

**Weiterentwicklung der
Analysemethoden zur
Bestimmung des
Komponentenversagens
bei Unfallbelastungen**

Weiterentwicklung der Analysemethoden zur Bestimmung des Komponentenversagens bei Unfallbelastungen

Abschlussbericht

Christoph Bläsius
Jens Arndt
Jürgen Sievers

Oktober 2021

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Förderkennzeichen RS1555 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 BMWi übereinstimmen.

Deskriptoren

ANSYS, ASTOR, Containment Bypass, COSSAL, DfU, Integritätsbewertung, Komponentenversagen, Kriechbruch, lokales Versagen, Unfallanalyse

Kurzfassung

Inhalt des Vorhabens RS1555 war die Weiterentwicklung und Erprobung strukturmechanischer Analysemethoden zur Bewertung des Versagens von Komponenten der Druckführenden Umschließung (DfU) infolge von Belastungen während eines postulierten Unfalls mit Kernschmelze, insbesondere bei hohem Druck. Aufbauend auf Analysen im Vorhaben RS1520 und motiviert unter anderem durch Erkenntnisse aus den Analysen zu den Ereignissen im Kernkraftwerk Fukushima Daiichi 2011 standen im Projekt insbesondere Bewertungsmethoden für lokales Versagen, welches zu frühen kleinen Lecks führen kann, sowie das Versagen unter lokalen und asymmetrischen Belastungen und von geometrisch komplexen Komponenten im Vordergrund.

Dazu wurden zunächst anhand von Zeichnungen und Beschreibungen in- und ausländischer Anlagen mit dem Schwerpunkt auf LWR westlicher Bauart sowie Expertenbefragungen Schwachstellen der DfU identifiziert und kategorisiert. Für jede Kategorie wurden Besonderheiten im Versagensverhalten identifiziert und generische Finite-Elemente-Modelle erstellt. Zur Validierung der Modelle wurden neben Experimenten aus der Literatur auch Plausibilitätsabschätzungen, ingenieurmäßige Nachrechnungen, Methodenvergleiche oder Ergebnisse aus internationalen Benchmarks herangezogen. Mit Hilfe von Parameterstudien unter Annahme typischer Belastungen wurden Einflussfaktoren auf das jeweilige Versagensverhalten herausgearbeitet und Versagensmodi abgegrenzt. So wurden beispielsweise bestimmte konstruktive Merkmale, wie der Abstand der Schrauben von der Rohrachse oder eine Wurzelversteifung als wesentliche Einflussfaktoren auf Zeitpunkt und Modus des Versagens eines Flansches identifiziert. Teils wurden analytische Methoden ergänzt und in das GRS-Programm ASTOR implementiert, welches in diesem Rahmen auch hinsichtlich Benutzbarkeit und Qualitätssicherung weiterentwickelt wurde. Die Analysen wurden durch Sensitivitäts-, Unsicherheits- und Fehlerbetrachtungen begleitet. Basierend auf ausgewählten Unsicherheiten wurde eine exemplarische Unsicherheitsanalyse mit einer Kopplung zwischen den GRS-Programmen SUSA und ASTOR durchgeführt. Betrachtungen zur Schnittstelle zwischen thermohydraulischer und strukturmechanischer Rechnung deckten deren Anfälligkeit für Modellierungsfehler auf. Die Methoden wurden im Rahmen einer exemplarischen Anwendung unter Annahme von aus CFD-Rechnungen ermittelten Belastungen sowie im Rahmen des internationalen OECD/NEA Benchmarks COSSAL erprobt. Dabei wurde nochmals die Notwendigkeit bestätigt, auch für Komponenten jenseits von Reaktor-druckbehälter, Hauptkühlmittelleitung oder Frischdampfleitung mechanische Modelle für die Unfallanalyse vorzuhalten. So ist unter bestimmten Umständen das lokale Versagen

eines geschädigten Dampferzeugerheizrohrs im DWR bzw. eines Instrumentierungsrohrs oder eines Flansches im SWR noch vor der Druckentlastung durch globales Versagen einer großen Komponente möglich.

Mit den Ergebnissen stehen nun Methoden zur Verfügung, um das Verhalten der DfU unter den Belastungen eines Kernschmelzunfalls umfangreich bewerten zu können. Es wurden weiterhin Aspekte identifiziert, die in bisherigen Analysen nicht ausreichend betrachtet wurden. Dazu zählt beispielsweise die für mechanische Analysen unter Umständen nicht ausreichende Diskretisierung von Rohrleitungen in Unfallcodes.

Abstract

Content of project RS1555 was the further development and testing of structural-mechanical analysis methods for evaluating the failure of components of the Reactor Coolant System (RCS) as a result of loads during a postulated accident with core meltdown, in particular at high pressure. Building on analyses in the RS1520 project and motivated, among other things, by findings from the analyses of the events at the Fukushima Daiichi nuclear power plant in 2011, the project focused in particular on evaluation methods for local failure, which may lead to small early leaks, as well as failure under local and asymmetric loads and of geometrically complex components.

For this purpose, drawings and descriptions of domestic and foreign plants, with a focus on LWR of Western design, as well as expert interviews, were used to identify and categorise weak points of the RCS. For each category, particularities in the failure behaviour were identified and generic FE models were created. To validate the models, plausibility estimates, engineering recalculations, method comparisons or results from international benchmarks were used in addition to experiments from literature. With the aid of parameter studies assuming typical loads, factors influencing the respective failure behaviour were obtained and failure modes were delineated. For example, certain design features, such as the distance of the bolts from the pipe axis or the existence of a root stiffener, were identified as significant factors influencing time and mode of failure of a flange. Partly, analytical methods were supplemented and implemented in the GRS code ASTOR, which was also further developed in this context with regard to usability and quality assurance. The analyses were accompanied by sensitivity, uncertainty and error considerations. Based on selected uncertainties, an exemplary uncertainty analysis was performed with a coupling between the GRS codes SUSANA and ASTOR. Considerations of the interface between thermal-hydraulic and structural-mechanical calculations revealed their susceptibility to modelling errors. The methods were tested within an exemplary application under the assumption of loads determined from CFD calculations and within the framework of the international OECD/NEA benchmark COSSAL. This again confirmed the necessity of having mechanical models for accident analyses also for components beyond reactor pressure vessel, main coolant line or steam line. Thus, under certain circumstances, local failure of a damaged PWR steam generator tube or BWR instrumentation tube or flange can occur even before depressurisation due to global failure of a major component.

With the results, methods are now available to comprehensively evaluate the behaviour of the RCS under the loads of a core melt accident. Furthermore, aspects were identified that have not been sufficiently considered in previous analyses. These include, for example, the discretisation of piping in accident codes, which may not be sufficient for mechanical analyse.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	III
	Inhaltsverzeichnis.....	V
	Einleitung	1
1	Zielsetzung.....	5
1.1	Gesamtziel.....	5
1.2	Einzelziele	5
1.3	Arbeitsprogramm	7
2	Stand der Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS.....	11
3	Versagen von Primärkreiskomponenten unter fokussierten und asymmetrischen Belastungen	15
3.1	Systematische Erfassung potenzieller Versagensorte entlang der DfU....	15
3.2	Rohrleitungen unter asymmetrischen thermischen Belastungen.....	19
3.2.1	Radialer Temperaturgradient	19
3.2.2	Azimutaler Temperaturgradient.....	21
3.2.3	Axialer Temperaturgradient	22
3.3	Rohrleitungen mit komplexen Geometrien	24
3.3.1	Stutzen und geometrische Diskontinuitäten	24
3.3.2	Rohr mit Abzweigungen und Versteifungen	25
3.3.3	Krümmen und komplexe Netzwerke	27
3.4	Exemplarische Analyse einer Verbindungsflansch.....	28
3.4.1	FE-Modell	28
3.4.2	Ergebnisse.....	33
4	Versagen des RDB unter fokussierten und asymmetrischen Belastungen	39

4.1	Durchführungen	39
4.2	Instrumentierungen mit Invertierung der Druckbarriere	40
4.3	Nachrechnung zum Versuch OLHF-4	43
4.3.1	FE-Modell	43
4.3.2	Ergebnisse und Vergleich	46
4.4	Internationale Aktivitäten zur mechanischen Integrität bei IVMR.....	48
5	Versagen vorgeschädigter Komponenten	51
5.1	Übersicht über relevante Komponenten.....	51
5.2	Geschädigte Dampferzeugerheizrohre	52
5.2.1	Bestimmung von Kurzzeitkriechdaten zu Alloy 800 (mod.).....	52
5.2.2	Bewertungsmethoden aus der Literatur	56
5.2.3	Methode basierend auf vorausberechneter Matrix	58
5.3	Überlegungen zum Verlauf der Leckgröße in Komponenten.....	61
5.3.1	Experimente zum Rissverhalten bei hoher Temperatur.....	61
5.3.2	Bestehende und unfallauslösende rissartige Lecks.....	66
5.3.3	Lecks nach Komponentenversagen unter Unfallbelastungen.....	69
6	Methodik zur Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse.....	73
6.1	Motivation und Vorgehensweise	73
6.2	Vorüberlegungen und Sammlung von Daten	74
6.2.1	Vorgelagerte Unsicherheiten	75
6.2.2	Fehler und Unsicherheiten im Modell.....	76
6.2.3	Unsicherheiten in Eingabedaten und Randbedingungen.....	80
6.3	Realisierung einer Kopplung zwischen SUSANA und ASTOR.....	81
6.3.1	Hintergründe der gekoppelten Programme	81
6.3.2	Erstellung eines Hilfsprogramms	82
6.3.3	Ablauf einer gekoppelten Rechnung	83
6.4	Erprobung der Kopplung anhand beispielhafter Analyse.....	87
6.4.1	Annahmen zur statistischen Verteilung von Eingabeparametern	87
6.4.2	Ergebnisse.....	91
7	Weiterentwicklung des Programms ASTOR	95

7.1	Historie und Anwendungsbereich	95
7.2	Weiterentwicklung von Funktionalität und Schnittstellen	96
7.2.1	Modularisierung von Datenbasis und Bewertungsmethoden.....	96
7.2.2	Weiterentwicklung der Schnittstellen.....	98
7.2.3	Plausibilitätsprüfung.....	99
7.2.4	Weitere Querschnittsarbeiten.....	100
7.3	Weiterentwicklung des Qualitätssicherungskonzepts.....	100
7.3.1	Regulativer Rahmen	100
7.3.2	Qualitätsanforderungen	101
7.3.3	Verifizierung.....	103
7.3.4	Validierung.....	104
7.4	Implementierung analytischer Methoden	105
8	Anwendung der Methoden zum Komponentenversagen.....	109
8.1	Analytische Vorüberlegungen zur Schnittstelle Fluid/Struktur	109
8.1.1	Einfluss von Wärmeleitung und Wärmeübergang	109
8.1.2	Einfluss der thermischen Trägheit.....	115
8.1.3	Einfluss der Verformungsenergie.....	120
8.2	Übertragung von Lasten auf die Struktur	121
8.3	Anwendung für ein exemplarisches Unfallszenario	122
9	Ergebnisse der OECD/NEA Aktivität COSSAL.....	125
9.1	Hintergrund und bisherige Aktivitäten	125
9.2	Benchmark zu DWR Komponenten	125
9.2.1	Problemstellung.....	125
9.2.2	Ergebnisse und Vergleich	128
9.2.3	Schlussfolgerungen	132
9.3	Benchmark zu SWR Komponenten	133
9.3.1	Problemstellung.....	133
9.3.2	Ergebnisse und Vergleich	137
9.3.3	Schlussfolgerungen	145
9.4	Ergebnisse des Abschlussworkshops.....	146

10	Zusammenfassung und Ausblick.....	151
	Literaturverzeichnis.....	157
	Abkürzungen.....	169
	Abbildungsverzeichnis.....	173
	Tabellenverzeichnis.....	177

Einleitung

Übergeordnetes Ziel der Arbeiten im Bereich Reaktorsicherheit ist der Schutz von Mensch und Umwelt vor den schädlichen Auswirkungen ionisierender Strahlung, welche z. B. durch Unfälle in Kernkraftwerken entstehen. Durch konstruktive und organisatorische Maßnahmen wird die (Eintritts-) Wahrscheinlichkeit eines Unfalls mit Kernschaden in einem Kernkraftwerk weitestgehend minimiert. Um das verbleibende Risiko zu charakterisieren, müssen auch sehr unwahrscheinliche Unfallszenarien analysiert werden. Anhand dieser Analysen lassen sich ein verbessertes Verständnis der Vorgänge gewinnen sowie ggfs. organisatorische und konstruktive Maßnahmen zur Prävention von Unfällen und zur Mitigation der Unfallfolgen ableiten bzw. optimieren.

Eine besondere Herausforderung für die strukturmechanische Integrität der druckführenden Umschließung (DfU) ist eine Unfallsequenz mit Schmelzen des Reaktorkerns im Hochdruckpfad (HD-Pfad). Eine solche Sequenz setzt einen anhaltenden Ausfall der Kernkühlung sowie die Unverfügbarkeit von Maßnahmen zur Druckentlastung voraus. Neben einem auslösenden Ereignis, wie z. B. einem sehr kleinen Leck oder einem anhaltenden Notstromfall, müssen hierfür also zusätzlich Mehrfachausfälle von Sicherheitseinrichtungen unterstellt werden.

Aus strukturmechanischer Sicht ist relevant, dass die Komponenten der DfU in einem solchen Fall einem heißen Gasgemisch ($T > 800 \text{ °C}$) ausgesetzt und damit bei hohem Druck thermisch stark belastet werden. Das Gasgemisch resultiert aus überhitztem Wasserdampf, der im (teilweise) freigelegten Kern erzeugt wird, sowie Wasserstoff aus der Hüllrohroxidation. Der Kühlmittelverlust ist eine Folge des zyklischen Ansprechens der Druckhalterventile.

In DWR werden Reaktordruckbehälter (RDB), Hauptkühlmittelleitung (HKL), Volumenausgleichsleitung (VAL), Druckhalter (DH) und Entlastungsventile durchströmt (Abb. 1.1), in SWR werden RDB, Frischdampfleitung (FDL) und Sicherheits- und Entlastungsventile durchströmt. Daneben können die Gase auch durch andere Komponenten der DfU zirkulieren. Dazu gehört die Zirkulation durch den Dampferzeuger (DE) /SAN 18/ oder die Zirkulation in kleineren Gebieten des RDB-Deckels /SEH 12/. Ob die Gase auch durch die komplette Kühlkreislaufschleife zirkulieren, hängt davon ab, ob im Pumpbogen zwischen Dampferzeuger und Hauptkühlmittelpumpe (HKMP) Wasser verbleibt und den Umlauf in der Art eines Siphons unterdrückt. Dies hängt wiederum mit der Art der Dichtung der HKMP zusammen. In einigen US-amerikanischen Reaktoren kann

es hier zu einer Ausströmung und in der Folge zu einer Entleerung des Pumpenbogens kommen, während in deutschen und französischen DWR von einer anhaltenden Dichtigkeit der Pumpen ausgegangen werden kann. Strömungspfade über Systeme, die direkt an den Primärkreis anschließen sind weniger wahrscheinlich, da diese in der Regel über Absperrventile und Rückschlagklappen abgetrennt oder, wie beispielsweise bei Impulsleitungen, zu klein sind, um stark durchströmt zu werden.

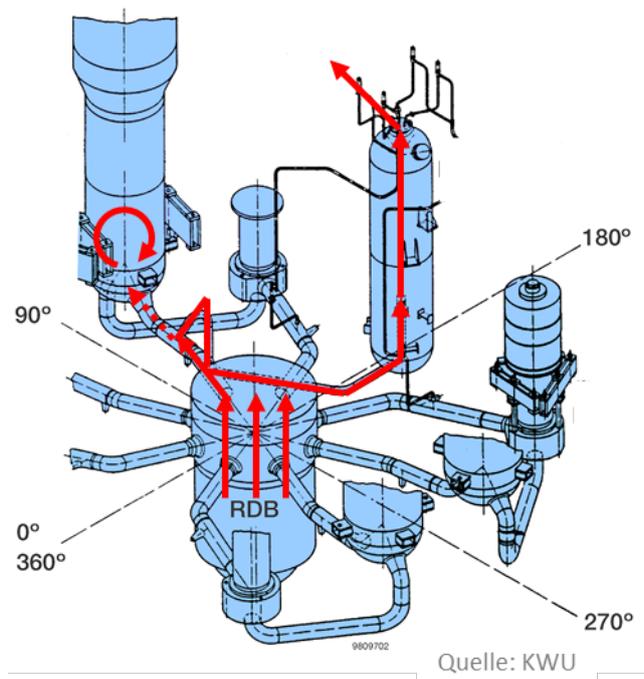


Abb. 1.1 Schematische Darstellung des Weges des heißen Gases aus dem Kern

Welche Komponente der DfU als erstes in welchem Modus versagt, bestimmt wesentlich den weiteren Unfallhergang. Zur Ermittlung oder dem Ausschluss des Versagens bestimmter Komponenten ist eine thermohydraulische Analyse allein in der Regel nicht ausreichend, da die dort berechnete Belastung der Festigkeit der Komponente gegenübergestellt werden muss und verschiedene, teils komplexe Versagensmodi beachtet werden müssen. Die relevanten Versagensmodi unterscheiden sich in diesem extremen Belastungsbereich wesentlich von denen im Betrieb und bei niedrigeren Temperaturen.

Ausgehend von einer unterstellten Kernschmelze im HD-Pfad sind die folgenden Versagensszenarien von besonderer sicherheitstechnischer Bedeutung, da entweder die Rückhaltefunktion des Containments umgangen wird (Bypass-Sequenz mit möglicher früher oder großer Freisetzung) oder die resultierenden Einwirkungen die Integrität des Containments unmittelbar gefährden:

- Hochdruckversagen des RDB mit High Pressure Melt Ejection und Direct Containment Heating (HPME/DCH) sowie Reaktionskräften auf den RDB /SEH 12/
- Thermisch Induzierter Dampferzeugerheizrohrbruch (Consequential Steam Generator Tube Rupture, C-SGTR) /SAN 18/, Voraussetzung: Ventil nach sekundärer Druckentlastung nicht (händisch) wieder geschlossen
- Sekundärschäden am Containment (Dichtungen, Durchführungen, Berstscheiben) oder Schäden an (bereits geschwächten) Komponenten des Sekundärkreises durch Entspannung und Energiefreisetzung des unter Druck stehenden Gases (Druckwelle, Strahlkräfte, Trümmerflug/schlagende Leitungen, Kräfte durch Druckabfall/nachströmendes Gas, Lösen mechanischer Verspannungen) bei Versagen großer Komponenten (HKL, VAL, FDL)
- (Temporäre) Überforderung der Wasserstoffrekombinatoren bei schneller Freisetzung von Wasserstoff ins Containment durch Versagen einer großen Komponente
- Versagen eines Instrumentierungsrohrs, welches mit einer Apparatur außerhalb des Containments verbunden ist (z. B. Transversal Incore Probe, TIP), Voraussetzung: Versagen der Absperrung

Welche Komponente der DfU als erstes versagt, bestimmt zudem über Freisetzung, Ablagerung und Dekontaminationsfaktor der Radionuklide sowie den Freisetzungsort von Wasserstoff. Instrumentierungen in der Nähe des Gasaustritts, z. B. die Füllstandsmessung des RDB können durch heißen Dampf beeinflusst werden.

Analysen im Nachgang des Unfalls in Fukushima Daiichi machten deutlich, dass neben dem (schlagartigen) Versagen großer Komponenten mit schneller Druckentlastung der DfU auch frühe kleine Lecks relevant für den weiteren Unfallhergang sind /NEA 15/. Für derartige Phänomene sind allerdings bisher keine oder nur rudimentäre strukturmechanische Bewertungsmethoden und Modelle verfügbar /SAN 18/, /JOB 19/. Gleichzeitig sind durch immer weiter verbesserte Analysen mit Lumped Parameter Codes und die zunehmende Durchführung von CFD-Analysen die Voraussetzungen geschaffen, auch kleinräumige Belastungen auflösen zu können, sodass geeignete Eingabedaten für entsprechende strukturmechanische Modelle zur Verfügung stehen. Die Analysen haben sich zudem in ihrer Aussagegenauigkeit weiterentwickelt /SEH 12/, wodurch die Aussagegenauigkeit der strukturmechanischen Modelle an Gewicht gewinnt.

Nachdem im Vorhaben RS1555 /BLA 17/ überwiegend globales Versagen großer Leitungen unter homogener Belastung betrachtet wurde, stand in diesem Projekt das lokale Versagen und das Versagen unter asymmetrischen und lokalen Belastungen sowie von komplexen Geometrien im Vordergrund. Dazu wurden zunächst potenzielle Schwachstellen und aufgrund hoher Belastung besonders gefährdete Bereiche der DfU verschiedener Reaktortypen identifiziert und klassifiziert. Für relevante Komponentenklassen wurden parametrisierbare FE-Modelle erstellt, welche die entsprechenden Versagensmodi reproduzieren. Mit diesen Modellen wurden Parameterstudien unter unfalltypischen Belastungen durchgeführt. Dabei stand zunächst weniger die exakte Bestimmung des Versagenszeitpunkts als die Ableitung qualitativer Phänomene und Versagensmodi einschließlich der Abschätzung der Leckgröße im Fokus. Flankiert wurde dies durch Unsicherheitsbetrachtungen. Wo möglich wurden neben den FE-Methoden auch existierende oder selbstentwickelte analytische Methoden herangezogen, nachdem diese in das Programm ASTOR implementiert wurden.

1 Zielsetzung

1.1 Gesamtziel

Übergeordnete Zielsetzung der geplanten Arbeiten war die Weiterentwicklung und Erprobung strukturmechanischer Analysemethoden zur Bewertung des Komponentenversagens bei Unfallsequenzen mit Schmelzen des Reaktorkerns im Hochdruckpfad (HD-Pfad). Dabei stand die Methodenentwicklung zum Versagen von Komponenten der DfU in einem begrenzten Bereich, unter komplexen mehrdimensionalen Temperaturbelastungen sowie in Verbindung mit komplexen Geometrien, einschließlich Quantifizierung der Leckgröße, im Vordergrund. Generische Analysen sollten mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) durchgeführt werden und aus den Ergebnissen analytische Zusammenhänge abgeleitet werden. Die Weiterentwicklung der analytischen Methoden sollte in der Plattform ASTOR (Approximated Structural Time of Rupture) erfolgen. Im Rahmen von Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen sollte das bisherige Vorgehen zur Ableitung von konservativen Aussagen zum Komponentenversagen aus Best-Estimate-Rechnungen verbessert und signifikante Einflussgrößen auf die Aussagegenauigkeit der Analyseergebnisse identifiziert werden. Anhand typischer Unfallszenarien mit vorliegenden thermohydraulischen Eingabedaten sollten die Ergebnisse der analytischen Methoden mit denen der FEM beispielhaft verglichen und Unterschiede bezüglich der Aussagegenauigkeit der Methoden bewertet werden.

1.2 Einzelziele

Die Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethoden sollte in drei Stufen erfolgen. Zunächst sollten die Analysen auf einfache generische Komponenten unter idealisierten Belastungen mit FEM beschränkt werden. In einem zweiten Schritt sollten auch Komponenten mit komplexer Geometrie, wie Stutzen, Durchführungen oder Flansche, und daraus resultierende komplexe Lastverläufe analysiert werden. Ein dritter Schritt bestand darin, die unter der Plattform ASTOR verfügbaren vereinfachten Methoden auf ihre Anwendbarkeit zu prüfen, gegebenenfalls zu erweitern oder neue analytische Methoden zur Vorhersage des Komponentenversagens unter lokalen und asymmetrischen Lasten zu entwickeln.

Verfügbare Methoden, die im Rahmen von Integritätsbewertungen für Rohrleitungskomponenten erprobt wurden, sollten zur Berücksichtigung asymmetrischer und lokaler

Lasten auf die Verhältnisse im RDB angepasst und um zusätzliche RDB-spezifische Effekte erweitert werden. Weiterhin sollten diese Methoden an ausgewählten skalierten Experimenten, insbesondere mit geometriebedingt inhomogenen Temperaturbelastungen, die (zu dieser Thematik) an in- und ausländischen Forschungseinrichtungen durchgeführt wurden, validiert werden. Die validierten Methoden sollten dann zur exemplarischen Integritätsbewertung von RDB unter generischen Belastungsszenarien erprobt werden.

Neben dem Prozess der Entstehung von Lecks sollte auch das Verhalten unfallauslösender oder im Unfallablauf entstandener Lecks sowie bereits vorhandener nichtwanddurchdringender Risse während eines Unfallereignisses betrachtet werden. Unter hohen mechanischen und thermischen Lasten können sich Lecks und Risse vergrößern und in globales Versagen übergehen. Insbesondere für Leckstörfälle kann das Verhalten des ereignisauslösenden Lecks während der Transiente von entscheidender Bedeutung für den Unfallablauf sein. Neben rissartigen Lecks sollten auch Lecks infolge Einwirkung lokaler und asymmetrischer Lasten sowie Lecks durch abgerissene Leitungen und undichte Flanschverbindungen betrachtet werden. Nicht-wanddurchdringende Schäden können z. B. im Dampferzeugerheizrohr vor Beginn des Unfalls vorhanden sein.

Ein ganzheitlicher Ansatz zur Prognose des Komponentensversagens unter Unfallbelastungen bedarf neben leistungsfähigen „Best Estimate“-Methoden auch Prozeduren, um Abschätzungen durchzuführen, die entweder im Sinne eines konservativen Integritätsnachweises die Versagenszeiten unterschätzen und die Leckflächen überschätzen oder im Sinne eines sicheren Übergangs von einem Hochdruck- in ein NiederdruckszENARIO die Versagenszeit überschätzen und die Leckfläche unterschätzen. Die bisher verwendete Methode basiert auf pauschalen Sicherheitsmargen, welche den Materialdaten und den Versagenskriterien zugeschlagen werden. Unsicherheiten bei den Lastannahmen wurden bisher nicht berücksichtigt. Ein verbesserter Ansatz sollte die deterministische Rechnung im Rahmen einer Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse mit probabilistischen Verteilungen der Eingangsdaten kombinieren und so kontinuierliche Verläufe der Versagenswahrscheinlichkeit über die Zeitskala generieren. Dazu sollten innerhalb der GRS vorhandene Werkzeuge zur Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse mit den im Vorhaben entwickelten Methoden gekoppelt und Unsicherheiten unter Berücksichtigung von Erfahrungswerten internationaler Vorhaben quantifiziert werden. Dadurch sollten Methoden zur Generierung konservativer Einschätzungen abhängig von der sicherheitstechnischen Fragestellung bereitgestellt und Aussagen zur Einschätzung der

Genauigkeit der bereitgestellten Analysemethode, sowie zur Reduktion der Unsicherheiten abgeleitet werden.

Die Bereitstellung der entwickelten analytischen Analysemethoden sollte im Rahmen der Weiterentwicklung des GRS-Programms ASTOR erfolgen. Die Methoden sollten exemplarisch für Komponenten eines Kühlkreislaufes der Baureihe Konvoi an repräsentativen Unfallszenarien erprobt werden, für die Daten in ausreichender Detailtiefe zur Verfügung stehen. Dafür sollten insbesondere Ergebnisse aus dem BMUB-Forschungsvorhaben (3614R01300, AP7) genutzt werden, in dem u. a. mit CFD-Methoden Kernschmelzszenarien unter hohem Systemdruck hinsichtlich der Auswirkungen auf den Kühlkreislauf und die Dampferzeugerheizrohre untersucht wurden. Die Analysen zeichnen sich durch eine hohe Komplexität der thermohydraulischen Lastannahmen und der verfügbaren Daten aus.

1.3 Arbeitsprogramm

Zur Erreichung der Zielsetzung wurden Arbeiten in folgenden Arbeitspaketen durchgeführt:

AP1: Versagensverhalten von Rohrleitungskomponenten unter lokalen und asymmetrischen Unfallbelastungen

In diesem Arbeitspunkt wurden Finite-Elemente-Methoden erprobt und analytische Methoden weiterentwickelt, um das Versagensverhalten von einfachen und komplexen Rohrleitungskomponenten unter lokalen und asymmetrischen Unfallbelastungen sowie bei komplexen Geometrien zu prognostizieren. Zunächst stand die Analyse einfacher generischer Rohrleitungskomponenten mit komplexen FE-Programmen wie ANSYS Mechanical oder Code_aster im Vordergrund. Das Versagensverhalten unter generischen Lasten, wie beispielsweise einer lokalen Wärmequelle, wurde untersucht und dem globalen Versagen gegenübergestellt. Die generischen Lastannahmen orientierten sich dabei in Magnitude und Geometrie an realistischen Werten. Um eine höhere Auflösung der Temperaturverteilung zu erreichen, war es dabei notwendig, die Analyse der transienten Temperaturverteilung in der Struktur im FE-Code durchzuführen.

In einem weiteren Schritt wurde dieses Verfahren auf geometrisch komplexe Komponenten des Primärkreises angewendet. Dazu wird aus entsprechenden Zeichnungen jeweils mit Hilfe eines CAD-Programms (Computer Aided Design) ein Geometriemodell

erstellt. Es wurde untersucht, inwiefern hier weitere Versagensmodi zu berücksichtigen sind und die Leckfläche durch die Komponentengeometrie determiniert wird.

AP2: Versagensverhalten von RDB in der Spätphase eines Unfallablaufes

Die in RS1520 bereitgestellten und in AP1 weiterentwickelten Methoden wurden auf das Versagensverhalten des RDB in der Spätphase des Unfallablaufs unter Berücksichtigung möglicher geometriebedingt inhomogener Temperaturverteilungen adaptiert. Die Methoden wurden an skalierten Experimenten validiert.

Die validierten Methoden wurden anschließend verwendet, um generische Szenarien der Spätphase eines Unfalls zu simulieren. Die Durchführungen im Falle von SWR können dabei zu einer ungleichmäßigen Temperaturlausbreitung und einem vorzeitigen Versagen führen und wurden daher in ausreichender Detailtiefe modelliert.

AP3: Verhalten von Rissen und Lecks unter Unfallbelastungen

Um das variable Leckverhalten, insbesondere die Entwicklung der den Leckmassenstrom bestimmenden Leckgröße, bewerten zu können, wurden in diesem Arbeitspunkt neben rissartigen Lecks auch Lecks infolge Einwirkung lokaler und asymmetrischer Lasten, Lecks durch abgerissene Leitungen sowie Lecks durch herausgepresste Dichtungen auf ihr Verhalten bei der Durchströmung mit heißen Gasen im typischen Temperatur und Zeitbereich untersucht. Es wurden geeignete Methoden zur Beschreibung des Leckgrößenverlaufs entwickelt. Dazu wurden unter anderem bestehende numerische und analytische Methoden der Hochtemperaturbruchmechanik eingesetzt, um beispielsweise Veränderungen rissartiger Lecks zu bestimmen.

Die Konzepte entstammen überwiegend dem Gebiet der Lebensdauerabschätzung und mussten auf ihre Verwendbarkeit im Bereich auslegungsüberschreitender Lasten geprüft und angepasst werden. Zur Absicherung der Übertragbarkeit und zur Charakterisierung von Werkstoffeigenschaften wurde neben theoretischen Überlegungen das Verhalten von Kleinproben unter hohen Temperaturen experimentell im Rahmen eines Unterauftrags an die Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart untersucht. Die Randbedingungen der Rechnungen wurden an typische Lastregimes, beispielsweise Temperatur und Druckverlauf eines repräsentativen Kernschmelzeszenarium, angelehnt.

AP4: Anwendung von Methoden zur Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse auf Versagensmodelle

Um konservative Aussagen im Sinne eines Zeitpunkts des frühesten Versagens und eines Zeitpunkts des sicheren Versagens zu generieren, wurden die in den Arbeitspunkten 1 und 2 entwickelten Methoden mit einer Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse der Eingangsdaten gekoppelt. Zu den mit Unsicherheiten behafteten Eingabedaten zählen insbesondere Materialdaten, die Existenz von Mikrorissen, geometrische Anomalien und die methodenabhängige Streuung bei der Errechnung der mechanischen und thermischen Belastungen. Dazu wurden zunächst basierend auf Literaturangaben entsprechende Verteilungsfunktionen abgeleitet und bezüglich geeigneter Merkmale für die Eingabedaten katalogisiert. Darauf aufbauend wurde exemplarisch eine Unsicherheitsanalyse unter Verwendung des GRS Programms SUSA durchgeführt. Dabei wurde der Einfluss der Eingabeparameter auf die Versagenszeit, Versagenstemperatur und akkumulierter Kriechdehnung zum Versagenszeitpunkt in Form von Korrelationskoeffizienten ausgewertet.

AP5: Weiterentwicklung des Programms ASTOR

Querschnittsarbeiten bezüglich Umfang und Funktionalität des Programms ASTOR sollten dazu beitragen, den Anwendungsbereich des Programms für interne und externe Anwender zu erweitern und die Benutzerfreundlichkeit zu erhöhen. Dazu gehörte die Verbesserung bestehender Methoden, indem zusätzliche Eingabe- und Einstellmöglichkeiten geschaffen werden, die die Anwendungsgrenzen erweitern. Die Anreicherung der Modellbibliothek sowie der enthaltenen Geometrie und Materialdaten war ebenso vorgesehen wie die Implementierung der während des Vorhabens erstellten Methoden und die Validierung der korrekten Implementierung. Einfache Methoden für Knicken und Beulen, insbesondere zur Abschätzung des Versagensmodus einer Komponente, wurden aufgenommen.

Daneben wurden grundlegende Arbeiten an der Struktur und Nutzbarkeit des Programms durchgeführt. Dazu gehören unter anderem die Fortschreibung des Nutzerhandbuchs und des Validierungshandbuchs, verbesserte Schnittstellen zu Systemcodes, eine zentrale Plausibilitätsprüfung der Eingaben und die Möglichkeit zur Editierung von Transienten und Materialdaten innerhalb der Benutzeroberfläche. Weiterhin wurde die Visualisierung der Berechnungsergebnisse verbessert.

AP6: Anwendung der Methoden zum Komponentenversagen unter ausgewählten Unfallbedingungen

Die bereitgestellten Methoden zum Komponentenversagen sollten auf einen ausgewählten Unfallablauf angewendet werden, für den Daten aus Analysen mit einem CFD-Programm in ausreichender Detailtiefe zur Verfügung standen. Aus dem BMUB Forschungsvorhaben 3614R01300, in dem u. a. mit CFD-Methoden Kernschmelzszenarien unter hohem Systemdruck hinsichtlich der Auswirkungen auf den Kühlkreislauf und die Dampferzeugerheizrohre untersucht wurden, standen geeignete Daten zur Verfügung. Aufgrund der großen zu verarbeitenden Datenmengen wurden Hilfsprogramme generiert, die eine automatisierte Übertragung erlauben.

AP7: Internationale Aktivitäten

Die bereitgestellten Analysemethoden wurden im Rahmen der Teilnahme an einer internationalen Benchmark-Aktivität erprobt und validiert. Dabei stand die Aktivität COSSAL der OECD/NEA, die von der GRS organisiert wird, im Vordergrund. Insbesondere erfolgten hier fortlaufende Abstimmungen mit den Teilnehmern und die Auswertung von Vergleichsanalysen zum Versagensverhalten von SWR-Komponenten sowie die Auswertung der gesamten COSSAL-Aktivität einschließlich Berichtslegung und Workshop.

2 Stand der Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS

Für die Bewertung der Integrität von Druckbehältern, Rohrleitungen und anderen passiven Strukturen kerntechnischer Anlagen bei Auslegungsstörfällen stehen in Deutschland deterministische Berechnungsverfahren im Vordergrund. Integritätsbewertungen bzw. Sicherheitsnachweise für passive Komponenten in deutschen Kernkraftwerken zeigen in der Regel hohe Sicherheitsreserven.

Im Rahmen der probabilistischen Sicherheitsanalyse PSA Stufe 2 werden für kerntechnische Anlagen die Auswirkungen von Unfallszenarien untersucht. Im Unfallablauf können während des Kernschmelzens heiße Gase ($T > 800 \text{ °C}$) den RDB und die angeschlossenen Rohrleitungen durchströmen. Dadurch können die Temperaturen in den Rohrleitungen weit über die Auslegungstemperatur ansteigen. Für den Fall, dass im HD-Pfad als erste Komponente eine Rohrleitung versagt, wird ein späteres katastrophales Versagen des Sicherheitsbehälters vermieden. Weiterhin ist es möglich, dass in einem Hochdruckfall (auch) Dampferzeugerheizrohre vor einer Rohrleitung des Reaktorkühlkreislaufes versagen und sich Szenarien unter Umgehung (Bypass) des Sicherheitsbehälters mit einem entsprechenden Potenzial zur direkten Radionuklidfreisetzung in die Umgebung ergeben. Falls der Kernschmelzvorgang nicht durch Kühlmaßnahmen beendet bzw. stabilisiert werden kann, muss mit einem RDB-Versagen gerechnet werden, wobei Zeitpunkt und Modus des RDB-Versagens wesentlich die Art der Freisetzung von Schmelze in das Containment bestimmen. Daher ist für die Unfallablaufanalyse grundsätzlich wichtig, möglichst genau vorherzusagen, wann und an welcher Stelle des Reaktorkühlkreislaufes zuerst mit einem Versagen in Form eines Lecks oder eines Bruchs zu rechnen ist. Weiterhin ist im Fall eines Lecks die Abschätzung der Leckgröße von Bedeutung.

Finite-Elemente-Methoden zur Bewertung des Komponentenverhaltens unter auslegungsüberschreitenden Lasten wurden im Vorhaben RS1520 /BLA 17/ beispielhaft auf einen von der MPA der Universität Stuttgart durchgeführten Großversuch sowie auf das Modell einer Kühlkreislaufschleife unter verschiedenen Kernschmelz-Szenarien angewendet. Die Nachrechnung des Großversuchs zeigte, dass globales Versagen homogen belasteter Komponenten mit numerischen Verfahren sehr gut prognostizierbar ist. Analytische Methoden zeigten gute bis sehr gute Resultate, die in einigen Fällen an die Genauigkeit numerischer Methoden heranreichten. Die Berechnung des Verhaltens einer Kühlkreislaufschleife unter Kernschmelz-Szenarien wurde erstmals unter Berück-

sichtigung von Kurzzeitkriechen und geometrisch nichtlinearer Rechnung durchgeführt, wodurch das Versagen am RDB nahen Teil der Hauptkühlmittelleitung früher prognostiziert wurde. Erstmals wurden auch Analysen der Dampferzeugerheizrohre in die Berechnungen zu auslegungsüberschreitenden Belastungen einbezogen, welche ein Versagen insbesondere bei angenommener Vorschädigung und besonderen Lastsituationen zeigten. Die dafür benötigten Kennwerte typischer Materialien des Primärkreises wurden aufbereitet. Weiterhin wurden die Versagensmodi unter auslegungsüberschreitenden Lasten zusammengestellt, kategorisiert und den jeweiligen Versagensmodi zugeordnet. Letztlich wurden auch unabhängige Vergleichsrechnungen zu dem Großversuch der MPA im Rahmen des von der GRS organisierten OECD/NEA Benchmarks COSSAL (Components and Structures under Severe Accident Loading) von internationalen Teilnehmern des Benchmarks durchgeführt und im Rahmen des Vorhabens RS1520 ausgewertet.

Das Versagensverhalten des RDB unter Unfallbelastungen unterliegt grundsätzlich ähnlichen Rahmenbedingungen wie das Versagen anderer druckführender Komponenten des Primärkreises. Diese werden allerdings von zusätzlichen Effekten, wie z. B. starke thermische Gradienten in der RDB-Wand und durch Aufschmelzung bedingte Wanddickenschwächung, überlagert.

Untersuchungen zum Unfallablauf des KKW Fukushima Daiichi haben gezeigt, dass auch hier asymmetrische und lokale thermische Lasten das Versagen sowohl im Hochdruck- als auch im Niederdruckpfad wesentlich beeinflussen können (/NAG 15/).

Arbeiten der GRS im Bereich der RDB-Integrität bei Unfällen wurden bereits ab 1999 und 2003 innerhalb der Vorhaben RS1002 und RS1115 durchgeführt /SCH 99/, /EIS 03/. Im Vorhaben RS1002 wurden Modelle zur Beschreibung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und RDB-Wand entwickelt und verifiziert. Dazu zählen analytische strukturelle Methoden basierend auf linearer Schadensakkumulation wie auch FE-Simulationen. Die Methoden wurden im Vorhaben RS1115 an den OLHF-Versuchen mit skalierten RDB-Kalotten /HUM 03/ validiert. Alle Methoden basieren auf der Annahme einer axialsymmetrischen Belastung ohne Einbauten und Durchführungen und berücksichtigen keine Wanddickenschwächung durch Abschmelzvorgänge.

Umfangreiche Arbeiten zur RDB-Integrität wurden am Forschungszentrum Dresden Rossendorf durchgeführt /WIL 05/. Dort wurden insbesondere Materialmodelle typischer RDB-Stähle sowie FE-Modelle zur Simulation des RDB-Verhaltens generiert und

umfangreich an skalierten Experimenten wie RUPATHER /MON 99/ oder FOREVER /MUL 00/ sowie am Großversuch zum Versagen einer Hauptkühlmittelleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck der MPA Stuttgart /MPA 90/ validiert. Die Simulationen zeigten eine gute Prognosefähigkeit. Darauf aufbauend wurden innovative Maßnahmen zur Schmelzerückhaltung entwickelt.

Eine Charakterisierung des Materialverhaltens des Reaktorbaustahls 20 MnMoNi 5 5 bei hohen Temperaturen wurde seitens der MPA Stuttgart durchgeführt /MPA 99/, /MPA 05/. Die Untersuchungen beinhalten neben der Prüfung grundlegender physikalischer Eigenschaften insbesondere Warmzugversuche sowie last- und spannungsgesteuerte Kriechversuche.

Die in der Vergangenheit von der GRS entwickelte analytische Methode ASTOR /EIS 93/, die nur einen stark eingegrenzten Anwendungsbereich hat, ist derzeit die Standardmethode zur Bewertung der Komponentenintegrität in ATHLET/ATHLET-CD. Diese Methode wurde in eine Plattform integriert und um weitere Methoden ergänzt, wodurch der Anwendungsbereich bereits erweitert wurde. Dazu gehören Methoden basierend auf Schadensakkumulation sowie eine schnelllaufende Methode für symmetrische Geometrien und Lasten basierend auf der Reduzierung der Komponente auf ein einziges infinitesimales Element. Komplexe Bauteile lassen sich weiterhin durch eine Ankopplung an das frei verfügbare FE-Programm Code_aster und den frei verfügbaren Pre- und Postprocessor Salome analysieren. Dafür wurden verschiedene frei parametrisierbare Modelle, welche typische Komponenten repräsentieren, vorbereitet.

3 Versagen von Primärkreis Komponenten unter fokussierten und asymmetrischen Belastungen

3.1 Systematische Erfassung potenzieller Versagensorte entlang der DfU

In einem ersten Schritt wurden Komponenten identifiziert, die als Teil der DfU für ein frühes Versagen grundsätzlich in Frage kommen. Kriterien dafür waren einerseits eine hohe zu erwartende thermische und mechanischer Belastung dieser Komponenten und andererseits Geometrie, Werkstoffverwendung und erwarteter Versagensmodus. Dazu wurde u. a. zurückgegriffen auf:

- Technische Zeichnungen und Systembeschreibungen von DfU verschiedener inländischer und ausländischer Anlagen
- Befragung nationaler Experten (u. a. aus Probabilistik, Unfallanalyse, Thermohydraulik und Systemtechnik)
- Befragung internationaler Experten (bilateral sowie im Rahmen der OECD/NEA COSSAL Aktivität in Form eines Fragebogens und Workshops)
- Auswertungen der Forschung zur Integrität der Komponenten während der Unfälle in Three Miles Island 1979 und Fukushima Daiichi 2011

Der Schwerpunkt lag dabei auf LWR westlicher Bauart. Einzelne WWER, Reaktoren mit anderen Designs sowie industrielle Druckbehälter wurden in die Betrachtung einbezogen, um die Übertragbarkeit zu untersuchen. Tab. 3.1 enthält eine Übersicht und Kategorisierung der identifizierten Schwachstellen. Grob lassen sich diese in *Rohrleitungen und Behälter, lokale Schwachstellen, Funktionskomponenten* sowie *indirektes Versagen* einteilen.

Tab. 3.1 Übersicht und Kategorisierung potenzieller Schwachstellen der DfU

Rohrleitungen/ Behälter	<ul style="list-style-type: none"> • Einfache Geometrien unter symmetrischer Belastung <ul style="list-style-type: none"> • Große Rohrleitungen (z. B. HKL, VAL, FDL) • Kleine Rohrleitungen (z. B. Anschluss-, Entwässerungs-, Impulsleitungen oder Dampferzeugerheizrohre) • Behälter (z. B. Druckhalter, Dampferzeuger) • Einschließlich: Schweißnähte • Einfache Geometrien unter asymmetrischer/lokaler Belastung <ul style="list-style-type: none"> • Wie oben, jedoch mit asymmetrischer/lokaler thermischer Belastung • Wie oben, jedoch mit Abschmelzung (RDB) • Komplexe Geometrien <ul style="list-style-type: none"> • Stutzen und geometrische Diskontinuitäten • Rohr mit Abzweigungen oder Versteifungen • Krümmer und komplexe Netzwerke • Einschließlich: Einwalzung Dampferzeugerheizrohr
Lokale Schwachstellen	<ul style="list-style-type: none"> • Durchführungen <ul style="list-style-type: none"> • Instrumentierungs- und Energiedurchführungen (z. B. Temperatur, DH-Heizung) • Rohrdurchführungen (z. B. Entwässerung, Steuerstäbe, Sprühsystem) • Einschließlich: Schweißnähte • Instrumentierungen mit Invertierung der Druckbarriere <ul style="list-style-type: none"> • Kerninstrumentierungen unter Außendruck • Komponenten mit Vorschädigung <ul style="list-style-type: none"> • Vorgeschädigte Dampferzeugerheizrohre • Unfallauslösende Lecks • Gealterte Bauteile (z. B. Versprödung, Ermüdung)
Funktions- komponenten	<ul style="list-style-type: none"> • Flansche <ul style="list-style-type: none"> • Verbindungsflansche (z. B. Flansche der S&E-Ventile) • Blindflansche (z. B. RDB-Deckel, Mannloch DE/DH, Einsatz Heizelemente, Sprüh-/Blindstutzen) • Einschließlich: Dichtungen • Ventile <ul style="list-style-type: none"> • Sicherheits- und Entlastungsventile mit Vorventilen • Absperrventile und Rückschlagklappen • Einschließlich: Dichtungen • Pumpen <ul style="list-style-type: none"> • Hauptkühlmittelpumpe (DWR) • Umwälzpumpen (SWR) • Einschließlich: Dichtungen

Indirektes Versagen	<ul style="list-style-type: none"> • Versagen der Befestigung der Komponenten • Versagen oder Schädigung in Zusammenhang mit dem auslösenden Ereignis (z. B. EVA/EVI, Erdbeben) • Folgeversagen (z. B. durch Energiefreisetzung, Reaktionskräfte, Druckabfall)
---------------------	---

Rohrleitungen und Behälter lassen sich anhand ihrer Belastung und Geometrie weiter unterteilen. Den einfachsten und in Analysen oft ausschließlich betrachteten Fall, bilden einfache Geometrien unter idealisiert oder tatsächlich homogener Belastung. Dazu zählen sowohl die großen Rohrleitungskomponenten wie HKL, FDL oder VAL, als auch kleinere Rohrleitungen, die bezüglich ihres Versagens den gleichen Gesetzmäßigkeiten unterliegen, aber bei Versagen nur zu einer begrenzten Leckausströmung führen, sowie geometrisch einfache Behälter. Gemeinsames Merkmal ist die hohe Symmetrie von Geometrie und Belastung. Eine umfassende Betrachtung fand im Projekt RS1520 /BLA 17/ statt. Dort wurden auch Schweißnähte zwischen den Komponenten betrachtet. Für die in der Regel als Umfangsschweißnähte ausgeführten Verbindungen wird aufgrund der im Vergleich zu den Tangentialspannungen kleineren Axialspannungen, der Stabilisierung durch die angrenzenden Komponenten und der Anforderungen an die Auslegung (Fehlerfreiheit, Overmatching) kein vorzeitiges Versagen erwartet.

Eine asymmetrische oder fokussierte Belastung kann an Rohrleitungen und Behältern der DfU entstehen, wenn diese lokal einer zusätzlichen Wärmebelastung oder Isolierung ausgesetzt sind, beispielsweise aufgrund von Aerosolablagerungen oder besonderen Strömungsverhältnissen (Stratifizierung, Anströmung, Gegenströmung). Auch geometrische Besonderheiten können über Wärmeleitung, thermische Trägheit oder einen „Kühlkörpereffekt“ das Temperaturfeld beeinflussen. Aerosolablagerungen entstehen bevorzugt an kälteren Stellen oder Toträume/Umlenkungen des Fluids und können sich mit weiter steigender Temperatur auch wieder ablösen /NEE 97/. Durch die Leistung aus dem radioaktiven Zerfall wird lokal Wärme induziert, gleichzeitig findet eine Isolation der Wand gegenüber dem heißen Gas statt. Untersuchungen zu Rohrleitungen unter asymmetrischen und lokalen Belastungen finden sich in Abschnitt 3.2 und bauen auf Analysen von Geradrohren unter homogener Belastung auf.

In die Unterkategorie asymmetrische und lokale Belastung lässt sich grundsätzlich auch das Verhalten der RDB-Kalotte (ohne Durchführungen) nach Umlagerung der Schmelze einordnen. Hier finden sich ebenfalls asymmetrische und lokale Belastungen (Hot-Spot, Hot-Ring) sowie zusätzlich asymmetrische und lokale Abschmelzungen. Hierauf soll im

Rahmen der Arbeit nicht eingegangen werden, da dieser Spezialfall bereits intensiv beforscht wurde /SEH 12/.

Analysen von Komponenten mit komplexen Geometrien, beispielsweise Stützen, geometrische Diskontinuitäten, Krümmer, Rohre mit Abzweigen oder Versteifungen oder komplexere Netzwerke finden sich in Abschnitt 3.3 und bauen ebenso auf Analysen an Geradrohren mit homogener Last auf. Zusätzlich treten hier Effekte auf, bei denen die komplexe Geometrie oder die Lagerungsrandbedingungen den Spannungsverlauf in der Komponente beeinflussen. Bei der Einwalzung der Heizrohre im Rohrboden des Dampferzeugers sind zudem durch die Art der Fügung zusätzliche Aspekte relevant.

Unter *lokale Schwachstellen* lassen sich alle Arten von Durchführungen (Kap. 4) einordnen. Hier müssen verschiedene Bauarten unterschieden werden, welche sich insbesondere in der Fixierung zwischen Durchführung und Grundkomponente (Passung, Verschraubung, Verschweißung, Absatz), wo mit einem Versagen zu rechnen ist, unterscheiden. Eine weitere Unterkategorie bilden Instrumentierungen mit Invertierung der Druckbarriere, welche als Teil der Druckbarriere direkt in den Kern hineinragen und anfällig für ein Versagen durch Knicken oder Beulen sind. Zu lokalen Schwachstellen lassen sich auch Komponenten mit Vorschädigung (Kap. 5) zählen. Deren Auftreten ist jedoch stark vom Zustand des Dampferzeugers abhängig. Weitere Formen der Alterung, wie Ermüdung oder neutroneninduzierte Versprödung, können in den Komponenten auftreten. Auswirkungen auf die hier betrachteten Versagensmodi konnten bei üblichem Ausmaß der Alterung jedoch nicht beobachtet werden. Das Versagen lokaler Schwachstellen muss nicht zur instantanen Druckentlastung der DfU führen, wenn die Leckgröße ausreichend klein ist. Bei einigen Lecks ist auch ein (zeit- und teilweises) Wiederverschließen denkbar, beispielsweise durch Eindringen von Aerosolen oder Schmelze.

Zu *Funktionskomponenten* zählen Flansche, Ventile und Pumpen. Gemein ist diesen, dass sie aus mehreren lösbaren und prinzipiell gegeneinander beweglichen Bauteilen sowie zugehörigen Dichtungen bestehen. Auch hier sind verschiedene Bauweisen zu unterscheiden. Eine beispielhafte Betrachtung eines Flanschs findet sich in Abschnitt 3.4. Ventile wurden hier nicht weiter betrachtet, da deren Analyse komplementäre Herangehensweisen (Expertenmeinungen, Experimente) erfordern und damit den Umfang der Arbeiten überschreiten würde. Pumpen wurden nicht betrachtet, da sie aufgrund ihrer Lage unterhalb des RDB (SWR) oder im kalten Strang der Kühlkreislaufschleife (DWR) in der Regel nicht oder erst spät im Unfallablauf durchströmt werden.

Konstruktionsbedingt ergeben sich allerdings viele Überschneidungen zum Verhalten von Behältern, Flanschen und Ventilen.

Die Kategorie *Indirektes Versagen* beinhaltet keine Schwachstellen, sondern Versagensmechanismen, die die DfU nur indirekt betreffen. Diese benötigen in der Regel eine andere Herangehensweise, sodass sie in diesem Bericht nicht weiter thematisiert werden. Einige Betrachtungen zum indirekten Versagen von Komponentenbefestigungen finden sich in /BLA 17/.

3.2 Rohrleitungen unter asymmetrischen thermischen Belastungen

3.2.1 Radialer Temperaturgradient

In den folgenden Unterkapiteln wird das Versagensverhalten von Rohrleitungen unter asymmetrischen thermischen Belastungen analysiert. Dabei werden thermische Gradienten in radialer, azimuthaler und axialer Richtung jeweils idealisiert separat betrachtet. In der Realität kann sich eine Mischung und Überlagerung der Fälle ergeben.

Ein radialer Temperaturgradient, d. h. ein Temperaturgradient über die Rohrwand, entsteht durch die Wärmeabgabe des heißen Gases an der Rohrinneinnenseite in Verbindung mit der thermischen Trägheit und der Wärmeabgabe an die Umgebung an der Außenseite (siehe Abschnitt 8.1). Um den radialen Temperaturgradienten in der Versagensbewertung zu berücksichtigen, stehen grundsätzlich zwei Möglichkeiten zur Verfügung: Die Verwendung von Methoden, welche die Rohrleitung in einzelne diskrete Schichten auflösen, welche jeweils separat betrachtet werden, oder die Mittelung der Temperatur und Rückführung auf ein Problem mit homogener Belastung. Erstere Möglichkeit bieten komplexe Methoden wie FE-Rechnungen oder Weiterentwicklungen der Methode FAST (siehe Abschnitt 7.4 und /BLA 17/).

Zu letzterer Möglichkeit wurde in diesem Vorhaben eine erweiterte Mittelungsformel entwickelt, die gegenüber der trivialen arithmetischen Mittelung auch die Nichtlinearität des Kriechens berücksichtigt. Folgende Grundannahmen wurden dazu getroffen: Die Kriechdehnung soll vereinfacht nur eindimensional entlang ihrer Hauptachse in tangentialer Richtung $\dot{\epsilon}_t$ betrachtet werden. Diese soll ferner durch eine Norton-Bailey-Formulierung mit der Tangentialspannung $\sigma_{t,avg}$ und den Koeffizienten a und n , ergänzt durch einen Arrheniusterm mit der Temperatur T_{avg} und dem Koeffizienten b , dargestellt werden (Gleichung 4.1). Die verhältnismäßig kleinen elastischen und thermischen sowie die

spät einsetzenden plastischen Dehnungen werden vernachlässigt. Weiterhin soll das Rohr in radialer Richtung in m Schichten unterteilt werden, die ebenfalls durch eine Norton-Bailey-Formulierung ergänzt durch einen Arrheniusterm dargestellt werden (Gleichung 4.2, Abb. 3.1). Unter Vernachlässigung geometrischer Veränderungen höherer Ordnung ist die Kriechdehnung in tangentialer Richtung in allen Schichten und im Durchschnitt identisch (Gleichung 4.3). Aufgrund des Kräftegleichgewichts kompensieren sich ferner bei eindimensionaler Betrachtung die Einzelkräfte in den Schichten und die außen angreifende Kraft (Gleichung 4.4, Abb. 3.1).

$$\dot{\epsilon}_{t,avg} = a * \sigma_{t,avg}^n * e^{-\frac{b}{T_{avg}}} \quad (3.1)$$

$$\dot{\epsilon}_{t,k} = a * \sigma_{t,k}^n * e^{-\frac{b}{T_k}} \quad (3.2)$$

$$\dot{\epsilon}_{t,avg} = \dot{\epsilon}_{t,k} \quad (3.3)$$

$$\sigma_{t,avg} = \frac{1}{m} * \sum_{k=1}^m \sigma_{t,k} \quad (3.4)$$

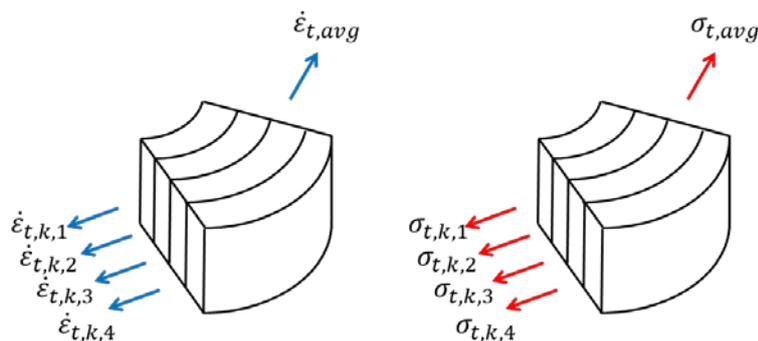


Abb. 3.1 Schematische Darstellung der radialen Diskretisierung der Rohrwand

Setzt man nun die Gleichungen nun ineinander ein und formt um, erhält man die erweiterte Mittelungsformel (Gleichung 4.5).

$$T_{avg} = \frac{1}{\ln\left(\frac{1}{m} * \sum_{k=1}^m e^{\frac{1}{T_k}}\right)} \quad (3.5)$$

Die Formel wurde anhand einfacher FE-Rechnungen validiert. Sie ist unabhängig von Geometrie und Werkstoffkennwerten. Vereinfachungen betreffen wie oben beschrieben die eindimensionale Betrachtung, Vernachlässigung der thermischen, elastischen und plastischen Verformung, Einflüsse axialer und azimuthaler thermischer Gradienten sowie die Vernachlässigung geometrischer Veränderungen höherer Ordnung. Auch abweichende Eigenschaften einer etwaigen Plattierung werden nicht berücksichtigt.

In Tab. 3.2 werden für verschiedene Temperaturlevels und einen linear durch die Dicke verlaufenden Temperaturgradienten von 100 K die arithmetische Mittelung (T_{ari}) sowie die erweiterte Mittelung mit Diskretisierung in 2, 5 oder 10 Schichten ($T_{avg,2}$, $T_{avg,5}$, $T_{avg,10}$) verglichen. Man sieht, dass ab einer Diskretisierung in 5 Schichten der Diskretisierungsfehler vernachlässigbar ist. Der Unterschied des Mittelungsergebnisses zur arithmetischen Mittelung ist gering und wird mit steigender Temperatur noch kleiner, sodass der Zusatznutzen der erweiterten Mittelung gering ist. Bei stark nichtlinearen Temperaturverläufen und in transienten Phasen kann die erweiterte Formel jedoch eine erhöhte Genauigkeit bieten.

Tab. 3.2 Vergleich zwischen arithmetischer und verbesserter Mittelung

T_1 [°C]	T_2 [°C]	T_{ari} [°C]	$T_{avg,2}$ [°C]	$T_{avg,5}$ [°C]	$T_{avg,10}$ [°C]	Δ [°C]
300	400	350	345,98	348,71	348,67	1,33
500	600	550	546,96	549,03	549	1
700	800	750	747,56	749,22	749,19	0,81
900	1000	950	947,96	949,35	949,32	0,68

3.2.2 Azimutaler Temperaturgradient

Zur Analyse des Versagensverhaltens einer Rohrleitung mit einem azimuthalen Temperaturgradienten, z. B. aufgrund von Gegenströmung oder Fluidschichtung, wurden Simulationen an einem 2D Modell einer HKL durchgeführt. Es wurden verschiedene Temperaturgradienten von bis zu 100 K entlang des Umfangs aufgebracht. Dabei zeigte sich, dass das Versagensverhalten dem Verhalten einer Rohrleitung unter homogener Belastung entspricht, wenn als homogene Belastung die Maximaltemperatur entlang des

Umfangs angenommen wird. Das Versagensverhalten wird also von der Stelle mit der höchsten Temperatur entlang des Umfangs bestimmt. Die geringen Abweichungen ergeben sich einerseits durch einen stabilisierenden zangenartigen Effekt der kalten Seite sowie die etwas geringere allgemeine Aufwölbung sowie den damit einhergehenden etwas geringeren Spannungsanstiegs gegen Ende der Simulation (Abb. 3.2) und fallen nur bei sehr dicken Rohrleitungen und sehr starken Gradienten ins Gewicht.

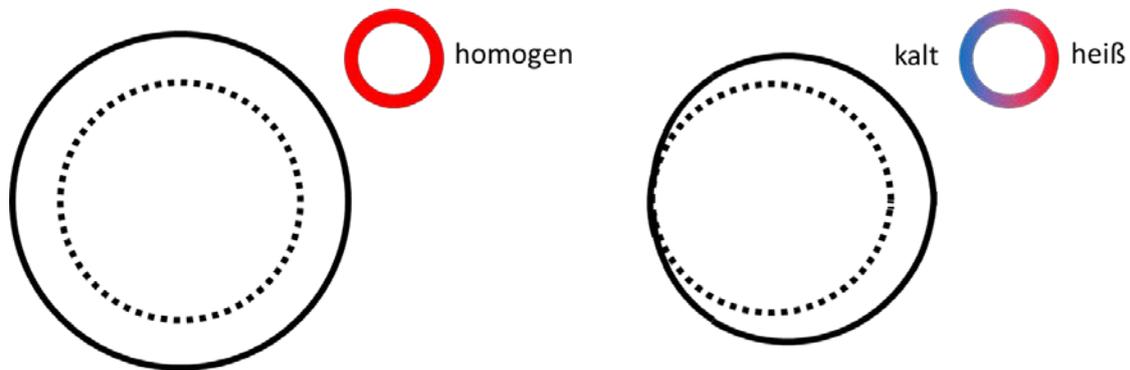


Abb. 3.2 Schematische Darstellung des Aufwölbens bei homogener Belastung (links) und bei azimuthalem Temperaturgradienten (rechts)

3.2.3 Axialer Temperaturgradient

Zur Bewertung des Versagens einer Rohrleitung unter einem axialen Temperaturgradienten wurden drei verschiedene 2D-Modelle erstellt, die jeweils HKL, VAL und Dampferzeugerheizrohr repräsentieren. Auch hier wurde angelehnt an realistische Unfalltransienten unabhängig vom örtlichen Temperaturgradienten ein zeitlicher Gradient von 0,2 K/s sowie ein Innendruck von 16,9 MPa aufgebracht. Materialmodelle wurden aus /BLA 17/ bzw. Abschnitt 5.2.1 entnommen. Auf die Modelle wurden axiale Temperaturgradienten aufgebracht, sodass durch die Symmetriebedingungen ein lokaler Hotspot entsteht (Abb. 3.3).

Darauf basierend wurden Parameterstudien mit verschiedenen linearen und nichtlinearen örtlichen thermischen Gradienten durchgeführt und mit der iterativ ermittelten Simulation unter homogenen Lasten verglichen, welche den gleichen Versagenszeitpunkt aufweist. Dabei zeigte sich ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Größe des Gradienten und der Temperaturdifferenz zwischen dem Temperaturmaximum der Simulation mit Gradienten und der Temperatur der Simulation ohne Gradienten. Teilt man diese Differenz durch die Größe des Gradienten, erhält man die Proportionalitätskonstante, die für alle Simulationen in etwa dem Radius des Rohrs entspricht.

Dieser zunächst verblüffende Zusammenhang kann folgendermaßen erklärt werden: Bei der Aufwölbung strebt das Rohr aus energetischen Gründen eine kugelförmige Gestalt an, was vielfach experimentell beobachtet wurde /MPA 90/, /MAJ 97/, /SAI 97/, /MAE 99/. Der Radius der Kugel wird dabei im Wesentlichen durch den Rohrradius bestimmt. Die kälteste Stelle der Kugel liegt etwa im Abstand des Radius vom Maximum entfernt. Hier konzentriert sich der Hauptteil der Spannung, die zudem durch den Übergang von Kugel zu Rohrform, die Aufteilung auf die Hauptachsen ändert und hauptsächlich in tangentielle Richtung wirkt.

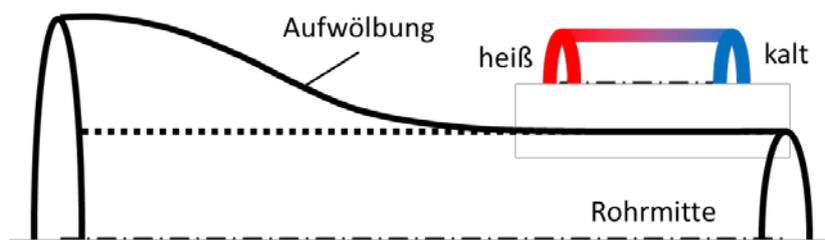


Abb. 3.3 Schematische Darstellung des Aufwölbens bei axialem Temperaturgradienten

In der Praxis kann daher als Ersatzmodell ein Rohr unter homogener Last herangezogen werden, dessen Temperatur der niedrigsten Temperatur innerhalb des Abstands einer Radiuslänge vom Temperaturmaximum entspricht. Der kältere Temperaturbereich übt innerhalb der Länge eines Radius eine Stützwirkung auf die Aufwölbung der Rohrleitung aus (siehe auch Abschnitt 5.2.3).

Bei sehr starken Gradienten sind, teilweise abhängig vom Verhältnis Durchmesser zu Wandstärke, noch andere Versagensmodi, wie ein Versagen in Axialrichtung (A in Abb. 3.4), lokale Wölbung (B in Abb. 3.4) oder Ausstanzen oder Schmelzen (C in Abb. 3.4) möglich. Gradienten, bei denen derartige Versagensmodi in den FE-Analysen beobachtet wurde sind jedoch sehr hoch und übersteigen die üblicherweise in Unfallanalysen beobachteten Werte.

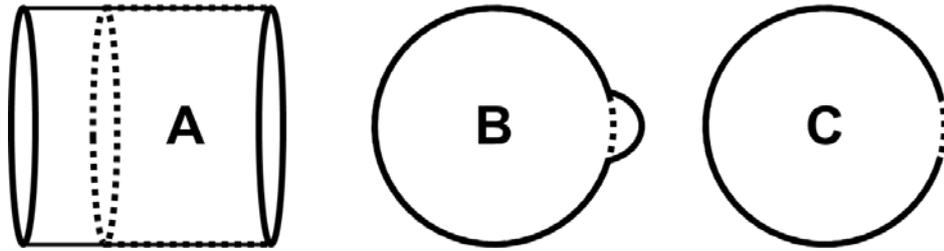


Abb. 3.4 Schematische Darstellung alternativer Versagensmodi: A) Versagen in Axialrichtung, B) lokale Aufwölbung, C) Ausstanzen oder Schmelzen

3.3 Rohrleitungen mit komplexen Geometrien

3.3.1 Stutzen und geometrische Diskontinuitäten

Die Anschlüsse kleinerer Rohrleitungen, z. B. an die HKL, sind in der Regel als Stutzen ausgeführt, um die Aufnahme von Biegemomenten zu erleichtern. Neben einer geringeren Aufheizgeschwindigkeit durch die große thermische Trägheit besitzen die Stutzen eine große Festigkeit, sodass ein Versagen in diesem Bereich nicht anzunehmen ist. Fernab des Stutzens können die Anschlussleitungen wiederum mit den bereits entwickelten Versagensmethoden analysiert werden. Besonders interessant ist daher der Übergangsbereich zwischen Stutzen und Rohr. Hier sind zwei Fälle zu unterscheiden: Der Übergang zu einem als ideal steif anzunehmenden Stutzen und der Übergang zu einer flexibleren Komponente, beispielsweise eines dickeren Rohrs. Analysen an einem Modell des Übergangs unter Verwendung von Werkstoffmodellen und Belastungen wie in Abschnitt 3.2 zeigen, dass die Verdrehsteifigkeit am Übergang bei typischen Unfallbedingungen in beiden Fällen ausreichend groß ist und es nicht zur Fließgelenkbildung während des Aufblähens des angrenzenden Rohrs kommt, sodass hier kein (vorzeitiges) Versagen anzunehmen ist. Am Ort des Übergangs befinden sich ggf. Schweißnähte oder sogar Mischnähte, deren Versagen allerdings nicht anzunehmen ist (siehe Abschnitt 3.1). In einigen Anlagen vorhandene kurze Rohrstücke, welche die Abmessung des restlichen Rohrs aufweisen, aber aus dem schwächeren Werkstoff des Stutzens bestehen, sind so kurz, dass sie durch die angrenzenden Komponenten gestützt werden (siehe auch Abschnitt 5.2.3).

Einen Sonderfall stellt die Einwalzung der Dampferzeugerheizrohre in den Rohrboden dar. Hier kann es insbesondere am Übergang zu Schäden kommen. Entsprechende Überlegungen zum Einfluss auf das Versagensverhalten finden sich in Abschnitt 5.2. Ein weiterer Versagensmodus ist denkbar, wenn die durch die Einwalzung eingebrachten

Spannungen relaxieren und das Rohr sich aus dem Rohrboden löst. Die Anpressung durch den Innendruck bleibt aber aufgrund der entsprechenden Flächenverhältnisse größer als die Axialkraft, sodass ein Herauspressen des Rohres unwahrscheinlich ist. Zudem bleibt aufgrund der thermischen Trägheit des Rohrbodens die Temperatur an der Einwalzung vergleichsweise gering.

3.3.2 Rohr mit Abzweigungen und Versteifungen

Komplementär zum vorherigen Kapitel soll untersucht werden, inwiefern die Rohrleitung selbst, an welche die Stützen anschließen, durch diese beeinträchtigt werden. Dies betrifft besonders die HKL, an welche viele Hilfssysteme angeschlossen sind. In einigen Reaktordesigns (z. B. Konvoi) ist die HKL an dieser Stelle verstärkt, sodass die Betrachtungen dort nicht relevant sind.

Dazu wurde das Modell einer HKL mit einem oder mehreren Stützen entlang einer Querschnittsebene ergänzt, wobei Innendurchmesser und -wanddicke variiert wurden. Die Materialmodelle und Belastungen entsprachen wiederum denen aus Abschnitt 3.3.1. Die Ergebnisse in Form des Verlaufs der maximalen Gesamtvergleichsdehnung sind in Abb. 3.5 dargestellt. Die Zuordnung erfolgt dabei im Format X-Anzahl der Abzweige-D-Innendurchmesser Stützen-T-Wanddicke Stützen. Neben dem Geradrohr wurden Rohre mit Abzweigungen unterschiedlicher Flexibilität (Durchmesser/Wanddicke 174/80, 87/57, 174/57) sowie unterschiedlicher Anzahl Stützen (ein bis drei) zum Vergleich ausgewählt.

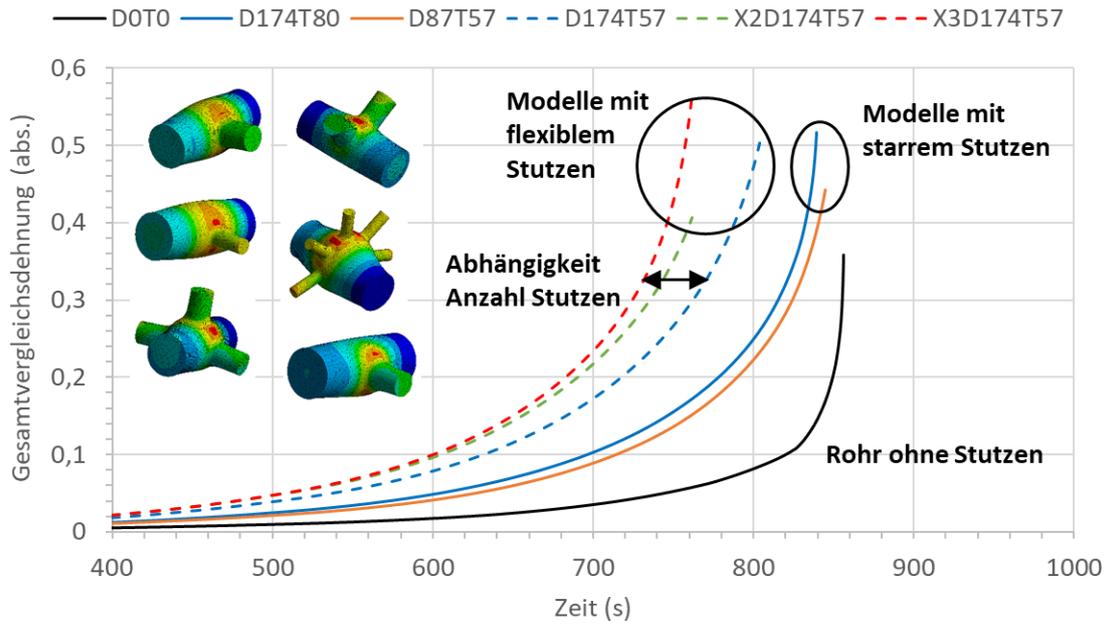


Abb. 3.5 Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für Modelle verschiedener Geometrie, Legende im Format X-Anzahl der Abzweige-D-Innendurchmesser Stutzen-T-Wanddicke Stutzen

Die Rechnungen zeigen, dass das Versagensverhalten insbesondere von der Flexibilität des angrenzenden Stutzens, d. h. dessen Verhältnisses zwischen Wandstärke und Durchmesser abhängt. Ein eher starrer Stutzen stabilisiert den Bereich um ihn herum, sodass ein Versagen auf der gegenüberliegenden Seite, analog zum entsprechenden Geradrohr erfolgt. Die Gesamtvergleichsdehnungen in Abb. 3.5 steigen zwar schon früher an, dies betrifft aber den Bereich um den Stutzen, während Aufblähen und Versagen letztlich an der gegenüberliegenden Seite des Stutzens stattfinden. Eher flexible Stutzen schwächen den Bereich um sie herum und ein Versagen findet im Übergangsbereich zwischen Rohr und Stutzen und etwas früher gegenüber dem entsprechenden Geradrohr statt. Zusätzlich wurde bei flexiblen Stutzen ein geringfügiger Einfluss der Anzahl von Stutzen festgestellt, da die Schwachstellen an den Stutzen sich teils überlappen und verstärken, welcher bei eher starren Stutzen nicht beobachtet wurde.

3.3.3 Krümmer und komplexe Netzwerke

In einem weiteren Modell wurde an einem Krümmer der HKL der Einfluss des Krümmungswinkels analysiert. Die Materialmodelle und Belastungen entsprachen wiederum denen aus Abschnitt 3.3.1. In einigen Reaktordesigns sind die Krümmer verstärkt, sodass die Betrachtungen ebenfalls eingeschränkt relevant sind. Die Ergebnisse in Form des Verlaufs der maximalen Gesamtvergleichsdehnung sind in Abb. 3.6 dargestellt.

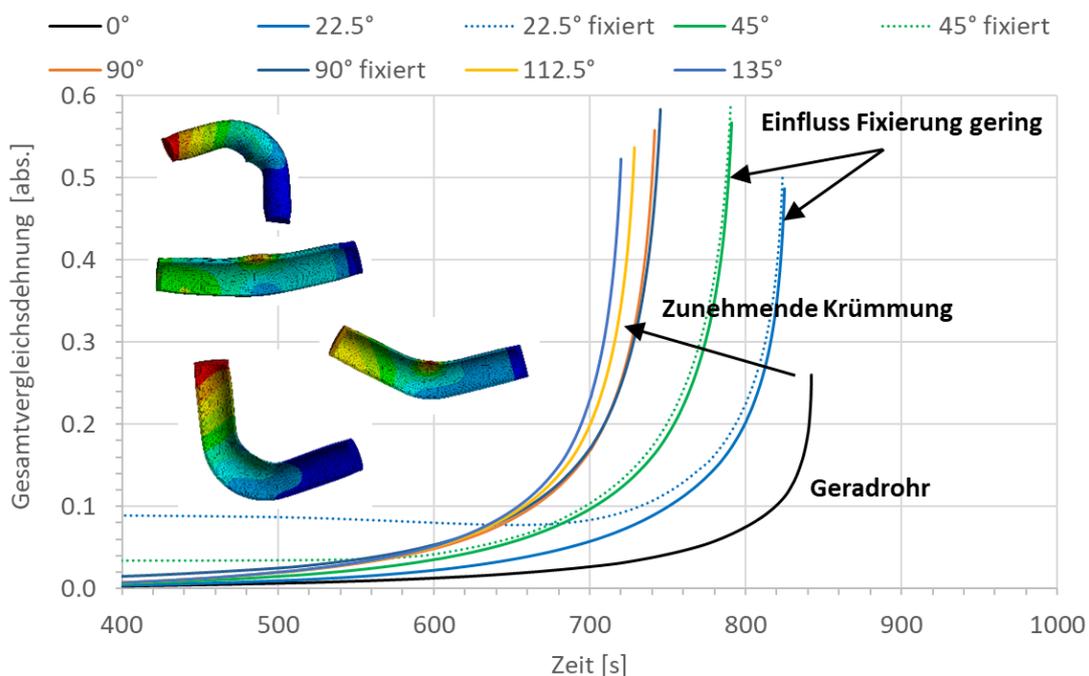


Abb. 3.6 Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für Krümmer mit unterschiedlicher Krümmung sowie mit fixierten Enden

Dabei zeigt sich bei zunehmender Krümmung ein früheres Versagen gegenüber dem Geradrohr, welches in der Beuge des Krümmers stattfindet. Oberhalb eines Krümmungswinkels von 90° geht dieser Effekt in eine Sättigung und es findet keine signifikante Abnahme der Versagenszeiten mit dem Krümmungswinkel mehr statt. Ein Ovalisierungseffekt wurde nicht beobachtet. Je nach Herstellungsart ist die Wanddicke entlang des Umfangs bei Krümmern unterschiedlich, wodurch sich eine zusätzliche Verminderung der Festigkeit ergeben kann. Komplexere Netzwerke aus Krümmern und Abzweigen wurden im Projekt RS1520 /BLA 17/ untersucht. Dabei zeigte sich, dass durch die thermischen Ausdehnungen der großen Komponenten zwar Verspannungen und lokale Spannungskonzentrationen entstehen, diese aber bei höherer Temperatur relaxieren und nicht zu einer lokalen Dehnungsakkumulation führen, sodass die Komponenten vereinfacht isoliert betrachtet werden können.

3.4 Exemplarische Analyse einer Verbindungsflansch

3.4.1 FE-Modell

Im Rahmen des Vorhabens wurde exemplarisch das Versagensverhalten einer Flanschverbindung, wie sie beispielsweise an Sicherheits- und Entlastungsventilen in SWR verwendet wird, analysiert. Dazu wurde ein Geometriemodell einer Flansch im CAD-Programm Catia V5 in zwei Varianten erstellt (Abb. 3.7). Die erste Variante ist angelehnt an den Originalflansch, während die zweite über eine zusätzliche Wurzelverstärkung verfügt. Der an den Flansch angrenzende Rohrabschnitt wurde in ausreichender Entfernung vom Flansch abgeschnitten, um einen Einfluss der Modellbefestigung zu vermeiden. Unter Ausnutzung der Symmetrie wird nur ein 45° -Segment modelliert.

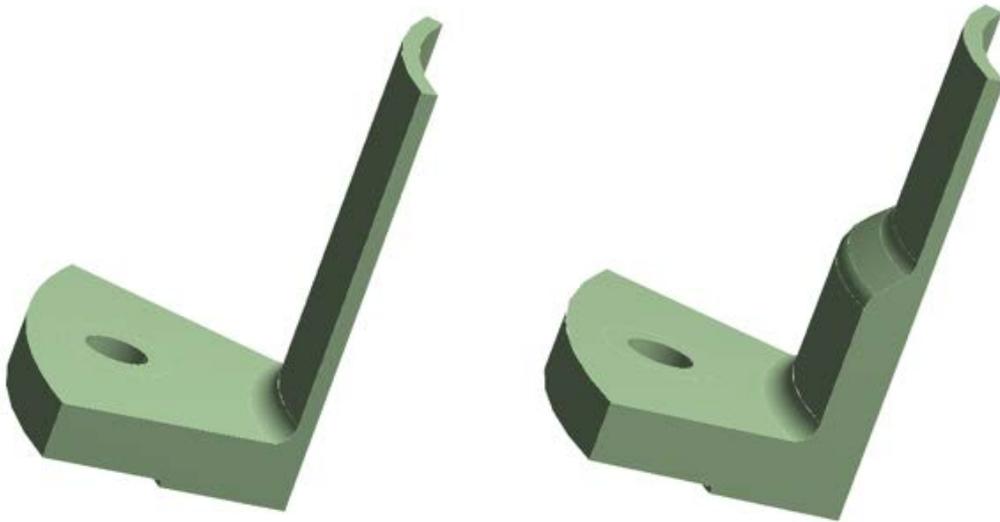


Abb. 3.7 Flanschgeometrie angelehnt an die Originalflansch (links) und mit Wurzelverstärkung (rechts)

Zusammen mit dem Modell einer M16-Dehnschraube, zwei Unterlegscheiben und einer Dichtung werden zwei Geometriemodelle zu einem Gesamtmodell zusammengefügt, in den FE-Code ANSYS Mechanical importiert und vernetzt (Abb. 3.8). Das Netz wurde an Stellen mit erwarteten großen Spannungs- und Dehnungsgradienten verfeinert.

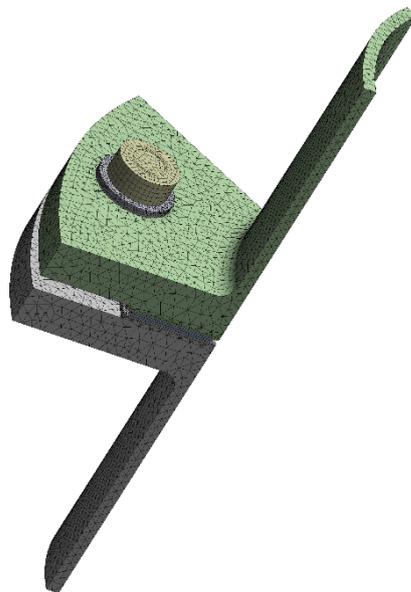


Abb. 3.8 Vernetztes Modell der Flanschverbindung

Als Randbedingung für die stationäre thermische Berechnung (Abb. 3.9) wurde ein idealer konvektiver Wärmeübergang an der Innenseite der Flanschverbindung mit $10000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ aufgebracht. Die Temperatur des Fluids wurde, angelehnt an Simulationen von Kernschmelzunfällen, mit $0,2 \text{ K/s}$ ausgehend von 300 °C ansteigend modelliert. An den Außenflächen wurde ein konvektiver Wärmeübergang von $10 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ und eine Wärmeabstrahlung mit einem Emissionsgrad von $0,5$ gegenüber einer Umgebungstemperatur von 50 °C angenommen. In der Schraubenbohrung und zwischen den parallelen Flanschflächen findet kein Strahlungswärmeaustausch statt.

Steady-State Thermal

- A** Inner convection
- B** Outer convection
- C** Outer radiation

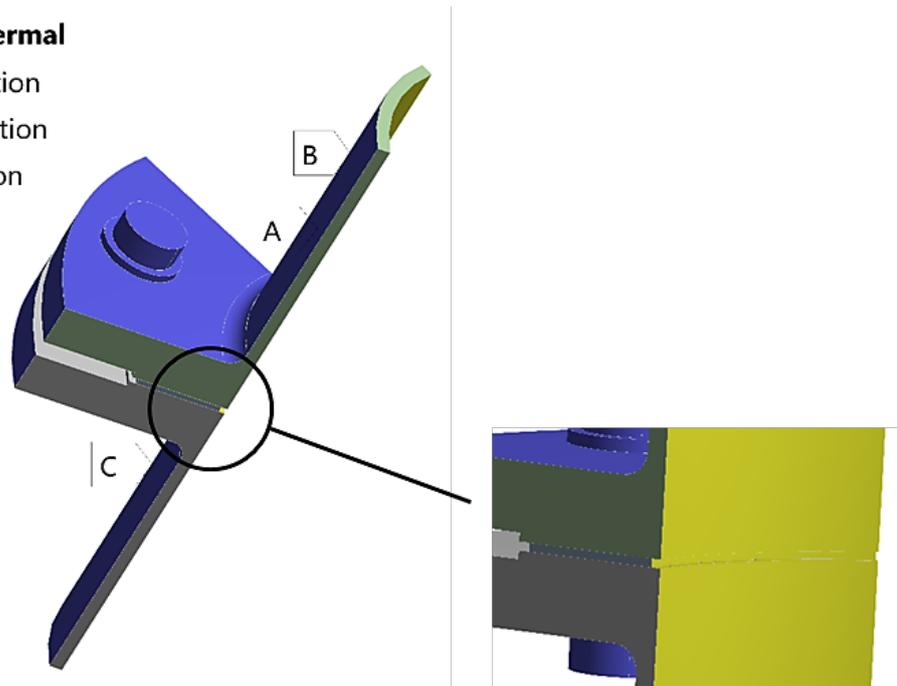


Abb. 3.9 Randbedingungen der stationären thermischen Rechnung

Als Randbedingungen für die mechanische Rechnung (Abb. 3.10) wurden angelehnt an den Öffnungsdruck der S&E-Ventile eines SWR, ein Innendruck von $7,1 \text{ MPa}$ auf die mit dem Fluid in Kontakt stehenden Flächen sowie entsprechende Axialkräfte an den Rohrenden angesetzt. Belastungen aus den an den Flansch angrenzenden Sicherheits- und Abblaseventils (z. B. Vibrationen beim Abblasevorgang) wurden nicht berücksichtigt.

Static Structural

- A** Inner pressure
- B** Symmetry A
- C** Symmetry B
- D** Symmetry C
- E** Symmetry D
- F** Symmetry E
- G** Symmetry F
- H** Axial force
- I** Bolt Pretension
- J** Vertical displacement

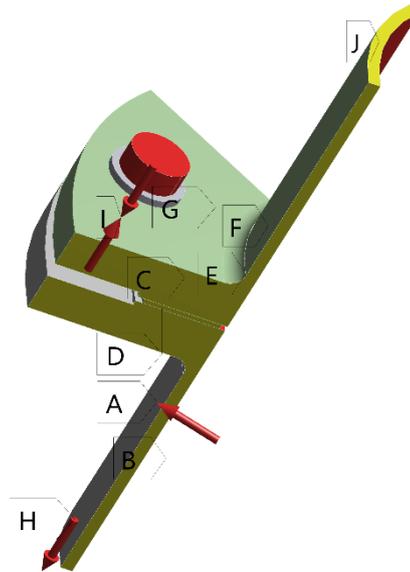


Abb. 3.10 Randbedingungen der mechanischen Rechnung

Das Modell wurde am Ende des oberen Rohrs in alle Richtungen und am Ende des unteren Rohrs lateral fixiert. Reibungskontaktmodelle mit einem Reibungskoeffizienten von 0,1 wurden zwischen Flansch, Unterlegscheiben und der Schraube angenommen. Eine seitliche Verschiebung der Dichtung wurde durch einen begrenzenden Kontakt an der unteren Außenkante unterbunden. Bidirektionale Effekte zwischen mechanischer und thermischer Rechnung, wie z. B. ein verminderter Wärmeübergang nach der Trennung der Oberflächen, wurde nicht implementiert. Die mechanische Berechnung wurde unter Berücksichtigung großer Verformungen durchgeführt.

Die Schraubenvorspannung wurde mit einem speziellen Tool innerhalb des FE-Codes ANSYS Mechanical in drei Schritten aufgebracht: (1) Aufbringen der Vorspannung bei einer Temperatur von 50 °C, (2) Aufbringen von Innendruck und Axialkraft, (3) Aufheizen des Flansches bis zum Erreichen einer homogenen Temperatur von 300 °C. In Abb. 3.11, Abb. 3.12 und Abb. 3.13 sind Innenspalte, Schraubenkräfte und Spannkräfte während des Vorgangs des Aufbringens der Schraubenvorspannung dargestellt. Mit jedem Schritt kommt es aufgrund des bei höherer Temperatur geringeren Elastizitätsmoduls zu einem leichten Rückgang der Schrauben-/Klemmkräfte. Der innere Spalt und die Klemmkräfte werden durch die Wurzelverstärkung beeinflusst.

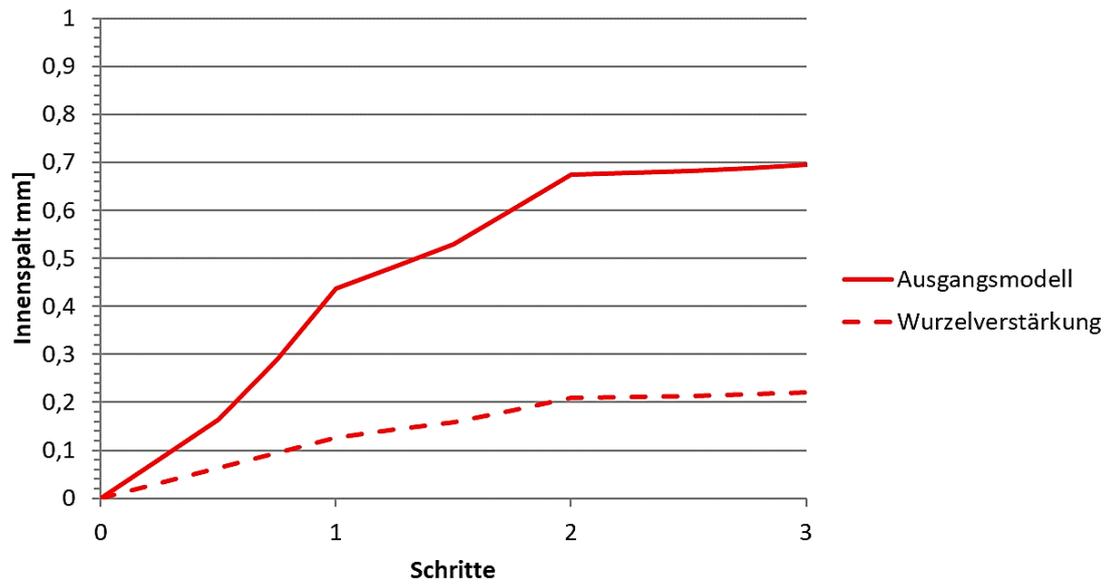


Abb. 3.11 Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Innerer Spalt

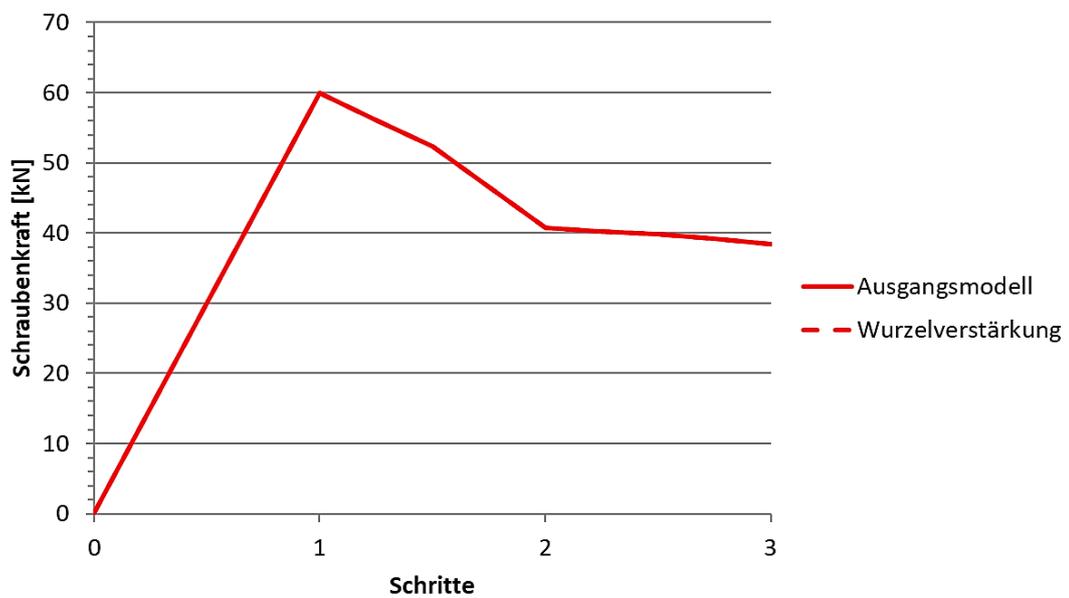


Abb. 3.12 Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Schraubenkraft

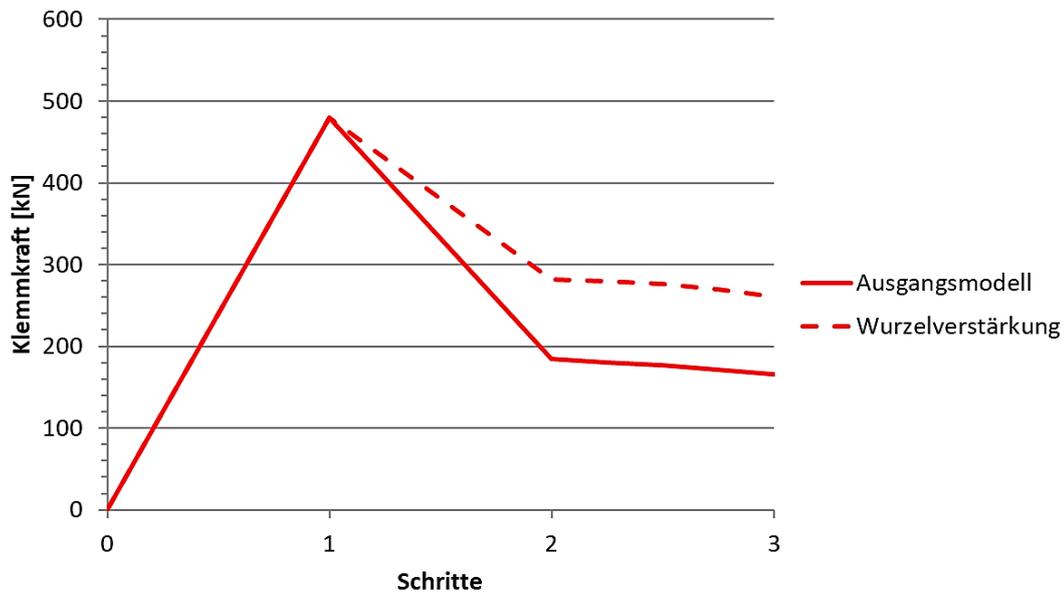


Abb. 3.13 Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Dichtungskraft

Für alle Komponenten wurde ein Werkstoffmodell aus /BLA 17/ für den ferritischen Stahl 20 MnMoNi 5 5 verwendet. In der Praxis kommen für die Schraubenwerkstoffe in der Regel hochfeste, niedrig legierte und besonders temperaturbehandelte ferritische Stähle zum Einsatz. Oft eingesetzte Weichmetалldichtungen verfügen gegenüber der hier verwendeten Modellierung über eine geringere Festigkeit und passen sich ggf. besser dem Spalt an. Weiterhin sind auch Graphitdichtungen (auf Spießblech) oder Sonderformen (z. B. Polyimide) gebräuchlich. Es ist nicht anzunehmen, dass eine Verwendung dieser die Simulationsergebnisse signifikant beeinflussen, jedoch sind zusätzliche Versagensmodi, wie Herauspressen der Dichtung (Blowout), thermische Zersetzung oder Erosion durch Leckageströmungen denkbar.

3.4.2 Ergebnisse

Abb. 3.14 und Abb. 3.15 zeigen den Verlauf der mittleren Außentemperatur der Flansch sowie die Differenztemperatur zur Innenseite. Der Temperaturverlauf ist degressiv, da die Abstrahlung an die Umgebung mit steigender Temperatur überproportional zunimmt, was sich auch in der Differenztemperatur zeigt. Zwischen den beiden Geometrievarianten besteht nur ein geringer Unterschied.

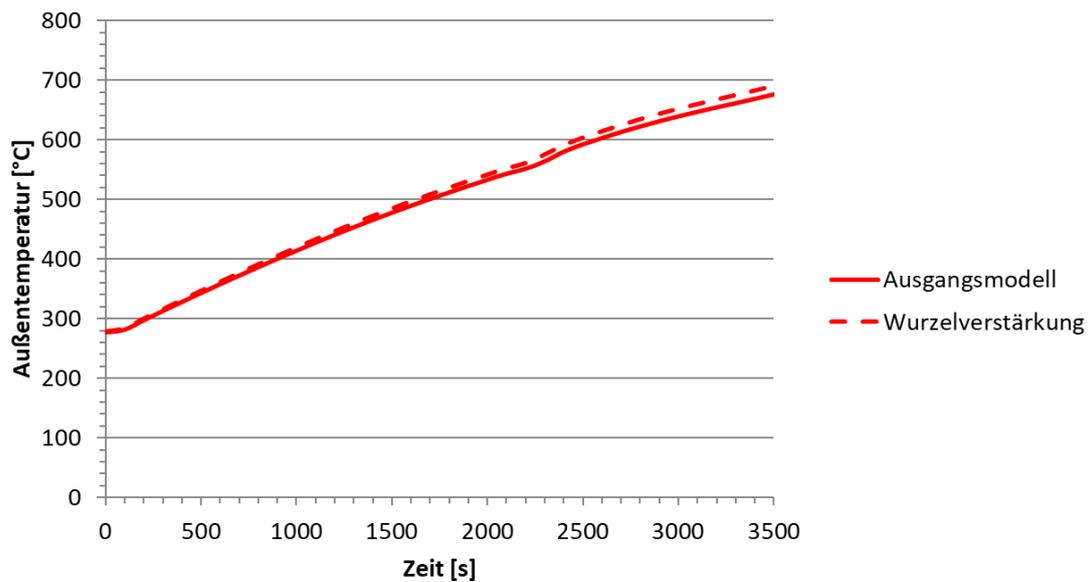


Abb. 3.14 Außentemperatur an der dichtungsnahen Kante

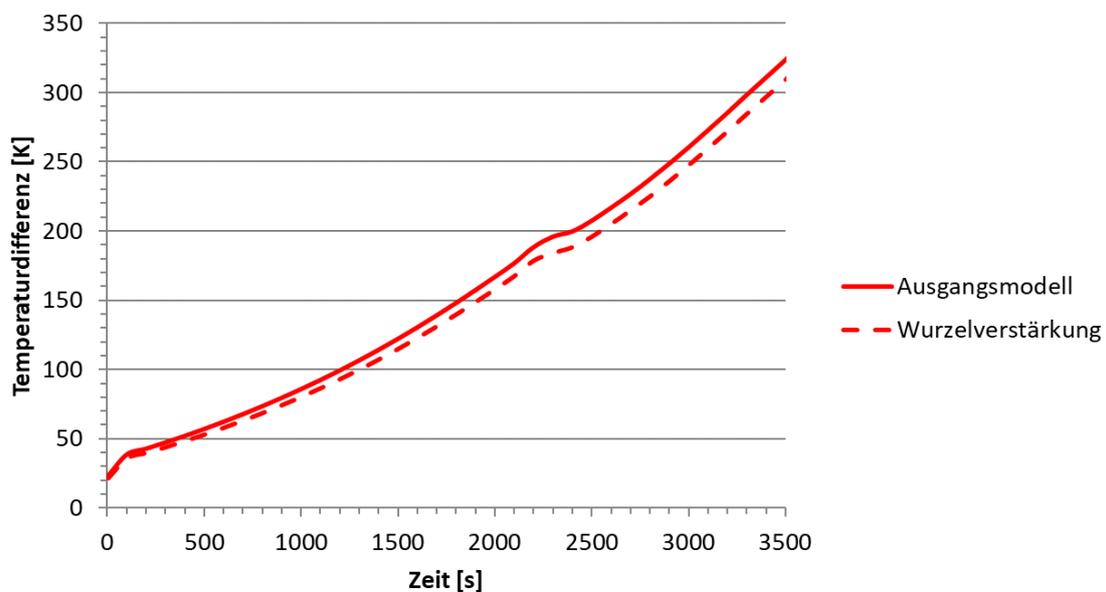


Abb. 3.15 Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenseite

Abb. 3.16 zeigt die Temperaturverteilung bei 1500 s für den Flansch ohne Wurzelverstärkung, also etwa zum Zeitpunkt des Versagens. Im Flanschkörper ist ein signifikanter radialer sowie ein geringfügiger axialer Temperaturgradient zu erkennen. Die Temperatur der Schraube, welche deren Verformung maßgeblich bestimmt, hängt im Wesentlichen von deren radialem Abstand zur Rohrlinnenseite ab. Durch die Leitung in die Unterlegscheibe und den Schraubenkopf entsteht lokal eine geringfügige Anomalie im Temperaturfeld des Flanschs.

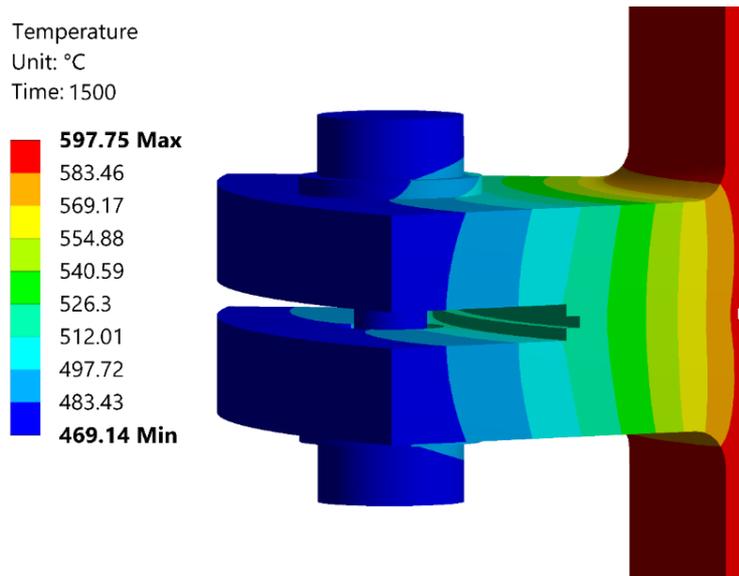


Abb. 3.16 Temperaturverteilung nach 1500 s

Abb. 3.17 und Abb. 3.18 zeigen den Verlauf der Abmessung des äußeren und inneren Spalts, jeweils gemessen an den Kanten der Dichtung. Der innere Spalt startet bereits mit einem Wert von etwa 0,7 mm, was auf die Vereinfachung bei der Modellierung der Dichtung zurückzuführen ist. Mit steigender Temperatur der Schraube beginnt deren Vorspannung und die Verspannung über Flansch und Dichtung bedingt durch die Kriechrelaxation nachzulassen. Der Flansch beginnt sich um die Außenkante der Dichtung zu drehen, was zu weiteren Verformungen in der Schraube und einer Fließgelenkbildung in der Flanschwurzel führt. Dieser Mechanismus beschleunigt sich bei höherer Temperatur bis auch außen ein Spalt entsteht. Bei dem verstärkten Flansch ist die Biegung in der Flanschwurzel unterdrückt. Die Drehung wird hier später durch die beginnende Aufwölbung des angrenzenden Rohrabschnitts verursacht.

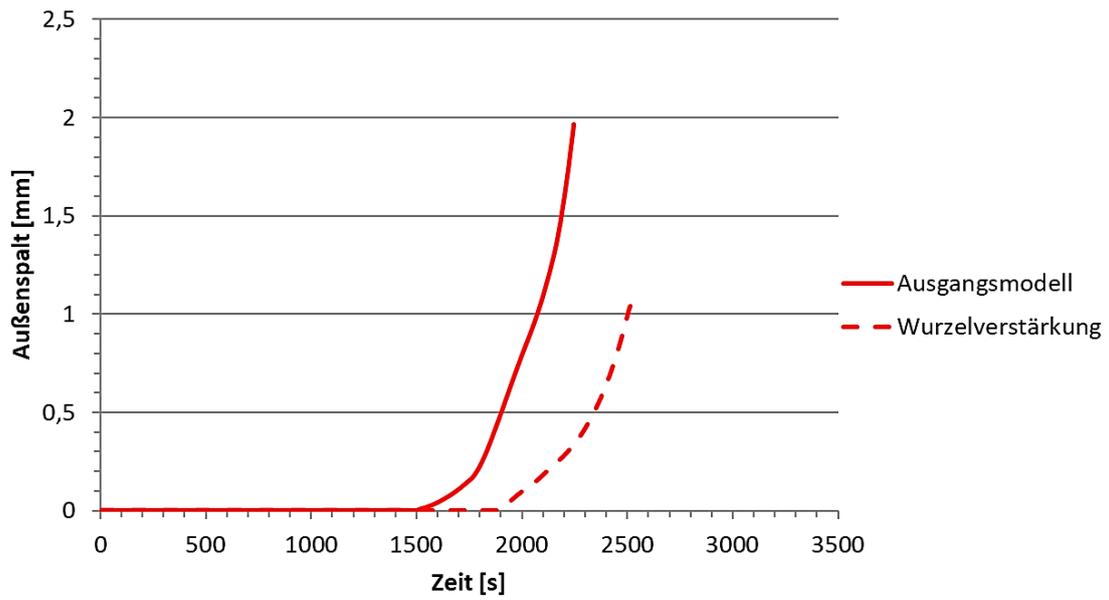


Abb. 3.17 Verlauf der Abmessung des äußeren Spalts

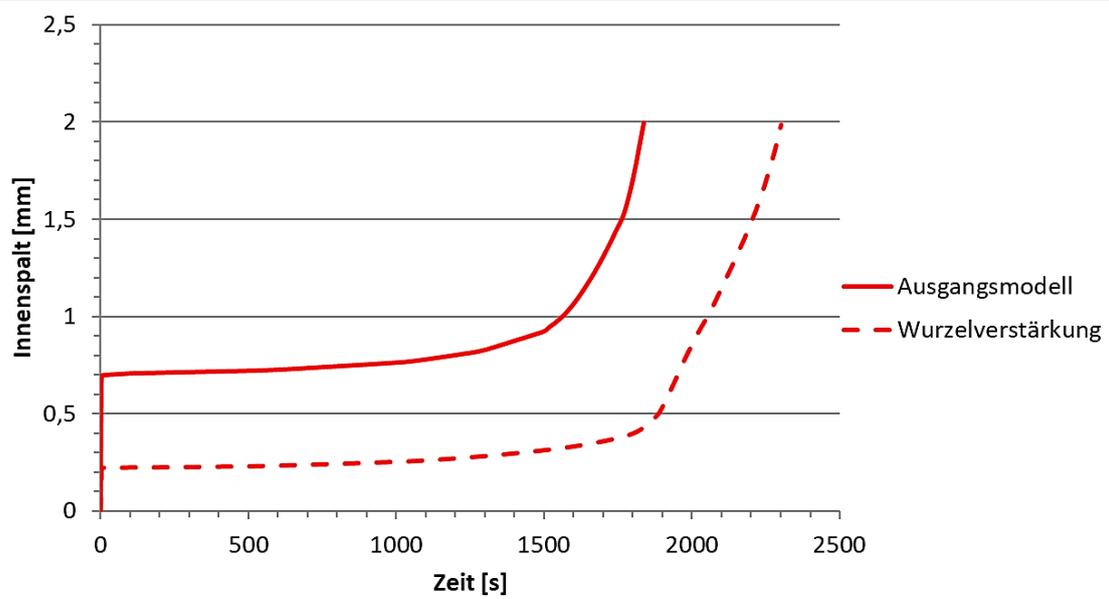


Abb. 3.18 Verlauf der Abmessung des inneren Spalts

Abb. 3.19 zeigt die Gesamtvergleichsspannung bei 1500 s sowie die Verformung in 10-fach überhöhter Darstellung.

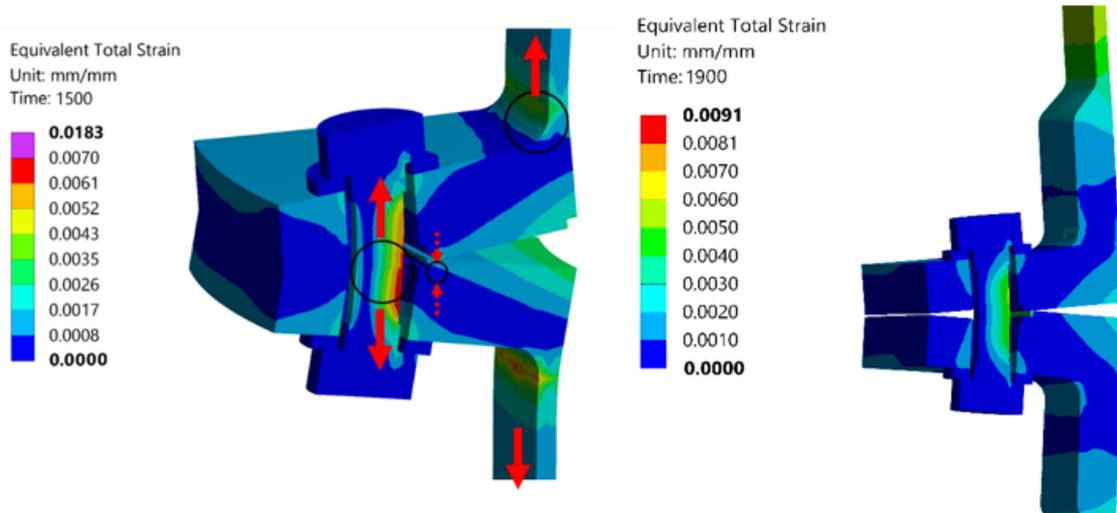


Abb. 3.19 Gesamtvergleichsspannung bei 1500 s, Verformungen 10-fach überhöht, Modell ohne (links) und mit (rechts) Wurzelversteifung

Abb. 3.20 und Abb. 3.21 zeigen den Verlauf der Schraubenkraft (einer Schraube) und die entsprechende Spannkraft der Dichtung (gesamte Dichtung). Die Kraftverläufe spiegeln das beschriebene Verhalten wider. Ganz zu Beginn sind zudem thermische Verspannungen durch die unterschiedlichen Temperaturen von Schraube und Flanschkörper relevant. Die Spannung in den Schraubenmuttern ist zu klein, um mit einem Abscheren des Gewindes als Versagensmodus rechnen zu müssen.

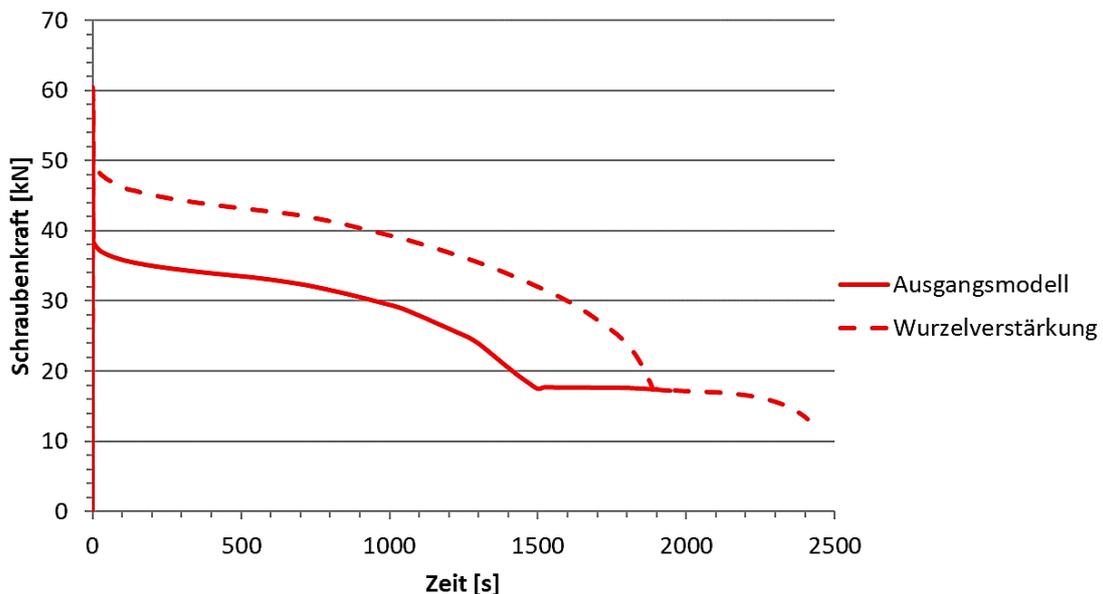


Abb. 3.20 Verlauf der Schraubenkraft

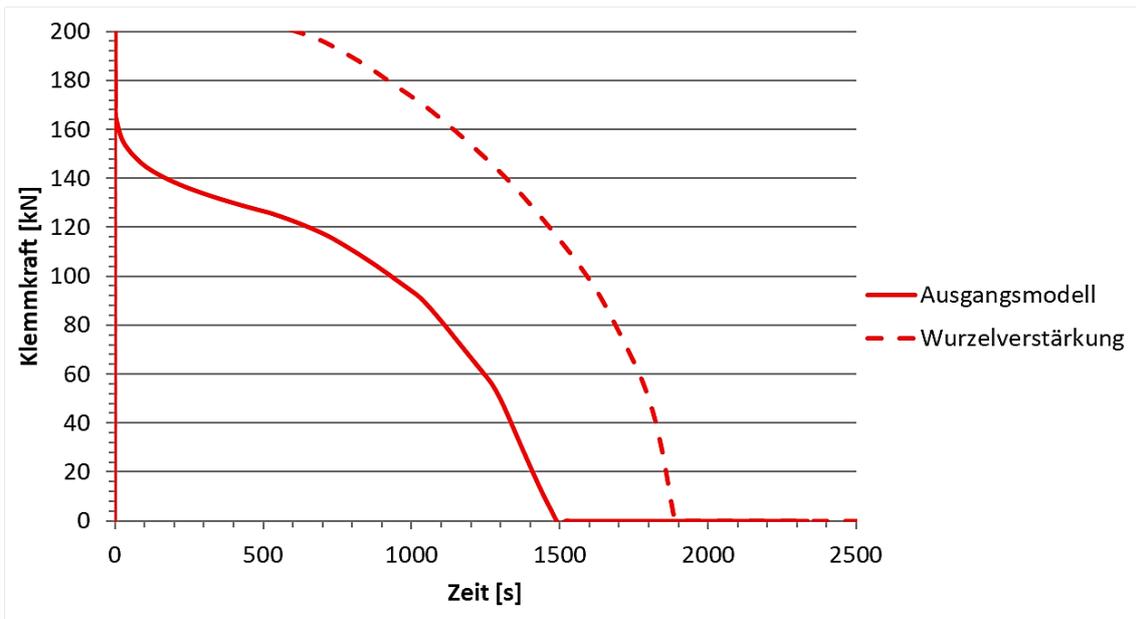


Abb. 3.21 Verlauf der Dichtungsklemmkraft

Es lässt sich schlussfolgern, dass das Versagenverhalten von Flanschen wesentlich von deren Konstruktion, d. h. Verlauf von Krafthaupt und -nebenschluss, radiale Position der Schrauben sowie Verdrehsteifigkeit in der Wurzel, bestimmt wird. So ist beispielsweise für Flansche, deren Verschraubungen sich innerhalb von Aussparungen der Dichtfläche befinden, ein späteres Versagen zu erwarten.

Hier wurde die Öffnung des Spalts als Versagen definiert. Eine Alternative wäre die Auswertung der Klemmkraft gegenüber einschlägigen Werten zur Mindestklemmkraft, wie sie beispielsweise im ASME Regelwerk gegeben sind. Nach Lecköffnung kann es zu zusätzlichen mechanischen und thermischen Belastungen auf die Flanschflächen und die Schrauben kommen, was den Versagensprozess beschleunigt.

4 Versagen des RDB unter fokussierten und asymmetrischen Belastungen

4.1 Durchführungen

Während in Kap. 1 Schwachstellen des Reaktorkühlsystems im Fokus standen, sollen nun Schwachstellen am RDB näher betrachtet werden, welche potenziell in der Lage sind, noch vor dem Zeitpunkt der Umlagerung der Schmelze zu versagen. Hier sind insbesondere Durchführungen oder Kerninstrumentierungen zu nennen. Auf das Versagen der RDB-Kalotte nach Kontakt mit der Schmelze soll hier nicht eingegangen werden, da zu diesem Spezialfall bereits zahlreiche Arbeiten verfügbar sind /SEH 12/.

Eine erste Gruppe relevanter Komponenten stellen Durchführungen dar, die mit der Grundstruktur des RDB formschlüssig verbunden sind, d. h. durch einen Wulst, einen Absatz oder eine Verschraubung. Ein Versagen setzt das Abscheren des entsprechenden Bereichs bzw. Gewindes voraus. Angesichts der Dimensionierung der betreffenden Durchführungen der im Rahmen dieser Arbeit gesichteten Durchführungen erscheint dies allerdings unwahrscheinlich.

Eine weitere Gruppe bilden Instrumentierungsrohre, welche in den Kern hineinragen und einen Teil der Druckbarriere bilden (Abb. 4.1). Diese Führung der Druckbarriere ist notwendig, wenn Instrumentierungen ein- oder ausgebracht werden müssen, ohne die DfU zu öffnen, beispielsweise für Messungen des Neutronenflusses.

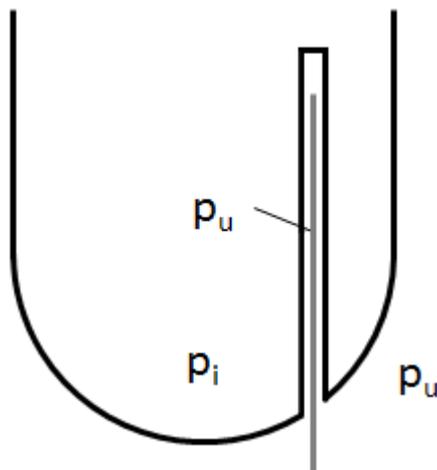


Abb. 4.1 Schematische Darstellung einer Kerninstrumentierung, welche einen Teil der Druckbarriere darstellt

Der Versagensmodus solcher Instrumentierungsrohre ist typischerweise Beulen oder Knicken, d. h. strukturelle Instabilität, da die Druckbarriere an dieser Stelle invertiert ist /JOB 19/. Durch ihre Position direkt im Kern sind sie sehr früh im Unfallablauf von hohen Temperaturen und einem möglichen Versagen betroffen. Dadurch kann ein Leck entstehen, welches den nachfolgenden Unfallablauf und auch eine mögliche langfristige Stabilisierung des Reaktors beeinflusst. Endet die Komponente außerhalb des Containments, so ist unter Umständen auch ein Containment Bypass möglich. Allerdings hängt die Größe des Lecks wesentlich vom Fluidwiderstand im Instrumentierungsrohr und im Anschlussbereich sowie der Möglichkeit des Wiederverschließens durch geschmolzenes Material ab. Einige derartige Instrumentierungsrohre verfügen über Absperreinrichtungen oder Gehäuse, welche für den vollen Innendruck ausgelegt sind, sodass ein Versagen im Falle einer erfolgreichen Absperrung bis auf einen Druckanstieg innerhalb des Instrumentierungsrohrs keine Folgen hat. Beispiele für solche Durchführungen sind die Traversing In-Core Probe (TIP) und die Source/Intermediate/Power Range Monitor (SRM/IRM/PRM) der Neutronenflussmessung in GE-SWR, aber auch das Kugelmesssystem in KWU-Reaktoren. Untersuchungen zum Versagen derartiger Instrumentierungen sind in Abschnitt 4.2 beschrieben.

Eine dritte Gruppe bilden eingeschweißte Durchführungen, die nicht zusätzlich formschlüssig fixiert sind, beispielsweise Steuerstabdurchführungen in Westinghouse-DWR. Derartige Durchführungen und Schweißnähte sind oft aus einem anderen Werkstoff als der RDB, sodass sich hier thermische Spannungen auf- bzw. Reibkräfte abbauen können. Die Durchführungen können weiterhin einen Einfluss auf das Temperaturfeld in der RDB-Wand haben, indem sie isolieren oder als eine Art Kühlkörper fungieren.

Eingeschweißte Durchführungen wurden bereits in Experimenten und Analysen zum Versagen von RDB-Kalotten einbezogen /HUM 03/. Eine Auswertung zeigt, dass verschiedene Versagensmodi möglich sind. So wurde in den OLHF-Versuchen ein Versagen der Schweißnaht mit nachfolgender Leckage beobachtet /KOU 08/. Auch ein Herauskatapultieren der Durchführung wurde diskutiert. Um diese Phänomene näher betrachten und besser verstehen zu können, wurde eine Nachrechnung zum Versuch OLHF-4 durchgeführt (Abschnitt 4.3).

4.2 Instrumentierungen mit Invertierung der Druckbarriere

Aufbauend auf den Untersuchungen in /BLA 17/ soll untersucht werden, welchen Einfluss geometrische Imperfektionen auf das Versagen von Instrumentierungen unter

Außendruck, wie sie in einigen SWR zu finden sind (Abb. 4.2) haben. Imperfektionen sind durch die Toleranz bei Herstellung bedingt oder entstehen im Unfallverlauf beispielsweise durch Erdbebenkräfte oder asymmetrische Wärmedehnung.

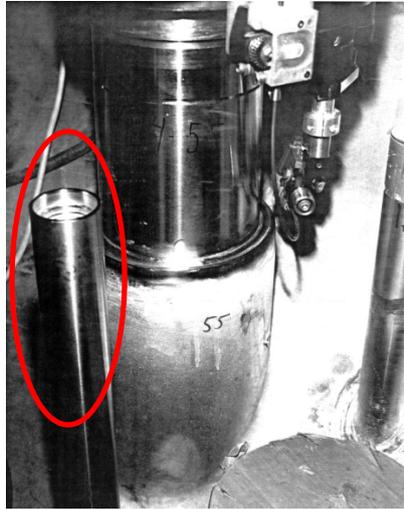


Abb. 4.2 Instrumentierungsrohr einer SRM/IRM-Instrumentierungslanze in einem GE-SWR (rote Markierung) neben einer Steuerstabdurchführung /LEE 15/

Dazu wurde ein zweidimensionales FE-Modell erstellt, welches ein Viertel einer SRM/IRM-Instrumentierung eines GE-SWR darstellt und mit einem Außendruck von 7,1 MPa und einem Temperaturgradienten von 0,2 K/s beaufschlagt (Abb. 4.4). Die Geometrie stellt dabei kein Ring, sondern ein Ellipsensegment dar, dessen Achsen sich um einen variablen Wert unterscheiden. Dadurch wird eine definierte Imperfektion eingebracht. Abb. 4.4 zeigt die Ergebnisse der Rechnungen für verschiedene Werte dieser Imperfektion. Zusätzlich wurden zwei Rechnungen ohne die Berücksichtigung von Kriechen durchgeführt. Der Einfluss der Axialdruckspannung wurde im Modell nicht berücksichtigt, um ein zweidimensionales Modell zu ermöglichen.

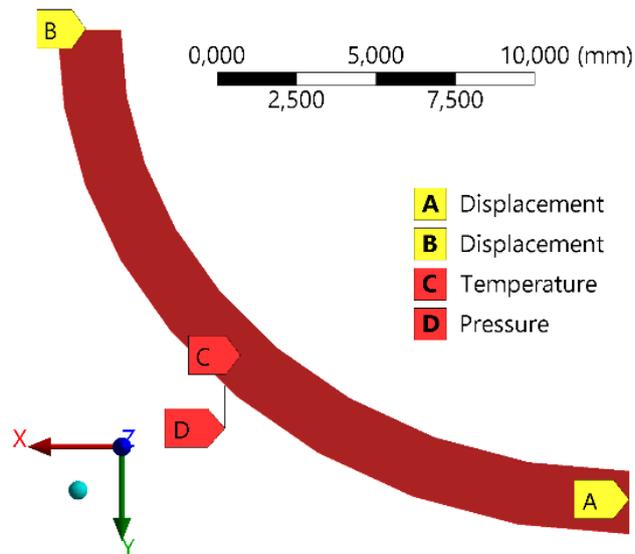


Abb. 4.3 Modell und Randbedingungen

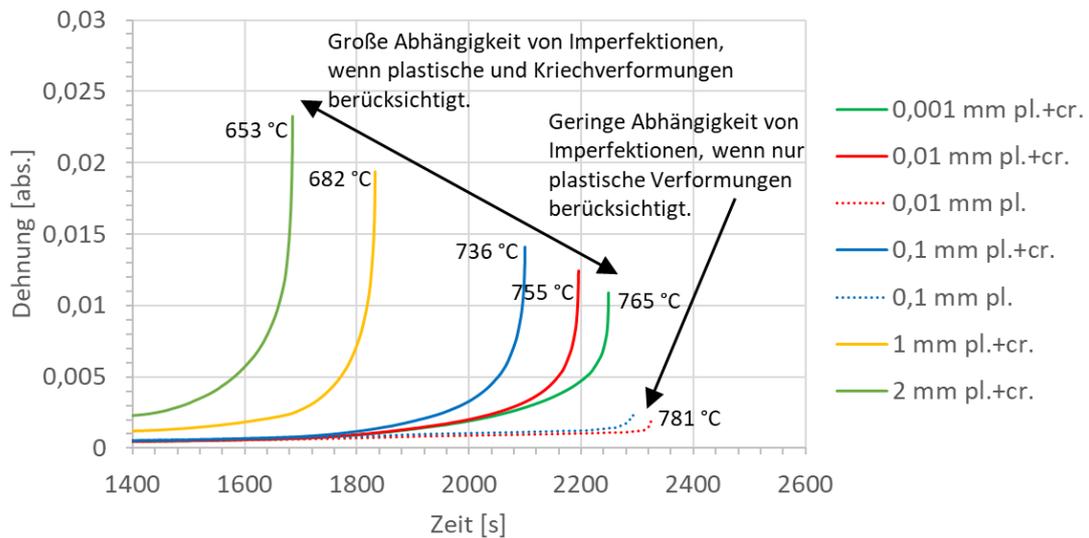


Abb. 4.4 Verlauf der Gesamtdehnung, Versagenszeiten und -temperaturen für Modelle mit verschiedenen Vorschäden und Berücksichtigung von Kriechen

Es zeigte sich, dass die Versagenszeit und -temperatur stark von der angenommenen Werten der Imperfektion abhängt. Ohne Berücksichtigung von Kriechen ist der Einfluss der Imperfektion geringer und die Komponente versagt generell später. Insgesamt kann geschlussfolgert werden, dass Krieeffekte und Imperfektionen die Versagenszeit und -temperatur stark beeinflussen und in der Versagensanalyse zu berücksichtigen sind.

Nicht betrachtet wurde, dass die Kriechdehnrate unter Druck von der unter Zug ermittelten Rate abweicht. /SCH 96/ nahm an, dass bis zu einer Dehnung von 2 %

Druckkriechen dem Sekundärkriechen entspricht, /MAN 83/ nahm für Kriechen auf langen Zeitskalen ein um Faktor 2-10 geringeres Druck- gegenüber Zugkriechen an. Kriechdehnraten unter Druck sollen im Rahmen des OECD/NEA CSNI WGIAGE Status Report zu IVMR /OEC 20/ ermittelt werden. Je nach Fertigung der Rohre (nicht nahtlos, keine Annihilierung) ist unter Druck zudem mit dem Einfluss von Resteigenspannung und dem Bauschinger-Effekt zu rechnen.

4.3 Nachrechnung zum Versuch OLHF-4

Mit dem OLHF-4-Versuch /HUM 03/ sollte das Verformungsverhalten eines skalierten Reaktordruckbehälterbodens mit Durchführungen bis zum Versagen ermittelt werden. Im Bericht /EIS 03/ wurde bereits eine Analyse des Versuchs durchgeführt, die hier mit einer weiterentwickelten Herangehensweise wiederholt wurde.

4.3.1 FE-Modell

In Abb. 4.5 ist das verwendete axialsymmetrische 2D-FE-Modell mit eingefärbten Elementgruppen dargestellt. Der Aufbau besteht aus dem Boden des Reaktordruckbehälters (grün), der Instrumentierungsdurchführung (lila) und der Schweißnaht (rot). Die Elementgruppen sind über gemeinsame Knoten verbunden. Das Modell besteht insgesamt aus 383 Elementen, der Boden des RDB aus 364 Elementen, die Instrumentierungsdurchführung aus 15 Elementen und die Schweißnaht aus 4 Elementen.

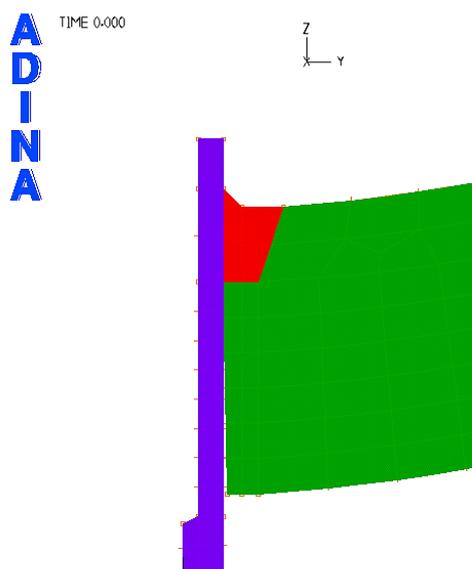


Abb. 4.5 Elementgruppen des axialsymmetrischen 2D-Modell

Als Randbedingungen wurden eine horizontale Verschieblichkeit des oberen Halbkugelschalenrandes und die vertikale Verschieblichkeit der Schale in der Symmetrieachse angenommen (Abb. 4.6).

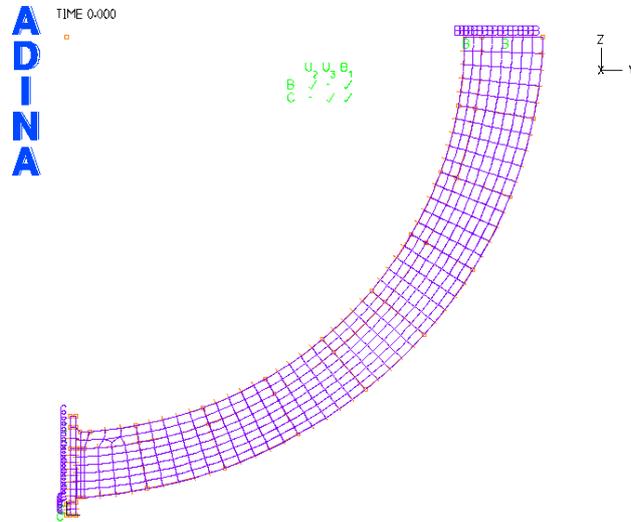


Abb. 4.6 Randbedingungen auf das FE-Modell

In Abb. 4.7 und Abb. 4.8 sind die Transienten der aufgeprägten Innen- und Außentemperatur dargestellt. Diese wurden abschnittsweise für 10°-Segmente von 5° bis 85° interpoliert, wobei 0° der Oberkante und 90° dem tiefsten Punkt des Modells entspricht. Die Innendrucktransiente (Abb. 4.9) wird auf die Innenseite der Struktur aufgebracht.

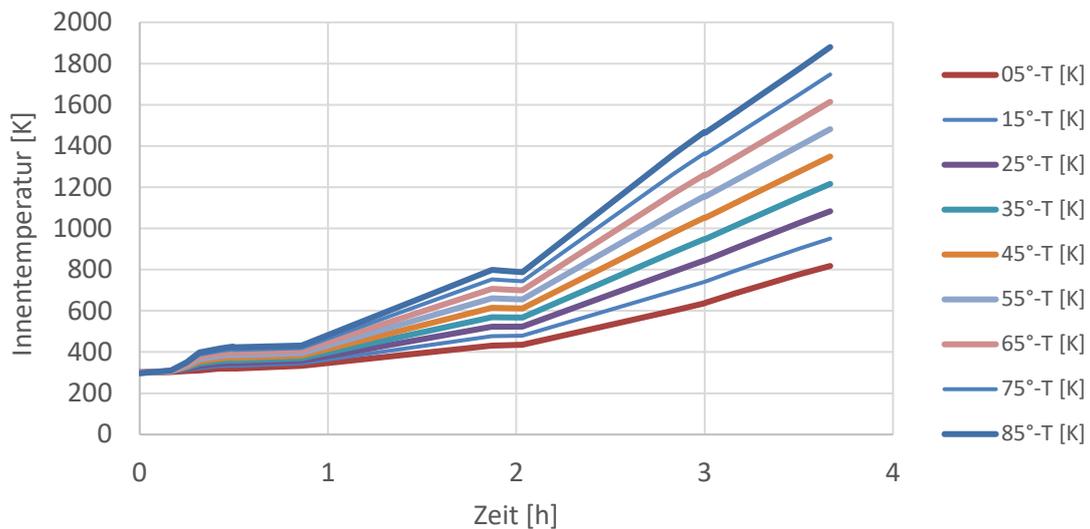


Abb. 4.7 Interpolierte Innentemperaturtransienten der 10°-Segmente

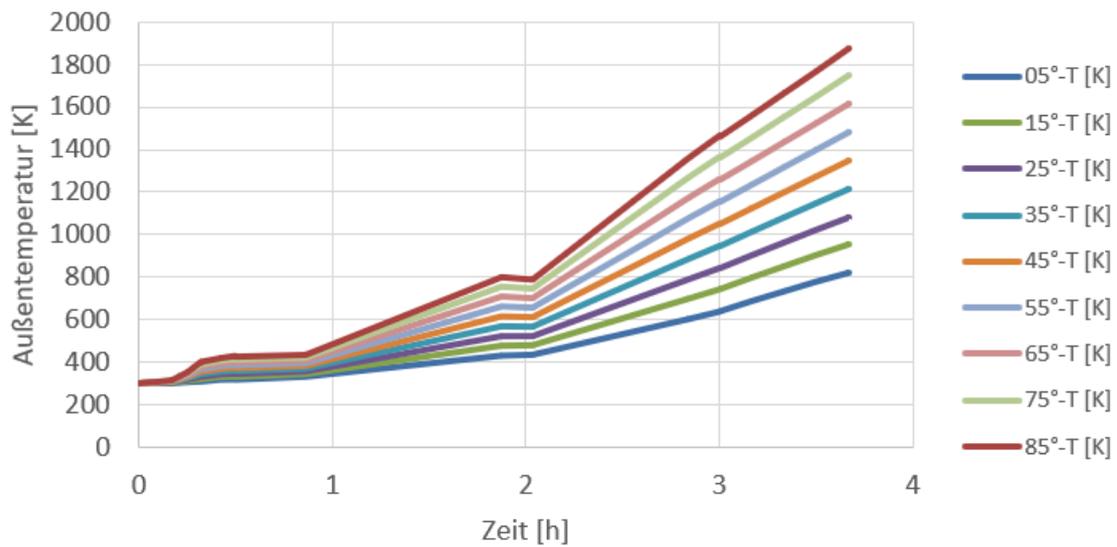


Abb. 4.8 Interpolierte Außentemperaturtransienten der 10°-Segmente

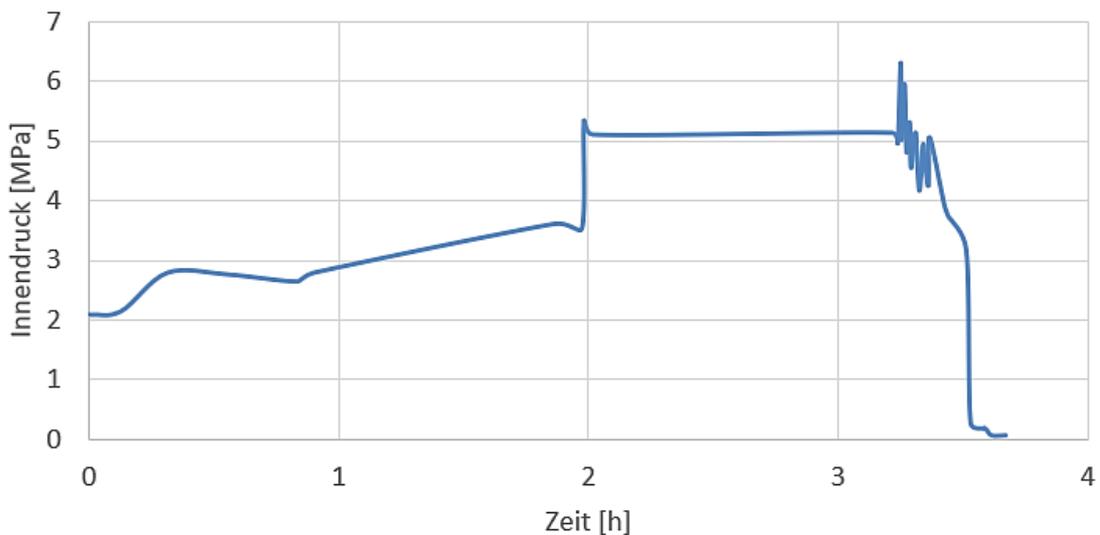


Abb. 4.9 Innendrucktransiente

Der OLHF-Versuchskörper verwendet den amerikanische Reaktordruckbehälterstahl SA533B1. Das Instrumentierungsrohr besteht aus INCONEL 600 und für die Schweißnaht wird INCONEL 182 eingesetzt. Die Werkstoffmodellierung orientiert sich an /EIS 03/ und wird dort ausführlich beschrieben. Da für INCONEL 182 keine Werkstoffdaten vorliegen, werden die vorhandenen Daten von INCONEL 600, der sich in Hinblick auf die chemische Zusammensetzung nur wenig von INCONEL 182 unterscheidet, an dessen Stelle eingesetzt.

Es werden zwei Berechnungen mit ADINA /ADI 20/ durchgeführt. Zuerst wird eine thermische Simulation mit ADINA-T durchgeführt. Die berechnete Temperaturverteilung wird auf die nachfolgende, mechanische Simulation mit ADINA-M übertragen. Auf eine Bewertung des Versagens, welches innerhalb der Schweißnaht erfolgte, anhand eines Versagenskriteriums wird zunächst verzichtet. Die durchgeführte Berechnung wird bis zum Zeitpunkt der numerischen Instabilität dargestellt.

4.3.2 Ergebnisse und Vergleich

In Abb. 4.10 ist die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt $t = 3,32$ h dargestellt. In Abb. 4.11 wird die plastische Dehnung zum Zeitpunkt $t = 3,32$ s gezeigt. Die höchsten plastischen Dehnungen (bis zu 0,915) lassen sich aufgrund der hohen Temperaturbelastung am oberen Ende der Durchführung beobachten. In Abb. 4.12 wird die Kriechdehnungen zum Zeitpunkt $t = 3,32$ s gezeigt. Die Kriechdehnungen liegen mit einem Maximum von $2,468 \cdot 10^{-5}$ sehr niedrig.

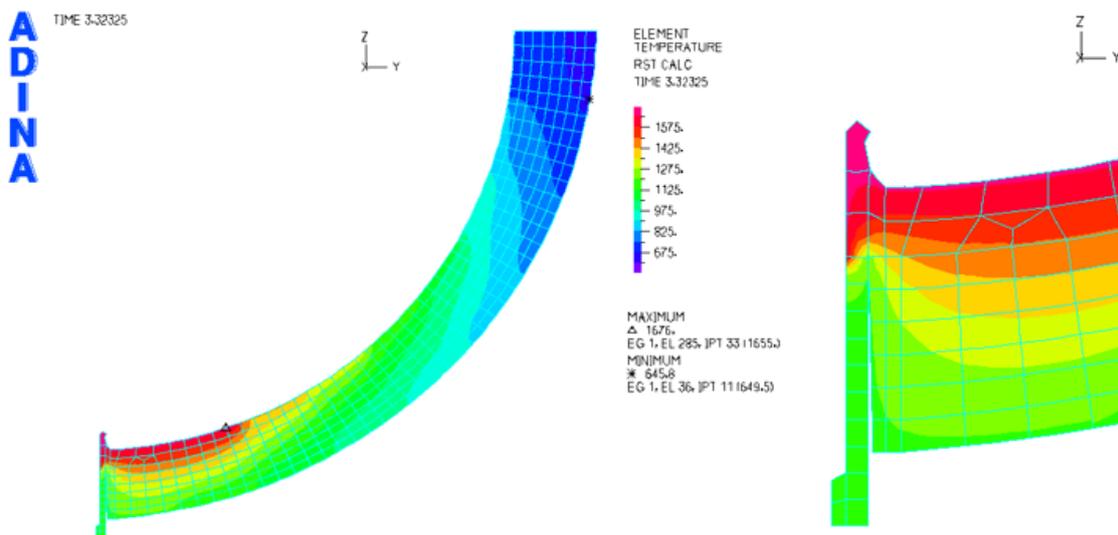


Abb. 4.10 Temperaturverteilung bei 3,32 h (links), Detail (rechts)

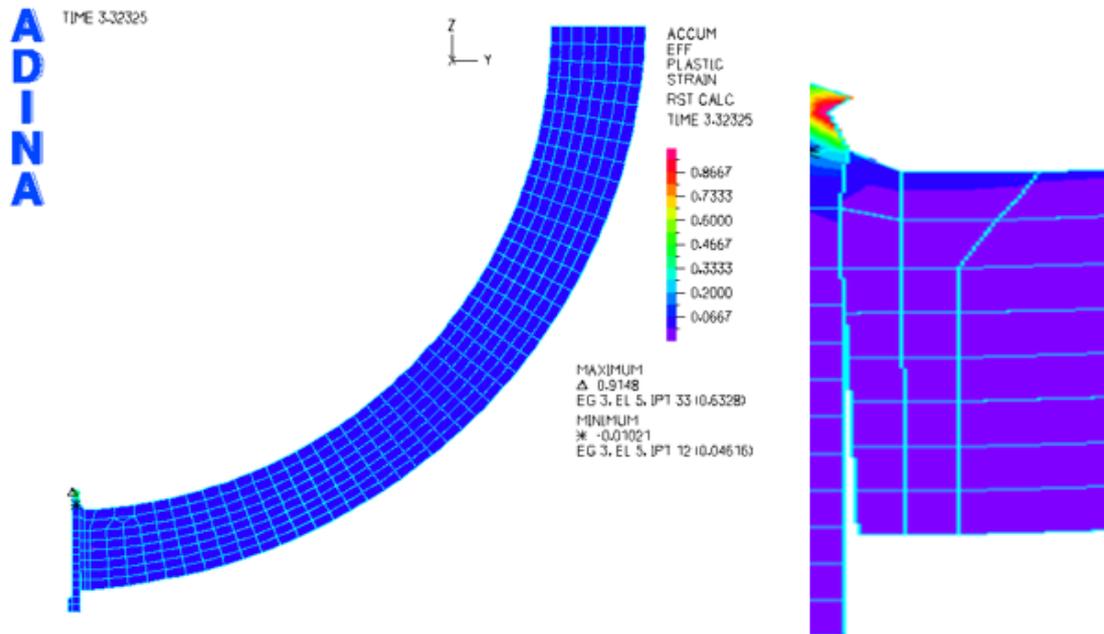


Abb. 4.11 Effektive plastische Dehnungen bei 3,32 h (links), Detail (rechts)

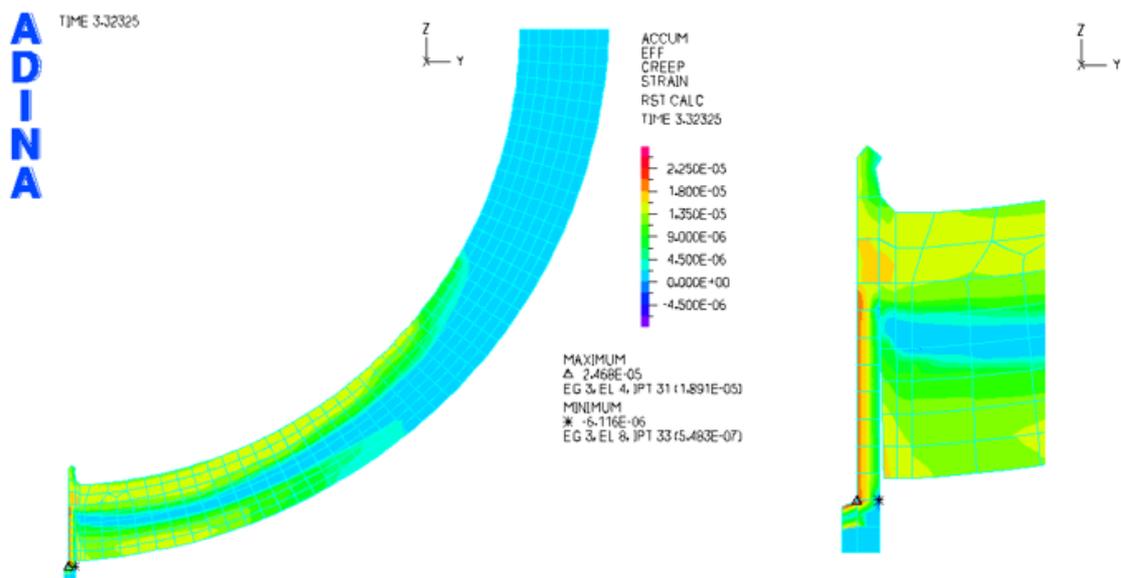


Abb. 4.12 Effektive Kriechdehnungen bei 3,32 h (links), Detail (rechts)

In Abb. 4.13 wird der zeitliche Verlauf der vertikalen Verschiebung bei $\Theta = 90^\circ$ der Nachrechnung dargestellt. Bis zu einer Zeit von 170 min besteht eine gute Übereinstimmung zu den Versuchsergebnissen von /HUM 03/. Im Zeitbereich über 170 min zeigt die Nachrechnung einen deutlich geringeren Anstieg der vertikalen Verschiebung. Die geringere Verschiebung in diesem Zeitbereich wird durch die niedrigen Kriechdehnungen der Nachrechnung verursacht. Bei ca. 199 min ist in der Nachrechnung aufgrund der plastischen Dehnungen ein sehr starker Anstieg der vertikalen Verschiebung zu beobachten.

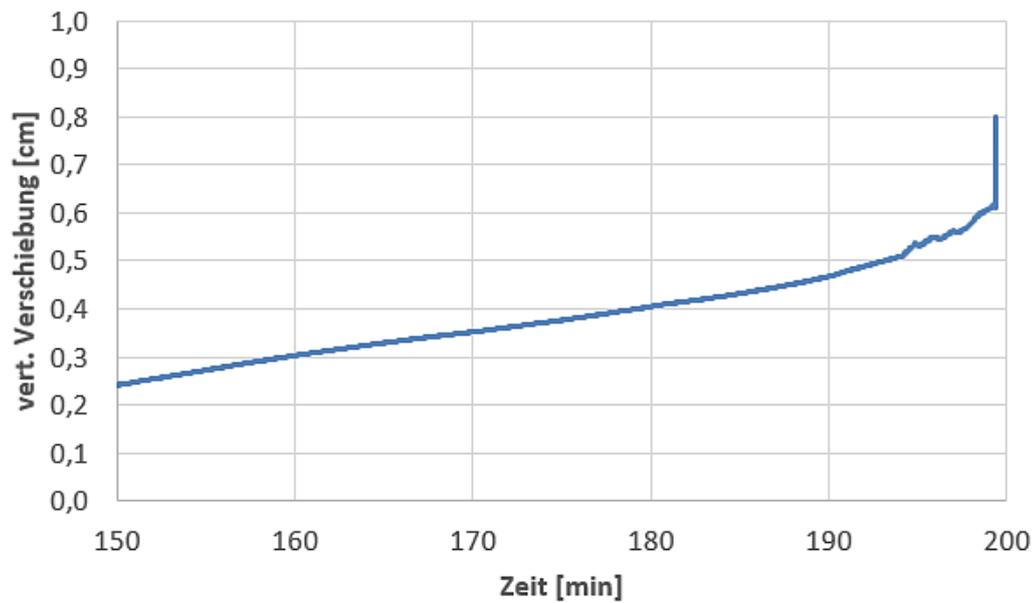


Abb. 4.13 Berechnete vertikale Verschiebungen bei $\Theta = 90^\circ$

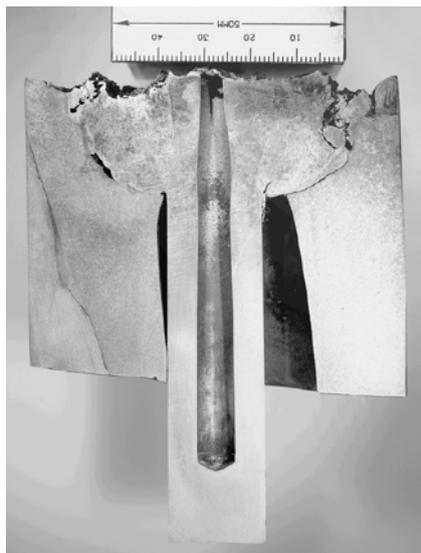


Abb. 4.14 Aufgeschnittener OLHF-4 Versuchskörper nach Versagen /HUM 03/

4.4 Internationale Aktivitäten zur mechanischen Integrität bei IVMR

Im Rahmen des Projekts wurden in der CSNI-Arbeitsgruppe WGIAGE die Vorbereitungen für einen Projektvorschlag zu Fragestellungen der RDB-Integrität bei Außenkühlung im Rahmen von Maßnahmen zu In-Vessel Melt Retention (IVMR) unterstützt. An der daraus entstandenen Aktivität des OECD/NEA CSNI WGIAGE Status Report zu IVMR /OEC 20/, wird sich die GRS beteiligen. Neben der Teilnahme an einem Questionnaire

wird sich die GRS bei der Zusammenstellung von Werkstoffdaten einbringen, welche für Analysen zur mechanischen Integrität bei IVMR benötigt werden. Weiterhin beteiligt sich die GRS an einem IAEA CRP zu IVMR /IAE 20/ zu mechanischen Fragestellungen. In diesem Rahmen erfolgten bereits Zuarbeiten zur Implementierung von analytischen Methoden zur Bewertung der Komponentenintegrität für den Code AC2. So wurde beispielsweise ein Modell um die Möglichkeit zur Berücksichtigung von Wandabschmelzungen erweitert. Zukünftige Aktivitäten könnten die Teilnahme an möglichen Benchmark-Aktivitäten beinhalten. Das Thema Integrität von Schwachstellen des RDB, insbesondere an Durchführungen, soll dabei weiter berücksichtigt werden.

5 Versagen vorgeschädigter Komponenten

5.1 Übersicht über relevante Komponenten

Die Berücksichtigung von Komponenten mit Vorschädigungen, z. B. in Form von Rissen, Lecks oder abrasiven Schädigungen, ist in der Bewertung der Integrität der DfU unter Unfallbelastungen an drei Stellen besonders relevant: An Dampferzeugerheizrohren, bei denen Schäden mit einer höheren Wahrscheinlichkeit auftreten, bei unfallauslösenden oder im Zusammenhang mit dem auslösenden Ereignis (z. B. Erdbeben) entstandenen Lecks sowie im Hinblick auf das Leckverhalten nach Versagen einer unbeschädigten Komponente.

Dampferzeugerheizrohre unterliegen gegenüber anderen Komponenten der DfU abweichenden Anforderungen an die Fehlerfreiheit. So werden beispielsweise keine Nachweise zur Basissicherheit und kein Bruchausschluss gefordert. Sie sind gegenüber anderen Komponenten der DfU zusätzlichen Schädigungsmechanismen ausgesetzt, haben eine große Oberfläche und befinden sich an der Schnittstelle zwischen unterschiedlicher Wasserchemie. In der internationalen Betriebserfahrung sind zahlreiche Schäden unterschiedlicher Ursache, wie primärseitige Spannungsrisskorrosion, sekundärseitige Korrosion, Fremdkörperfretting und Wastage, Ermüdungsrisse, Pitting, Denting, oder Lochfraß dokumentiert /DIE 99/, /IAE 11/. Diese treten u. a. in Abhängigkeit von Werkstoff, Rohrbodendesign, Wasserchemie und Rohrkrümmung auf. In Szenarien mit HD-Kernschmelzunfällen können die Heizrohre zudem von einer heißen Umlaufströmung betroffen sein und ein Versagen unter bestimmten Umständen zu einem Containment-Bypass-Szenario führen. In Abschnitt 5.2 werden daher existierende Methoden zur Bewertung der Integrität geschädigter Heizrohre dargestellt und selbst entwickelt. In einem vorgelagerten Schritt werden Werkstoffdaten des Heizrohrwerkstoffs Alloy 800 (mod.) durch Versuche an Kleinproben, welche an der MPA der Universität Stuttgart durchgeführt wurden, ermittelt und so Werkstoffdaten in diesem besonderen Belastungsbereich ermittelt.

In anderen Komponenten der DfU sind Vorschädigungen aus den genannten Gründen weniger wahrscheinlich. Betrachtet man allerdings in HD-Kernschmelzszenarien als Grundgesamtheit, so wird ein nicht unwesentlicher Teil davon durch ein kleines, unter Umständen rissartiges, Leck als auslösendem Ereignis verursacht. Dieses Leck kann prinzipiell an allen Komponenten der DfU, einschließlich HKL, VAL oder Dampferzeugerheizrohre auftreten. Es soll daher der Frage nachgegangen werden, inwiefern sich

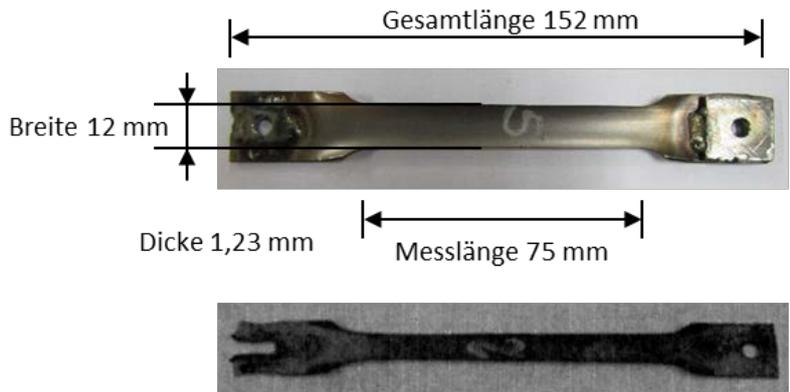
ein solches Leck unter Unfallbelastungen vergrößern und möglicherweise den HD-Pfad durch Druckentlastung in einen ND-Pfad überführen kann. Dazu werden Finite-Elemente-Methoden zur Bestimmung des Leckflächenverlaufs bei hoher Temperatur an Versuchen mit CT-Proben, welche an der MPA der Universität Stuttgart durchgeführt wurden, validiert und auf das Szenario eines entsprechenden Kernschmelzunfalls angewendet.

Zuletzt sollen Überlegungen angestellt werden, welche Leckgröße nach dem Versagen einer unbeschädigten Komponente anzunehmen ist. Dazu soll ebenfalls auf die Experimente an CT-Proben sowie Arbeiten in der Literatur zurückgegriffen werden.

5.2 Geschädigte Dampferzeugerheizrohre

5.2.1 Bestimmung von Kurzzeitkriechdaten zu Alloy 800 (mod.)

Im Folgenden wird zunächst die Ermittlung von Kurzzeitkriechdaten des Heizrohrwerkstoff Alloy 800 (mod.) beschrieben. Die dazu notwendigen Versuche an Flachproben wurden von der MPA der Universität Stuttgart im Unterauftrag durchgeführt /MPA 19/. Statt einer umfassenden Materialcharakterisierung wurde eine hinsichtlich der Anzahl an Proben optimierte Methodik entwickelt, womit basierend auf sechs Zugversuchen Kurzzeitkriechdehnraten im relevanten Bereich ermittelt werden konnten, die mit bestehenden Daten anderer Werkstoffeigenschaften zu einem Werkstoffmodell kombiniert wurden. Abb. 5.1 zeigt verwendete Flachproben, welche von der MPA Stuttgart zur Verfügung gestellt und aus einem Originalwerkstück präpariert wurden. Das Verfahren zur Präparierung wurde bereits im BMU-Vorhaben 3610R01385 /GEH 13/ erprobt. Im oberen Bild ist an der Probenaufnahme eine Verstärkung zu erkennen, welche auf spätere Proben aufgeschweißt wurde, nachdem es zum Ausreißen der Aufnahme (unteres Bild) gekommen war. Die Dehnung wurde mit Hilfe eines Extensometers und über den Maschinenweg gemessen. Die Temperatur wurde über einen Ofen aufgebracht, der über ein Thermoelement geregelt wurde. Die Randbedingungen der Versuche sind in Abb. 5.2 schematisch dargestellt.



Quelle: MPA Stuttgart

Abb. 5.1 Probe vor (oben) und nach dem Versuch (unten) /MPA 19/

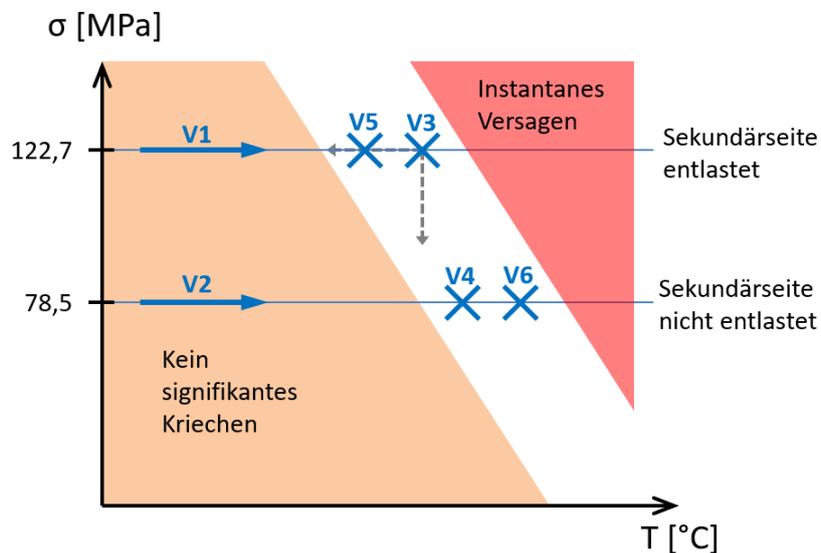


Abb. 5.2 Schematische Darstellung der Belastungsrandbedingungen für die Versuche an Flachproben

Zunächst wurden zwei Temperatursteigerungsversuche (V1, V2) bei konstanter Last durchgeführt. Ziel dieser Versuche war es, für die nachfolgenden Versuche den Bereich im Parameterraum zu identifizieren, bei dem es zwar schon zu einem signifikanten Kriechen aber noch nicht zu einem instantanen plastischen Versagen kommt. Die aufgebrauchte Kraft wurde dabei so gewählt, dass die entsprechenden Spannungen den Belastungen der Heizrohre bei zwei definierten Zuständen des Reaktors im Unfallszenario entsprechen, nämlich des vollen Primärdrucks bei Ansprechen des Sicherheitsventils von 16,9 MPa gegenüber einem Sekundärdruck von 6,8 MPa bzw. des vollen Primärdrucks gegenüber dem druckentlasteten Sekundärkreis. Mit Hilfe von Heizrohrgeometrie, Kesselformel (Gleichungen 6.1 und 6.2) und Levy-Mises-Gleichung (Gleichung 6.3)

erhält man aus Druckdifferenz Δp , Innendurchmesser d_i und Dicke t entsprechende effektive Spannungswerte σ_{eff} von 122,7 MPa und 78,5 MPa.

$$\sigma_t = \frac{\Delta p * d_i}{2 * t} \quad (5.1)$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta p * d_i}{4 * t} \quad (5.2)$$

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_a - \sigma_t)^2 + (\sigma_a)^2 + (\sigma_t)^2} \quad (5.3)$$

Die gewählte Temperatursteigerungsrate orientierte sich dabei an thermohydraulischen Rechnungen zu Unfallanalysen, sodass sich als Zusatznutzen aus den Temperatursteigerungsversuchen der Temperaturbereich abschätzen lässt, bei dem es abhängig vom Entlastungszustand des Sekundärkreises zum Versagen des Heizrohrs im realen Unfallablauf kommen kann. Abb. 5.3 zeigt die Ergebnisse der Temperatursteigerungsversuche. Abweichungen von der rein thermischen Dehnung wurden bei Temperaturen ab 810 bzw. 854 °C beobachtet.

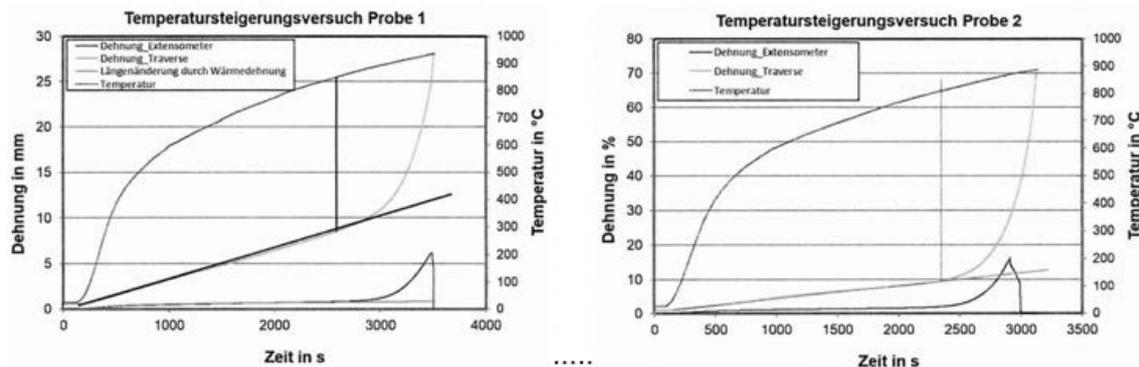


Abb. 5.3 Ergebnisse der Temperatursteigerungsversuche /MPa 19/

In einer nächsten Stufe wurden innerhalb des identifizierten Parameterbereichs vier Kurzzeitstandversuche durchgeführt, wobei jeweils die Spannungsniveaus 122,7 MPa und 78,5 MPa und die Temperaturen 810 und 854 °C verwendet wurden. Abb. 5.4 zeigt die Ergebnisse der Kurzzeitstandversuche.

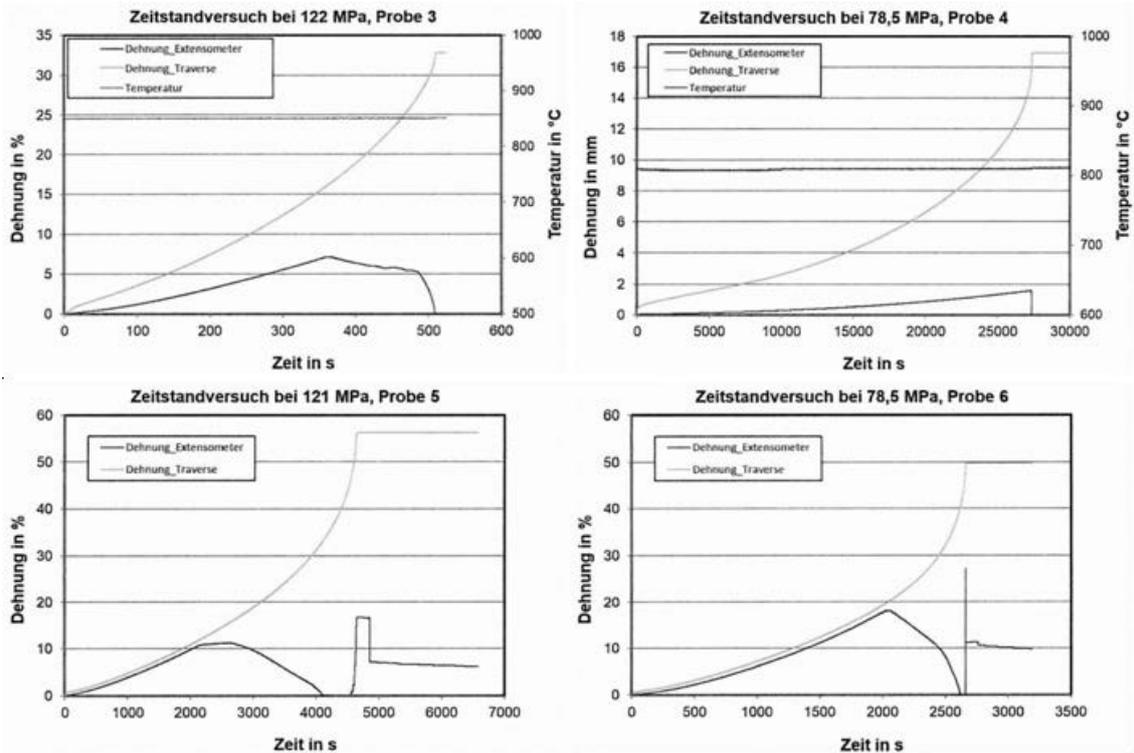


Abb. 5.4 Ergebnisse der Kurzzeitstandversuche /MPa 19/

Da zum Aufspannen des Parameterraums in Spannungs- und Temperaturdimension nur drei Versuche notwendig sind, fungierte die vierte als Reserve. Davon musste auch Gebrauch gemacht werden, da Probe 4 mit sehr niedriger Kriechgeschwindigkeit außerhalb des geplanten Parameterraums lag.

Da die Proben 3 und 4 wie auch die Proben 1 und 2 im Einspannteil versagten (siehe Abb. 5.1 oben) wurden die Einspannungen der Proben 5 und 6 verstärkt (siehe Abb. 5.1 unten). Bei Letzteren rutschte weiterhin das Extensometer bei ca. 11,5 und 19,1 % Dehnung, sodass größere Dehnungen sowie die Versagensdehnung nur über den Maschinenweg ermittelt werden konnten. Ein Primärkriechen wurde nicht beobachtet. Wie auch bei anderen Kurzzeitstandversuchen ist es allerdings möglich, dass bereits durch das Gewicht der Einspannung und des Aufbringens der Prüflast eine Kriechdehnung vor der eigentlichen Messung stattgefunden hat. Nachrechnungen der Proben mit Hilfe von FE-Modellen bestätigen, dass die Zunahme der Kriechdehnrate (tertiäres Kriechen) im weiteren Verlauf überwiegend der makroskopischen Geometrieänderung zuzurechnen ist.

Aus den Versuchen 3, 5 und 6 wurde die anfängliche Dehnrates basierend auf den Extensometer-Messungen extrahiert. Mit den Daten wurde ein Norton-Arrhenius-Modell (Gleichung 6.4) gefittet (Tab. 5.1).

$$\varepsilon_c = a * \sigma^n * e^{\frac{b}{T}} \quad (5.4)$$

In einem weiteren Schritt wurden alle Proben, d. h. auch die Temperatursteigerungsversuche 1 und 2, nochmals mit Hilfe eines FE-Modells nachgerechnet und die Werkstoffparameter mit Hilfe eines Makros iterativ in mehreren Rechnungen optimiert, bis die Ergebnisse mit den Versuchen optimal übereinstimmten (siehe Tab. 5.1). Durch den Einschluss der beiden zusätzlichen Proben ergibt sich eine größere Zuverlässigkeit des Modells sowie durch die Überbestimmtheit ein erster grober Hinweis auf die Genauigkeit des Modells und die Streuung der Werkstoffeigenschaften. Der Parameter b , welcher einen linearen Bezug zur Aktivierungsenergie hat, und der Spannungsexponent n liegen in einer ähnlichen Größenordnung, wie sie für Kurzzeitkriechmodelle anderer Werkstoffe ermittelt wurden.

Tab. 5.1 Koeffizienten des Norton Ansatzes nach Fitting Iterationen

Iteration	a	b	n
Fitting Proben 3, 5, 6	15992,06	-38088,11	3,098
Fitting Proben 3, 5, 6 + Nachrechnung 1, 2	15049,04	-36154,47	2,8007

5.2.2 Bewertungsmethoden aus der Literatur

Die Schädigungen von Dampferzeugerheizrohren lassen sich in Bezug auf die mechanische Integrität in der Regel entweder als Riss oder als Werkstoffabtrag unterschiedlicher Geometrie darstellen. Versuche in /ALZ 79/ zeigen, dass die Geometrie der Risspitze auf das Versagen des Ligaments nur einen geringen Einfluss hat, sodass sich Risse als Grenzbetrachtung einer flächigen Schädigung bzw. Kerbe auffassen lassen. Heizrohre, welche aufgrund bekannter Schäden beidseitig verschlossen wurden, z. B. mit Hilfe eingewalzter Stopfen, sollen hier nicht betrachtet werden, da bei ihnen kein Druckausgleich mit dem Primärkreis mehr stattfindet. Da Vorhandensein, Art, Anzahl, Geometrie und Ort von Schädigungen oft nicht oder nicht genau bekannt sind, müssen entsprechende Integritätsanalysen in der Regel mit Unsicherheitsbetrachtungen kombiniert werden (siehe Abschnitt 6.2.3).

In der Vergangenheit wurden verschiedene Bewertungsmethoden für geschädigte Heizrohre bei Betriebstemperatur vorgeschlagen /MAJ 97/. Dabei wurden Methoden für verschiedenartige Schädigungen, wie axiale und azimutale Durchrisse und Anrisse

betrachtet. In den Methoden wird in der Regel aus den Abmessungen des Defekts eine Referenzspannung errechnet, welche die Membranspannung ersetzt und zur Versagensbewertung mit der Fließspannung verglichen wird. Diese Referenzanpassung wurde dann in ein Larson-Miller-Modell für ein ungeschädigtes Heizrohr eingesetzt. Bei der Validierung an Berstversuchen erreichte das Modell eine gute Übereinstimmung und war einem einfachen Fließspannungsmodell durch die Berücksichtigung der zeitabhängigen Kriecheffekte überlegen /MAJ 99/. In den Modellen nicht berücksichtigt, ist ein mögliches Zusammenwirken mehrerer Schädigungen, beispielsweise in Form eines Versagens des Ligaments zwischen zwei Rissen oder der Bildung eines einzelnen großen Risses.

Weitere Untersuchungen existieren für Schäden unterhalb der Einwalzung /BAH 13/. Dabei weist das Heizrohr einen wanddurchdringenden Schaden auf, ein Leck entsteht aber erst, wenn die Spannung, mit der das Rohr in den Rohrboden eingewalzt ist, relaxiert und einen Leckpfad auf die Sekundärseite freigibt. Untersuchungen für Heizrohre, welche mit einem in den USA angewandten Verfahren durch das Einbringen von Innenrohren repariert wurden, sind in /MAJ 01/ enthalten.

In /PLU 06/ wird die Herangehensweise von /MAJ 97/ aufgegriffen und zur Bewertung des Versagensverhaltens geschädigter Heizrohre eine Methode nach Kiefner und Miller /KIE 73/, /MIL 88/ verwendet. Die Membranspannung wird durch eine Referenzspannung ersetzt (Gleichung 6.5) und mit einem Larson-Miller Modell für ein ungeschädigtes Heizrohr kombiniert. Dabei ist der Innendruck p , der Innendurchmesser D , die Dicke t , die Kerbtiefe a und die Kerblänge $2c$.

$$\sigma_{\theta\theta,ref} = \frac{pD}{2t} \frac{1 - \frac{a}{t} \frac{1}{\sqrt{1 + 1,05 \frac{c^2}{Rt}}}}{1 - \frac{a}{t}} \quad (5.5)$$

Innerhalb des durch die IRSN durchgeführten Forschungsprogramms MECI wurden Berstversuche an kleineren bis mittelgroße Rohrleitungen verschiedener Werkstoffe unter Unfallbelastungen durchgeführt, darunter auch einzelne Proben mit Kerben. Die Nachrechnung liefert eine gute Übereinstimmung /PLU 06/.

5.2.3 Methode basierend auf vorausberechneter Matrix

In der vorliegenden Arbeit wurde für die Bewertung von Dampferzeugerheizrohren mit Wanddickenschwächung ein Finite-Elemente-Modell erstellt, in welchem eine Wanddickenschwächung eingebracht ist, die sich in axialer und azimuthaler Dimension frei variieren lässt. Die Tiefe wird dabei hälftig innen und außen abgetragen. Die Fixierung des Modells erfolgt an den Symmetrieflächen und -achsen, sodass der betrachtete Zustand einem frei beweglichen Rohr ohne feste Einspannung entspricht.

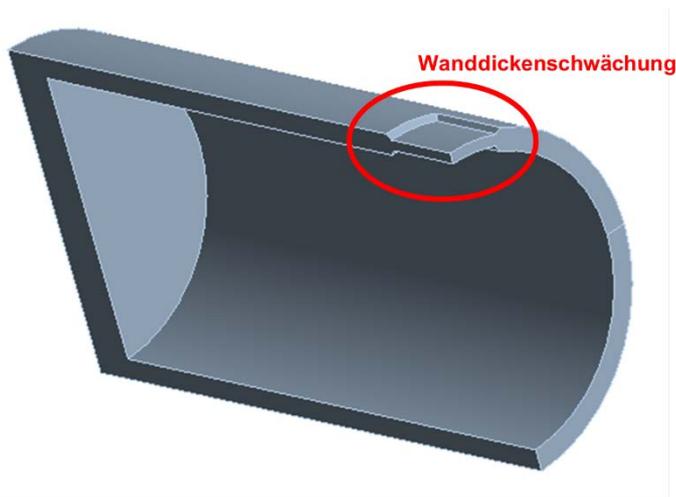


Abb. 5.5 FE-Modell mit frei parametrisierbarer Wanddickenschwächung

Mit Hilfe dieses Modells wurden Parameterstudien durchgeführt. Dabei wurden 16,9 MPa Innendruck (gegenüber entlasteter Sekundärseite) und eine Temperatursteigerungsrate von 0,2 K/s angenommen. Abb. 5.6 und Abb. 5.7 zeigen die Abhängigkeit der Versagenszeit von der Ausdehnung der Schädigung in axialer bzw. azimuthaler Richtung für den Fall unendlicher Ausdehnung in die jeweils andere Richtung für verschiedene Schädigungstiefen.

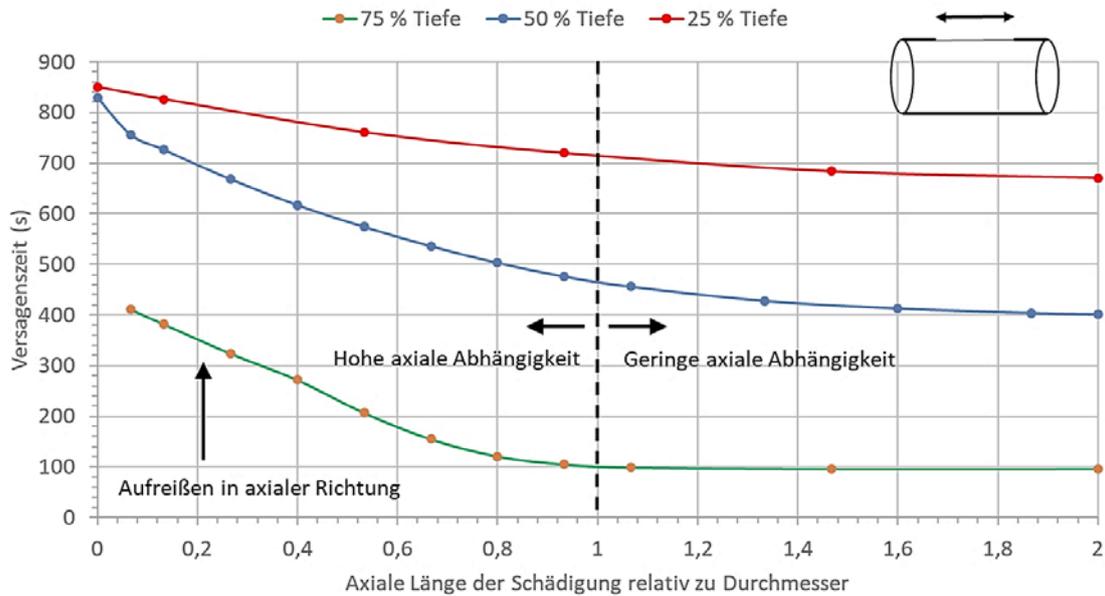


Abb. 5.6 Abhängigkeit der Versagenszeit von der axialen Schädigungsausdehnung

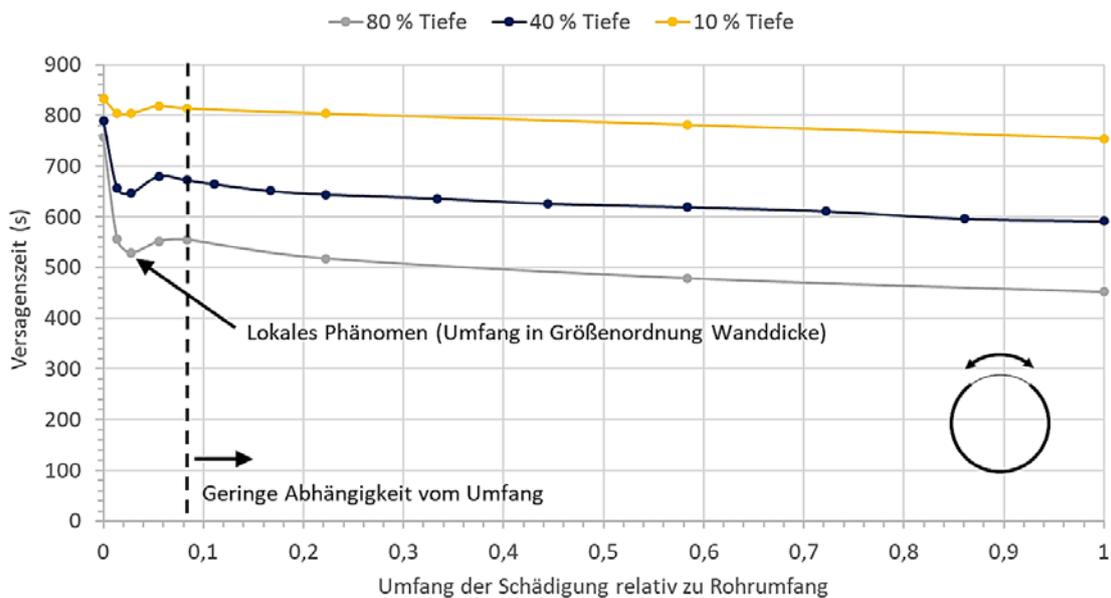


Abb. 5.7 Abhängigkeit der Versagenszeit von der azimutalen Schädigungsausdehnung

Dabei können verschiedene Charakteristika erkannt werden. So ist die Abhängigkeit der Versagenszeit von der axialen Länge der Schädigung (Abb. 5.6) nur bis zu einem Wert ausgeprägt, der etwa dem Durchmesser entspricht. Darüber hinaus ist die Abhängigkeit schwach bis kaum mehr vorhanden. Dies lässt sich damit erklären, dass es an der Schwachstelle beim Versagen zur Ausbildung einer blasenartigen Auswölbung kommt. Um Ihre Energie zu minimieren, strebt diese Auswölbung Kugelform an. Die Ausdehnung

dieser „Bubble“ wird nur innerhalb des Bereichs des Rohrdurchmessers von den angrenzenden, stärkeren Teilen des Rohrs behindert.

Eine weitere Besonderheit ist, dass insbesondere bei tiefen Schädigungen, geringer axialer und ausreichend großer azimuthaler Dehnung der Versagensmodus wechseln kann und statt einem Aufwölben ein Versagen durch Rundumabriss erfolgen kann. In der Praxis ist dies in Fällen relevant, bei denen ringförmig umlaufenden Schäden mit geringer axialer Ausdehnung und Schädigungstiefen oberhalb 50 % auftreten.

Die azimuthale Ausdehnung der Schädigung hat bei ausreichend großer axialer Ausdehnung nur einen sehr geringen Einfluss (Abb. 5.7). Allerdings gibt es eine Anomalie mit lokalem Minimum, wenn die azimuthale Ausdehnung in den Bereich der verbleibenden Rohrdicke kommt. Grund ist, dass bei dieser Abmessung eine lokale Einschnürung gefördert wird. Bei geringerer Ausdehnung bis hin zum Grenzfall des Risses wird diese Einschnürung von den Rissufern behindert, während es bei größeren Ausdehnungen zu einer gleichmäßigen Verjüngung über den gesamten Schädigungsumfang kommt.

Aus den ermittelten Daten wurde ein analytisches Modell zur Integritätsbewertung für Heizrohre mit Wanddickenschwächung abgeleitet. Da Versagenszeit bzw. -temperatur neben den Abmessungen der Schädigung auch von Innendruck und Temperatursteigerungsrate bzw. dem allgemeinen Verlauf der Belastung abhängig sind, wurde eine Projektion des defektbehafteten Rohres auf ein Ersatzmodell (defektfreies Rohr mit Referenzspannung) geschaffen, um diese Abhängigkeit zu eliminieren (Abb. 5.8).

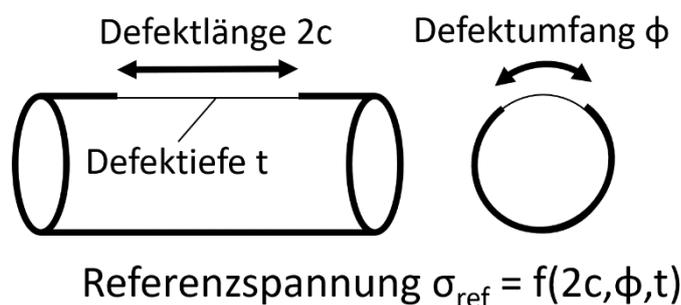


Abb. 5.8 Visualisierung des analytischen Ersatzmodells für Heizrohre mit Wanddickenschwächung

Dazu wurden mithilfe eines Makros für eine Temperaturrate von 0,2 K/s und einem Innendruck von 16,9 MPa Studien im gesamten Parameterraum (Defektumfang, -länge, -tiefe) durchgeführt und die Ergebnisse als dreidimensionale Matrix

gespeichert. In einer zweiten Parameterstudie wurden unbeschädigte Rohre bei diesen Belastungen analysiert, sodass die Versagenszeiten in der Matrix mit entsprechende Referenzspannungen unbeschädigter Heizrohre ersetzt werden konnten. Einzelne Prüfrechnungen bestätigen, dass die Zuordnung auch bei abweichenden Belastungstransienten zulässig ist. Bei der Berechnung wird dann zunächst die Referenzspannung durch Interpolation in der Matrix ermittelt und anschließend das Versagensverhalten des Ersatzmodells mit den etablierten analytischen Methoden analysiert.

5.3 Überlegungen zum Verlauf der Leckgröße in Komponenten

5.3.1 Experimente zum Rissverhalten bei hoher Temperatur

5.3.1.1 Aufbau und Ergebnis der Experimente

Zum besseren Verständnis des Verhaltens eines rissartigen Lecks in einer Rohrleitungskomponente aus ferritischem Stahl unter Unfallbelastungen wurden durch die MPA der Universität Stuttgart vier Bruchversuche nach ISO 12135 /ISO 12/ an CT25-Proben (Abb. 5.9) aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 5 5 durchgeführt /MPA 19/. Die verwendeten Probenstücke wurden seitens der MPA Stuttgart zur Verfügung gestellt. Als Rissstarterkebe diente ein ca. 3 mm langer Schwingungsriss, der mit einem Resonanzpulsator eingebracht wurde. Aufgezeichnet wurden Kraft (über Kraftmessdose), COD (über Clip-Gauges) und elektrisches Potential. Der Versuch wurde COD-geregelt an einer servomechanischen Prüfmaschine an Luft durchgeführt. Die Bruchflächen wurden nach Versuch und kaltem Aufbrechen der Proben optisch erfasst und mit Hilfe geeigneter Software vermessen. Neben einem Versuch bei Betriebstemperatur (326 °C), welcher zum Vergleich mit bekannten Werten diente, wurden Versuche bei 650, 700 und 850 °C durchgeführt. Die Ergebnisse in Form von F-COD-Kurven sind in Abb. 5.10 dargestellt. Tab. 5.2 enthält das nach Ende der Versuche ermittelte stabile Risswachstum.

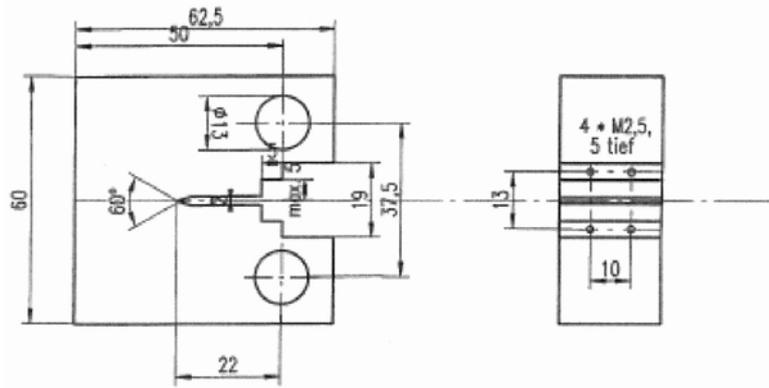


Abb. 5.9 Geometrische Abmessungen der verwendeten CT25-Proben /MPA 19/

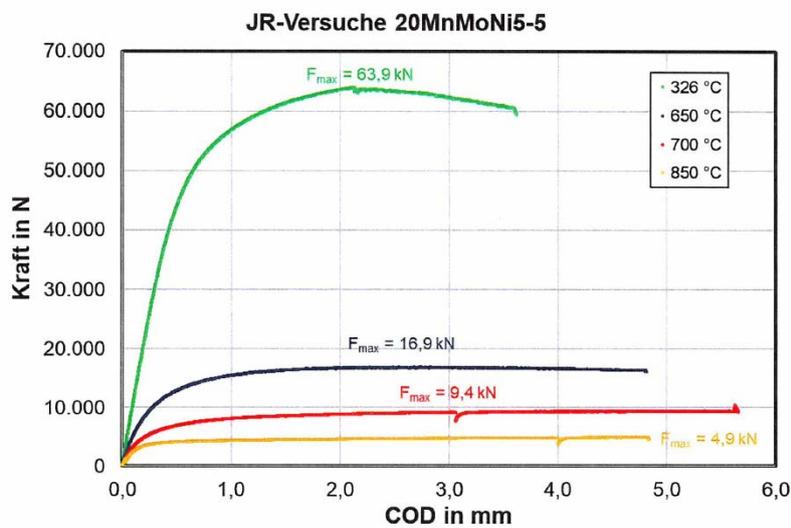


Abb. 5.10 Vergleich der F-COD-Kurven im JR-Versuch bei unterschiedlichen Temperaturen /MPA 19/

Tab. 5.2 Stabiles Risswachstum der Proben am Ende des Versuchs /MPA 19/

Versuch	T [°C]	Δa [mm]
1	326	2,15
2	700	0,58
3	650	0,99
4	850	0,47

Wie zu erwarten, zeigt sich zwar eine wesentlich geringere Festigkeit des Werkstoffs bei höheren Temperaturen, der Werkstoff bleibt jedoch zäh und es ergibt sich ein nur geringer Rissfortschritt. Ein ähnliches Verhalten ist auch von den in deutschen Reaktoren verwendeten austenitischen Werkstoffe bekannt. Im Versuch bei 700 °C zeigte sich ein kurzzeitiger spontaner Lastabfall („Pop-In“) schon etwas vor dem Erreichen des

Kraftmaximums, welcher möglicherweise auf das Losreißen von Versetzungen zurückgehen könnte. An den Befestigungsösen kam es zu Ovalisierung, welche sich aber mehr auf den Maschinenweg als den COD auswirkten. Eine mögliche Verzerrung stellt die geringe Tiefe der Proben und damit rasche Durchplastifizierung dar.

Für den Versuch bei 326 °C wurde ein J_{max} von 527 N/mm ermittelt. Für die Versuche bei höherer Temperatur war eine Anwendbarkeit von J_{max} fraglich. In /MAR 99/ wurde ein Ansatz entwickelt, um die Energiefreisetzungsrate G_{fr} bei höheren Temperaturen zu berechnen (vgl. auch /NIC 11/), allerdings wurde dort Kriechverformung ausgeklammert. Ein Einbezug von Kriechverformungen gelang in /TAR 10/ durch die Verwendung kohäsiver Elemente in Finite-Elemente-Analysen. In der vorliegenden Arbeit wurde auf die Ableitung von Kennwerten aufgrund des geringen Rissfortschritts verzichtet.

5.3.1.2 Vergleich mit ähnlichen Experimenten aus der Literatur

Versuche an CT-Proben bei hoher Temperatur wurden in /TAR 10/ und /MAT 12/ für den französischen Druckbehälterwerkstoff 16MND5 durchgeführt (Abb. 5.11, Abb. 5.12). Die Versuchstemperaturen lagen allerdings über denen der in Abschnitt 5.3.1.1 beschriebenen Versuche, da hier das RDB-Versagen bei erniedrigtem Druck Gegenstand der Untersuchungen war. Die Versuchsgeschwindigkeit betrug in /MAT 12/ 5 mm/min, die Versuche wurden unter einer Argon-Schutzatmosphäre durchgeführt und die Dimensionen der CT-Proben wurden vergrößert, um Durchplastifizieren und Ovalisierungen in den Befestigungsösen vorzubeugen.

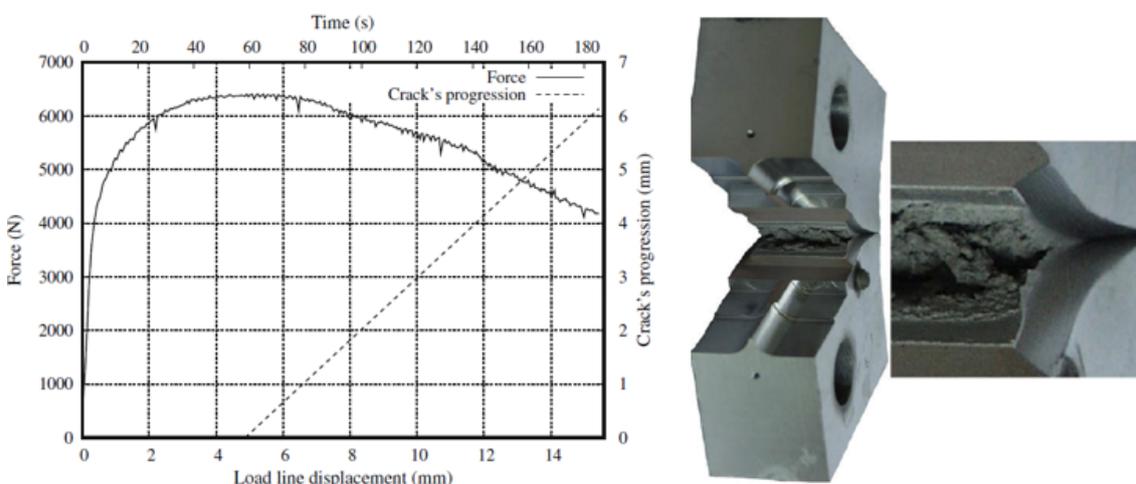


Abb. 5.11 Lastverlauf, Risswachstum und Probe nach Versuch in /TAR 10/

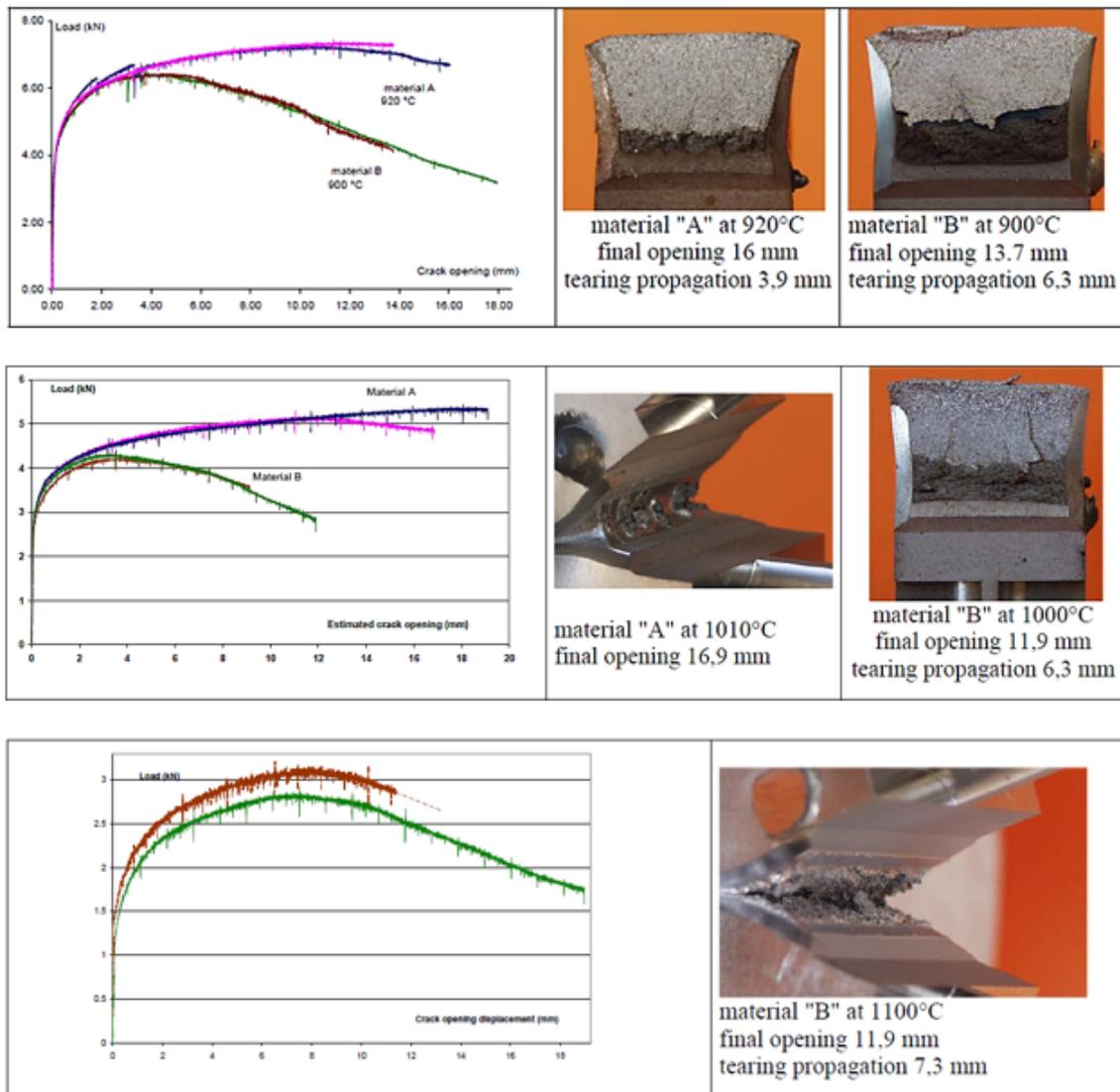


Abb. 5.12 Lastverlauf, Risswachstum und Probe nach Versuch in /MAT 12/

Auffälligster Unterschied zu den in Abschnitt 5.3.1.1 beschriebenen Versuchen besteht im spröderen Verhalten und dem entsprechenden größeren stabilen Risswachstum. Dass Reaktorbaustähle mit ähnlichen chemischen Zusammensetzungen bei hohen Temperaturen ein unterschiedliches Bruchverhalten (duktil/spröd) zeigen können, wurde schon in den LHF und OLHF-Versuchen beobachtet /CHU 98/, /HUM 03/, /KOU 08/. Untersuchungen dazu machten den Gehalt von Legierungsanteilen, die nur in Spuren enthalten sind, insbesondere Schwefel, in Zusammenhang mit der Korngröße nach Wärmebehandlung für ein sprödes Bruchverhalten bei hoher Temperatur und einen dadurch bedingten Wechsel von transkristallinem zu interkristallinem Bruchverhalten verantwortlich /SES 98/, /KOU 08/, /TAR 11/. Auch innerhalb der Spezifikation kann das Bruchverhalten variieren. So stammen die in Abb. 5.12 als „Material A“ und „Material B“ bezeichneten Stähle von Rückstellproben des Stahls 16MND5 aus unterschiedlichen

Schmelzen, die sich insbesondere durch den Schwefelanteil unterscheiden, und weisen dementsprechend ein unterschiedliches stabiles Risswachstum auf. Auf das viskoplastische Verhalten und die Kriechdehnraten der Stähle bei hoher Temperatur hat dieses Phänomen kaum einen Einfluss /TAR 11/.

5.3.1.3 Nachrechnung zur Validierung von FE-Methoden

Zur Validierung von FE-Methoden zur Abbildung rissartiger Lecks bei hohen Temperaturen und zur Bestimmung der Leckfläche auch unter Unfallbelastungen wurden die Versuche mit entsprechenden FE-Modellen nachgerechnet (Abb. 5.13). Dabei wurde auch die Lagerung der Probe und der initiale Schwingungsriß berücksichtigt. Auf die Berücksichtigung des Rissfortschritts während des Versuchs, z. B. durch Nodal Release Technique, wurde wegen dessen geringer Größe hier verzichtet. Die Berechnung nutzt ferner die Symmetrieachse in der Mitte der Probe. Als Materialmodell wurde das in /BLA 17/ für den Werkstoff 20 MnMoNi 5 5 abgeleitete Modell verwendet. Während der Versuch COD-gesteuert war, wurde hier ein konstanter Fahrweg angenommen. Die Auswertung des COD-Verlaufs der Rechnung zeigt, dass diese Annahme in erster Näherung zulässig ist. Abb. 5.14 zeigt den Vergleich des Kraftverlaufs zwischen Experiment und Simulation ohne bzw. mit Berücksichtigung von Kriechverformungen.

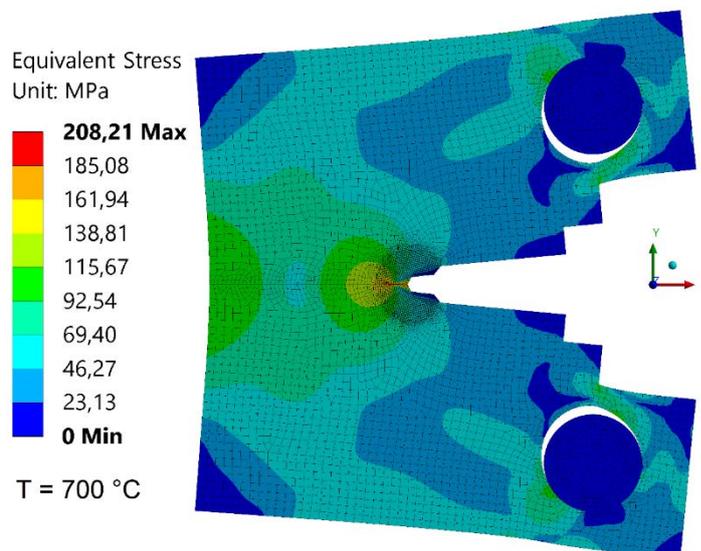


Abb. 5.13 2D-FE-Modell einer Nachrechnung bei 700 °C und einem COD von 4 mm mit Falschfarbendarstellung des Vergleichsspannungsverlaufs

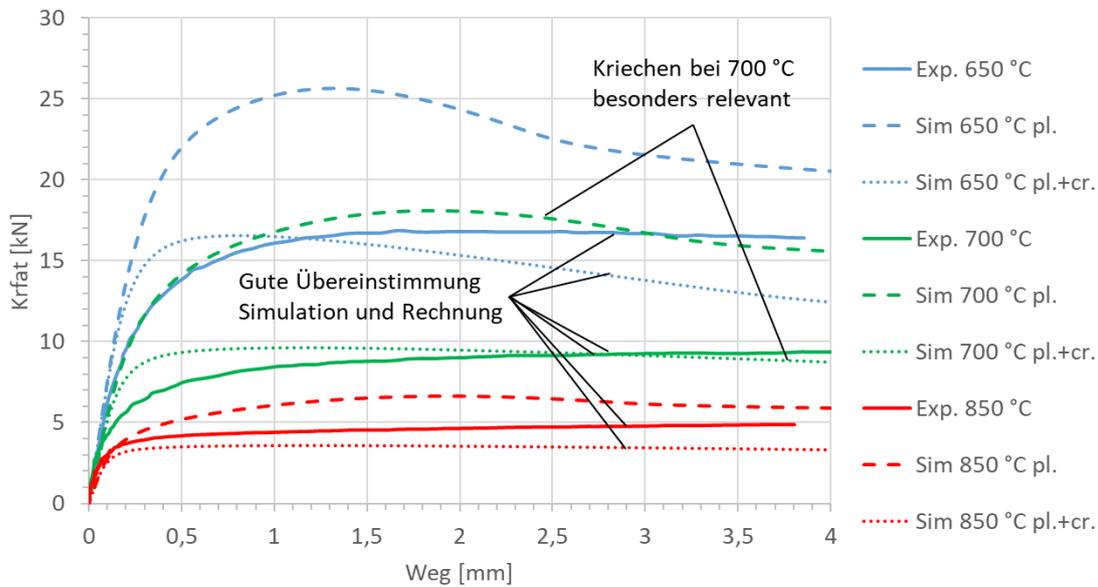


Abb. 5.14 Vergleich des Verlaufs Kraft-COD zwischen Experiment, Simulation ohne und Simulation mit Berücksichtigung von Kriechverformungen

Dabei zeigt sich, dass Simulation und Rechnung insgesamt gut übereinstimmen, sofern Kriechen berücksichtigt wird. Eine leichte Unterschätzung der Kraft insbesondere bei großen COD lässt sich ggf. auf das Materialmodell zurückführen. Dieses wurde an Proben des Stahls einer anderen Charge gefittet. Zudem waren keine Daten jenseits der Zugfestigkeit sowie unter Druckkräften verfügbar, sodass dort vereinfachte Extrapolationen genutzt wurden.

Die Simulationen ohne Berücksichtigung von Kriechdehnung weichen teils stark vom Experiment und den Simulationen mit Kriechdehnung ab. Besonders ausgeprägt ist dies für die Rechnung bei 700 °C. Bei geringeren Temperaturen hat Kriechen noch keinen großen Anteil an der Verformung, bei höheren Temperaturen ist schnell ein Gleichgewicht zwischen aufgeprägter Verformung und Kriechrelaxation erreicht.

Einzelne Nachrechnungen mit einem 3D-Modell widerlegten die Vermutung, dass die seitliche Einschnürung der Probe einen nennenswerten Effekt auf das Ergebnis hat.

5.3.2 Bestehende und unfallauslösende rissartige Lecks

Mit Hilfe der in Abschnitt 5.3.1.3 validierten Methode zur Bestimmung der Leckgröße soll der Frage nachgegangen werden, ob und wie sich rissartige Lecks, welche das auslösende Ereignis eines Unfalls darstellen oder im Vorfeld des Unfalls (z. B. infolge einer

Erdbebenbelastung) entstanden sind, durch die Unfallbelastungen selbst vergrößern können. Dazu wird ein HD-Kernschmelz-Szenario postuliert, welches von einem sehr kleinen 2 cm²-Leck ausgeht, sodass der Primärkreisdruck bei 16,9 MPa verbleibt. Bei einem weiteren postulierten HD-Kernschmelz-Szenario mit einem größeren Leck von etwa 20 cm² kommt es in der Regel zu einer Druckabsenkung zunächst auf Einspeisedruck von etwa 8 MPa und während der Kernschmelzphase auf etwa 2 MPa. Hier wird vereinfacht angenommen, dass sich die Leckfläche mit der Druckabsenkung nicht ändert bzw. die angegebene Leckfläche der Situation nach Druckabsenkung entspricht. Abb. 5.15 zeigt das erstellte 3D-Rohr-Viertelmodell mit dem Riss links oben. Die Länge des Risses wurde iterativ angepasst, sodass bei Betriebstemperatur und -druck eine Leckfläche von 2 cm² bzw. 20 cm² entsteht.

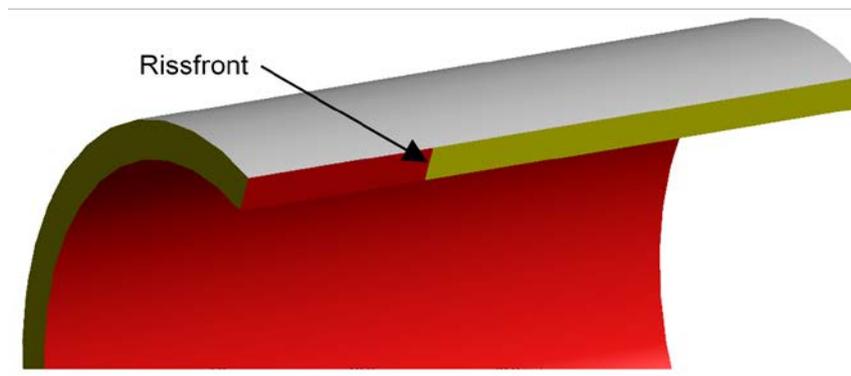
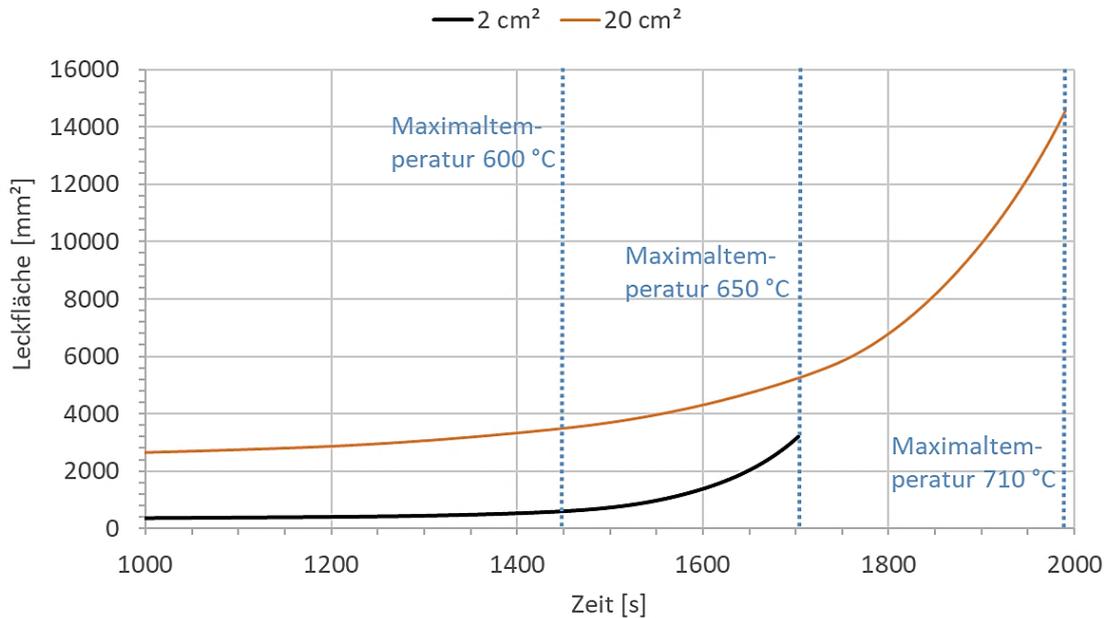


Abb. 5.15 3D-Rohrmodell mit Riss (links oben), Nutzung von Symmetrie

Auf das Modell wurde ein Innendruck von 16,9 MPa bzw. 2 MPa und eine Temperaturbelastung ausgehend von 326 °C mit einer Steigerungsrate von 0,2 K/s auf die Innenseite und die Rissflanken aufgebracht. Als Materialmodell wurde wiederum das in /BLA 17/ für den Werkstoff 20 MnMoNi 5 5 abgeleitete Modell verwendet. Rissfortschritt wurde in Übereinstimmungen mit den Erkenntnissen aus den Experimenten (Abschnitt 5.3.1.1) vernachlässigt. Abb. 5.16 zeigt den Verlauf der Leckflächen, welche mit Hilfe eines Algorithmus aus /SIE 15/ vermessen wurden.



9

Abb. 5.16 Verlauf der Leckflächen für die betrachteten Szenarien mit rissartigen Lecks von 2 cm² und 20 cm² Größe

Zu sehen ist, dass es bereits ab ca. 600 °C, also weit unterhalb der Versagensmaximaltemperatur einer entsprechenden ungeschädigten Komponente von etwa 800 °C, zu einem raschen Aufweiten des Risses (über eine Zunahme des COD) kommt. In den postulierten Fällen wäre daher im Verlauf eine beschleunigte Druckentlastung wahrscheinlich. Ob dies noch vor dem Versagen einer anderen Schwachstelle eintritt, hängt allerdings wesentlich von der Komponente ab, in der der Riss postuliert wird. Weist diese Komponente gegenüber konkurrierenden Schwachstellen eine geringere thermische Belastung oder eine größere Grundfestigkeit (z. B. durch größere Wandstärke) auf, könnte dies die beobachtete Wirkung kompensieren.

Sekundäreffekte, wie die Verstopfung kleiner rissartiger Lecks durch Produkte der Kernschmelze, ein äußerer Kühlungseffekt durch die Volumenentspannung der ausgeströmten Gase sowie ein kurzzeitiges Zudrücken des rissartigen Lecks aufgrund von Wärmedehnungen wurden nicht betrachtet, ein signifikanter Einfluss dieser Effekte wird allerdings nicht erwartet.

5.3.3 Lecks nach Komponentenversagen unter Unfallbelastungen

Eine dritte Fragestellung betrifft die Leckgröße nach dem Versagen ungeschädigter (Rohrleitungs-)Komponenten. Der Großversuch an einem Rohr mit DN700 in /MPA 90/, Experimente an Heizrohren /MAJ 99/ wie auch Experimente aus dem nichtnuklearen Bereich mit gasgefüllten Behältern bei Brandlasten /HOL 16/ zeigten ein instabiles und großflächiges Versagen, welches mit einer immensen Zerstörungskraft einhergeht und bei dem die Leckgröße letztlich keine Bedeutung mehr hat. Dies erscheint insofern plausibel, da nach dem ersten lokalen Riss, der an einer lokalen Heterogenität der Geometrie, der Metallurgie oder der thermischen und mechanischen Belastung entsteht, die Struktur durch die Kerbwirkung des nun entstandenen Risses eine sehr viel geringere Festigkeit hat. Bei gleichbleibender Belastung wird sich das Leck aufweiten und entlang des Rohrs ausbreiten. Ein Leck-Vor-Bruch-Kriterium ist hier nicht anwendbar.

Die Aufweitung bzw. Ausbreitung wird grundsätzlich dann gestoppt, wenn an der Risspitze entweder die Festigkeit des Werkstoffs steigt oder die Belastung sinkt. Eine Steigerung der Festigkeit kann beispielsweise ein angrenzender dickerer oder kälterer Bereich darstellen. So wurde im Großversuch /MPA 90/ der entstandene Riss, nachdem er sich zunächst in axialer Richtung bewegte, am angrenzenden dickeren und kälteren Verlängerungsrohr in azimuthaler Richtung abgelenkt, woraufhin ein Rundabriss erfolgte. Das Versagen suchte sich ausgehend vom initialen Riss den Weg des geringsten Widerstands. Es ist daher anzunehmen, dass sich ein solcher Riss mindestens in der Umgebung des hochbelasteten Bereichs des betreffenden Rohrs weiter ausbreitet. Die Größe dieses hochbelasteten Bereichs ist dabei selten geringer als der Durchmesser des Rohrs (siehe Abschnitt 3.2). Dabei noch nicht berücksichtigt sind dynamische Effekte sowie eine mögliche Versprödung des Werkstoffs durch die geringere Temperatur abseits der initialen Versagensstelle, eine schlagartige Belastung und werkstoffbedingte Versprödungen bei hoher Temperatur (siehe Abschnitt 5.3.1.2), die eine Rissausbreitung weiter begünstigen.

Neben einer Steigerung der Festigkeit kann auch eine verminderte Belastung zum Stillstand des Risses führen. Eine solche entsteht insbesondere durch den Abfall des Innendrucks durch Austritt des Gases durch das entstandene Leck. Im Falle von Rohrleitungen ist aber anzunehmen, dass der Gasdruck durch Nachschub aus angrenzenden Rohrleitungen und letztlich dem RDB als großem Reservoir zumindest partiell erhalten wird. Betrachtet man den Ausströmweg bildlich als zwei in Reihe geschaltete Strömungswiderstände (Strecke zwischen RDB und Leck einerseits und Leck andererseits), dann

sinkt der relevante Druck erst dann signifikant, wenn der Widerstand des Lecks mindestens in die Größenordnung des Widerstands der Strecke zwischen RDB und Leck kommt. Eine Verminderung der Belastung tritt daher erst dann auf, wenn der Strömungswiderstand der Strecke zwischen RDB und Leck begrenzend wirkt. Der Strömungswiderstand des Lecks bzw. die Leckgröße hat ebenfalls nur noch eine untergeordnete Bedeutung.

Bei der Betrachtung des RDB sind die die zuvor diskutierten Voraussetzungen dagegen nicht erfüllt. So kann der Innendruck nach Rissbildung rasch absinken und eine begrenzte Leckfläche entstehen. Arbeiten zur Quantifizierung dieser Leckfläche finden sich beispielsweise in /LAP 05/, /TAR 11/ und basieren auf bruchmechanischen Modellen. In /LAP 05/ wurde so die Wahrscheinlichkeit für ein Rundabreißen des RDBs anstelle eines kleinen Lecks, wie es teils in den OLHF-Versuchen beobachtet wurde, betrachtet und für abschließend als gering eingeschätzt. Aufgrund des zähen Charakters des Werkstoffs 20 MnMoNi 5 5 (siehe auch Abschnitt 5.3.1.1) ist für einen RDB aus diesem Werkstoff ein Rundabreißen noch unwahrscheinlicher als für den dort betrachteten Werkstoff 16MND5.

In /TAR 11/ wurde das dynamische Versagen von kleinen Rohrleitungsproben experimentell analysiert, deren Verhältnis von Bruchenergie und Energie des Gasinhalts den Verhältnissen im RDB entsprechen. Beobachtet wurde eine zweistufige Rissentwicklung mit einer stabilen Phase, bei der die Energie in die Rissaufweitung gelangt und einer instabilen Phase, bei der die Energie in die Beschleunigung der Rissausbreitung gelangt. Die Ausprägung der stabilen Phase war von Niveau und Heterogenität der Belastung, d. h. insbesondere dem Unterschied zwischen dem Ort des initialen Versagens und der Umgebung, abhängig. Die plötzliche Entspannung des Gasinhalts innerhalb und außerhalb der Probe führte zur Abkühlung der Rissflanken um 80-160 K. Durch die Abkühlung wurde die Rissausbreitung teilweise gestoppt und setzte sich an anderer Stelle fort. Schwierigkeiten bei der Bestimmung der Leckgröße betreffen in der Realität allerdings auch die Bestimmung der Belastung und der sensitiven Reaktion des mechanischen Modells auf geringfügige lokale Belastungsunterschiede.

Nicht anwendbar sind die Überlegungen auch auf vorgeschädigte Komponenten, z. B. Heizrohre, wie in /MAJ 97/ beobachtet. Hier ergab sich eine Leckfläche, die teils kleiner als der Rohrquerschnitt war. Für sehr kleine und tiefe Schädigungen kam es dabei sogar nur zum Durchbruch des Ligaments, sodass die Leckfläche schließlich deckungsgleich

mit den Abmessungen der Kerbe war. Eine weitere Aufweitung durch Kriechdehnung ist aber möglich (vgl. Abschnitt 5.3.2).

Ebenfalls nicht anwendbar sind die Überlegungen auf das Versagen an anderer Stelle als Rohrleitungen, wie Flanschleckagen, Dichtungsversagen, Beulen von Instrumentierungen oder dem Herauslösen eingeschweißter Instrumentierungen. Hier ergibt sich die Leckfläche ggf. aus geometrischen oder einfachen mechanischen Überlegungen. Zudem kann ein sekundäres Versagen, z. B. ein Versagen der Bolzen eines Flansches oder ein Abriss der eingebeulten Instrumentierung das Leck vergrößern.

6 Methodik zur Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse

6.1 Motivation und Vorgehensweise

Während bei Auslegung und Sicherheitsnachweis kerntechnischer Anlagen regelhaft konservative Vorgehensweisen im Vordergrund stehen, hat sich in der Unfallanalyse eine Kombination von Best-Estimate-Rechnungen mit konservativen und/oder realistische Randbedingungen und einer Betrachtung der Unsicherheit in Modell sowie Eingabedaten und Randbedingungen durchgesetzt /IAE 02/, /IAE 19/. Hierbei werden aleatorische (d. h. naturgemäß zufällige) und epistemische (d. h. nur aus fehlendem Wissen resultierende) Unsicherheiten unterschieden.

Die Kenntnis der mit dem Rechnungsergebnis verbundenen Unsicherheit erlaubt dem Anwender eine Bewertung der Genauigkeit und Aussagekraft der Rechnung. Im Fall der Bewertung der Komponentenintegrität bei Unfallbelastungen können Zeitpunkte ermittelt werden, bei denen ein Versagen der betreffenden Komponente mit festzulegender Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen bzw. angenommen werden kann.

Dem Modellierer helfen Unsicherheitsanalysen in Verbindung mit Sensitivitätsanalysen bei der Verteilung der Ressourcen auf die entscheidenden Stellen. Eine besondere Rolle kommt der Identifizierung von Modellgrößen zu, deren quantitative Veränderung einen qualitativen Einfluss auf das Ergebnis haben kann, wie beispielsweise dem Übergang zwischen zwei verschiedenen Versagensmodi. Weiterhin lässt sich mit ausreichender Kenntnis der Unsicherheiten eine untere Grenze für Anforderung an die Genauigkeit von Modellen abschätzen, unterhalb derer Verbesserungen nicht mehr sinnvoll sind. Diese wird u. a. durch aleatorische Unsicherheiten, Unsicherheiten vor- und nachgelagerter Rechnungen oder anderweitig nicht weiter eingrenzbarer Unsicherheiten bestimmt. Dadurch können unnötiger Aufwand und irreführende Scheingenauigkeiten vermieden werden.

Nachfolgend sollen Fehler und Unsicherheiten bei der Bewertung der Komponentenintegrität bei Unfallbelastungen diskutiert werden. Mit Hilfe der im Abschnitt 6.2 beschriebenen Kopplung zwischen den GRS Programmen SUSA und ASTOR soll dann in Abschnitt 6.3 eine exemplarische Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse unter Verwendung ausgewählter Unsicherheiten durchgeführt werden.

6.2 Vorüberlegungen und Sammlung von Daten

Neben den eigentlichen Unsicherheiten in den Eingabedaten und Randbedingungen (Abschnitt 6.2.3) sollen hier auch Unsicherheiten der vorgelagerten Rechnungen (Abschnitt 6.2.1) sowie potentielle Fehler und Unsicherheiten in der Modellierung (Abschnitt 6.2.2) betrachtet werden, die alle gemeinsam die Genauigkeit des Ergebnisses bestimmen (Abb. 6.1). Die Zusammenstellung basiert im Wesentlichen auf der Auswertung von Literatur, z. B. zu ähnlichen Problemstellungen, vorangegangenen Projekten oder technischer Dokumentation, sowie der Kommunikation mit nationalen und internationalen Experten verschiedener Disziplinen, z. B. im Rahmen des OECD COSSAL Projekts (siehe Kap. 9). Dort wurde durch die GRS neben der Durchführung einer detaillierten Umfrage ein Workshop zum Thema veranstaltet, der im Februar 2018 in Köln stattfand (Abschnitt 9.4). Weitere Expertenkontakte entstanden auf Konferenzen, Workshops und User Meetings sowie in Vorhaben, die den Unfallhergang im Kernkraftwerk Fukushima Daiichi 2011 untersuchen und rekonstruieren. Zur qualitativen Einschätzung der Unsicherheiten wurden ferner statistische Auswertungen (experimenteller) Daten, Sensitivitätsuntersuchungen und Parameterstudien sowie Analysen begrenzender Szenarien aus der Literatur entnommen oder durchgeführt. Eine besondere Herausforderung für die Quantifizierung von Unsicherheiten in der Unfallanalyse ist, dass kaum Daten aus der Betriebserfahrung herangezogen werden können und sich die Phänomene, von denen in Betrieb und Störfall naturgemäß stark unterscheiden.

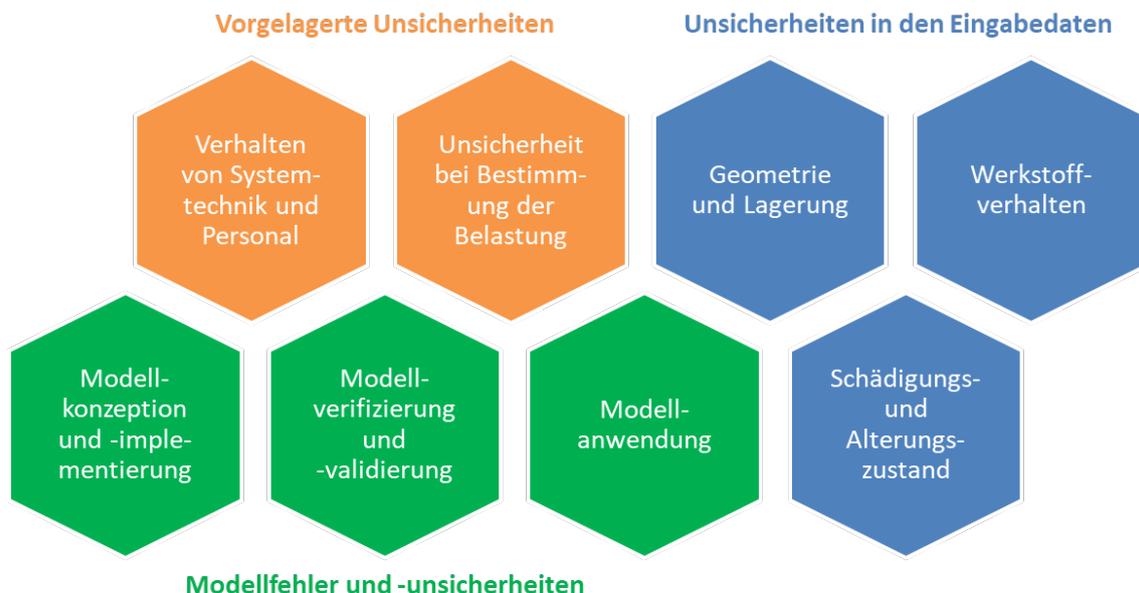


Abb. 6.1 Schematische Einteilung der Modellfehler und -unsicherheiten

6.2.1 Vorgelagerte Unsicherheiten

Die strukturmechanische Bewertung der Komponentenintegrität bei Unfallbelastungen ist üblicherweise Teil einer übergeordneten Unfallanalyse, welche auch die Annahmen zum Verhalten von Systemtechnik und Personal sowie die Simulation des Unfallablaufs (mit Systemcodes) enthält. Diese Disziplinen bilden in der Unfallanalyse den Schwerpunkt der Betrachtungen, sollen hier aber nur kurz bezüglich ihrer Unsicherheiten angesprochen werden. Die Kenntnis vorgelagerter Unsicherheiten ist wichtig, um beispielsweise Anforderungen an die Genauigkeit der strukturmechanischen Modelle abschätzen zu können. Detaillierte Analysen der Unsicherheiten beim Verhalten von Systemtechnik und Personal sowie die bei der Simulation des Unfallablaufs finden sich beispielsweise in /MER 02/, /SIL 08/, /LEE 12/, /HOS 16/, /YOU 17/, /PES 18/ und /SAN 18/.

Abhängig vom auslösenden Ereignis und zusätzlichen Annahmen, die notwendig sind, um in ein HD-Kernschmelzscenario zu gelangen, bestehen Unsicherheiten im Verhalten der Systemtechnik und bei Personalhandlungen. Dazu gehört beispielsweise die Verfügbarkeit von Komponenten, wie Batterien oder Ventilen, der Erfolg von Accident Management Maßnahmen, wie primärseitiger/sekundärseitiger Druckentlastung oder Human Factors, wie Fehlhandlungen, Recovery-Maßnahmen oder zufällige Schwankungen in der Zeitdauer für die Bewältigung einer Aufgabe.

Diese Annahmen bilden wiederum die Randbedingungen für die Simulation des Unfallablaufs, welche üblicherweise mit Lumped-Parameter-Codes, wie MELCOR oder ATHLET-CD, durchgeführt und in jüngerer Zeit mit detaillierteren CFD-Rechnungen ergänzt werden. Unsicherheiten bestehen dort zunächst in der Auswahl und qualitativen Simulation der Phänomene. So ist beispielsweise eine Gegenströmung in der heißen Leitung nur durch eine entsprechend detaillierte Modellierung des Lumped-Parameter-Codes oder eine CFD-Rechnung reproduzierbar.

Unsicherheiten, welche hauptsächlich Massenstrom, Temperatur, Druck und Aerosolpartikelstrom des Fluids betreffen, wirken sich auf die Komponenten der Druckbarriere oft in einer ähnlichen Weise aus, sodass bei der Fragestellung nach der zuerst versagenden Komponente ein geringer Einfluss der vorgelagerten Unsicherheiten zu erwarten ist. Eine Ausnahme besteht bei Komponenten, die direkt mit der Schmelze interagieren, wie einige In-Core-Instrumentierungsrohre oder der Boden der RDB-Kalotte nach der Umlagerung der Schmelze. Für deren Versagen kann aber oft ein ausreichender zeitlicher Abstand zum Versagen anderer Schwachstellen festgestellt werden. Eine zweite

Ausnahme bilden die Auswirkungen von Aufteilungen und Mischungen des Massenstroms innerhalb der Druckbarriere. Dazu zählt beispielsweise die Mischung zwischen den entgegengesetzt fließenden Strömen im Dampferzeugereinlass oder das Massenstromverhältnis zwischen dem höchstbelasteten Dampferzeugerheizrohren und dem Durchschnitt /SAN 18/.

Die Anforderungen an die Genauigkeit des nachgelagerten strukturmechanischen Modells hängt insbesondere von der Fragestellung ab. Betrachtet man allein die Versagenszeit, so ist durch den steil ansteigenden Gastemperaturgradient nach Einsetzen der Zirkonreaktion zusammen mit den überproportional temperaturabhängigen Entfestigungs- und Kriecheigenschaften eine relativ gute Eingrenzung schon mit einfachen Modellen möglich. Möchte man jedoch die zuerst versagende Komponente identifizieren, so ist eine höhere Genauigkeit notwendig, zumal die Versagenszeiten der Schwachstellen aufgrund ähnlicher Sicherheitsmargen oft nahe beisammen liegen. Zumindest aber müssen die Modelle so genau sein, dass für jede kritische Schwachstelle, deren Versagen ausgeschlossen werden soll, eine andere unkritische gefunden werden kann, deren Versagenszeitpunkt ausreichend sicher vorher erfolgt.

6.2.2 Fehler und Unsicherheiten im Modell

Modellfehler sind von den Modellunsicherheiten grundsätzlich zu unterscheiden. Deren Vermeidung ist eine Vorbedingung für eine verlässliche Berechnung, innerhalb derer wiederum definierte Unsicherheiten qualifiziert werden können /IAE 02/, /IAE 19/. Modellfehler lassen sich jedoch nicht mit Sicherheit vermeiden und wirken sich auf die Genauigkeit und Aussagekraft des Ergebnisses ähnlich negativ wie Modellunsicherheiten aus. Die wichtigsten Werkzeuge zur Vermeidung sind einerseits eine große Sorgfalt bei der Modellkonzeption, -implementierung und -anwendung und andererseits eine ausreichende Verifizierung und Validierung. Jeder Modellierungsschritt erfordert eine kritische Reflexion der Modellannahmen und der Grenzen des Modells. Die extremen Bedingungen bei Unfällen stellen dabei eine besondere Herausforderung für die experimentelle Validierung dar.

Eine erste Gruppe von Unzulänglichkeiten entspringt der Tatsache, dass bei der Modellierung grundlegende Annahmen getroffen werden müssen, deren Gültigkeit zwar wahrscheinlich ist, deren Ungültigkeit aber schwere Konsequenzen für das Modellergebnis nach sich ziehen kann. Ein Beispiel im hier betrachteten Kontext wäre die Existenz von Rissen oder Schwachstellen in der Komponente, obwohl diese nach geeigneten

Spezifikationen hergestellt und geprüft wurden oder die Ausführung einer Komponente abweichend von der Zeichnung.

Eine nächste Gruppe betrifft die Identifikation und Auswahl von im Modell zu berücksichtigenden Komponenten, Phänomenen, Teilphänomenen und Versagensmodi. Insbesondere bei komplexen Problemstellungen liegt die Herausforderung der Modellierung oft in der Auswahl grundsätzlich auftretender und zu berücksichtigender Vorgänge /WIL 05/. Ein bekanntes Beispiel für ein fälschlicherweise unberücksichtigtes Phänomen ist der Einfluss von Restwasser auf die Wechselwirkung zwischen Schmelze und RDB-Wand, welcher erst im Nachgang des Unfalls in TMI 2 gefunden wurde /WOL 94/. Für den Anwendungsfall „Integrität der Druckbarriere bei Unfällen“ können derartige Fehler eine asymmetrische Auswirkung auf das Ergebnis haben, da durch das Übersehen einer Schwachstelle oder eines Versagensmodus zwar ein späteres, nicht aber ein früheres Versagen errechnet werden kann (ODER-Verknüpfung). Eine Methode zur Identifikation aller zu berücksichtigenden Schwachstellen, Phänomene, Teilphänomene und Versagensmodi bieten nur experimentelle Analysen auf Ebene des Gesamtsystems oder die Analyse von Unfällen.

Für die Modellbildung ist unter den bekannten Komponenten, Phänomenen, Teilphänomenen und Versagensmodi eine Auswahl zu treffen, welche im Modell berücksichtigt werden sollen. Besonders betrifft dies das Werkstoffmodell, in welchem eine idealisierte Betrachtung des Werkstoffverhaltens (z. B. kontinuierlich, isotrop, homogen) und eine Vernachlässigung nachrangiger Abhängigkeiten (z. B. Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit) oft einem Kompromiss zwischen notwendiger Genauigkeit und technischer Machbarkeit bzw. verfügbaren Werkstoffdaten entspringt. Bei komplexen Problemstellungen sind Einzeleffekte oft nur schwer voneinander zu trennen oder interagieren untereinander. Für den Prozess der Identifikation und des Rankings von Phänomenen stehen standardisierte Techniken, wie Phenomena Identification and Ranking Techniques (PIRT) zur Verfügung /DIA 06/. Bei der Vielzahl konkurrierender Schwachstellen einer Druckbarriere, die unabhängig voneinander zu einem Versagen führen können, bietet sich zudem eine Vorgehensweise an, bei denen zunächst alle Modelle auf einem gleichmäßigen Niveau weiterentwickelt werden, um in einem weiteren Schritt die Modellierung auf Kandidaten zu fokussieren. Da viele Systemcodes bisher nur vereinzelt mechanische Modelle beinhalten /PEL 15/, kann ein erster Schritt beispielsweise in der Implementierung sehr einfacher Modelle bestehen.

Besonders fehleranfällig sind die Schnittstellen in interdisziplinären Problemstellungen, insbesondere wenn die jeweiligen Rechencodes oder Experimente nicht von Vorhinein aufeinander zugeschnitten sind und jeweils eigene Anforderungen und Prioritäten aufweisen. Offensichtliche Beispiele sind unterschiedliche Zeitschrittweiten und Nodalisierungen und ein dadurch notwendiges Mapping. Teilweise ist auch die Rekonstruktion mit Hilfe von Drittinformationen notwendig, z. B. wenn ein punktuell gemessenes Temperaturfeld in einer dreidimensionalen Analyse angewandt wird. Umgekehrt müssen Daten aus komplexen Analysen oft auf wenige, aussagekräftige Größen zurückgeführt werden.

Phänomene, die an der Schnittstelle auftreten, wie der Wärmeaustausch zwischen Fluid und Struktur durch Strahlung, Konvektion und Leitung spielen für einen Thermohydraulikcode beispielsweise eine geringere Rolle als für den Strukturcode, sodass diese Phänomene möglicherweise nicht ausreichend genau abgebildet werden (vgl. Abschnitte 3.2 und 8.1). Eine Lösung kann hier die Verschiebung der Schnittstelle darstellen, sodass besagte Effekte im Strukturcode nochmals mit genaueren Modellierungen und anderen Schwerpunkten (ggf. nur lokal) reproduziert werden. Fehler an der Schnittstelle zwischen den Disziplinen entstehen auch durch die personell arbeitsteilige Herangehensweise bei interdisziplinären Problemstellungen. Kommunikation und Basiswissen in angrenzenden Disziplinen sowie eine entsprechende Dokumentation der Arbeiten und Methoden sind hier notwendig.

Innerhalb der Modelle kann die endliche Diskretisierung zu einer Ungenauigkeit im Ergebnis führen. Das betrifft beispielsweise Umfang, Feinheit und Qualität der Vernetzung der Geometrie in FE Modellen, die Wahl der Zeitschrittweite, begrenzte numerische Genauigkeiten von Algorithmen, die diskrete Repräsentation des Materialmodells (mit Fitting, Inter- und Extrapolation) oder die Dimensionsreduktion durch die Nutzung von (in der Realität nicht perfekten) Symmetrien. Derartige Ungenauigkeiten lassen sich jedoch, z. B. durch Vernetzungsstudien oder die Verifizierung/Validierung des Materialmodells, gut abschätzen und durch eine ausreichend feine Diskretisierung minimieren.

Fehler im Modell können entstehen, wenn die herangezogenen Eingabedaten den eigentlich betrachteten Bereich nicht oder nur unzureichend abbilden. Bei fehlenden Werkstoffdaten im Hochtemperaturbereich müssen beispielsweise Extrapolationen oder Analogiebetrachtungen zu ähnlichen Werkstoffen herangezogen werden, was die Gefahr birgt, Trendänderungen durch Werkstoffphänomene, wie beispielsweise Phasenumwandlungen oder abweichende Verformungsmechanismen auf Mikrostrukturebene, zu

übersehen. Eine weitere Fragestellung betrifft die Übertragbarkeit der an Kleinproben gewonnenen Werkstoffkennwerte auf die Komponente, z. B. hinsichtlich des Spannungszustands. Bei großen Komponenten bewirkt die thermische Trägheit bei der Wärmebehandlung eine geringere maximal erreichbare Abkühlgeschwindigkeit im Inneren des Werkstoffs. Der Größeneinfluss kann sich weiterhin auf die Wahrscheinlichkeit von Regionen mit unterdurchschnittlicher Festigkeit und dem Einfluss kleiner Werkstofffehler durch die Mittelung der Festigkeit über der Dicke auswirken. Untersuchungen zum Größeneinfluss sind beispielsweise in /KRI 03/ zu finden.

Verifizierung und Validierung sind die maßgeblichen Werkzeuge, um Modellfehler zu vermeiden. Fehler an dieser Stelle unterwandern den gesamten Prozess der Modellgenerierung. Wichtig ist dabei insbesondere, dass alle Anwendungsfälle ausreichend von der Validierung erfasst sind. So sind neben Unfallszenarien mit monoton steigender Komponentenbelastung beispielsweise auch solche zu berücksichtigen, bei denen es zeitweise zu einem Rückgang der Belastung kommt.

Insbesondere im Bereich des Komponentenverhaltens bei Unfällen ist eine Validierung schwierig, da oft keine Experimente zur Verfügung stehen oder die Experimente Kompromisslösungen, wie Skalierung oder abweichende Randbedingungen aufweisen. Eine Lösung kann hier sein, die „starke Validierung“ an maßstäblichen Experimenten, skalierten Experimenten, Kleinproben und Nachrechnung realer Unfälle durch „schwache“ Validierungen im Sinne von Plausibilitätsbetrachtungen, Vergleiche von Methoden untereinander, Vergleich mit ingenieurmäßigen Abschätzungen, Analoga aus anderen Bereichen, Expertenreviews oder Internationale Benchmarks zu ergänzen (siehe Abschnitt 7.3). Auch Kettenvalidierungen, bei denen ein vereinfachtes (analytisches) Modell an einem (komplexen) Finite-Elemente-Modell validiert wird, sind möglich. Eine Übereinstimmung im Ergebnis muss nicht zwangsläufig eine erfolgreiche Validierung bedeuten, etwa wenn kompensierende Fehler auftreten, die Eingabedaten so konzipiert sind, dass es unabhängig von der Qualität des Modells zu einem akzeptablen Ergebnis kommt (z. B. extremer Temperaturgradient) oder bei der Auswahl der Parameter nur solche ausgewählt werden, die das Modell bestätigen. Hier helfen neben Sorgfalt bei der Auswahl der Validierungsfälle insbesondere die Trennung von Modellierer und Validierer sowie der Einsatz von Blindvalidierungen.

Letztlich können Modellfehler auch auf Seiten des Anwenders auftreten. Mit steigender Komplexität der Bewertungsmethode steigt in der Regel auch die Anfälligkeit für Anwendungsfehler. Die Anwendung einer Bewertungsmethode setzt immer auch einen

geeignet ausgebildeten Benutzer voraus. Problematisch kann dies bei der interdisziplinären Analyse werden, bei denen der Bediener u.U. fachlich weit von der Teilproblemstellung der Komponentenintegrität entfernt ist, aber Modellparameter festlegen muss. Menschliche Fehlerquellen lassen sich etwa in Benchmark-Analysen aufdecken, wie im Rahmen des OECD/NEA Projekts COSSAL gezeigt (siehe Abschnitt 9.3.3). Weiterhin helfen robuste Methoden, geeignete Voreinstellungen und vorgegebene Daten sowie die parallele Ausführung mehrerer unterschiedlicher Methoden.

6.2.3 Unsicherheiten in Eingabedaten und Randbedingungen

Unsicherheiten in der Darstellung der Geometrie sind in der Regel gering, da diese durch die bei der Konstruktion vorgesehenen Form- und Lagetoleranzen begrenzt werden. Im weiteren Sinne zu den dieser Kategorie lassen sich auch Montagetoleranzen, etwa beim Anzugsdrehmoment von Flanschverschraubungen, zählen.

Eine wesentliche Quelle der Unsicherheit liegt im Werkstoffverhalten begründet. Diese besteht einerseits in der Streuung von Materialeigenschaften innerhalb der Spezifikation bzw. Charge (Chemische Zusammensetzung, Wärmebehandlung, Mikrostruktur) und andererseits in Unsicherheiten und Vereinfachungen bei deren Ermittlung. So lässt sich beispielsweise eine Streuung in den ermittelten Kriechdaten zwischen verschiedenen Laboren beobachten. Eine Streuung entsteht auch aus der Schwierigkeit, die Randbedingungen, insbesondere die Temperatur, im Versuch exakt einzuhalten /ONI 19/.

Für die Streuung des Kurzzeitkriechverhaltens stehen nur wenige Publikationen zur Verfügung. Daten für verschiedene ferritische und austenitische Werkstoffe in /AZO 95/, /MPA 99/, /KRI 03/, /MPA 05/, /WIL 05/, /SAN 18/ und /ONI 19/ lassen keine allgemeingültige Aussage zu, deuten aber auf eine ähnlich große Schwankungsbreite hin, wie sie im Rahmen plastischer Verformung und Langzeitkriechen beobachtet werden. So wird in /WIL 05/ von Schwankungen bis zu 30 % innerhalb der gleichen Charge berichtet.

Die mit Abstand wichtigste Unsicherheit bei den Eingabedaten stellt die Annahme von Schädigungen und Alterung der Dampferzeugerheizrohre dar /SAN 18/. Anders als für die Großkomponenten RDB, Hauptkühlmittelleitung und Volumenausgleichsleitungen können Schäden wie Risse oder Abrasionen für die Heizrohre nicht ausgeschlossen werden und wurden in der Betriebserfahrung beobachtet /IAE 11/. Schäden in den Heizrohren begünstigen deren Versagen mit der möglichen Folge eines Containment-Bypasses. Unsicherheiten betreffen Art, Anzahl, Geometrie, Verteilung und mögliches

Zusammenwirken der Schäden. Neben wanddurchdringenden oder nicht wanddurchdringenden axialen oder azimutalen Rissen auf der Innen- oder Außenseite treten auch großflächigere Schäden auf. Die Verteilung der Schäden ist nicht unbedingt homogen und kann sich an bestimmten Stellen, beispielsweise am Rohrboden, konzentrieren. Damit steigt die Wahrscheinlichkeit, dass ein Schaden mit einem besonders hoch belasteten Bereich zusammenfällt oder Schäden untereinander interagieren (z. B. Versagen des Ligaments zwischen zwei Rissen). Die (anlagenspezifischen) Unsicherheit kann aus Messungen im Rahmen der Prüfung der Heizrohre hergeleitet werden. Dabei müssen Umfang der Prüfung, Registrierungs-/Verschlusskriterien, Prüfintervall (mögliche Verschlechterung zwischen Prüfungen) und Messtoleranz berücksichtigt werden. Ein Beispiel dazu für US-amerikanische Anlagen findet sich in /SAN 18/.

6.3 Realisierung einer Kopplung zwischen SUSAs und ASTOR

6.3.1 Hintergründe der gekoppelten Programme

Im Folgenden werden die Programme SUSAs 4.2.2 und ASTOR in Hinblick auf die relevanten Funktionen kurz beschrieben. Das von der GRS entwickelte Programm SUSAs (**S**oftware for **U**ncertainty and **S**ensitivity **A**nalyses) ermöglicht Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen in Verbindung mit verschiedenen Rechencodes. Für die Schnittstellen zu den Rechencodes ATHLET, COCOSYS, CRAVEX und MAAP-CANDU sind spezielle Eingabemasken in der grafischen Oberfläche vorhanden, welche die Handhabung vereinfachen. Für andere Codes existiert eine generische Vorgehensweise. Dem Programm ist eine Anleitung mit Beispielen sowie eine umfangreiche Benutzerhilfe beigelegt. SUSAs erzeugt eine Vielzahl von Logdateien, die einen Einblick und Kontrolle der erzeugten Daten ermöglichen. Abb. 6.2 zeigt das Hauptmenü des Programms in der graphischen Benutzeroberfläche /KLO 17/.

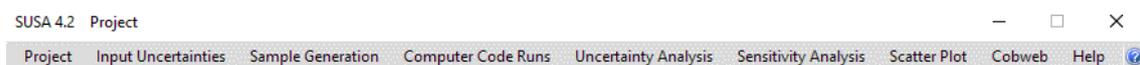


Abb. 6.2 Hauptmenü von SUSAs 4.2.2

Das von der GRS entwickelte Programm ASTOR (s. Kap. 7) vereint vereinfachte Verfahren zur Versagensanalyse von Primärkreis Komponenten unter auslegungsschreitenden Belastungen. ASTOR verwendet ein Eingabedatenformat, welches auf dem plattformunabhängigen XML-Format basiert. Hier werden Informationen bezüglich Komponentenart, Geometrie, thermischer und mechanischer Belastungen angegeben.

Die Ausgabe von ASTOR wurde für die Kopplung mit SUSA angepasst. In Untermenü „Solver“ kann seitdem die Erzeugung eines speziellen SUSA-lesbaren Ausgabefiles angefordert werden.

6.3.2 Erstellung eines Hilfsprogramms

Das Programm SUSA bietet in der aktuellen Version lediglich die Möglichkeiten zum Ausführen von Batchdateien (*.bat) sowie von ausführbaren Dateien (*.exe). Eine direkte Ausführung des JAVA-Programmcodes, auf welchen ASTOR basiert, ist daher nicht möglich. Aus diesem Grund wurde ein ausführbares Programm („ASTARTER.EXE“), welches auf der Programmiersprache C++ basiert, entworfen. Das Hilfsprogramm „ASTARTER.EXE“ ruft das JAVA-basierte Programm ASTOR anhand der Kommandozeile „cmd /q /C start java.exe -jar ASTOR.jar“ auf. Dabei können zusätzliche Argumente übertragen werden. Die Option „C“ schließt nach Beendigung der Rechnung das geöffnete Fenster.

Das Hilfsprogramm „ASTARTER.EXE“ wird wiederum durch ein von SUSA erzeugtes Batchfile aufgerufen. Standardmäßig hat dieses die Form „Call %exefile% "inxxx" %outDir%“. Als „%exefile%“ wird dabei „ASTARTER.exe“ und für "inxxx" die ASTOR-Eingabedatei eingesetzt. Das Ausgangsverzeichnis „%outDir%“ wird zwar weitergegeben, aber vom Hilfsprogramm verworfen.

Neben der Funktion, JAVA-Code durch SUSA ausführbar zu machen, kann das Hilfsprogramm für jede Rechnung individuelle Lasttransienten erstellen kann, die von ASTOR neben der Eingabedatei benötigt werden. Die Information dazu wird von SUSA in den Bereich der ASTOR-Eingabedatei geschrieben, der sich außerhalb des XML-Codes befindet und daher in ASTOR unberücksichtigt bleibt. Anhand dieser Angabe wird eine Datei („rampe-inxxx.csv“) erstellt, welche im CSV-Format Temperatur- und Drucktransienten beinhaltet. In dem entsprechenden ASTOR-Eingabefile wird der Eintrag der zugeordneten Lasttransiente fortlaufend angepasst.

Zur sequenziellen Abarbeitung der Rechnungen wurde eine Ablaufsteuerung implementiert, da eine größere Anzahl von gleichzeitigen ASTOR-Berechnungen einen Arbeitsplatzrechner blockieren kann. Anhand eines Ausgabefiles von ASTOR kann ermittelt werden, ob eine einzelne Rechnung beendet wurde. Falls das entsprechende Ausgabefile existiert, wird die Nummer der Rechnung in einem Logfile („ASTARTER.log“)

hinterlegt. Dadurch ist es folgenden Ausführungen von ASTARTER möglich, zu erkennen, ob die vorherige Rechnung bereits beendet wurde.

6.3.3 Ablauf einer gekoppelten Rechnung

Im Folgenden wird der Ablauf der Erstellung von Eingabedaten, Berechnung und Auswertung der Ergebnisse dargestellt. Dabei soll die Abhängigkeit der Versagenszeit von der Wandstärke als Beispiel dienen.

6.3.3.1 Vorbereitung der Eingabe und Erzeugung der Eingabefiles

Zur Vorbereitung der Eingabe wird zunächst SUSA 4.2.2. gestartet und mit „Project – New“ ein neues Projekt angelegt. Im Menüpunkt „Input Uncertainties – Documentation“ können dann Parameter, die für die Unsicherheitsanalyse relevant sind, eingegeben werden. Dazu muss für jeden Parameter eine eindeutige ID (hier: GWALLTHICK) sowie optional eine Beschreibung und die verwendete Einheit eingegeben werden. Zusätzlich ist die Eingabe eines Referenzwerts und eines „Best estimate value“ notwendig. Mit Hilfe der Schaltfläche Add werden die definierten Parameter der Parameterliste hinzugefügt. Die Schaltflächen auf der rechten oberen Seite ermöglichen das Hinzufügen mehrerer Parameter in einem Schritt. Die Ausführung von SUSA mit weniger als 10 Parametern führte in den Erprobungen zu Fehlern, daher müssen als Workaround weitere (Dummy-) Parameter hinzugefügt werden, die später ungenutzt bleiben.

Die ASTOR-Eingabedatei, welche als Template genutzt werden soll, muss entsprechend vorbereitet werden. An der Stelle, an der SUSA den Parameterwert einfügen soll, wird hier der Bezeichner „#*01F“ eingetragen. Dabei steht 01 für die Nummer des Parameters in der Liste (bei mehr als 100 Parametern 001) und F für den Datentyp (Float). SUSA fügt die entsprechenden Werte nicht ein, sondern überschreibt Zeichen für Zeichen, daher sind nach dem Bezeichner eine ausreichende Zahl an Leerzeichen einzutragen. Der Parser in ASTOR ignoriert später übrigbleibende Leerzeichen. Falls mehrere Parameter in die Unsicherheitsanalyse einfließen sollen, ist ein analoges Vorgehen für die anderen Parameter notwendig.

```
<geomset>  
    <GWALLTHICK>#*01F      </GWALLTHICK>  
</geomset>
```

Im Menü „Input Uncertainties - Distribution“ wird nun dem Parameter eine (Unsicherheits-)Verteilung zugewiesen. Auf die umfangreichen Möglichkeiten wird hier nicht näher eingegangen, das SUSA-Benutzerhandbuch enthält dazu weitere Erläuterungen. Für die Wandstärke (GWALLTHICK) wurde hier eine Normalverteilung mit minimalem Wert 46.7 mm und maximalem Wert 47.3 mm angenommen. Der Erwartungswert entspricht daher 47 mm. Eine Standardabweichung von 0.5 wurde exemplarisch angenommen. Die Zuweisung muss jeweils mit „Save“ bestätigt werden. Aus programmtechnischen Gründen werden auch den nicht relevanten Parametern Verteilungsfunktionen zugeordnet. Das Programm erlaubt die gleichzeitige Zuweisung mehrerer Parameter, indem diese auf der linken Seite markiert werden.

Im Folgenden wird die Erzeugung von Zufallswerten mit Hilfe des Untermenüs „Sample Generation-Simple Random Sample“ durchgeführt. Zufallswerte sind insbesondere dann sinnvoll, wenn aufgrund der vielen Dimensionen nicht der gesamte Parameterraum mit äquidistanten Werten durchfahren werden soll (Monte-Carlo-Methode). Im sich öffnenden Dialog wird die Anzahl der Proben („Sample size“) definiert. Für den angenommenen, vereinfachten Fall wird eine Probenanzahl von drei gewählt.

Die Erzeugung von ASTOR-Eingabefiles erfolgt innerhalb des Menüs „Computer Code Runs - Code Selection - Other Code“. Die vier auswählbaren Optionen müssen in der vorgegebenen Reihenfolge von oben nach unten bearbeitet werden. Als erster Punkt wird eine Vorlage (Template) für die Erzeugung einer Eingabedatei vorbereitet. Nach Auswahl eines Menüpunkts wird im folgenden Fenster die durch Einfügen entsprechender Platzhalter vorbereitete Datei Eingabe.astor ausgewählt. SUSA erzeugt anhand der vorgegebenen Datei eine neue Vorlage mit der Bezeichnung „Eingabe_Template.astor“. Diese wird dem Nutzer zur Überprüfung angezeigt.

Im nächsten Schritt soll SUSA unter „Computer Code Runs - Code Selection - Other Code“ im Menüpunkt „Generate input Files“ anhand der erzeugten Vorlage („Eingabe_Template.astor“) und der Probenwerte (SUSA Ausgabedatei „ParSample.prn“) Eingabedateien für ASTOR erzeugen. Im zugehörigen Eingabefenster werden Eintragungen von SUSA vorgeschlagen. Es sollte ggf. überprüft werden, ob die

Parameteranzahl korrekt ist und das richtige Verzeichnis für die Eingabedateien ausgewählt wurde. Die Eingabedateien werden nach Bestätigung automatisiert erstellt. Der Dateiname ergibt sich aus dem definierten Präfix (in) und einer Nummer. Für den hier betrachteten Fall werden 3 Dateien „in001“, „in002“ und „in003“ erzeugt.

6.3.3.2 Ausführung der Rechnungen

Der Menüpunkt „Start runs for available input files“ unter „Computer Code Runs - Code Selection - Other Code“ ermöglicht die Ausführung von ASTOR mit den erzeugten Eingabedaten im Block. In der Auswahl werden das erste und letzte Eingabefile festgelegt. Ebenso wird das Ausgabeverzeichnis definiert. Als aufzurufendes Programm wird hier das Hilfsprogramm „ASTARTERMA.EXE“ gewählt. Alle Dateien müssen sich, falls die Batch-Datei nicht angepasst wurde, im gleichen Verzeichnis wie die Batchdatei (im zum SUSA-File gehörigen Verzeichnis) befinden. Die Ausführung sollte daher nicht im von SUSA angelegten Projektordner erfolgen. Danach muss bestätigt werden, dass eine Batch-Datei („SUSACodeRuns.bat“) erzeugt wird, mit welcher die ASTOR-Einzelrechnungen gestartet werden können. Nachdem die Batch-Datei erzeugt wurde, muss der Start der Batch-Datei zur Ausführung der ASTOR-Rechnungen bestätigt werden. Nach jeder erfolgten Berechnung legt ASTOR eine Ergebnisdatei an. Damit die Ergebnisdatei einfach der Eingabedatei zuzuordnen ist, findet sich die Kennnummer der Eingabedatei „inXXX“ auch in der Ausgabedatei „Comp_0.inXXX.susa.csv“ wieder. So wird z. B. der Eingabedatei „in003“, die Ausgabedatei „in003.susa.csv“ zugeordnet.

6.3.3.3 Auswertung der Ergebnisse

Im Folgenden wird die Auswertung der ASTOR-Rechnungen mit Hilfe von SUSA beschrieben. Dazu wird in einem ersten Schritt der Menüpunkt „Via address of result“ (Menü „Computer Code Runs - Code Selection - Other Code“) ausgewählt.

Im folgenden Auswahlfenster werden das erste und das letzte Ergebnisfile ausgewählt. Ebenso soll das bzw. die Ergebnisse ausgewählt werden, die für die Auswertung relevant sind. In ASTOR stehen derzeit die Ergebnisse Versagenszeit (1) und Versagensmodus (2) zur Verfügung. Zur Ergebnisauswahl wird das relevante Ergebnis in das Feld „Address of result“ eingetragen und durch Drücken des „ADD TO List“-Buttons in das Feld „Selected results“ hinzugefügt. Für den Ausgabefile kann im Eingabefenster „Output file“ ein geeigneter Name für den Ergebnisfile festgelegt werden. Optional kann der für die Auswertung relevante Zeitbereich im Eingabefenster „Time range (seconds)“

definiert werden. Im SUSAs-Benutzerhandbuch wird in Abschnitt 7.2.5.3 das benötigte Format eines Ausgabefiles wie folgt beschrieben: „AnzErgeb, Zeit, Ergebnis (1), Ergebnis (2), ..., Ergebnis (AnzErgeb)“. Hierbei ist „AnzErgeb“ die Anzahl der Ergebnisse und die Zeit eine Zeitangabe in Form von Simulationszeit oder ein Indexwert. Die Ergebnisdatei in001.susa.csv ist z. B. folgendermaßen aufgebaut:

```
3 0.0 7.930000E4 3 0.0
10 10
```

In der ersten Zeile wird zuerst die Anzahl der Ergebnisse (3) definiert. Dann wird eine Zeit bzw. Index festgelegt (0.0). Die zwei Ergebnisse sind hier „11885.0, 1“ und „0.0“. Ein Ergebnisfile muss mindestens aus 2 Zeilen bestehen, da ansonsten SUSAs eine Fehlermeldung ausgibt. Die Dummy-Werte (10 und 10) in der zweiten Zeile haben daher keine Bedeutung für die Auswertung, sondern kennzeichnen das Ende der Datei.

Danach wird das Menü „Computer Code Runs - Post-processing of Time/Index-dependent Output“ aufgerufen. Dabei wird die Datei „minmax.scl“ erzeugt, welche für die weitere Auswertung benötigt wird. Im zugehörigen Auswahlfenster wird das auszuwertende *.idp-File eingegeben. Zusätzlich wird die Anzahl der für die Auswertung relevanten Ergebnisse sowie die Anzahl der Berechnungen eingegeben. Da bei jedem Rechenlauf von ASTOR nur ein für die Analyse mit SUSAs 4.2.2 relevantes Ergebnis bestimmt wird, welches die Versagenszeit beinhaltet, ist es zweckmäßig die erste Analyseoption „Minima and maxima of ALL results...“ auszuwählen. Die Anwendung der beiden anderen Analyseoptionen ist nicht notwendig, da im angenommenen Beispiel in der Ergebnisausgabe von ASTOR keine Zeitschritte bzw. Indizes verwendet, sondern die Versagenszeit als Ergebnis eingesetzt wurde. Die Auswahl im Menü „Print output“ ermöglicht eine Kontrolle der Analyse anhand eines Textfiles mit der Bezeichnung „tussis1.prn“, der zusätzlich zu den ausgewählten 3 Ausgaben eine übersichtliche Zusammenfassung der Ergebnisanalyse ermöglicht. Danach wird das Menü „Scatter Plot - Parameter * Code Result“ zur Erzeugung einer grafischen Auswertung aufgerufen. SUSAs ermöglicht in diesem Menüpunkt die grafische Darstellung von Ergebnissen in Bezug zu den Parametern. Die Eingabeparameter sind in der Datei „ParSample.dsn“ gespeichert. Die zugehörigen Ergebnisse finden sich im Ausgabefile „MinMax.scl“. Es sollte überprüft werden, ob im Eingabefenster „Number of output variables (V)“ die korrekte Anzahl der für die Auswertung relevanten Ausgabewerte, gesetzt ist. Da im Beispielfall nur ein Ausgabewert relevant ist, wird dort eine 1 eingesetzt. Im zugehörigen Auswahlfenster kann der relevante Parameter GWALLTHICK und das relevante Ergebnis V₁ durch Drücken des „Plot“-

Buttons ausgewählt werden. Durch Bestätigung mit dem OK-Buttons wird der grafische Plot in einem neuen Fenster erzeugt (unter Zuhilfenahme des Programms AptPlot).

6.4 Erprobung der Kopplung anhand beispielhafter Analyse

In den folgenden Unterkapiteln wird die beschriebene Methodik in einer beispielhaften Analyse angewendet. In Abschnitt 6.4.1 werden dazu Annahmen zur statistischen Verteilung von Eingabedaten beschrieben In Abschnitt 6.4.2 wird mit Hilfe einer Vielzahl von Einzelrechnungen der Einfluss von Werkstoffdaten, Geometrie und Lastaufbringung auf die Versagenszeiten bestimmt und korreliert.

6.4.1 Annahmen zur statistischen Verteilung von Eingabeparametern

6.4.1.1 Werkstoffdaten

Im Rahmen von früheren Arbeiten wurden Werkstoffdaten für Reaktorwerkstoff 20 MnMoNi 5 5 für die Abschätzung der Versagenszeit mit Hilfe einer Larson-Miller-Beziehung (Gleichung 7.1) generiert /SPE 12/.

$$t_B = 10 \left[\frac{P_{LM}}{T} - C \right] \quad (6.1)$$

mit P_{LM} : Larson-Miller-Parameter, T : Temperatur [K], C : Materialkonstante.

Für die Spannungsabhängigkeit werden üblicherweise folgende Ansätze verwendet:

$$P_{LM} = a_1 + a_2 * \log(\sigma) \quad (\text{Anpassung durch Gerade}) \quad (6.2)$$

$$P_{LM} = a_1 + \sqrt{a_2 + a_3 * \log(\sigma)} \quad (\text{Anpassung durch Parabel}) \quad (6.3)$$

$$P_{LM} = a_1 + a_2 * \log(\sigma) + a_3 * [\log(\sigma)]^2 \quad (\text{Anpassung durch Termreihe}) \quad (6.4)$$

Zur Berücksichtigung von Unsicherheiten kann die Bruchzeit durch folgende, angepasste Formel berechnet werden /ONI 19/:

$$t_B = 10 \left[\frac{P_{LM}}{T} - c - zS \right] \quad (6.5)$$

Hierbei ist Z ein Parameter, der von der Versagenswahrscheinlichkeit abhängt und S die logarithmische Standardabweichung. Im Folgenden wird zur Vereinfachung die Variable C^* eingeführt, welche folgendermaßen definiert ist:

$$C^* = C + ZS \quad (6.6)$$

Im Folgenden wird eine statistische Verteilung der Kriecheigenschaften erzeugt, indem die in /SPE 12/ ermittelten Werte mit einer in /ONI 19/ für eine ähnliche Problemstellung ermittelte Standardabweichung kombiniert werden, wobei die Parameter a_1 , a_2 und a_3 der Gleichung 7.4 mit Hilfe der Solver-Funktion von Excel (Minimierung der Summe der Fehlerquadrate) ermittelt werden. Bei einem angenommenen C-Wert von 17.54301, welcher sich an /ONI 19/ orientiert, werden folgende Parameter ermittelt:

$$a_1 = 26654.5, a_2 = -1811.5, a_3 = -1457.2.$$

Bei der statistischen Betrachtung von Materialdaten sind Methoden der Intervallabschätzung (Konfidenzintervall) gebräuchlich /DRA 98/, /KOS 19/. Nach /KOS 19/ wird ein Konfidenzintervall folgendermaßen definiert: $1 - \alpha$ heißt Konfidenzniveau oder Vertrauenswahrscheinlichkeit, $c_1 \leq \theta \leq c_2$ Konfidenzintervall oder Vertrauensintervall. Mit einer Wahrscheinlichkeit von $1 - \alpha$ befindet sich der unbekannte Parameter θ zwischen c_1 und c_2 . In Abb. 6.3 ist ein 95 %-Konfidenzintervall ($1 - \alpha = 0,95$) dargestellt. Aufgrund der Symmetrieeigenschaften wird angenommen, dass jeweils 2,5 % aller Stichproben außerhalb der unteren und 2,5 % aller Stichproben außerhalb der oberen Grenze liegen.

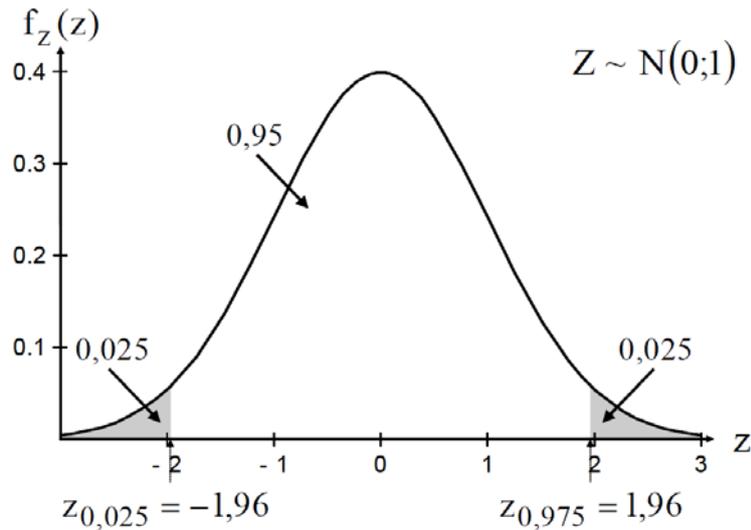


Abb. 6.3 Schematische Darstellung des Konfidenzintervalls (95 %) /KOS 19/

Angelehnt an /ONI 19/ wird ein C-Wert von 17,54301 angenommen. Zu diesem wird das Produkt aus Standardabweichung S und Versagensparameter Z addiert. In Tab. 6.1 sind die entsprechenden Werte in Abhängigkeit von den Konfidenzintervallen aufgelistet.

Tab. 6.1 Abhängigkeit der Standardabweichung vom Konfidenzintervall

	Standardabweichung	Z-Parameter	Z*S
50 %-Konfidenzintervall	0,2432203	0	0
95 %-Konfidenzintervall	0,2432203	1,64	0,4
99 %-Konfidenzintervall	0,2432203	2,33	0,57

Nach /ONI 19/ kann angenommen werden, dass 95 % aller LMP-Parameter C^* innerhalb des Konfidenzintervalls (17,543; 18,109) liegen. Als Erwartungswert kann der Mittelwert von 17,865 angenommen werden. Die Standardabweichung σ wird anhand folgender Formel berechnet:

$$\sigma = (\bar{x} - \mu) \frac{1}{z_{1+\alpha/2}} \quad (6.7)$$

Hierbei sind \bar{x} die Schätzfunktion (angenommenes Minimum bzw. Maximum), μ der Erwartungswert und $z_{1+\alpha/2}$ das Quantil der Standardnormalverteilung.

Die so angenommen Standardnormalverteilung kann durch die Parameter Erwartungswert $\mu = 17,865$ und Standardabweichung $\sigma = 0,4$ beschrieben werden. In Abb. 6.4 ist ein relevanter Ausschnitt der zugehörigen Dichtefunktion des LMP-Parameters C^* für ein 95 %- und ein 99 %-Konfidenzintervall abgebildet.

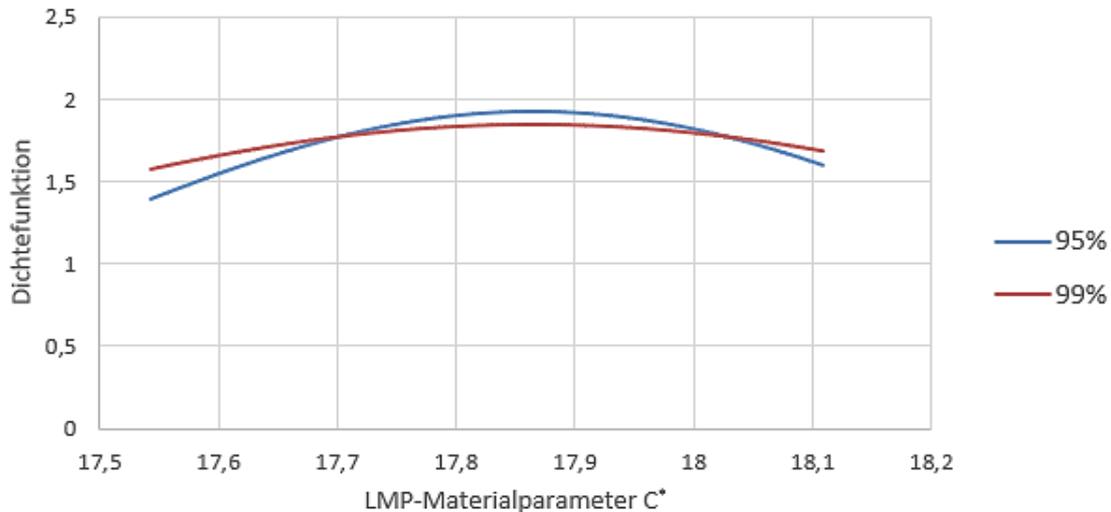


Abb. 6.4 Dichtefunktion des LMP-Parameters C^* (95 %, 99 % Konfidenzintervall)

6.4.1.2 Geometrie

Es wird eine Rohrgeometrie mit einer Wandstärke von 47 mm und einem Außendurchmesser von 794 mm angenommen. Eine statistische Verteilung der Wandstärke zwischen 46,7 mm und 47,3 mm wird aus Angaben zu Herstellungstoleranzen abgeleitet. Die daraus abgeleitete Standardnormalverteilung wird durch Erwartungswert $\mu = 47$ und Standardabweichung $\sigma = 0,1$ beschrieben (Abb. 6.5).

Abb. 6.5 Dichtefunktion der Wandstärke

6.4.1.3 Lastenaufbringung

Der konstante Innendruck, welcher als Last auf die HKL-Geometrie aufgebracht wird, beträgt 16,1 MPa. Für eine statistische Verteilung des aufgetragenen Temperaturgradienten wird angenommen, dass dieser zwischen 0,1 K/s und 0,3 K/s variieren kann. Dabei wird wieder eine Standardnormalverteilung angenommen, die durch die Parameter Erwartungswert $\mu = 0,2$ und Standardabweichung $\sigma = 0,02$ beschrieben wird (Abb. 6.6).

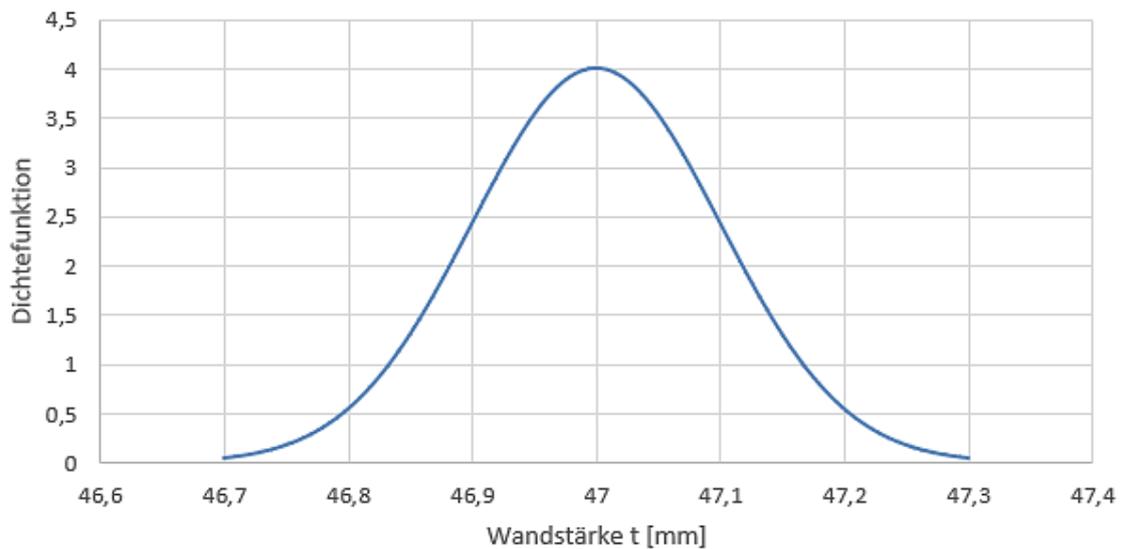


Abb. 6.6 Dichtefunktion des Temperaturgradienten

6.4.2 Ergebnisse

SUSA bietet eine Vielzahl von Auswertemöglichkeiten. Hier sollen Streudiagramme, auch Punktwolken genannt, zu Auswertungszwecken verwendet werden. In diesen werden jeweils Wertepaare zweier statistischer Merkmale dargestellt. Die Wertepaare ergeben sich aus entsprechenden Rechnungen mit ASTOR. Anhand der Muster der Punkte im Streudiagramm kann die Abhängigkeitsstruktur der beiden Merkmale, welche durch Koordinaten repräsentiert werden, erkannt werden. Dabei werden mögliche Korrelationen zwischen den Merkmalen anhand der Pearson-Korrelation (Korrelationskoeffizient) und des Spearman'sche Rangkorrelationskoeffizienten untersucht, welche von SUSA berechnet werden.

Der Korrelationskoeffizient, welcher auch als Pearson-Korrelation bezeichnet wird, ist ein Maß für den Grad des linearen Zusammenhangs zwischen zwei mindestens intervallskalierten Merkmalen, das nicht von den Maßeinheiten der Messung abhängt und somit dimensionslos ist. Er kann Werte zwischen -1 und 1 annehmen. Bei einem Wert von +1 (bzw. -1) besteht ein vollständig positiver (bzw. negativer) linearer Zusammenhang zwischen den betrachteten Merkmalen. Wenn der Korrelationskoeffizient den Wert 0 aufweist, hängen die beiden Merkmale überhaupt nicht linear voneinander ab. Allerdings können diese ungeachtet dessen in nichtlinearer Weise voneinander abhängen. Der Spearman'sche Rangkorrelationskoeffizienten ist ein parameterfreies Maß für Korrelationen. Er misst, wie gut eine beliebige monotone Funktion den Zusammenhang

zwischen zwei Variablen beschreiben kann, ohne irgendwelche Annahmen über die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Variablen zu machen. Die namensgebende Eigenschaft dieser Maßzahlen ist es, dass sie nur den Rang der beobachteten Werte berücksichtigen, also nur ihre Position in einer geordneten Liste. Anders als der Pearson'sche Korrelationskoeffizient benötigen Rangkorrelationskoeffizienten nicht die Annahme, dass die Beziehung zwischen den Variablen linear ist. Sie sind robust gegenüber Ausreißern.

6.4.2.1 Einfluss der Werkstoffdaten

In Abb. 6.7 wird der Zusammenhang zwischen den Merkmalen Versagenszeit und LMP-Materialkonstante C^* untersucht. Die Anzahl der Wertepaare beträgt 1000. Für die Pearson-Korrelation wird ein Korrelationskoeffizient von $-0,099$ berechnet. Daher hängen die Merkmale Versagenszeit und Wandstärke annähernd linear voneinander ab. Der Spearman'sche Rangkorrelationskoeffizient (s. Abb. 6.7) weist mit einem Wert von $-0,122$ ebenfalls auf eine Korrelation hin.

6.4.2.2 Einfluss der Geometrie

Abb. 6.8 zeigt den Zusammenhang zwischen den Merkmalen Versagenszeit und Wandstärke. Für die Pearson-Korrelation wird ein Korrelationskoeffizient von $0,005$ berechnet. Der Spearman'sche Rangkorrelationskoeffizient hat ebenso einen sehr geringen Wert von $-0,013$, der auf eine wenig ausgeprägte Korrelation zwischen Versagenszeit und Wandstärke hinweist. Der Grund dafür ist, dass die Geometrietoleranzen zu gering sind, um sich überhaupt im Ergebnis niederzuschlagen. Erst bei künstlich vergrößerten Toleranzen und einer stark gesteigerten Anzahl von Wertepaaren ergibt sich eine Korrelation.

6.4.2.3 Einfluss der Lastaufbringung

Abb. 6.9 zeigt den Zusammenhang zwischen den Merkmalen Versagenszeit und Temperaturgradient der Rampenfunktion der Temperaturaufbringung. Für die Pearson-Korrelation wird ein Korrelationskoeffizient von $-0,969$ berechnet. Daher kann eine näherungsweise lineare Korrelation zwischen den Merkmalen Versagenszeit und Wandstärke angenommen werden. Ebenso zeigt der Spearman'sche Rangkorrelationskoeffizient mit einem Wert von $-0,977$ eine stark ausgeprägte Korrelation.

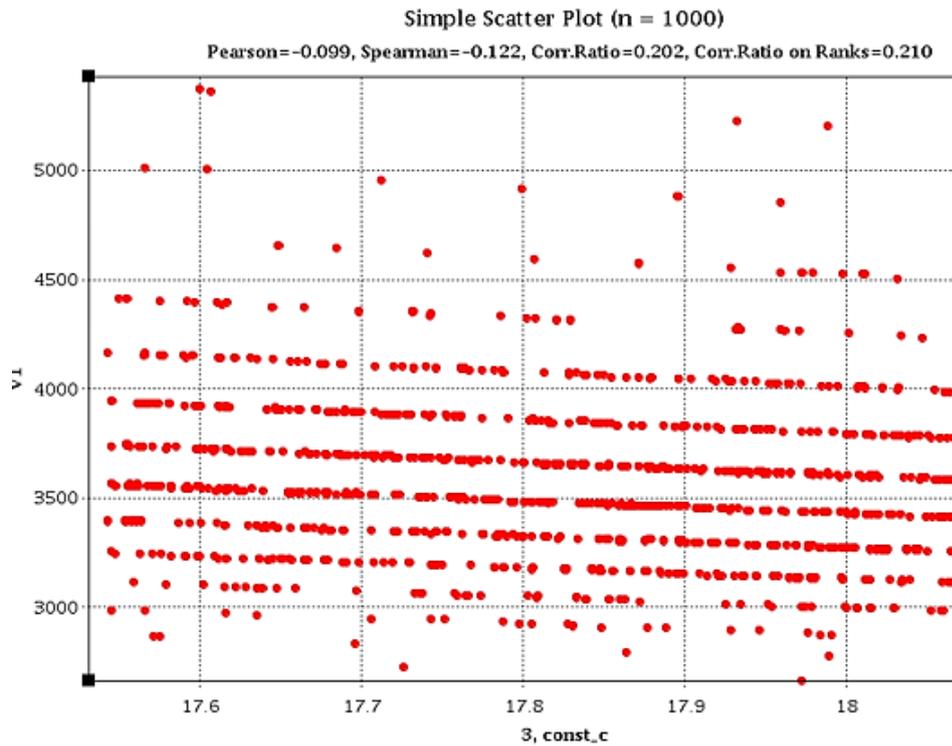


Abb. 6.7 Streudiagramm für Merkmale Werkstoffkonstante C^* und Versagenszeit V1 (s)

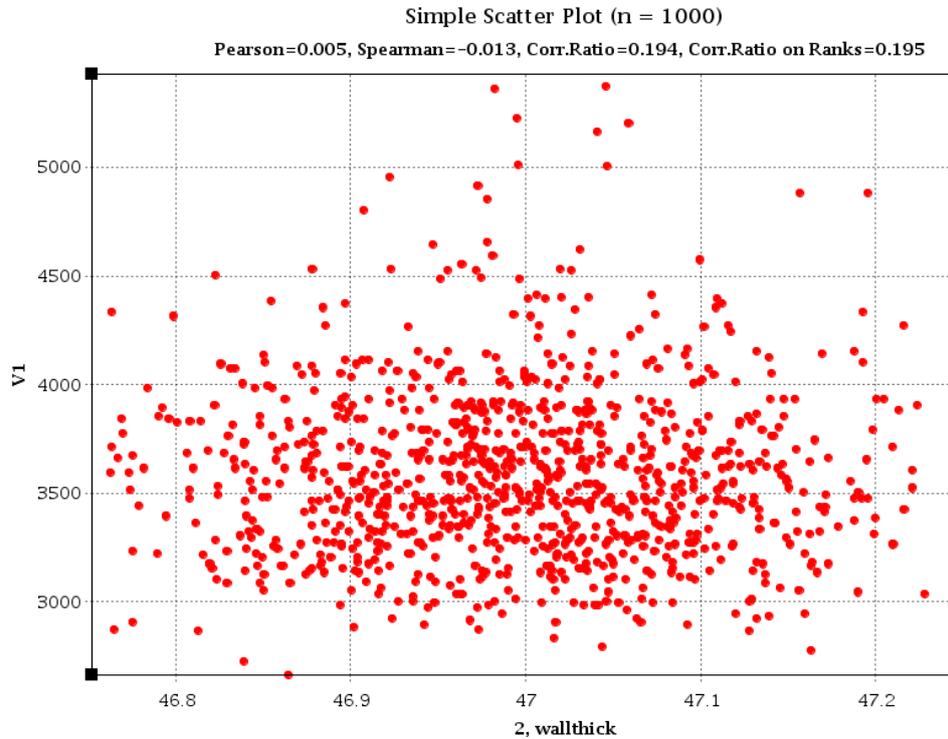


Abb. 6.8 Streudiagramm für Merkmale Wandstärke (mm) und Versagenszeit V1 (s)

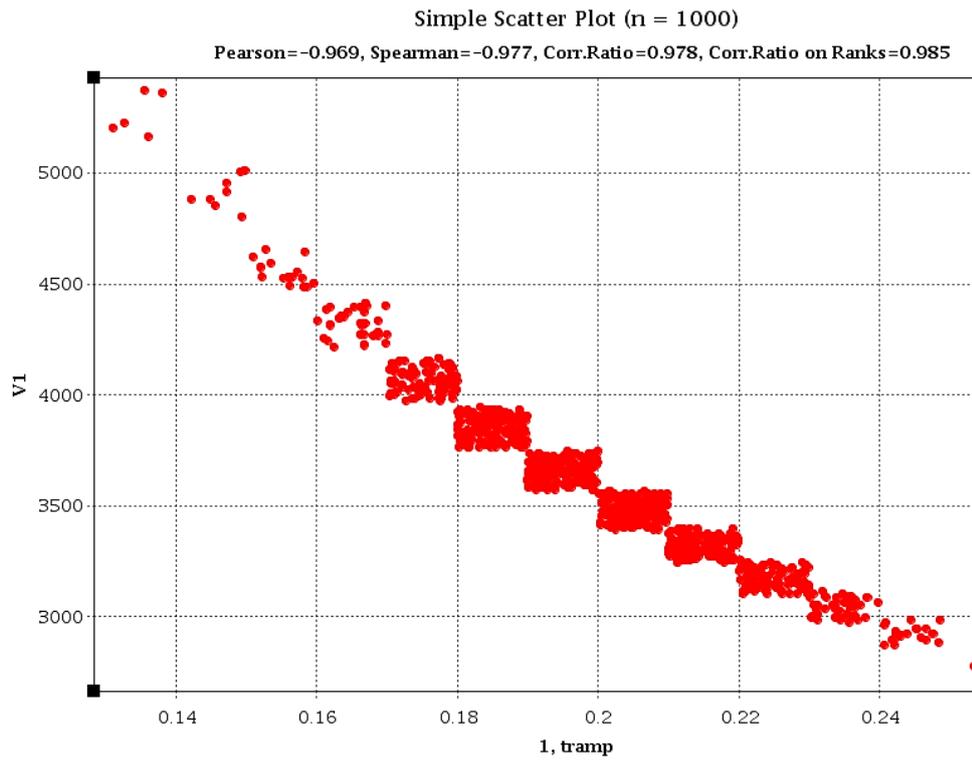


Abb. 6.9 Streudiagramm für Merkmale Temperaturgradient (K/s) und Versagenszeit V1 (s)

7 Weiterentwicklung des Programms ASTOR

7.1 Historie und Anwendungsbereich

Für die Bereitstellung analytischer Methoden zur Bewertung der Integrität und des Versagensverhaltens druckführender metallischer Komponenten bei hohen Temperaturen, d. h. insbesondere bei Kernschmelzszenarien, wird von der GRS das Programm ASTOR entwickelt. ASTOR enthält, komplementär zur Finite-Elemente-Analysetechnik, etablierte sowie selbst entwickelte analytische Bewertungsmethoden und bietet zusätzliche Funktionen, die deren Einsatz, auch durch Experten anderer Disziplinen, vereinfachen, beispielsweise eine grafische Nutzerschnittstelle oder eine Materialdatenbank. Analytische Bewertungsmethoden haben gegenüber FE-Modellen einen wesentlich geringeren Ressourcenbedarf, wodurch sie sich insbesondere für Analysen mit einer großen Zahl von Rechnungen, etwa Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen, eignen. Der einfachere Aufbau geht mit einer höheren Robustheit gegen Fehler einher und erlaubt einen Einsatz zur (Ketten-)Validierung von komplexen FE-Modellen. ASTOR ist damit ein mechanistischer phänomenspezifischer Best-Estimate-Code, der sowohl selbstständig als auch im Postprocessing von verschiedenen Systemcodes eingesetzt werden kann. Einzelne wichtige Methoden aus ASTOR sind bereits im ATHLET/ATHLET/CD Quellcode fest implementiert, sodass sich ASTOR als Umgebung für die Weiter- und Neuentwicklung dieser Methoden einsetzen lässt.

Das Programm ist im Vorhaben RS1520 aus ehemals selbständigen FORTRAN-Routinen entwickelt worden, die in einer gemeinsamen Java-Umgebung neu implementiert und ergänzt wurden /BLA 17/. Dort wurde auch eine Schnittstelle zum Finite Elemente Programm Code_Aster /EDF 21/ entwickelt, womit vorbereitete FE-Modelle zur Laufzeit in ihren wichtigen Parametern automatisiert angepasst, gestartet und ausgewertet werden können. Im Projekt RS1555 wurde das Programm entlang der Projekterfordernisse weiterentwickelt, wozu insbesondere die Verbesserung der allgemeinen Programmfunktionalität, die Weiterentwicklung des Qualitätssicherungskonzepts sowie die Implementierung weiterer analytischer Methoden zählen (s. Abb. 7.1). Im Ansatz vergleichbare Codes werden vom EPRI (PROBFAIL) /KEN 07/ sowie EDF (als namenlose Methodensammlung) vorgehalten und weiterentwickelt.

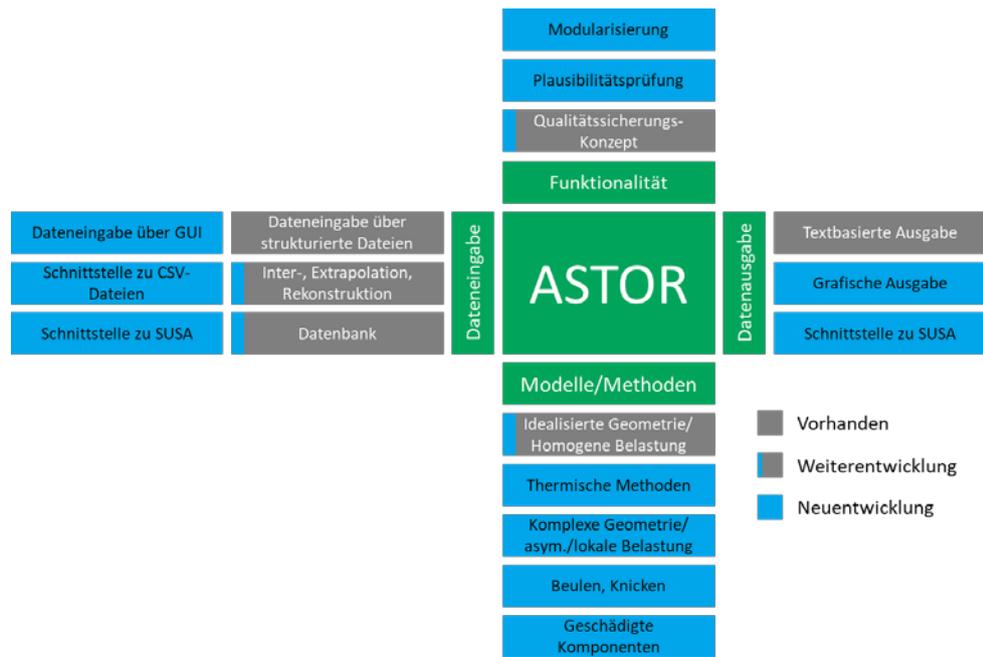


Abb. 7.1 Schematische Darstellung der Neu- und Weiterentwicklungen innerhalb des Projekts RS1555

7.2 Weiterentwicklung von Funktionalität und Schnittstellen

7.2.1 Modularisierung von Datenbasis und Bewertungsmethoden

Ein wesentlicher Arbeitspunkt an der Struktur des Programms betraf die Modularisierung von Datenbasis, Solverroutinen und grafischer Oberfläche, um durch Reduzierung von redundantem Code die Robustheit des Programms zu erhöhen und eine flexiblere Skalier- und Erweiterbarkeit in der weiteren Entwicklung zu ermöglichen.

So wurden die bisher in einzelnen Standardvariablen gespeicherten Daten, z. B. zu Belastung, Geometrie oder Werkstoffkennwerten, zu generischen Datenstrukturen zusammengefasst, welche zusätzlich spezifische Routinen, wie Eingabe-, Ausgabe-, Prüfungs-, Inter- oder Extrapolationsroutinen, bereitstellen. Durch die Verwendung der Konzepte Reflektion und Interfaces lassen sich zusätzliche Daten mit geringem Aufwand hinzufügen, entfernen sowie neu gruppieren. Diese Datenstrukturen (Ebene 0) können wiederum zu übergeordneten Strukturen wie Lasttransienten, Geometriedatensätze, Materialdatensätze oder Analyseergebnisse (Ebene 1), komplette Anwendungsfälle mit Geometrie, Lastkurve und Materialdatensatz (Ebene 2), Sätze von Anwendungsfällen (Ebene 3) oder Dateien (Stufe 4) aggregiert werden.

Auf diese Weise werden in der obersten Stufe unterschiedliche Dateitypen für unterschiedliche Zwecke erstellt (s. Abb. 7.2). Diese greifen zur Speicherung auf das XML-Format zurück. Der Typ Eingabedatei enthält mehrere Anwendungsfälle, die beispielsweise verschiedene Komponenten eines Unfallszenarios oder Varianten einer einzelnen Analyse darstellen. Der Typ Bibliothekdatei enthält vordefinierte Datensätze für Lade-, Geometrie- und Materialdaten und wird zu Beginn vom Programm eingelesen. Die Ausgabedatei ähnelt der Eingabedatei, ist jedoch als schreibgeschützt markiert, so dass die Ergebnisse zusammen mit der ursprünglichen Eingabe gespeichert werden. Schließlich enthält die Datei für den Regressionstest eine Reihe von Testfällen. Im Testmodus vergleicht der Solver die gerade generierten Ergebnisse mit einem vordefinierten Ergebnis aus einer früheren Berechnung oder einer externen Quelle.

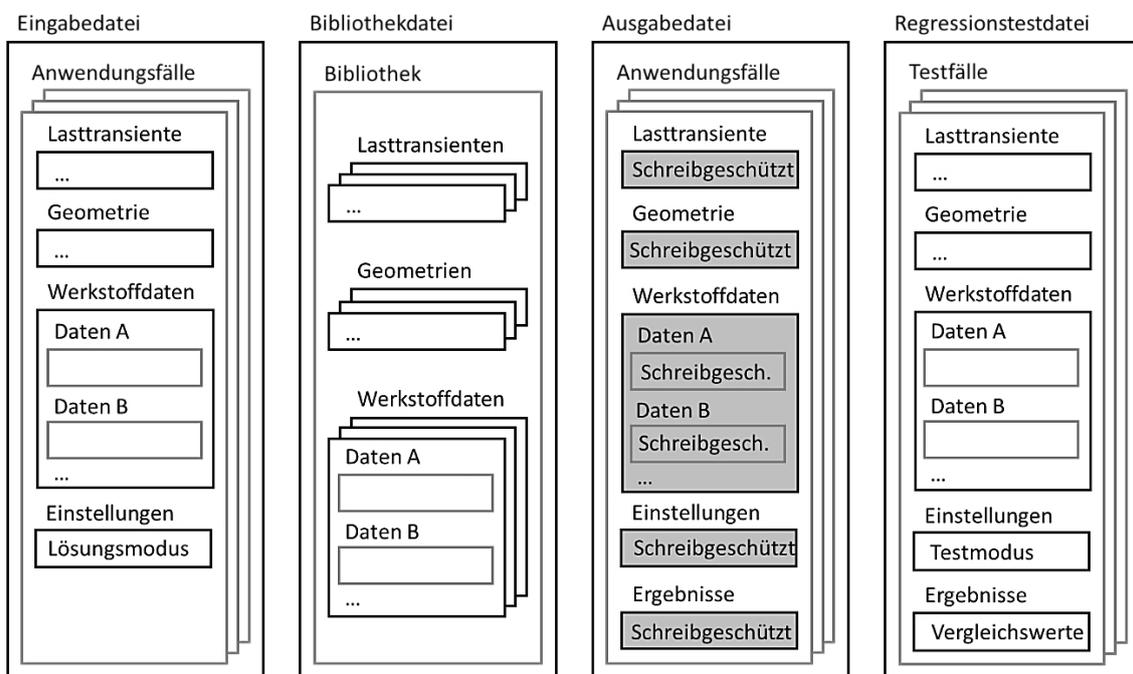


Abb. 7.2 Aufbau der von ASTOR genutzten Dateitypen unter Rückgriff auf die gleichen generischen Datenstrukturen

Die Bewertungsmethoden wurden ebenfalls modularisiert und gemeinsame Teile des Codes in abstrakte Klassen und Templates mit entsprechenden Eingabe-, Ausgabe-, Prüfungs- und Hilfsroutinen ausgelagert. Wiederverwendbare Elemente der grafischen Oberfläche reduzieren den weiteren Entwicklungsaufwand und können mit entsprechenden Datenelementen verknüpft werden.

7.2.2 Weiterentwicklung der Schnittstellen

Maßnahmen zur Verbesserung der Dateneingabe betrafen zunächst eine Optimierung der grafischen Nutzeroberfläche, indem zusätzliche Eingabe- und Einstellmöglichkeiten geschaffen wurden und die Elemente so intuitiv angeordnet wurden, wie es dem vorgesehenen Workflow und den Abhängigkeiten zwischen den Elementen entspricht. Ferner wurden Hilfsroutinen zum Import von Teileingaben, wie Belastungstransienten oder Versagenszeitflächen, aus anderen Formaten erstellt, um so beispielsweise Systemcodes (z. B. AC2), Tabellenkalkulations-, Mathematik- und Plotprogramme einfacher anbinden zu können. Weitere Verbesserungen betrafen die Routinen zur Inter- und Extrapolation, indem weitere Möglichkeiten, wie logarithmische oder mehrdimensionale Inter-/Extrapolation, hinzugefügt wurden. Die Datenbank, welche vorbereitete Daten, insbesondere zu Werkstoffkennwerten enthält, wurde mit weiteren Daten aus der Literatur angereichert.

Die bestehende textbasierte Ausgabe wurde durch eine grafische Ausgabe ergänzt (s. Abb. 7.3), wobei zur Darstellung von Diagrammen auf die freie externe Java-Programm-bibliothek JFreeChart zurückgegriffen wurde, welche unter LGPL Lizenz steht. Für den Anwender besteht nun die Möglichkeit, alle Prozess- und Ausgabegrößen graphisch darzustellen und untereinander sowie rechnungsübergreifend zu vergleichen. Bei der Implementierung wurde auf Vorarbeiten der GRS Programme PROST und WinLeck zurückgegriffen. Gemeinsamer Code wurde in einem separaten Repository abgelegt.

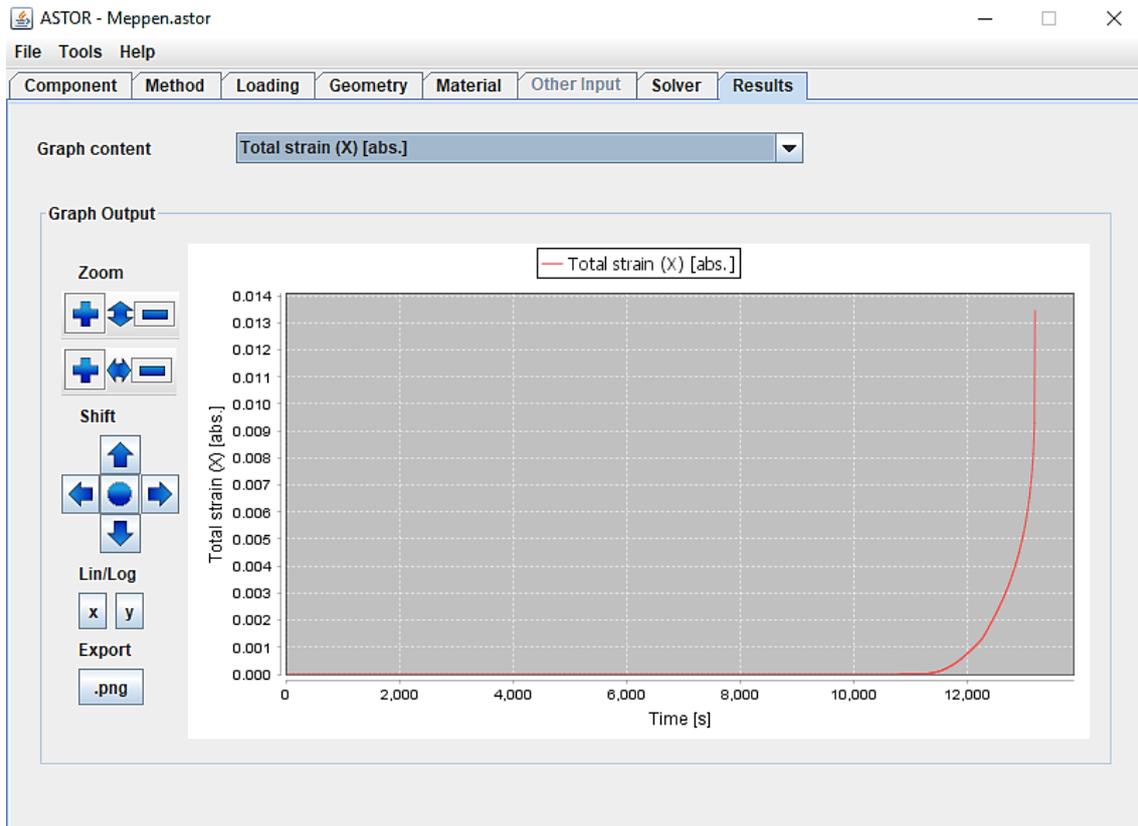


Abb. 7.3 Screenshot der grafischen Ergebnisausgabe, welche unter Rückgriff auf die Java-Programm-bibliothek JFreeChart erzeugt wurde

Zur Durchführung der exemplarischen Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse und Anbindung an das GRS-Programm SUSA /KLO 16/ (Abschnitt 6.2) wurden programmseitige Vorbereitungen getroffen. Dazu gehört die Ausgabe einer auf SUSA spezialisierten Ausgabedatei sowie die Implementierung eines schnelllaufenden Modus, der auf unnötige Ausgaben und Prozesse verzichtet.

7.2.3 Plausibilitätsprüfung

Ein weiterer Arbeitspunkt betraf die Einführung einer Plausibilitätsprüfung, in der für jede Bewertungsmethode individuell die Gültigkeit der Eingaben geprüft wird. So können beispielsweise Fehler abgefangen werden, die bei Zahlenwertgleichungen entstehen, wenn die falschen Einheiten verwendet werden, indem für Zwischenergebnisse ein Gültigkeitskorridor vorgegeben wird. Warnungen werden ausgegeben, wenn Gültigkeitsbereiche, für die eine bestimmte Methode entwickelt wurde, verlassen werden. Am Ende der Rechnung wird die kumulierte Zahl der abgestuften Meldungen Information, Warnung und Fehler angegeben.

7.2.4 Weitere Querschnittsarbeiten

Weitere Querschnittsarbeiten beinhalteten das Auswerten von Feedback aus der Nutzung von ASTOR sowie, nach entsprechender Prüfung, die Anpassung des Programms an den entsprechenden Stellen. Dies betraf beispielsweise allgemeine Fehlerbehebungen, die Reduzierung von Redundanzen und Inkonsistenzen im Datensatz, Verbesserungen in der Nutzerschnittstelle oder die Interaktion mit Dateien. Weitere einzelne Verbesserungen betrafen die Optimierung von Algorithmen und die Implementierung von Hilfsfunktionen, beispielsweise zur Unterstützung des Verifizierungs- und Validierungsprozesses. Ferner wurden der Wechsel zum Compiler OpenJDK sowie zum Versionsverwaltungssystem git vollzogen.

7.3 Weiterentwicklung des Qualitätssicherungskonzepts

Angelehnt an die Qualitätssicherungs-, Verifizierungs- und Validierungskonzept der von der GRS entwickelten Strukturmechanik-Codes PROST und WinLeck wurde auch für ASTOR ein entsprechendes Konzept entwickelt, das die bisher durchgeführten Maßnahmen bündelt und Schwachstellen bei der Qualitätssicherung identifiziert. Die gesammelten Erfahrungen bei der Entwicklung der Konzepte für alle drei Codes, insbesondere hinsichtlich strukturmechanischer Besonderheiten, wurden auf der SMiRT Konferenz 2019 in Charlotte, USA der Fachöffentlichkeit präsentiert /BLA 19b/.

7.3.1 Regulativer Rahmen

Die Qualitätssicherung spielt bei der Entwicklung und Weitergabe von Software im Bereich Reaktorsicherheit eine besondere Rolle. Qualitätsstandards und Managementprozesse sind durch internationale Richtlinien und nationale Vorschriften festgelegt, aber konkrete Qualitätsanforderungen und der angemessene Verifikations- und Validierungsumfang hängen stark vom simulierten Phänomen und der geplanten Verwendung des Programms ab. In den Richtlinien stehen dabei implizit Funktionalität und Genauigkeit im Vordergrund, aber auch Benutzbarkeit und Wartbarkeit sowie Effizienz sind zu berücksichtigen.

Die Notwendigkeit der Qualitätssicherung bei der Entwicklung und Anwendung von Computercodes wird in der Anforderung 18 der Allgemeinen Sicherheitsanforderungen GSR-4 /IAE 16/ hervorgehoben. Konkrete Regelungen sind im Special Safety Guide SSG-2 /IAE 09/ enthalten. Weitere allgemeine Anforderungen stammen aus der

ISO-Norm für Qualitätsmanagement, ISO-9001 /ISO 15/. In den USA regelt ein spezieller Leitfaden die Qualitätssicherung bei der Softwareentwicklung in der nuklearen Sicherheit /NRC 93/. In anderen Ländern, wie z. B. Deutschland, gibt es keinen dedizierten Leitfaden, daher gelten die übergeordneten Regelungen. Die GRS als Entwickler von Software für die Bewertung und Simulation im Bereich der nuklearen Sicherheit hat einen eigenen Ansatz entwickelt, der die Regelungen der IAEA SSG-2 und der ISO-9001 berücksichtigt und spezifische Anforderungen an die Qualitätssicherung auf Basis von Expertenaussagen und Erfahrungen aus Forschungsprojekten einbezieht /GRS 17/.

7.3.2 Qualitätsanforderungen

Zunächst wurden Qualitätsanforderungen an ASTOR aufgestellt, die im Folgenden kurz, teils mit entsprechenden Lösungen, erläutert werden. Damit soll der Ansatz zur Qualitätssicherung und über die Durchführung von Verifizierung und Validierung hinausgehen und entsprechend weiter gefasst werden.

Hinsichtlich *Funktionalität* soll ASTOR für alle Komponenten der Druckbarriere, bei denen während eines Kernschmelzunfalls ein Versagen in Form eines Lecks oder Bruchs zu erwarten ist, Methoden zur Bewertung der Integrität bereitstellen. Dabei sollen alle relevanten Versagensmodi der entsprechenden Komponenten berücksichtigt werden. Eine weitere Anforderung ist die Entschärfung von Zielkonflikten für unterschiedliche Anwendungsfälle (z. B. zwischen Anwendbarkeit, Genauigkeit, Datenverfügbarkeit, Effizienz, ...). Dazu sollen Methoden mit überlappenden Anwendungsspektren aber unterschiedlichen Vor- und Nachteilen aufgenommen werden. Alle Methoden sollen die gleichen Schnittstellendefinition nutzen, um leicht zwischen den Methoden wechseln zu können. Diese sollen so zugeschnitten sein, dass Methoden, welche in ASTOR entwickelt und getestet wurden, auch in Systemcodes, wie AC2 übernommen werden können.

Unter den Methoden finden sich daher einerseits Methoden geringer Komplexität, wie der Ansatz nach Larson und Miller /LAR 52/ aber auch fortgeschrittene Methoden, die nichtlineare Aspekte abdecken, wie die Methode FAST /BLA 17/. Um Lücken zu füllen, die von analytischen Modellen nicht abgedeckt werden, bietet ASTOR eine Kopplung mit dem frei verfügbaren FE-Strukturmechanik-Code Code_Aster /EDF 21/ innerhalb der Salome MECA-Plattform /CAS 21/. In diesem Fall werden vorbereitete Skripte und parametrisierte Modelle zur Laufzeit mit Eingabedaten vervollständigt, die Berechnung wird gestartet und die Ergebnisse werden automatisch ausgewertet.

Die *Benutzbarkeit* sollte einfach, intuitiv und robust sein, da ein Teil der Zielgruppe nicht mit den Details der Strukturanalyse vertraut ist und das Werkzeug möglicherweise in Verbindung mit anderer Software verwendet. Einfachheit wirkt sich darüber hinaus generell positiv auf die Effizienz und Robustheit der Code-Nutzung aus. Um dieser Anforderung gerecht zu werden, wurde insbesondere die Benutzerschnittstelle optimiert. Der Nutzer wird bei der Eingabe durch eine selbsterklärende grafische Benutzeroberfläche unterstützt, die nur gültige Eingabedatenkombinationen anzeigt. Der Regel der geringsten Überraschung folgend werden, wo möglich, Standardkonzepte genutzt, die aus anderen Kontexten bekannt sind. Eingabemasken und Datenabhängigkeiten folgen einem strikten Schema von links-nach-rechts und von oben-nach-unten, wodurch der Fluss der Daten transparent gemacht wird. Wo möglich, werden Standardwerte und -einstellungen vorgeschlagen. Alternativ zur Benutzereingabe können Lasttransienten, Geometrie- und Materialdaten aus vordefinierten Datensätzen ausgewählt werden, die in einer globalen Bibliothek gespeichert sind. Der Nutzer wird außerdem durch verständliche Fehlermeldungen sowie modellspezifische Prüfroutinen, die Informationen, Warn- und Abbruchmeldungen zurückgeben, unterstützt. Feedback zu Wirksamkeit der Benutzerschnittstelle wird in der Validierungsphase und im Einsatz eingeholt.

Die Hauptdokumentation des Programms enthält Angaben zu den Modellgrundlagen (Theory Manual), Benutzung (User Manual) einschließlich Installationsanweisungen, Best Practices und Eingabedatenformat sowie Validierung (Validation Manual). Weitere Orte der Dokumentation sind die integrierte Dokumentation des Quelltexts, der QS-Plan, das Logfile des aktuellen Regressionstests sowie die Berichte und Publikationen, in denen ASTOR und die enthaltenen Methoden beschrieben sind.

Zentrales Ziel für die *Wartbarkeit* des Quellcodes ist die Vereinfachung von Fehlerbehebungen und zukünftiger Erweiterung. Dazu wurde die interne Struktur des Codes in Frontend, Solver und Datenbibliothek aufgeteilt. Redundanter Code wird zudem durch die Nutzung objektorientierten Strukturen vermieden. Neue Modelle basieren auf Vorlagen, die bereits ein Zeitintegrationsschema und Hilfsroutinen bereitstellen. Wrapper-Klassen wurden geschrieben, um häufig verwendete Datenstrukturen, z. B. mehrdimensionale Arrays, mit anwendungsspezifischen Fähigkeiten, wie z. B. Inter- und Extrapolationsfunktionen zu versehen. Diese grundlegenden Datenstrukturen können zu Strukturen höherer Ebenen aggregiert und in einem xml-basierten Format gespeichert werden (siehe Abschnitt 7.2.1).

Die *Korrektheit* des Programms wird durch eine geeignete Verifizierung und Validierung, d. h. Überprüfung der Software durch entsprechende Test- und Anwendungsfälle, sichergestellt, sodass das Programm innerhalb des Anwendungsbereichs vertrauenswürdige Ergebnisse liefert (siehe Abschnitte 7.3.3 und 7.3.4). Unter Verifikation versteht man dabei die Prüfung der Übereinstimmung mit der Spezifikation während der Entwicklung, welche durch den Entwickler selbst durchgeführt wird. Die Validierung ist der Nachweis der Anwendbarkeit im vorgesehenen Bereich in einer unabhängigen Phase vor der Freigabe zur Anwendung und wird durch eine unabhängige Person oder Gruppe durchgeführt /IAE 09/.

7.3.3 Verifizierung

Ziel der Verifizierung ist es, sicherzustellen, dass die implementierten numerischen Methoden und Schemata sowie die Benutzeroptionen und deren Einschränkungen mit den Anforderungen an den Code-Entwurf übereinstimmen /IAE 09/. Sie umfasst die Verifikation des Codeentwurfs (Entwurfskonzept, grundlegende Logik, Flussdiagramme, numerische Methoden, Algorithmen, Kopplungen zu anderen Codes, Rechenumgebung) sowie die Verifikation des Quellcodes (Logik, Programmier- und Sprachstandards). Als geeignete Maßnahme dient der Einsatz von Checklisten, Reviews, Inspektionen, Audits und Vergleiche mit unabhängigen Berechnungen. Zum Umgang mit während der Entwurfs- oder Nutzungsphase festgestellten Nichtkonformitäten wird eine kontinuierliche Berichterstattung, Korrektur und Bewertung der Auswirkungen auf bereits durchgeführte Berechnungen empfohlen.

Die Verifikationsverfahren in ASTOR sind in drei Kategorien organisiert: White-Box-Tests, Modultests und kombinierte Integral-/Funktionstests. Da das Programm nur eine begrenzte Größe und eine modularisierte interne Struktur besitzt, kann der Umfang der Verifikationstests im Vergleich zu größeren Codes reduziert werden. White-Box-Tests umfassen das Review von Struktur und Code (Designkonzept, Flussdiagramm, Algorithmen, Logik, Programmierstandards, Fehlerbehandlung und Schnittstellen). Benutzeroberfläche, Dateiverwaltung und Abwärtskompatibilität zu älteren Dateien werden durch Speichern und anschließendes Laden speziell vorbereiteter Dateien getestet. Für den Test der Berechnungs- und Interpolationsroutinen der Datenbibliothek können spezielle grafische Interfaces verwendet werden, welche einen Direktzugriff auf die Daten ermöglichen. Hilfsroutinen innerhalb des Solvers können getestet werden, indem interne Zwischenergebnisse ausgegeben werden. Die Integrations- und Funktionstests decken ein großes Spektrum an Funktionalität ab, einschließlich aller Validierungsfälle und

Anwendungen der Schnittstellen zu anderen Codes ab. Sie werden in einer Bibliothek gesammelt, die für Regressionstests verwendet werden kann. Ein Testfall wird als erfolgreich gewertet, wenn das Ergebnis mit Ergebnissen aus früheren Rechnungen oder alternativen Quellen (tabellierte oder ingenieurmäßig errechnete Werte, Berechnungen mit anderen Codes) mit zuvor festgelegter Genauigkeit übereinstimmt.

7.3.4 Validierung

/IAE 09/ spezifiziert vier Arten von Validierungstests. Basistests sind einfache Tests, die analytische Lösungen haben können oder aus einfachen Experimenten abgeleitet sind. Einzeleffekttests untersuchen einzelne physikalische Phänomene ohne gegenseitige Beeinflussung. Die Referenzdaten sollten dabei aus Experimenten im Originalmaßstab oder geeigneten Simulationen stammen. Integrale Tests umfassen alle wichtigen Prozesse, während der Test selbst in kleinerem Maßstab oder bei reduziertem Druck durchgeführt werden kann. Tests auf Kernkraftwerksebene und Betriebstransienten basieren auf Experimenten (oder Unfällen) an tatsächlichen Kernkraftwerken.

Basistests in der Validierung von ASTOR bestehen beispielsweise in der Validierung der Lagerung der Geometrie durch einfache Belastungsfälle oder des Materialmodells und der darin durchgeführten Inter- und Extrapolationen. Da ASTOR ein phänomenspezifischer Code ist, überschneiden sich Einzeleffekttests mit Integraltests. In zweistufigen Methoden, in denen zuerst das Temperaturprofil und dann das mechanische Verhalten errechnet wurde, können beide Teile als Einzeleffekttest gesehen werden, während die Gesamtrechnung einen Integraltest darstellt.

Für die Validierung stehen aufgrund der besonderen Randbedingungen von Kernschmelzunfällen nur wenige (großmaßstäbliche) Experimente, z. B. /MAI 90/, zur Verfügung. Hilfsweise werden daher auch Beobachtungen in realen Störfällen, wie TMI 2 /WOL 94/ oder Fukushima Daiichi /OEC 17/, skalierte Experimente, z. B. /HUM 03/, Experimente an Kleinproben, Methodenvergleiche, z. B. /ARJ 17/, Plausibilitätsprüfungen, Expertenreviews, Analoga aus anderen Bereichen der Technik und ingenieurmäßige Handrechnungen herangezogen. Weiterhin werden vergleichende Analysen aus internationalen Benchmarks /OEC 18/ berücksichtigt. Einige Validierungsfälle enthalten Geometrie- und Materialdaten realer Anlagen sowie Belastungstransienten, die für reale Anlagen berechnet wurden. Offene und blinde Variationsrechnungen werden für zukünftig stattfindende Versuche angestrebt. Die Validierungsfälle werden der Verifikations- und Validierungsbibliothek hinzugefügt, die als Regressionstest dient.

Als kritisch hat sich bei der Validierung die Wahl der Vergleichsgröße gezeigt. Zieht man nur die Versagenszeit oder -temperatur heran, können kompensierende Fehler die Validierung verfälschen. Auch ist bedingt durch die starke nichtlineare Abhängigkeit der Kriechdehngeschwindigkeit mit der Temperatur ein Versagen auch für sehr einfache Methoden in einem engen Zeitfenster zu erwarten.

7.4 Implementierung analytischer Methoden

Im Rahmen des Projekts wurden zahlreiche eigenentwickelte und aus der Literatur entnommene Bewertungsmethoden in das Programm neu implementiert. Nachfolgend sollen diese zusammen mit den bereits im Programm bestehenden aufgelistet und kurz beschrieben werden. Für eine detailliertere Beschreibung wird dabei auf die entsprechende Stelle des Berichts oder externe Quellen verwiesen (Tab. 7.1).

Tab. 7.1 Auflistung und Beschreibung der in ASTOR implementierten Methoden

Gruppe	Name	Beschreibung
Thermische Methoden	Berechnung Kennzahlen	Ausgehend von den Belastungs- und Werkstoffdaten werden Kennzahlen errechnet (B_i , F_o , α_i/α_a , ...), um die Zulässigkeit von Vereinfachungen bzw. die Notwendigkeit komplexerer Methoden abzuschätzen zu können (siehe Abschnitt 8.1).
	Arithmetische Mittelung	Aus den Belastungsdaten wird durch einfache arithmetische Mittelung eine Globaltemperatur errechnet, welche in vielen mechanischen Methoden verwendet wird. Eine Korrektur zur Berücksichtigung der Plattierung ist möglich.
	Erweiterte Mittelung	Anstatt einer arithmetischen Mittelung wird eine gewichtete Mittelung verwendet, um dem nichtlinearen Zusammenhang zwischen Kriechdehngeschwindigkeit und Temperatur gerecht zu werden (siehe Abschnitt 3.2).
	Stationäre Lösung	Aus den Belastungsdaten wird der stationäre Temperaturverlauf über die Komponentenwand errechnet. Eine Berücksichtigung der Plattierung ist möglich.
	Instationäre Lösung	Berechnung des instationären Temperaturverlaufs über die Komponentenwand. Die Methode wurde im Projekt RS1555 vorbereitet und soll bei zukünftigen Arbeiten am Code implementiert werden.

Gruppe	Name	Beschreibung
Einfache Methoden ohne Betrachtung der Belastungshistorie	Simple Melt	Versagen bei Überschreiten der Liquidustemperatur.
	Simple Plast	Versagen bei Überschreiten der Zugfestigkeit. Eine Berücksichtigung der Wanddickenschwächungen ist möglich.
	Fließspannung	Versagen bei Überschreiten der Fließspannung. Die Methode wurde im Projekt RS1555 vorbereitet und soll bei zukünftigen Arbeiten am Code implementiert werden.
Klassische Ingenieurparameter	Larson-Miller	Berechnung der Versagenszeit gemäß Larson-Miller-Beziehung /LAR 52/. Die Methode wurde bereits im Projekt RS1520 implementiert /BLA 17/.
	Manson-Haferd	Berechnung der Versagenszeit gemäß Manson-Haferd-Beziehung /MAN 53a/, /MAN 53b/.
	Orr-Sherby-Dorn	Berechnung der Versagenszeit gemäß Orr-Sherby-Dorn-Beziehung /ORR 54/.
	ASTOR Classic	Diese von der GRS entwickelte Methode basiert anders als andere Ingenieurparameter nicht auf einer Korrelation, sondern auf der Interpolation in einer vorberechneten mehrdimensionalen Matrix /EIS 93/. Die Methode wurde bereits im Projekt RS1520 implementiert /BLA 17/.
Weitere Korrelationen	Monkman-Grant	Berechnung der Versagenszeit gemäß Monkman-Grant-Beziehung /MON 56/
	Omega	Die Omega-Methode ist eine in API 579 standardisierte Methode, die ursprünglich zur Restlebensbestimmung Rohrleitungen in Chemieanlagen entwickelt wurde /PRA 95/, /PRA 00/. Die Methode wurde im Projekt RS1555 vorbereitet und soll bei zukünftigen Arbeiten am Code implementiert werden.
	Wilshire	Die Methode wurde als physikalisch basierte, aber dennoch recht einfache Methode zur Ermittlung der Kriechlebensdauer als Funktion der angelegten Spannung und Temperatur entwickelt /WIL 89/, /WIL 94/, /WIL 07/, /WIL 09/.

Gruppe	Name	Beschreibung
Nichtlineare Methoden	FAST	Die Methode FAST wurde von der GRS entwickelt, um die Besonderheiten des Komponentenversagens bei auslegungsüberschreitenden Belastungen, insbesondere starke Geometrieänderungen und Überlagerung von plastischer und Kriechdehnung zu berücksichtigen. Die Methode wurde bereits im Projekt RS1520 implementiert /BLA 17/.
	Code_Aster	Eine besonders universelle Bewertungsmethode besteht durch die Ankopplung an Code_Aster /EDF 21/ zur Verfügung. Dabei wird der komplette FE-Simulationsprozess automatisiert ausgeführt, wobei auf vorbereitete parametrisierte Modelle zurückgegriffen wird. Zur Netzgenerierung und im Postprocessing wird das Programm Salome_MECA verwendet /SAL 21/. Die Methode wurde bereits im Projekt RS1520 implementiert /BLA 17/.
Methoden für Knicken und Beulen	Von Mises	Einfache elastische Stabilitätsanalyse von Rohren unter Außendruck.
Riss- und Schädigungsmethoden	ANL Methode	Die Methode wurde für die Bewertung rissbehafteter Heizrohre entwickelt, indem Korrelationen für Betriebstemperatur mit experimentellen Daten aus dem Hochtemperaturbereich gefittet wurden /MAJ 99/.
	Korrelationslösung	Die Methode basiert auf den vorberechneten Lösungen für ein abrasiv geschädigtes Heizrohr (siehe Abschnitt 3.3)

8 Anwendung der Methoden zum Komponentenversagen

8.1 Analytische Vorüberlegungen zur Schnittstelle Fluid/Struktur

8.1.1 Einfluss von Wärmeleitung und Wärmeübergang

Da die Berechnung der Strukturtemperatur aus der Gastemperatur an der Schnittstelle zwischen thermohydraulischer und strukturmechanischer Rechnung als kritischer Schritt identifiziert wurde, werden zunächst analytische Untersuchungen im statischen und dynamischen Fall angestellt.

Gleichung 9.1 zeigt zunächst die Differentialgleichung für das Temperaturfeld in kartesischen Koordinaten.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right) + \Phi^* \quad (8.1)$$

Dabei ist ρ die Dichte, c_p die Wärmekapazität und T die Temperatur. Vernachlässigt man zunächst innere Wärmequellen Φ^* (z. B. aus Dehnungsarbeit oder Strahlungsabsorption), nimmt eine konstanten Wärmeleitfähigkeit λ an und betrachtet zunächst nur den stationären Grenzfall, erhält man für den eindimensionalen Fall die Form

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0 \quad (8.2)$$

und damit den bekannten linearen Temperaturverlauf über eine Platte Dicke δ mit T_i an der Innenseite und T_a an der Außenseite (Abb. 8.1).

$$T = T_i + \frac{T_a - T_i}{\delta} x \quad (8.3)$$

Die Wärmestromdichte durch die Wand \dot{q} errechnet sich aus der Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenseite. Sie wird aus dem Fluid mit der Temperatur T_F aufgenommen und in die Umgebung mit Temperatur T_U abgeführt, sodass unter Berücksichtigung der spezifischen Wärmeübergänge α_i bzw. α_a gilt:

$$\dot{q} = \lambda * \frac{T_i - T_a}{\delta} = \alpha_i * (T_F - T_i) = \alpha_a * (T_a - T_U) \quad (8.4)$$

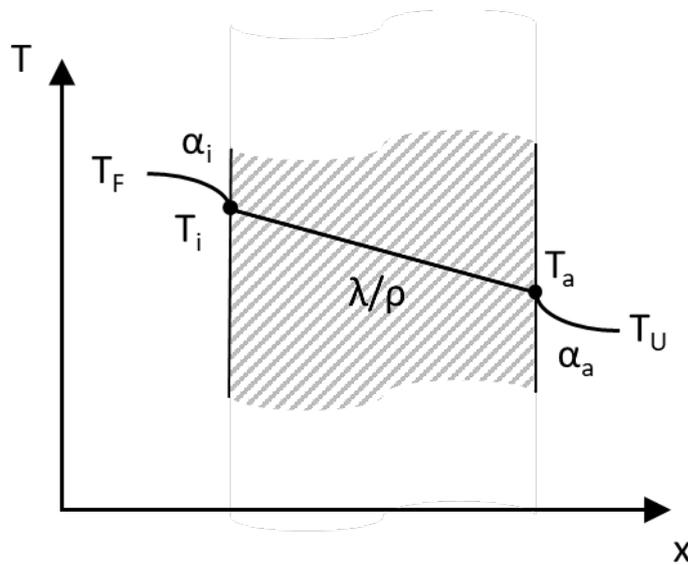


Abb. 8.1 Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs beim Wärmedurchgang

Eliminiert man nun ausgehend von Gleichung 9.4 die Wärmestromdichte \dot{q} sowie jeweils T_i oder T_a , erhält man nach mehrfachem Umformen

$$T_i = \frac{Bi_i * T_F + \frac{\alpha_i}{\alpha_a} T_U}{Bi_i + \frac{\alpha_i}{\alpha_a} + 1} \quad \text{bzw.} \quad T_a = \frac{Bi_a * T_U + \frac{\alpha_a}{\alpha_i} T_F}{Bi_a + \frac{\alpha_a}{\alpha_i} + 1} \quad (8.5)$$

$$\text{mit } Bi_i = \left(\frac{\delta \alpha_i}{\lambda} \right); \quad Bi_a = \left(\frac{\delta \alpha_a}{\lambda} \right)$$

Mit der Einführung dimensionsloser Temperaturen sowie nochmaligem Umformen und Einsetzen erhält man schlussendlich die Gleichungen 9.6 und 9.7.

$$\theta_i - \theta_a = \frac{T_i - T_a}{T_F - T_U} = \frac{Bi_a * Bi_i}{Bi_a * Bi_i + Bi_a + Bi_i} = \frac{Bi_i}{Bi_i + 1 + \frac{Bi_i}{Bi_a}} \quad (8.6)$$

$$\theta_i = \theta_F - \frac{1}{Bi_i + \frac{Bi_i}{Bi_a} + 1} \quad (8.7)$$

$$\text{mit } \theta_n = \frac{T_n}{T_F - T_U}$$

Gleichung 9.6 gibt dabei an, welchen Anteil die Temperaturdifferenz über die Platte an der gesamten Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Umgebung hat und stellt daher ein Maß für die Bedeutung der Wärmeleitung gegenüber dem Wärmeübergang auf beiden Seiten dar.

Nun soll anhand praktisch relevanter Beispiele (s. Tab. 8.1) abgeschätzt werden, in welchen Situationen die Wärmeleitung relevant ist, d. h. wo es im stationären Fall zu einem ausgedehnten Temperaturgradienten über die Wand kommt. Die Rohre mit großem Verhältnis von Durchmesser, werden dabei in erster Näherung als Platten betrachtet. Für die nach außen gut isolierte Hauptkühlmittel- und Volumenausgleichsleitung soll hier, angelehnt an Tab. 8.2, ein Wärmeübergangskoeffizient von $7 \text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen werden. Für das Dampferzeugerheizrohr soll eine Parameterstudie durchgeführt werden, da der sekundärseitige Wärmeübergang stark situationsabhängig ist.

Tab. 8.1 Beispiele für Komponenten und realistische Wärmeübergänge

Komponente	δ [m]	λ [W/mK]	α_a [W/m ² K]	Bi_a
HKL	0,057	35,1	7	0,01136
VAL	0,04	15,0	7	0,01867
DEH_10	0,00123	19,5	10	0,00063
DEH_100	0,00123	19,5	100	0,00631
DEH_1000	0,00123	19,5	1000	0,06307

Tab. 8.2 Wärmeübergangskoeffizienten für Gase nach /CER 02/

Zustand	α_a [W/m ² K]
Ruhend	2...10
Freie Strömung	5...25
Erzwungene Strömung	12...120

Abb. 8.2 zeigt nun den Anteil des Temperaturgefälles über die Wand am Gesamttemperaturgefälle abhängig von der Biot-Zahl innen. Man erkennt, dass für keine hier betrachtete Situation der Anteil größer als 6 % ist. Nur bei sehr großen beidseitigen Wärmeübergangskoeffizienten, d. h., wenn beide Biot-Zahlen in den Bereich von 1 oder größer kämen, gewänne die Wärmeleitung im stationären Fall signifikant an Bedeutung. Dies ist in der hier betrachteten Spätphase des Störfalls – anders als im betrieblichen Fall (der Wärmeübergang an Flüssigkeiten ist dort wesentlich größer) – wenig realistisch.

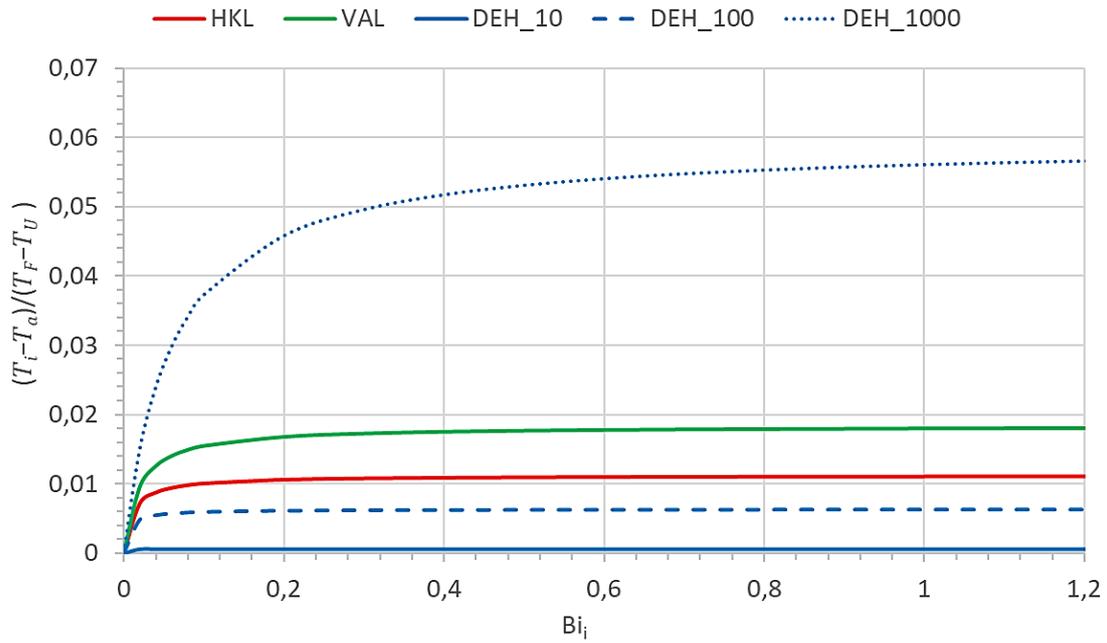


Abb. 8.2 Anteil des Temperaturgefälles über die Wand am Gesamttemperaturgefälle abhängig von der Biot-Zahl innen

Nachdem für den stationären Fall eine einheitliche Temperatur der Struktur angenommen werden kann, lässt sich aus Gleichung 9.7 bestimmen, ob diese nahe der Fluid- oder Umgebungstemperatur liegt. Dazu wird in Abb. 8.3 die dimensionslose innere Temperatur über dem Verhältnis der Biot-Zahlen für verschiedene innere Biot-Zahlen dargestellt.

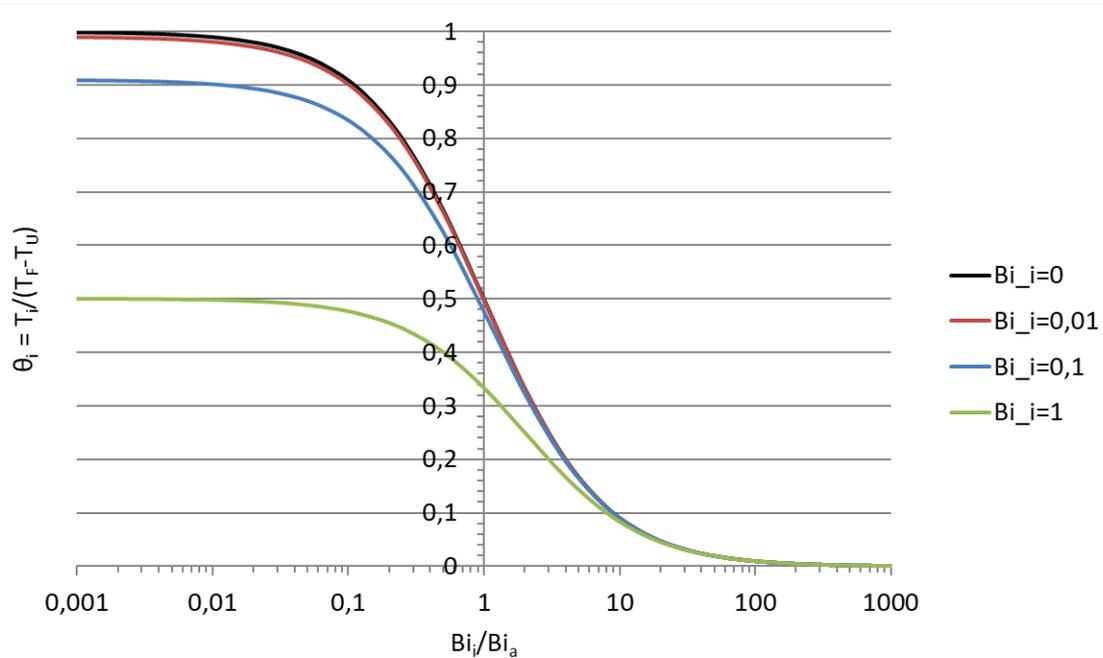


Abb. 8.3 Verlauf der Strukturtemperatur abhängig vom Verhältnis der Biot-Zahlen

Die Kurven unterhalb $Bi_i = 1$ verlaufen ähnlich, während die Kurve $Bi_i = 1$ besonders im Bereich $Bi_i/Bi_a < 1$, d. h. wenn auch $Bi_a \geq 1$ ist, abweicht. Da der Fall beidseitig großer Biot-Zahlen aber bereits zuvor als in der Praxis als irrelevant erkannt worden ist, lässt sich $Bi_i = 0$, d. h. die schwarze Kurve, vereinfacht für alle relevanten Fälle verwenden.

Dabei erkennt man, dass im Falle stark unterschiedlicher Biot-Zahlen bzw. Wärmeübergangskoeffizienten, die Strukturtemperatur sehr nahe an der Seite des niedrigeren Temperaturkoeffizienten liegt. Derart unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten sind aufgrund der unterschiedlichen Wärmeübergangsmechanismen (Strömung/Isolation in der HKL, Strömung/Naturkonvektion im DE) im Unfall eher die Regel als die Ausnahme.

Insgesamt ergeben sich unter den genannten Voraussetzungen bei stationärer Betrachtung als eine Art erste Abschätzung daher die folgenden Grenzfälle:

$$\begin{aligned}
 \text{Wenn } \alpha_a \ll \alpha_i &\rightarrow T_i \approx T_a \approx T_F \\
 \text{wenn } \alpha_a \gg \alpha_i &\rightarrow T_i \approx T_a \approx T_U
 \end{aligned}
 \tag{8.8}$$

8.1.2 Einfluss der thermischen Trägheit

Berechnungen für den instationären Fall mit Berücksichtigung der thermischen Trägheit lassen sich analytisch nur in Spezialfällen lösen. Daher soll nachfolgend der Einfluss der thermischen Trägheit am Beispiel der HKL mit numerischen Mitteln für eine repräsentative Unfalltransiente aus /BAH 13/ gezeigt werden und die Erkenntnisse am Ende mit Hilfe von Kennzahlen auf andere Komponenten übertragen werden.

Abb. 8.4 zeigt das thermische Modell der HKL Wand mit einer Dicke von 57 mm, davon 5 mm Plattierung. Für Grundwerkstoff und Plattierung wurde eine Dichte von 7840 kg/m^3 und eine Wärmekapazität von 465 J/kgK gewählt. Die Wärmeleitfähigkeit unterscheidet sich zwischen ferritischem Grundwerkstoff ($35,1 \text{ W/mK}$) und austenitischer Plattierung (15 W/mK).

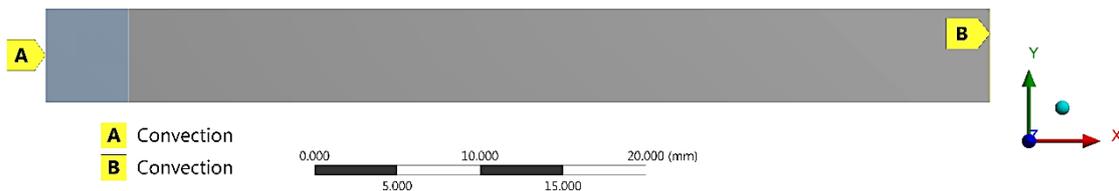


Abb. 8.4 Thermisches Modell der HKL Wand mit Plattierung (links: innen, rechts: außen)

Die in /BAH 13/ mit ATHLET-CD errechneten Werte für die Gastemperatur (Abb. 8.5) und den Wärmeübergang (Abb. 8.6) werden an der Innenseite (A) des Modells aufgebracht. Weitere Randbedingungen und die Art der Rechnung werden variiert (Tab. 8.3). Zum Vergleich steht auch die innerhalb ATHLET-CD durchgeführte transiente Rechnung der Strukturtemperatur zur Verfügung.

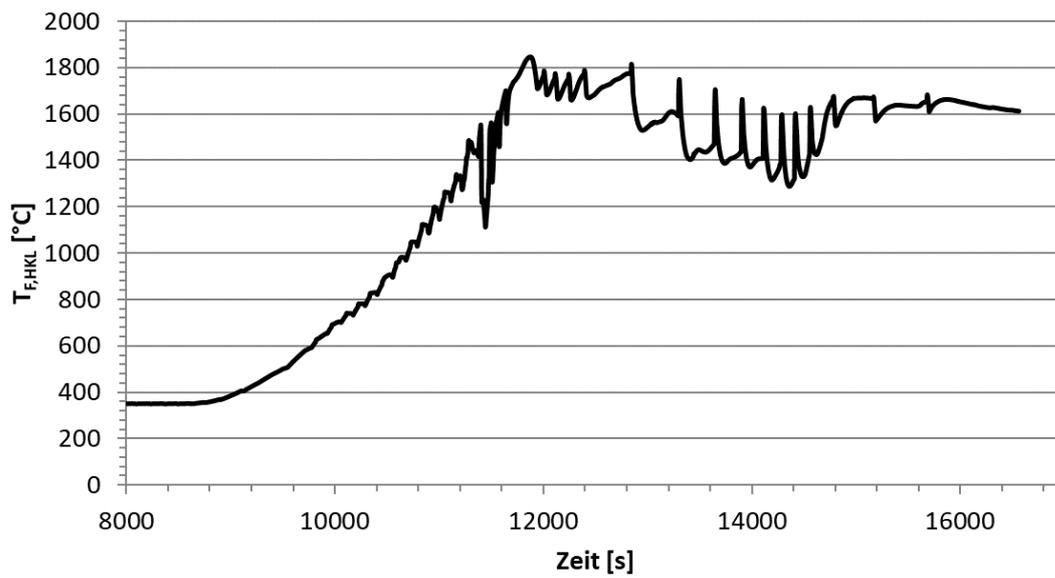


Abb. 8.5 Errechneter Temperaturverlauf des Fluids in der HKL

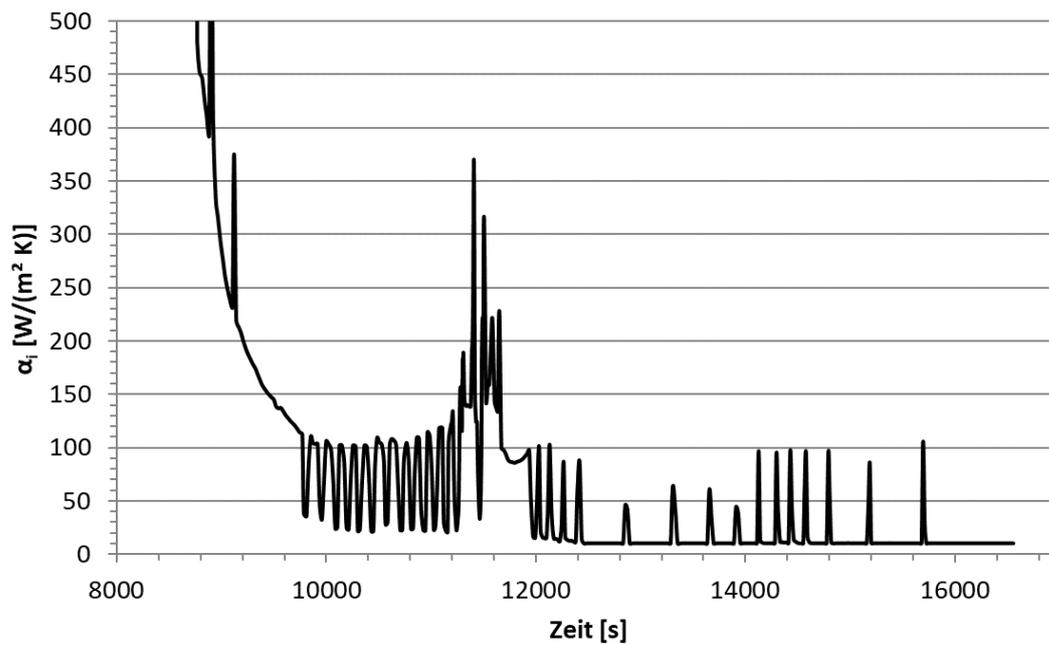


Abb. 8.6 Errechneter Wärmeübergangskoeffizient an der Innenseite der HKL

Tab. 8.3 Bezeichnung der Rechnungen und weitere Randbedingungen

Bez.	α_a	T_a	transient
ACD*	0 W/m ² K		ja
S7	7 W/m ² K	77 °C	nein
T7	7 W/m ² K	77 °C	ja
T0	0 W/m ² K		ja

* Referenzrechnung, in ATHLET-CD durchgeführt

In Abb. 8.7 werden die errechneten Innen- und Außentemperaturen der Struktur dargestellt. Abb. 8.8 enthält den besonders relevanten Zeitabschnitt mit starkem Anstieg der Temperatur.

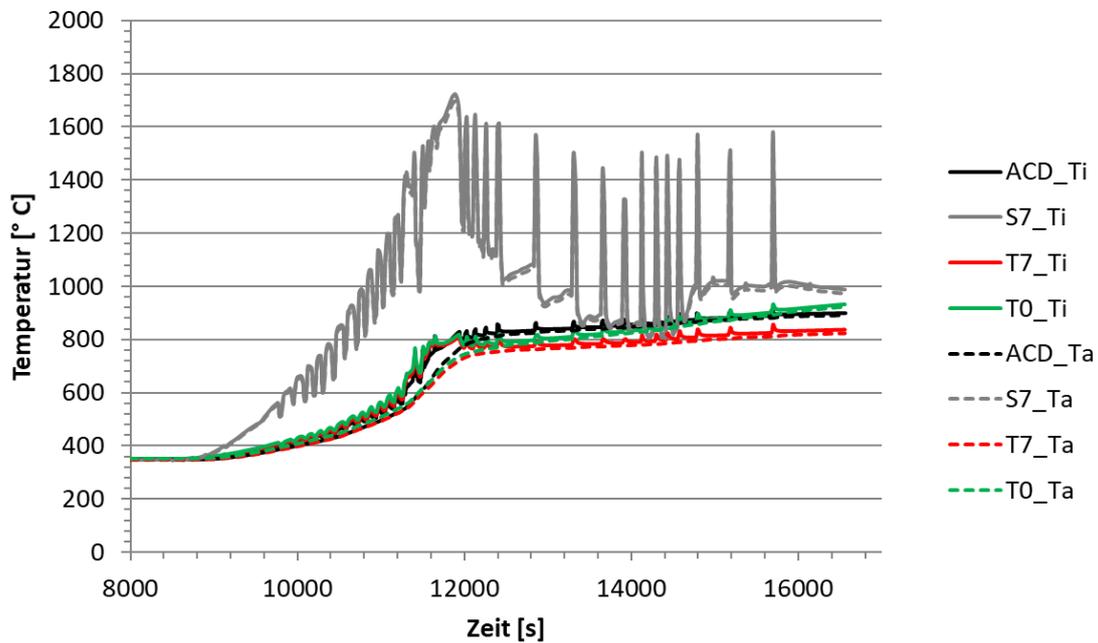


Abb. 8.7 Errechnete Innen- und Außentemperaturen der Struktur

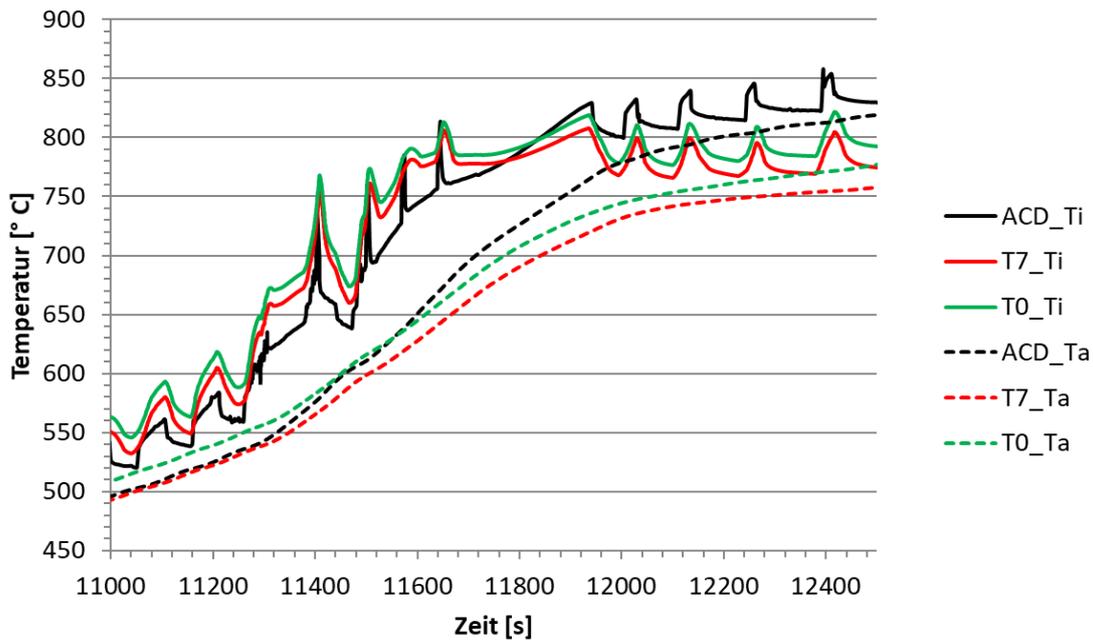


Abb. 8.8 Errechnete Innen- und Außentemperaturen der Struktur (Ausschnitt)

In den beiden Graphen lassen sich nun mehrere Dinge feststellen. So weicht in Abb. 8.7 die transiente Rechnung T7 von der stationären Rechnung S7, welche nahezu der Gas-temperatur folgt, stark ab. Transiente Effekte, d. h. insbesondere die Berücksichtigung der Wärmekapazität, sind daher nicht vernachlässigbar. Gegen Ende der Transiente unterscheiden sich die Rechnungen T7 und T0 leicht, was auf einen geringen, aber sichtbaren Einfluss des äußeren Wärmeübergangs hindeutet.

Abb. 8.8 zeigt, dass Außen- und Innentemperatur in Übereinstimmung mit den Überlegungen in Abschnitt 8.1.1 in allen Rechnungen nahe zusammen liegen, lediglich im Bereich des starken Temperaturanstiegs kommt es bei transients Betrachtung zu relevanten Gradienten innerhalb der Struktur. Die Temperaturen der ATHLET-CD Referenzrechnung ACD und die transienten numerischen Rechnungen T0 und T7 liegen zu Beginn der Transiente gleichauf, unterscheiden sich aber in der Plateauphase nach dem starken Temperaturanstieg bei ca. 12200 s. Der hier betroffene Temperaturbereich zwischen 700 und 800 °C ist zudem besonders versagensrelevant. Grund für die Abweichungen ist die für strukturmechanische Zwecke zu grobe Nodalisierung über die Wanddicke und Nichtberücksichtigung der Plattierung in ATHLET-CD. Während des starken Temperaturanstiegs kommt es auf der Innenseite der Wand zu einer heißen Schicht (Abb. 8.9). Zusammen mit der wesentlich geringeren Wärmeleitung der Plattierung sorgt diese für einen geringeren Wärmeeintrag aus dem Fluid. Bei zu grober Nodalisierung kann diese Schicht nicht aufgelöst werden, die Innentemperatur ist im Mittel geringer,

der Wärmefluss in die Struktur höher, sodass gegen Ende des Anstiegs ein höheres Temperaturniveau erreicht wird.

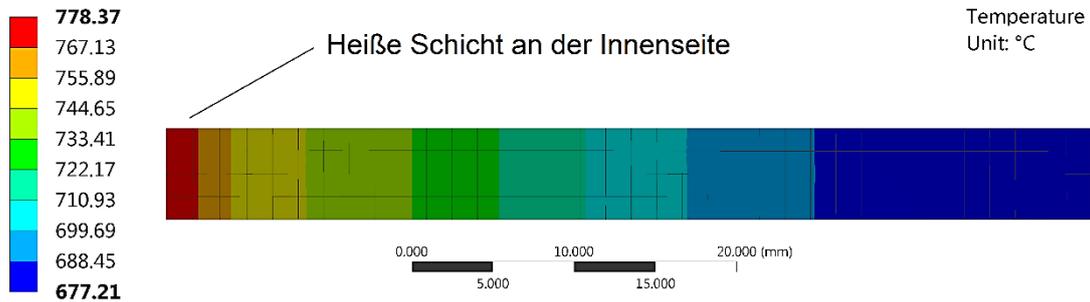


Abb. 8.9 Heiße Schicht im Bereich der Plattierung während des starken Temperaturanstiegs

Der Wärmefluss in die Struktur (Abb. 8.10) zeigt einen wesentlich größeren Wert für die transiente Rechnung, da die Wärme nicht nur von der Umgebung, sondern auch von der Struktur aufgenommen wird. Die dem Fluid dabei entzogene Wärme beeinflusst möglicherweise die vorgelagerte thermohydraulische Berechnung, sodass eine bidirektionale Abhängigkeit entsteht.

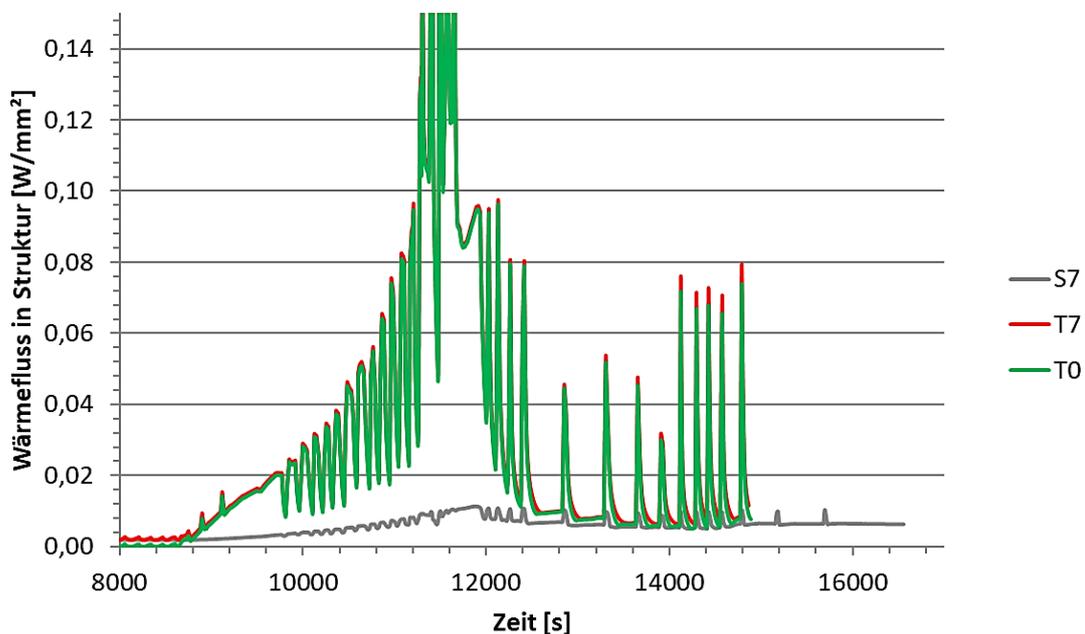


Abb. 8.10 Wärmefluss aus dem Fluid in die Struktur

Bis hierher wurde exemplarisch die Hauptkühlmitteleitung betrachtet, die zudem aufgrund der Plattierung ein besonderes Merkmal besitzt. Im Nachfolgenden soll anhand der dimensionslosen Fourier-Zahl (Gleichung 9.9) abgeschätzt werden, inwiefern dies

auch für die Komponenten Volumenausgleichsleitung und Dampferzeugerheizrohr gilt. Die dimensionslose Kennzahl lässt sich als Verhältnis der Transportrate zur Speicherrate interpretieren. Ihr Kehrwert ist somit ein Maß für die Bedeutung der Wärmespeicherung

$$Fo = \frac{\lambda}{\rho c_p} \frac{t}{\delta^2} \quad (8.9)$$

wobei λ Wärmeleitkoeffizient, ρ Dichte, c_p spezifische Wärmekapazität, t charakteristische Zeit des Vorgangs und δ charakteristische Länge des Vorgangs (Wanddicke) ist.

Tab. 8.4 zeigt entsprechend errechnete Fourier-Zahlen. Während sich der Wert zwischen HKL und VAL kaum unterscheidet, weicht er für das Dampferzeugerheizrohr (DEH) stark ab. Die Wärmespeicherung spielt aufgrund der geringen Wanddicke eine wesentlich geringere Rolle. Man kann daher annehmen, dass die Strukturtemperatur des Dampferzeugerheizrohrs der Fluidtemperatur sehr schnell folgt. Eine äußere Isolierung, z. B. durch Schlamm auf dem Dampferzeugerboden, hat daher kaum Einfluss.

Tab. 8.4 Fourier-Zahlen für die hier betrachteten Komponenten

Komp.	δ [m]	t [s]	λ^* [W/mK]	c_p [J/kgK]	ρ [kg/m ³]	Fo
HKL	0,057	1000	35,1	560	7860	2,45
VAL	0,04	1000	15,0	452	7840	2,65
DEH	0,00123	1000	19,5	460	7940	3528,95

8.1.3 Einfluss der Verformungsenergie

Nachfolgend soll vereinfacht für den adiabaten Fall der Einfluss der inneren Wärmeenergieerzeugung aus der Dehnungsarbeit abgeschätzt werden. Dabei wird die an der Komponente geleistete Arbeit W vollständig in Wärme Q umgesetzt.

$$W = Q \quad (8.10)$$

Nach Einsetzen entsprechender Ausdrücke und Umformen erhält man

$$\Delta T = \frac{\sigma * \varepsilon}{\rho * c_p} \quad (8.11)$$

Setzt man nun exemplarisch Werte für die HKL bei Volldruck ein ($\sigma = 114 \text{ MPa}$, $\rho = 7860 \text{ kg/m}^3$, $c_p = 560 \text{ J/kgK}$), so erhält man mit 2,59 K pro 10 % Dehnung einen geringen Einfluss verglichen mit den aufgetragenen Belastungen.

8.2 Übertragung von Lasten auf die Struktur

Nachdem in Abschnitt 8.1 allgemeine theoretische Vorüberlegungen angestellt worden sind, sollen im Nachfolgenden praktische Aspekte untersucht werden.

So besteht in Situationen mit asymmetrischem Temperaturfeld wie Stratifizierung, lokaler Anströmung oder lokaler Radionuklidablagerung das Problem, die geeignete Temperatur als Eingabe für die strukturmechanischen Modelle auszuwählen. Neben der in Abschnitt 3.2 skizzierten Lösung mit Ersatztemperaturen besteht bei der Verwendung komplexer numerischer Tools, d. h. CFD und FEM, auch die Möglichkeit einer direkten Kopplung.

Im Projekt wurde eine Vorgehensweise zum Mapping der CFD-Ergebnisdaten auf die entsprechenden Eingabedaten der strukturmechanischen Berechnung erprobt, welche die Anpassung der in den verschiedenen Domänen unterschiedlichen Simulationsparameter, wie beispielsweise der Zeitschrittweite, umfasst. Dazu wurde auf CFD-Daten zurückgegriffen, die im Rahmen des Projekts 3614R01307 /BAH 13/ (Abb. 8.11) erzeugt wurden. Neben einer vollständigen Kopplung wurde auch die Möglichkeit erprobt, CFD-Daten für die bessere Auflösung von Modelldetails im Rahmen eines Submodeling-Ansatzes zu verwenden.

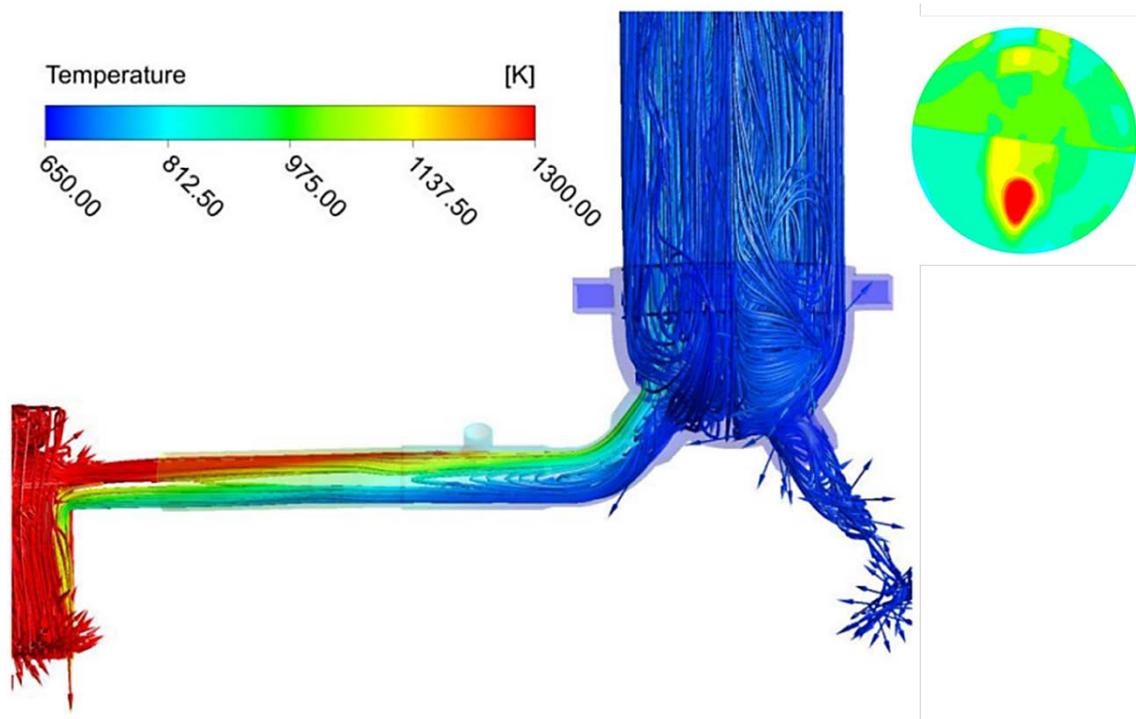


Abb. 8.11 Zeitpunkt einer CFD-Rechnung mit Zirkulationsströmung im Dampferzeuger /BAH 13/

Verschiebt man die Schnittstelle zwischen thermohydraulischer und strukturmechanischer Rechnung in Richtung des Fluids, sind neben der Konvektion an der Innenwand auch weitere Wärmeübertragungseffekte zu berücksichtigen, insbesondere Wärmestrahlung und Zerfallswärme aus abgelagerten Radionukliden. Dabei hat sich gezeigt, dass die Übergabe der Fluidtemperatur gegenüber dem Wärmestrom Vorteile hat, da es sonst leicht zu Drift-Effekten kommt und im Laufe der Transiente wachsende Abweichungen auftreten können.

Im Rahmen der Untersuchungen wurden weitere Fragen zur Größe des Wärmeübergangs aufgeworfen. Insbesondere eine Verzunderung bzw. Entkohlung der Oberfläche wurde bisher nicht ausreichend in den Analysen betrachtet. Auch führt die Ablagerung von Aerosolen neben ihrem heizenden Effekt aus der Zerfallswärme zu einer Isolierung gegenüber dem heißen Gas, welche ebenfalls berücksichtigt werden muss.

8.3 Anwendung für ein exemplarisches Unfallszenario

In einem nächsten Schritt wurden Bewertungsmethoden zum Komponentenversagen auf einen ausgewählten Unfallablauf angewendet, für den Daten aus Analysen im BMU-Vorhaben 3614R01307 /BAH 13/ in ausreichender Detailtiefe zur Verfügung stehen. In

diesem Vorhaben wurde zu einem postulierten „Station Blackout“ Szenario eines generischen deutschen Druckwasserreaktors eine ATHLET-CD-Rechnung durchgeführt, die zu einem ausgewählten Zeitpunkt die Randbedingungen für eine Rechnung mit dem CFD-Rechenprogramm ANSYS CFX liefert. Damit konnten die komplexen Strömungsverhältnisse, insbesondere im Bereich der Druckhalter-Kühlkreislaufschleife einschließlich Rezirkulation durch die Dampferzeugerheizrohre und Vermischung in der Dampferzeugereintrittskammer für den ausgewählten Zeitpunkt realistisch simuliert werden. Abb. 8.12 zeigt die im Projekt 3614R01307 errechneten Belastungen auf die Komponenten.

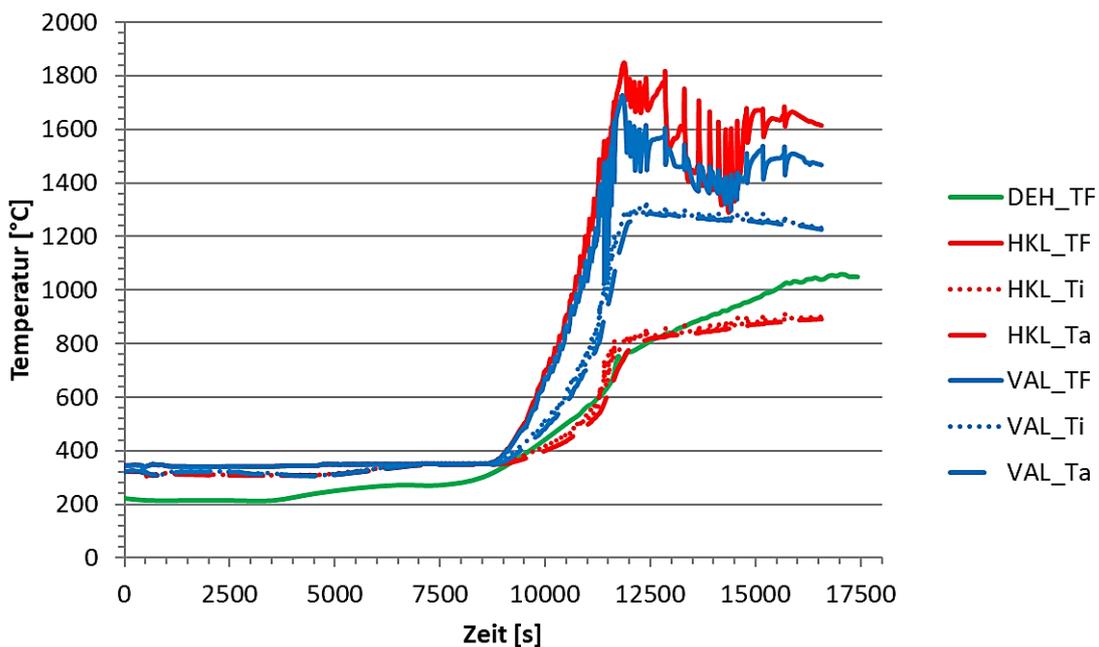


Abb. 8.12 Belastungen auf die betrachteten Komponenten /BAH 13/

Abb. 8.13 zeigt die mit FEM errechneten Verläufe der Gesamtvergleichsdehnung, wobei für das Heizrohr Parameterstudien durchgeführt wurden, in denen die Sekundärseite entlastet/nicht entlastet oder die Wanddicke geschwächt/ungeschwächt war.

Zu erkennen ist, dass insbesondere im Fall sekundärseitiger Druckentlastung und Schädigung des Heizrohrs, die Versagenszeiten aller Komponenten (Tab. 8.5) sehr nahe zusammen liegen und ein initiales Versagen des Heizrohrs zusammen mit einem möglichen Containment-Bypass nicht mehr sicher ausgeschlossen werden kann.

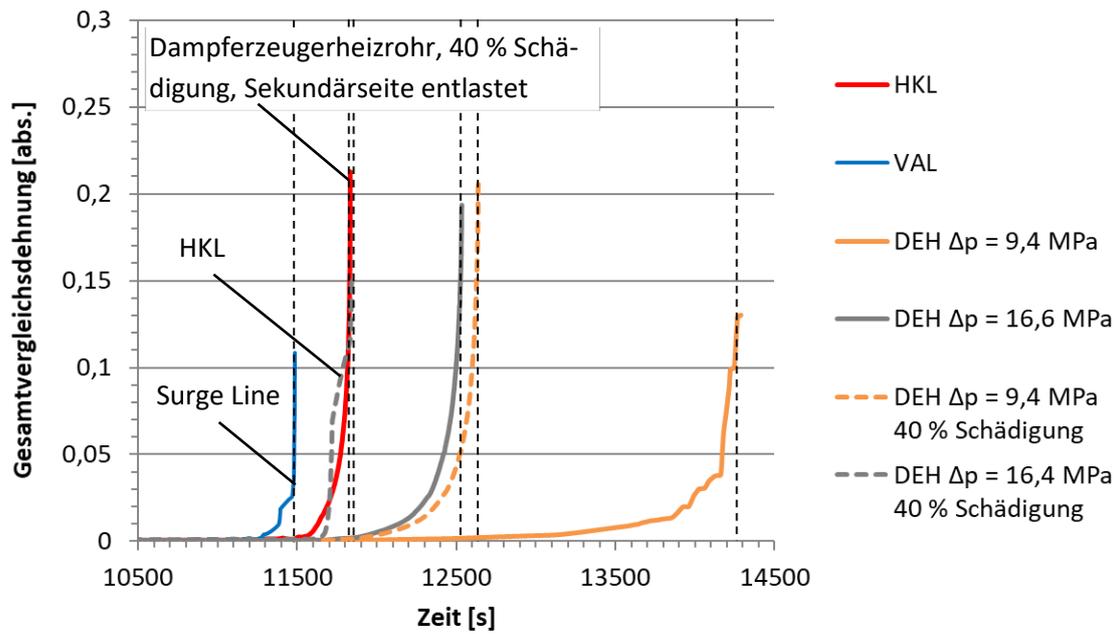


Abb. 8.13 Gesamtvergleichsdehnungen für die betrachteten Komponenten

Tab. 8.5 Versagenszeiten der hier betrachteten Komponenten

Komponente	Versagenszeit [s]
HKL	11832
VAL	11486
DEH, $\Delta p = 9,4$ MPa	14289
DEH, $\Delta p = 16,6$ MPa (druckentlastete Sekundärseite)	12537
DEH, $\Delta p = 9,4$ MPa, Wandschädigung 40 %	12636
DEH, $\Delta p = 16,6$ MPa, Wandschädigung 40 %	11847

9 Ergebnisse der OECD/NEA Aktivität COSSAL

9.1 Hintergrund und bisherige Aktivitäten

Im Projekt RS1520 wurde die von der GRS organisierte internationale OECD/NEA-Benchmark-Aktivität COSSAL (Components and Structures under Severe Accident Loading) begonnen. Die Ergebnisse der ersten beiden Tasks in Form eines Fragebogens und der Nachrechnung eines Großexperiments sind in /BLA 17/ dokumentiert. Im vorliegenden Projekt wurde diese Aktivität mit zwei weiteren Benchmarks zu relevanten DWR und SWR Komponenten sowie einem abschließenden Workshop fortgesetzt. Die Ergebnisse sollen hier verkürzt dargestellt werden. Eine ausführliche Darstellung findet sich im entsprechenden Abschlussbericht /OEC 18/. Darüber hinaus sind Teile der Arbeiten in /SIM 18/, /BLA 19a/ und /BLA 21/ publiziert worden.

9.2 Benchmark zu DWR Komponenten

9.2.1 Problemstellung

Ziel des Benchmarks war es, das Verhalten ausgewählter Komponenten eines generischen DWR-Primärkreislaufs während eines HD-Kernschmelz Szenarios zu analysieren und die zuerst versagende Komponente zu bestimmen. Gegenüber dem vorangegangenen Benchmark war die Problemstellung daher anwendungsorientiert und es waren im Sinne einer Blindrechnung keine Ergebnisse vorgegeben.

Um verschiedene Rohrleitungsgeometrien von Hauptkühlmittelleitung, Volumenausgleichsleitung und Dampferzeugerheizrohr mit und ohne Krümmung abbilden zu können, wurde eine generische Geometrie (Abb. 9.1) vorgegeben, deren Parameter je nach Komponente angepasst werden konnten (Tab. 9.1). Die Plattierung der Hauptkühlmittelleitung wurde vernachlässigt und ihre Dicke der Dicke des Grundwerkstoffs zugeschlagen. Für detailliertere Betrachtungen in der Parameterstudie PS B stand ein CAD-Geometriemodell einer kompletten Kühlkreislaufschleife sowie Hinweise zur Implementierung zur Verfügung.

Die realen Lagerungsrandbedingungen der Komponenten sind komplex und nicht eindeutig zu beschreiben. Neben einer Fixierung an nur einer Seite soll daher in der Parameterstudie PS A eine Fixierung an beiden Enden und so beide Extremfälle abgedeckt

werden. Zur Berücksichtigung der druckinduzierten Axialkräfte ist die Simulation einer Endkappe oder die Verwendung zusätzlicher Hilfskräfte notwendig.

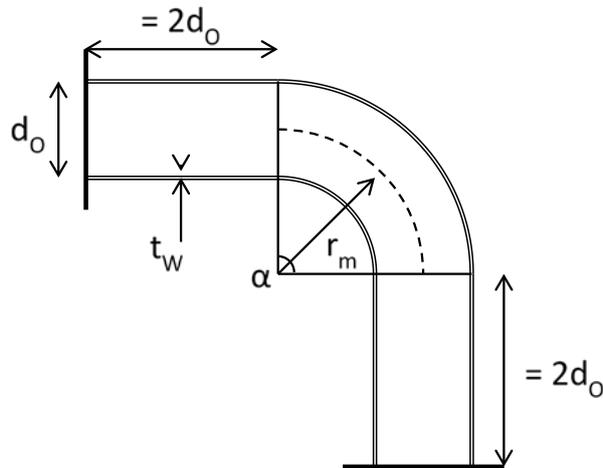


Abb. 9.1 Parametrisierbares Modell einer Rohrleitungskomponente

Tab. 9.1 Geometrie- und Werkstoffangaben für die zu betrachtenden Komponenten

Komponente	Werkstoff	d _o	t _w	r _m	α
HKL Krümmer	20 MnMoNi 5 5	874 mm	62 mm	1125 mm	50°
HKL Geradrohr	20 MnMoNi 5 5	864 mm	57 mm		0°
VAL	X 10 CrNiNb 18 9	428 mm	40 mm	645 mm	140°
DEH	Alloy 800 (mod.)	22 mm	1.23 mm	193 mm	180°

Die Werkstoffdaten für den ferritischen Werkstoff 20 MnMoNi 5 5, den austenitischen Werkstoff X 1 0CrNiNb 18 9 und den Nickelbasiswerkstoff Alloy 800 (mod.) bestehend aus E-Modul, Querkontraktionszahl, Spannungs-Dehnungs-Kurven, Sekundärkriechdehnraten, darauf basierenden Norton-Fittings, und Wärmeausdehnungskoeffizienten sind in /OEC 18/ angegeben und sollen hier nicht wiederholt werden.

Die Komponenten werden durch Belastungen aus einem exemplarischen HD-Kernschmelzszenario belastet, welches /KOE 01/ entnommen wurde. Die Globaltemperaturen ausgewählter Komponenten sind in Abb. 9.2, der Innendruckverlauf (Primär- und Sekundärseite) in Abb. 9.3 dargestellt. Thermische Gradienten über die Wanddicke werden hier in erster Näherung vernachlässigt.

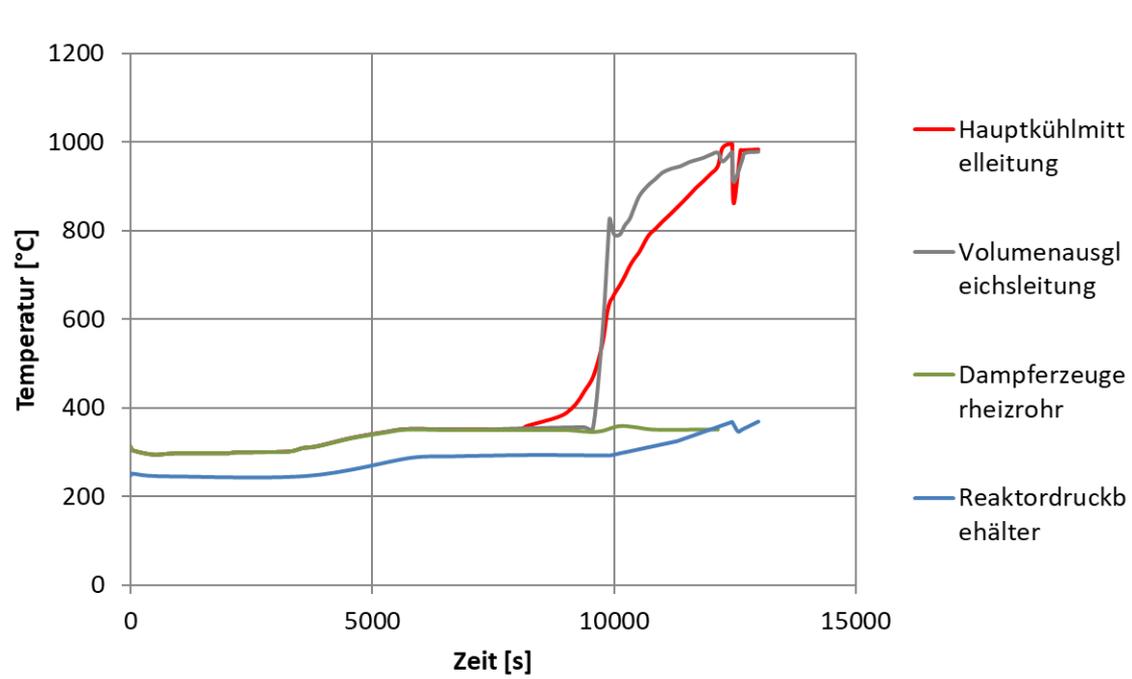


Abb. 9.2 Globaltemperaturverlauf ausgewählter Komponenten

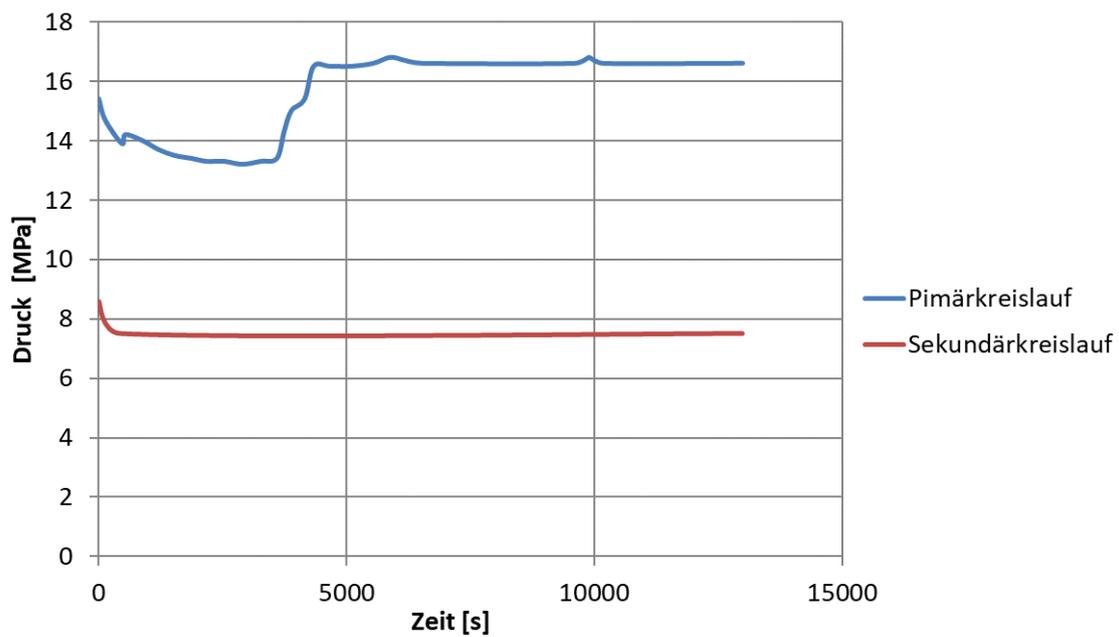


Abb. 9.3 Verlauf des Primär- und Sekundärdrucks

Um näherungsweise eine Situation mit einem im Dampferzeuger umlaufenden Gasstrom simulieren zu können, soll zusätzlich eine Rechnung durchgeführt werden, bei der die Geometrie des DEH mit der Belastung der Hauptkühlmitteleitung kombiniert wird. Tab. 9.2 zeigt die an die Teilnehmer ausgegebene Task Matrix.

Tab. 9.2 Task Matrix des Benchmarks zu DWR Komponenten

Main Tasks (MT)
MT 1: Verhalten der Hauptkühlmittelleitung: maximale Vergleichsspannung, elastische/plastische/Kriechdehnung, Versagenszeit und -temperatur
MT 2: Verhalten der Volumenausgleichsleitung
MT 3: Verhalten des Dampferzeugerheizrohrs, bei Nichtversagen minimale Wanddicke, bei der es während der Transiente zum Versagen kommt
MT 4: Verhalten des Dampferzeugerheizrohrs bei umlaufendem Gasstrom (hilfsweise soll die Belastung der Hauptkühlmittelleitung verwendet werden)
Parametric Studies (PS)
PS A: MT 1-4 mit Fixierung an beiden Rohrenden
PS B: MT 1 und MT 2 unter Nutzung der CAD-Geometrie einer Kühlkreislaufschleife
PS C: MT 3 und MT 4 mit entlastetem Sekundärkreis ($p = 0$ MPa)

9.2.2 Ergebnisse und Vergleich

Tab. 9.3 enthält eine Übersicht der von den Teilnehmern für die Modelle verwendeten Randbedingungen.

Tab. 9.3 Übersicht über die verwendeten Randbedingungen

Teiln.	Code	Trans. therm.	2D/3D	Anz. Elemente	Große Verf.	Kriechgesetz	Vers.-krit.	Symmetrie	T-Last	p-Last	Hilfskraft	Fixierung A	Fixierung B
2	Adina	Nein	2D	MT1: 45	Ja	Norton	Num. Instabil. (20 % Kriechdehn.)	Nein	Global	Innen-seite	Axialkraft	Richtung orthogonal zur Schnittfläche	-
			3D	MT1: 3600-7200									
				MT2: 2880-5760									
			3D	MT4: 6000-12000									
3	Abaqus	Ja	3D	MT1: 23392-31416	?	Norton	Num. Instabil. (20 % Kriechdehn.)	Nein	?	?	?	?	?
				MT2: 45370	?	Mod. Garofalo							
				MT4: 103040	?	Khachanov-Rabotnov							
4	Ansys Mech.	Ja	3D	?	?	Norton	10 % Ges.-dehn.	Längs	Innen-seite	Innen-seite und Endkappe	-	Richtung orthogonal zur Schnittfläche	Richtung orthogonal zur Schnittfläche

Tab. 9.4 zeigt die Ergebnisse der Rechnungen MT 1-4, wobei für MT 3 anstelle der Versagenszeiten und -temperaturen Grenzwallstärken angegeben sind.

Tab. 9.4 Vergleich von Versagenszeiten, -temperaturen und Grenzwallstärken der Rechnungen MT 1-MT 4

Teiln.	Kriechmodell	Versagenskriterium	MT1 HKL Krümmer	MT1 HKL Gerade	MT2 VAL	MT3 DEH (kalt)	MT4 DEH (heiß)
2		Numerische Instabilität	10800 s 799 °C	10424 s 740 °C	11100 s 937 °C	0,215 mm 17,5 %	11880 s 916 °C
3	Norton	20 % Kriechdehnung	10569 s 762 °C	10551 s 758 °C	11411 s 948 °C	0,246 mm 20 %	11243 s 847 °C
	Mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	10534 s 755 °C	10539 s 756 °C			11021 s 823 °C
	Khachanov-Rabotnov	D = 1	10247 s 704 °C	10360 s 727 °C	10435 s 858 °C		11491 s 874 °C
4		10 % Ges.-dehnung	10590 s 768 °C	10779 s 795 °C	12107 s 974 °C	0,2 mm 16,3 %	10798 s 798 °C
∅			10548 s 758 °C	10531 s 755 °C	11263 s 929 °C	0,22 mm 17,9 %	11287 s 852 °C

Die Verläufe von Vergleichsspannung, plastischer Vergleichsdehnung und Vergleichskriechdehnung sind für die Rechnungen MT 1,2 und 4 sehr ähnlich und sind daher in Abb. 9.1, Abb. 9.2 und Abb. 9.3 exemplarisch für MT 1 gezeigt. Die Simulationsergebnisse der Vergleichsspannung von Teilnehmer 2 und Teilnehmer 3 stimmen gut überein, während das Ergebnis von Teilnehmer 4 die Spannung unterschätzt, bis sie bei 9572 s stark ansteigt. Möglicherweise sind Geometrie-probleme für das niedrigere Spannungsniveau zu Beginn verantwortlich, während der Grund für die Spitze der Spannungskurve möglicherweise auf thermische Spannungen zurückzuführen ist, da thermische Begrenzungen nur an der inneren Oberfläche statt im Gesamtvolumen aufgebracht wurden. Die Verläufe der plastischen Vergleichsdehnung und der Vergleichskriechdehnung zeigen ein typisches Versagensmuster, das bereits beim vorherigen Benchmark beobachtet wurde. Ab einem gewissen Temperaturniveau bilden sich Kriechdehnungen, die mit Geometrie-Veränderungen einhergehen und selbstverstärkend wirken. Gegen Ende steigen die plastischen Vergleichsdehnungen stark und das Versagen tritt durch plastische Instabilität ein. Die Unterschiede im Versagenszeitpunkt bzw. -temperatur könnten auf die unterschiedliche Implementierung des Materialmodells zurückgehen.

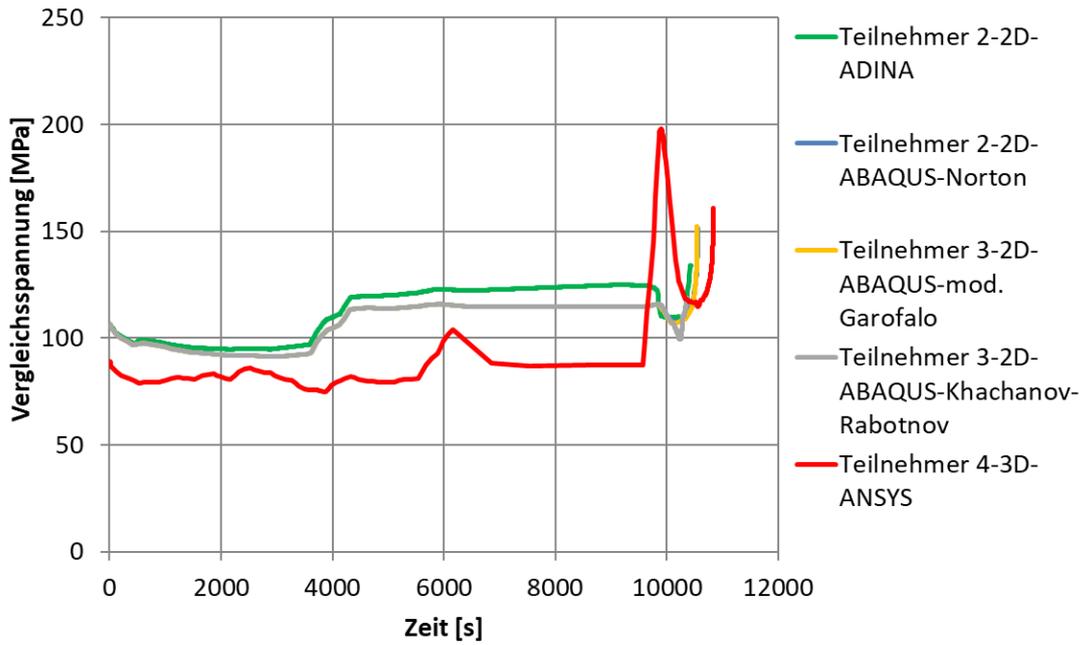


Abb. 9.1 Verlauf der Vergleichsspannung für MT 1 Geradrohr

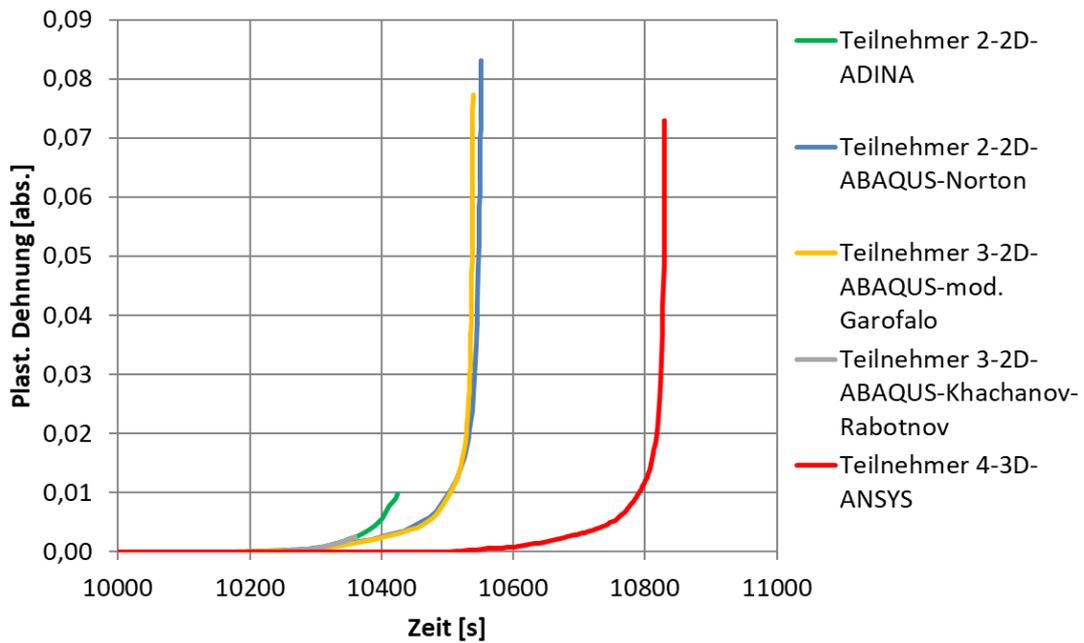


Abb. 9.2 Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung für MT 1 Geradrohr

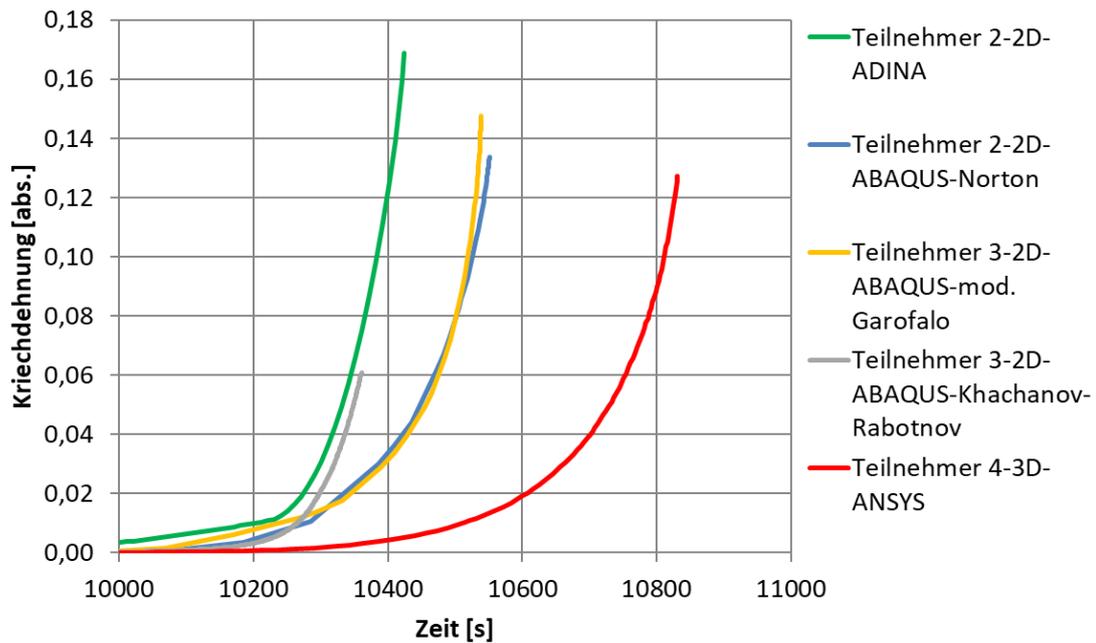


Abb. 9.3 Verlauf der Vergleichskriechdehnung für MT 1 Geradrohr

In Parameterstudie PS A wurden die Randbedingungen aus MT 1,2 und 4 so modifiziert, dass beide Enden der Rohre fixiert sind. Tab. 9.5 enthält die entsprechenden Versagenszeiten und -temperaturen. Der Einfluss der Modifizierung ist für die Volumenausgleichsleitung am größten, für die Hauptkühlmitteleitung geringer und für das Dampferzeugerheizrohr vernachlässigbar.

Tab. 9.5 Vergleich von Versagenszeiten und -temperaturen der Rechnung PS A

Teilnehmer	Kriechmodell	Versagenskriterium	MT1 HKL Krümmer	MT1 HKL Gerade	MT2 VAL	MT4 DEH (heiß)
2		Numerische Instabilität	10320 s 720 °C	10800 s 799 °C		11540 s 880 °C
3	Norton	20 % Kriechdehnung	10529 s 767 °C	10569 s 762 °C	11423 s 948 °C	11473 s 873 °C
	Mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	10524 s 753 °C	10562 s 761 °C		11270 s 850 °C
4		10 % Ges.-dehnung	10589 s 768 °C	10762 s 795 °C	12140 s 976 °C	10783 s 797 °C
∅			10491 s 752 °C	10673 s 780 °C	11781 s 962 °C	11267 s 850 °C
Δ			-57 s -6 °C	-142 s -25 °C	-518 s -33 °C	+20 s +2 °C

In Parameterstudie PS C wurden die Randbedingungen aus MT 3 und 4 so modifiziert, dass aufgrund einer drucklosen Sekundärseite der Differenzdruck am Dampferzeugerrohr erhöht wird. Die Ergebnisse zu Versagenszeit, -temperatur und Grenzwallstärken finden sich in Tab. 9.6. Die Grenzwallstärken sind dabei bedeutend dicker und das Versagen erfolgt bei bedeutend geringeren Zeitpunkten bzw. Temperaturen.

Tab. 9.6 Vergleich von Versagenszeiten, -temperaturen und Grenzwallstärken der Rechnung PS C

Teiln.	Kriechmodell	Versagens-kriterium	MT 3 DEH (kalt)	MT 4 DEH(heiß)
2		Numerische Instabilität	0,4 mm 32,5 %	11170 s 838 °C
3	Norton	20 % Kriechdehnung	0,49 mm 39,8 %	10652 s 779 °C
	Mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung		10644 s 777 °C
∅			0,445 mm 36,15 %	10822 s 798 °C
Δ			+0,225 mm +18,25 %	-465 s -54 °C

9.2.3 Schlussfolgerungen

Die von den Teilnehmern zur Verfügung gestellten Analyseergebnisse zum Benchmark zu DWR Komponenten wurden verglichen und diskutiert. Die wichtigsten Schlussfolgerungen, welche über den ersten Benchmark hinausgehen, sind:

- Alle Teilnehmer sagen zuerst ein Versagen der Hauptkühlmittelleitung, dann der Volumenausgleichsleitung und dann des Dampferzeugerheizrohrs voraus.
- Bei Annahme einer Umlaufströmung im Dampferzeuger oder einer sekundärseitigen Entlastung wird ein frühzeitiges Versagen eines Dampferzeugerheizrohrs wahrscheinlicher.
- Die richtige Implementierung der Randbedingungen am Rohrende, z. B. durch eine im Geometriemodell hinzugefügte Endkappe oder Ersatzkräfte ist wichtig.
- Uphysikalische Effekte an den Modellrändern, die eine Lösungskonvergenz verhindern oder zu einem nichtphysikalischen Anstieg von Werte führen, dürfen nicht mit einem Versagen des Bauteils verwechselt werden.

- Die Methode der thermischen Lastaufbringung (homogen/flächig, stationär/instationär) kann einen Einfluss auf das Ergebnis haben.
- Die Art der Implementation des Materialmodells kann einen Einfluss auf das Ergebnis haben.
- Spannungswerte sollten zur besseren Vergleichbarkeit Angaben enthalten, ob die Angabe zum zu exakter Ort/globales Maximum, Vektor/Skalar oder Maximum/Durchschnitt erfolgt.

9.3 Benchmark zu SWR Komponenten

9.3.1 Problemstellung

Während der Fokus die ersten beiden Benchmarks auf globalem Versagen von Komponenten eines DWR lag, befasste sich der dritte COSSAL-Benchmark mit frühem lokalen Versagen von SWR-Komponenten, welche zu einem Leck begrenzter Größe führen können. Dazu wurden zwei beispielhafte Fälle aus den Untersuchungen zum Unfall in Fukushima Daiichi abgeleitet und in generischer Form dargestellt.

Im ersten Teil sollte ein lokales Versagen einer Flanschverbindung unterhalb eines Sicherheitsventils untersucht werden. Dazu war eine gekoppelte (unidirektionale) thermo-mechanische Berechnung erforderlich. Die Verbindung bestand aus zwei DN150/6"-Flanschen (Abb. 9.4 und Tab. 9.7). Als Werkstoff für alle Bauteile wurde vereinfacht der Werkstoff 20 MnMoNi 5 5 angenommen, welcher schon in den vorigen Benchmarks verwendet wurde. Der Flansch wurde von innen mit einem Temperaturgradienten von 0,2 K/s, beginnend bei 300 °C, beaufschlagt. Der Wärmeübergang vom Dampf an der Innenseite der Flansche konnte als ideal (10000 W/m²K oder mehr) angenommen werden. An der Außenfläche könnte natürliche Konvektion und Strahlung an die Umgebung von 50 °C angenommen werden (Wärmeübergangskoeffizient 10 W/m²K, Emissionsgrad 0,5). Die thermische Berechnung konnte quasistatisch durchgeführt werden, da die Temperaturänderung langsam ist. Der innere (Differenz-)Druck sollte mit konstant 7,1 MPa angenommen werden.

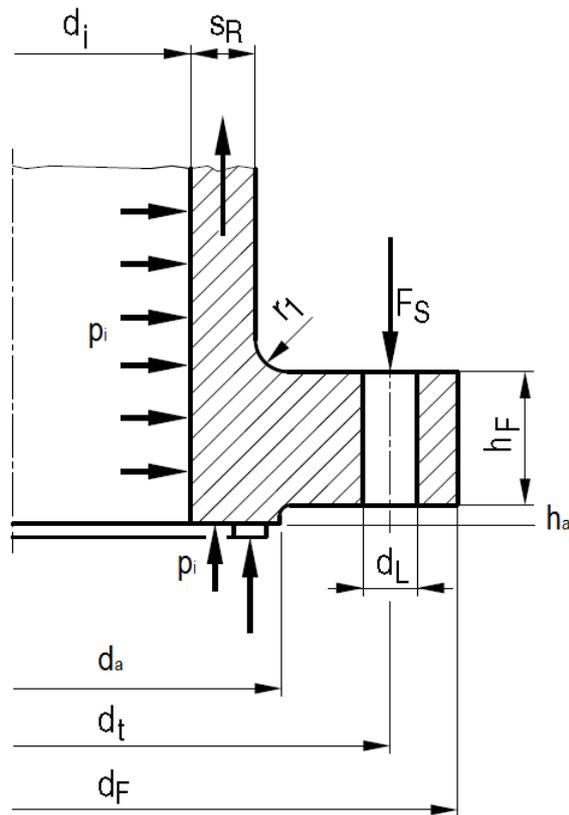


Abb. 9.4 Schematische Darstellung eines Flanschtyps /KTA 17/

Tab. 9.7 Geometriedaten des Flanschs

Typ	d_i	d_t	d_F	d_L	d_a	s_R	h_F	h_a	r_1
DN150/6''	155.4	250	300	17.5	229.4	4.85	18	2	6

Geometrie und Anzugsmoment der M 16-Dehnschrauben sind in Abb. 9.5 und Tab. 9.8 enthalten. Die Vorspannung sollte im drucklosen Zustand bei 50 °C aufgebracht werden. Zur Lastabtragung sollte eine Unterlegscheibe mit 17 mm Innendurchmesser, 30 mm Außendurchmesser und 3 mm Dicke modelliert werden. Zwischen Flansch, Unterlegscheibe und Schraube konnte ein idealer Wärmeübergang angenommen werden (z. B. Wärmeübergangskoeffizient 10000 W/m²K oder mehr). Die Schrauben konnten entweder vereinfacht mit dem Flansch verklebt werden oder ein Kontaktmodell (Reibungskoeffizient 0,1) implementiert werden. Die Metalldichtung (Abb. 9.6 und Tab. 9.9) soll durch eine kleine Kante in Position gehalten werden.

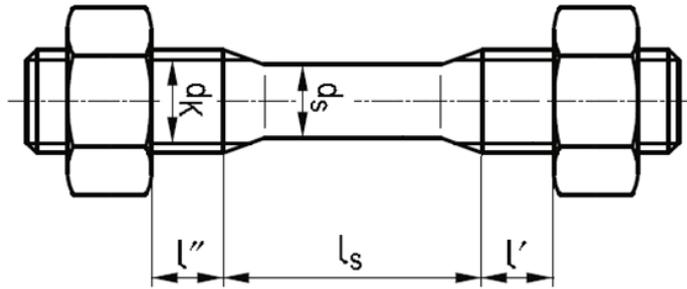


Abb. 9.5 Schematische Darstellung eines Dehnschraube /KTA 17/

Tab. 9.8 Geometriedaten und Anzugsmoment der Schrauben

Typ	n	F_s [N]	d_k [mm]	d_s [mm]	l''	l_s [mm]	l'
M 16	8	60000	13.55	12	$\approx l'$	32	$\approx l''$

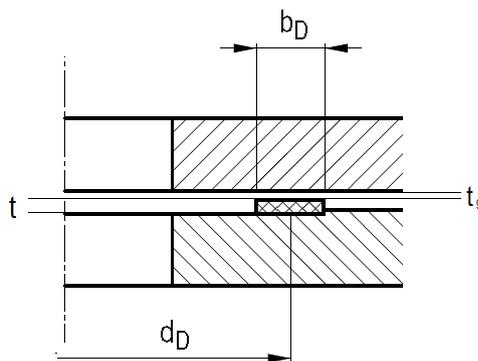


Abb. 9.6 Detaildarstellung der Flanschdichtung /KTA 17/

Tab. 9.9 Geometriedaten der Dichtung

Typ	d_D [mm]	b_D [mm]	t [mm]
Steel	192	32	2

Als Ergebnis sollte der zeitliche Verlauf des Temperaturgradienten zwischen Innen- und Außendurchmesser an der dichtungsnahen Seite, der Verlauf der Klemmkraft der Dichtung und die Größe möglicherweise entstehenden Spaltes zwischen Dichtung und Flansch am inneren und am äußeren Radius der Dichtung quantifiziert werden.

Im zweiten Teil sollte das Knickversagen eines Instrumentierungsrohrs (Schematische Darstellung in Abb. 9.7) unter äußerem Druck analysiert werden. Es wurde

angenommen, dass das Rohr ebenfalls aus 20 MnMoNi 5 5 besteht. Der Außendurchmesser wurde mit 17 mm und die Wandstärke mit 2 mm gewählt. Der Differenzdruck betrug 7,1 MPa. Die Globaltemperatur des Rohres stieg mit 0,2 K/s ausgehend von 300 °C. Eine thermische Berechnung war in diesem Fall nicht erforderlich.

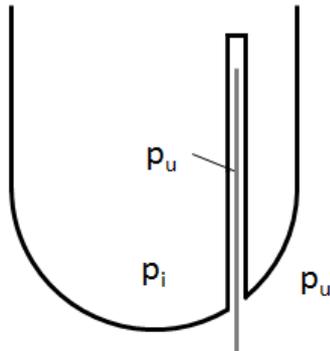


Abb. 9.7 Schematische Darstellung des unter Außendruck stehenden Instrumentierungsrohrs

Der Zeitpunkt und die Temperatur des Knickversagens sollten entweder mit analytischen Methoden oder numerischen Methoden berechnet werden. Für die Berechnung konnte die Modellierung einer minimalen geometrische Unvollkommenheit erforderlich sein. Tab. 9.10 zeigt die an die Teilnehmer ausgegebene Task Matrix.

Tab. 9.10 Task Matrix des Benchmarks zu SWR Komponenten

Main Tasks (MT)
<ul style="list-style-type: none"> • MT 1: Lokales Versagen einer Flanschverbindung Berechnen Sie den Verlauf des thermischen Gradienten, der Dichtungsklemmkraft und des Spalts am Innen- und Außenradius der Dichtung. • MT 2: Knickversagen eines Instrumentierungsrohrs Berechnen Sie den Versagenszeitpunkt.
Parametric Studies (PS)
<ul style="list-style-type: none"> • PS A: Variieren Sie frei ausgewählte Parameter von MT 1, z. B. nehmen Sie eine mögliche radiale Verformung der Dichtung oder ein anderes Dichtungsmaterial an. • PS B: Variieren Sie frei ausgewählte Parameter von MT 2, z. B. nehmen Sie an, dass das Rohr aus dem Werkstoff X10CrNiNb18-9 besteht.

9.3.2 Ergebnisse und Vergleich

Im Folgenden werden die Beiträge der Teilnehmer zusammengefasst und verglichen. Den Teilnehmern wurde die Möglichkeit gegeben, ihre Berechnungen nach der Diskussion der vorläufigen Ergebnisse zu modifizieren. Hier werden nur die Ergebnisse der letzten Iteration gezeigt, aber identifizierte Anwenderfehler werden diskutiert.

Neben der Nachrechnung des Basisfalls sollten die Teilnehmer in den Parameterstudien beliebige Parameter ihrer Wahl verändern. Teilnehmer 1 variierte Elastizität und Fixierung der Dichtung. Teilnehmer 2 verwendete zwei unterschiedliche Modelle. Teilnehmer 3 analysierte zusätzlich eine Flanschgeometrie mit Wurzelverstärkung (dreifache Dicke des unmittelbar an den Flansch angrenzenden Rohrstücks). Abb. 9.8 gibt einen Überblick über die in der Benchmark-Aufgabe verwendeten Geometriemodelle. Die Art und Dichte der Vernetzung ist bei den Teilnehmern unterschiedlich. Netzstudien von mindestens zwei Teilnehmern zeigten aber keinen signifikanten Einfluss. Tab. 9.11 zeigt weitere Randbedingungen der Modelle.

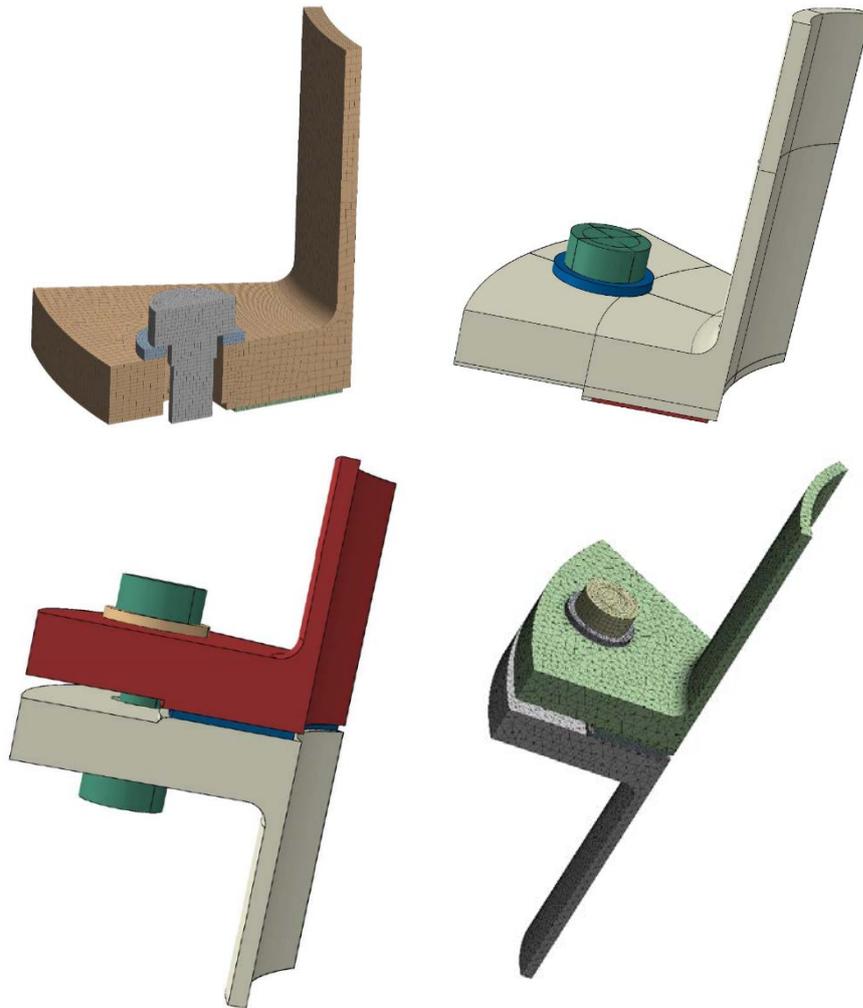


Abb. 9.8 Geometriemodelle von Teilnehmer 1 (oben links), Teilnehmer 2 Modell A (oben rechts), Modell B (unten links) und Teilnehmer 3 (unten rechts)

Tab. 9.11 Übersicht über die verwendeten Randbedingungen

	Teilnehmer 1	Teilnehmer 2 (Modell A)	Teilnehmer 2 (Modell B)	Teilnehmer 3
FE-Code	ANSYS Mechanical	ABAQUS	ABAQUS	ANSYS Mechanical
Nutzung der Umfangssymmetrie	1/16	1/8	1/8	1/8
Nutzung der Axialsymmetrie	1/2	1/2	1/1	1/1
Art der thermischen Rechnung	steady state	transient	transient	steady state
Wärmestrahlung zwischen Bohrung und Schraube	nein	ja	ja	nein

	Teilnehmer 1	Teilnehmer 2 (Modell A)	Teilnehmer 2 (Modell B)	Teilnehmer 3
Wärmeleitung über Kontakt Dichtung/ Flansch	ja, unidirektional	ja, bidirektional	ja, bidirektional	ja, unidirektional
Nichtlineare Geometrie	ja	ja	ja	ja
Länge des angrenzenden Rohrs	74.1 mm = $2.7 * \sqrt{d * s}$	CAD Geometrie + 40 mm = 90 mm	no	2 * CAD Geometrie = 100 mm
Axiale Lagerung des Rohrs	frei/frei (Symmetrie)	frei/frei (Symmetrie)	fixiert/frei	fixiert/frei
Kontaktmodell Schraube/ Flansch	Reibung, $\mu = 0.1$	Reibung, $\mu = 0.1$	TIE Bedingung	Reibung, $\mu = 0.1$
Kontaktmodell Dichtung/ Flansch	Reibung, $\mu = 0.1$	Reibung, $\mu = 0.1$	Reibung, $\mu=0.1$	Reibungsfrei
Radiale Randbedingung Dichtung	fixiert	fixiert	fixiert	fixiert
Aufbringen Vorspannung Schraube	Manuell ermittelte Verschiebung	Hilfsprogramm aus FE-Code	Hilfsprogramm aus FE-Code	Hilfsprogramm aus FE-Code
Berücksichtigung von vorzeitigen Leckströmen	Nein	Nein	Nein	Nein
Berücksichtigung von Axialkräften	Spannung (-55.15 MPa)	Spannung (-55.152 MPa)	Spannung (-55.152 MPa)	Kraft (-16832 N)
Spannungsabhängigkeit Kriechmodell	Norton	Norton	Norton	Mod. Garofalo
Temperaturabhängigkeit Kriechmodell	Fixe Temperatur + Arrhenius-Ansatz	Interpolation + zusätzliche Stützstellen	Interpolation + zusätzliche Stützstellen	Interpolation + zusätzliche Stützstellen

Abb. 9.9 and Abb. 9.10 zeigen die berechneten Verläufe der Außentemperatur, gemessen an der Dichtungskante, und der radialen Differenztemperatur über dem Flansch.

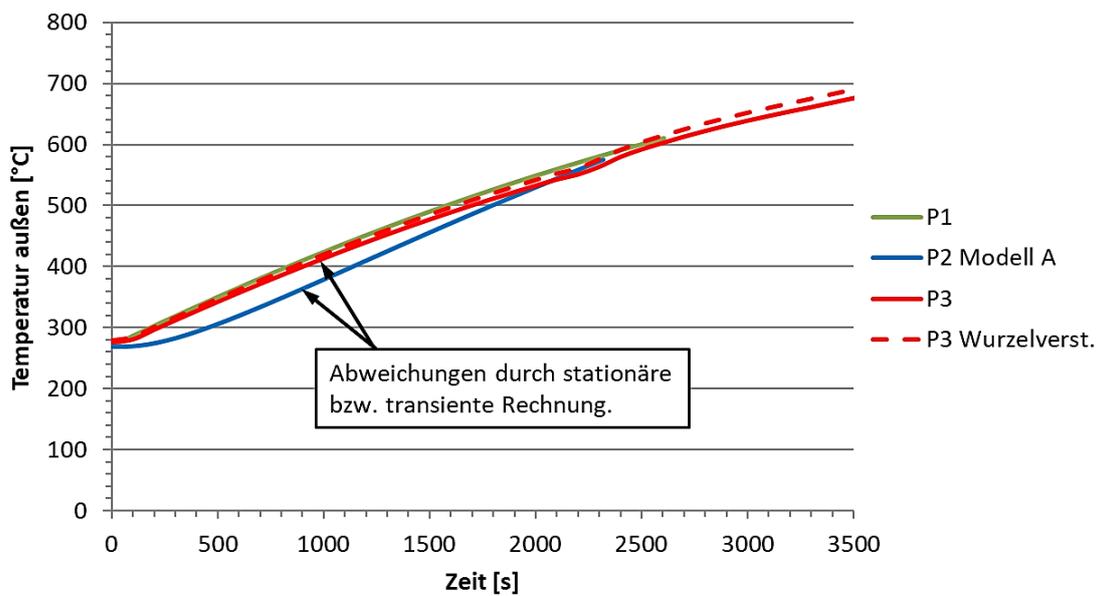


Abb. 9.9 Verlauf der Außentemperatur, gemessen an der Dichtungskante

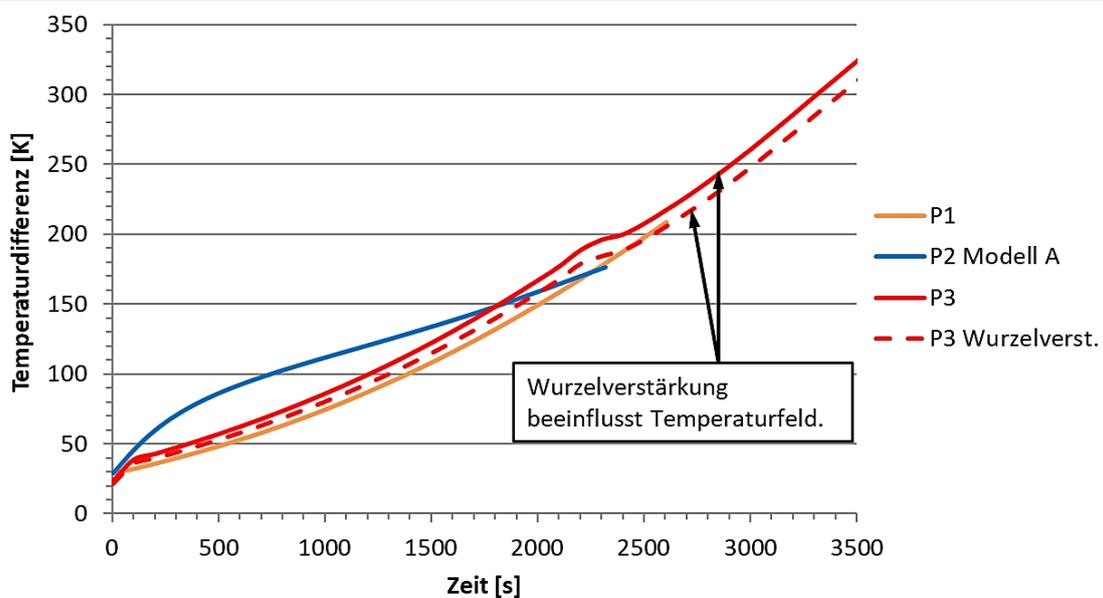


Abb. 9.10 Verlauf der radialen Temperaturdifferenz über den Flansch

Die Ergebnisse von Teilnehmer 1 und 3 stimmen gut überein. Die Rechnung von Teilnehmer 2 berücksichtigt den Einfluss der thermischen Trägheit. Geringe Unterschiede werden auch durch die leicht verbesserte Wärmeleitung im Falle einer Wurzelverstärkung (Teilnehmer 3) erreicht.

Beim Vergleich der vorläufigen Ergebnisse wurde festgestellt, dass in den FE-Codes ABAQUS und ANSYS die Inter-/Extrapolation der Kriechdehnungsraten durch Inter-/Extrapolation der Koeffizienten der Kriechbeziehung vor der Anwendung auf die

Kriechformel durchgeführt wird. Dies kann zu unter Umständen zu unphysikalischen Kriechratenwerten führen. Das Problem wurde von den Teilnehmern unterschiedlich gelöst: Teilnehmer 1 verwendete nur einen Temperaturstützpunkt in der Nähe des vermuteten Beginns signifikanten Kriechens zusammen mit einem Arrhenius-Ansatz für die Temperaturabhängigkeit. Teilnehmer 2 löste das Problem durch die Einführung zusätzlicher Stützpunkte mit Hilfe eines automatisierten Skripts. Teilnehmer 3 verwendete zusätzlich die modifizierte Garofalo-Beschreibung der Spannungsabhängigkeit, die weniger von dem Problem betroffen ist. Als weitere Lösung wurde diskutiert, einen neuen Satz von Koeffizienten für die Kriechbeziehung zu generieren, wobei die Koeffizienten in einem schmalen Band gehalten werden sollten.

Abb. 9.11 and Abb. 9.12 zeigen die Verläufe des äußeren und inneren Spalts. Der innere Spalt beginnt bereits mit einem Offset von ca. 0,7 mm, was auf Vereinfachung in der Problemstellung zurückzuführen ist.

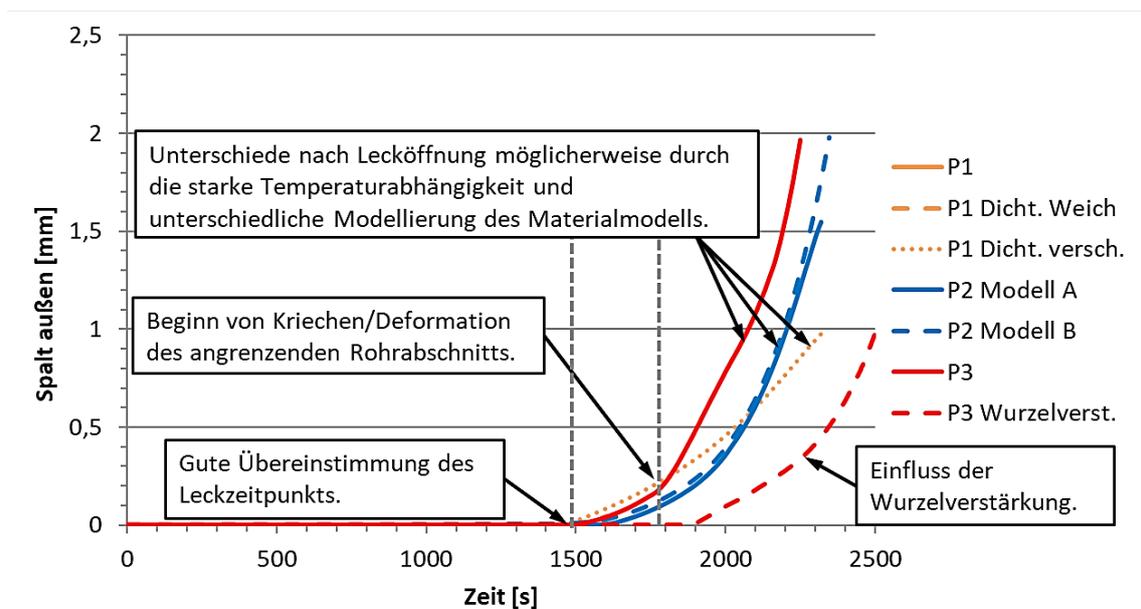


Abb. 9.11 Verlauf des Außenspalts, gemessen an der Dichtungsaußenkante

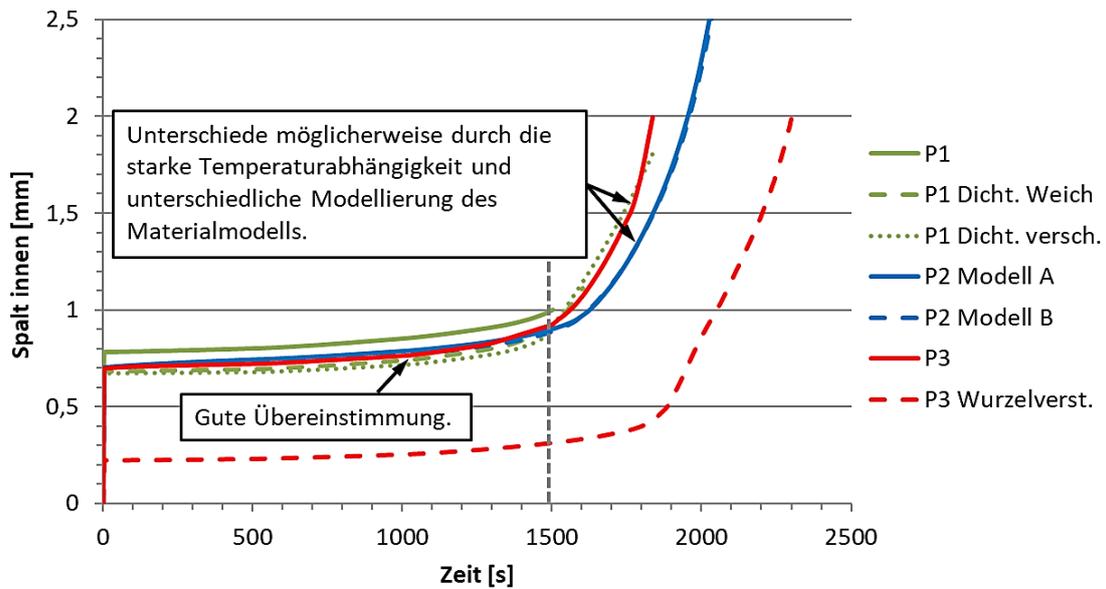


Abb. 9.12 Verlauf des Innenspalts, gemessen an der Dichtunginnenkante

Es ist zu erkennen, dass bis zum Zeitpunkt der Leckage bzw. bis zum Einsetzen signifikanten Kriechens alle Berechnungen des Basisfalls gut übereinstimmen. Der spätere Unterschied kann auf die unterschiedliche Kriechmodellierung oder auf Unterschiede in den Temperaturen aufgrund der teilweise transienten Modellierung zurückzuführen sein. Die Versagenszeiten, definiert als Auftreten eines äußeren Spaltes, stimmen ebenfalls gut überein (siehe Tab. 9.12). Die Parameterstudie mit Wurzelverstärkung zeigt ein deutlich späteres Versagen.

Tab. 9.12 Versagenszeiten definiert als Auftreten eines äußeren Spaltes

Teiln. 1	Teiln. 1 weiche Dichtung	Teiln. 1 Dicht. rad. verschiebl.	Teiln. 2 Modell A	Teiln. 3	Teiln. 3 Wurzelverstärkung
1503	1473	1403	1570	1500	1900

Abb. 5.14 und Abb. 5.15 zeigen die ausgewiesene Schraubenkraft und Spannkraft. Während sich die Schraubenkraft auf eine Schraube bezieht, bezieht sich die Spannkraft auf die gesamte Dichtung.

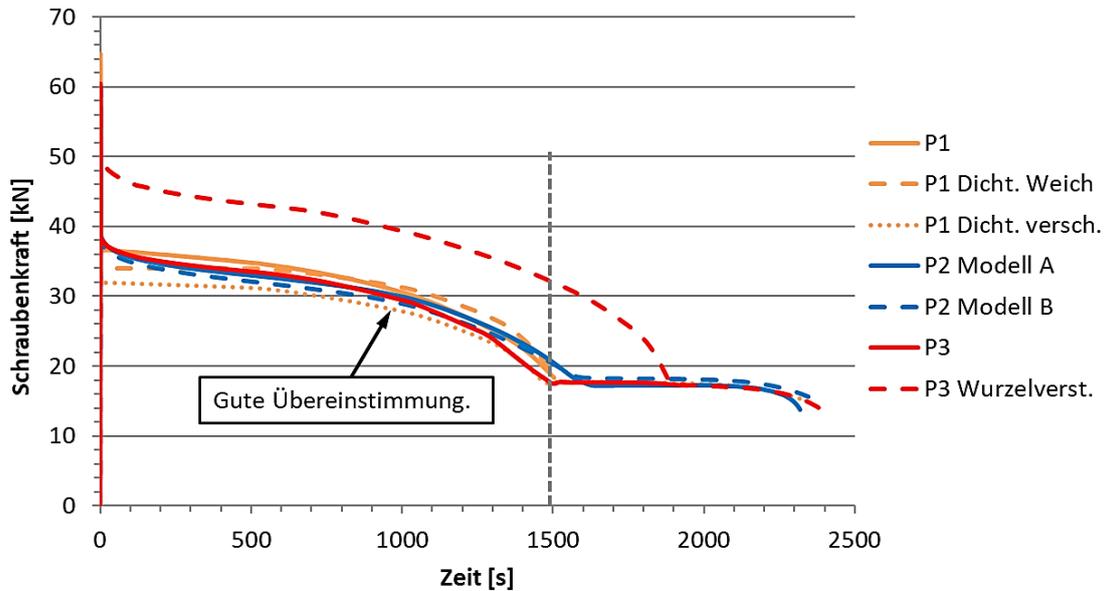


Abb. 9.13 Verlauf der Schraubenkraft

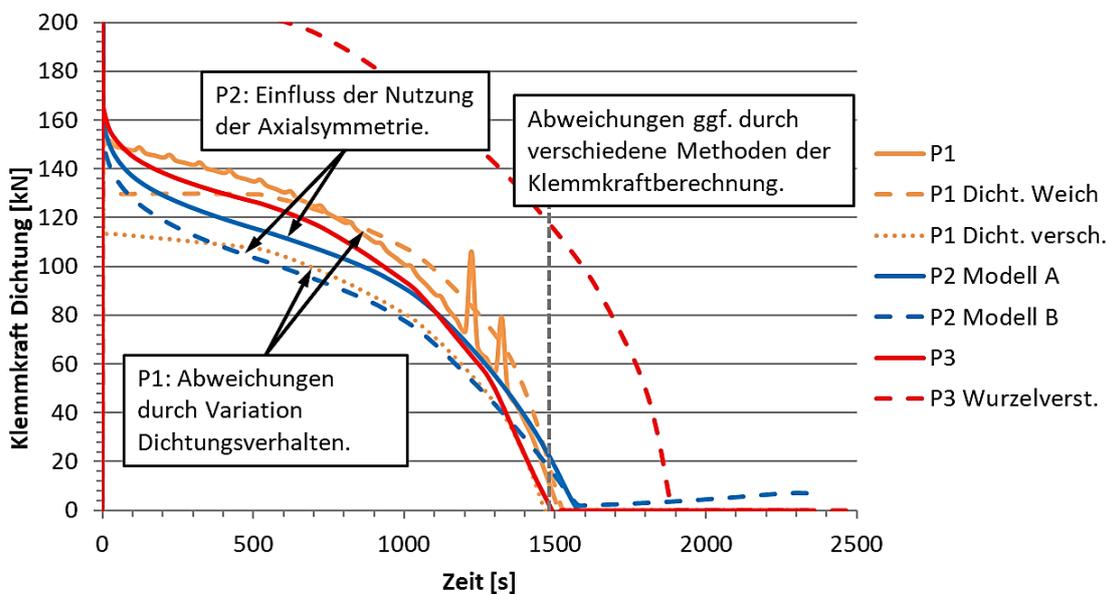


Abb. 9.14 Verlauf der Dichtungsklemmkraft

Unterschiedliche Berechnungsmethoden für die Dichtungsklemmkraft (z. B. Integration von Spannungen, Kraftbilanz) können die ausgewiesene Dichtungsklemmkraft beeinflussen. Die Berechnungen der Schraubenkraft im Basisfall stimmen gut überein. Die Verstärkung der Flanschwurzel verhindert eine Kraftentlastung zwischen Schraube und Flansch durch Rotation des Flanschkörpers. Bei den Dichtungsklemmkraften ist der Einfluss der Verwendung von Axialsymmetrie (Berechnungen von Teilnehmer 2) und der Einfluss eines um 10 % reduzierten Dichtungs-E-Moduls bzw. einer Dichtung mit freier Radialbewegung (Teilnehmer 1) zu beobachten. Der Einfluss der Kontaktformulierung

zwischen Schraube, Unterlegscheibe und Flansch kann als gering vermutet werden, da eine radiale Bewegung erst nach dem Versagen beobachtet wurde.

Abb. 9.15 und Abb. 9.16 zeigen den Verlauf des inneren Spalts und der Schraubenkraft während folgender Schritte: (1) Aufbringen der Vorspannung bei einer Temperatur von 50 °C, (2) Aufbringen von Innendruck und Axialkraft, (3) Aufheizen auf 300 °C.

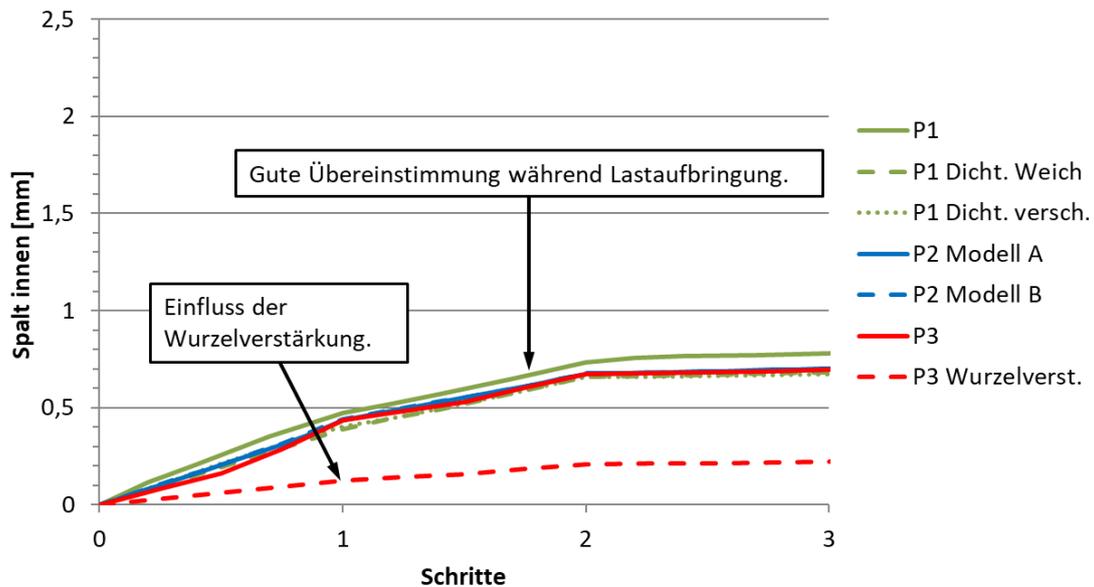


Abb. 9.15 Verlauf des inneren Spalts während des Aufbringens von Schraubenvorspannung und Last

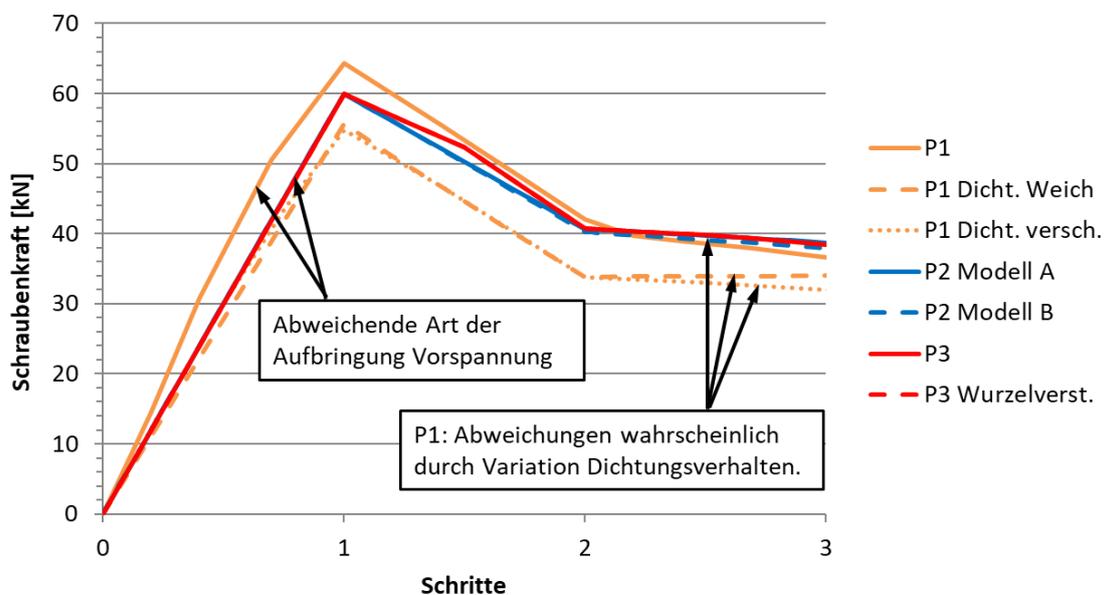


Abb. 9.16 Verlauf der Schraubenkraft während des Aufbringens von Vorspannung und Last

Die berichteten Werte während der Schritte stimmen gut überein, was ein Hinweis darauf ist, dass die Vorspannung korrekt aufgebracht wurde. Geringfügige Unterschiede können von unterschiedlichen Methoden der Vorspannungsaufbringung oder dem unterschiedlich angenommenen Verhalten der Dichtung herrühren.

Die Versagensart des berechneten Flansches wird maßgeblich von der Geometrie und den Wirkungslinien der Kräfte beeinflusst. Die radiale Lage der Schraube bestimmt deren Temperaturniveau und damit das Relaxationsverhalten. Nach einer gewissen Relaxation der Schraubenvorspannung durch Kriechen führt das Moment, das sich zunächst hauptsächlich zwischen Schraube und Dichtung und später hauptsächlich zwischen Schraube und Axialkraft an den Rohrenden aufbaut, zu einer Rotationsverformung des Flanschs, die die Kräfte weiter entspannt und schließlich zu einem Spalt führt. Bei dem Flansch mit Wurzelverstärkung wird dieser Mechanismus bis zu einem gewissen Grad unterdrückt. Im Falle einer Flanschkonstruktion mit Schrauben, die die Dichtung durchdringen, wäre das Moment noch viel geringer. Andere Dichtungsmaterialien könnten auch andere Versagensarten, z. B. ein Herauspressen oder eine Zerstörung der Dichtung hervorrufen.

Der Benchmark-Teil zum lokalen Versagen eines Instrumentierungsrohrs wurde von einem Teilnehmer beendet. Der Teilnehmer verwendete zwei verschiedene Modelle, basierend auf der analytischen linear-elastischen von-Mises-Knickformel und auf einem 2D-FE-Modell unter Berücksichtigung von Plastifizierungs- und Kurzzeit-Kriecheffekten (Tab. 9.13).

Tab. 9.13 Berechnete Versagenszeiten und -temperaturen für den zweiten Benchmark-Teil

Modell	Versagenszeit	Versagenstemperatur
Von-Mises	4980 s	1296 °C
2D FE	3320 s	964 °C

9.3.3 Schlussfolgerungen

Die von den Teilnehmern zur Verfügung gestellten Analyseergebnisse zum Benchmark zu SWR Komponenten wurden verglichen und diskutiert. Die wichtigsten Schlussfolgerungen sind:

- Vorsicht ist bei der Temperaturinterpolation von Kriechdaten in FE-Codes geboten. In einigen Fällen wurden die Koeffizienten der Kriechbeziehung linear interpoliert, bevor sie auf die Kriechbeziehung angewendet wurden, anstatt die Ergebnisse der Kriechbeziehung zu interpolieren. Dies kann zu unphysikalischen Kriechdehnraten führen. Materialmodelle sollten daher validiert werden.
- Auf den Prozess der Vorspannungsaufbringung und die Reihenfolge der Schritte sollte geachtet werden, da Fehler einen großen Einfluss auf das Ergebnis haben können.
- Der Abstand zwischen Modellgrenzen und dem relevanten Bereich ist so weit zu wählen, dass gegenseitige Beeinflussungen ausgeschlossen sind.
- Generell sind für einen Flansch im untersuchten Szenario mehrere Versagensarten möglich, abhängig von der Geometrie, den radialen Positionen der Schrauben, den Wirkungslinien der Kräfte und dem Dichtungsmaterial.
- Plastifizierungs- und Kurzzeit-Kriecheffekte sind nicht zu vernachlässigen und können die Versagenszeit signifikant beeinflussen.
- Kontaktmodelle zwischen Schraube, Unterlegscheibe und Flanschkörper hatten im betrachteten Szenario einen geringen Einfluss.
- Thermische Trägheitseffekte und die Rückkopplung der mechanischen auf die thermische Rechnung (Änderung des Wärmeübergangs nach Öffnung des Spalts) sind möglicherweise nicht zu vernachlässigen.
- In der Simulation kann unter bestimmten Umständen eine Kriechverformung unter Druck auftreten. Entsprechende Werkstoffdaten sind allerdings rar.
- Effekte, die im Benchmark nicht berücksichtigt wurden, aber möglicherweise eine entscheidende Rolle spielen, sind die Berücksichtigung des Wärmeaustausches zwischen Schraube und Bohrung, thermische Trägheitseffekte, die Erwärmung der Dichtung/Schraube und eine Belastungen der Kontaktflächen durch einen vorzeitigen Leakagestrom.

9.4 Ergebnisse des Abschlussworkshops

Zum Abschluss der Aktivität wurde im Februar 2018 in Köln ein dreitägiger Workshop veranstaltet. Neben Teilnehmern der Benchmarks waren internationale Experten zu den

Themen Strukturintegrität, Materialverhalten und Unfallanalyse vertreten, sodass neben einer intensiven Diskussion der Ergebnisse der Benchmarks auch Fachvorträge zu Einzelaspekten sowie Übersichtsvorträge zu Arbeiten von IRSN und U.S. NRC auf dem Gebiet vorgetragen wurden. Die GRS präsentierte abgeschlossene Arbeiten aus dem Vorhaben RS1520 sowie eine Zusammenfassung des Kenntnisstands zu strukturmechanischen Aspekten des Unfalls in Fukushima Daiichi 2011, insbesondere zum Verlauf der Druckentlastung in den einzelnen Anlagen. Weiterhin wurden mögliche offene Fragestellungen und zukünftige Forschungsthemen diskutiert und dabei u. a. die Arbeiten zur Simulation des Verhaltens geometrisch komplexer Komponenten, wie sie von der GRS durchgeführt wurden, hervorgehoben. Die wichtigsten Schlussfolgerungen aus den Plenarvorträgen und den Diskussionen während des Workshops sind:

- Ort, Zeit und Modus des Versagens der Druckbarriere beeinflussen stark den weiteren Verlauf des Unfalls und das Ausmaß der radioaktiven Freisetzung in die Umgebung. Untersuchungen an der Druckbarriere von Fukushima Daiichi Block 1 unterstreichen diese Aussage.
- Das Versagen von Komponenten unter Kernschmelzunfall-Belastung wird stark von Geometrie, Temperatur, und Spannung beeinflusst.
- Streuungen in Kriechdaten werden u. a. durch Unterschiede in der chemischen Zusammensetzung, der Wärmebehandlung, den Herstellungsprozessen und dem Prüflabor verursacht.
- Die verfügbaren Kurzzeitkriechdaten für das Dampferzeugerrohrmaterial Alloy 800 (mod.) sind nicht ausreichend.
- Eine Studie zu einem Stations-Blackout-Szenario mit Gasumlauf durch Dampferzeugerrohre zeigt, dass die Versagenszeit der Heizrohre im Bereich der Versagenszeit der Hauptkühlmittelleitung liegen kann, wenn die Sekundärseite drucklos ist und 40 % Wanddickenschwächung angenommen wird.
- Die Sekundärspannungen aufgrund unterschiedlicher thermischer Dehnungen entspannen sich bei erhöhten Temperaturen, so dass die Simulationen oft durch symmetrische oder Ausschnittmodelle vereinfacht werden können.
- Obwohl es noch keinen Konsens über den Mechanismus der Druckentlastung der Druckbarriere während des Unfalls in Fukushima Daiichi Block 1 gibt, zeigen Untersuchungen, dass bevorzugte Kandidaten für die Druckentlastung Flansche von Sicherheits- und Entlastungsventilen sowie Rohre der Kerninstrumentierung

sind. Die Versagensmodelle in aktuellen Analysen sind eher einfach. Es werden mehr Informationen aus zukünftigen Stilllegungen erwartet.

- Zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in der Unfallanalyse werden schnelllaufende Modelle benötigt, da nur so große Zahlen an Rechnungen durchgeführt werden können.
- Die Versagensarten des RDB können drei verschiedenen Druckniveaus zugeordnet werden: Schmelzung bei niedrigen Niveaus (3-20 bar), Kriechen ausgehend von der inneren Oberfläche bei mittlerem Druck (~80 bar) und Plastizität ausgehend von der äußeren Oberfläche bei hohem Druck (~160 bar).
- Die Sicherheits- und Entlastungsventile spielen eine wichtige Rolle im Verlauf von HD-Kernschmelzunfällen. Dennoch sind nur wenige Daten über das Verhalten im heißen Zustand verfügbar.
- In einer anlagen- und standortspezifischen Unsicherheitsanalyse eines kurzzeitigen Stations-Blackouts trat in etwa 10 % der Berechnungen ein induziertes Dampferzeugerheizrohrleck auf und führte zu Quelltermen, die um ein bis zwei Größenordnungen größer sind als für andere Pfade. Die signifikantesten Parameter, die die Wahrscheinlichkeit eines solchen Lecks beeinflussen, sind der Anteil der offenen Fläche des Sicherheits- und Entlastungsventile, der bei deren Versagen offenbleibt, und die Dicke des heißesten Heizrohrs.
- Bisher fokussiert sich die Betrachtung von Alterungseffekten auf den Betrieb. Im Bereich auslegungsüberschreitender Ereignisse wird Alterung kaum betrachtet.
- Erkenntnisse zu Schmelzerückhaltung im RDB durch Außenkühlung werden durch den Bau eines Großexperiments für WWER 1000 im ÚJV Řež erwartet.

Die Vergleiche der Benchmarks und der Workshop lieferten neben der Identifikation von Einflussfaktoren auf das Versagensverhalten der jeweils betrachteten Komponente, Hinweise zu einer optimierten Vorgehensweise bei der Durchführung der Analysen. Als Schwachstelle wurde beispielsweise die verschiedenartige Interpolation der Kriechdaten in verschiedenen FE-Codes erkannt, die zu wesentlichen Abweichungen zwischen Rechnungen und realem Komponentenverhalten führen kann. Durch Korrektur der erkannten Fehler konnten in einer zweiten Iteration jeweils durchweg gute Übereinstimmungen der Nachrechnungen in allen Benchmarks erzielt werden.

Insgesamt wurden im Sinne der Zielsetzung des Vorhabens wesentliche Fortschritte bei der Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Integritätsbewertung von Komponenten bei auslegungsüberschreitenden Belastungen erreicht. Das Verhalten von Komponenten unter Unfallbelastung ist wichtig für die Simulation von Szenarien durch Systemcodes. Es wird daher empfohlen, in Zukunft weitere (interdisziplinäre) Untersuchungen durchzuführen, insbesondere zu

- Kurzzeitkriechdaten für Dampferzeugerheizrohrwerkstoffe
- Bewertungsmethoden für lokales Versagen und komplexe Komponenten
- Größenquantifizierung früher Lecks
- Abschätzung lokaler Belastungen in RDB, Rohrleitungen und Ventilen
- Berücksichtigung von Alterungseffekten und Vorschäden, z. B. Rissen
- Berücksichtigung von Unsicherheiten

10 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel des Vorhabens war die Weiterentwicklung und Erprobung strukturmechanischer Analysemethoden zur Bewertung des Versagens von Komponenten der DfU infolge von Belastungen während eines postulierten Unfalls mit Kernschmelze. Motiviert wurde dies durch die starken Einflüsse der zuerst versagenden Komponente der DfU auf den Unfallhergang bei HD-Kernschmelzszenarien, der in Analysen zum Unfallhergang im Kernkraftwerk Fukushima Dai-ichi 2011 erkannte Bedarf an mechanischen Bewertungsmethoden für frühe kleine Lecks sowie den immer detaillierteren Ergebnissen thermohydraulischer Analysecodes und CFD-Modellen. Mit der Entwicklung neuer Methoden und den dabei gewonnenen Erkenntnissen wurde ein Beitrag zum fortschreitenden Stand von Wissenschaft und Technik geleistet.

Dazu wurden zunächst anhand von Zeichnungen und Beschreibungen in- und ausländischer Anlagen mit Schwerpunkt auf LWR westlicher Bauart sowie Expertenbefragungen mögliche Schwachstellen der DfU identifiziert und nach ähnlichem Versagensverhalten kategorisiert. Anschließend wurden generische FE-Modelle erstellt, die die Komponenten der jeweiligen Kategorie repräsentieren und exemplarische Parameterstudien unter der Annahme typischer Belastungen aus HD-Kernschmelzszenarien durchgeführt. Wo möglich wurden analytische Methoden ergänzt, welche in das GRS-Programm ASTOR implementiert wurden. Dabei wurden insbesondere Methoden für bisher unberücksichtigte Komponenten und Belastungsarten geschaffen. Wegen begrenzter Möglichkeiten der experimentellen Validierung wurden auch Plausibilitätsabschätzungen, ingenieurmäßige Nachrechnungen, Methodenvergleiche oder Ergebnisse aus internationalen Benchmarks zur Validierung der Methoden herangezogen.

Asymmetrisch und lokal thermisch belastete Rohrleitungen wurden analysiert, indem entsprechende Gradienten in jede Dimension separat betrachtet wurden. Hier ergaben sich Ansätze, wie sich entsprechend belastete Rohrleitungen durch Ersatzmodelle unter homogener Belastung repräsentieren lassen. Für komplexe Rohrleitungsgeometrien, wie Stutzen, geometrische Diskontinuitäten, Rohre mit Abzweigungen und Versteifungen, Krümmer und komplexe Netzwerke wurden die Einflüsse auf das Versagensverhalten sowie die Abgrenzung der beobachteten Versagensmodi beschrieben. Für Flansche, deren geometrische Form sehr unterschiedlich sein kann, wurde eine Flanschform angelehnt an eine existierende Bauart exemplarisch analysiert und mögliche Unterschiede zum Verhalten anderer Flanschformen diskutiert.

Unter den Schwachstellen des RDB wurde insbesondere das Versagensverhalten an Durchführungen, z. B. am Deckel oder als Instrumentierungsdurchführungen im Kern beleuchtet. Das Versagensverhalten an Durchführungen hängt dabei sehr stark von der Art der Fügung in den Grundkörper ab. Für formschlüssige Verbindungen findet sich kein Hinweis auf ein mögliches frühzeitiges Versagen. Für eingeschweißte Durchführungen sind hingegen Versagensmodi von Analysen und Experimenten im Rahmen von Untersuchungen zum Versagen der RDB-Kalotte bekannt. Um das Versagensverhalten dieser Durchführungen besser verstehen zu können, wurde eine Nachrechnung zum Versuch OLHF-4 (OECD) durchgeführt. Für Instrumentierungsdurchführungen, welche in den Kern hineinreichen und Teil der (an dieser Stelle invertierten) Druckbarriere sind, wurden anknüpfend an Untersuchungen im Projekt RS1520 FE-Analysen zum Versagensverhalten durch Beulen und Knicken sowie den Einfluss von Imperfektionen durchgeführt. Ob beim Versagen derartiger Durchführungen eine frühe Leckage entstehen kann, hängt maßgeblich von der Möglichkeit und dem Erfolg der rechtzeitigen Isolierung, z. B. durch Absperrventile, ab.

Weiterhin wurde das Versagensverhalten vorgeschädigter Komponenten untersucht. Für vorgeschädigte Heizrohre wurden Bewertungsmethoden aus der Literatur entnommen und verglichen sowie eine eigene Methode basierend auf Vorberechnungen mit FE-Modellen entwickelt. Zur Erweiterung der Werkstoffdatenbasis wurden im Rahmen eines Unterauftrags durch die MPA der Universität Stuttgart Untersuchungen an Kleinproben aus dem Heizrohrwerkstoff Alloy 800 (mod.) durchgeführt. Es wurde weiterhin der Frage nachgegangen, wie sich ein unfallauslösendes rissartiges Leck im späteren Unfallverlauf verhält. Dazu wurden FE-Modelle an Experimenten mit CT-Proben, welche im Rahmen des Unterauftrags durch die MPA der Universität Stuttgart durchgeführt wurden, validiert und auf einen exemplarischen Fall angewandt. Eine Aufweitung mit nachfolgender Druckentlastung wurde dabei schon bei Temperaturen weit unter der Versagenstemperatur prognostiziert. Je nach Lage des Lecks kommt es zu einer Überführung in den ND-Pfad und somit zu einer Vermeidung möglicher Containment-Bypass Szenarien. Letztlich wurden Betrachtungen zur Leckgröße nach Versagen einer ungeschädigten Komponente angestellt. Während beim Versagen von Rohrleitungskomponenten in der Regel große Leckflächen erwartet werden, sind bei anderen Komponenten, z. B. bestimmt durch die Geometrie, auch kleinere Leckflächen möglich.

Begleitet wurden die Arbeiten durch Sensitivitäts-, Unsicherheits- und Fehlerbetrachtungen. Dazu wurden entsprechende Einflüsse entlang der Simulationskette identifiziert und in *Vorgelagerte Unsicherheiten, Modellfehler und -unsicherheiten* sowie *Unsicherheiten in den Eingabedaten* kategorisiert. Basierend auf ausgewählten Unsicherheiten wurde eine exemplarische Unsicherheitsanalyse durchgeführt. Als Voraussetzung dazu wurde eine Kopplungsmöglichkeit zwischen dem Sensitivitäts- und Unsicherheitscode SUSAS und dem Strukturcode ASTOR geschaffen. Damit steht eine verbesserte Methodik zur Verfügung, um die Aussagegenauigkeit der Rechnungen zu bewerten und die für die Analysen wichtigen zeitlichen Punkte der sicheren Integrität und des sicheren Versagens besser festlegen zu können.

Die neben den FE-Analysen verwendeten und (weiter-)entwickelten analytischen Methoden wurden in das Programm ASTOR implementiert, welches diese unter einer einheitlichen Oberfläche bündelt und für Vergleichsrechnungen zur Verfügung stellt. Daneben wurden Querschnittsarbeiten am Programm durchgeführt, die insbesondere die Modularisierung, die Schnittstellen sowie die Plausibilitätsprüfung betrafen. Ein weiterer Schwerpunkt bildete die Weiterentwicklung des Qualitätssicherungskonzepts.

Bei der Anwendung der Methoden wurde deutlich, dass insbesondere der Schnittstelle zwischen Thermohydraulik- und Strukturmechanikcodes Aufmerksamkeit geschenkt werden muss. Die Anforderungen an die thermohydraulische Simulation sind oft andere als an die strukturmechanische Simulation. So wurde festgestellt, dass die radiale Diskretisierung der Rohrwand in üblichen Unfallcodes nicht ausreichend ist, um die thermischen Belastungen genügend genau für die strukturmechanische Rechnung abzubilden. Eine Kopplungsmethodik wurde entwickelt, bei der unter anderem die Zeitschrittweite für die strukturmechanische Problemstellung angepasst wurde. Zuletzt wurden die Methoden auf ein exemplarisches Unfallszenario angewendet. Dazu wurden Belastungen verwendet, welche als Ergebnisse von CFD-Analysen vorlagen. Dabei wurde nochmals die Notwendigkeit bestätigt, auch für Komponenten jenseits von RDB, HKL oder FDL mechanische Modelle für die Unfallanalyse vorzuhalten. So ist unter bestimmten Umständen das lokale Versagen eines geschädigten Heizrohrs im DWR bzw. eines Instrumentierungsrohrs oder eines Flansches im SWR noch vor der Druckentlastung durch globales Versagen einer großen Komponente möglich. Eine weitere Erprobung der Methoden fand im internationalen Rahmen innerhalb der OECD/NEA CSNI WGIAGE Aktivität COSSAL statt. Anschließend an den innerhalb des Projekts RS1520 durchgeführten Benchmark am Großversuch mit einer Rohrleitung wurden zwei weitere Benchmarks zu DWR und SWR Komponenten sowie ein Workshop durchgeführt. Durch den

Vergleich der Ergebnisse der Benchmarkteilnehmer und den Austausch innerhalb des Workshops konnten kritische Aspekte der Modellierung identifiziert werden und ein gemeinsames Verständnis über notwendige weitere Forschungsarbeiten entwickelt werden. So wurden unter anderem Fallstricke bei der Interpolation von Kriechdaten in den Materialmodellen aufgedeckt.

Insgesamt wurden im Projekt neben einer Verbesserung der Analysegenauigkeit bei der Integritätsbewertung von Komponenten unter Unfallbelastungen zahlreiche Einsichten in die Phänomenologie des Versagens bei hoher Temperatur erreicht, welche sich grundlegend von jenen bei Betriebstemperatur unterscheidet. Die Analysen und erste exemplarische Anwendungen der Methoden deuten darauf hin, dass insbesondere für SWR ein sicherheitsgerichtetes Versagen der DfU im HD-Kernschmelzunfall über frühe kleine Lecks, z. B. an Flanschen oder Kerninstrumentierungen, wahrscheinlich ist. Für DWR konnte eine solche Aussage dagegen nicht getroffen werden. Hier wurden Aspekte identifiziert, die in bisherigen Analysen nicht ausreichend betrachtet wurden. Dazu zählt beispielsweise die für mechanische Analysen unter Umständen nicht ausreichende Diskretisierung von Rohrleitungen in Unfallcodes, die Vernachlässigung von Hotspots durch Aerosolablagerungen oder der bisher nicht betrachtete Umstand, dass auch das (katastrophale) Versagen einer großen Leitung mit Sekundärschäden am Containment verbunden sein kann.

Zusammen mit den Betrachtungen im Projekt RS1520 steht nun eine breite Palette von Methoden zur Verfügung, um das Verhalten der DfU unter Unfallbelastungen bewerten zu können. Ausgespart wurde die Betrachtung der Sicherheits- und Entlastungsventile, deren Analyse signifikant mehr Aufwand und eine angepasste Herangehensweise erfordern würde. Eine Erarbeitung von Bewertungsmethoden für die Sicherheits- und Entlastungsventile würde die Betrachtung des Versagensverhaltens der DfU daher in Zukunft weiter vervollständigen. Zukünftige Arbeiten könnten zudem eine Vereinfachung der Handhabung der Methoden und Erweiterung des Anwenderkreises zum Inhalt haben. Ein entsprechender Ausbau des Programms ASTOR und eine Zusammenstellung international verfügbarer Werkstoffdaten würden dies unterstützen.

Auf Grundlage bisheriger, umfangreicher Analysearbeiten in Thermohydraulik und Mechanik können Containment-Bypass-Szenarien durch Versagen der DfU nicht ausgeschlossen werden. Umso wichtiger ist es für bestehende und zukünftige Reaktoren die Zuverlässigkeit der Druckentlastung von DWR zu erhöhen. Innovative Konzepte dazu umfassen beispielsweise das „Fracture Control Concept“ welches den Einbau von

Sollbruchstellen an geeigneten Stellen vorsieht /KAS 19/, zusätzliche Entlastungsventile (SADVs) /FIS 13/, durch einen Sprengvorgang ausgelöste Entlastungsventile (Squib-Valves) /OEC 10/, Ventile mit passiven Impulsgebern /HEI 12/, Ventilmechanismen mit komplett auf physikalischen Gesetzmäßigkeiten basierendem Verhalten /TOS 09/ oder konstruktive Vereinfachung des manuellen Druckentlastungsvorgangs.

Literaturverzeichnis

- /ADI 20/ ADINA User Interface Command Reference Manual, Version 9.60, 2020
- /ALZ 79/ Alzheimer, J.M., Clark, R.A., Morris, C.J., Vagins, M., Steam generator tube integrity program phase I report, NUREG CR-0718, 1979
- /ARJ 17/ Arndt, J., Bläsius, C., Sievers, J., Analysis Methods for Integrity Assessment of Steam Generator Tubes Under High Temperature and Pressure Loads, SMiRT-24, Busan, Korea, 2017
- /AZO 95/ Azodi, D., Eisert., P., Gruner, P., Jendrich, U., Kuntze, W. M., Beitrag zur Methodenentwicklung für erweiterte Strukturanalysen des Reaktordruckbehälters von Siedewasserreaktoren bei Belastungen jenseits der Auslegungsgrenzen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS 911, GRS-A-2264, 1995
- /BAN 17/ Band, S., Bläsius, C., Scheuerer, M., Steinrötter, T., Thermohydraulisches Verhalten und Komponentenverhalten eines DWR bei ausgewähltem Kernschmelzszenarium infolge Station Blackout (SBO), Abschlussbericht zum Vorhaben 3614R01307, GRS gGmbH, GRS-473, 2017
- /BAH 13/ Bahn, C.B., Majumdar, S., Kasza, K.E., Shack, W.J., Leak behavior of steam generator tube-to-tubesheet joints under creep condition: Experimental study, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 101, pp. 55-63, 2013
- /BLA 17/ Bläsius, C., Arndt, J., Bahr, L., Sievers, J., Komponentenverhalten bei auslegungsüberschreitenden Belastungen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1520, GRS gGmbH, GRS-459, 2017
- /BLA 19a/ Bläsius, C., Sievers, J., Methods for Failure Assessment of NPP Pressure Boundary Under Severe Accident Loading, SMiRT-25, Charlotte, NC, USA, August 2019

- /BLA 19b/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J., Quality Management, Verification, and Validation of Structure Mechanical Computer Codes at GRS, SMiRT-25, Charlotte, NC, USA, August 2019
- /BLA 21/ Bläsius, C., Sievers, J., Methods for failure assessment of NPP pressure boundary under severe accident loading, Nuclear Engineering and Design, Vol.374, 111050, 2021
- /CAS 21/ OPEN CASCADE SAS, Salome Integration Platform for Numerical Study, <https://www.salome-platform.org/>, 2021
- /CER 02/ Cerbe, G., Hoffmann, H.-J., Einführung in die Thermodynamik: Von den Grundlagen zur technischen Anwendung, Fachbuchverlag Leipzig, 13. Auflage, 2002
- /CHU 98/ Chu, T.Y., et al., Lower head failure experiments and analyses, NUREG/CR-5582, SAND98-2047, 1998
- /DIA 06/ Diamond, D.J., Experience Using Phenomena Identification and Ranking Technique (PIRT) for Nuclear Analysis, Brookhaven National Laboratory, BNL-76750-2006-CP, 2006
- /DIE 99/ D.R. Diercks, D.R., Shack, W.J., Muscara, J., Overview of steam generator tube degradation and integrity Issues, Nuclear Engineering and Design, Vol. 194, pp. 19-30, 1999
- /DRA 98/ Draper, N., Smith, H., Applied Regression Analysis, Third Edition, 1998
- /EDF 21/ EDF R&D, Code_Aster online documentation, Version 15, <https://www.code-aster.org/V2/doc/v15/en/>, 2021
- /EIS 93/ Eisert, P., Gruner, P., Kuntze, W.M., Estimation of PWR lower head failure times using the method ASTOR, SMiRT-12 Conference, 1993
- /EIS 03/ Eisert, P., Bachmann, P., Sievers, J., Weiterentwicklung der strukturemechanischen Analysemethodik zur Bestimmung des Kriechverhaltens von Komponenten, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1115, GRS-A-3104, 2003

- /FIS 13/ Fischer, M., Henning, A., Surmann, R., Mitigation of severe accidents in AREVA's Gen 3+ nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design, Vol. 269, pp. 323-329, 2013
- /GEH 13/ Gehrlicher, S., Seidenfuß, M., Schädigungsmechanische Modellierung des Resttragvermögens von geschädigten Dampferzeugerheizrohren, Abschlussbericht zum BMU-Vorhaben 3610R01385, MPA Stuttgart, 2013
- /GRS 17/ Maßnahmen zur Qualitätssicherung von Computerprogrammen der GRS (QM- Richtlinie Computerprogramme), QM-Handbuch Teil 3: FA03, Revision 12.10.2017, GRS gGmbH, 2017
- /HEI 12/ Heinrich, M. et al., Bewertung neuer Reaktorkonzepte und der Übertragbarkeit sicherheitstechnischer Lösungen auf in Betrieb befindliche Anlagen, Abschlussbericht zum Vorhaben 3608R01700, GRS-A-3649, GRS gGmbH, 2012
- /HOL 16/ Holtappels, K., Tschirschwitz, R., Kluge, M., Krentel, D., Druckgasflaschen im Feuer - Acetylenflaschen und LPG-Tanks in Kraftfahrzeugen, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 19. Münchner Feuerwehr-Symposium, 2016
- /HOS 16/ Hoseyni, S.M., Karimi, K., Hoseyni, S.M., Creep Rupture Probability Evaluation for RCS Components in Severe Accidents; An IDPSA Approach, PSAM13, Seoul, 2016
- /HUM 03/ Humphries, L.L., et al., OECD Lower Head Failure Project Final Report, Volume 1 - Integral Experiments and Material Characterization, Sandia National Laboratories Albuquerque, NM 87185-1139, 2003
- /IAE 02/ IAEA, Accident Analysis for Nuclear Power Plants, IAEA Safety Report Series No. 23, Wien, 2002
- /IAE 09/ IAEA, Deterministic safety analysis for nuclear power plants, Specific Safety Guide No. SSG-2, IAEA, 2009

- /IAE 11/ IAEA, Assessment and Management of Ageing of Major Nuclear Power Plant Components Important to Safety: Steam Generators, IAEA TECDOC-1668, 2011
- /IAE 16/ IAEA, Safety Assessment for Facilities and Activities, General Safety Requirements No. GSR Part 4 (Rev. 1), IAEA, 2016
- /IAE 19/ IAEA, Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, IAEA Safety Standard Series No. SSG-2 (Rev. 1), Wien, 2019
- /IAE 20/ IAEA, Developing a phenomena identification and ranking table (PIRT) and a validation matrix, and performing a benchmark for In-Vessel Melt Retention, Coordinated Research Project, <https://www.iaea.org/projects/crp/j46002>, 2020
- /ISO 12/ International Standardization Organization, ISO 12135, International Standard: Metallic materials, Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, 1st Edition, 2012
- /ISO 15/ International Standardization Organization, Quality management systems - Requirements, EN ISO 9001:2015, 2015
- /JOB 19/ Jo, B., Okamoto, K., Kasahara, N, Creep Buckling of 304 Stainless-Steel Tubes Subjected to External Pressure for Nuclear Power Plant Applications, Metals, Vol. 9, pp. 536, 2019
- /KAS 19/ Kasahara, N., Application of Fracture Control to Nuclear Components for Mitigation of Accident Consequence, SMiRT-25, 2019
- /KEN 07/ Kenton, M., EPRI Perspective on Thermally-Induced Steam Generator Tube Rupture Issues, Präsentation, 2007
- /KIE 73/ Kiefner, J.F., Maxey, W.A., Eiber, R.J., Duffy, A.R., Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders, In: Kaufman, J.G., Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM Special Technical Publication 536, 1973

- /KLO 16/ Kloos, M., SUSAs Version 4.0 Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, User's Guide and Tutorial, GRS-P-5 Rev. 2, GRS gGmbH, 2016
- /KLO 17/ Kloos, M., Berner, N., Weiterentwicklung des Analysewerkzeugs SUSAs für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen, GRS-468, 2017
- /KOE 01/ Köberlein, K., et al., Bewertung des Unfallrisikos fortschrittlicher Druckwasserreaktoren in Deutschland, GRS-175, ISBN 3-931995-43-7, 2001
- /KOS 19/ Kosfeld, R., Eckey, H.-F., Türck, M., Wahrscheinlichkeitsrechnung und Induktive Statistik, Grundlagen - Methoden - Beispiele, 3. Auflage, 2019
- /KOU 08/ Koundy, V., Caroli, C., Nicolas, L., Matheron, P., Gentzbittel, J.-M., Coret, M., Study of tearing behaviour of a PWR reactor pressure vessel lower head under severe accident loadings, Nuclear Engineering and Design, Vol. 238, pp. 2411-2419, 2008
- /KRI 03/ Krieg, R., Seidenfuß, M., Limit Strains for Severe Accident Conditions, Final Report of the EU project LISSAC, 2003
- /KTA 17/ Kerntechnischer Ausschuss, KTA 3201.2 - Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung 2017-11, 2017
- /LAP 05/ Laporte, T., Mongabure, P., Simplified Model of PWR Vessel Tearing Under Severe Accident Conditions. Application to LHF Tests and Reactor Simulations, Transactions of the SMiRT-18 Conference, 2005
- /LAR 52/ Larson, F.R., Miller, J., A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses, Transactions of the ASME, Vol. 74, pp. 765-775, 1952
- /LEE 12/ Lee, S.H., Kima, H.C., Probabilistic Evaluation of Failure Time of a Hot Leg of APR1400 Following a SBO accident, Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Jeju, 2012

- /LEE 15/ Lee, R., Thoughts on Fukushima Forensic on BWR Accident Analysis, Technical Meeting on Post-Fukushima Research and Development Strategies and Priorities, Präsentation, 2015
- /MAE 99/ Maeda, A., et al., Creep Analysis of Piping with Elevated Internal Pressure and Temperature, ICONE Conference, 1999
- /MAI 90/ Maile K., A. Klenk, V. Obst, D. Sturm, Load carrying behavior of the primary system of PWR's for loads beyond the design limits - Part 2: Creep and failure behavior of a piping section under internal pressure and high temperature, Nuclear Engineering and Design, Vol. 119, pp. 131-137, 1990
- /MAJ 97/ Majumdar, S., Shack, W.J., Diercks, D.R., Mruk, K., Franklin, J., Knoblich, L., Failure behavior of internally pressurized flawed and unflawed steam generator tubing at high temperature-experiments and comparison with model prediction, In: USNRC Report, NUREG CR-6575, 1997
- /MAJ 99/ Majumdar, S., Prediction of structural integrity of steam generator tubes under severe accident conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 194, pp. 31-55, 1999
- /MAJ 01/ Majumdar, S., Structural analysis of electrosleeved tubes under severe accident transients, Nuclear Engineering and Design, Vol. 208, pp. 167-179, 2001
- /MAN 53a/ Manson, S. S., Haferd, A.M., , A linear time-temperature relation for extrapolation of creep and stress rupture data, NACA TN 2890, 1953
- /MAN 53b/ Manson, S. S., Brown, W. F., Time-temperature stress relations for correlation and extrapolation of stress rupture data, Proceedings of the ASTM, Vol. 53, pp. 683-719, 1953
- /MAN 83/ Manson, S. S., Muralidharan, U., Halford, G. R., Tensile and Compressive Constitutive Response of 316 Stainless Steel at Elevated Temperatures, Nonlinear Constitutive Relations for High Temperature Applications, 1983

- /MAR 99/ Marie, S., Approche énergétique de la déchirure ductile, Dissertation, Universität Poitiers, CEA-R-5871, 1999 (in Französisch)
- /MAT 12/ Matheron, P., Chapuliot, S., Nicolas, L., Koundy, V., Caroli, C., Characterization of PWR vessel steel tearing under severe accident condition temperatures, Nuclear Engineering and Design, Vol. 242, pp. 124-133, 2012
- /MER 02/ Merilo, M., et al., Steam Generator Tube Integrity Risk Assessment, Final Report, EPRI, TR-107623-V1 Rev.1, 2002
- /MIL 88/ Miller, A.G., Review of limit loads of structures containing defects, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 32(1-4), pp. 197-327, 1988
- /MON 56/ Monkman, F., Grant, N., An empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep-rupture tests. Proceeding of the ASTM, pp. 593-620, 1956
- /MON 99/ Mongabure, P., Desmet, M., Rupture test at 1000°C and variable pressure 8 then 6 bars, CEA Report SEMT/LISN/RT/99-003/A, 1999.
- /MPA 90/ Maile, K., Klenk, A., Obst, V., Sturm, D., Load carrying behaviour of the primary system of PWR's for loads beyond the design limits, Nuclear Engineering and Design, Vol. 119, pp. 131-137, 1990
- /MPA 99/ Abschlussbericht zum RS-Vorhaben-Nr. 1501010 Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsialer Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400°C bis 1000°C, Berichtsnummer 877901000, MPA-Stuttgart, 1999
- /MPA 05/ Abschlussbericht zum RS-Vorhaben-Nr. 1501257 Beschreibung des Kurzzeitstandverhaltens bei auslegungsüberschreitenden Temperaturen bis 1200°C auf der Basis von Schädigungsmechanismen, MPA-Stuttgart, 2005

- /MPA 19/ Versuche zum Verhalten von Werkstoffen der Druckbarriere unter besonderen Unfalllasten, Unterauftrag UA3466 zum Forschungsvorhaben RS1555, Berichtsnummer 8481000000, MPA-Stuttgart, 2019
- /MUL 00/ Müller, G., Böhmert, J., Metallographic Post Test Investigations for the Scaled Core-Meltdown-Experiments FOREVER C1 and C2, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-298, 2000
- /NAG 15/ Nagase, F., Yoshida, H., Nemoto, Y., Amaya, M., Yamashita, S., Fundamental studies to improve analysis of accident progression at Fukushima Daiichi NPP, International Experts Meeting on Strengthening Research and Development Effectiveness in the Light of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (IEM8), 2015
- /NEA 15/ Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project), Phase I Summary Report, NEA/CSNI/R(2015)18, 2015
- /NEE 97/ Neeb, K.H., The Radiochemistry of Nuclear Power Plants with Light Water Reactors, de Gruyter, ISBN 3-11-013242-7, 1997
- /NIC 11/ Nicolas, L., Locatelli, T., Matheron, P., Marie, S., Use of an Energetic Approach for PWR Lower Head Failure Predictive Models, Transactions of the SMiRT-21 Conference, 2011
- /NRC 93/ U. S. NRC, Software quality assurance program and guidelines, NUREG/BR-0167, 1993
- /OEC 10/ OECD/NEA, The Design and Use of Explosive-Actuated (SQUIB) Valves in Nuclear Power Plants, Multinational Design Evaluation Programme, Design Specific Common Position AP1000 No1, 2010
- /OEC 17/ OECD/NEA, Safety Research Opportunities Post-Fukushima, Initial Report of the Senior Expert Group, NEA/CSNI/R(2016)19, 2017
- /OEC 18/ OECD/NEA, Components and Structures under Severe Accident Loading (COSSAL), NEA/CSNI/R(2019)2, 2018

- /OEC 20/ OECD/NEA, CAPS WGIAGE-WGAMA Task Group on the RPV Integrity Assessment for In-Vessel Retention (Status Report), 2020
- /ONI 19/ Onizawa, T., Wakai, T., Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel, SMiRT-25 Conference, 2019
- /ORR 54/ Orr, R., Sherby, O., Dorn, J., Correlations of rupture data for metals at elevated temperatures, Transitions of the ASM, Vol. 46, pp. 113-118, 1954
- /PEL 15/ Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant - Phase 1, Final report, NEA/CSNI/R(2015)18, März 2015
- /PES 18/ Peschke, J., et al., Methodische Weiterentwicklung und Anwendungen zur probabilistischen Dynamikanalyse, GRS gGmbH, GRS-520, 2018
- /PLU 06/ Pluyette, E., Lejeail, Y., Stelmaszyk, J.M., Validation of rupture prediction for tubular specimens of PWR piping submitted to internal pressure and high temperature loadings, In: Guilbaud, D., et al., An Overview of Studies in Structural Mechanics, CEA Saclay, ISSN 0429-3460, pp. 24-27, 2006
- /PRA 95/ Prager, M., Development of the MPC Omega Method for Life Assessment in the Creep Range, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 117, pp. 95-103, 1995
- /PRA 00/ Prager, M., The Omega Method - An Engineering Approach to Life Assessment, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 122, pp. 273-280, 2000
- /SAI 97/ Sainte Catherine, C., et al., RUPATHER - An original experimental approach for plastic and creep failure study of RPV steel, SMiRT-14 Conference, 1997
- /SAN 18/ Sancaktar, S., Salay, M., Iyengar, R., Azarm, A., Majumdar, S., Consequential SGTR Analysis for Westinghouse and Combustion Engineering Plants with Thermally Treated Alloy 600 and 690 Steam Generator Tubes, NUREG-2195, 2018

- /SAL 21/ OPEN CASCADE, The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation, <https://www.salome-platform.org/>, 2021
- /SCH 96/ Schulz, H., Azodi, D., Eisert, P., Gruner, P., Jendrich, U., Methodische Ansätze zur Beschreibung des Verhaltens von Primärkreis Komponenten bei Unfällen, 22. MPA Seminar, 1996
- /SCH 99/ Schaaf, K., Sievers, J., Müller, C., Entwicklung und Verifikation von Modellen zur Beschreibung der Wechselwirkung Debris-Reaktordruckbehälterwand, Bericht zum Vorhaben RS1002, GRS gGmbH, GRS-A-2749, 1999
- /SEH 12/ Sehgal, B.R., Nuclear Safety in Light Water Reactors - Severe Accident Phenomenology, 1st Edition, Academic Press, ISBN 978-0-12-388446-4, 2012
- /SES 98/ Sestier, K., Evolution microstructurale et comportement mécanique à haute température de l'acier de cuve 16MND5 en situation d'accident grave, Dissertation, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1998 (in Französisch)
- /SIE 15/ Sievers, J., Heckmann, K., Bläsius, C., Bewertung von Methoden zur Berechnung von Leckraten für druckführende Komponenten mit rissartigen Lecks, GRS-369, GRS gGmbH, 2015
- /SIL 08/ da Silva, H.C., Kenton, M.A., Level 2 analysis to estimate LERF risk from a thermally induced rupture of a steam generator tube defect, Nuclear Engineering and Design, Vol. 238, pp. 1112-1120, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2007.09.007>, 2008
- /SIM 18/ Simonovski, I., Bläsius, C., Andersson, D., Local Failure of a Flange Connection - an OECD/NEA Benchmark, 27th NENE, Portoroz, Slowenien, September 2018
- /SPE 12/ Spengler, C., et al., Weiterentwicklung der Rechenprogramme COCOSYS und ASTEC, GRS A-3654, 2012

- /TAR 10/ Tardif, N., Combescure, A., Matheron, P., Stable crack propagation in steel at 1173K: Experimental investigation and simulation using 3D cohesive elements in large-displacements, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77(5), pp. 776-792, 2010
- /TAR 11/ Tardif, N., Coret, M., Combescure, A., Experimental study of the fracture kinetics of a tubular 16MnNiMo5 steel specimen under biaxial loading at 900 and 1000 °C: Application to the rupture of a vessel bottom head during a core meltdown accident in a pressurized water reactor, *Nuclear Engineering and Design*, Elsevier, Vol. 241(3), pp.755-766, 2011
- /TOS 09/ Toshiba, Passive cooling and depressurization system and pressurized water nuclear power plant, European Patent Application EP 2 096 644 A2, 2009
- /WIL 89/ Wilshire, B., New high-precision creep procedures for accurate life extension of plant, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 39(1-2), pp. 73-82, 1989
- /WIL 94/ Wilshire, B., et al., Micro-Models and Macro-Laws of Creep Fracture, *Advances in Fracture Resistance and Structural Integrity*, Pergamon: Oxford, pp. 529-536, 1994
- /WIL 05/ Willschütz, H. G.: Thermomechanische Modellierung eines Reaktordruckbehälters in der Spätphase eines Kernschmelzunfalls, Dissertation, Forschungszentrum Dresden-Rossendorf, 2005
- /WIL 07/ Wilshire, B., Battenbough, A.J., Creep and creep fracture of polycrystalline copper, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 443, pp. 156-166, 2007
- /WIL 09/ Wilshire, B., Scharning, P.J., Hurst, R., A new approach to creep data assessment, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 510-511(0), pp. 3-6, 2009
- /WOL 94/ Wolf, J.R., et al., TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report, NUREG/CR-6197, 1994

/YOU 17/ Yousefpour, F., Hoseyni, S.M., Hoseyni, S.M., et al., Creep rupture assessment for Level-2 PSA of a 2-loop PWR: accounting for phenomenological uncertainties, Nuclear Science and Technology, Vol. 28, No. 107, <https://doi.org/10.1007/s41365-017-0269-9>, 2017

Abkürzungen

ASTOR	Approximated Structural Time of Rupture
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten
BSAF	Benchmark Study of the Accident at Fukushima Daiichi NPP
C-SGTR	Consequential Steam Generator Tube Rupture
CAD	Computer Aided Design
CD	Core Degradation
CFD	Computational Fluid Dynamics
COD	Crack Opening Displacement
COSSAL	Components and Structures under Severe Accident Loading
CRP	Co-operative Research Programme
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
CT	Compact Tension
DCH	Direct Containment Heating
DE	Dampferzeuger
DEH	Dampferzeugerheizrohr
DfU	Druckführenden Umschließung
DH	Druckhalter
DWR	Druckwasserreaktor
EVA	Einwirkung von außen
EVI	Einwirkung von innen
FAST	Fast Assessment of Symmetric components rupture Time
FDL	Frischdampfleitung
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode

GE	General Electric
HD	Hochdruck
HKL	Hauptkühlmittelleitung
HKMP	Hauptkühlmittelpumpe
HPME	High-Pressure Melt Ejection
IAEA	International Atomic Energy Agency
IRM	Intermediate Range Monitor
ISO	International Standardisation Organisation
IVMR	In-Vessel Melt Retention
KKW	Kernkraftwerk
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
KWU	Kraftwerk Union
LWR	Leichtwasserreaktor
MPA	Materialprüfungsanstalt
ND	Niederdruck
NEA	Nuclear Energy Agency
OECD	Organization for Economic Co-operation and Development
OLHF	OECD sponsored Lower Head Failure Experiments
PDE	Primärseitige Druckentlastung
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Techniques
PRM	Power Range Monitor
RDB	Reaktordruckbehälter
S&E-Ventile	Sicherheits- und Entlastungsventile
SRM	Source Range Monitor
SUSA	Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses

SWR	Siedewasserreaktor
TIP	Traversing In-Core Probe
VAL	Volumenausgleichsleitung
WGIAGE	Working Group on Integrity and Ageing of Components and Structures
XML	Extended Markup Language

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1	Schematische Darstellung des Wegs des heißen Gases aus dem Kern.....	2
Abb. 4.1	Schematische Darstellung der radialen Diskretisierung der Rohrwand	20
Abb. 4.2	Schematische Darstellung des Aufwölbens bei homogener Belastung (links) und bei azimuthalem Temperaturgradienten (rechts)	22
Abb. 4.3	Schematische Darstellung des Aufwölbens bei axialem Temperaturgradienten	23
Abb. 4.4	Schematische Darstellung alternativer Versagensmodi: A) Versagen in Axialrichtung, B) lokale Aufwölbung, C) Ausstanzen oder Schmelzen.....	24
Abb. 4.5	Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für Modelle verschiedener Geometrie, Legende im Format X-Anzahl der Abzweige-D-Innendurchmesser Stutzen-T-Wanddicke Stutzen	26
Abb. 4.6	Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für Krümmer mit unterschiedlicher Krümmung sowie mit fixierten Enden	27
Abb. 4.7	Flanschgeometrie angelehnt an die Originalflansch (links) und mit Wurzelverstärkung (rechts).....	29
Abb. 4.8	Vernetztes Modell der Flanschverbindung	29
Abb. 4.9	Randbedingungen der stationären thermischen Rechnung.....	30
Abb. 4.10	Randbedingungen der mechanischen Rechnung.....	31
Abb. 4.11	Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Innerer Spalt	32
Abb. 4.12	Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Schraubenkraft	32
Abb. 4.13	Phase des Aufbringens der Schraubenvorspannung: Dichtungskraft.....	33
Abb. 4.14	Außentemperatur an der dichtungsnahen Kante.....	34
Abb. 4.15	Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenseite	34
Abb. 4.16	Temperaturverteilung nach 1500 s	35
Abb. 4.17	Verlauf der Abmessung des äußeren Spalts.....	36
Abb. 4.18	Verlauf der Abmessung des inneren Spalts	36
Abb. 4.19	Gesamtvergleichsspannung bei 1500 s, Verformungen 10-fach überhöht, Modell ohne (links) und mit (rechts) Wurzelversteifung.....	37

Abb. 4.20	Verlauf der Schraubenkraft	37
Abb. 4.21	Verlauf der Dichtungsklemmkraft	38
Abb. 5.1	Schematische Darstellung einer Kerninstrumentierung, welche einen Teil der Druckbarriere darstellt.....	39
Abb. 5.2	Instrumentierungsrohrs einer SRM/IRM-Instrumentierungslanze in einem GE-SWR (rote Markierung) neben einer Steuerstabdurchführung /LEE 15/.....	41
Abb. 5.3	Modell und Randbedingungen	42
Abb. 5.4	Verlauf der Gesamtdehnung, Versagenszeiten und -temperaturen für Modelle mit verschiedenen Vorschäden und Berücksichtigung von Kriechen	42
Abb. 5.5	Elementgruppen des axialsymmetrischen 2D-Modell.....	43
Abb. 5.6	Randbedingungen auf das FE-Modell.....	44
Abb. 5.7	Interpolierte Innentemperaturtransienten der 10°-Segmente.....	44
Abb. 5.8	Interpolierte Außentemperaturtransienten der 10°-Segmente	45
Abb. 5.9	Innendrucktransiente	45
Abb. 5.10	Temperaturverteilung bei 3,32 h (links), Detail (rechts).....	46
Abb. 5.11	Effektive plastische Dehnungen bei 3,32 h (links), Detail (rechts).....	47
Abb. 5.12	Effektive Kriechdehnungen bei 3,32 h (links), Detail (rechts)	47
Abb. 5.13	Berechnete vertikale Verschiebungen bei $\Theta = 90^\circ$	48
Abb. 5.14	Aufgeschnittener OLHF-4 Versuchskörper nach Versagen /HUM 03/.....	48
Abb. 6.1	Probe vor (oben) und nach dem Versuch (unten) /MPA 19/.....	53
Abb. 6.2	Schematische Darstellung der Belastungsrandbedingungen für die Versuche an Flachproben.....	53
Abb. 6.3	Ergebnisse der Temperatursteigerungsversuche /MPA 19/	54
Abb. 6.4	Ergebnisse der Kurzzeitstandversuche /MPA 19/	55
Abb. 6.5	FE-Modell mit frei parametrisierbarer Wanddickenschwächung.....	58
Abb. 6.6	Abhängigkeit der Versagenszeit von der axialen Schädigungsausdehnung	59

Abb. 6.7	Abhängigkeit der Versagenszeit von der azimutalen Schädigungsausdehnung	59
Abb. 6.8	Visualisierung des analytischen Ersatzmodells für Heizrohre mit Wanddickenschwächung	60
Abb. 6.9	Geometrische Abmessungen der verwendeten CT25-Proben /MPA 19/	62
Abb. 6.10	Vergleich der F-COD-Kurven im JR-Versuch bei unterschiedlichen Temperaturen /MPA 19/.....	62
Abb. 6.11	Lastverlauf, Risswachstum und Probe nach Versuch in /TAR 10/.....	63
Abb. 6.12	Lastverlauf, Risswachstum und Probe nach Versuch in /MAT 12/	64
Abb. 6.13	2D-FE-Modell einer Nachrechnung bei 700 °C und einem COD von 4 mm mit Falschfarbendarstellung des Vergleichsspannungsverlaufs	65
Abb. 6.14	Vergleich des Verlaufs Kraft-COD zwischen Experiment, Simulation ohne und Simulation mit Berücksichtigung von Kriechverformungen	66
Abb. 6.15	3D-Rohrmodell mit Riss (links oben), Nutzung von Symmetrie	67
Abb. 6.16	Verlauf der Leckflächen für die betrachteten Szenarien mit rissartigen Lecks von 2 cm ² und 20 cm ² Größe.....	68
Abb. 7.1	Schematische Einteilung der Modellfehler und -unsicherheiten	74
Abb. 7.2	Hauptmenü von SUSAS 4.2.2.....	81
Abb. 7.3	Schematische Darstellung des Konfidenzintervalls (95 %) /KOS 19/	89
Abb. 7.4	Dichtefunktion des LMP-Parameters C* (95 %, 99 % Konfidenzintervall)	90
Abb. 7.5	Dichtefunktion der Wandstärke	90
Abb. 7.6	Dichtefunktion des Temperaturgradienten	91
Abb. 7.7	Streudiagramm für Merkmale Werkstoffkonstante C* und Versagenszeit V1 (s)	93
Abb. 7.8	Streudiagramm für Merkmale Wandstärke (mm) und Versagenszeit V1 (s)	93
Abb. 7.9	Streudiagramm für Merkmale Temperaturgradient (K/s) und Versagenszeit V1 (s)	94
Abb. 8.1	Schematische Darstellung der Neu- und Weiterentwicklungen innerhalb des Projekts RS1555.....	96

Abb. 8.2	Aufbau der von ASTOR genutzten Dateitypen unter Rückgriff auf die gleichen generischen Datenstrukturen.....	97
Abb. 8.3	Screenshot der grafischen Ergebnisausgabe, welche unter Rückgriff auf die Java-Programmbibliothek JFreeChart erzeugt wurde.....	99
Abb. 9.1	Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs beim Wärmedurchgang	110
Abb. 9.2	Anteil des Temperaturgefälles über die Wand am Gesamttemperaturgefälle abhängig von der Biot-Zahl innen	113
Abb. 9.3	Verlauf der Strukturtemperatur abhängig vom Verhältnis der Biot-Zahlen	114
Abb. 9.4	Thermisches Modell der HKL Wand mit Plattierung (links: innen, rechts: außen)	115
Abb. 9.5	Errechneter Temperaturverlauf des Fluids in der HKL	116
Abb. 9.6	Errechneter Wärmeübergangskoeffizient an der Innenseite der HKL.....	116
Abb. 9.7	Errechnete Innen- und Außentemperaturen der Struktur	117
Abb. 9.8	Errechnete Innen- und Außentemperaturen der Struktur (Ausschnitt)....	118
Abb. 9.9	Heiße Schicht im Bereich der Plattierung während des starken Temperaturanstiegs.....	119
Abb. 9.10	Wärmefluss aus dem Fluid in die Struktur.....	119
Abb. 9.11	Zeitpunkt einer CFD-Rechnung mit Zirkulationsströmung im Dampferzeuger /BAH 13/.....	122
Abb. 9.12	Belastungen auf die betrachteten Komponenten /BAH 13/	123
Abb. 9.13	Gesamtvergleichsdehnungen für die betrachteten Komponenten.....	124
Abb. 10.1	Parametrisierbares Modell einer Rohrleitungskomponente	126
Abb. 10.2	Globaltemperaturverlauf ausgewählter Komponenten	127
Abb. 10.3	Verlauf des Primär- und Sekundärdrucks	127

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Übersicht und Kategorisierung potenzieller Schwachstellen der DfU	16
Tab. 4.2	Vergleich zwischen arithmetischer und verbesserter Mittelung	21
Tab. 6.1	Koeffizienten des Norton Ansatzes nach Fitting Iterationen	56
Tab. 6.2	Stabiles Risswachstum der Proben am Ende des Versuchs /MPA 19/.....	62
Tab. 7.1	Abhängigkeit der Standardabweichung vom Konfidenzintervall	89
Tab. 8.1	Auflistung und Beschreibung der in ASTOR implementierten Methoden	105
Tab. 9.1	Beispiele für Komponenten und realistische Wärmeübergänge	112
Tab. 9.2	Wärmeübergangskoeffizienten für Gase nach /CER 02/	112
Tab. 9.3	Bezeichnung der Rechnungen und weitere Randbedingungen.....	117
Tab. 9.4	Fourier-Zahlen für die hier betrachteten Komponenten.....	120
Tab. 9.5	Versagenszeiten der hier betrachteten Komponenten	124
Tab. 10.1	Geometrie- und Werkstoffangaben für die zu betrachtenden Komponenten	126
Tab. 10.2	Task Matrix des Benchmarks zu DWR Komponenten.....	128
Tab. 10.3	Übersicht über die verwendeten Randbedingungen.....	128
Tab. 10.4	Vergleich von Versagenszeiten, -temperaturen und Grenzwandstärken der Rechnungen MT 1-MT 4	129
Tab. 10.5	Vergleich von Versagenszeiten und -temperaturen der Rechnung PS A	131
Tab. 10.6	Vergleich von Versagenszeiten, -temperaturen und Grenzwandstärken der Rechnung PS C	132
Tab. 10.7	Geometriedaten des Flanschs	134
Tab. 10.8	Geometriedaten und Anzugsmoment der Schrauben	135
Tab. 10.9	Geometriedaten der Dichtung	135
Tab. 10.10	Task Matrix des Benchmarks zu SWR Komponenten.....	136
Tab. 10.11	Übersicht über die verwendeten Randbedingungen.....	138
Tab. 10.12	Versagenszeiten definiert als Auftreten eines äußeren Spalts	142

Tab. 10.13 Berechnete Versagenszeiten und -temperaturen für den zweiten Benchmark-Teil	145
---	-----

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

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