OIVPI	Zwischenphasenreibung bei nicht-disperser Strömung im vertikalen Rohr – Multiplikati- onsfaktor; Vertikale Rohre	-	1	GE Experimente /HEW 86/, Toshiba Experi- mente /ISH 78/, Wilson Drift-Experimente /SKO 88/ und andere, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 17	
43	OIBUN	Zwischenphasenreibung bei nicht-disperser Strömung im vertikalen Bündel – Multiplikati- onsfaktor; Brennstabbündel	-	1	PERICLES und THETIS-Experimente /SKO 01/, /GLA 05/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 16	
44	OENBU	Multiplikationsfaktor für kritische Geschwin- digkeit für Wassermitriss; Heizstabbündel im Kernsimulator		1	FLECHT-Experiment, Experimente für Rohr- geometrie und ingenieurmäßige Abschätzg., GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 20	
45	OIVTP	Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von nichtdisperser zu disperser Strömung im vertikalen Rohr – Multiplikationsfaktor; Verti- kale Leitungen außerhalb des Kerns	-	1	Harwell Experimente von Whalley und Fells /SKO 99/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 19	
46	OIVDI	Zwischenphasenreibung bei disperser Trop- fenströmung im vertikalen Rohr – Multiplikati- onsfaktor; Vertikale Leitungen	-	1	Analysen der AN- Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 18	
47	OIHDI	Zwischenphasenreibung bei disperser Trop- fenströmung im horizontalen Rohr – Multipli- kationsfaktor; Horizontale Leitungen	-	1	Analysen der ANL Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 12	
48	OPLAML	Transport Stoffwert, Wärmeleitfähigkeit des Wassers – Korrekturfaktor	-	1	Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten /POI 18/	
49	OPLAMV	Transport Stoffwert, Wärmeleitfähigkeit des Gases – Korrekturfaktor	-	1	Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten /POI 18/	
50	OPCPL	Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Wassers (nur Transport Eigenschaft) – Kor- rekturfaktor	-	1	Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten /POI 18/	

Par. Nr.	Par. ID	Parameter Name	Einheit	Wert	Quelle der Unsicherheitsdefinition und -verteilung	Bemerkungen
51	OPCPV	Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Ga- ses (nur Transport Eigenschaft) – Korrek- turfaktor	-	1	Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten /POI 18/	
52	OFRIC	Koeffizient für den Anteil von Wasser und Dampf an der Wandreibung; Alle Leitungen	-	0	Beurteilung der Experten, GRS-A-3685, /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 21	
53	HTCDC	Faktor zum Wärmeüberganskoeffizienten im Ringraum (Downcomer)	-	1	Anmerkungen zur Nachrechnung der UPTF- TRAM Versuche /SON 97/	
54	T_RESA_VZ	Verzögerungszeit zwischen Lecköffnung und Auslösen der RESA	s	2	Ingenieursabschätzung	Modellhafter Ersatz reduzierter Leittechnik
55	T_RESA_LZ	Laufzeit der RESA zwischen Auslösung und maximaler Abschaltreaktivität von -0.07	s	2	Ingenieursabschätzung	Modellhafter Ersatz reduzierter Leittechnik
56	T_ABVZ	Verzögerung des 100 K/h Abfahrens	s	120	Annahme: Normalverteilung bildet die Vertei- lung zur Verzögerung der Handmaßnahme zum Abfahren in erster Näherung ab	
57	T_POFF	Totzeit zwischen Prozesssignal zum Ab- schalten der Hauptkühlmittelpumpen und dem Abschalten	s	0.5	GRS-A-3436 /GLA 08a/, Kap. 6,1.18, Parameter 56	
58	ECCPID	Zeitkonstante zur Variation der Pumpenkenn- linie der Nachkühlpumpe	-	0.5	Ingenieursabschätzung	Numerischer Parameter zur Dämpfung unphysika- lischer Schwingungen in Rohrleitungen bei niedri- gen Drücken.
59	ECCNDMF	Variation der Pumpenkennlinie Nachkühl- pumpe (ND-Einspeisung)	-	1	Ingenieursabschätzung (Kap. 6.2.4) und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/	
60	ECCHDMF	Variation der Pumpenkennlinie Sicher- heitseinspeisepumpe (HD-Einspeisung)	-	1	Ingenieursabschätzung (Kap. 6.2.4) und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/	
61	PDSP	Druck im Druckspeicher	Pa	2.50E6	Ingenieursabschätzung, Kap. 6.2.5 und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/	Best-Estimate-Wert nach KWU-Auslegung
62	FHDSP	Füllstand in den Druckspeichern	m	10.825	Ingenieursabschätzung, siehe Kapitel 6.2.6	

Tab. 6.2Parameterliste mit Angaben zum Verteilungstyp, den Verteilungsparametern und dem Verteilungsbereich der unsicheren
Parameter

Par. Nr.	Parameter ID	Distribution Type	Distribution Parameter1	Distribution Parameter2	Minimum	Maximum	F(Min)	F(Max)	x y w if given			
1	ODHCC	Histogram			0.5	2.5	0	1	0.5 0.5	1 0.5	2.5	
2	ODANU	Uniform	0.4	1.6	0.4	1.6	0	1				
3	TURB	Log. Normal	2.29	0.65	0	50	0	0.99371				
4	ODVPI	Polygonal Line			5.00E-01	1.50E+00	0.00E+00	1.00E+00	0.50 0.00E +00	0.70 1.00	1.20 1.00	1.50 0.00E +00
5	ODHPI	Polygonal Line			7.50E-01	2.25E+00	0.00E+00	1.00E+00	0.75 0.00E +00	1.00 1.00	2.00 1.00	2.25 0.00E +00
6	ODBUN	Polygonal Line			2.50E-01	2.00E+00	0.00E+00	1.00E+00	0.25 0.00E +00	0.50 1.00	1.75 1.00	2.00 0.00E +00
7	OHWFC	Uniform	8.50E-01	1.15E+00	8.50E-01	1.15E+00	0.00E+00	1.00E+00				
8	OHWNC	Uniform	8.50E-01	1.15E+00	8.50E-01	1.15E+00	0.00E+00	1.00E+00				
9	OHWNB	Uniform	8.00E-01	1.20E+00	8.00E-01	1.20E+00	0.00E+00	1.00E+00				
10	IHTC1	Discrete			1.00E+00	2.00E+00	0.00E+00	1.00E+00	1.00 0.50	2.00 0.50		
11	OHWFB											
12	IHTC3	Discrete			1.00E+00	2.00E+00	0.00E+00	1.00E+00	1 0.5	2 0.5		
13	OHVFC											
14	ICHF1	Discrete			0.00E+00	4.00E+00	0.00E+00	1.00E+00	0.00E+00 0 .50	4.00 0.50		
15	OMCON	Histogram			5.00E-01	2.00E+00	0.00E+00	1.00E+00	0.50 0.50	1.00 0.50	2	
16	ZB	Log. Triangular	5.00E+09		1.00E+08	1.00E+10	0.00E+00	1.00E+00				
17	ZT	Log. Triangular	5.00E+09		1.00E+08	1.00E+10	0.00E+00	1.00E+00				
18	HTCLO	Uniform	0.99	1.01	0.99	1.01	0	1				
19	FAKWLF	Normal	1	0.03	0.95	1.05	0.0477903	0.95221				
20	FAKCPL	Normal	1	0.03	0.95	1.05	0.0477903	0.95221				

Par. Nr.	Parameter ID	Distribution Type	Distribution Parameter1	Distribution Parameter2	Minimum	Maximum	F(Min)	F(Max)	x y w if given			
21	OADDI	Uniform	2.00E-01	1.20E+00	2.00E-01	1.20E+00	0.00E+00	1.00E+00				
22	ROUO	Polygonal Line			2.00E-06	2.00E-05	0	1	2E-06 0	4E-06 1	1E-05 1	2E-05 0
23	ROUOC	Polygonal Line			1.50E-08	1.00E-05	0	1	1.5E-08 0	2E-06 1	5E-06 1	1E-05 0
24	ROUECC	Polygonal Line			1.00E-05	0.0001	0	1	1E-05 0	2E-05 1	5E-05 1	0.0001 0
25	ZECC	Polygonal Line			0.1	5.5	0	1	0.1 0	0.2 1	3 1	5.5 0
26	ZFCCO	Histogram			0.4	5	0	1	0.4 0.5	2 0.5	5	
27	AKITAR	Uniform	0.85	1.15	8.50E-01	1.15E+00	0	1				
28	AKITAF	Uniform	9.40E-01	1.06E+00	9.40E-01	1.06E+00	0.00E+00	1.00E+00				
29	AKITAZ	Uniform	9.30E-01	1.07E+00	9.30E-01	1.07E+00	0.00E+00	1.00E+00				
30	RPODC	Normal	1	0.04	0.9	1.1	0.00620965	0.99379				
31	QROD0K00	Normal	1	0.01	0.97	1.03	0.00134991	0.99865				
32	WCPB	Uniform	0.96	1.04	9.60E-01	1.04E+00	0	1				
33	WLFM	Uniform	8.80E-01	1.12E+00	8.80E-01	1.12E+00	0.00E+00	1.00E+00				
34	EPS	Log. Triangular	0.001		1.00E-04	5.00E-03	0	1				
35	TJN	Normal	20	8	5	40	0.0303964	0.99379				
36	OFI2V	Log. Normal	-0.274	0.339	0.2	2	4.09E-05	0.99783				
37	OFI2H	Log. Normal	-0.545	0.411	0.1	2.5	9.50E-06	0.99981				
38	OIHST	Histogram			0.2	2	0	1	0.2 0.5	1 0.5	2	
39	OIHSB	Histogram			0.35	3.5	0	1	0.35 0.5	1 0.5	3.5	
40	OIHT1	Uniform	1	3	1	3	0	1				
41	OIHT2	Uniform	1	2	1	2	0	1				
42	OIVPI	Histogram			0.35	2.5	0	1	0.35 0.5	1 0.5	2.5	
43	OIBUN	Histogram			0.01	2.5	0	1	0.01 0.5	1 0.5	2.5 0.5	

Par. Nr.	Parameter ID	Distribution Type	Distribution Parameter1	Distribution Parameter2	Minimum	Maximum	F(Min)	F(Max)	x y w if given			
44	OENBU	Uniform	1	3	1	3	0	1				
45	OIVTP	Uniform	1	1.5	1	1.5	0	1				
46	OIVDI	Uniform	0.8	1.2	0.8	1.2	0	1				
47	OIHDI	Uniform	0.8	1.2	0.8	1.2	0	1				
48	OPLAML	Uniform	0.992	1.008	0.992	1.008	0	1				
49	OPLAMV	Uniform	0.985	1.015	0.985	1.015	0	1				
50	OPCPL	Uniform	0.99	1.01	0.99	1.01	0	1				
51	OPCPV	Uniform	0.955	1.045	0.955	1.045	0	1				
52	OFRIC	Uniform	-3.2	4	-3.2	4	0	1				
53	HTCDC	Uniform	0.8	1.2	0.8	1.2	0	1				
54	T_RESA_VZ	Polygonal Line			1	5	0	1	10	2 1	4 1	50
55	T_RESA_LZ	Polygonal Line			0.5	4	0	1	0.5 0	1 1	3 1	4 0
56	T_ABVZ	Normal	300	150	0	600	0.0227501	0.97725				
57	T_POFF	Normal	2	1	0	4	0.0227501	0.97725				
58	ECCPID	Polygonal Line			0.4	1.1	0	1	0.4 0	0.5 1	0.8 1	1.1 0
59	ECCNDMF	Normal	1	0.04	0.9	1.1	0.00620965	0.99379				
60	ECCHDMF	Normal	1	0.04	0.9	1.1	0.00620965	0.99379				
61	PDSP	Normal	2500000	300000	1920000	2620000	0.0265976	0.65542				
62	FHDSP	Log. Normal	2.3819	0.03	10.5	11.47	0.15478	0.97314				

6.2.2 Korrekturfaktor Reaktorleistung

Die Korrektur der Reaktorleistung wird durch die erlaubte Reaktorleistung PERL (Parameter 31 "QROD0K00") bestimmt, welche für die untersuchte Referenzanlage zwischen -3 % bis +3 % schwanken darf. Diese Unsicherheit wird mit einer Normalverteilung abgedeckt (siehe Abb. 6.2: PERL). Messfehler in der Durchflussmessung des Speisewassers für die Bestimmung der Dampferzeugerleistung sowie Kalibrierfehler aus der Abweichung zwischen gemessener Reaktorleistung und berechneter kurzzeitkorrigierter thermischer Reaktorleistung durch die Rechenschaltung werden nicht explizit berücksichtigt und fließen in die Unsicherheit der Reaktorleistungskorrektur mit ein.



Abb. 6.2 Qualitative Dichteverteilung der Korrekturfaktoren für die Reaktorleistung (normiert auf das Maximum des Messfehlers) /POI 18/

Die ausgewählten Verteilungsparameter für die Normalverteilung der Reaktorleistungskorrektur sind ein Minimum von -0.03, ein Maximum von +0.03, 1.0 für Parameter p1 und 0.01 für Parameter p2 (Tab. 6.2).

6.2.3 Variation der Formverluste in der ECC-Einspeiseleitung

Der Kühlmitteldurchsatz in den ECCS-Leitungen wird u. a. mit dem Korrekturfaktor für Formverlust ZECC (Parameter 25, Tab. 6.2) in der Unsicherheitsanalyse variiert. Im BEMUSE Programm "Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation" /BEM 09/ wird übergeordnet eine Unsicherheit beim Kühlmitteldurchsatz im Primärsystem vorgeschlagen. Da der Einfluss der Einspeiseleitungen in der vorliegenden Untersuchung von besonderem Interesse ist, wurden ihre Formverluste explizit variiert. Um dem generischen Ansatz des thermohydraulischen Modells des ECCS Rechnung zu tragen, ist ein breiter Parameterbereich bei gleichverteilter Wahrscheinlichkeit mit abfallenden Flanken an den Extremwerten, eine sog. polygonale Verteilung, gewählt worden. Der Variationsreich des Formwiderstands reicht von einem geraden Rohr mit hoher Oberflächengüte (Minimum: 0.1) bis zu einem Wert, der in seiner Wirkung einem halb geschlossenen Plattenschieber entspricht (Maximum: 5.5). Entsprechende Werte können der Fachliteratur entnommen werden (siehe z. B. /BOH 82/). Die Verteilungsdichtefunktion ist in Abb. 6.3 gezeigt.



Abb. 6.3 Dichtefunktion für Parameter 25 "ZECC"

6.2.4 Korrekturfaktor der ECCS-Pumpenkennlinien

Die Pumpenförderkennlinie für die Not- und Nachkühlpumpe sowie die Sicherheitseinspeisepumpe werden mit dem Korrekturfaktor ECCNDMF (Parameter 59) bzw. ECCHDMF (Parameter 60) in der Unsicherheitsanalyse variiert. Das BEMUSE Programm "Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation" /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit der Pumpenförderkennlinie eine Normalverteilung zwischen einem Minimum von 0.95 und einem Maximum von 1.05. Für die vorliegende Untersuchung wurde jedoch ein erweiterter Unsicherheitsbereich gewählt (Minimum: 0.9, Maximum: 1.1, Normalverteilung mit 1.0 für Parameter p1 und 0.04 für Parameter p2, Tab. 6.2). Die Verteilungsdichtefunktion für die Parameter 59 und 60 ist in Abb. 6.4 gezeigt und wird für beide Pumpen verwendet. Die Variation innerhalb der dargestellten Verteilungsfunktion erfolgt für beide Pumpen unabhängig und zufällig.



Abb. 6.4 Dichtefunktion für Par. 59 (ECCNDMF) und Par. 60 (ECCHDMF)

6.2.5 Abweichung des Drucks im Druckspeicher

Das BEMUSE Programm "Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation" /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit beim Druckspeicherdruck (Parameter 61 "PDSP", Tab. 6.2) eine Normalverteilung zwischen einem Minimum von -0.2 MPa und einem Maximum von +0.2 MPa. Für die vorliegende Untersuchung wurde abweichend von dieser Empfehlung für "PDSP" folgender Parameterbereich ausgewählt: Minimum: 1.92 MPa, Maximum: 2.62 MPa, Normalverteilung mit 2.5E6 für Parameter p1 und 3.0E5 für Parameter p2, da diese Werte den zulässigen Abweichungen der Referenzanlage entsprechen. Der Erwartungswert der Verteilung liegt dabei auf dem Sollwert der Druckspeicherdruckbeaufschlagung. Die Verteilungsdichtefunktion für den Parameter 61 "PDSP" zeigt Abb. 6.5.


Abb. 6.5 Dichtefunktion für Parameter 61 "PDSP"

6.2.6 Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern

Die Füllstandsvariation in den Druckspeichern ergibt sich aus den zulässigen vorzuhaltenden Kühlmittelmengen in den Behältern. Eine Variation des Druckspeicherfüllstandes wirkt sich auf die zur Verfügung stehende Gesamteinspeisemenge aus den Druckspeichern aus. Deshalb wird der Füllstand für alle acht Druckspeicher in einer Simulation gleich variiert. Weiter wirkt sich eine Variation des Füllstands in den Druckspeichern auch auf das Stickstoffpolster und somit auf den dynamischen Entspannungsprozess während der Einspeisung aus. Die Höhe des Füllstandes im Druckspeicher zeigt damit direkten Einfluss auf den Verlauf der Einspeiserate während der Druckentlastung im Primärkreis.

Es wurde ein Unsicherheitsbereich für Parameter 62 "FHDSP" (siehe Tab. 6.2) zwischen 10.5 m und 11.47 m bei einer log. Normalverteilung mit Parameter p1 von 2.38 und Parameter p2 von 0.03 angesetzt. Diese Werte ergeben sich aus den zulässigen Mindestund Maximalwassermengen der Referenzanlage, welche in den Druckspeichern vorzuhalten sind. Die Verteilungsdichtefunktion des Parameter 62 "FHDSP" ist in Abb. 6.6 gezeigt. Der Erwartungswerte des Füllstandes liegt bei 10.825 m, entsprechend einer Kühlmittelmenge von 34 m³ bei 45 m³ Gesamtvolumen.



Abb. 6.6 Dichtefunktion für Parameter 62 "FHDSP"

6.3 Festlegung des Analyseumfangs

Die vorgestellte Untersuchung wurde mit der GRS-Methode /GLA 08/ zur BEPU- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Das Verfahren basiert auf dem nichtparametrischen Ansatz von Wilks /WIL 42/ zur Bestimmung der einseitigen oberen Toleranzgrenze eines mit Unsicherheiten behafteten Berechnungsergebnisses. Um das obere einseitige 95/95 Toleranzlimit zu bestimmen, sind mindestens 59 Monte-Carlo-Simulationsläufe erforderlich, unabhängig von der Anzahl der berücksichtigten unsicheren Parameter. Eine belastbare Sensitivitätsaussage ist jedoch weiter von der Anzahl der unsicheren Parameter abhängig. Für die untersuchten PTS-Sequenzen wurden 62 unsichere Parameter entsprechend Tab. 6.1 einbezogen. Um damit zuverlässige Sensitivitätsaussagen zu erstellen, muss die Anzahl der Simulationen deutlich höher als die Anzahl der berücksichtigten unsicheren Parameter sein. Zur Durchführung einer aussagekräftigen Sensitivitätsanalyse existieren abweichende Empfehlungen. Für allgemein sicherheitsrelevante Applikationen werden teils hohe Anforderungen mit n > 50 + 8m (n ... Anzahl Rechnungen; m ... Anzahl Parameter) /GRE 91/ gestellt. Für die drei in Kapitel 5.3 identifizierten Sequenzen mit den 62 in Tab. 6.1 dargestellten unsicheren Parametern bedeutete diese Forderung eine Durchführung von mehr als 1638 thermohydraulischen Simulationen. In den Ergebnissen des BEMUSE-Programms "Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation" /BEM 07/ zeigen schon deutlich niedrigere Simulationsanzahlen hinreichend aussagekräftige Sensitivitätsergebnisse. Das Vorgehen in diesem Vorhaben folgt der Empfehlung des BEMUSE-Programms /BEM 07/. Demnach sind dreimal so viele Simulationen durchzuführen wie unsichere Parameter berücksichtigt wurden. Dies führt zu einer Gesamtzahl von 186 thermohydraulischen LOCA-Simulationen pro Störfallsequenz. Mit dieser Anzahl an Simulationen liegt die ermittelte einseitige Toleranz-grenze nach Wilks bei der fünften Ordnung /GLA 08/. Eine Beurteilung der Güte der Sensitivitätsergebnisse kann anschließend über das Bestimmtheitsmaß (R²) und eine Signifikanzuntersuchung (z. B. "t-test") erfolgen.

7 Durchführung der konservativen LOCA-Simulationen

7.1 Definition der Konservativitäten

Ein Ziel der vorliegenden Untersuchung ist es, die Konservativität von Randbedingungen bei Störfallsequenzen mit PTS-Relevanz zu überprüfen und Abweichungen zwischen Option 2 (Combined) und Option 3 (BEPU-Analysen) in Tab. 2.1 für deterministische Sicherheitsanalysen in Hinblick auf eine Verwendung als Eingabegrößen für strukturmechanische Analysen von RDB zu bestimmen und zu quantifizieren. Weiter sollen PTSrelevante Konservativitäten geschärft werden. Basierend auf den Ergebnissen der Störfallanalysen in Kapitel 5 wurden deshalb LOCA-Simulation mit konservativen Anfangsund Randbedingungen durchgeführt. Die Konservativitäten in der zugrundeliegenden Störfallsequenz bleiben dabei unverändert, wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben, bestehen.

Das Leck befindet sich am Boden des heißen Strangs in Loop 1, um einen maximalen Energieaustrag aus dem thermohydraulischen System zu erzielen. Am ECCS wurde kein Einzelfehler unterstellt, da eine maximale Einspeiserate zu den ungünstigsten Bedingungen bezüglich PTS führt. Die Reaktorschnellabschaltung wird vom Reaktorschutzsystem mit voller Wirkung durch das Primärkreisdruckkriterium (p < 131 bar) ausgelöst. Zusätzlich wird der Notstromfall bei Störfalleintritt unterstellt, der zu einem sofortigen Auslaufen der Hauptkühlmittelpumpen und damit zu einem schnellen Eintreten der Strömungsstagnation im Primärkreislauf führt. Sekundärseitig wird das Abfahren mit 100 K/h eingeleitet, da dies zusätzlich schnell Energie aus dem System abführt. Die Dampferzeugerbespeisung wird als Folge des Notstromfalls durch das Notspeisewassersystem übernommen.

Für die Analyse wurden weiter die folgenden Parameter auf die ungünstigste Grenze des Unsicherheitsbereichs gesetzt:

- Nachzerfallsleistung: 90 %
- Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials: 95 %
- Wärmekapazität des Basismaterials: 105 %
- Wassertemperatur im Druckspeicher/Flutbehälter: 5 °C
- Füllstand im Druckspeicher: 97 % (Min. Auslegung)

- Druck im Druckspeicher: 105 % (Max. Auslegung)
- Reibungsverlustbeiwerte der ECCS-Leitungen: -20 %
- Reibungsverlustbeiwerte der Querverbindungen im Ringraum: +100 %
- Erhöhung der Förderhöhe der HD und ND-Pumpen: +10 %
- Turbulenzfaktor für Verdampfung bei kritischer Ausströmung: 0.1
- Faktor zum Wärmeübergangskoeffizienten im Ringraum: +20 %

Zusätzliche 15 Modellparameter der Wärmeübergangs- und Zweiphasenmodellierung sowie Unsicherheiten von Stoffwerten wurden ebenfalls auf die nach Expertenschätzung ungünstigste Grenze des Variationsbereiches gesetzt. Abb. 7.1 zeigt die Verschiebung der unsicheren Parameter mit Berücksichtigung der erwarteten Einflussrichtung auf die Belastung des RDB bezogen auf den Best-Estimate-Wert. Der Best-Estimate-Wert liegt in der Grafik demnach immer bei null. Der Betrag der Verschiebung steht in Beziehung zu dem zugrundeliegenden Variationsbereich des jeweiligen Parameters. Dieser ist in der Darstellung normiert und im Betrag immer eins. Bei Parametern, deren Einflussrichtung a priori unklar ist oder welche der Auswahl verwendeter Submodelle dienen, entspricht der konservative "Wert" dem Best-Estimate-Wert. Die Indizierung der Parameter entspricht der Auflistung in Tab. 6.1.



Abb. 7.1 Verschiebung der unsicheren Parameter für die konservative Analyse bezogen auf den jeweiligen Best-Estimate-Wert

Neben der konservativen Simulation mit den ungünstigsten Parameterwerten in Bezug auf PTS-Bedingungen wurde eine zusätzliche Simulation durchgeführt, bei der konservative Parameterwerte verwendet wurden, wie sie für eine LOCA-Analyse mit der maximalen Hüllrohrtemperatur (*Peak Cladding Temperature*, PCT) als Zielgröße (*figure of merit*) zur Anwendung kommen. Diese Art der Analyse ist Teil der klassischen Sicherheitsbewertung für Kernkraftwerke bei Auslegungsstörfällen und wird in die vorliegenden Untersuchungen einbezogen um eventuelle Abweichungen zwischen klassischer LOCA-Analyse und PTS-spezifischer LOCA-Analyse zu quantifizieren. Eine Liste der ausgewählten Werte der konservativen Parameter in Bezug auf PCT findet sich in /POI 18/.

7.2 Gegenüberstellung der konservativen und Best-Estimate-Ergebnisse

Nachfolgend werden die Ergebnisse der konservativen Simulation der Störfallsequenz mit einer Leckgröße von 70 cm² mit den Ergebnissen der Best-Estimate-(BE)-Simulation aus Kapitel 5.2 verglichen. Abb. 7.2 zeigt wichtige primärseitige Systemparameter im Zeitverlauf. Dabei wird deutlich, dass der Druckabfall im System in der konservativen Simulation schneller voranschreitet als in der BE-Analyse (siehe Abb. 7.2, oben links). Dies führt über einen Zeitraum von ca. 2 000 s nach Störfallbeginn zu einem niedrigeren

Druckniveau und erfüllt somit nicht die Forderung nach einem maximalen Primärdruckniveau entsprechend Forderung 4.) in Kapitel 5.1.1 nach /KAN 10/. Ursache für den schnellen Druckabfall ist u. a. das sofortige Auslösen des 100 K/h Abfahrens (siehe Abb. 7.3) nach Lecköffnung, sodass kein Verharren im Siedezustand bei höherem Druckniveau auf der Sekundärseite auftritt. Daraus folgt primärseitig eine unverzögerte Temperatur- und damit verbundenen Druckabsenkung. Ziel der sofortigen Auslösung des 100 K/h Abfahrens in der konservativen Simulation ist es, das Temperaturniveau im Primärkreis schnellstmöglich zu reduzieren. Der Kühlmittel- und damit auch der Energieaustrag aus dem System über das Leck ist im Vergleich zur BE-Simulation deutlich stärker (siehe Abb. 7.2, unten links). Dieses Verhalten fördert die Abkühlung des RDB. Dabei ist zu beachten, dass die thermomechanischen Belastungen der Behälterstruktur aus der schnellen Temperaturabsenkung unter den hier simulierten Bedingungen diejenigen aus der Innendruckbeanspruchung überwiegen.

Abb. 7.3 zeigt einen nicht linearen Verlauf der Temperatur während des 100 K/h-Abfahrvorgangs. Die Ursache dafür liegt in der vereinfachten Modellierung des Analysesimulators (siehe Kapitel 4) in Verbindung mit einer faktorisierten Druckkorrektur durch den Analysecode ATHLET. Während der ersten ca. 2 000 s nach Auslösen des Abfahrens mit 100 K/h ist die Abweichung vom vorgegebenen Gradienten nur gering (max. ± 2 K). Die Maxima der Bewertungskriterien (siehe Abb. 7.9) treten innerhalb dieser Zeitspanne auf, sodass der späteren Abweichung bezüglich der Aussagekraft der Ergebnisse keine Relevanz beigemessen wird.

Die Nachzerfallsleistung ist in der konservativen Simulation reduziert (siehe Abb. 7.2, oben rechts), was den Energieeintrag in das System minimiert. Die Wiederauffüllung des Primärkreises nach Lecköffnung erfolgt zu einem früheren Zeitpunkt (siehe Abb. 7.2, unten rechts; sowie Abb. 7.4) und endet bei niedrigeren Temperaturen, was sich in einer Zunahme des Primärkreisinventars im Vergleich zur BE-Simulation äußert (siehe Abb. 7.2, unten rechts). Grund dafür sind höhere Einspeiseraten (siehe Abb. 7.5) bei niedrigeren Einspeisetemperaturen.



Abb. 7.2 Zeitverläufe wichtiger Systemparameter für die konservative und Best-Estimate-Analyse



Abb. 7.3 Sekundärseitiger Druck- (links) und Temperaturverlauf (rechts) für die konservative und Best-Estimate-Analyse



Abb. 7.4 Füllstand des RDB mit Kernaustrittshöhe bei 0 m (links) und Dampfgehalt am Kernaustritt (rechts) für die konservative und Best-Estimate-Analyse

Durch den stärkeren Druckabfall speisen die Druckspeicher in der konservativen Simulation ca. 500 s früher in den Primärkreis ein (siehe Abb. 7.5). Ein starker Temperaturabfall in den kritischen Bereichen im Downcomer findet allerdings schon davor statt (siehe Abb. 7.6, links) und ist durch eine höhere eingestellte Förderleistung der Sicherheitseinspeisepumpen, niedrigere Einspeisetemperaturen sowie ebenfalls durch das niedrigere Primärdruckniveau und der damit verbundenen höheren Einspeiseraten begründet.



Abb. 7.5 Einspeisemassenstrom des ECCS beispielhaft in Loop 10 für die konservative und Best-Estimate-Simulation



Abb. 7.6 Vergleich der Fluidtemperaturen im Downcomer innerhalb und außerhalb der Strähne (links) sowie die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten (rechts) für die konservative und Best-Estimate-Analyse

Dieses Abkühlverhalten im thermohydraulischen System zeigt entsprechende Auswirkungen auf die Temperaturprofile in der RDB-Wandstruktur, welche für die thermomechanische Belastung des RDB von großer Bedeutung sind. Als wichtige Bewertungskriterien wurden in Kapitel 5.3.3 radiale Temperaturgradienten an der tiefsten Stelle des Risspostulats (siehe Kapitel 5.3.2) sowie die Gesamttemperaturdifferenz über die RDB-Wand identifiziert, welche im Folgenden auch zur Bewertung der Simulationsergebnisse herangezogen werden. Abb. 7.7 zeigt die Temperaturprofile der konservativen und BE-Simulation auf Höhe der kernnahen Schweißnaht zum Zeitpunkt der aufgetretenen Maxima der radialen Temperaturgradienten an der tiefsten Stelle des Risspostulats. Zwischen den Zeitpunkten liegen aufgrund des unterschiedlichen Einspeiseverhaltens des ECCS ca. 300 s. In der konservativen Simulation zeigt sich durch eine niedrigere eingestellte Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials sowie durch das frühere Auftreten des Gradientenmaximums eine höhere Temperatur an der RDB-Außenseite sowie eine höhere Gesamttemperaturdifferenz über die RDB-Wand inkl. der Plattierung als in der BE-Analyse. Die Temperatur an der RDB-Wandinnenseite ist bei der konservativen Simulation ca. 20 K niedriger.



 Abb. 7.7 Vergleich der Temperaturprofile in der RDB-Wand für die konservative und Best-Estimate-Simulation zum Zeitpunkt des Auftretens der maximalen radialen Temperaturgradienten (kons.: t = 1 300 s, b. e.: t = 1 600 s)

Die Ergebnisse der Analyse hinsichtlich der Referenzparameter "radialer Temperaturgradient an der Rissspitze" dT/dr sowie "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" ΔT sind in Abb. 7.8 dargestellt. Neben der konservativen Simulation in Bezug auf die PTS-Problematik und der BE-Simulation sind auch die Ergebnisse der Simulation mit konservativen Anfangs- und Randbedingungen mit maximaler Hüllrohrtemperatur (PCT) als Zielgröße dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die Parameterauswahl der konservativen Simulation bezüglich PTS zum höchsten Wert des lokalen Gradienten sowie zu seinem steilsten zeitlichen Anstieg in der Frühphase des Störfalls führt, während die konservative Simulation bezüglich PCT das niedrigste Maximum erreicht. Begründet ist dies dadurch, dass zum Erreichen einer maximalen Hüllrohrtemperatur direkt vor Eintritt des Störfalls eine maximale Energiemenge im thermohydraulischen System gespeichert sein und diese Energie im Verlauf des Störfalls möglichst lange im System gehalten werden muss. In Bezug auf die thermomechanische Beanspruchung des RDB (PTS) wird die Situation im Gegensatz dazu immer kritischer, je schneller die Energie aus dem System ausgetragen werden kann, da eine schnellere Abkühlung zu höheren Spannungswerten im Strukturmaterial des RDB führt. Folglich ändert sich die Richtung der Konservativität in Abhängigkeit von der Zielgröße, welche die Störfallbewertung bestimmt. Es kann geschlussfolgert werden, dass eine klassische konservative LOCA-Analyse mit PCT als Zielgröße nicht geeignet ist, um daraus konservative Aussagen zur PTS-Problematik abzuleiten.



 Abb. 7.8 Radialer Temperaturgradient (links) und Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (rechts) für die konservative PTS-spezifische Simulation, konservative Simulation mit PTC als Zielgröße und Best-Estimate-Simulation

Die oben vorgestellten konservativen und BE-Analysen wurden für alle in Kapitel 5.3 identifizierten Störfallseguenzen durchgeführt. Abb. 7.9 zeigt zusammenfassend eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der konservativen Simulationen für die Referenzparameter "radialer Temperaturgradient an der Rissspitze" dT/dr sowie "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" ΔT . Für die radialen Temperaturgradienten (siehe Abb. 7.9, links) der Leckgrößen 70 cm² und 100 cm² sind die lastbestimmenden Maxima klar identifizierbar und liegen bei dT/dr (70 cm²) = 1.62 K/mm bzw. dT/dr (100 cm²) = 1.68 K/mm. In der Sequenz mit 30 cm² Leckgröße treten zwei Maxima in einem zeitlichen Abstand von etwa 300 s auf, welche beide einen Wert von etwa dT/dr (30 cm²) = 1.5 K/mm aufweisen. In dem Verlauf der Wandtemperaturdifferenz (siehe Abb. 7.9, rechts) treten bei der Sequenz mit 100 cm² Leckgröße in Folge einer hohen Bespeisungsrate aus den Druckspeichern teils starke kurzzeitige Schwankungen mit Maximalwerten von bis zu $\Delta T(100 \text{ cm}^2) = 209 \text{ K}$ auf. Derartig kurze Temperaturschwankungen können allerdings nicht tief genug in das Basismaterial eindringen, um die Spannungswerte am tiefsten Punkt des Risspostulats kritisch zu erhöhen. Von größerer Bedeutung für die RDB-Belastung ist deshalb das bei ca. 200 K liegende Temperaturdifferenzplateau. In der Störfallsequenz mit 70 cm² Leckgröße bildet sich ein gleichartiges Plateau mit einem etwa gleichhohen Maximum aus. Das Maximum der 30 cm²-Sequenz liegt ca. 10 K tiefer bei ΔT (30 cm²) = 190 K und ist im Bereich des Temperaturdifferenzplateaus durch eine Warmwasserrückspülung unterbrochen, welche aus einer kurzfristigen Strömungsumkehr im Leckstrang durch den abfallenden Umlaufmassenstrom bedingt ist. Dieses Ereignis ist ebenfalls verantwortlich für das Auftreten des doppelten Maximums im Verlauf des radialen Temperaturgradienten dieser Störfallsequenz.



Abb. 7.9 Gegenüberstellung der drei untersuchten Störfallsequenzen unter konservativen Annahmen bzgl. PTS für den radialen Temperaturgradienten an der Rissspitze (links) und die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (rechts)

7.3 Bewertung durch eindimensionale strukturmechanische Analyse

Um die thermomechanische Belastung des RDB im Verlauf der Störfallsequenzen unter konservativen Anfangs- und Randbedingungen umfänglich bewerten zu können, wurden die Aspekte einer strukturmechanischen Analyse in die Untersuchungen einbezogen. Dazu wurden die Verläufe der auftretenden Spannungsintensitätsfaktoren an der postulierten Rissspitze über eindimensionale Modellgleichungen abgeschätzt. Eine Erläuterung zur angewendeten Methode findet sich in den Kapiteln 2.4.3 sowie 5.3.2.



Abb. 7.10 Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I der Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm² Leckfläche unter konservativen Anfangs- und Randbedingungen

Abb. 7.10 zeigt die Verläufe der Spannungsintensitätsfaktoren K_I für die drei untersuchten Störfallsequenzen sowie die Bruchzähigkeitskurve K_{IC} nach Vorgabe der ASME /ASM 01/ als Funktion der Temperatur an der postulierten Rissspitze. Die Bruchzähigkeitskurve ist zur Verdeutlichung unter Anwendung des strengen Tangentenkriteriums in denjenigen Tangentenpunkt der Kurvenschar verschoben worden, welcher die niedrigste zulässige Sprödbruchübergangstemperatur definiert. Diese ist hier durch die Sequenz mit 30 cm² Leckgröße bestimmt und liegt bei RT^{NDT} = 87.5 °C. Sie entspricht in der gezeigten Darstellung keinem realen Grenzwert.

Die Maximalwerte der Spannungsintensitätsfaktoren der Sequenzen mit 70 cm² und 100 cm² liegen sehr nah beieinander (siehe Tab. 7.1), wobei das Maximum der Sequenzen mit 70 cm² mit K_I = 3 527 MPa*mm^{1/2} bei einer um 10 K niedrigeren Rissspitzentemperatur von T_{Riss} = 153.3 °C auftritt, was eine kritische Bedingung anzeigt. Die Ergebnisse der berechneten Werte zu den Spannungsintensitätsfaktoren, den Rissspitzentemperaturen sowie den Sprödbruchübergangstemperaturen sind in den Tabellen Tab. 7.1 für das Maximumkriterium (mit Berücksichtigung des WPS-Effekts) sowie Tab. 7.2 für das strengere Tangentenkriterium (ohne Berücksichtigung des WPS-Effekts) zusammengefasst.

Das Ergebnis zu der Untersuchung der Sequenz mit 30 cm² Leckgröße weist dabei eine Besonderheit auf. Der Kurvenverlauf zeigt bei einer Rissspitzentemperatur von 161.4 °C ein Maximum, fällt dann ab und steigt im weiteren Verlauf nochmals an, um bei 142.7 °C ein zweites Maximum auszubilden. Auch wenn dieser erneute Anstieg von K_I mit 3 269 MPa*mm^{1/2} einen niedrigeren Absolutwert aufweist als das erste Maximum mit 3 432 MPa*mm^{1/2} so ist der Anstieg mit einer Lastzunahme und damit mit einem möglichen Risswachstum verbunden und muss in die Bewertung einbezogen werden. Für die untersuchten Störfallsequenzen tritt somit die niedrigste Sprödbruchübergangstemperatur mit RT^{NDT} = 112.9 °C durch den erneuten Anstieg von K_I bei einer Leckgröße von 30 cm² auf, wenn das Maximumkriterium zur Bewertung herangezogen wird (siehe Tab. 7.1). Auch bei Anwendung des strengeren Tangentenkriteriums zeigt die Sequenz mit 30 cm² Leckgröße einen, wenn auch nur geringfügig, niedrigeren Wert als die beiden anderen untersuchten Sequenzen (siehe Tab. 7.2). Die niedrigsten Sprödbruchübergangstemperatur des absoluten Maximums zeigt die Sequenz mit 70 cm² Leckgröße bei einem Wert von RT^{NDT} = 120.2 °C. Tab. 7.1Auswertung der strukturmechanischen Analyse unter Berücksichtigung desWPS-Effekts (konservative Simulationen)

Leckgröße [cm²]	K _{lmax} MPa*mm ^{1/2}	T _{Riss} [°C]	RT ^{№DT} [°C]
30	3269 3432	142.7 161.4	112.9 129.5
70	3527	153.3	120.2
100	3522	163.8	130.8

Tab. 7.2Auswertung der strukturmechanischen Analyse ohne Berücksichtigung desWPS-Effekts – tangentes Kriterium (konservative Simulationen)

Leckgröße [cm²]	Kı MPa*mm ^{1/2}	T _{Riss} [°C]	RT ^{NDT} [°C]
30	2062	93.9	87.5
70	2098	97.7	90.3
100	2059	96.6	90.3

8 Ergebnisse der Best-Estimate plus Uncertainty (BEPU)-Analysen

8.1 Gegenüberstellung der BEPU-Analyseergebnisse mit den konservativen PTS-Simulationen

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse denjenigen der konservativen Analyse in Bezug auf PTS und den Best-Estimate-Ergebnissen gegenübergestellt.

Abb. 8.1 zeigt dazu zunächst die Simulationsergebnisse für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze für alle 186 Simulationsläufe und die aus der Unsicherheitsanalyse ermittelte obere einseitige 95/95-Toleranzgrenze fünfter Ordnung nach Wilks sowie das Ergebnis der konservativen Simulation für die Störfallsequenz mit 70 cm² Leckgröße. Es ist ersichtlich, dass auch für diese Analyse die konservative Simulation bezüglich PTS zum höchsten Wert des lokalen Gradienten und zu seinem steilsten zeitlichen Anstieg führt. Die Maxima der 186 Simulationsläufe weichen um maximal 0.16 K/mm ab. In der späten Phase (t> 4 000 s) reduziert sich die Schwankungsbreite der Ergebnisse deutlich auf nur etwa 0.05 K/mm. Die Differenz zwischen dem Maximum der konservativen Simulation und der oberen 95/95-Toleranzgrenze beträgt 0.1 K/mm.



Abb. 8.1 Verläufe der radialen Temperaturgradienten (alle 186 durchgeführten Simulationen der BEPU-Analyse, resultierende 95/95-Toleranzgrenze, konservative Simulation) für die Sequenz mit 70 cm² Leckgröße Auffällig in der Darstellung von Abb. 8.1 ist, dass die Kurve der konservativen Simulation die 95/95-Toleranzgrenze bei ca. t = 1 500 s schneidet. Unter einer Proportionalitätsannahme zwischen dem Referenzparameter und den Belastungswerten des RDB könnte dies darauf hinweisen, dass die thermomechanische Last auf den RDB im konservativen Fall im zeitlichen Verlauf der Sequenz unter die Vergleichsfälle sinkt, was per Definition nicht konservativ wäre. Die Ursache dieses Verhaltens liegt in unterschiedlichen Wirkrichtungen von unsicheren Parametern im Verlauf der Störfallsequenz und wird als ein Ergebnis der zugehörigen Sensitivitätsanalyse offenbar. Eine detaillierte Erläuterung zu diesem Verhalten findet sich in Kapitel 9.2 zur Sensitivitätsanalyse.

In Abb. 8.2 sind die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zum radialen Temperaturgradienten an der Rissspitze zusammengefasst. Sie beinhaltet den ermittelten Unsicherheitsbereich, das obere einseitige Toleranzlimit mit 95 % Wahrscheinlichkeit bei 95 % statistischer Sicherheit, das Ergebnis der konservativen Simulation in Bezug auf PTS sowie das Ergebnis der Best-Estimate-Analyse für die drei untersuchten Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm² Leckfläche. Die transparenten Flächen umschließen die aufgetretenen Minimal- und Maximalwerte der 186 Simulationen der Unsicherheitsanalyse und bilden somit den Unsicherheitsbereich ab.

Die Darstellungen zeigen, dass sich mit steigender Leckgröße die Streuung der Kurvenschar reduziert. Die Best-Estimate-Analyse befindet sich in allen Sequenzen innerhalb des Unsicherheitsbandes und die konservative Simulation erreicht in allen Fällen das größte Maximum. Das qualitative Verhalten der Kurvenverläufe ist in allen Sequenzen sehr ähnlich mit der höchsten Streuung in der Umgebung der auftretenden Maxima und abnehmender Streuung in der Spätphase der Sequenzen. Lediglich in der Sequenz mit 30 cm² Leckfläche kommt es ab ca. t = 6 500 s zu einer Zunahme der Streuung bedingt durch das späte Einspeisen der Druckspeicher bzw. durch die Zuschaltung der Not- und Nachkühlpumpen. Auch die insgesamt größte Streubreite des Unsicherheitsbands tritt in der Sequenz mit 30 cm² Leckgröße auf. Die Ursachen dafür werden als Ergebnis der Sensitivitätsanalyse deutlich und sind in Kapitel 9.1 näher erläutert. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass bei einer Leckgröße, welche zu Grenzbedingungen nahe dem Abriss des Naturumlaufs führt, die Unsicherheiten in den Simulationsergebnissen stark ansteigen.

Die oben beschriebene Überschneidung der Kurvenverläufe der konservativen Simulation mit dem 95/95-Toleranzlimit und auch der Best-Estimate-Simulation tritt in allen untersuchten Störfallsequenzen auf.



Abb. 8.2 Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze

Tab. 8.1Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Referenzparame-
ters "radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze" dT/dr
in [K/mm]

Beschreibung	30 cm²	70 cm ²	100 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	1.48	1.56	1.59
Tiefstes Maximum der USA*	0.99	1.29	1.38
Erwartungswert	1.28	1.45	1.50
Best-Estimate-Wert	1.25	1.44	1.47
Oberes 95/95 TL	1.45	1.50	1.56
Konservativ	1.52	1.62	1.68

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

Tab. 8.1 stellt die wichtigsten Ergebniswerte in Bezug auf den radialen Temperaturgradienten für die untersuchten Störfallsequenzen gegenüber. Sie deuten in Summe darauf hin, dass mit steigender Leckgröße die maximalen Gradienten tendenziell steigen.

Eine Untersuchung der Ergebnisverteilung zeigt auf, dass diese für alle Sequenzen annähernd normalverteilt ist. Abb. 8.3 stellt die kumulierten Ergebnisse für die Maximalwerte des radialen Temperaturgradienten einer entsprechend approximierten Normalverteilung gegenüber. Dabei wird deutlich, dass die Ergebnisse der Sequenzen mit 70 cm² und 100 cm² mit hoher Signifikanz normalverteilt sind. Dies weißt zum einen auf eine zulässige und zum System passende Auswahl der Verteilungen der unsicheren Parameter hin, zum anderen zeigt ein Vergleich der Erwartungswerte der Normalverteilungen mit den Ergebniswerten der Best-Estimate-Analyse, dass diese sehr nahe beieinander liegen (siehe Tab. 8.1) was auf eine korrekte Auswahl der Best-Estimate-Werte innerhalb der Variationsbreite der 62 unsicheren Parameter aus Tab. 6.1 bzw. Tab. 6.2 hindeutet.

Die Ergebnisverteilung der 30 cm²-Sequenz weicht stärker von einer Normalverteilung ab als die anderen Sequenzen. Besonders am oberen Ende der Verteilung zeigt sich eine deutliche Abweichung, was auf einen Cliff-Edge-Effekt, also eine markante Änderung im Störfallablauf, hindeutet. Auch hier gibt die Sensitivitätsanalyse Hinweise auf Art und Ursache der Abweichung, was in Kapitel 9.1 näher erläutert wird.



Abb. 8.3 Signifikanz der Übereinstimmung der Ergebnisverteilung zur Normalverteilung für max(dT/dr) nach Kolmogorov-Smirnov für alle untersuchten Sequenzen (30 cm², 70 cm², 100 cm²) der Unsicherheitsanalyse

Abb. 8.4 zeigt die Ergebnisse für den Referenzparameter "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" entsprechend der Darstellungsform in Abb. 8.2. Diese stimmen qualitativ mit den Ergebnissen zum radialen Temperaturgradienten überein. Sowohl der Einbruch der Temperaturdifferenz in der Umgebung des Maximums der konservativen Simulation der Sequenz mit 30 cm² Leckfläche als auch die Fluktuation im Bereich der Maximums bei der Sequenz mit 100 cm² wurden bereits in Kapitel 7 näher erläutert und sind Folge des Abrisses des Naturumlaufs, respektive der Druckspeichereinspeisung.

Auch hier deutet die Gegenüberstellung der Ergebnisse in Tab. 8.2 eine Zunahme des Referenzparameters mit steigender Leckgröße an, was auch durch die Darstellung der Ergebnisverteilung in Abb. 8.5 gestützt wird. Hier weisen alle Ergebnisse mit hoher Signifikanz eine Normalverteilung auf, deren Erwartungswert in guter Näherung dem berechneten Best-Estimate-Wert entspricht.



Abb. 8.4 Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand

Tab. 8.2 Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Referenzparameters "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" ∆T in [K]

Beschreibung	30 cm²	70 cm²	100 cm²
Höchstes Maximum der USA*	187.3	192.2	199.5
Tiefstes Maximum der USA*	144.3	167.8	175.7
Erwartungswert	171.0	183.0	188.4
Best-Estimate-Wert	164.6	186.2	188.8
Oberes 95/95 TL	183.2	189.0	192.4
Konservativ	190.0	198.0	199.0 208.5

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse





Abb. 8.5 Signifikanz der Übereinstimmung der Ergebnisverteilung zur Normalverteilung für max(dT/dr) nach Kolmogorov-Smirnov für alle untersuchten Sequenzen (30 cm², 70 cm², 100 cm²) der Unsicherheitsanalyse.

8.2 Thermohydraulische Einflussparameter

Die sich aus den ermittelten zweiseitigen Toleranzgrenzen ergebenden Unsicherheitsbänder der wichtigen thermohydraulischen Einflussparameter Primärdruck, Fluidtemperatur im Downcomer und Wärmeübergangskoeffizienten an der RDB-Innenwand im Downcomer sind für die drei untersuchten Störfallsequenzen in Abb. 8.6 bis Abb. 8.8 dargestellt. Daraus lassen sich die thermohydraulischen Bewertungskriterien aus Kapitel 5.1.1 ableiten. Diese Ergebnisse können als Grundlage für die Auswahl und Festlegung von Randbedingungen weiterführender strukturmechanischer Analysen zur abschließenden Beurteilung PTS-relevanter Sequenzen herangezogen werden.



Abb. 8.6 Unsicherheitsbänder des primärseitigen Druckverlaufs für die drei untersuchten Störfallsequenzen



Abb. 8.7 Unsicherheitsbänder des Fluidtemperaturverlaufs im Downcomer für die drei untersuchten Störfallsequenzen



Abb. 8.8 Unsicherheitsbänder des Verlaufs der Wärmeübergangskoeffizienten im Downcomer für die untersuchten Störfallsequenzen (logarithmisch)

9 Ergebnisse der Sensitivitätsanalysen

Ziel der Sensitivitätsanalyse als ergänzende Untersuchung innerhalb des BEPU-Ansatzes ist es, diejenigen Einflussfaktoren bzw. unsicheren Parameter zu identifizieren, welche im besonderen Maß zur Unsicherheit der Ergebnisse beitragen. Eine Schärfung des Kenntnisstandes zu Verteilung und Wertebereichen dieser Parameter ermöglicht es, die Unsicherheiten der thermohydraulischen Simulationsergebnisse zu reduzieren und somit zur Erhöhung der Ergebnisqualität der Analyse beizutragen.

Die Berechnungen zu Unsicherheiten und Sensitivität der Ergebnisse wurden mit dem Analyseprogramm SUSA (Software für die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse) durchgeführt (/KLS 15/, /KLS 16/). SUSA wird von der GRS entwickelt, um die Durchführung von Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen auf Basis von Monte-Carlo-Simulationsmethoden zu erleichtern. Es kombiniert etablierte Methoden aus Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik mit einer grafischen Benutzeroberfläche. Das Konzept von SUSA ermöglicht es dem Benutzer, sich auf die Analyseeingabe zu konzentrieren, einschließlich der Identifizierung der Eingabeparameter, die die Hauptunsicherheitsquellen des Rechenergebnisses darstellen, und der Formulierung der entsprechenden Unsicherheiten. Danach bietet SUSA Unterstützung, um die Unsicherheiten probabilistisch zu quantifizieren und die verschiedenen Schritte einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse durchzuführen.

Um den Einfluss der Unsicherheiten in den Eingabeparametern auf die Unsicherheit des Ergebnisses zu quantifizieren, wurde in der Auswertung der Spearman-Rang-Korrelationskoeffizient (*Spearman's Rank Correlation Coefficient*, SRCC) verwendet. Dies ermöglicht es, die Stärke des Einflusses eines Unsicherheitsparameters sowie die Richtung dieses Einflusses abzuleiten. Ein positiver Wert des SRCC zeigt für steigende Werte des Unsicherheitsparameters einen Anstieg des betrachteten Ergebniswerts an, während ein negativer Wert einen Anstieg des betrachteten Ergebniswerts bei sinkenden Werten des unsicheren Parameters anzeigt. Nähere Erläuterungen zum SRCC können Standardwerken zur Statistik wie z. B. /VOS 00/ sowie dem Methodenhandbuch des Analyseprogramms SUSA /KLS 17/ entnommen werden. Die Signifikanzschwelle für den Korrelationskoeffizienten hängt von der Anzahl der durchgeführten Simulationsläufe ab und kann über verschiedene Verfahren, wie z. B. dem *t-Test* (siehe z. B. /VOS 00/) beurteilt werden. Als Ergebnis dieses Tests wird in der vorliegenden Untersuchung eine hinreichende Effektstärke ab einem Wert des SRCC von 0.165 angenommen. Parameter mit einem hohen Wert für das SRCC tragen signifikant zur Ergebnisunsicherheit bei.

93

Es wird angenommen, dass Parameter mit Korrelationskoeffizienten kleiner als dieser Schwellwert als statistisches Rauschen einzuordnen sind. Die Aussagekraft der Sensitivitätsergebnisse sollte weiter auch über das Bestimmtheitsmaß *R*² der Korrelationskoeffizienten beurteilt werden, welches ein Maß für die Anpassungsgüte der linearen Regression in der Ergebniswolke darstellt. Die abschließende Einordnung der Sensitivitäten erfolgt unter Einbeziehung aller genannten statistischen Bewertungsparameter. Es wurden, wie in Kapitel 6.3 beschrieben, 186 Simulationen je untersuchter Störfallkonfiguration zur Bestimmung der Sensitivitätskennwerte durchgeführt. Dabei wurden 62 unsichere Parameter entsprechend der Auflistung in Tab. 6.1 und Tab. 6.2 verwendet. Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt nachfolgend für ansteigende Leckgrößen.

9.1 Ergebnisse zum 30 cm² Leck

9.1.1 Ergebnisse bezüglich der Referenzparameter

Abb. 9.1 zeigt die Rang-Korrelationskoeffizienten nach Spearman für die aufgetretenen Maxima des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei der Störfallsequenz mit 30 cm² Leckgröße. Als signifikant werden diejenigen Werte betrachtet, deren Betrag nach der Erläuterung oben einem Wert von \geq 0.165 entspricht. Die dazugehörige Tab. 9.1 listet die Ergebnisse mit sinkenden Absolutwerten der SRCC, ergo sinkender Signifikanz, auf. Sie werden nachfolgend näher erläutert.



Abb. 9.1 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 30 cm²)

Tab. 9.1Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialenTemperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckfläche 30 cm²

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
3	TURB	Turbulenzfaktor Leckausströmung	-0.32
30	RPODC	Nachzerfallsleistung	-0.30
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	0.22
54	T_RESA_VZ	Verzögerungszeit zwischen Lecköffnung und Auslösen der RESA	-0.21
26	ZFCCO	Druckverlustbeiwerte in Downcomer-Kanälen	0.21
56	T_ABVZ	Verzögerung des 100 K/h Abfahrens	-0.21
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.19
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.18
38	OIHST	Zweiphasenmodell horizontale Strömung	0.17

TURB – Turbulenzfaktor Leckausströmung

Dieser Parameter beeinflusst den Turbulenzgrad im Ausströmungsmodell des als Ventil modellierten Lecks. Kleine Werte des Turbulenzfaktors wirken sich positiv auf den Massenstrom der Leckausströmung aus, der wiederum proportional zur Energieaustrittsrate über das Leck ist. Somit steigt für kleine Werte des Turbulenzfaktors die Abkühlrate auch im Ringraum, was sich positiv auf den Wert des auftretenden Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze auswirkt. Dieser negative Zusammenhang wird über das negative Vorzeichen des SRCC mit -0.32 indiziert.

RPODC – Faktor zur Nachzerfallsleistung

Eine geringere Nachzerfallsleistung liefert weniger Wärmeenergie nach der Reaktorschnellabschaltung nach, was zum einen das Temperaturniveau im System tendenziell verringert, zum anderen wird kaltes eingespeistes Notkühlmittel aus dem ECCS weniger stark aufgeheizt. Beides begünstigt die Abkühlung im Downcomer. Auch hier wird der negative Zusammenhang über das negative Vorzeichen des SRCC mit -0.3 angezeigt.

ROUO – Wandrauigkeit der Dampferzeuger (DE) U-Rohre

Eine größere Wandrauigkeit in den U-Rohren der DE begünstigt den Wärmeübergang zur Sekundärseite und erhöht den Druckverlust über den DE, was dem Aufrechterhalten des Naturumlaufs entgegenwirkt. Bei der hier vorliegenden Leckgröße von 30 cm² kommt es je nach der zufälligen Zusammenstellung der unsicheren Parameter in einigen Simulationen erst vergleichsweise spät zu einem Abriss des Naturumlaufs, sodass der Wärmetransport über die DE im Störfallverlauf noch eine Rolle spielt. Somit zeigen die Wandrauigkeit der U-Rohre in den Dampferzeugern eine signifikant positive Korrelation zu der Temperaturabsenkung im Downcomer und somit zu dem Anstieg des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze.

T_RESA_VZ – Verzögerungszeit zwischen Lecköffnung und Auslösen der RESA

Eine Verzögerung der Auslösung der Reaktorschnellabschaltung (RESA) sorgt dafür, dass der Energieeintrag in das System nach der Lecköffnung länger aufrechterhalten bleibt und die Energiemenge demnach langsamer abnimmt. Dies wirkt sich negativ auf die Abkühlung im Downcomer aus. Je kürzer also die Verzögerung der RESA desto stärker die Abkühlung der RDB-Wand. Dieser negative Zusammenhang wird über das negative Vorzeichen des SRCC mit -0.21 indiziert.

ZFCCO – Druckverlustbeiwerte in Downcomer-Kanälen

Eine Erhöhung der Druckverlustbeiwerte in den Queraustauschkanälen (Cross-Connection-Objects) im Downcomer behindert eben diesen Austausch. Eine sich ausbildende Kaltwassersträhne unterhalb der Einspeisestelle wird also stärker daran gehindert sich in benachbarte Kanäle zu verteilen. Damit bleibt die Temperatur in den Einspeisekanälen niedriger, was die Kühlungsbedingung verbessert und zu einem höheren radialen Temperaturgradienten in der RDB-Wand führt.

T_ABVZ – Verzögerung des 100 K/h Abfahrens

Das Abfahren mit 100 K/h wurde als Handmaßnahme modelliert und innerhalb realistischer Eingriffszeiten, auf Basis von Betriebs- und Schulungserfahrungen, variiert. Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass das Auslösen des rapiden sekundärseitigen Abfahrens sich negativ auf die PTS-Situation auswirken kann. Ursache dafür ist, dass mit einer schnellen Druckabsenkung auf der Sekundärseite der Energieaustrag aus dem System beschleunigt wird, was die globale Temperatur im Primärkreis verringert und damit auch die Kühlungsbedingung im Downcomer verbessert. Dieser negative Zusammenhang wird über das negative Vorzeichen des SRCC mit -0.21 indiziert.

FAKWLF – Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials

Einen weiteren wichtigen Faktor stellt die Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials des RDB dar. Ist diese klein so findet ein Energietransport von der noch heißen RDB-Außenwand zur kalten Innenseite nur langsam statt, was den Anstieg der Temperaturgradienten begünstigt. Mit sinkenden Werten der Wärmeleitfähigkeit steigen deshalb die Maxima der Simulationsergebnisse.

ECCHDMF – Variation der Pumpenkennlinie der Sicherheitseinspeisepumpe (Hochdruckeinspeisung)

Der Massenstrom der HD-Einspeisung wird über die Variation der Pumpenkennlinie der Sicherheitseinspeisepumpe beeinflusst. Diese Variation zeigt signifikanten Einfluss auf die Höhe der auftretenden radialen Temperaturgradienten in der RDB-Wand. Hohe Einspeiseraten kalten Wassers in das System entziehen ihm Energie durch Kondensation von Dampf sowie Erwärmung des eingespeisten Wassers. Außerdem verbessern höhere Strömungsgeschwindigkeiten an der Oberfläche der RDB-Wand die Kühlungsbedingungen weiter, während warmes Wasser vermehrt verdrängt wird. Dies begründet die signifikant positive Korrelation von ECCHDMF mit der Zielgröße.

OIHST – Zweiphasenmodell zur Zwischenphasenreibung in horizontalen Rohren

Ein auf den ersten Blick überraschendes Ergebnis zeigt der letzte Wert, welcher sich an der Schwelle zur Signifikanz bewegt. Das Modell zur Zwischenphasenreibung beeinflusst den Temperaturgradienten nur indirekt. Dieser Parameter wirkt sich auf die Druckverluste in horizontalen Rohren unter der Präsenz von Wasser und Dampf aus und beeinflusst dadurch das Verhalten des Naturumlaufs. Der Abriss des Naturumlaufs wiederum begünstigt die Ausbildung von Temperaturschichtungen von Kühlwasser in horizontalen Leitungen was bessere Kühlungsbedingungen im Downcomer zur Folge hat. Eine Erhöhung der Zwischenphasenreibung lässt den Naturumlauf also frühzeitiger abreißen, was sich positiv auf die Höhe der Maxima der Temperaturgradienten in den Simulationen auswirkt.

9.1.2 Auswirkungen des Naturumlaufs

In der Unsicherheitsanalyse in Kapitel 8 weist die Störfallsequenz mit 30 cm² Leckgröße die größte Streuung der Ergebnisse sowohl in Bezug auf die Höhe der Maxima der Referenzparameter als auch in Bezug auf den Zeitpunkt ihres Auftretens auf. Dies spiegelt sich auch in der Höhe des Bestimmtheitsmaßes der Regressionsanalyse in Abb. 9.1 wider, welcher mit $R^2 = 0.53$ niedrig ist. Die Ursache dafür findet sich im Verhalten des Systems bezüglich des Naturumlaufs. Bereits in Kapitel 5.3.1 wurde aufgezeigt, dass sich bei der vorliegenden Systemkonfiguration des DWR-Simulators die 30 cm² Leckgröße nahe an der Grenze zur Aufrechterhaltung eines stabilen Naturumlaufs befindet. Die Variation der unsicheren Parameter kann deshalb dazu führen, dass der Naturumlauf erst spät in der Störfallsequenz abreißt. Abb. 9.2 zeigt dazu das Streudiagramm der in den 186 durchgeführten Rechnungen aufgetretenen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze nahe ihrer Maxima im Bereich um t = 1 500 s in Korrelation zum Massenstrom im kalten Strang als Maß für den Naturumlauf. Es zeigt sich, dass bei etwa einem Drittel der Rechnungen der Naturumlauf zu diesem Zeitpunkt klar abgerissen ist, während mit steigender Höhe des Umlaufmassenstroms die Temperaturgradienten tendenziell abnehmen. Ausreißer sind dabei den starken Fluktuationen im Massenstrom zuzuschreiben, welche Folge von z. B. Kondensationsprozessen sein können.



Abb. 9.2 Streudiagramm zur Höhe des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze in Korrelation zur Höhe des Naturumlauf in der Umgebung des auftretenden Maximum von dT/dr (t = 1 500 s)

Die Auswertung des Spearman Rangkorrelationskoeffizienten stützt diese These, wie in Abb. 9.3 bzw. Tab. 9.2 deutlich wird. Sie zeigt, dass tendenziell Parameter, welche den Energieaustrag und die Kühlungsbedingungen im Downcomer begünstigen, das Aufrechterhalten des Naturumlaufs negativ beeinflussen, indiziert durch jeweils entgegengesetzte Vorzeichen der signifikanten Einflussparameter. Außerdem zeigt sich ein hoher Einfluss der Zwischenphasenreibung in horizontalen Rohren OIHST, welche mit sinkenden Werten den Naturumlauf begünstigt.





Tab. 9.2	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Höhe des auftretenden
	Naturumlaufs bei einer Leckfläche von 30 cm² bei t =1 500 s

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
3	TURB	Turbulenzfaktor Leckausströmung	0.27
30	RPODC	Korrekturfaktor für Nachzerfallswärme	0.24
38	OIHST	Zwischenphasenreibung Schichtenströmung im horizontalen Rohr	-0.23
36	OFI2V	Wandreibung in vertikaler Strömung	0.18
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	-0.17

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse bezüglich der maximalen Temperaturdifferenz über die RDB-Wand zeichnen ein ähnliches Bild wie die Ergebnisse zum radialen Temperaturgradienten. Auffällig ist, dass vier Werte im Besonderen aus der Ergebnisschar der SRCC heraustreten. Neben den bereits oben im Kapitel näher erläuterten Parameter RPODC, ECCHDMF und TURB (siehe Tab. 9.2) zeigt hier auch ein Modellparameter zur Berechnung des Wärmeübergangs aus einphasiger Naturkonvektion OHWNC signifikanten Einfluss:

OHWNC – Wärmeübergang aus einphasiger Naturkonvektion

Einphasige Naturkonvektion spielt für den Wärmeübergang in stagnierendem Wasser eine Rolle und beeinflusst direkt den Wärmetransport aus der RDB-Wand in das kalte Wasser im Downcomer. Steigende Werte des Parameters bewirken demnach eine Absenkung der RDB-Innenwandtemperatur und somit eine Erhöhung der Temperaturdifferenz über die Wandstruktur.

Der Einfluss der anderen signifikanten Parameter T_ABVZ, FAKWLF, ROUO und T_RESA_VZ (siehe Tab. 9.1) wurde bereits oben in diesem Kapitel näher erläutert.



Abb. 9.4 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die maximale Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (Leckgröße: 30 cm²)

Tab. 9.3Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum der Tempera-
turdifferenz über die RDB-Wand bei Leckfläche 30 cm²

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
30	RPODC	Nachzerfallsleistung	-0.39
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.36
3	TURB	Turbulenzfaktor Leckausströmung	-0.34
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.29
56	T_ABVZ	Verzögerung des 100 K/h Abfahrens	-0.21
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.18
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	0.17
54	T_RESA_VZ	Verzögerungszeit zwischen Lecköffnung und Aus- lösen der RESA	-0.17

9.1.3 Beurteilung von Konservativitätsannahmen

Die Sensitivitätsanalyse stellt weiter eine Möglichkeit dar, die Güte der Auswahl konservativer Randbedingungen nach Expertenschätzung zu beurteilen und bisher in der konservativen Rechnung nicht berücksichtigte, aber relevante Einflussparameter zu identifizieren. Abb. 9.5 stellt dazu den berechneten SRCC mit der Auswahl der konservativen Parameter nach Expertenschätzung gegenüber. Die Abbildung stellt die Verschiebung der unsicheren Parameter mit Berücksichtigung der erwarteten Einflussrichtung auf die Belastung des RDB bezogen auf den Best-Estimate-Wert in der konservativen Simulation als schwarze Kreise dar. Das Vorzeichen der rot markierten SRCC (vgl. Abb. 9.1) spiegelt die tatsächliche Einflussrichtung als Ergebnis der statistischen Auswertung wider. Es wird deutlich, dass die Einflussrichtung der Konservativitäten in den meisten Parametern a priori richtig abgeschätzt wurde oder der Best-Estimate-Wert angesetzt worden ist, wenn nur ein geringer Einfluss erwartet wurde. Eine qualitative Diskrepanz zeigt der Parameter 22 ROUO, also die Wandrauigkeit der U-Rohre. Bei Festlegung der konservativen Parameter wurde diesem Parameter wenig Bedeutung beigemessen. Für die Konservativität wurde aber tendenziell ein negativer Einfluss erwartet, weil eine geringe Wandrauigkeit höhere Strömungsgeschwindigkeiten in den U-Rohren ermöglicht. Es wurde erwartet, dass dieser Effekt den Effekt des verbesserten Wärmeübergangs in Folge hoher Wandrauigkeit in Bezug auf die Kühlungsbedingungen überwiegt. Tatsächlich tritt ein signifikanter Einfluss auf den Referenzparameter dT/dr nur in dieser
Störfallsequenz mit 30 cm² Leckgröße auf (vgl. Tab. 9.4 und Tab. 9.5), was darauf hindeutet, dass der Einfluss des Parameters auf den Naturumlauf hier von besonderer Bedeutung ist.



Abb. 9.5Gegenüberstellung der Konservativitätsrichtung nach Expertenschätzung
zu den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse

9.2 Ergebnisse zum 70 cm² Leck

9.2.1 Ergebnisse bezüglich der Referenzparameter

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zur Störfallsequenz mit 70 cm² Leckgröße präsentiert. Abb. 9.6 zeigt dazu die Rang-Korrelationskoeffizienten nach Spearman für die aufgetretenen Maxima des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze. Gegenüber den Ergebnissen in Kapitel 9.1 zeigt sich dabei große Übereinstimmung in der Art der signifikanten Einflussparameter. Es ergeben sich aber auch kleinere Unterschiede. Das Bestimmtheitsmaß R^2 ist mit 0.75 deutlich höher als in der Störfallsequenz mit 30 cm² Leckgröße mit $R^2 = 0.53$, was auf eine höhere Aussagekraft der Ergebnisse schließen und sich auf die geringere zeitliche Varianz der Maxima zurückführen lässt. Die als signifikant identifizierten unsicheren Parameter sind in Tab. 9.4 zusammengefasst. Großen Einfluss haben demnach Parameter zum einpha-

sigen Wärmeübergang (OHWFC, OHWNC). Durch insgesamt höhere Strömungsgeschwindigkeiten und stärkere Dynamik der Transportprozesse ist auch der Einfluss der Zwangskonvektion (OHWFC) im Downcomer in dieser Störfallsequenz von großer Bedeutung. Weiter zeigen die Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials (FAKWLF), der Einspeisemassenstrom der Sicherheitseinspeisepumpen (ECCHDMF) und der Turbulenzfaktor am Leck (TURB) entsprechend der Erläuterungen in Kapitel 9.1 signifikanten Einfluss auf die Ergebnisunsicherheit.



Abb. 9.6 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 70 cm²)

 Tab. 9.4 Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckfläche A = 70 cm²

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.41
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.38
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.31
3	TURB	Turbulenzfaktor Leckausströmung	-0.27
6	ODBUN	Zweiphasen Relativgeschwindigkeit im Dampferzeugerbündel	0.23
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.21

Ein zunächst überraschendes Ergebnis scheint der signifikante Einfluss der Zweiphasenrelativgeschwindigkeit im Dampferzeugerrohrbündel (ODBUN) zu sein. Tatsächlich ergibt sich dieser Einfluss aus der Abfolge der Störfallverlaufs in Überlagerung mit dem zeitlichen Auftreten des dT/dr-Maximum und wird nachfolgend näher erläutert:

ODBUN – Zweiphasenrelativgeschwindigkeit im Dampferzeugerrohrbündel

Der Parameter zur Zweiphasenrelativgeschwindigkeit in vertikalen Bündelgeometrien (ODBUN), welcher hier in den Dampferzeugerrohrbündeln wirksam wird, beeinflusst durch Veränderung in der Zwischenphasenreibung den Mitriss von Wassertropfen im Dampf. In der hier untersuchten Störfallsequenz sinkt der Füllstand im Dampferzeuger über einen Zeitraum von ca. 2 000 s bis in Höhe des Eintrittsplenums ab (siehe Abb. 9.7, links). Zum Zeitpunkt t = 1 000 s ist diese Freilegung weitgehend abgeschlossen. Währenddessen wird im Kern weiter Dampf produziert, welcher in Richtung DE strömt. Steigende Werte von ODBUN sorgen für erhöhte Zwischenphasenreibung und damit für verstärkten Mitriss von Wassertropfen aus dem DE-Eintrittsplenum in die U-Rohre. Dies führt zu einer Verbesserung der Kühlungsbedingungen und einer erhöhten Kondensationsrate (siehe Abb. 9.7, rechts) was den Energieaustrag aus dem System und damit die thermomechanische Belastung des RDB potentiell befördert. Die Maxima der radialen Temperaturgradienten treten im Mittel zeitnah zu dem beschriebenen Phänomen auf (siehe Abb. 8.1) und werden deshalb im besonderen Maße davon beeinflusst, was sich in den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse in Tab. 9.4 widerspiegelt. In der Störfallsequenz mit 30 cm² Leckgröße kommt es nicht zu einem derartigen Abfall im primärseitigen DE-Füllstand, weshalb der Parameter dort nicht als sensitiv in Erscheinung tritt.



Abb. 9.7 Dampfgehaltverteilung im Loop 1 (links) zum Zeitpunkt t = 1 000 s und Kondensations-/Verdampfungsrate am U-Rohr-Eintritt des DE (rechts)

9.2.2 Sensitivitätsentwicklung im Störfallverlauf

Bei einem Vergleich der Kurvenverläufe zum radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze, wie in Abb. 9.8, wird ersichtlich, dass die Kurve der konservativen Simulation die 95/95-Toleranzgrenze sowie jene der Best-Estimate-Simulation bei ca. t = 1 500 s schneidet. Unter einer Proportionalitätsannahme zwischen dem Referenzparameter dT/dr und den Belastungswerten des RDB, könnte dies darauf hinweisen, dass die thermomechanische Last auf den RDB im konservativen Fall im zeitlichen Verlauf der Sequenz unter die Vergleichsfälle sinkt, was per Definition nicht konservativ wäre. Die Sensitivitätsanalyse zeigt die Ursache dieses Verhaltens auf.



Abb. 9.8 Vergleich der konservativen sowie Best-Estimate-Analyse zur Unsicherheitsanalyse (95/95-TL) für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckgröße 70 cm²

Werden die SRCC der Sensitivitätsanalyse beim Auftreten des Maximums verglichen mit den SRCC zu einem Zeitpunkt in der Spätphase der Simulation nach Überschneidung der Kurven (t ≥ 4 000 s) wird deutlich, dass unsichere Parameter, welche das Ergebnis signifikant beeinflussen, jeweils mit entgegengesetzten Vorzeichen vorkommen (siehe Abb. 9.9). Der zeitliche Verlauf der wichtigsten SRCC nach Tab. 9.4 in Abb. 9.10 unterstreicht diese Erkenntnis aufgrund des sichtbaren Vorzeichenwechsels von ECCHDMF, TURB, ODBUN und später auch OHWFC, also vier der sechs wichtigsten Parameter. Begründet ist dies dadurch, dass Bedingungen, welche zu einem schnellen Energieentzug aus dem Basismaterial des RDB führen, die Menge an gespeicherter Energie im RDB-Material in der Spätphase der Störfallsequenz verringern, was die lokalen Temperaturgradienten in dieser Spätphase reduziert. Eine abschließende Bewertung dieses Verhaltens mit Beurteilung der Konsequenzen für die Konservativität der angesetzten Anfangs- und Randbedingung erfolgt mittels einer eindimensionalen strukturmechanischen Analyse in Kapitel 11.



Abb. 9.9 Spearman-Rang-Korrelationskoeffizient für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze im Maximum (links) und in der Spätphase der Sequenz (t = 4 000 s, rechts)



Abb. 9.10 Zeitlicher Verlauf der signifikanten unsicheren Parameter nach Tab. 9.4 für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze

9.3 Ergebnisse zum 100 cm² Leck

Die Sensitivitätsanalyse zur Störfallsequenz mit 100 cm² Leckgröße spiegelt ein nahezu identisches Bild zu den Aussagen aus der Analyse des 70 cm²-Lecks in Kapitel 9.2 bezüglich der Sensitivitäten wider. Die Werte der SRCC zeigen für fünf der gleichen signifikanten Parameter ähnlich hohe Werte an (vgl. Tab. 9.4 und Tab. 9.5). Lediglich der Parameter TURB liegt in dieser Störfallsequenz knapp unter der Signifikanzschwelle. Vermutlich ist dies darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des Austrittsmassenstroms aus dem Leck bei 100 cm² Leckfläche einen kritischen Wert übersteigt und ein weiterer Anstieg zu keiner wesentlichen Verbesserung der Kühlungsbedingung führt, bedingt durch die thermische Trägheit des RDB-Materials. Weiter tritt in der Auswertung auch die Nachzerfallsleitung RPODC wie in Kapitel 9.1 wieder als signifikant in Erscheinung. Die SRCC dieses Parameters schwanken in allen durchgeführten Analysen mit gleichem Vorzeichen um den Wert der Signifikanzschwelle und ihr Einfluss auf den Referenzparameter ist in Kapitel 9.1 auch technisch begründet. Die Unsicherheit in der Nachzerfallsleistung sollte also in Unsicherheitsanalysen zu PTS stets als signifikant mit einbezogen werden. Neben dem bereits in Kapitel 9.2 erläuterten Einflusses der Zweiphasenrelativgeschwindigkeit in vertikalen Rohrbündeln (ODBUN) zeigt hier auch der Zweiphasenmultiplikator in vertikalen TFO (OFI2V) einen Einfluss oberhalb der Grenze zum Signifikanzschwellwert:

OFI2V – Zweiphasenmultiplikator in vertikalen TFO

Dieser Parameter beeinflusst das Abströmen und die Gegenströmung in den vertikal verlaufenden TFO im Downcomer. Da bei der vorliegenden größeren Leckfläche die Strömungsgeschwindigkeiten, Durchmischungs- und Kondensationsprozesse bei ECCS-Einspeisung stärker und dynamischer werden, nimmt mit zunehmender Leckgröße auch der Einfluss der Zweiphasenmodellierung zu, was sich in der Signifikanz des Parameters widerspiegelt.



- Abb. 9.11Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Tempe-
raturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 100 cm²)
- Tab. 9.5Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialenTemperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei LeckflächeA = 100 cm²

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.46
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.34
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.32
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.26
30	RPODC	Nachzerfallsleistung	-0.21
6	ODBUN	Zweiphasenrelativgeschwindigkeit im Dampferzeugerbündel	0.19
36	OFI2V	Zweiphasenmultiplikator in vertikalen Rohren	0.18

10 Ergänzende Untersuchungen zum 0.1F Leck

Neben den in Kapitel 5.3 identifizierten kritischen Leckgrößen wurde ergänzend eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse für ein mittleres Leck mit einer Leckfläche von 0.1 Mal dem Querschnitt der HKML (0.1F-Leck) durchgeführt. Bei diesen mittleren Lecks von ca. 440 cm² Größe verschwindet die Temperaturdifferenz zwischen Strähne und Umgebung fast vollständig, weil die mittlere Ringraumfluidtemperatur aufgrund der höheren Einspeiserate schnell auf das Niveau der Einspeisetemperatur absinkt. Zusätzlich ist bei den kleinen Lecks der Wärmeübergangskoeffizient (HTC) innerhalb der Strähne um bis zu Faktor 2 höher als außerhalb der Strähne. Diese Temperatur- und HTC-Differenzen in azimutaler Richtung führen bei kleinen Lecks zu zusätzlichen Spannungen in axialer Richtung, welche sich bei mittleren Lecks nicht in derselben Größenordnung zeigen (siehe z. B. /SIE 92/).

Der Analyseumfang umfasst die gleichen Simulationen wie bei den drei zuvor präsentierten Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm². Es wurde eine konservative, eine Best-Estimate sowie die 186 Variationsrechnungen der Unsicherheitsanalyse entsprechend der Beschreibung in Kapitel 6 durchgeführt.

10.1 Störfallverlauf

Bei einem mittleren Leck wird unterstellt, dass eine Anschlussleitung zum Hauptkühlkreislauf abreißt. Der Abriss des größten Anschlussstutzens einer Hauptkühlmittelleitung mit einem Innendurchmesser von 250 mm bestimmt dabei die Auslegung für die Sicherheitseinspeisepumpen. Die Leckageverluste sind so schnell wieder zu ergänzen, dass die zulässige Hüllrohrtemperatur nicht überschritten wird. Der Störfallverlauf wird in zwei Phasen unterteilt:

Phase 1: Druckentlastung

Sobald sich der Druckhalter (DH) entleert hat, bestimmt die Hauptkühlmitteltemperatur den Systemdruck. Der vorher vom DH aufgeprägte Druck sinkt von ca. 155 bar auf den Sättigungsdruck im Hauptkühlmittelkreislauf. Während der Einphasenströmung ist der Druckabfall sehr steil bis zum Erreichen des Sättigungsdruckes, bei dem es dann zu einer Mehrphasenströmung kommt. Die weitere Geschwindigkeit, mit der der Druck absinkt, wird durch den Leckquerschnitt bestimmt.

Phase 2: HD-Einspeisung

Das Reaktorschutzsystem startet die Sicherheitseinspeisepumpen automatisch, wenn der Hauptkühlmitteldruck unter 109 bar absinkt. Bei einem mittleren Leck erfolgt die Wärmeabfuhr im Kern primär durch Aufheizen und teilweises Verdampfen des eingespeisten Kühlwassers. Da die Wärmeabfuhr über das Leck bei diesen Querschnitten größer ist als die im Kern entstehende Nachwärme, sinkt der Druck im Hauptkühlmittelkreislauf auch nach Erreichen des Siededruckes weiter ab. Die HD-Einspeisung erfolgt bei der KWU-Referenzanlage normalerweise aufgrund einer Auswahlschaltung nur über die heißen Einspeisestränge. Ist jedoch der Bruch einer Einspeiseleitung des HD-Einspeisesystems selbst die Ursache des Störfalls, so spricht die Auswahlschaltung des betroffenen Systems an. Sie sperrt die defekte Leitung ab und öffnet stattdessen die intakte. Dadurch wird verhindert, dass infolge der Druckdifferenz zwischen intaktem und defektem Einspeisestrang die Fördermenge der Pumpe über das Leck verloren geht. Für die hier unterstellte Störfallsequenz am generischen DWR-Analysesimulator erfolgt die Einspeisung abweichend von der Auslegung der Referenzanlage vorzugsweise kaltseitig, um möglichst ungünstige Bedingungen in Bezug auf die PTS-Problematik zu erzeugen. Die Energieabfuhr erfolgt über das aus dem Leck ausströmende Wasser. Der Frischdampf wird entweder über die Frischdampfumleitstation in den Kondensator oder wie hier im Notstromfall über die Abblaseregelventile über das Dach abgeblasen. Bei einem Absinken des Druckes unter 25 bar im Hauptkühlkreislauf speisen zusätzlich die Druckspeicher selbsttätig ein. Dies ist aber zur Störfallbeherrschung nicht erforderlich, da die Sicherheitseinspeisepumpen den Kern immer ausreichend bedeckt halten. Bei einem Druck unter 10 bar werden die Nachkühlpumpen zugeschaltet. Nach Entleerung der Flutbehälter wird auf Sumpfbetrieb umgeschaltet.

Bezüglich der PTS-Problematik zeigt sich ein wesentlicher Unterschied zu den bereits vorgestellten kleineren Lecks. Durch den zügigen Druckabfall und die hohe Ausströmrate über das Leck sinkt zeitweise der Füllstand im Downcomer unter die Höhe des Anschlussstutzens der HKML ab und es tritt bei Noteinspeisung Streifenkühlung des RDB auf. Dies geschieht in den vorliegenden Untersuchungen über einen Zeitraum von ca. 300 s von 100 s bis 400 s nach Störfallbeginn. Danach wird der Downcomer durch die hohen Einspeiseraten wieder aufgefüllt.

10.2 Bewertung der PTS-relevanten Parameter

In Abb. 10.1 sind die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zum radialen Temperaturgradienten an der Rissspitze zusammengefasst. Sie beinhaltet den ermittelten Unsicherheitsbereich, das obere einseitige Toleranzlimit mit 95 % Wahrscheinlichkeit bei 95 % statistischer Sicherheit, das Ergebnis der konservativen Simulation in Bezug auf PTS sowie das Ergebnis der Best-Estimate-Analyse für die Störfallsequenzen mit 440 cm² Leckfläche. Die transparenten Flächen umschließen die aufgetretenen Minimal- und Maximalwerte der 186 Simulationen der Unsicherheitsanalyse und bilden somit den Unsicherheitsbereich ab. Abb. 10.2 zeigt die Ergebnisse für die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand. Eine Gegenüberstellung der Resultate mit jenen der Störfallsequenz mit 70 cm² Leckfläche in Tab. 10.1 bzw. Tab. 10.2 zeigt höhere Werte bei der 0.1F-Sequenz für beide Parameter. Weiter fällt auf, dass das Maximum des radialen Temperaturgradienten deutlich früher bei etwa 400 s nach Störfallbeginn auftritt und anschließend sehr schnell wieder abfällt. Das Unsicherheitsband ist vergleichsweise eng und das Maximum der konservativen Simulation liegt nahe am Maximalwert des Unsicherheitsbandes. Die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand steigt ebenfalls sehr zügig an, verbleibt dann aber über einen Zeitraum von ca. 1 000 s in einem plateauartig engen Bereich um das auftretende Maximum. Die Kurvenverläufe in beiden Grafiken (Abb. 10.1 und Abb. 10.2) zeigen einen kurzen Einbruch der Werte während des Anstiegs zu Störfallbeginn. Dieses Verhalten ist auf einen Temperaturanstieg zwischen ca. 100 s bis 400 s nach Störfalleintritt zurückzuführen, welcher aus einem Absinken des Füllstands im Downcomer und einer damit verbundene Dampfkühlung der RDB-Wand folgt. Während dieser Zeit tritt eine Streifenkühlung (siehe Kapitel 2.3) im Downcomer auf.

In Folge der heftigen Durchmischung im zweiphasigen Regime im gesamten Downcomer und der hohen Gesamteinspeiserate entsteht praktisch keine Asymmetrie in den Kühlungsbedingungen des RDB mehr. Dieser Aspekt kann durch Untersuchung der radialen Temperaturgradienten bzw. Temperaturdifferenz über die Wand im hier angewendeten Verfahren nicht direkt einbezogen werden. Eine Beurteilung der Belastungssituation ausschließlich auf Basis der beiden dargestellten Referenzparameter ist deshalb nicht zulässig. Vielmehr sind alle in Kapitel 5.1 eingeführten Größen und Phänomene zu berücksichtigen. Die hier vorgestellte thermohydraulische Unsicherheitsanalyse kann folglich nur Hinweise auf die anzuwendenden Anfangs- und Randbedingungen einer anschließenden strukturmechanischen Analyse zur abschließenden Beurteilung liefern.



Abb. 10.1 Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße 440 cm²)



Abb. 10.2 Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (Leckgröße 440 cm²)

Tab. 10.1Ergebnisse für das Maximum des Referenzparameters "radialer Tempera-
turgradient an der postulierten Rissspitze" dT/dr in [K/mm]

Beschreibung	70 cm ²	440 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	1.50	2.32
Tiefstes Maximum der USA*	1.29	1.93
Erwartungswert	1.45	2.11
Best-Estimate-Wert	1.44	2.04
Oberes 95/95 TL	1.50	2.25
Konservativ	1.62	2.34

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

Tab. 10.2Ergebnisse für das Maximum des Referenzparameter "Temperaturdifferenz
über die RDB-Wand" ΔT in [K]

Beschreibung	70 cm²	440 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	192.2	213.3
Tiefstes Maximum der USA*	167.8	192.6
Erwartungswert	183.0	204.4
Best-Estimate-Wert	186.2	203.5
Oberes 95/95 TL	189.0	206.9
Konservativ	198.0	214.2

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

10.3 Thermohydraulische Einflussparameter

Die sich aus den ermittelten Toleranzgrenzen ergebenden Unsicherheitsbänder der wichtigen thermohydraulischen Einflussparameter Primärdruck, Fluidtemperatur im Downcomer und Wärmeübergangskoeffizienten an der RDB-Innenwand im Downcomer sind für die Störfallsequenzen mit 440 cm² Leckgröße in Abb. 10.3 dargestellt. Daraus lassen sich die thermohydraulischen Bewertungskriterien aus Kapitel 5.1.1 ableiten. Die Ergebnisse können als Grundlage für die Auswahl von Randbedingungen strukturmechanischer Analysen zur abschließenden Beurteilung PTS-relevanter Sequenzen dienen. Auffällig ist der Temperaturanstieg zwischen Sekunde 300 und 600, welcher auf ein Absinken des Füllstands im Downcomer und eine damit verbundene Dampfkühlung der RDB-Wand zurückzuführen ist. Außerdem zeigen sich große Fluktuationen des Wärmeübergangskoeffizienten in Folge der starken Durchmischungsprozesse im Downcomer.



Abb. 10.3 Unsicherheitsbänder wichtiger Einflussparameter mit PTS-Relevanz für die Störfallsequenzen mit 440 cm² (0.1 F) Leckfläche

10.4 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Die Sensitivitätsanalyse als ergänzende Untersuchung innerhalb des BEPU-Ansatzes dient dazu, diejenigen Einflussfaktoren bzw. unsicheren Parameter zu identifizieren, welche im besonderen Maß zur Unsicherheit der Ergebnisse beitragen. Eine Einführung zur hier angewendeten Methode bietet Kapitel 9.

Abb. 10.4 zeigt die Rang-Korrelationskoeffizienten nach Spearman für die aufgetretenen Maxima des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei der Störfallsequenz mit 440 cm² Leckgröße. Als signifikant werden diejenigen Werte betrachtet, welche nach der Erläuterung in Kapitel 9 einen Betrag von ≥ 0.165 aufweisen. Die Ergebnisse zeigen, dass sich der Einfluss der meisten, bei kleineren Leckgrößen (siehe Kapitel 9.1 - 9.3) als signifikant identifizierten Unsicherheitsparameter, bei der hier untersuchten Leckgröße in der Größenordnung des statistischen Rauschens einordnet. Als signifikant können allerdings weiter der Einfluss eines Parameters der Wärmeübertragung (Par. 7 - Tab. 6.1, OHWFC) sowie eines Parameters betrachtet werden, welcher das Einspeiseverhalten des gesamten Not- und Nachkühlsystems maßgeblich mitbestimmt (Par. 25 - Tab. 6.1, ZECC). Letzterer beeinflusst als Formwiderstand in den Einspeiseleitungen des ECCS besonders bei hohen Einspeiseraten, den eingespeisten Massenstrom von kaltem Wasser in den Primärkreislauf. Eine Erklärung für den geringen Einfluss der übrigen Unsicherheitsparameter liefert der schnelle Druckabfall und das frühzeitige Erreichen maximaler Einspeiseraten aus dem ECCS. In Verbindung führen diese Effekte zu dem in Kapitel 10.2 beschriebenen ausgeprägt zweiphasigen Strömungsregime sowie heftiger Durchmischung von kaltem, eingespeistem Notkühlwasser mit heißem Primärkühlmittel. Daraus ergibt sich eine schnelle und gleichmäßige Abkühlung im gesamten Downcomer des RDB und damit verbundene gute Kühlungsbedingungen an der RDB-Innenwandoberfläche in allen 186 Rechnungen. Parameter, welche also bei den kleineren untersuchten Lecks besonders in der Frühphase der ECCS-Einspeisung Wirkung zeigen, werden durch das rasche Voranschreiten des Störfallablaufs praktisch übergangen, wohingegen sich der Unsicherheitsparameter Par. 25 (ZECC) durch einen nicht proportionalen Zusammenhang mit der Durchflussmenge signifikant auf die Ergebnisse zum Referenzparameter dT/dr auswirkt. Ein sinkender Formwiderstandswert führt nach dieser Sensitivitätsanalyse zu höheren Einspeiseraten, stärkerer RDB-Kühlung und damit zu höheren Maxima von dT/dr.



- **Abb. 10.4** Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 440 cm²)
- Tab. 10.3 Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten f
 ür das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei einer Leckfl
 äche von 440 cm²

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.49
25	ZECC	Formwiderstand der ECCS-Einspeiseleitung	-0.19

Um den Einfluss der Unsicherheitsparameter besser über der Störfallverlauf hinweg beurteilen zu können, wurden die SRCC dynamisch ausgewertet. Abb. 10.5 zeigt den zeitlichen Verlauf der SRCC zu jenen Unsicherheitsparametern, welche innerhalb des Störfallablaufs signifikanten Einfluss auf die Höhe des Referenzparameters zeigen (für Erläuterungen zu den genannten Unsicherheitsparameter vgl. Tab. 6.1 sowie Kapitel 9). Außerdem ist zur Verdeutlichung der auf sein Maximum normierte zeitliche Verlauf des Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze eingezeichnet. Dabei wird deutlich, dass sich gerade in der Blow-Down-Phase dieselben Parameter wie bei den kleineren untersuchten Leckgrößen wiederfinden (siehe Kapitel 9.1 – 9.3). Die starke Durchmischung und die thermische Trägheit des Systems bewirken allerdings, dass sich zum Zeitpunkt des Auftretens des Maximums von dT/dr nur noch die in Tab. 10.3 gezeigten Unsicherheitsparameter signifikant auswirken. Im späten Verlauf des Störfalls wird der Wert des Temperaturgradienten an der Rissspitze maßgeblich durch die Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials des RDB bestimmt (Par. 19 – Tab. 6.1, FAKWLF).



Abb. 10.5 Dynamischer Verlauf signifikanter Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman f
ür den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 440 cm²)

11 Abschließende Bewertung unter Einbeziehung eindimensionaler strukturmechanischer Analysen

Im Zuge der vorliegenden Untersuchung wurden umfangreiche Analysen unterschiedlicher Störfallsequenzen unter Anwendung multidisziplinärer Methoden durchgeführt. Dies beinhaltet neben den grundlegenden thermohydraulischen Simulationen, strukturmechanische Untersuchungen und statistische Methoden. Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse zusammengefasst und unter Einbeziehung der eindimensionalen strukturmechanischen Analyse bewertet. Die angewendete Methodik zur strukturmechanischen Analyse ist in Kapitel 5.3.2 näher erläutert. Zunächst werden Erweiterungen in dem Simulationsprogramm PROST /HEC 16/ vorgestellt und erläutert, welche im Zuge der vorliegenden Untersuchungen erarbeitet wurden. Anschließend werden die Ergebnisse der Anwendung dieser Erweiterungen auf den Untersuchungsgegenstand sowie die Ergebnisse einer darauf basierenden Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse dargestellt.

11.1 Erweiterung des PROST (PRObabilistic STructure Analysis)-Codes

11.1.1 Verallgemeinerung der Berechnung von Thermospannungen

Die analytische Berechnung von axialen Spannungsverteilungen durch eine räumlich veränderliche Temperaturvariation wurde in PROST ursprünglich mit der SIGMAKT-Prozedur durchgeführt /SIE 93/, welche auf /TIM 51/ zurückgeht. Die Berechnung beruht auf der linearisierten thermischen Ausdehnung $\varepsilon(T)$ mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten α .

$$\varepsilon(T) = \alpha T \tag{11.1}$$

Die induzierte Spannungskomponente in eine Richtung σ_i , welche sich in Folge einer durch Randbedingungen behinderte isotrope Wärmedehnung ergibt, wird in elastischer Näherung durch das Elastizitätsmodul *E* und die Querkontraktionszahl ν bestimmt.

$$\sigma_i = \frac{E\alpha T}{1 - \nu} \tag{11.2}$$

Bei der Berechnung der Spannungen in einem Querschnitt einer Zylinderwand (Innenradius r_i , Außenradius r_a) mit radial variierender Temperatur T(r) führt dies zu radial variierenden Axialspannungen $\sigma_a(r)$.

$$\sigma_a(r) = \frac{E}{1 - \nu} [\langle \alpha T \rangle_r - \alpha T(r)]$$
(11.3)

Diese ergeben sich also aus der Differenz zwischen mittlerer Wärmedehnung und lokaler Wärmedehnung. Hierbei ist die Flächenmittelung $\langle y \rangle_r$ mit dem nachfolgenden Integral zu ermitteln.

$$\langle y \rangle_r = \frac{2}{r_a^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_a} r \, y(r) dr$$
 (11.4)

Diese Methodik vernachlässigt jedoch die Temperaturabhängigkeit von *E* und ν , und für die Temperaturabhängigkeit der Wärmedehnungskoeffizienten α wird eine Referenztemperatur angesetzt. Als Alternative wird diese Spannungsermittlung dadurch erweitert, dass die radiale Mittelung über alle temperaturabhängigen Größen durchgeführt wird.

$$\sigma_a(r) = \left[\langle \frac{E\alpha T}{1 - \nu} \rangle_r - \frac{E(T(r))\alpha(T(r))T(r)}{1 - \nu(T(r))} \right]$$
(11.5)

Mit diesem verallgemeinerten Ansatz zur Bestimmung der Thermospannungen können die temperaturabhängigen Größen der Werkstoffeigenschaften genauer berücksichtigt werden als beim ursprünglichen Vorgehen nach Gleichung (11.2).

11.1.2 Transienten-Eingabe

Die Anforderung an die Erweiterung von PROST ist eine Schnittstelle zur automatisierten Generierung einer Transienten-Last-Zeit-Funktion, nachfolgend auch als Lastpfadkurve bezeichnet, anhand von externen Eingabedaten.

11.1.2.1 Transienten-Szenario

Der betrachtete Fall einer PTS-Transiente beinhaltet eine Reihe von Eingabegrößen, die Berücksichtigung finden müssen:

- a) Der Druck-Zeit-Verlauf als Liste,
- b) die Temperaturverteilung in der Behälterwand zu einzelnen Zeitpunkten (da die Temperatur auf einer anderen langsameren Zeitskala variiert als der Druck, muss nicht zu jedem Zeitpunkt der Druck-Liste eine Temperaturverteilung vorgegeben werden) und
- c) die Rissspitzen-Temperatur als Funktion der Zeit (die auch aus der Temperaturverteilung ermittelt werden kann).

Aus diesen Eingabegrößen wird dann eine PROST-Lasthistorie zusammengesetzt.

11.1.2.2 PTS-Datensatz

Aufgrund der unterschiedlichen Eingabegrößen und den möglichen Optionen wurde ein PTS-Dateiformat definiert, das die Informationen für einen zu analysierenden PTS-Fall enthält. Das genaue Dateiformat ist im PROST Benutzerhandbuch dokumentiert. Es enthält die Verweise auf:

- a) die PROST-Eingabedatei (mit Struktur und Werkstoff),
- b) die Datei mit dem Druck-Zeitverlauf (mit Formatierungsoptionen) und
- c) die Datei mit den Temperaturverteilungen.

Dieser Datensatz kann automatisiert von PROST über die Kommandozeile eingelesen und ausgeführt werden, wobei die berechneten Beanspruchungswerte in eine Ausgabedatei geschrieben werden.

11.1.2.3 Grafische Oberfläche: PTS-Editor

Um den PTS-Datensatz zu erstellen und qualitativ zu verifizieren, wurde ein einfaches Eingabefenster eingerichtet, in das die entsprechenden Daten eingegeben werden können. Diese Oberfläche ist in Abb. 11.1 dargestellt. Der PTS-Editor verfügt auch über zwei Plot-Bereiche, in denen der Druck-Zeitverlauf bzw. der radiale Temperaturverlauf zu den vorgegebenen Zeiten angezeigt wird. PTS-Datensätze können aus dem PTS-Editor geladen und gespeichert werden. Mit der Import-Option wird aus den gewählten Dateien eine Last-Zeit-Funktion in PROST erstellt.



Abb. 11.1 PTS-Editor

Dieser PTS-Editor erlaubt also, die einzelnen Schritte des Imports und der Ausführung auch separat durchzuführen, während die Schnittstelle über die Kommandozeile darauf abzielt, den Import und die Rechnung mit der Ausgabe zusammen durchzuführen.

11.1.3 Qualitätssicherung

11.1.3.1 Automatisierte Tests

Für die erweiterten Teile des Codes wurden automatisierte Unit-Tests eingeführt, die regelmäßig gestartet werden können und die Konformität der einzelnen Funktionen mit hinterlegten Referenzergebnissen prüfen. Es wurden vier Testklassen mit insgesamt elf Tests umgesetzt.

11.1.3.2 Validierungsfall

Aufgrund des gestiegenen Stellenwerts der PTS-Analysen in PROST wurde die KT-Analyse als Standard-Validierungsfall in das Regressionstest-Rahmenwerk von PROST aufgenommen. Als Anwendungsfall wurde der RPV PTS ICAS Testfall T1C2 ausgewählt (/SIE 99/, /SIE 06/). Das entsprechende KT-Diagramm für den tiefsten Punkt der Rissspitze ist in Abb. 11.2 dargestellt.



Abb. 11.2 Ergebnis des Regressionstests

In dieser automatisiert erzeugten Abbildung, die im Validierungsbericht abgedruckt ist, wird eine Referenzkurve aus dem ICAS-Benchmark mit den von PROST berechneten KT-Verläufen verglichen. Hierbei wurden zwei verschiedene Methoden zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors verwendet ("IWM" und "R6"; siehe /HEC 16/).

11.2 Ergebnisse der Anwendung auf den vorliegenden Untersuchungsgegenstand – generische PTS-Untersuchungen

11.2.1 Unsicherheitsanalyse strukturmechanischer Parameter

Die unter Kapitel 11.1 vorgestellten Erweiterungen des PROST-Codes erlauben eine automatisierte, serielle Auswertung der thermohydraulischen Simulationsergebnisse bezüglich der damit einhergehenden Spannungsintensitätsfaktoren K_I (siehe Kapitel 2.4.3) in der RDB-Wand für einen postulierten Oberflächenriss (siehe Kapitel 5.3.2). Die daraus resultierende Ergebnisschar wurde einer Unsicherheitsanalyse nach der GRS-Methode (siehe Kapitel 6.1) unterzogen. Die Ergebnisse dieser Unsicherheitsanalyse sind in Abb. 11.3 zusammengefasst. Die Grafik zeigt den Spannungsintensitätsfaktor K_I als Funktion der Temperatur an der postulierten Rissspitze für alle untersuchten Leckgrößen (Lastpfadkurve). Hierbei werden die berechneten Unsicherheitsbereiche (Minimum bis Maximum der 186 Rechnungen je Leckgröße) mit dem oberen 95/95-Toleranzlimit den konservativen und Best-Estimate-Ergebnissen gegenübergestellt. Der dargestellte Unsicherheitsbereich deckt näherungsweise den Anteil der Ergebnisunsicherheit in der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors ab, welcher sich aus der Unsicherheit in der thermohydraulischen Modellierung ergibt. Die maximalen Abweichungen in den Sprödbruchübergangstemperaturen RT^{NDT} können ebenfalls aus diesen strukturmechanischen Berechnungen abgeleitet werden. Tab. 11.1 bis Tab. 11.3 fassen die Ergebnisse zu K_I sowie zu RT^{NDT} mit Berücksichtigung des WPS-Effekts und unter Anwendung das Tangentenkriterium³ quantitativ zusammen. Zur Ermittlung von RT^{NDT} nach dem WPS-Kriterium wurde nur das absolute Maximum von K_I berücksichtigt. Tiefere lokale Maxima im abfallenden Ast der Lastpfadkurve sind nicht in die statistische Auswertung eingeflossen. Derartige zweite Maxima sind im Einzelfall näher zu betrachten. Eine Erläuterung dieser Thematik findet sich in Kapitel 7.3.

³ Eine Erläuterung zur Berechnung der Sprödbruchübergangstemperaturen und der Anwendung der genannten Kriterien findet sich in Kapitel 2.4.3.



Abb. 11.3 Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit mit der konservativen und Best-Estimate-Simulation für den Spannungsintensitätsfaktor in den untersuchten Leckgrößen

Tab. 11.1	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Spannungsinten-
	sitätsfaktors <i>K</i> / in [MPa*mm ^{1/2}]

Beschreibung	30 cm ²	70 cm ²	100 cm ²	440 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	3303	3343	3374	3577
Tiefstes Maximum der USA*	2660	3020	3073	3323
Medianwert der USA*	2961	3190	3213	3436
Best-Estimate-Wert	2869	3139	3215	3406
Oberes zweiseitiges 95/95 TL	3238	3304	3335	3548
Konservativ	3362	3469	3457	3643

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

Tab. 11.2Ergebnisse der Vergleichsanalyse für die Sprödbruchübergangstempera-
tur RT^{NDT} mit Tangentenkriterium [K]

Beschreibung	30 cm ²	70 cm ²	100 cm ²	440 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	100.0	100.8	103.5	98.9
Tiefstes Maximum der USA*	86.4	90.3	90.2	89.6
Medianwert der USA*	91.8	94.0	93.3	92.8
Best-Estimate-Wert	95.4	96.4	94.0	93.3
Unteres zweiseitiges 95/95 TL	87.3	90.7	90.2	89.7
Konservativ	87.1	89.8	89.5	78.3

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

Tab. 11.3	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für die Sprödbruchübergangstempera-
	tur RT ^{NDT} mit Berücksichtigung des WPS [K]

Beschreibung	30 cm ²	70 cm²	100 cm ²	440 cm ²
Höchstes Maximum der USA*	154.6	151.3	150.1	152.0
Tiefstes Maximum der USA*	101.1	110.7	108.3	114.7
Medianwert der USA*	121.6	126.3	127.6	129.5
Best-Estimate-Wert	126.5	128.3	113.2	124.3
Unteres zweiseitiges 95/95 TL	102.5	110.8	108.5	116.6
Konservativ	127.1	122.7	128.2	119.9

*USA: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse



Abb. 11.4 Statistische Auswertung der Ergebnisscharen bezüglich Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} mit Tangentenkriterium, unter Berücksichtigung des WPS-Effektes und des maximalen Spannungsintensitätsfaktors K_{I,max}.

Abb. 11.4 stellt die statistische Auswertung der Ergebnisse in Form eines Box-Plots dar. Die Boxen umschließen dabei jeweils das erste und dritte Quartil, die Whisker bezeichnen das 5 % und das 95 % Perzentil⁴. Die Medianwerte der Ergebnisscharen sind anhand der horizontalen Linien innerhalb der Boxen markiert. Das Ergebnis der jeweiligen konservativen Analyse ist anhand eines Kreuzes gezeigt. Es wird deutlich, dass die Streuung der Ergebnisse bezüglich RT^{NDT} unter Anwendung des Tangentenkriteriums (Abb. 11.4 links) deutlich geringer ist als unter Berücksichtigung des WPS-Effektes (Maximumkriterium; Abb. 11.4 mittig). Die Ergebnisse der konservativen Rechnung unterschreiten bei Anwendung des Tangentenkriteriums für alle untersuchten Leckgrößen das 5 % Perzentil sowie das untere zweiseitige 95/95-Toleranzlimit nach Wilks (siehe Tab. 11.2) und sind somit tatsächlich konservativ. Bezüglich der

⁴ Das 5 % und das 95 % Perzentil geben f
ür den gegebenen Datensatz an, welcher Anteil der vorliegenden Ergebnisse unterhalb der genannten Schwelle liegt. Sie sind nicht gleichzusetzen mit den zweiseitigen 95/95-Toleranzlimits nach Wilks, welche die Wahrscheinlichkeit angeben, dass ein Ergebnis im Allgemeinen, also unabh
ängig vom gegebenen Datensatz, unterhalb bzw. oberhalb des Limits auftritt.

Medianwerte zeigt sich hier kein eindeutiger Trend, der einen Rückschluss auf einen direkten Zusammenhang zwischen Leckgröße und der Festlegung des ungünstigsten Falls zuließe. Jedoch ist erkennbar, dass sowohl der niedrigste (ungünstigste) Medianwert als auch die höchste Streuung bei einer Leckgröße von 30 cm² auftritt. Dieses Verhalten findet sich auch in der Darstellung der Ergebnisse bezüglich RT^{NDT} unter Berücksichtigung des WPS-Effektes wieder (siehe Abb. 11.4 mittig). Jedoch ist die Streuung von RT^{NDT} hier sehr viel höher und die Ergebnisse der konservativen Simulation unterschreiten nicht das 5 % Perzentil sowie das untere zweiseitige 95/95-Toleranzlimit nach Wilks (siehe Tab. 11.3). Dies ist primär auf den flachen Kurvenverlauf im Bereich des Maximums von K_I zurückzuführen (siehe Abb. 11.3). Kleine Fluktuationen von K_I im Bereich des Maximums verursachen so große Abweichungen bei der Berechnung der zulässigen RT^{NDT} bei Berücksichtigung des WPS-Effektes. Die Medianwerte aber tendieren mit abnehmender Leckgröße hin zu niedrigeren (ungünstigeren) Werten von RT^{NDT} (WPS).

Für den direkt mittels PROST berechneten Spannungsintensitätsfaktor K_I (Abb. 11.4 rechts) zeigt sich, dass mit zunehmender Leckgröße die Maxima von K_I steigen und dass die Ergebnisse der konservativen Simulation in allen betrachteten Szenarien sowohl das obere 95/95-Toleranzlimit als auch die maximale Schwankungsbreite der Unsicherheitsanalyse sicher abdecken. Dieses Ergebnis bestätigt, dass die Auswahl der Konservativitäten in den unsicheren Parametern der Analyse bezüglich des Zielwertes "Spannungsintensitätsfaktor" korrekt vorgenommen werden konnte. Es zeigt sich bei einem Vergleich mit den Ergebnissen bezüglich RT^{NDT} (WPS) (Abb. 11.4 mittig) aber, dass für die hier untersuchten Szenarien eine positive Korrelation mit K_{I,max} vorzuliegen scheint, höhere Maxima von K_I also nicht zu ungünstigeren Ergebnissen von RT^{NDT} unter Berücksichtigung des WPS-Effekts führen. Dieser Sachverhalt wird in Kapitel 11.2.3 näher untersucht.

Ein wichtiger Einflussfaktor, welcher in der hier angewendeten eindimensionalen Analysemethode der strukturmechanischen Untersuchungen nicht einfließen konnte, ist die Asymmetrie in den Kühlungsbedingungen im Downcomer des RDB. So zeigen die thermohydraulischen Berechnungen bei dem 30 cm² Leck die stärkste Strähnenbildung bei einer gleichzeitig niedrigen Durchmischung, was sich in großen Temperaturunterschieden und Unterschieden in den Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb und außerhalb der Strähne äußert. Dies führt zu zusätzlichen Axiallasten aus dem azimutalen Ungleichgewicht (siehe dazu z. B. /SIE 92/). Abb. 11.5 stellt die Wärmeübergangskoeffizienten für die Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 440 cm² gegenüber. Es wird deutlich, dass sich mit steigender Leckgröße die Durchmischungsprozesse im Downcomer verstärken und das azimutale Ungleichgewicht in den Kühlungsbedingungen reduziert wird. Das 0.1 F-Leck (440 cm²) zeigt dabei das Verhalten des Rundumschocks. Da die angewendete eindimensionale Analysemethode nicht in der Lage ist, derartige Asymmetrien zu berücksichtigen, aber bei dem 0.1 F-Leck u. a. sehr hohe Einspeiseraten auftreten, zeigt der mit PROST berechnete Spannungsintensitätsfaktor den größten in den Untersuchungen aufgetretenen Maximalwert für K₁ mit 3643 MPa*mm^{1/2} für die konservative Simulation (siehe Tab. 11.1) was auch zur niedrigsten RT^{NDT} = 78.3 bei Anwendung des Tangentenkriteriums führt (siehe Tab. 11.2). Jedoch zeigt die in Abb. 11.4 dargestellte statistische Auswertung, dass sich eine daraus abgeleitete Empfehlung zur Auswahl der ungünstigsten Leckgröße nicht auf die gesamte Schar der Simulationsergebnisse übertragen lässt. Wird zusätzlich die hier beschriebene Nichtberücksichtigung von Asymmetrien bei der angewendeten Methode mit in die Überlegungen einbezogen, so wird eine Schlussfolgerung zur ungünstigsten Leckgröße rein auf Basis der in Tab. 11.1 bis Tab. 11.2 zusammengefassten Ergebnisse weiter geschwächt. Es scheint deshalb auch auf Basis der vorliegenden Ergebnisse notwendig eine ganzheitliche Betrachtung des thermohydraulischen und thermomechanischen Systemzustandes für relevante Leckgrößen mit abschließender strukturmechanischer Analyse durchzuführen, um ungünstigste Leckgrößen mit hinreichender Sicherheit zu identifizieren.



Abb. 11.5 Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb und außerhalb der Strähne im Downcomer im Vergleich 30 cm² und 70 cm² (links) sowie 30 cm² und 440 cm² (rechts)

11.2.2 Sensitivitätsanalyse strukturmechanischer Parameter

Neben der Durchführung von Unsicherheitsanalysen erlauben die unter Kapitel 11.1 vorgestellten Erweiterungen des PROST-Codes auch die Ergebnisschar der strukturmechanischen Berechnungen einer Sensitivitätsanalyse bezüglich der unsicheren Eingangsparameter aus den zugrundeliegenden thermohydraulischen Simulationen zu unterziehen. Dazu werden die Ergebnisse der strukturmechanischen Berechnungen den thermohydraulischen Simulationen zugeordnet und, wie in Kapitel 9 beschrieben, den unsicheren Eingangsparametern unter Anwendung linearer Regression gegenübergestellt. Im Folgenden werden diejenigen unsicheren Parameter der thermohydraulischen Analyse identifiziert, welche am stärksten zur Ergebnisunsicherheit der durchgeführten strukturmechanischen Berechnungen beitragen. Die vorgestellten Ergebnisse wurden unter Verwendung des Analyseprogramms SUSA /KLS 17/ erzeugt. Die im Folgenden aufgeführten unsicheren Parameter sind in Kapitel 6.2.1 beschrieben.

11.2.2.1 Sensitivitätsanalyse zum Spannungsintensitätsfaktor K_I

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse bezüglich des Maximums des Spannungsintensitätsfaktors K_{Lmax} sind in Abb. 11.6 für alle untersuchten Leckgrößen zusammengefasst. Diejenigen unsicheren Parameter, welche hiernach am stärksten zur Ergebnisunsicherheit der strukturmechanischen Berechnungen beitragen, sind quantitativ in Tab. 11.4 bis Tab. 11.7 aufgeführt. Das sich daraus ergebende Bild für den Einfluss der unsicheren Parameter der thermohydraulischen Analyse auf das Ergebnis der strukturmechanischen Berechnungen stimmt qualitativ mit den Ergebnissen der Sensitivitätsuntersuchungen bezüglich der Referenzparameter max(ΔT) und max(dT/dr) in Kapitel 9 bzw. Kapitel 10.4 überein. So finden sich die jeweils bedeutendsten Einflussgrößen mit vergleichbarer Effektstärke (höhe des SRCC) und gleicher Wirkrichtung (Vorzeichen des SRCC) in den Sensitivitätsanalysen zu $K_{I,max}$, max(ΔT) und max(dT/dr) wieder (vgl. Abb. 9.1, Abb. 9.6, Abb. 9.11, Abb. 10.4 sowie Tab. 9.1, Tab. 9.4, Tab. 9.5, Tab. 10.3). Auch hier zeigt sich, dass über alle Leckgrößen hinweg, der Wärmetransport im Downcomer sowie im RDB-Basismaterial eine wichtige und mit zunehmender Leckgröße auch zunehmende Rolle zu spielen scheint. Weiter zeigt in dem kleineren und den mittleren untersuchten Lecks das Verhalten der Notbespeisung (ECCS) erhöhten Einfluss auf die Unsicherheit von K_{I.max}. Im Leck mit 30 cm² CSA wird die Höhe von K_{I.max} weiter signifikant von den Ausströmbedingungen am Leck (3 - TURB) sowie Wärmeübergangsbedingungen zur Sekundärseite (22 - ROUO) beeinflusst. Das Bestimmtheitsmaß wird für alle vier Szenarien mit $R^2 > 0.6$ als hinreichend zur Bewertung betrachtet.

132



Abb. 11.6 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Maxima der Spannungsintensitätsfaktoren K_{I,max} aller untersuchten Leckgrößen

Tab. 11.4SpearmansRangkorrelationskoeffizientenfür dasMaximum desSpan-
nungsintensitätsfaktorsKI,maxbei 30 cm²Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
3	TURB	Turbulenzfaktor Leckausströmung	-0.38
30	RPODC	Nachzerfallsleistung	-0.37
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.32
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.22
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	0.22
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.19
54	T_RESA_VZ	Verzögerungszeit zwischen Lecköffnung und Auslösen der RESA	-0.18

Tab. 11.5SpearmansRangkorrelationskoeffizientenfür dasMaximum desSpan-
nungsintensitätsfaktors $K_{I,max}$ bei 70 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
36	OFI2V	Zweiphasenmultiplikator in vertikalen Rohren	0.40
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.31
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.31
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.30
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.19
24	ROUECC	Wandrauhigkeit der ECC-Einspeiseleitungen	0.19

Tab. 11.6Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Span-
nungsintensitätsfaktors K_{I,max} bei 100 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
36	OFI2V	Zweiphasenmultiplikator in vertikalen Rohren	0.40
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.36
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	0.24
60	ECCHDMF	HD-Einspeisemenge	0.23
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	-0.22

Tab. 11.7Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Span-
nungsintensitätsfaktors K_{I,max} bei 440 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	0.66

11.2.2.2 Sensitivitätsanalyse zur Sprödbruchübergangstemperatur mit Tangentenkriterium RT^{NDT} (tang.)

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse bezüglich Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} bei Anwendung des Tangentenkriteriums zeigen in allen untersuchten Szenarien den größten Beitrag zur Unsicherheit in Folge der Modellierung des Wärmeübergangs im Downcomer sowie der Wärmeleitung im RDB-Basismaterial. Dabei treten teils hohe Effektstärken mit SRCC > 0.7 auf. Abb. 11.7 sowie Tab. 11.8 bis Tab. 11.11 fassen die Ergebnisse für die untersuchten Leckgrößen zusammen. Weitere Parameter, welche oberhalb der festgelegten Signifikanzschwelle in Erscheinung treten, sind Parameter welche das Einspeiseverhalten des Not- und Nachkühlsystems (25 - ZECC) und den Energieinhalt des Primärkreises (29 - AKITAZ, 31 - QROD0K00) beeinflussen sowie den Wärmeaustausch zur Sekundärseite mitbestimmen (22 - ROUO). Das Bestimmtheitsmaß wird für alle vier Szenarien mit $\mathbb{R}^2 > 0.79$ als hinreichend zur Bewertung betrachtet.



Abb. 11.7 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} mit Tangentenkriterium für alle untersuchten Leckgrößen

Tab. 11.8Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangs-
temperatur RT^{NDT} (tang.) bei 30 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	-0.77
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	-0.32
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	0.27
25	ZECC	Formwiderstand der ECC-Einspeiseleitung	0.23
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	-0.18

Tab. 11.9Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangs-
temperatur RT^{NDT} (tang.) bei 70 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	-0.57
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	-0.54
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	0.28
25	ZECC	Formwiderstand der ECC-Einspeiseleitung	0.19
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	-0.18

Tab. 11.10 Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.) bei 100 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	-0.74
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	-0.38
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	0.28
29	AKITAZ	Korrekturfaktor für Externreaktivität (speziell für die D-Bänke-Steuerbänke)	0.21
15	OMCON	Korrekturfaktor für Direktkondensation	0.20
21	OADDI	Maximales spezifisches Volumen für Begren- zung der Verdampfungskorrelation, Primär- und Sekundärkreislauf	-0.19
22	ROUO	Wandrauigkeit U-Rohre	-0.18

Tab. 11.11SpearmansRangkorrelationskoeffizientenfürdieniedrigstezulässigeSprödbruchübergangstemperaturRT^{NDT} (tang.) bei 440 cm² Leckfläche

Nr.	Name	Beschreibung	SRCC
8	OHWNC	Einphasige Naturkonvektion in Wasser	-0.73
7	OHWFC	Einphasige Zwangskonvektion in Wasser	-0.26
19	FAKWLF	Wärmeleitfähigkeit des Basismaterials	0.23
31	QROD0K00	Leistung normale Brennstäbe im zentralkanal	0.22

11.2.2.3 Sensitivitätsanalyse zur Sprödbruchübergangstemperatur mit Berücksichtigung des WPS-Effekts RT^{NDT} (WPS)

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zur Sprödbruchübergangstemperatur unter Berücksichtigung des WPS-Effekts RT^{NDT} (WPS) weisen eine nur geringe Belastbarkeit auf. Wie in Abb. 11.8 gezeigt, sind sowohl die Bestimmtheitsmaße der Regressionsanalyse mit $0.3 < R^2 < 0.43$, als auch die Effektstärken aus den parameterbezogenen SRCC
klein. Daraus ergibt sich, dass das Ergebnis der statistischen Auswertung als nicht hinreichend zur Bewertung der Sensitivitäten eingeschätzt wird. Eine Ursache wird der hohen Streuung der Ergebnisse im Bereich des Maximums der Lastpfadkurve zugesprochen (siehe Abb. 11.4), welche wiederum Folge des flachen Kurvenverlaufs in diesem Bereich ist. Korrelationen, welche auf Kausalzusammenhängen basieren, werden in diesem Bereich stark von stochastischen Fluktuationen (z. B. in Folge von Durchmischungsprozessen) überlagert. Die über das Maximum von K_I bestimmte RT^{NDT} (WPS) ist durch den flachen Kurvenverlauf sehr sensitiv auf diese stochastischen Fluktuationen. Der stochastische Effekt wird im Betrag eine ähnliche Größenordnung ausweisen oder größer sein als die kausal-deterministischen Effekte, welche über die Sensitivitätsanalyse identifiziert werden sollen. Eine Trennung der beiden Effekte konnte mit der angewendeten Methodik nicht erreicht werden.



Abb. 11.8 Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} unter Berücksichtigung des WPS-Effekts für alle untersuchten Leckgrößen

11.2.3 Korrelationsanalyse

Zur Überprüfung der Vorhersagekraft der ausgewählten Referenzparameter wurden diese den Ergebnissen der eindimensionalen strukturmechanischen Rechnungen gegenübergestellt und einer Korrelationsanalyse unterzogen. Letztere basiert auf der Anwendung linearer Regression auf die Ergebnisscharen. Abb. 11.9 zeigt diese Ergebnisscharen der Referenzparameter "maximale Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" max(Δ T) (links) und "Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze" max(dT/dr) (rechts) in Abhängigkeit von dem Maximum des Spannungsintensitätsfaktors KI für alle 186 Simulationen je untersuchtem Szenario. Die Grafiken enthalten außerdem die Ergebnisse der jeweiligen konservativen Rechnung (+). Die eingezeichneten Strichlinien sind je Szenario das Ergebnis der linearen Regression der Datenwolken. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse beider Referenzparameter signifikant positiv mit K_I korrelieren, sowohl innerhalb des jeweiligen Szenarios als auch über alle untersuchten Leckgrößen hinweg. Die Korrelationskoeffizienten nach Pearson (Pearson KK) sind mit 0.96 für max(Δ T) und 0.89 für max(dT/dr) jeweils sehr hoch bei einem p-Wert⁵ zur Signifikanzbewertung von $p \ll 0.05$. Dieses Ergebnis bestätigt den erwarteten positiven Zusammenhang zwischen den ausgewählten Referenzparametern und dem Spannungsintensitätsfaktor.



Abb. 11.9 Korrelation des maximalen Spannungsintensitätsfaktors K_{I,max} zu den Referenzparametern radialer Temperaturgradient an der Rissspitze max(dT/dr) und Temperaturdifferenz über die RDB-Wand max(ΔT)

⁵ Der Signifikanzwert (p-Wert) gibt die Wahrscheinlichkeit auf Basis des gegebenen Datensatzes an, dass die vorliegende Korrelation zufällig ist (Nullhypothese). Er gibt also im Umkehrschluss an, mit welcher Wahrscheinlichkeit die formulierte Korrelationshypothese zu verwerfen ist (siehe z. B. /VOS 00/).

Bei der Auswertung bezüglich der bewertungskritischen Sprödbruchübergangstemperaturen RT^{NDT} zeigt sich ein gemischtes Bild. Abb. 11.10 und Abb. 11.11 zeigen die Ergebnisschar von max(ΔT) (je links) und max(dT/dr) (je rechts) in Abhängigkeit von der resultierenden RT^{NDT} für das Tangenten- und das WPS-Kriterium. Eine Regressionsanalyse liefert übergeordnet, also über alle Leckgrößen hinweg, keine signifikante Korrelation zwischen den Referenzparametern und RT^{NDT} (tang.). Für den Zusammenhang der Referenzparameter mit RTNDT (WPS) liefert sie eine positive Korrelation bei geringer Effektstärke, also einem niedrigen Korrelationskoeffizienten nach Pearson von 0.24 für max(ΔT) und 0.29 für max(Td/dr) bei jeweils p << 0.05. Es zeigt sich demnach übergeordnet eine schwache Tendenz zu höheren (günstigeren) Werten von RT^{NDT} (WPS) bei steigenden Werten der Referenzparameter. Abb. 11.12 zeigt nun, dass sich dieser Zusammenhang aus der starken Korrelation der Referenzparameter mit Kıbegründet. Auch K_{Lmax} zeigt hiernach eine übergeordnet positive Korrelation mit RT^{NDT} (WPS) (Pearson KK = 0.28, $p \ll 0.05$). Steigende Werte von K_{Lmax} führen demnach nicht zu niedrigeren (ungünstigeren) Werten von RT^{NDT} bei Berücksichtigung des WPS-Effektes. Es ist weiter auch hier übergeordnet keine signifikante Korrelation zwischen Kilmax und RTNDT (tang.) angezeigt (Abb. 11.12 links). Tab. 11.12 fasst die Ergebnisse der übergeordneten Korrelationsanalyse quantitativ zusammen. Es sind tabellarisch die Korrelationskoeffizienten nach Pearson, der Signifikanzwert (p-Wert) sowie die Stichprobengröße N bei linearer Regressionsanalyse über alle untersuchten Fälle hinweg angegeben.

Tab. 11.12	Quantitative Darstellung der Ergebnisse der Korrelationsanalyse ü	iber	alle
	untersuchten Szenarien hinweg		

Korrelationen übergeordnet		RTNDT WPS	max. Kl	max. DT	max. dT/dr
RTNDT	Pearson KK	0.15	0.02	0.04	0.02
tang.	Signifikanz	0.00	0.62	0.31	0.61
	N	744	744	744	744
RTNDT	Pearson KK		0.28	0.24	0.29
WPS	Signifikanz		0.00	0.00	0.00
	N		744	744	744
max. Kl	Pearson KK			0.96	0.89
	Signifikanz			0.00	0.00
	N			744	744
max. DT	Pearson KK				0.92
	Signifikanz				0.00
	N				744
	positive Korrelation keine sizzifikante Korrelation				

Innerhalb der betrachteten Szenarien hingegen stellt sich das Ergebnis anders dar. Bei Anwendung des Tangentenkriteriums zeigt sich in allen untersuchten Szenarien eine signifikant negative Korrelation zwischen RT^{NDT} (tang.) und dem Referenzparameter max(ΔT) (siehe Abb. 11.10). Tab. 11.13 fasst die Ergebnisse der Korrelationsanalyse

quantitativ zu jeder untersuchten Leckgröße zusammen. Die Farbkodierung ist wie folgt zu interpretieren:

- rot: keine signifikante Korrelation zwischen den gegenübergestellten Parametern (p-Wert > 0.05)
- blau: signifikant positive Korrelation (Pearson KK > 0) zwischen den gegenübergestellten Parametern (p-Wert ≤ 0.05)
- grün: signifikant negative Korrelation (Pearson KK < 0) zwischen den gegenübergestellten Parametern (p-Wert ≤ 0.05)
- signifikante Korrelationen, welche sich in allen vier Szenarien mit gleichem Vor-• zeichen wiederfinden sind in den Tabellen optisch hervorgehoben.

Auch der Referenzparameter max(dT/dr) zeigt in drei von vier Szenarien eine signifikant negative Korrelation mit RT^{NDT} (tang.). Lediglich bei einer Leckgröße von 440 cm² wird die gewählte Signifikanzschwelle von $p \le 0.05$ nicht unterschritten. Eine signifikant negative Korrelation zwischen max(dT/dr) und RTNDT (WPS) ist ebenfalls in drei von vier Szenarien angezeigt. Keine Signifikanz in dieser Beziehung wird bei der kleinsten der untersuchten Leckgrößen mit CSA = 30 cm² erreicht. Eine Signifikanz ließ sich weiter nicht in der Beziehung des Referenzparameters max(dT/dr) mit RT^{NDT} (WPS) in drei von vier Szenarien aufzeigen.

Tab. 11.13 Quantitative Darstellung der Ergebnisse der Korrelationsanalyse für die untersuchten Szenarien mit den Leckgrößen 30 cm², 70 cm², 100 cm² und 440 cm²

Korrelatio	nen CSA 30	RTNDT WPS	max. Kl	max. DT	max. dT/dr	Korrelatio	onen CSA 70	RTNDT WPS	max. Kl	max. DT	max. dT/dr
RTNDT	Pearson KK	0.05	-0.27	-0.27	-0.24	RTNDT	Pearson KK	0.09	-0.44	-0.48	-0.52
tang.	Signifikanz	0.47	0.00	0.00	0.00	tang.	Signifikanz	0.21	0.00	0.00	0.00
	N	186	186	186	186		N	186	186	186	186
RTNDT	Pearson KK		0.30	0.11	0.50	RTNDT	Pearson KK		-0.39	-0.49	-0.03
WPS	Signifikanz		0.00	0.15	0.00	WPS	Signifikanz		0.00	0.00	0.69
	N		186	186	186		N		186	186	186
max. Kl	Pearson KK			0.96	0.91	max. Kl	Pearson KK			0.84	0.71
	Signifikanz			0.00	0.00		Signifikanz			0.00	0.00
	N			186	186		N			186	186
max. DT	Pearson KK				0.83	max. DT	Pearson KK				0.62
	Signifikanz				0.00		Signifikanz				0.00
	N				186		N				186
Korrelatio	onen CSA 100	RTNDT WPS	max. Kl	max. DT	max. dT/dr	Korrelatio	onen CSA 440	RTNDT WPS	max. Kl	max. DT	max. dT/dr
RTNDT	Pearson KK	0.01	-0.39	-0.32	-0.50	RTNDT	Pearson KK	0.18	-0.40	-0.31	-0.07
tang.	Signifikanz	0.94	0.00	0.00	0.00	tang.	Signifikanz	0.01	0.00	0.00	0.18
	N	186	186	186	186		N	186	186	186	186
RTNDT	Pearson KK		-0.19	-0.33	0.04	RTNDT	Pearson KK		-0.17	-0.23	0.01
WPS	Signifikanz		0.01	0.00	0.56	WPS	Signifikanz		0.01	0.00	0.45
	N		186	186	186		N		186	186	186
max. Kl	Pearson KK			0.67	0.70	max. Kl	Pearson KK			0.88	0.66
	Signifikanz			0.00	0.00		Signifikanz			0.00	0.00
	N			186	186		N			186	186
max. DT	Pearson KK				0.52	max. DT	Pearson KK				0.61
	Signifikanz				0.00		Signifikanz				0.00
	N				186		N				186
				•				•	•		
	negative Kor	relation		positive Korre	elation		keine signifik	ante Korrelatio	n		



Abb. 11.10 Korrelation der berechneten Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.) zu den Referenzparametern max(∆T) (links) und max(dT/dr) (rechts) mit Tangentenkriterium



Abb. 11.11 Korrelation der berechneten Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT}(WPS) zu den Referenzparametern max(∆T) (links) und max(dT/dr) (rechts) unter Berücksichtigung des WPS-Effekts



Abb. 11.12 Korrelation des maximalen Spannungsintensitätsfaktors K_{I,max} zur Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.) (links) und RT^{NDT} (WPS) (rechts)

Die Ergebnisse der dargestellten Korrelationsanalyse deuten darauf hin, dass die ausgewählten Referenzparameter " Δ T über die RDB-Wand" und "dT/dr an der postulierten Rissspitze" grundsätzlich geeignet sind, um ungünstige Tendenzen bei der Auswahl kritischer Störfallszenarien zu identifizieren. So sind hohe Werte der Referenzparameter mit großer Signifikanz mit hohen Werten des Spannungsintensitätsfaktors K_I korreliert.

Eine entscheidende Größe bei der abschließenden strukturmechanischen Bewertung einer PTS-relevanten Störfallsituation ist die zulässige Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT}. Besonders bei Anwendung des strengeren Tangentenkriteriums bei der Bestimmung dieses Wertes zeigen sich in allen untersuchten Szenarien signifikant negative Korrelationen mit dem Maximum des Spannungsintensitätsfaktors K_{I,max} sowie dem Maximum von ∆T. D. h. höhere Werte dieser Parameter deuten auf ungünstigere Zustände in der Störfallsituation bezüglich der PTS-Problematik hin. Diese Aussage gilt mit der Einschränkung, dass sie nur zur Auswahl ungünstiger Anfangs- und Randbedingungen innerhalb eines Störfallszenarios, also im Untersuchungsfall innerhalb einer festgelegten Leckgröße, angewendet werden kann. Grund für diese Einschränkung ist, dass in den vorliegenden Untersuchungen der Spannungsintensitätsfaktor nicht übergeordnet signifikant und mit negativem Vorzeichen mit der zulässigen Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.) korreliert (siehe Tab. 11.12).

Bei Berücksichtigung des WPS-Effektes (Maximumkriterium) zur Bestimmung der zulässigen Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} zeigt sich ebenfalls kein einheitliches Bild. Die Ergebnisse zu RT^{NDT} (WPS) sind zwar schwach positiv mit denen zu RT^{NDT} (tang.) korreliert (siehe Tab. 11.12), allerdings sind sie auch schwach positiv mit den Ergebnissen von K_{I,max} und den Referenzparametern korreliert, sodass sich hieraus keine Empfehlung zur Auswahl übergeordnet ungünstiger Störfallszenarien ableiten lässt. Eine mögliche Ursache für dieses Verhalten ließe sich in der großen Streuung der Ergebnisse zu RT^{NDT} (WPS) durch den flachen Kurvenverlauf der Lastpfadkurven im Bereich ihrer Maxima finden (siehe Abb. 11.3).

Zusammenfassung und Ausblick

In den vorliegenden Untersuchungen wurden Unterschiede in den Sicherheitsmargen zwischen konservativen und BEPU-Analysen thermohydraulischer Simulationen bei der anwendungsorientierten Untersuchung von Thermoschockphänomenen im Reaktordruckbehälter in Folge postulierter Lecks in der Hauptkühlmittelleitung identifiziert und bewertet. In der Arbeit wurden PTS-relevante Ereignisse anhand des Modells eines generischen Druckwasserreaktors durch Simulationen mit dem Systemcode ATHLET identifiziert und miteinander verglichen. Der Analyseumfang belief sich dabei auf ca. 1500 thermohydraulische Simulationen und beinhaltete ausgedehnte Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen von vier LOCA-Sequenzen mit dem Analyse-Tool SUSA sowie eindimensionale strukturmechanische Untersuchungen eines detaillierten Reaktordruckbehältermodells mit ATHLET und dem probabilistischen Strukturmechanik-Code PROST.

Mit Hilfe dieses multidisziplinären Ansatzes konnten Referenzparameter abgeleitet werden, welche auf Basis thermohydraulischer Simulationsergebnisse eine Bewertung des Gefährdungszustandes eines postulierten Oberflächenrisses in Folge von PTS-Sequenzen zulassen. Sie ermöglichen einen qualitativen Rückschluss auf die mechanische Belastung des RDB. Zur Identifikation dieser Referenzparameter wurden zunächst thermohydraulische Simulationen ausgewählter LOCA-Sequenzen durchgeführt. Anschließend wurden unter Anwendung von PROST die Lastpfadkurven der Spannungsintensitätsfaktoren K_I dieser Störfallsequenzen bestimmt und mit dem Verlauf relevanter thermohydraulischer Ergebnisgrößen korreliert. Dabei hat sich gezeigt, dass die Temperaturdifferenz über der RDB-Wand (ΔT_{RDB}) auf axialer Höhe der postulierten Rissposition im Downcomer sowie der radiale Temperaturgradient an der Rissspitze (dT/dr) die stärkste Korrelation zu K_I aufweisen.

Die Auswertung der Ergebnisse liefert ein gemischtes Bild bezüglich des Gefährdungspotentials eines postulierten 25 mm Oberflächenrisses. Sie zeigt, dass niedrige Werte der Sprödbruchübergangstemperatur, welche ungünstige Belastungszustände indizieren, abhängig von der Wahl des Bewertungskriteriums sowohl bei der Analyse der Störfallsequenz mit der kleinsten untersuchten Leckfläche (30 cm²) als auch bei der Sequenz mit der größten Leckfläche (0.1 F_{HKML}-Leck) auftreten können. Dabei ist zu beachten, dass zusätzliche Spannungen aus asymmetrischer Kühlung durch das angewendete eindimensionale Modell nicht in der strukturmechanischen Analyse berücksichtigt werden konnten. Die thermohydraulischen Berechnungen zeigen, dass Asymmetrien bei kleineren Lecks deutlich ausgeprägt sind. Dieses Verhalten wurde durch Untersuchungen des Wärmeübergangs und des Temperaturverlaufs im Downcomer anhand eines Lecks mit 30 cm² Leckfläche nachgewiesen. Es zeigte sich, dass für eine belastbare Bewertung der Gefährdungssituation eine ganzheitliche Betrachtung des thermohydraulischen und thermomechanischen Systemzustandes mit abschließender strukturmechanischer Analyse notwendig ist.

Weiter zeigte sich, dass bei Störfallsequenzen mit Leckflächen, welche Grenzbedingungen nahe dem Abriss des Naturumlaufs aufweisen, die Unsicherheiten in den Analyseergebnissen stark ansteigen und gerade in der Spätphase dieser Sequenzen die Werte der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren langsamer abfallen. Auch können flache Maxima und zeitliche Überlagerungen von Teilphänomenen im Störfallablauf zusätzlich zur Unsicherheit der Ergebnisse beitragen.

Die statistische Auswertung der identifizierten thermohydraulischen Referenzparameter sowie der Belastungszustände des postuliert vorgeschädigten RDB zeigt signifikante Korrelationen zu dem Bewertungskriterium "Spannungsintensität". Ebenfalls weitgehend signifikante Korrelationen konnten zu der auf Basis des Tangentenkriteriums ermittelten Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.) aufgezeigt werden. Außerdem führten festgelegte Konservativitäten in den Anfangs- und Randbedingungen, welche auch in der Vergangenheit für den thermohydraulischen Teil des PTS-Sicherheitsnachweises verwendet wurden, in allen untersuchten Störfallsequenzen zu abdeckenden Ergebnissen der Referenzparameter gegenüber den Unsicherheiten der BEPU-Analysen, sowohl in Bezug auf den Spannungsintensitätsfaktor als auch auf die Sprödbruchübergangstemperatur RT^{NDT} (tang.). Aus den Ergebnissen zur Sprödbruchübergangstemperatur mit Berücksichtigung des WPS-Effektes RT^{NDT} (WPS) hingegen ließen sich kaum belastbare Schlussfolgerungen zur Abschätzung ungünstiger Störfallszenarien ableiten. Dies wird primär der großen Ergebnisstreuung in Folge des flachen Kurvenverlaufs im Bereich des Maximums der Lastpfadkurven zugesprochen. Es lässt sich schlussfolgern, dass eine Ableitung konservativer Anfangs- und Randbedingungen auf Basis von Expertenschätzungen und thermohydraulischen Analysen grundsätzlich möglich ist. Diese sollten aber stets z. B. durch Variationsrechnungen oder vollständige Unsicherheitsanalysen sowie vollumfängliche strukturmechanische Berechnungen verifiziert werden.

Zusätzliche Erkenntnis lieferte ein Vergleich der PTS-bezogenen konservativen Betrachtung mit einer klassischen konservativen LOCA-Analyse mit der maximalen Hüllrohrtemperatur als Zielgröße. Sie machte die unterschiedliche Wirkrichtung konservativer Annahmen bei unterschiedlichen Untersuchungszielen deutlich. Es konnte nachgewiesen werden, dass eine konservative LOCA-Analyse mit maximaler Hüllrohrtemperatur als Zielgröße nicht geeignet ist, um aus ihren Ergebnissen konservative Aussagen zur PTS-Problematik abzuleiten. Konservative Annahmen aus der klassischen LOCA-Analyse sind demnach nicht auf PTS-bezogene Bewertungen übertragbar.

Die Sensitivitätsanalyse deckte teils überraschende Einflussfaktoren auf, welchen a priori nicht eine entsprechende Wichtung zugeschrieben wurde (z. B. Wandrauigkeit der Dampferzeuger-U-Rohre bei 30 cm² Leckfläche, Zweiphasenrelativgeschwindigkeit bei 70 cm² Leckfläche). Diese Einflussfaktoren sind stets anlagenspezifisch und abhängig von der konkreten System- und Störfallkonfiguration und können nur schwer vorhergesagt werden, was den Wert einer Sensitivitätsanalyse sowie die Notwendigkeit einer Anlagenspezifischen Modellierung unterstreicht. Mit Hinblick auf die hohe Sensitivität gerade in Bezug auf das Verhalten des Not- und Nachkühlsystems sollte die hier entwickelte Methodik deshalb zukünftig auch auf einen Analysesimulator mit realen Anlagendaten angewendet werden.

Weiter konnten im Rahmen der Untersuchungen thermomechanische Lasten auf Basis eindimensionaler Modelle abgeschätzt werden. Dazu wurden u. a. Erweiterungen am strukturmechanischen Analyse-Code PROST vorgenommen. Im Zuge dieser Betrachtungen konnten Toleranzgrenzen nach Wilks für Belastungsgrößen des RDB-Materials und Sensitivitäten bezüglich der Bewertungskriterien bestimmt werden. Vertiefende strukturmechanische Untersuchungen unter Anwendung der ermittelten Unsicherheitsbänder für die thermohydraulischen Verlaufsgrößen mit einer Betrachtung der Unsicherheitsfortpflanzung wären die konsequente Weiterführung der vorgestellten Arbeiten. In diesen Untersuchungen könnten dann weiter auch Unsicherheiten bezüglich des Risspostulats (Rissform, -größe, -lage) ermittelt und eingeordnet werden.

Literaturverzeichnis

- /ADR 97/ Adrian, H: Phänomenologische Versuchsauswertung des Versuchs
 UPTF-TRAM C2 Kondensation und Streifenablösung, Technical Report,
 GRS-A-2433, 1997.
- /ASM 01/ ASME: ASME Boiler & Pressure Vessel Code. Vol. XI: Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components. The American Society of Mechanical Engineers, 2001.
- /AUS 13/ Austregesilo, H.; Gläser, H.; Schöffel, Ph.; Skorek, T.: Teilnahme am Internationalen Standardproblem ISP-50 mit ATHLET, GRS-A-3685, März 2013.
- /BEA 82/ Beattie, D. R. H.; Whalley, P. B.: A simple two-phase frictional pressure drop calculation method, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, 1 (1982) 83-87.
- /BEM 07/ De Crecy, A. et al.: BEMUSE Phase III Report Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2–5 Test, NEA/CSNI/R, Technical Report, 4, 2007.
- /BEM 09/ BEMUSE Program, BEMUSE Phase V Report, Uncertainty and Sensitivity Analysis of a LB-LOCA in ZION Nuclear Power Plant, NEA/CSNI/R(2009)13, Dezember 2009.
- /BES 05/ Bessette, D. E. et al.: Thermal Hydraulic Evaluation of Pressurized Thermal Shock. NUREG-1809, 2005.
- /BOH 82/ Bohl, W.; Elmendorf, W.: Technische Strömungslehre: Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten und Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, inkompressible Strömungen, kompressible Strömungen, Strömungsmesstechnik. Vogel, 1982.
- /BUS 94/ Busch, M.; Petersilge, M.; Varfolomeyev, I.: Einflussfaktoren für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern, IWM-Bericht-T18/94, 1994.

- /CHE 90/ Cheverton, R. D.; Selby, D. L: A probabilistic approach to the evaluation of the pressurized thermal shock issue, US-USSR exchange meeting on reactor safety, 25–29 June, Moscow, 1990.
- /DRA 08/ Dräger, P.; Gläser, H.; Herb, J.; Horche, W.; Jakubowski, Z.; Kloos, M.; Moser, F.; Pointner, W; Skorek, T.; Sonnenburg, H. G.; Velkov, K.; Voggenberger, T.: Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren, GRS-A-3438, August 2008.
- /DUS 14/ Dusic, M.; Dutton, M.; Gläser, H.; Herb, J.; Hortal, J.; Mendizabal, R.;
 Pelayo, F: Combining Insights from Probabilistic and Deterministic
 Safety Analyses in Option 4 from the IAEA Specific Safety Guide SSG-2,
 Nuclear Technology, 188(1), 63-77, 2014.
- /FAB 87/ Fabre J. et al.: Stratified Flow, Part II: Interfacial and wall shear stress;
 Multiphase Science and Technology, Vol. 3, pp. 302-315, Hemisphere Publishing, Corp., 1987.
- /GLA 94/ Gläser, H.; Hofer, E.; Kloos, M.; Skorek, T.: Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchungen von Analysen mit Thermohydraulik-Rechenprogrammen; GRS-A-2177, Juli 1994.
- /GLA 05/ Gläser, H.; Hora, A.; Krzykacz-Hausmann, B.; Skorek, T.: ATHLET Rechenprogrammergebnisse für eine deutsche Referenz-DWR-Anlage
 mit 200 %-Bruch im kalten Strang, GRS-A-3279, Juli 2005.
- /GLA 08/ Gläser, H.; Krzykacz-Hausmann, B.; Luther, W.; Schwarz, S.; Skorek, T.: Methodenentwicklung und exemplarische Anwendungen zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen, GRS-A-3443, November 2008.
- /GLA 08a/ Gläser, H.; Krzykacz-Hausmann, B.; Skorek, T.: Unsicherheitsanalyse zum großen Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung nach Leistungserhöhung, GRS-A-3436, Dezember 2008.

- /GOT 85/ Gottula, R. C.; Condie, K. G.; Sundaram, R. K.; Neti, S.; Chen, J. C.; Nelson, R. A.: Forced convective, nonequilibrium, post-CHF heat transfer experiment data and correlations comparison report; NUREG/CR-3193, EGG-2245, März 1985.
- /GRE 91/ Green, S. B.: How many subjects does it take to do a regression analysis, Multivariate behavioral research, 26. Jg., Nr. 3, S. 499-510, 1991.
- /HEC 16/ Heckmann, K.; Bläsius, C.; Ma, K.; Sievers, J.: PROST 4.6 Theory Manual, GRS, Technical Report, GRS-P-7 / Vol. 2, 2016.
- /HER 03/ Hertlein, R.: Mixing and Condensation Models based on UPTF-TRAM-Test Results; Jahrestagung Kerntechnik, S. 97-133, 2003.
- /HEW 86/ Hewitt, G. F.: Experimental data sets for evaluation of modelling methods; 2nd International Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Physical, Benchmark Exercise, Oxfordshire, 1986.
- /IAE 06/ IAEA: Guidelines on Pressurized Thermal Shock Analysis for WWER Nuclear Power Plants, IAEA-EBP-WWER No. 8 (Rev.1), IAEA, Vienna, 2006.
- /IAE 09/ IAEA: Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, Specific Safety Guide, Specific Safety Guide No. SSG-2, International Atomic Energy Agency, 2009.
- /ISH 78/ Ishizuki, T. et al., Fluid Behavior in Pressure Vessel During Blowdown, Journal of the Atomic Society of Japan, Vol. 20 No 6, 1978.
- /ISH 79/ Ishii, M., Chawla, T. C.: LOCA-I Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow, NUREG/CR-1230, Dezember 1979.
- /KAN 10/ Kang, K. S.; Kupca, L.: Pressurised Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment, Handbook on Deterministic Evaluation for the Integrity of Reactor Pressure Vessel, IAEA TECDOC-1627, IAEA, Vienna, 2010.

- /KLS 15/ Kloos, M.: Main features of the tool SUSA 4.0 for uncertainty and sensitivity analyses, ESREL 2015, European Safety and Reliability Conference, Zürich, Switzerland, 7-10 September 2015.
- /KLS 16/ Kloos, M.: SUSA Version 4.0, Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, GRS, User's Guide and Tutorial, GRS-P-5, Rev. 2, 2016.
- /KLS 17/ Kloos, M.: SUSA Version 4.1, Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, GRS, Manual of Methods, GRS-P-5 Vol. 2, Rev. 1, 2017.
- /KTA 14/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken, Sicherheitstechnische Regel des KTA 3206, 2014.
- /KTA 17/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, KTA 3201.2, 2017.
- /LEF 98/ Leffer, J.; Skorek, T.: Untersuchung der Unsicherheit des Drift-Flux-Modells an Hand von Experimenten THETIS und PERICLES; GRS Internal Report, TN-LEF-98-1, 1998.
- /LER 02/ Lerchl, G.: Ein Modell zur Simulation des thermischen Mischens im Kaltstrang, TN-LER-01/02, GRS, 2002.
- /NIJ 80/ Nijhawan, S.; Chen, J. C.; Sundaram, R. K.; London, E. J.: Measurement of Vapor Superheat in Post-Critical Heat-Flux boiling, J. Heat Transfer, Vol. 102 (1980) 465.
- /PAP 96/ Papadimitriou P.: Kondensation an der Einspeisestelle und Modellierung in ATHLET; UPTF-TRAM Fachtagung V, Nutzung von UPTF-TRAM Ergebnissen für Reaktoranalysen mit ATHLET, Mannheim, Oktober 1996.
- /POI 18/ Pointner, W.; Berner, N.; Kloos, M.; Wenzel, S.: Statistische LOCA-Analyse; GRS-519, 2018.

- /PRO 03/ Prošek, A.; Mavko, B.: Review of best estimate plus uncertainty methods of thermal-hydraulic safety analysis. International Conference Nuclear Energy for Central Europe, 8-11, 2003.
- /SIE 92/ Siemens Wölk et al.: Kernkraftwerk Beznau II 530 Materialverhalten des RDB – PTS-Analyse, Siemens Technischer Bericht S211 O/92/0078, 1992.
- /SIE 93/ Sievers, J.; Liu, X.; Grebner, H.; Höfler, A.: "Vergleichsanalysen mit analytischen und numerischen Verfahren zur Beschreibung der Rißinitiierung in Reaktordruckbehältern bei kombinierten mechanischen und thermischen Beanspruchungen." Abschlussbericht, Reaktorsicherheitsforschungs-Projekt RS 836. GRS-A-2054, GRS, Juli 1993.
- /SIE 96/ Siemens: Versuch C1/C2: Strähnen- und Streifenkühlung der RDB-Wand, Siemens Quick Look Report NT31/96/17, 1996.
- /SIE 99/ Sievers, J.; Schulz, H.; Bass, R.; Pugh, C.: "Final Report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized-Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (PRPV PTS ICAS)." GRS-152, ISBN 3-931995-14-3, GRS, Juni 1999.
- /SIE 06/ Sievers, J., Schimpfke, T.: "QuaMet --- Qualification Methodology for Structural Integrity Assessment of Reator Pressure Vessels". Version 1.0, GRS, Cologne, Februar 2006.
- /SKO 88/ Skorek, T.; Sonnenburg, H. G.: ATHLET Calculations of Large Vessel Blowdown Experiments using a Full-Range Drift-Flux Model, Proc. of the Int. ENS/ANS Conf. on Thermal Reactor Safety, NUCSAFE 88, Avignon, Vol. 2, pp. 613-622, Oktober 1988.
- /SKO 99/ Skorek, T.: Modelling of Two-Phase Flow Splitting at Vertical T-Junctions, Proc. of 2nd Intern. Conference on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Vol. 2, pp. 803-810, Rome, Mai 1999.

- /SKO 01/ Skorek T.: Flooding Phenomenon and Determination of Interfacial and Wall Shear in One Dimensional Two-Fluid Model, Proc. of 5th World Conf. on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Vol. 2, pp. 1441-1446, Thessaloniki,September 2001.
- /SON 97/ Sonnenburg, H. G.: Phänomenologische Versuchsauswertung des Versuchs UPTF-TRAM C1 Thermisches Mischen im Kaltstrang, GRS-A-2434, 1997.
- /SOZ 75/ Sozzi, G. L.; Sutherland, W. A.: Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure; NEDO-13418, San Jose, CA, Juli 1975.
- /TES 93/ Teschendorf, V.; Skorek, T.; Weber, J. P.: ATHLET Verifikation an HDR-Kondensationsversuchen und Druckhalterversuchen; GRS-A-2062, Juni 1993.
- /TIM 51/ Timoshenko, S., Goodier, J. N.: "Theory of Elasticity". Engineering Societies Monographs, 1951.
- /VOJ 82/ Vojtek, I.: Untersuchung der Wärmeübertragungsverhältnisse in der Hochdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalls mit mittlerem und großem Bruchquerschnitt, GRS-A-709, März 1982.
- /VOS 00/ Voß, W. et al.: Taschenbuch der Statistik, *Fachbuchverlag Leipzig*,2. Jg., 2000.
- /WEN 16/ Wenzel, S.; Hartung, J.; Koppers, V.; Kund, M.: BEPU Analysis of Generic PTS Investigations – Deterministic Safety Analyses, Part I, ENSI Research Report, ENSI-AN-9961, 2016.
- /WEN 17/ Wenzel, S.; Kund, M.; Hartung, J.; Koppers, V.: BEPU Analysis of Generic PTS Investigations - Deterministic Safety Analyses, Part II, ENSI Research Report, ENSI-AN-10294, 2017.
- /WEN 18/ Wenzel, S.; Kund, M.; Hartung, J.; Koppers, V.: BEPU Analysis of Generic PTS Investigations - Deterministic Safety Analyses, Part III, ENSI Research Report, ENSI-AN-10577, 2018.

- /WIC 91/ Wickett, A. J.; Birchley, J. C.; Holmes, B. J.: Quantification of large LOCA-uncertainties PWR/TUG/P(91) 124, AEA Reactor Services, Winfrith, U. K., November 1991.
- /WIL 41/ Wilks, S. S.: Determination of sample sizes for setting tolerance limits, Annals of Mathematical Statistics 1 (1), 91-96, 1941.
- /WIL 42/ Wilks, S. S.: Statistical prediction with special reference to the problem of tolerance limits, Annals of Mathematical Statistics 13 (4), 400-409, 1942.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen der Systembelastung und Barrierekapazität /DUS 14/	5
Abb. 2.2	Einspeiseverhalten des ECC-Systems für kleine (links) und große (rechts) Einspeiseraten mit Strähnenbildung /LER 02/	8
Abb. 2.3	Mischungsverhalten: Streifenkühlung (links) und Strähnenkühlung (rechts) im Downcomer in Abhängigkeit vom RDB-Füllstand /KAN 10/	9
Abb. 2.4	Schema zum Vergleich des Spannungsintensitätsfaktors mit der Bruchzähigkeitskurve (vgl. /KAN 10/)	11
Abb. 4.1	Schema des verwendeten generischen DWR-Analysesimulators	17
Abb. 4.2	Schema des implementierten Regelkreises zur Dampferzeugerfüllstandsregelung für den generischen DWR- Analysesimulator	19
Abb. 4.3	Horizontale Schnittdarstellung des Nodalisierungskonzepts des RDB im generischen DWR-Simulator /WEN 16/	20
Abb. 4.4	Vereinfachte TFO-Darstellung des RDB mit dem erstellten Siebenkanalmodell im Downcomer	21
Abb. 5.1	Zeitverläufe wichtiger Systemparameter im LOCA	29
Abb. 5.2	Primärseitiger Druckverlauf (links) und mittlere Kühlmitteltemperatur (rechts)	29
Abb. 5.3	Sekundärseitiger Druckverlauf mit ausgeführter Handmaßnahme "Abfahren mit 100 K/h" (links) und Reaktion der implementierten Dampferzeugerfüllstandsregelung (rechts)	30
Abb. 5.4	Einspeisemassenstrom des ECCS in allen vier Strängen	30
Abb. 5.5	Massenstromverlauf im kalten Strang mit eintretender Strömungsstagnation (Detailansicht rechts)	31
Abb. 5.6	Fluidtemperatur im Downcomer innerhalb und außerhalb der Strähne (links) sowie die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten (rechts)	31
Abb. 5.7	Füllstand des RDB mit Kernaustrittshöhe bei 0 m (links) und Dampfgehalt am Kernaustritt (rechts)	31

Abb. 5.8	Axiale Temperaturverteilung im Downcomer in Bereich der Anschlussstelle von Loop 1 in direkter RDB-Wandnähe (surface, rot) sowie in Radialrichtung nahe an der Kernumfassung (barrel, blau) zum Zeitpunkt t =1 500 s	32
Abb. 5.9	Radiale Temperaturprofile in der RDB-Wand auf Höhe der kernnahen Schweißnaht im Zeitverlauf	34
Abb. 5.10	Azimutale Temperaturverteilung im Downcomer auf Höhe der kernnahen Schweißnaht im Zeitverlauf	34
Abb. 5.11	Ergebnisse der Leckgrößenvariationsrechung (3 cm² bis 4 400 cm²) für Primärdruck (a), Temperatur im Downcomer (b) und Wärmeübergangskoeffizient an der RDB-Wand (c) /WEN 17/	36
Abb. 5.12	Entwicklung der Druck- und Temperaturwerte als Funktion der Bruchgröße (links) und die projizierten Druckwerte zum Zeitpunkt der jeweils aufgetretenen Temperaturminima (rechts)	37
Abb. 5.13	Sprödbruchkennlinie (SBKELI) und minimale Fluidtemperatur im Downcomer für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm² mit dem zugehörigen Druckwert /WEN 17/	38
Abb. 5.14	Temperaturdifferenz über die RDB-Wand im Zeitverlauf (links) und ihre Maxima (rechts) für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm²	39
Abb. 5.15	Maxima (links) und Mittelwert (rechts) der zeitlichen Temperaturgradienten im Downcomer für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm²	39
Abb. 5.16	Maxima (links) und Mittelwert (rechts) der zeitlichen Temperaturgradienten im Downcomer für den untersuchten Bruchgrößenbereich von 3 cm² bis 100 cm² /WEN 17/	40
Abb. 5.17	Halbelliptische Risskonfiguration /KTA 14/	41
Abb. 5.18	Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K _I (25mm Oberflächenriss) der untersuchten Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm² Leckfläche unter Best-Estimate- Randbedingungen	42
Abb. 5.19	Zeitlicher Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors K _I (25mm Oberflächenriss) im Vergleich zum normalisierten Wert des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze und der Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (ΔT RPV)	44

Abb. 5.20	Einspeisemassenstrom aus dem Druckspeicher in der Typenuntersuchung	45
Abb. 5.21	Druckverlauf des Primärsystems in der Typenuntersuchung	46
Abb. 5.22	RDB-Innenwandtemperatur in der Typenuntersuchung	46
Abb. 5.23	Radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze in der Typenuntersuchung	47
Abb. 5.24	Primärdruckverlauf in der Vergleichsrechnung zum 100 K/h Abfahren	49
Abb. 5.25	Einspeisemassenstrom des Not- und Nachkühlsystems mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h	49
Abb. 5.26	Wandoberflächentemperatur im Ringraum mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h	50
Abb. 5.27	Radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze mit und ohne Auslösung des Abfahrens mit 100 K/h	50
Abb. 6.1	Monte Carlo Simulation im Kontext der GRS-Methode zur BEPU- Analyse	51
Abb. 6.2	Qualitative Dichteverteilung der Korrekturfaktoren für die Reaktorleistung (normiert auf das Maximum des Messfehlers) /POI 18/	63
Abb. 6.3	Dichtefunktion für Parameter 25 "ZECC"	64
Abb. 6.4	Dichtefunktion für Par. 59 (ECCNDMF) und Par. 60 (ECCHDMF)	65
Abb. 6.5	Dichtefunktion für Parameter 61 "PDSP"	66
Abb. 6.6	Dichtefunktion für Parameter 62 "FHDSP"	67
Abb. 7.1	Verschiebung der unsicheren Parameter für die konservative Analyse bezogen auf den jeweiligen Best-Estimate-Wert	71
Abb. 7.2	Zeitverläufe wichtiger Systemparameter für die konservative und Best-Estimate-Analyse	73
Abb. 7.3	Sekundärseitiger Druck- (links) und Temperaturverlauf (rechts) für die konservative und Best-Estimate-Analyse	73
Abb. 7.4	Füllstand des RDB mit Kernaustrittshöhe bei 0 m (links) und Dampfgehalt am Kernaustritt (rechts) für die konservative und Best- Estimate-Analyse	74

Abb. 7.5	Einspeisemassenstrom des ECCS beispielhaft in Loop 10 für die konservative und Best-Estimate-Simulation	. 74
Abb. 7.6	Vergleich der Fluidtemperaturen im Downcomer innerhalb und außerhalb der Strähne (links) sowie die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten (rechts) für die konservative und Best-Estimate-Analyse	. 75
Abb. 7.7	Vergleich der Temperaturprofile in der RDB-Wand für die konservative und Best-Estimate-Simulation zum Zeitpunkt des Auftretens der maximalen radialen Temperaturgradienten (kons.: t = 1 300 s, b. e.: t = 1 600 s)	. 76
Abb. 7.8	Radialer Temperaturgradient (links) und Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (rechts) für die konservative PTS-spezifische Simulation, konservative Simulation mit PTC als Zielgröße und Best- Estimate-Simulation	77
Abb. 7.9	Gegenüberstellung der drei untersuchten Störfallsequenzen unter konservativen Annahmen bzgl. PTS für den radialen Temperaturgradienten an der Rissspitze (links) und die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (rechts)	. 78
Abb. 7.10	Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K _I der Störfallsequenzen mit 30 cm², 70 cm² und 100 cm² Leckfläche unter konservativen Anfangs- und Randbedingungen	. 78
Abb. 8.1	Verläufe der radialen Temperaturgradienten (alle 186 durchgeführten Simulationen der BEPU-Analyse, resultierende 95/95- Toleranzgrenze, konservative Simulation) für die Sequenz mit 70 cm ² Leckgröße	81
Abb. 8.2	Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze	. 83
Abb. 8.3	Signifikanz der Übereinstimmung der Ergebnisverteilung zur Normalverteilung für max(dT/dr) nach Kolmogorov-Smirnov für alle untersuchten Sequenzen (30 cm², 70 cm², 100 cm²) der Unsicherheitsanalyse	. 85
Abb. 8.4	Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die Temperaturdifferenz über die RDB-Wand	. 86

Abb. 8.5	Signifikanz der Übereinstimmung der Ergebnisverteilung zur Normalverteilung für max(dT/dr) nach Kolmogorov-Smirnov für alle untersuchten Sequenzen (30 cm², 70 cm², 100 cm²) der	
	Unsicherheitsanalyse	87
Abb. 8.6	Unsicherheitsbänder des primärseitigen Druckverlaufs für die drei untersuchten Störfallsequenzen	89
Abb. 8.7	Unsicherheitsbänder des Fluidtemperaturverlaufs im Downcomer für die drei untersuchten Störfallsequenzen	90
Abb. 8.8	Unsicherheitsbänder des Verlaufs der Wärmeübergangskoeffizienten im Downcomer für die untersuchten Störfallsequenzen (logarithmisch)	91
Abb. 9.1	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 30 cm²)	94
Abb. 9.2	Streudiagramm zur Höhe des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze in Korrelation zur Höhe des Naturumlauf in der Umgebung des auftretenden Maximum von dT/dr (t = 1 500 s)	98
Abb. 9.3	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für den Massenstrom des Naturumlaufs im Loop 10 zum Zeitpunkt t = 1500 s bei Leckgröße 30 cm²	99
Abb. 9.4	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die maximale Temperaturdifferenz über die RDB-Wand (Leckgröße: 30 cm²)	. 100
Abb. 9.5	Gegenüberstellung der Konservativitätsrichtung nach Expertenschätzung zu den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse	. 102
Abb. 9.6	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 70 cm²)	. 103
Abb. 9.7	Dampfgehaltverteilung im Loop 1 (links) zum Zeitpunkt t = 1 000 s und Kondensations-/Verdampfungsrate am U-Rohr-Eintritt des DE (rechts)	. 105
Abb. 9.8	Vergleich der konservativen sowie Best-Estimate-Analyse zur Unsicherheitsanalyse (95/95-TL) für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei	100
Abb. 9.9	Spearman-Rang-Korrelationskoeffizient für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze im Maximum (links) und in der Spätphase der Sequenz (t = 4 000 s, rechts)	. 106

Abb. 9.10	Zeitlicher Verlauf der signifikanten unsicheren Parameter nach Tab. 9.4 für den radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze	. 107
Abb. 9.11	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 100 cm²)	. 109
Abb. 10.1	Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße 440 cm ²)	. 114
Abb. 10.2	Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit zur konservativen und Best-Estimate-Simulation für die Temperaturdifferenz über die RDB- Wand (Leckgröße 440 cm²)	. 114
Abb. 10.3	Unsicherheitsbänder wichtiger Einflussparameter mit PTS-Relevanz für die Störfallsequenzen mit 440 cm² (0.1 F) Leckfläche	. 116
Abb. 10.4	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 440 cm²)	. 118
Abb. 10.5	Dynamischer Verlauf signifikanter Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den maximalen radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze (Leckgröße: 440 cm²)	. 119
Abb. 11.1	PTS-Editor	. 124
Abb. 11.2	Ergebnis des Regressionstests	. 125
Abb. 11.3	Gegenüberstellung des berechneten Unsicherheitsbereiches mit 95/95-Toleranzlimit mit der konservativen und Best-Estimate- Simulation für den Spannungsintensitätsfaktor in den untersuchten Leckgrößen	. 127
Abb. 11.4	Statistische Auswertung der Ergebnisscharen bezüglich Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} mit Tangentenkriterium, unter Berücksichtigung des WPS-Effektes und des maximalen Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max}	. 129
Abb. 11.5	Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb und außerhalb der Strähne im Downcomer im Vergleich 30 cm² und 70 cm² (links) sowie 30 cm² und 440 cm² (rechts)	. 131

Abb. 11.6	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Maxima der Spannungsintensitätsfaktoren K _{I,max} aller untersuchten Leckgrößen 1	133
Abb. 11.7	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} mit Tangentenkriterium für alle untersuchten Leckgrößen	135
Abb. 11.8	Spearmans Rangkorrelationskoeffizient für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} unter Berücksichtigung des WPS-Effekts für alle untersuchten Leckgrößen	138
Abb. 11.9	Korrelation des maximalen Spannungsintensitätsfaktors $K_{l,max}$ zu den Referenzparametern radialer Temperaturgradient an der Rissspitze max(dT/dr) und Temperaturdifferenz über die RDB- Wand max(Δ T)	139
Abb. 11.10	Korrelation der berechneten Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (tang.) zu den Referenzparametern max(∆T) (links) und max(dT/dr) (rechts) mit Tangentenkriterium	142
Abb. 11.11	Korrelation der berechneten Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (WPS) zu den Referenzparametern max(ΔT) (links) und max(dT/dr) (rechts) unter Berücksichtigung des WPS-Effekts	142
Abb. 11.12	Korrelation des maximalen Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max} zur Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (tang.) (links) und RT ^{NDT} (WPS) (rechts)	142

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Optionen zur deterministischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke nach /IAE 09/	4
Tab. 4.1	Wesentliche Bedingungen des generischen DWR bei Normalbetrieb und 100 %-Reaktorleistung	18
Tab. 5.1	Gekürzte PIRT für thermohydraulische PTS-Analysen /BES 05/	25
Tab. 5.2	Auswertung der strukturmechanischen Analyse unter Berücksichtigung des WPS-Effekts (best-estimate Simulationen)	43
Tab. 5.3	Auswertung der strukturmechanischen Analyse ohne Berücksichtigung des WPS-Effekts – tangentes Kriterium (Best- Estimate Simulationen)	43
Tab. 6.1	Parameterliste der unsicheren Parameter mit Dokumentationshinweisen	55
Tab. 6.2	Parameterliste mit Angaben zum Verteilungstyp, den Verteilungsparametern und dem Verteilungsbereich der unsicheren Parameter	60
Tab. 7.1	Auswertung der strukturmechanischen Analyse unter Berücksichtigung des WPS-Effekts (konservative Simulationen)	80
Tab. 7.2	Auswertung der strukturmechanischen Analyse ohne Berücksichtigung des WPS-Effekts – tangentes Kriterium (konservative Simulationen)	80
Tab. 8.1	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Referenzparameters "radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze" dT/dr in [K/mm]	84
Tab. 8.2	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Referenzparameters "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" ∆T in [K]	.87
Tab. 9.1	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckfläche 30 cm²	95
Tab. 9.2	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Höhe des auftretenden Naturumlaufs bei einer Leckfläche von 30 cm² bei t =1 500 s	99
Tab. 9.3	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum der Temperaturdifferenz über die RDB-Wand bei Leckfläche 30 cm²1	101

Tab. 9.4	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckfläche A = 70 cm²	104
Tab. 9.5	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei Leckfläche A = 100 cm²	109
Tab. 10.1	Ergebnisse für das Maximum des Referenzparameters "radialer Temperaturgradient an der postulierten Rissspitze" dT/dr in [K/mm]	. 115
Tab. 10.2	Ergebnisse für das Maximum des Referenzparameter "Temperaturdifferenz über die RDB-Wand" ∆T in [K]	115
Tab. 10.3	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des radialen Temperaturgradienten an der postulierten Rissspitze bei einer Leckfläche von 440 cm ²	118
Tab. 11.1	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors <i>K</i> / in [MPa*mm ^{1/2}]	. 127
Tab. 11.2	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{ND⊤} mit Tangentenkriterium [K]	. 128
Tab. 11.3	Ergebnisse der Vergleichsanalyse für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} mit Berücksichtigung des WPS [K]	128
Tab. 11.4	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max} bei 30 cm² Leckfläche	. 133
Tab. 11.5	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max} bei 70 cm² Leckfläche	. 134
Tab. 11.6	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max} bei 100 cm² Leckfläche	. 134
Tab. 11.7	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für das Maximum des Spannungsintensitätsfaktors K _{I,max} bei 440 cm² Leckfläche	. 134
Tab. 11.8	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{ND⊺} (tang.) bei 30 cm² Leckfläche	136
Tab. 11.9	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (tang.) bei 70 cm² Leckfläche	136

Tab. 11.10	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (tang.) bei 100 cm ² Leckfläche	.137
Tab. 11.11	Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die niedrigste zulässige Sprödbruchübergangstemperatur RT ^{NDT} (tang.) bei 440 cm² Leckfläche	.137
Tab. 11.12	Quantitative Darstellung der Ergebnisse der Korrelationsanalyse über alle untersuchten Szenarien hinweg	140
Tab. 11.13	Quantitative Darstellung der Ergebnisse der Korrelationsanalyse für die untersuchten Szenarien mit den Leckgrößen 30 cm ² , 70 cm ² , 100 cm ² und 440 cm ²	. 141

Abkürzungsverzeichnis

ATHLET	Analysis of THermal-Hydraulics of LEaks and Transients
BEMUSE	Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation
BEPU	Best-Estimate Methods Plus Uncertainty Evaluation
BE	Best-Estimate
000	Cross-Connection-Object
CSA	Cross Sectional Area
DC	Downcomer
DH	Druckhalter
DSA	Deterministische Sicherheitsanalyse
DSP	Druckspeicher
DWR	Druckwasserreaktors
ECCS	Emergency Core Cooling System
GCSM	General Control Simulation Module,
HCO	Heat Conduction Object
HKML	Hauptkühlmitteleitung
HKMP	Hauptkühlmittelpumpen
LOCA	Loss of Coolant Accident
PCT	Peak Cladding Temperature
PDF	Probability Density Function
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Table
PROST	PRObabilistic STructure Analysis
PTS	Pressurized Thermal Shock
RDB	Reaktordruckbehälter
RESA	Reaktorschnellabschaltung
RPV	Reactor Pressure Vessel
SBKELI	Sprödbruchkennlinie
SEP	Sicherheitseinspeisepumpe
SMR	Small Modular Reactor
SRCC	Spearman's Rank Correlation Coefficient
SSG	Specific Safety Guide
SUSA	Software für die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse
SWR	Siedewasserreaktor
TFO	Thermofluidobjekt
TL	Toleranzlimit
WPS	Warm-Pre-Stressing

Gesellschaft für Anlagenund Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

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

Forschungszentrum Boltzmannstraße 14 **85748 Garching b. München** Telefon +49 89 32004-0 Telefax +49 89 32004-300

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

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

www.grs.de