

Komponentenverhalten bei auslegungsüber- schreitenden Belastungen

Komponentenverhalten bei auslegungsüber- schreitenden Belastungen

Christoph Bläsius
Jens Arndt
Ludwig Bahr
Jürgen Sievers

April 2017

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS1520 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

Deskriptoren

Analysemethoden, ANSYS, ASTOR, COSSAL, DfU, Druckbarriere, Komponentenversagen, Kriechen, MECOS, Plastifizieren, Unfallanalyse, Versagenskriterien

Kurzfassung

Die GRS führte im Rahmen des vom BMWi finanzierten Vorhabens RS1520 Untersuchungen zu verschiedenen Phänomenen durch, die das Verhalten druckführender Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen beschreiben, und entwickelte die dafür benötigten Methoden weiter. Einen Schwerpunkt der Forschungsarbeiten bildete die Untersuchung des Verhaltens der druckführenden Umschließung (DfU) exemplarischer DWR und SWR während postulierter Kernschmelz-Szenarien im Hochdruckpfad. Daneben war auch das Verhalten eines Reaktorgebäudes und der darin enthaltenen Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen Gegenstand der Untersuchungen.

Versagensmodi für metallische Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen wurden kategorisiert und geeignete Versagenskriterien erarbeitet. Neben der Nachrechnung eines Großversuchs wurden typische Kernschmelz-Szenarien mit Hilfe des weiterentwickelten Modells einer Kühlkreislaufschleife der DWR-Baureihe Konvoi analysiert. Der Unfallhergang im Kernkraftwerk Fukushima Dai-ichi und die dazu in der Literatur existierenden Analysen wurden bezüglich Fragestellungen zum Komponentenverhalten aufgearbeitet und um eigene Analysen ergänzt. Der GRS-Code ASTOR (Approximated Structural Time of Rupture) zur Berechnung der Versagenszeiten von druckführenden Komponenten wurde um eine menügesteuerte Benutzeroberfläche erweitert und neu entwickelte sowie bereits existierende methodische Ansätze wurden darunter zusammengefasst. Im Rahmen des von der GRS organisierten OECD/NEA Benchmarks COSSAL (Components and Structures under Severe Accident Loading) wurde das Versagensverhalten druckführender Komponenten durch Vergleichsanalysen untersucht. Das FE-Berechnungsmodell eines DWR-Reaktorgebäudes wurde für Untersuchungen des Verhaltens unter auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen weiterentwickelt. Weiterhin wurden im Rahmen des OECD/NEA Benchmarks MECOS Berechnungen zum Verhalten eines Rohrkrümmers unter zyklischen Belastungen durchgeführt.

Zukünftige Arbeiten sollen sich insbesondere mit der Analyse lokaler Belastungen in Reaktordruckbehältern, Rohrleitungen und Armaturen sowie der Quantifizierung der Größe möglicher früher Lecks während postulierter Kernschmelz-Szenarien befassen. Ferner soll die Funktionalität des Programms ASTOR erweitert und um Aspekte der Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse ergänzt werden.

Abstract

Within the framework of project RS1520 funded by the Federal Ministry of Economic Affairs and Energy, GRS carried out investigations on various phenomena that describe the behavior of pressurized components under beyond-design loads and enhanced the therefore used methods. Focus of the research work was the investigation of the behavior of the pressure barrier of exemplary PWR and BWR during postulated core-melt scenarios in the high-pressure path. In addition, the behavior of a reactor building and the herein contained components under beyond-design earthquake loads was subject of the work.

The failure modes of metallic components under beyond-design loads were categorized and suitable failure criteria were proposed. In addition to the calculation of a large-scale experiment typical core melting scenarios were analyzed using the further developed model of a cooling loop of the German PWR series Konvoi series. The accident at the Fukushima Dai-ichi nuclear power plant and the existing literature regarding the component behavior was summarized and supplemented with own analyses. The GRS code ASTOR (Approximated Structural Time of Rupture) for fast calculation of failure times of pressurized components was extended with a menu-driven user interface and newly developed as well as already existing methodological approaches were merged hereunder. Within the framework of the OECD/NEA benchmark COSSAL (Components and Structures under Severe Accident Loading) organized by GRS, the failure behavior of pressurized components was investigated by comparative analyses. A FE model for the evaluation of the reactor building behavior under beyond-design earthquake loads was developed further. Calculations on the behavior of a piping elbow under cyclic loading were carried out in the framework of the OECD/NEA benchmark MECOS.

Future work will focus on the analysis of local loads in reactor pressure vessels, piping and fittings as well as the quantification of the area of potential early leaks during postulated core-melt scenarios. Furthermore, the functionality of the ASTOR program will be expanded and supplemented by aspects of a sensitivity and uncertainty analysis.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	III
1	Einleitung	1
2	Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....	5
2.1	Gesamtziel.....	5
2.2	Einzelziele	5
2.3	Arbeitsprogramm	8
3	Stand der Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS.....	11
4	Versagenskriterien zur Integritätsbewertung metallischer Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen	15
4.1	Einteilung der Versagensmodi	15
4.2	Spaltbruch	18
4.3	Gleitbruch	19
4.4	Plastische Instabilität	25
4.5	Kriechbruch	28
4.5.1	Phänomenologie des (Kurzzeit-)kriechens.....	28
4.5.2	Modellierung.....	33
4.6	Lokales Versagen.....	39
4.7	Unzulässig große Verformungen	39
4.8	Duktile Versagensdehnungen typischer Reaktorwerkstoffe	40
4.9	Empfehlungen zur Verwendung von Versagenskriterien.....	45
5	Weiterentwicklung des Modells einer DWR-Kühlkreislaufschleife	47
5.1	Portierung des Modells auf aktuelle Analysetechnik	47
5.2	Validierung des Modells.....	52

5.3	Ergänzung von Modellen der Dampferzeugerheizrohre, der DE-Entwässerung und des DE-Mannlochs	55
5.3.1	Geometriemodelle der Komponenten	56
5.3.2	Materialmodell für den DE-Heizrohrwerkstoff Alloy 800 (mod.)	57
5.3.3	Generierung von Versagenszeitflächen für DE-Heizrohre	62
5.3.4	Generierung von Larson-Miller-Parametern	64
6	Parameterstudien zum Komponentenverhalten bei Kernschmelz-Szenarien.....	73
6.1	Nachrechnung eines Großversuchs zum Versagen einer HKL	73
6.1.1	Beschreibung des Versuchs	73
6.1.2	2D-Analysemodell.....	77
6.1.3	3D-Analysemodell.....	84
6.2	Analyse eines Kernschmelz-Szenarios nach Station-Blackout.....	91
6.2.1	Beschreibung des Szenarios und der Lastannahmen	91
6.2.2	Reproduktion der Ergebnisse aus dem Vorhaben SR 2306	93
6.2.3	Einfluss der Berücksichtigung großer Verformungen	94
6.2.4	Einfluss der Berücksichtigung von Kriechverformungen.....	100
6.2.5	Einfluss der Plattierung	108
6.2.6	Erste Überlegungen zum Einfluss von Komponentendetails	109
6.3	Analyse eines Kernschmelz-Szenarios mit potenziellem Versagen der Dampferzeugerheizrohre	113
6.3.1	Beschreibung des Szenarios und der Lastannahmen	113
6.3.2	Modellanpassungen und Ergebnisse	115
7	Analysen zum Komponentenverhalten während des Unfalls im Kernkraftwerk Fukushima Dai-ichi, speziell Block 1	119
7.1	Aktueller Kenntnisstand zum Verlauf der Entlastung der DfU	121
7.2	Bewertung der in Analysen verwendeten Strukturmodelle	126
7.3	Eigene ergänzende Untersuchungen.....	127
7.3.1	Leckage der Kerninstrumentierungen SRM/IRM in Block 1	127
7.3.2	Versagen der Frischdampfleitung in Block 3	135
7.3.3	Offenbleiben eines S&E-Ventils	137

8	Weiterentwicklung des Programms ASTOR	139
8.1	Portierung des Programms und Erweiterung der Funktionalität	139
8.2	Entwicklung der Methode FAST.....	142
8.3	Ankopplung des FE-Programms Code_Aster	144
8.4	Methodenvergleich	144
8.5	Ausblick und mögliche Weiterentwicklung	148
9	Ergebnisse des OECD/NEA Benchmarks COSSAL.....	151
9.1	Fragebogen	151
9.2	Erster Benchmark: Nachrechnung eines Großversuchs.....	154
9.2.1	Main Tasks	155
9.2.2	Parameterstudien	159
9.2.3	Gesamtbewertung	161
9.3	Zweiter Benchmark: Komponentenverhalten bei Unfallbelastungen	162
10	Untersuchungen zum Komponentenverhalten unter auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen	163
10.1	Hintergrund.....	163
10.2	Verhalten des Reaktorgebäudes.....	167
10.2.1	Verfeinertes FE-Modell	167
10.2.2	Verwendete Materialdaten	169
10.2.3	Lasten.....	170
10.2.4	Ergebnisse der FE-Berechnung.....	171
10.3	Exemplarische Berechnungen an einem Rohrkrümmer	175
10.3.1	Aufgabenstellung	175
10.3.2	Modell.....	177
10.3.3	Ergebnisse.....	180
11	Zusammenfassung und Ausblick.....	185
	Literaturverzeichnis.....	191
	Abkürzungen.....	209

Abbildungsverzeichnis.....	211
Tabellenverzeichnis.....	219

1 Einleitung

Die Hauptfunktion von Komponenten der druckführenden Umschließung (DfU) eines Leichtwasserreaktors besteht im Einschluss und der Führung des Kühlmittels. Im Kontext der Reaktorsicherheit erfüllt die DfU zudem die Funktion einer Barriere zum Einschluss der Radioaktivität als oberstem Schutzziel. Die Auslegung der Komponenten nach KTA 3201.2 erfolgt durch Begrenzung der elastischen Dehnung mit einer unter bestimmten Umständen erlaubten teilplastischen Dehnung sowie Begrenzung der Ermüdung /KTA 13/. Im sehr unwahrscheinlichen Szenario eines Unfalls (Ereignis mit Kernschmelzen) können Belastungen auftreten, welche über die in der Auslegung spezifizierten zulässigen Werte hinausgehen. Um das Verhalten der Komponenten und deren Integrität unter auslegungsüberschreitenden Belastungen sowie die für die Auslegung nicht in Anspruch genommenen Sicherheitsmargen, beispielsweise in Form zusätzlicher Plastifizierung und Kriechverformung, quantifizieren zu können, bedarf es Methoden im Sinne eines „best-estimates“ (vgl. /SIM 11/).

Im Vorhaben RS1520 sollen derartige Best-Estimate-Methoden hauptsächlich für ein Kernschmelz-Szenario im Hochdruckpfad sowie, in einem geringeren Umfang, für das Szenario eines auslegungsüberschreitenden Erdbebens weiterentwickelt und angewendet werden. Weitere Gefährdungen für die Komponenten der DfU, wie beispielsweise schlagende Leitungen, Aufprall von Fremdkörpern oder Thermoschockbelastungen, sind nicht Gegenstand des Vorhabens RS1520. Historische Beispiele für Unfälle mit Kernschmelzen unter hohem Druck waren die Ereignisse in Block 2 des KKW Three-Mile-Island 1979 sowie Block 1 des KKW Fukushima Dai-ichi 2011. Die Blöcke des KKW Fukushima Dai-ichi waren zudem einer auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastung ausgesetzt.

In einem Kernschmelzfall reicht die Wärmeabfuhr durch den aus dem Restwasser im RDB aufsteigenden Wasserdampf nach dem teilweisen Freilegen der Brennelemente nicht mehr zur Kühlung der Brennelemente aus. Durch die Nachzerfallsleistung erhitzen sich die Brennelemente auf Temperaturen jenseits der Auslegungstemperatur. Ab ca. 1300 K setzt zudem eine Oxidationsreaktion zwischen Wasser und Zirkonium, dem Konstruktionsmaterial der Brennstäbe, ein, welche mit einer bedeutenden zusätzlichen Energiefreisetzung und Generierung von Wasserstoffgas verbunden ist. Die heiße Gasmischung aus Wasserdampf und Wasserstoff hält im Falle einer nicht erfolgreich durchgeführten Druckentlastung den Druck der Gasphase im Kühlkreislauf hoch, so dass es zum Ansprechen des Sicherheits- und Entlastungsventils mit dem niedrigsten

Ansprechdruck kommt. In einem zyklisch ablaufenden Prozess werden die heißen Gase daraufhin bei DWR über den Abblasebehälter ins Containment freigesetzt, bzw. bei SWR in die Kondensationskammer abgegeben. Auf ihrem Weg geben sie einen Teil der Wärme an die fluidführenden Komponenten ab, welche dadurch eine zunehmende kombinierte Druck- und Temperaturbelastung erfahren. Zusätzlich wirken, wenn auch in vergleichsweise geringerem Maße, Belastungen aus Gravitation sowie Sekundärlasten aus den typischerweise auftretenden großen elastischen, plastischen, viskoplastischen und thermischen Verformungen in Verbindung mit Einschränkungen der Bewegung entlang der Freiheitsgrade auf die Komponenten entlang des Strömungspfadens durch den Kühlkreislauf.

Die zuerst versagende Komponente sowie der genaue Ort, die Zeit und der Versagensmodus haben großen Einfluss auf den weiteren Fortgang des Unfalls. So kann z. B. durch das Versagen einer Rohrleitungskomponente außerhalb des RDB eine Druckentlastung eingeleitet werden, noch bevor sich die RDB-Kalotte durch herabfallende Schmelze signifikant erhitzt. Ein RDB-Versagen mit Schmelzeaustrag unter hohem Druck (High Pressure Melt Ejection, HPME) und eine Verringerung der Standzeit des Sicherheitsbehälters durch dort abgelagerte Schmelze (Direct Containment Heating, DCH) würden so vermieden. In einem speziellen Szenario bei DWR kann ein Teil des heißen Gases auch durch die Dampferzeugerheizrohre zirkulieren, wodurch nach deren Versagen eine Freisetzung zur Sekundärseite des Dampferzeugers möglich ist. Das globale Versagen einer Komponente ist zudem mit einer immensen Energiefreisetzung verbunden, was zu Sekundärschäden führen kann. Die Kenntnis des möglichst realitätsnahen Versagensorts und -zeitpunkts sowie der Leck- bzw. Bruchfläche ist darüber hinaus notwendig, um thermohydraulische Codes zu befähigen, in Unfallanalysen auch den Zeitraum nach einem Komponentenversagen sowie die möglichen Auswirkungen auf das Containment korrekt abzubilden.

Erdbeben wirken über die Kopplung zwischen Boden und Strukturen des Reaktorgebäudes auch auf die darin befindlichen metallischen Komponenten der druckführenden Umschließung. Durch die Kombination aus konstantem Innendruck und zyklischen Erdbebenlasten können auslegungsüberschreitende Erdbeben zum Versagen, z. B. durch lokale zyklische plastische Dehnungsakkumulation (Ratcheting), führen.

Für die Anwendbarkeit der im Rahmen des Vorhabens weiterentwickelten Methoden wird zunächst unterstellt, dass die Komponenten zum Zeitpunkt des Auftretens auslegungsüberschreitender Lasten frei von Vorschädigungen, insbesondere in Form von

Makrorissen und alterungsbedingten Veränderungen in den Materialeigenschaften, sind. Diese Annahme ist in Deutschland mit Blick auf die Fertigung der Komponenten nach Maßgabe der Basissicherheit, der kontinuierlichen Ermüdungsüberwachung und dem Einsatz zerstörungsfreier Prüfverfahren für die Komponenten der DfU mit Ausnahme der Dampferzeugerheizrohre (DEH) gerechtfertigt. Schädigungen der DEH in Form lokaler Wanddickenverminderung durch Korrosion oder Abrasion können im Rahmen geometrischer Parameterstudien betrachtet werden. Schädigungen durch Risse in Dampferzeugerheizrohren, wie sie z. B. durch Spannungsrisskorrosion auftreten können, sowie unfallauslösende und andere mit dem Unfall in Verbindung stehende Schädigungen, etwa in Form rissartiger Lecks, bedürfen dagegen einer erweiterten Betrachtung.

Der Fokus der vorliegenden Arbeiten liegt auf der Bewertung des Verhaltens von Rohrleitungskomponenten unter Unfallbedingungen gegenüber ausreichend homogenen und großflächig anliegenden Lasten, welche zu katastrophalem (globalen) Versagen führen können. Ein unter speziellen Umständen mögliches lokales Versagen, z. B. durch räumlich stark begrenzte Lasten oder komplexe Komponentengeometrien, welches in einem Leck beschränkter Größe resultiert, wird ebenso wie ein Versagen durch unzulässig große Verformung (z. B. durch Knicken oder Beulen) nur am Rande betrachtet. Des Weiteren sei betont, dass die Weiterentwicklung der Analysemethoden zum Verhalten des RDBs bei Unfallbelastungen nicht Bestandteil des Vorhabens RS1520 ist. Die Berücksichtigung eines Teils der genannten Einschränkungen soll Gegenstand eines Folgevorhabens sein.

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

2.1 Gesamtziel

Übergeordnete Zielsetzung der Arbeiten ist die Weiterentwicklung und Erprobung strukturmechanischer Analysemethoden zur Bestimmung der Integrität von metallischen Komponenten (insbesondere Rohrleitungen, Reaktordruckbehälter und Dampferzeugerheizrohre) sowie von Strukturen eines Reaktorgebäudes unter Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Kopplung für ausgewählte auslegungsüberschreitende Einwirkungen. Dabei stehen Untersuchungen zum Komponentenverhalten infolge von Kernschmelz-Szenarien sowie von induzierten Erschütterungen bei auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen im Vordergrund. Als zentrales Simulationsverfahren soll die Finite-Elemente(FE)-Methode eingesetzt werden. Insbesondere sollen Unsicherheiten bei der Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen durch Leck bzw. Bruch berücksichtigt werden, indem die Methodik zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit von metallischen Komponenten bezüglich verschiedener in der Literatur beschriebener Versagenskriterien erweitert wird. Im Rahmen von Parameterstudien zur Abhängigkeit der Grenztragfähigkeit vom Versagenskriterium soll die Aussagegenauigkeit deterministischer Integritätsbewertungen zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen bestimmt werden.

2.2 Einzelziele

In der Literatur werden für die Bewertung mehrachsiger Spannungszustände hinsichtlich Versagen verschiedene Kriterien vorgeschlagen. Diese Ansätze sollen verglichen werden und der Einfluss auf die Integritätsbewertung von Komponenten einschließlich Bestimmung der Grenztragfähigkeit im Rahmen von Parameterstudien untersucht werden. Dabei sollen Spannungsanalysen basierend auf der Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Simulation des Strukturverhaltens einzelner Komponenten und Systeme (z. B. DWR-Kühlkreislaufschleife) für unterschiedliche Lastannahmen durchgeführt und bewertet werden, um Sicherheitsmargen gegenüber Versagen beispielhaft quantifizieren zu können. In diesem Zusammenhang sollen auch Bewertungsansätze, die in der KTA-Regel 3201.2 /KTA 13/ enthalten sind, herangezogen werden.

Im Rahmen von Anwendungsbeispielen sollen mit Best-Estimate-Ansätzen Integrität und Grenztragfähigkeit von Rohrleitungen, Reaktordruckbehältern und Dampferzeuger

gerheizrohren untersucht werden. Dies betrifft insbesondere Kernschmelz-Szenarien mit resultierenden hohen Strukturtemperaturen und Druckbelastungen. Dazu sollen strukturmechanische Analysemodelle zur Bestimmung des Ortes, an dem z. B. eine Reaktorkühlkreislaufschleife für ausgewählte Kernschmelz-Szenarien zuerst versagt, weiterentwickelt werden. Aufbauend auf dem im Rahmen des Vorhabens RS1039 /GRE 99/ entwickelten dreidimensionalen Modells einer Kühlkreislaufschleife eines DWR vom Typ Konvoi sollen Untersuchungen unter Berücksichtigung nichtlinearer temperaturabhängiger Werkstoffeigenschaften zur Simulation von Plastifizierung und Kriechen durchgeführt werden. Dabei soll auch ein Analysemodell zur Abschätzung der Tragfähigkeit von Dampferzeugerheizrohren mit bzw. ohne Vorschädigung entwickelt und erprobt werden.

In diesem Zusammenhang sollen auch für Kernschmelz-Szenarien, die sich aus den Unfallabläufen in Fukushima ableiten lassen, das Komponentenverhalten untersucht werden. Die dafür notwendigen Daten für Geometrie und Lastannahmen sollen aus Unterlagen sowie frei verfügbaren Ergebnissen, die im CSNI-Projekt BSAF (Benchmark Study of the Accident at Fukushima Daiichi NPP) vorliegen, abgeleitet werden. Weiterhin sind in der WGIAGE internationale Aktivitäten zur Thematik „Verhalten von Komponenten und Strukturen bei Belastungen infolge schwerer Störfälle“ geplant (Projektvorschlag COSSAL – Components and Structures under Severe Accident Loading). Bezüglich der Lastannahmen ist eine Zusammenarbeit mit der Arbeitsgruppe WGAMA vorgesehen.

Mit der Entwicklung des Programms ASTOR (Approximated Structural Time of Rupture) für Rohrleitungen und den Boden eines Reaktordruckbehälters wurde begonnen, ein vereinfachtes Verfahren zur Abschätzung der Standzeiten unter Lastfällen mit rotationssymmetrischer, teilweise auch asymmetrischer Temperaturverteilung zu entwickeln /EIS 93/, /SCH 99/, /GRS 11/, /GRS 12/. Dabei wurde für die betrachteten Komponenten jeweils eine Versagenszeitfläche auf der Basis einer Vielzahl von FE-Berechnungen unter Zugrundelegung einer linearen Schadensakkumulationsregel bestimmt. Die Methodik ist nur dann flexibel, wenn eine Vielzahl von Versagenszeitflächen erzeugt wird. Weiterhin wäre die Berücksichtigung neuer Erkenntnisse zu den Versagenskriterien mit Aufwand bezüglich Überarbeitung der Versagensflächen verbunden. Daher soll die Weiterentwicklung der Analysemethodik basierend auf dem Programm ASTOR auf die Ankopplung und Erprobung eines für die Fragestellung geeigneten, frei verfügbaren (open source) und schnell laufenden FE-Rechenprogrammes konzentriert werden. Damit wird eine verbesserte lokale Span-

nungs- bzw. Dehnungsberechnung und -bewertung für die zu betrachtenden Komponenten ermöglicht. Weiterhin ist diese vorgeschlagene Analysemethodik flexibel bezüglich Material, Geometrie und Belastungen und kann auch dem von der GRS entwickelten Systemcode ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) /ATH 12/ als ein verbessertes Modul zur Berücksichtigung des Versagens von Rohrleitungen bzw. des Reaktordruckbehälters zur Kopplung bereitgestellt werden. Durch die geplante Verwendung eines Open-Source-FE-Programms wird die Code-Weitergabe an Institutionen im In- und Ausland nicht eingeschränkt. Im Gegensatz dazu würde die Kopplung mit einem kommerziellen FE-Programm eine Weitergabe erschweren.

Als Folge der auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen in Fukushima Dai-ichi wurden im GRS-Vorhaben RS1197 „Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Bestimmung des strukturdynamischen Verhaltens von Containmentstrukturen“ erste Analysen zum Bauwerks- und Komponentenverhalten eines DWR-Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi bei erhöhten Erdbebenlasten durchgeführt. Die Arbeiten sollen auf einer breiteren Basis weitergeführt werden, insbesondere soll nichtlineares Materialverhalten im Bauwerkbereich (Beton, Bewehrung) simuliert und geeignete Modelle zur Boden-Bauwerk-Kopplung erprobt werden.

Im Rahmen der CSNI-Arbeitsgruppe WGIAGE ist eine internationale Aktivität zum Thema "Metallic Component Margins under High Seismic Loads (MECOS)" angelaufen. Dabei sollen die Sicherheitsmargen in seismischen Analysen von Komponenten bei hohen seismischen Lasten quantifiziert werden. Auswirkungen der Alterung wie geringere Materialfestigkeiten sollen, insbesondere in Hinblick auf den Leck-vor-Bruch-Nachweis, bewertet werden. Aus den getätigten Untersuchungen sollen Vorschläge für eine genauere seismische Analyse bei hohen seismischen Lasten erarbeitet werden. Weiterhin sollen im Rahmen eines Benchmarks Untersuchungen an einer Komponente, wie beispielsweise einer Rohrleitung im Reaktorgebäude, bei auslegungsüberschreitenden Erdbebenlasten durchgeführt werden. Diese sollen in Form von Etagenantwortspektren spezifiziert werden. Die GRS wird im Rahmen der geplanten Arbeiten an der internationalen Aktivität MECOS teilnehmen.

Die Arbeiten stehen im Einklang mit den Forschungszielen des Kompetenzverbundes Kerntechnik, dessen Mitglieder die Ziele zukünftiger Forschung zur nuklearen Sicherheit unter den geänderten energiepolitischen Rahmenbedingungen in dem Strategiepapier /KOM 12/ ausgeführt haben. Im Abschnitt „Strukturmechanische Analysemethoden zur Integritätsbewertung von Gebäudestrukturen und Komponenten“ werden auch

Betrachtungen zu auslegungsüberschreitenden Ereignissen im Hinblick auf die Quantifizierung von Sicherheitsabständen und die Bestimmung der Grenztragfähigkeit angesprochen. Dieser Aspekt wird in dem geplanten Vorhaben aufgegriffen und im Rahmen von generischen Analysen untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen können für die Absicherung des Betriebs deutscher Kernkraftwerke verwendet werden sowie zur Beurteilung der Sicherheitsstandards nuklearer Anlagen im Ausland beitragen.

2.3 Arbeitsprogramm

Zur Erreichung der Zielsetzung wurden zu den folgenden Arbeitspaketen (AP) Arbeiten durchgeführt und entsprechende Ergebnisse erzielt:

AP 1: Auswahl und Erprobung geeigneter Versagenskriterien zur Integritätsbewertung metallischer Komponenten

Bei der Bestimmung der Grenztragfähigkeit einer Komponente sind die Festlegungen bezüglich des Versagenskriteriums von entscheidender Bedeutung. Verschiedene in der Literatur beschriebene Versagenskriterien für mehrachsige Spannungszustände werden im Vergleich zu dem in KTA 3201.2 /KTA 13/ beschriebenen Nachweisverfahren gegenübergestellt und verglichen. Die Validierung der Kriterien an glatten und gekerbten Zugproben mit unterschiedlichem Kerbradius wird nachvollzogen und für ausgewählte Fälle durch eigene Berechnungen gestützt. Dazu werden unter anderem die folgenden Literaturstellen ausgewertet: /SCH 70/, /HAN 81/, /JUF 84/, /JOH 85/, /SCH 96/, /ALV 97/, /BON 97/, /MAR 97/, /SCH 98/, /BOR 03/, /OHC 07/, /SPA 09/, /GAO 09/, /MPA 09/.

AP 2: Parameterstudie zum Einfluss der Versagenskriterien auf die Grenztragfähigkeit von metallischen Rohrleitungen, Behältern und Dampferzeugerheizrohren (DWR)

Strukturmechanische Untersuchungen zum Versagen von Rohrleitungsbereichen im Vergleich zum Reaktor Druckbehälter bei Kernschmelz-Szenarien werden generisch für eine Kühlkreislaufschleife eines DWR vom Typ Konvoi durchgeführt. Dabei werden mit Best-Estimate-Verfahren jeweils der Versagensort und die Versagenstemperatur unter Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffeigenschaften zu Plastifizierung und Kriechen bestimmt.

In diesem Zusammenhang wird das verfügbare, bereits erprobte komplexe dreidimensionale Modell einer DWR-Kühlkreislaufschleife um die Dampferzeugerheizrohre erweitert. Gleichzeitig wird das Gesamtmodell so strukturiert, dass auch Analysen von Modellausschnitten bei Beibehaltung der korrekten Randbedingungen möglich sind. Im Arbeitsgebiet der strukturmechanischen Simulation spricht man in diesem Zusammenhang von „Submodeling“. Dabei wird zunächst eine Simulation mit einem grob diskretisierten globalen Modell durchgeführt. Der interessierende Ausschnitt wird aus dem Globalmodell herausgeschnitten und feiner vernetzt. Die Werte der an den Schnittflächen herrschenden Spannungen und Verschiebungen werden dem Globalmodell entnommen und als Randbedingung auf das Ausschnittmodell übertragen. Mit dieser Technik werden verschiedene mögliche Versagensorte, wie beispielsweise ein Dampferzeugerheizrohr, detaillierter untersucht. Als Lastannahmen in Form von transienten Druck- und Temperaturverläufen für verschiedene Stellen der DWR-Kühlkreislaufschleife werden Ergebnisse thermohydraulischer Analysen, die GRS im Rahmen anderer Vorhaben durchgeführt hat (siehe z. B. /GRE 99/), verwendet.

AP 3: Untersuchung des Komponentenverhaltens im Hinblick auf Fukushima-Szenarien (SWR)

In Anlehnung an die Unfallabläufe in Fukushima Dai-ichi wird ein strukturmechanisches Analysemodell ausgewählter Komponenten eines SWR entwickelt. Dabei liegt der Fokus der Komponentenmodellierung auf dem Reaktordruckbehälter, der Frischdampfleitung sowie den Verbindungsleitungen zur Kondensationskammer.

Das Analysemodell wird auf der Basis von frei verfügbaren Lastannahmen, Geometrie- und Materialdaten aus dem CSNI-Projekt BSAF (siehe Abschnitt 2.2) entwickelt. Im Rahmen von FE-Analysen werden Aussagen zum Komponentenverhalten, insbesondere zu hochbeanspruchten Bereichen sowie möglichen Versagensorten abgeleitet.

AP 4: Weiterentwicklung des Programms ASTOR

Als Weiterentwicklung des Programms ASTOR ist die Ankopplung eines für die Bestimmung des Komponentenverhaltens bei hohen Temperaturen und Drücken geeigneten, frei verfügbaren (open source) und schnell laufenden FE-Rechenprogramms vorgesehen. Damit wird eine verbesserte lokale Spannungs- bzw. Dehnungsberechnung und -bewertung für die zu betrachtenden Komponenten von DWR- und SWR-Anlagen ermöglicht. Zunächst wird eine Auswahl von Programmen mit Hilfe ausge-

wählter Probleme hinsichtlich Rechengeschwindigkeit und Kopplungsmöglichkeiten gegenübergestellt. Für das am besten geeignete Programm wird daraufhin eine Koppungsschnittstelle entwickelt, mit der Daten zwischen ASTOR und ATHLET ausgetauscht werden können. Weiterhin wird das Programmpaket an ausgewählten Fragestellungen erprobt.

AP 5: Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Bestimmung des Verhaltens eines Reaktorgebäudes unter auslegungsüberschreitender Erdbebenbelastung und der Auswirkungen induzierter Erschütterungen auf eine Kühlkreislaufschleife (DWR)

Die im Rahmen des Vorhabens RS1197 vorbereitete strukturmechanische Analysemethodik zur Bestimmung des Verhaltens eines Reaktorgebäudes eines DWR vom Typ Konvoi unter auslegungsüberschreitender Erdbebenbelastung einschließlich der Auswirkungen infolge induzierter Erschütterungen auf das Verhalten einer Kühlkreislaufschleife wird weiterentwickelt.

Die vorhandene Analysemodellkette, die aus einem Teilmodell für das Reaktorgebäude einschließlich Einbauten, einem Teilmodell für den Bodenbereich und einem Teilmodell für die Kreislaufschleife besteht, wird hinsichtlich der Bestimmung kritischer Beanspruchungszustände aufbereitet und für nichtlineare Berechnungen weiterentwickelt.

AP 6: Internationale Aktivitäten

In Ergänzung der genannten Arbeiten ist eine Teilnahme der GRS an mehreren internationalen Aktivitäten vorgesehen, insbesondere an den im Rahmen der CSNI WGIAGE durch die Ereignisse in Fukushima angestoßenen Aktivitäten. In diesem Zusammenhang ist die Aktivität MECOS (siehe Abschnitt 2.2) von großem Interesse. Die Aktivitäten im Rahmen des laufenden CSNI-Projekts BSAF (siehe Abschnitt 2.2) werden bezüglich des Nutzens für das Vorhaben verfolgt. Weiterhin werden internationale Aktivitäten zur Thematik „Verhalten von Komponenten und Strukturen bei Belastungen infolge schwerer Störfälle“ in das Vorhaben einfließen.

3 Stand der Wissenschaft und Technik und bisherige Arbeiten der GRS

Für die Bewertung der Integrität von Druckbehältern, Rohrleitungen, Sicherheitsbehältern 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. Dabei werden den Beanspruchungen in der Komponentenstruktur, die für spezifizierte Belastungsszenarien berechnet wurden, Spannungs- bzw. Dehnkriterien mit maximal zulässigen Werten gegenübergestellt. Eine Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen der Komponente durch Leck oder Bruch ist damit nicht möglich. Art und Weise des Nachweisverfahrens sowie die anzuwendenden Sicherheitsbeiwerte sind für Komponenten in deutschen Kernkraftwerken in Regeln des Kerntechnischen Ausschusses (KTA), insbesondere der Regel KTA 3201.2 /KTA 13/ für Komponenten des Primärkreises und KTA 3401.2 /KTA 16/ für den Sicherheitsbehälter aus Stahl festgelegt.

Im Rahmen der probabilistischen Sicherheitsanalyse PSA Stufe 2 werden für kerntechnische Anlagen die Auswirkungen von Unfallszenarien mit Kernschmelzen untersucht. Während des Kernschmelzens können sehr heiße Gase den Reaktordruckbehälter (RDB) und die angeschlossenen Rohrleitungen durchströmen. Dadurch können die Temperaturen in den Rohrleitungen weit über die Auslegungstemperatur ansteigen. Wenn dann ein Versagen von Rohrleitungen (insbesondere in einem Hochdruckfall) eintritt, wird ein späteres Hochdruckversagen des RDB vermieden und dadurch auch ggf. ein katastrophales Versagen des Sicherheitsbehälters. Andererseits führt dies auch zu einer kurzzeitigen hohen Belastung des Sicherheitsbehälters durch Anstieg von Druck und Temperatur. 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. Für die Unfallablaufanalyse ist es folglich wichtig, mit möglichst hoher Genauigkeit zu bestimmen, 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.

Bisherige Analysen für deutsche Anlagen im Rahmen von PSA Studien gehen von einem Versagen einer heißen Leitung aus, wobei die Bewertungsmethoden teilweise mit großen Unsicherheiten verbunden sind. Es wird jedoch auch in Betracht gezogen, dass Dampferzeugerheizrohre oder die Druckhalter-Leitung versagen können. Die bisher zu der Fragestellung durchgeführten Analysen basieren in der Regel auf einfachen Abschätzungen.

Exemplarisch wurde eine FE-Berechnung zum Versagenszeitpunkt der Hauptkühlmittelleitung und der Volumenausgleichsleitung im Vergleich zum Reaktordruckbehälter eines DWR vom Typ Konvoi bei einem ausgewählten mit einem Thermohydraulikprogramm berechneten Hochdruck-Kernschmelz-Szenario durchgeführt /ARN 12b/. In diesem Fall ergab sich, dass die Hauptkühlmittelleitung ca. 17 min vor der Druckhalter-Verbindungsleitung versagt und danach erst die Temperatur in der Druckbehälterwand nennenswert ansteigt. Weiterhin ergab sich, dass der Versagenszeitpunkt und der Versagensort in der heißseitigen Hauptkühlmittelleitung wesentlich von Annahmen bezüglich einer möglichen Ausdehnungsbehinderung zum Beispiel infolge einer Blockierung der Dampferzeuger-Auslenkung abhängen. Bei den bisher durchgeführten Analysen wurden jedoch die für eine realistische Einschätzung der Versagenszeiten wesentlichen Kriecheigenschaften nicht berücksichtigt.

International wurde die angesprochene Thematik, welche Komponente eines Kühlkreislafs bei Unfallszenarien zuerst versagt, überwiegend mit vereinfachten Verfahren behandelt, die in dem für Analysen zu Unfallszenarien oft verwendeten thermohydraulischen Rechenprogramm MELCOR enthalten sind (siehe /MEL 00/ und /CAD 94/). Gemäß der von GRS im Rahmen des Vorhabens RS1185 durchgeführten Untersuchungen enthalten die mit vereinfachten Verfahren erzielten Ergebnisse teilweise große Unsicherheiten (siehe /ARN 12a/).

Zur Grenztragfähigkeit geschädigter Dampferzeugerheizrohre wurden vereinfachte methodische Ansätze basierend auf experimentellen und theoretischen Untersuchungen erarbeitet, die für Abschätzungen bei betrieblichen und Störfalllasten herangezogen werden können /AZO 85/. Das Verhalten von Dampferzeugerheizrohren bei Kernschmelz-Szenarien wurde dabei nicht untersucht.

Für deutsche SWR-Anlagen wurden im Rahmen der Erprobung von Methoden zur probabilistischen Sicherheitsanalyse der Stufe 2 Untersuchungen zum Verhalten der Anlagen bei schweren Störfällen durchgeführt (siehe /AZO 98/, /FRE 06/). Dabei wurden

mit vereinfachten Methoden auch Untersuchungen zum Verhalten des RDB-Bodens, angrenzender Rohrleitungen sowie des Sicherheitsbehälters durchgeführt.

Zur Bestimmung der Folgen postulierter auslegungsüberschreitender Erdbebenbelastungen wurden im GRS-Vorhaben RS1197 in Anlehnung an die Ereignisse in Fukushima erste Analysen des Bauwerks- und Komponentenverhaltens eines deutschen Reaktorgebäudes bei erhöhten Erdbebenbelastungen durchgeführt /SIE 14/ (Kapitel 7).

Im Rahmen des Vorhabens RS1198 wurde die Frage nach der Integrität des Brennelementlagerbeckens bei einem Unfallszenario untersucht /STE 14/ (Kapitel 3.2). Dabei wurde eine vereinfachte Analysemethodik basierend auf den schon in der Risikostudie Phase B /GRS 90/ verwendeten Versagenskriterien eingesetzt.

4 Versagenskriterien zur Integritätsbewertung metallischer Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen

Im Allgemeinen versteht man unter dem Versagen technischer Systeme das Verlassen der vorher spezifizierten Funktionseigenschaften und -parameter. Im hier betrachteten Fall ist damit insbesondere der Verlust der strukturellen Integrität gemeint, welche den Austritt von Fluid und Radioaktivität ermöglicht. Versagenskriterien dienen der Bewertung der strukturellen Integrität abhängig von Parametern, wie der Belastung oder der Geometrie. Je nach Formulierung lassen Sie eine direkte Aussage zu, beispielsweise zur Reststandzeit einer Komponente bei gleichbleibender Belastung, oder können zur Bewertung eines zuvor errechneten Materialzustands, beispielsweise in Form des Dehnungstensors, herangezogen werden. Bei transienten Vorgängen ist oft ein zusätzlicher Modellierungsaufwand notwendig, um dem Einfluss der veränderlichen Belastungshistorie gerecht zu werden.

Die vorliegende Betrachtung basiert auf einer klassischen, rein kontinuumsmechanischen Beschreibung, die für die meisten Anwendungen im Bereich der Integritätsbewertung bei auslegungsüberschreitenden Belastungen eine ausreichende Genauigkeit besitzt. Schädigungsmechanische Materialmodelle werden zunächst ausgeklammert.

4.1 Einteilung der Versagensmodi

Im Wesentlichen lassen sich die Einflussgrößen, welche den Versagensmodus und das Versagensverhalten metallischer Komponenten bestimmen, vier übergeordneten Themen zuordnen:

- der mechanischen Belastung
- der thermischen Belastung
- der Geometrie der Komponente
- den Materialeigenschaften des Werkstoffs

Die mechanische Belastung spiegelt sich in den angreifenden Kräften, Momenten und inneren Verspannungen wieder. Neben Vorzeichen und Niveau spielen Zeit-, Ortsabhängigkeit sowie die Spannungsmehrachsigkeit der Belastung, d. h. die Aufteilung auf die Raumdimensionen, eine wesentliche Rolle. Relevant ist ferner das Entlastungsver-

halten, d. h. die Art, mit der sich die Belastung bei Verformung des Bauteils ändert. Während Primärlasten, wie beispielsweise die Gravitation, sich nicht oder kaum ändern, relaxieren Sekundärlasten, wie beispielsweise thermomechanische Verspannungen, mit zunehmender Verformung. Die damit korrespondierenden Versuche an Kleinproben wären entsprechend last- bzw. wegkontrolliert. Daneben sind auch Belastungen möglich, die durch eine positive Rückkopplung progressiv wirken. Der thermischen Belastung lassen sich wegen ihrer skalaren Natur nur die Eigenschaften Niveau und Ortsabhängigkeit zuordnen. Neben Komponentenform und Komponentengröße beeinflussen Randbedingungen in Form von Lagerungen und Ausdehnungsbegrenzungen das Versagensverhalten. Sie bestimmen insbesondere, wie den angreifenden Kräften und Momenten innere Spannungen entgegenstehen. Die Materialeigenschaften des Werkstoffs lassen sich grob in Verformungseigenschaften unter Spannung sowie in Eigenschaften zur Beschreibung der inneren Festigkeit des Materials unterteilen. Die hierbei jeweils relevanten Eigenschaften sind oft spezifisch für die einzelnen Versagensmodi.

Aufgrund der Vielzahl der Einflussfaktoren und Randbedingungen kann eine Einteilung immer nur anhand ausgewählter Dimensionen vorgenommen werden. Angelehnt an /KAS 15/ zeigt Abb. 4.1 eine Einteilung der Versagensmodi von metallischen Komponenten in Leichtwasserreaktoren unter auslegungsüberschreitenden Belastungen in globales Versagen, lokales Versagen und unzulässig große Verformungen.

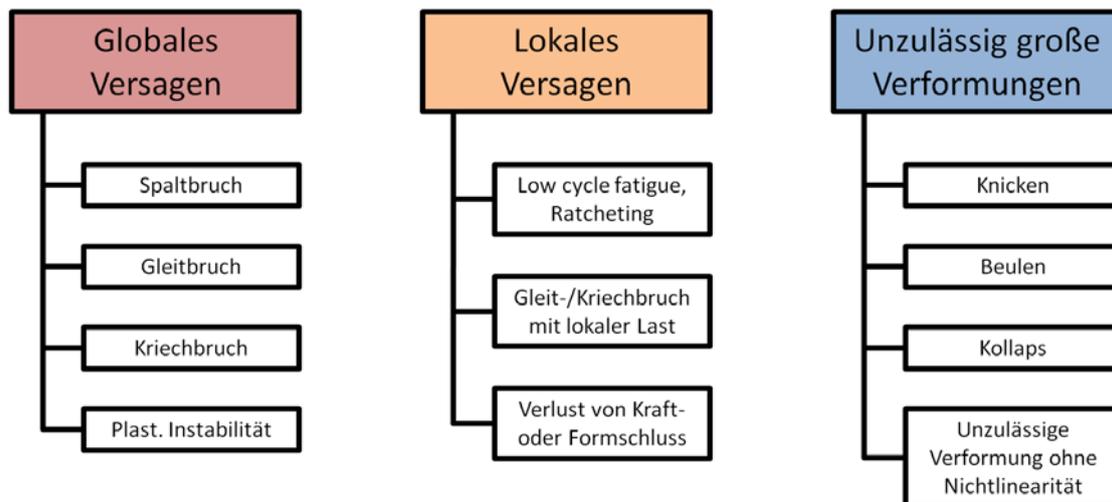


Abb. 4.1 Einteilung der Versagensmodi für auslegungsüberschreitende Belastungen angelehnt an /KAS 15/

Globales Versagen zeichnet sich dabei durch eine Zerstörung der Komponente mit vollständigem Verlust ihrer Integrität, beispielsweise in Form eines Abrisses bzw. eines sich rasch über die gesamte Komponente ausbreitenden Risses, aus. Diesem Überbegriff wird ein Versagen durch Spalt-, Gleit-, Kriechbruch oder plastische Instabilität aufgrund ausreichend großflächig und homogen wirkender Lasten zugeordnet. Lokales Versagen resultiert dagegen in einem Leck beschränkter Größe. Ursache können hier Low Cycle Fatigue bzw. Ratcheting, stark fokussierte Belastungen sowie der Verlust von Kraft- oder Formschluss, beispielsweise an der Dichtung eines Verbindungsflanschs, sein. Zu unzulässig großen Verformungen zählen hauptsächlich die durch nichtlineare Beziehungen zwischen Geometrie und Belastung hervorgerufenen Phänomene Knicken, Beulen und Kollaps. Darüber hinaus kann die Funktion einer Komponente auch ohne ein scharfes Versagen oder Auftreten nichtlinearer Wechselwirkungen, allein durch unzulässige Verformungen über einen akzeptablen Bereich hinaus, verloren gehen. Kommen mehrere Versagensmodi in Betracht, ist es wichtig, die gegenseitige Beeinflussung ausreichend zu berücksichtigen (vgl. /MPA 99/).

Alternativ können die erwähnten Versagensmodi auch spezifischen Stör- und Unfallszenarien zugeordnet werden (Tab. 4.1).

Tab. 4.1 Zuordnung der Versagensmodi zu ausgewählten Stör- und Unfallszenarien

	Spaltbruch	Gleitbruch	Kriechbruch	Plastische Instabilität	Low cycle fatigue, Ratcheting	Gleitbruch mit lokaler Last	Kriechbruch mit lokaler Last	Verlust von Kraft-/Formschluss	Knicken	Beulen	Kollaps	Unzul. große Verformung ohne Nichtlinearität
Kernschmelze	X ¹	X	X	X		X	X	X	X	X	X ¹	X
Erdbeben		X		X ¹	X	X		X	X	X	X	X
Aufprall	X ¹	X		X		X		X	X	X	X	X
Thermoschock	X	X		X		X						

¹ Versagensmodus untypisch, aber grundsätzlich möglich

Im Folgenden soll näher auf einzelne Versagensmodi eingegangen werden. Der Fokus liegt dabei auf den Versagensmodi, die globalem Versagen zugeordnet werden. Lokales Versagen und unzulässig große Verformungen werden in Kapitel 4.6 und 4.7 in verkürzter Form angesprochen.

4.2 Spaltbruch

Spaltbruch stellt auf atomarer Ebene das Lösen der Bindungen zwischen den Atomlagen durch Überschreiten der Spaltbruchspannung dar und führt makroskopisch zu einem verformungsarmen Bruch. Das Versagen kann trans- und interkristallin erfolgen. In der Literatur wird mit Hinblick auf die geringe Verformung auch der Begriff Sprödbruch gebraucht /LAN 83/. Die Neigung zu Spaltbruch ist stark materialabhängig. Materialien mit einer geringen Duktilität neigen zum Spaltbruch, aber auch duktile Materialien können unter bestimmten Bedingungen spröde versagen. Wesentliche Einflussgrößen sind die Temperatur, die Verformungsgeschwindigkeit und die Spannungsmehrachsigkeit. Der Einfluss letzterer ist nicht mit dem Einfluss auf das Porenwachstum beim Gleitbruch (vgl. Kapitel 4.3) zu verwechseln. Durch Schädigungsmechanismen in Folge von Neutronenbestrahlung kann das Material anfälliger für Spaltbruch werden. Im Übergangsbereich zum Gleitbruch kann es zu Mischbrüchen kommen, dabei verformt sich das Material zunächst duktil, bevor der Restquerschnitt durch Spaltbruch versagt.

Im Bereich auslegungsüberschreitender Unfallbelastungen bei Kernschmelz-Szenarien ist dieser Versagensmodus aufgrund der hohen Duktilität des Materials und der hohen Temperaturen von untergeordneter Bedeutung. In einigen Materialien sind jedoch im Hochtemperaturbereich Intervalle mit stark verminderter Duktilität, z. B. aufgrund von Ausscheidungen im Gefüge, möglich.

Da Spaltbruch nur von geringen plastischen Verformungen begleitet wird, werden in der Regel Vergleichsspannungshypothesen als Kriterium für Versagen herangezogen. Dabei hat sich die Hypothese nach Tresca bewährt.

$$\max(|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_1 - \sigma_3|) > R_m \quad (4.1)$$

$\sigma_{1,2,3}$ Hauptspannungen
 R_m Zugfestigkeit

4.3 Gleitbruch

Gleitbruch wird durch Belastungen oberhalb der Fließgrenze verursacht. Diese gehen mit zeitunabhängigen plastischen Deformationen sowie mit Schädigungen in Form von Kornverformungen, Porenbildung an Fremdpartikeln in der Matrix, Porenwachstum und dem Zusammenwachsen der Poren innerhalb der Körner (transkristallin) zu Rissen einher, welche das finale Versagen durch Verlust der inneren Kohäsion einleiten. Die genaue Phänomenologie des Versagens wird in /SCH 96/ beschrieben. Bei geschädigten Korngrenzen (z. B. durch Ausscheidungen oder Korrosion) ist auch ein interkristalliner Bruch möglich. Der in der Literatur ebenfalls verwendete Begriff Zähbruch bezieht sich auf den hohen Grad plastischer Verformbarkeit.

Gleitbruch tritt insbesondere bei mäßigen Temperaturen auf. Unter lastkontrollierten Belastungssituationen bzw. Primärlasten geht Gleitbruch bei ausreichend duktilen Materialien oft ein Versagen durch plastische Instabilität/Einschnürung infolge makroskopischer Verformung (vgl. Kapitel 4.4) voraus.

Da die für Gleitbruch ursächliche Porenbildung stark mit der Dehnung skaliert, haben sich dehnungsbasierte Versagenskriterien für die Bewertung der Integrität etabliert /AZO 95/. Weitere Einflüsse werden bei der Bildung der Versagensdehnung, welche zur Bewertung der Integrität mit dem jeweiligen berechneten Dehnungszustand verglichen wird, berücksichtigt. Zu beachten ist dabei insbesondere, dass die hier verwendete

te lokale Versagensdehnung $\varepsilon_{ef} = dx/dl$ nicht mit makroskopischen Größen, wie der Bruchdehnung $A = \Delta L/L_0$, verwechselt wird. Um eine skalare Vergleichbarkeit zu ermöglichen, wird der lokale Dehnungstensor mit Hilfe einer Vergleichsdehnungshypothese reduziert. In der Literatur wird dazu überwiegend die Vergleichsdehnung nach von-Mises verwendet /SCH 96/.

$$\varepsilon_e = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2} > \varepsilon_{ef}(\dots) \quad (4.2)$$

- ε_e Vergleichsdehnung nach von-Mises
- $\varepsilon_{1,2,3}$ Dehnungen in den Hauptachsenrichtungen
- ε_{ef} Versagensdehnung

Die Mehrachsichtigkeit des Spannungstensors stellt neben der Temperatur den Haupteinfluss auf die Versagensdehnung dar /MCC 68/, /GAR 87/, /OHC 07/. Dieser Einfluss basiert im Wesentlichen auf dem beschleunigten Porenwachstum unter mehrachsiger Belastung. So werden Poren bei einachsiger Belastung überwiegend in eine Richtung elliptisch verformt, während unter mehrachsiger Belastung ein Wachstum in alle Richtungen stattfindet, was das Volumen der Poren rasch vergrößert /WAL 02/. Zur korrekten Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit der Spannungsmehrachsichtigkeit ist darüber hinaus die Nutzung der Integraldarstellung notwendig. Bei ausreichend konstanter Spannungsmehrachsichtigkeit kann darauf jedoch verzichtet und der gegenwärtige Wert repräsentativ angenommen werden /ALV 97/, /MAR 97/.

Ein vergleichbarer Effekt ist auch für das Wachstum von Kriechporen zu beobachten (vgl. Kapitel 4.4). Nicht zu verwechseln ist der Einfluss der Spannungsmehrachsichtigkeit mit der erhöhten Neigung einiger Materialien zum Spaltbruch unter mehraxialer Belastung (vgl. Kapitel 4.2).

Die Mehrachsichtigkeit des Spannungstensors η wird in der Regel mit dem Verhältnis des arithmetischen Mittels der Normalspannungen σ_m zur Vergleichsspannung nach von-Mises σ_e ausgedrückt.

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}} \quad (4.3)$$

Gelegentlich findet auch der alternative Spannungsmehrachsigkeitsfaktor q nach Clausmeyer /CLA 68/ Anwendung.

$$q = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_e}{\sigma_m} \quad (4.4)$$

Die Temperatur hat im Bereich zwischen Raumtemperatur und ca. 400 °C in der Regel nur einen geringen Einfluss. Oberhalb von etwa 400 °C nimmt der Einfluss zu /KRI 04/, insbesondere können sprunghafte Änderungen durch Phasenumwandlungen auftreten /MPA 99/.

Für die Verformungsgeschwindigkeit konnte unterhalb von 10^{-2} 1/s für die meisten Stähle kein wesentlicher Einfluss nachgewiesen werden. Für größere Verformungsgeschwindigkeiten zeigt sich, je nach Untersuchung, ein geringfügiger bis mäßiger Einfluss /ALV 97/, /KRI 04/, /BOR 03/, /JOH 85/.

Der Einfluss der Bauteilgröße wird in der Literatur unterschiedlich bewertet. /SIM 11/ fand bei austenitischen und ferritischen Stählen des Primärkreislaufs einen geringen Größeneinfluss in Form kleinerer Versagensdehnungen bei größeren Bauteilen. /KRI 03/ zeigte, dass für Komponenten aus dem Druckbehälterwerkstoff 22NiMoCr37 ein durchaus signifikanter Zusammenhang besteht. Zur Erklärung des Größeneinflusses werden verschiedene Ursachen vermutet. So skaliert insbesondere das Verformungsverhalten nicht linear mit der Größe. Bei großen Bauteilen kann am Initiierungs-ort kurz vor dem Bruch eine wesentlich größere Spannungsmehrachsigkeit auftreten /SIM 11/. Für große Bauteile ist weiterhin mit zunehmender Materialtiefe ein starker Abfall der Abschreckgeschwindigkeit verbunden, was zu einer inhomogenen Verteilung der Mikrostruktur und damit der Festigkeit und Zähigkeit führt (vgl. /AZO 95/). Eine weitere mögliche Ursache ist der Umstand, dass bei größeren Bauteilen eine stärkere Streubreite von lokalen Bereichen mit vom Mittel abweichenden Versagensdehnungen vorliegt, an deren Minimum der Bruch jeweils auftritt.

Eine Streuung der Versagensdehnung innerhalb von hinsichtlich der Randbedingungen identischen Versuchen mit Material der gleichen Schmelze wurde in /KRI 04/ für den ferritischen Druckbehälterwerkstoff 22NiMoCr37 untersucht. Dabei wurden Abweichungen von ± 35 % festgestellt (Abb. 4.2).

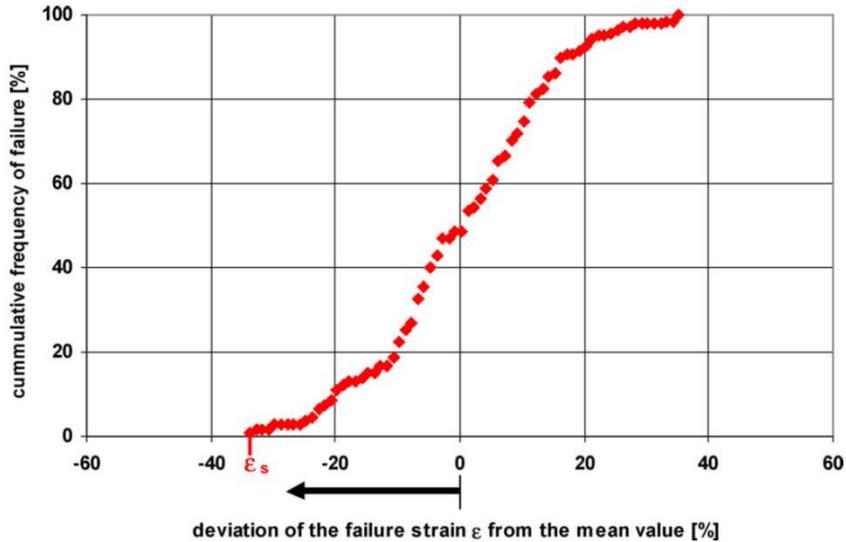


Abb. 4.2 Untersuchung zur Streuung der Versagensdehnung /KRI 03/

Um experimentell ermittelte Versagensdehnungen in Versagenskriterien nutzen zu können, werden die Datenpunkte üblicherweise anhand empirischer und phänomenologischer Ansätze gefittet. Oft wird dabei nur die Spannungsmehrachsigkeit als Haupteinflussfaktor berücksichtigt, da die Einsatztemperatur in vielen Anwendungsbereichen 400 °C nicht übersteigt.

Ein grundlegendes Kriterium wurde anhand von Betrachtungen zum Porenwachstum von Rice und Tracey /RIC 69/, /BON 97/ hergeleitet. Für den einzigen Parameter α existieren halbempirische Abschätzungen basierend auf der initialen und kritischen Porengröße (vgl. /SCH 96/).

$$\varepsilon_{ef} = \alpha * \exp\left(-\frac{2}{3} \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (4.5)$$

Da das Kriterium die Versagensdehnung aufgrund der Nichtbetrachtung der Interaktion zwischen den Poren mehr oder weniger überschätzt, wurde es um einen Parameter β erweitert /SCH 96/, /LOU 12/.

$$\varepsilon_{ef} = \alpha * \exp\left(-\beta \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (4.6)$$

Zur korrekten Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit der Spannungsmehrachsigkeit kann insbesondere bei Implementierung in Rechenprogrammen auf die Integraldarstellung (hier modifiziertes Rice-Tracey-Kriterium) zurückgegriffen werden.

$$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \exp\left(\beta \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) d\varepsilon_e = \alpha \quad (4.7)$$

Tab. 4.2 enthält weitere Ansätze aus der Literatur. Für die Konstanten existieren teils phänomenologische Abschätzungen. Vergleiche zwischen den Ansätzen finden sich für spezifische Materialien in /BAO 04/, /LOU 12/ und /SCH 96/. Dabei zeigte sich, dass sich für unterschiedliche Materialien und Wertebereiche der Spannungsmehrachsigkeit die Ansätze unterschiedlich gut eignen und keine einzelne optimale Darstellungsform besteht. Nur wenige Ansätze, wie der nach Johnson und Cook /JOH 85/, berücksichtigen neben der Spannungsmehrachsigkeit weitere Parameter, wie Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit.

Tab. 4.2 Ansätze zum Fitting der Versagensdehnung

Name	Formel
Equivalent strain ¹	$\varepsilon_{ef} = C$
Cockroft-Latham ²	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \sigma_1 d\varepsilon_e = C$
Cockroft-Latham-Oh ^{1,2}	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \frac{\sigma_1}{\sigma_e} d\varepsilon_e = C$
Oyane-Sato ²	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \left[\frac{\sigma_m}{\sigma_e} + C_1 \right] d\varepsilon_e = C_2$
Ko-Huh ²	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \frac{\sigma_1}{\sigma_e} \left(\left\langle 1 + 3 \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right\rangle \right) d\varepsilon_e = C_1$ $\langle x \rangle = x$ wenn $x \geq 0$, 0 wenn $x < 0$
Lou ²	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \left(\frac{2\tau_{max}}{\sigma_e} \right)^{C_1} \left(\frac{1}{2} \left\langle 1 + 3 \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right\rangle \right)^{C_2} d\varepsilon_e = C_3$ $\langle x \rangle = x$ wenn $x \geq 0$, 0 wenn $x < 0$ mit τ_{max} maximale Scherspannung
Shockey ^{1,3}	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} d\varepsilon_e = C$
Clift ^{1,2}	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \sigma_e d\varepsilon_e = C$
Brozzo ^{1,2}	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_m)} d\varepsilon_e = C$
General Rice-Tracey ¹	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \left[0.558 * \sinh \left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right) + 0.008\nu * \cosh \left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right) \right] d\varepsilon_e = C$
LeRoy ¹	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} (\sigma_1 - \sigma_m) d\varepsilon_e = C$
Tai ³	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} 0.434 + 0.6 \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right)^2 d\varepsilon_e = C$
McClintock ¹	$\int_0^{\varepsilon_{ef}} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1 - C_1)} \sinh \left(\frac{\sqrt{3}}{2(1 - C_1)} \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\sigma_e} \right) + \frac{3}{4} \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_e} \right] d\varepsilon_e = C_2$
Johnson-Cook ⁴	$\varepsilon_{ef} = [C_1 + C_2 \exp(C_3 \sigma_e)] [1 + C_4 \ln(\dot{\varepsilon}_e)] [1 + C_5 T]$ mit Temperatur T

¹ vgl. /BAO 04/

² vgl. /LOU 12/

³ vgl. /SCH 96/

⁴ vgl. /JOH 85/

4.4 Plastische Instabilität

Plastische Instabilität ist eine häufige Form des Versagens unter (zugförmigen) Primärlasten bzw. lastkontrollierten Situationen. Der Mechanismus basiert dabei nicht auf dem Verlust der inneren Kohäsion des Materials, etwa durch Porenbildung, sondern auf einer mit einer Einschnürung verbundenen prinzipiellen makroskopischen Instabilität durch die Berücksichtigung von Termen höherer Ordnung /SWI 52/.

Das Prinzip des Versagensvorgangs kann anhand des einachsigen lastgesteuerten Zugversuchs und des dazugehörigen technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms (Abb. 4.3) gut verdeutlicht werden.

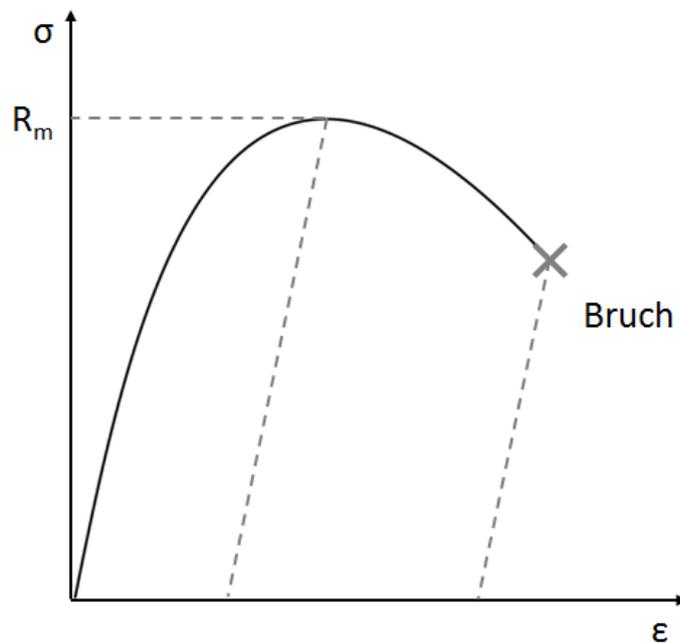


Abb. 4.3 Schematische Darstellung eines technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms

Im technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm werden die Werte für die Spannungen und Dehnungen auf den Ursprungsquerschnitt bezogen, daher ist die hier aufgetragene technische Spannung direkt proportional zur äußeren Last. Diese Last kann gesteigert werden, bis die technische Spannung die Zugfestigkeit R_m erreicht. Bei einer Erhöhung darüber hinaus kann kein Gleichgewicht mehr zwischen äußeren und inneren Kräften hergestellt werden. Der Scheitelpunkt der Kurve markiert den Übergang zur Instabilität. Spätestens hier setzt eine Einschnürung des Materials ein. Das Durchlaufen des abfallenden Astes bis zur Versagensdehnung und dem Restgleitbruch kann mangels Kräftegleichgewicht nicht mehr mit quasistatischen Methoden beschrieben werden

und verläuft dynamisch und innerhalb kürzester Zeit. Auch für eine quasistatische FE-Modellierung existiert ab dem Scheitelpunkt keine Lösung mehr.

Plastische Instabilität ist demnach kein Versagensmodus im engeren Sinne, sondern markiert den Beginn des Übergangs in die dynamische Phase, auf die ein Versagen durch (Rest-)Gleitbruch unmittelbar folgt. Notwendig für ein Versagen aufgrund plastischer Instabilität ist eine steigende zugförmige Primärlast oder alternativ eine durch Temperaturanstieg sinkende Festigkeit des Materials.

/JUF 84/ enthält eine mathematische Ableitung eines Kriteriums für den einaxialen und mehraxialen Fall. Für den einaxialen Fall wird zunächst der Extremwert der Last P gesucht, indem die nichttriviale Nullstelle der Ableitung bestimmt wird. Eine Änderung der Last P kann entweder durch Veränderung der Fläche A oder Veränderung der Normalspannung innerhalb des Materials erfolgen.

$$dP = \sigma dA + Ad\sigma = 0 \quad (4.8)$$

Inkompressibilität vorausgesetzt gilt gemäß Volumenerhaltung mit Länge L:

$$\frac{dA}{A} = -\frac{dL}{L} = -d\varepsilon \quad (4.9)$$

Nach Einsetzen ergibt sich folgende Differentialgleichung:

$$\sigma(\varepsilon_{ef}) = \left[\frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right]_{\varepsilon=\varepsilon_{ef}} \quad (4.10)$$

Durch Einsetzen einer Spannungs-Dehnungs-Korrelation kann nun die entsprechende Versagensdehnung ermittelt werden. Für den mehraxialen Fall gilt nach /JUF 84/:

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{\sigma_e} \frac{d\sigma_e}{d\varepsilon_e} \quad (4.11)$$

Dabei ist Z eine Subtangente, für die Einzellösungen existieren /JUF 84/. Eine rein analytische allgemeine Behandlung plastischer Instabilität ist nicht möglich /SWI 52/, /DAN 88/.

In der Praxis kann die Divergenz der numerischen FE-Rechnung nach stark asymptotisch ansteigender Deformation in Verbindung mit einer ausreichend kleinen Schrittweite als Indiz für Versagen gewertet werden /CHA 94/. Wichtig ist dabei, dass die Rechnung geometrisch nichtlinear erfolgt, da sonst beliebige Dehnungen ohne Rückwirkung der Querschnittsabnahme auf die Spannung erreicht werden können.

Das Kriterium ist eine Funktion lediglich des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Werkstoffs und bedarf keiner weiteren Materialdaten /SWI 52/. Im einaxialen Fall ist das Kriterium äquivalent zum Überschreiten der Zugfestigkeit R_m .

$$\sigma_1 > R_m \quad (4.12)$$

Im Falle mehrachsiger Belastungen können Fließbedingungen näherungsweise auf Versagen angewandt werden, so z. B. die Fließbedingung nach Tresca (vgl. /JUF 84/).

$$\max(|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_1 - \sigma_3|) > R_m \quad (4.13)$$

Zu beachten ist, dass in seltenen Fällen auch bei Primärlasten bzw. lastkontrollierten Situationen ein Gleitbruch (vgl. Kapitel 4.3) noch vor plastischer Instabilität möglich ist, insbesondere bei hoher Spannungsmehrachsigkeit oder wenig duktilen Materialien /MAR 97/.

Plastische Instabilität hängt mit dem Phänomen der Einschnürung zusammen, ist damit jedoch nicht gleichzusetzen. Einschnürung kann sowohl bei Primärlasten bzw. lastkontrollierten Belastungen als auch bei Sekundärlasten bzw. wegkontrollierten Belastungen auftreten und beginnt an geometrischen Diskontinuitäten und Fehlern bereits vor der oben beschriebenen Instabilität bei Gleichmaßdehnungen zwischen 10 % und 50 %. Treibende Kraft ist die positive Rückkopplung zwischen Spannung bzw. Verformungsverhalten und Querschnitt. Spätestens beim Erreichen der oben beschriebenen Instabilität setzt eine finale Einschnürung ein und die weitere Verformung konzentriert sich auf diesen Bereich.

4.5 Kriechbruch

4.5.1 Phänomenologie des (Kurzzeit-)kriechens

Kriechverformung stellt einen zeit-, temperatur- und spannungsabhängigen Prozess dar, der ab einer homologen Temperatur T/T_m von etwa 0,4 (mit T_m = Schmelztemperatur) abläuft und auch bei Belastungen unterhalb der Warmstreckgrenze irreversible Verformungen hervorruft. Mikromechanisch sind dafür Diffusionsprozesse, Versetzungskriechen und Versetzungsgleiten verantwortlich. Der Prozess der Kriechverformung kann in drei Stadien unterteilt werden: dem zeitlich degressiven Primärkriechen, dem Sekundärkriechen mit konstanter Dehnrates und dem progressiven Tertiärkriechen. Während bis zum Sekundärkriechen hauptsächlich eine Verformung des Materials zu beobachten ist, wird das Tertiärkriechen durch äußere und innere Schädigungsmechanismen hervorgerufen, die überwiegend erst bei fortgeschrittener Verformung auftreten. Kriechbruch wird daher einerseits durch die Gesetzmäßigkeiten zur Beschreibung der Entwicklung der Verformung und andererseits durch die Gesetzmäßigkeiten zur Beschreibung der damit verbundene Entwicklung der inneren und äußeren Schädigung determiniert /ROE 12/, /ASH 84/.

Der Großteil technischer Anwendungen von Berechnungen zur Kriechverformung sind Lebensdauerabschätzungen von Komponenten im Bereich $> 10^4$ h, beispielsweise für Energiewandlungsmaschinen. Demgegenüber können Belastungen von druckführenden Komponenten in Kernschmelz-Szenarien innerhalb von wenigen Minuten bis Stunden zu großen viskoplastischen Verformungen bis hin zum Versagen der Komponente führen. Um diesen bisher wenig betrachteten Bereich der Modellierung zugänglich zu machen, werden im Folgenden die wesentlichen Kriechdeformations- und Kriechschädigungsphänomene diskutiert und Überlegungen zur Relevanz im Kurzzeitbereich angestellt. /ROE 12/ enthält hierzu idealisierte materialunabhängige Diagramme, in denen einem normierten Last- und Temperaturbereich die jeweils dominanten Verformungs- und Bruchmechanismen zugeordnet sind (Abb. 4.4, Abb. 4.5.). /ASH 84/ sowie /YAO 07/ enthalten alternative Verformungsmechanismen- und Bruchmechanismen-Diagramme, in denen die Mechanismen anderen Parametern, wie der Versagensdehnung, der Verformungsgeschwindigkeit, dem Kriechexponenten oder Kennzahlen, welche sich aus den vorgenannten ableiten, zugeordnet sind.

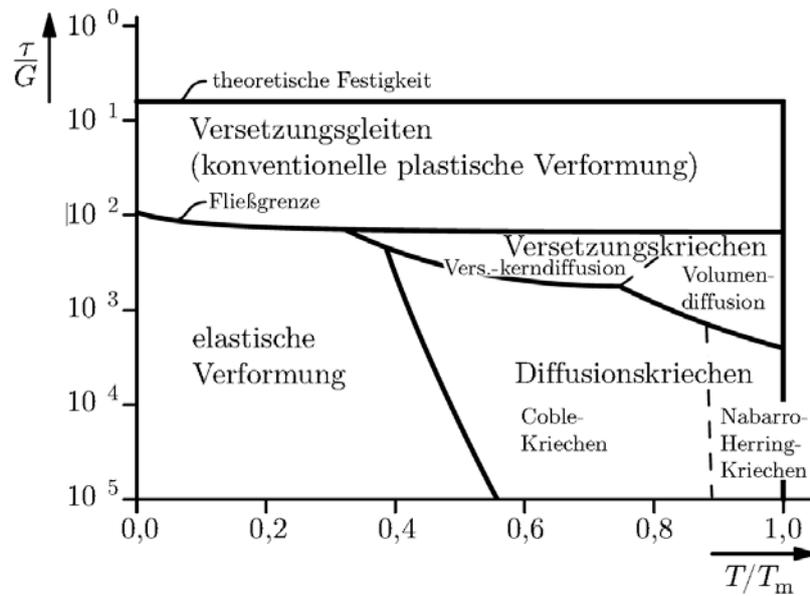


Abb. 4.4 Idealisiertes Verformungsmechanismen-Diagramm /ROE 12/

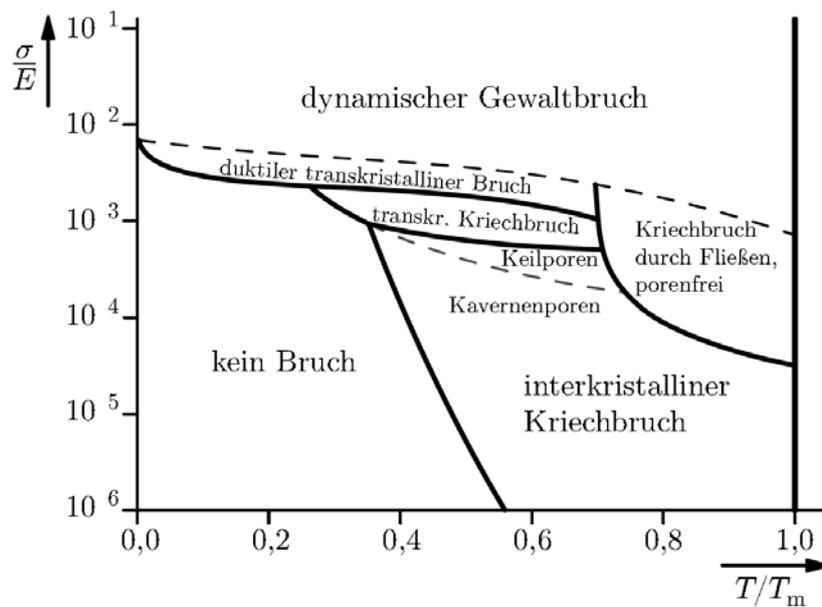


Abb. 4.5 Idealisiertes Bruchmechanismen-Diagramm /ROE 12/

Bei hohen Temperaturen führt Diffusion als eigenständiger Prozess in Form von Volumendiffusion (Nabarro-Herring-Kriechen) und Korngrenzendiffusion (Coble-Kriechen) zu signifikanter Verformung. Die Prozesse skalieren schwach mit der Spannung und dominieren unterhalb etwa 20 – 40 % der Fließspannung (vgl. Abb. 4.4 rechts unten, /YAO 07/, /XUQ 13/). Diffusionskriechen verliert bei großen Verformungsgeschwindigkeiten stark an Bedeutung gegenüber anderen Prozessen. Es ist daher bei Lebensdauerbetrachtungen der dominierende Prozess und Gegenstand des Großteils der Forschungsarbeiten zum Thema Kriechen, im Bereich des Kurzzeitkriechens jedoch

weniger relevant. Diffusionskriechen wird nach einer gewissen Verformung durch die Bildung und das Wachstum von Kavernenporen an den Korngrenzen begleitet. Das Versagen findet in der Regel in Form eines verformungsarmen interkristallinen Bruchs statt, welcher in der Literatur mit dem Begriff Kriechbruch oft gleichgesetzt wird (vgl. Abb. 4.5 rechts unten, /ROE 12/, /MPA 99/, /YAO 07/, /YAT 00/).

Korngrenzengleiten bezeichnet die Bewegung der einzelnen Körner gegeneinander (nicht in Abb. 4.4 enthalten). Der Anteil dieses Prozesses an der Gesamtverformung ist für Metalle in allen Belastungssituationen in der Regel gering, spielt aber eine wichtige Rolle beim Ausgleich interner Verspannungen. Der Spannungsexponent liegt moderat zwischen 2 und 3 und damit geringfügig über dem des Diffusionskriechens /ROE 12/. Korngrenzengleiten ruft an den Punkten, an denen sich drei Korngrenzen treffen, sogenannte Keilporen hervor (vgl. Abb. 4.5 Mitte oben). Dort kommt es zu einer starken Spannungsüberhöhung, die bei Überschreiten der Spaltfestigkeit zum Aufreißen führen kann. Korngrenzengleiten ist nur durch Diffusion sehr vieler Matrixatome möglich und hat daher bei großen Verformungsgeschwindigkeiten ebenfalls eine geringe Bedeutung /ASH 84/.

Versetzungskriechen basiert auf den gleichen Mechanismen wie duktile Verformung bei niedriger Temperatur. Anstelle einer Erhöhung der Spannung zur Überwindung eines Hindernisses wird dieses durch die thermisch aktivierte Anlagerung und Aussendung von Leerstellen per Volumen- oder Versetzungskerndiffusion überwunden. Versetzungskriechen ist weiterhin für die Ausprägung des Primärkriechens verantwortlich, indem sich zunächst die Zahl der Versetzungen im Material erhöht, was zu einer gewissen Verfestigung führt, bis beim Übergang zum Sekundärkriechen sich die Zahl der neu entstehenden Versetzungen mit den nun ebenfalls immer stärker ablaufenden Anihilierungsvorgängen (z. B. durch Klettern) die Waage hält /AZO 95/, /ROE 12/. Basierend auf phänomenologischen Überlegungen entwickelte /ROE 12/ zur Beschreibung der Verformungsrate folgenden Zusammenhang:

$$\dot{\epsilon} = \frac{A\sigma^3}{kT} D_0 \exp\left(-\frac{Q_B + Q_W}{kT}\right) \quad (4.14)$$

- A materialspezifische Konstante
- k Boltzmannkonstante
- T Temperatur
- D₀ Diffusionskoeffizient
- Q_{B,W} Aktivierungsenergien

In der Praxis beobachtete Spannungsexponenten liegen aufgrund zusätzlicher Effekte typischerweise im Bereich 3 bis 8. Aufgrund der stark überproportionalen Skalierung mit der Spannung dominiert Versetzungskriechen insbesondere bei hohen Spannungen im Bereich $> 50\%$ der Fließspannung bis in die Nähe der Warmstreckgrenze (vgl. Abb. 4.4 rechts halbhoch, /YAO 07/, /AZO 95/). Versetzungskriechen wird ab einem bestimmten Verformungsgrad vom sogenannten plastifizierungskontrollierten Porenwachstum als Schädigungsmechanismus innerhalb des Materials begleitet. Dabei ist sowohl interkristallines als auch transkristallines Porenwachstum möglich. Bei mäßiger langandauernder Belastung wachsen insbesondere die durch vorherige Diffusionsprozesse an den Korngrenzen gebildeten Poren bis zum interkristallinen Bruch. Bei höheren Spannungen ist ein transkristalliner Bruch analog dem Gleitbruch möglich (vgl. Abb. 4.5 Mitte oben). Die Phänomenologie ist dabei identisch mit dem Porenwachstum bei rein duktiler Verformung (vgl. Kapitel 4.3). Ähnlich wie dort und anders als bei interkristallinem Porenwachstum sind in diesem Fall vor dem Verlust der inneren Festigkeit, große Verformungen möglich /XUQ 13/, /ROE 12/. Dieser Belastungsbereich tritt typischerweise bei auslegungüberschreitenden Belastungen in Kernschmelz-Szenarien auf.

Bei sehr hohen Spannungen und sehr hohen Temperaturen kann eine Porenbildung auch vollständig ausbleiben (vgl. Abb. 4.5 rechts oben, /ASH 84/, /MPA 16/).

Erlaubt die Art der Schädigung wie bei dem zuvor beschriebenen interkristallinen Porenwachstum eine große Verformung, erfolgt die Einleitung des Versagensprozesses, ähnlich wie beim Gleitbruch, oft noch vor dem Verlust der inneren Kohäsion durch makroskopische Gestaltänderung. Dabei nimmt der tragende Querschnitt unter Zug ab und erhöht die Spannung, welche sich bei konstanter oder progressiver Belastung wiederum positiv rückkoppelnd auf die Dehnrage auswirkt. Dieser makroskopische Schädigungsprozess tritt anders als die mit Porenbildung verbundenen Schädigungsprozesse bereits zu Beginn der Kriechverformung auf. /ASH 84/ unterscheidet eine makroskopische Verformung mit und ohne Einschnürung. Unterbleibt eine Einschnürung, kann das Material bis zu einem beliebig kleinen Querschnitt mit unendlich kleiner Versagensdehnung gedehnt werden, was nach /BUR 75/ nur für Materialien mit linearer Viskosität möglich ist. Insbesondere Metalle zeigen jedoch in der Regel eine ausgeprägte Einschnürung. Anders als die in Kapitel 4.4 beschriebene Einschnürung tritt diese nicht instantan durch plastische Deformation, sondern zeitabhängig durch Kriechdeformation bei Spannungen unterhalb der Zugfestigkeit auf. Das finale Versagen kann nach hinreichender makroskopischen Verformung auch durch andere Modi, wie Gleitbruch

(Abb. 4.5 oben, vgl. Kapitel 4.3) oder plastische Instabilität (Abb. 4.5 oben, bezeichnet als dynamischer Gewaltbruch, vgl. Kapitel 4.4) eingeleitet werden /YAO 07/, /ASH 84/, /SPI 04/. Die Versagenszeit wird dennoch im Wesentlichen durch den vorangegangenen Prozess der makroskopischen Gestaltänderung bestimmt /DAN 88/, /MPA 16/.

/ASH 84/ gibt eine Reihe weiterer Schädigungsmechanismen an, die im Rahmen von Kriechverformung auftreten können. So können Sekundärphasen, welche zur Erhöhung der Kriechfestigkeit in die Metalle eingebracht wurden, durch thermische Alterung vergrößern. Der Effekt ist allerdings meist gering und tritt eher bei geringen Spannungen und interkristallinen Schädigungen auf. Hochtemperaturwerkstoffe, wie Nickelbasislegierungen, können während des Kriechvorgangs ihre Mikrostruktur ändern. Die genauen Prozesse sind in /ASH 84/ und /ROE 12/ beschrieben. Schädigungen durch bereits im Material befindliche Makrorisse sowie interne und externe Oxidation können ebenfalls das Versagensverhalten beeinflussen. Eine in /YAO 07/ beschriebene Schädigung durch sogenanntes Constraint-Porenwachstum tritt nur bei uneinheitlicher Deformation, insbesondere im Bereich niedriger Spannungen, auf.

Insgesamt kann die typische Versagensphänomenologie bei Kernschmelz-Szenarien exemplarisch anhand des 1988 durch die Materialprüfungsanstalt Stuttgart durchgeführten maßstäblichen Großversuchs /MPA 88/ veranschaulicht werden. Dabei wurde ein Rohr mit Durchmesser DN700, welches einem Teil der Hauptkühlmittelleitung nachempfunden war, durch Luftdruck bei 16,1 MPa und induktive Beheizung Belastungen ausgesetzt, wie sie typischerweise bei Kernschmelz-Szenarien auftreten (vgl. Versuchsbeschreibung in Kapitel 6.1). Eine signifikante Kriechverformung sowie das darauf folgende Versagen fanden im Temperaturbereich um ca. 700 °C statt. In unverformtem Zustand lastet auf der Rohrwand eine Tangentialspannung von etwa 130 MPa, die sich mit der Dehnung und der Aufblähung des Rohrs gegen Ende des Versuchs vergrößert. Der Elastizitätsmodul des ferritischen Stahls 20MnMoNi5-5 beträgt in diesem Temperaturbereich ca. 75 GPa, die Schmelztemperatur des Materials liegt um ca. 1500 °C. Die homologe Temperatur T/T_m mit T, T_m in [K] beträgt somit etwa 0,55, die relative Last $\sigma/E \approx \tau/G$ zu Beginn der Verformung etwa $1,7e-3$. Nach Abb. 4.4 und Berücksichtigung der Abhängigkeit der Mechanismen von der Verformungsgeschwindigkeit findet somit überwiegend Versetzungskriechen statt. Insbesondere aufgrund der mit der Aufblähung wachsenden Spannung und der mit der Temperatur sinkenden Festigkeit findet parallel zum Versetzungskriechen auch Versetzungsgleiten, d. h. klassische duktile Verformung, statt. Die beiden Verfor-

mungsmechanismen sind in diesem Bereich weder theoretisch noch experimentell sauber voneinander zu trennen /AZO 95/.

Nach Abb. 4.5 ist im beschriebenen Fall ein transkristalliner Bruch zu erwarten. Kurzzeitstandversuche an Kleinproben des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 in /MPA 99/ und /MPA 05/ zeigen in diesem Belastungsbereich für den Kriechbruch dieselbe duktile Wabenstruktur wie beim Gleitbruch im Warmzugversuch. Eine interkristalline Schädigung wurde dagegen nur bei sehr geringen Lasten und sehr hoher Temperatur beobachtet. Aufgrund der Lastsituation ist weiterhin vor dem finalen Versagen durch transkristallinen Bruch ein Versagen durch makroskopische Gestaltänderung wahrscheinlich. Darauf deuten die in /MPA 99/ an Proben beobachteten großen Bruch-einschnürungen (vgl. Kapitel 4.8) hin. Auch bestätigen Beobachtungen bei Durchführung des Großversuchs /MPA 88/ diese Vermutung. Die letzte Messung der Wegaufnehmer vor der Zerstörung zeigten eine Aufblähung und damit korrespondierende Dehnung von ca. 38 %, während am zerstörten Prüfkörper durch Messungen der verbleibenden Materialdicke eine lokale Dehnung von 86 % ermittelt wurde. Das Rohr blähte sich daher vermutlich durch Versetzungskriechen und Anteilen duktiler Verformung auf, woraufhin sich eine oder mehrere lokale (Kriech-)Einschnürungen bildeten bis der Punkt plastischer Instabilität erreicht wurde und nach der anschließenden dynamischen Phase eine Materialauftrennung durch transkristallinen Restbruch folgte.

4.5.2 Modellierung

Zur Modellierung der Verformung, z. B. in FE-Programmen, muss auf eine funktionale Form zurückgegriffen werden, die alle gleichzeitig stattfindenden mikroskopischen Verformungsprozesse ausreichend genau abbildet und in einer Formulierung vereint. Die zeitabhängigen und zeitunabhängigen Anteile werden in den meisten Modellansätzen getrennt betrachtet. Die zeitunabhängigen Anteile werden dabei üblicherweise durch eine Spannungs-Dehnungs-Beziehung repräsentiert. Geht man von einer Deformation allein durch Versetzungskriechen aus, ist eine Modellierung der zeitabhängigen Anteile, angelehnt an Gleichung 4.14, durch folgenden Zusammenhang nach Norton möglich:

$$\dot{\epsilon} = C_1 * \sigma^{C_2} * \exp\left(-\frac{C_3}{T}\right) \quad (4.15)$$

Zur exakteren Anpassung an die real beobachteten Verformungen können die Parameter temperatur- und spannungsabhängig gestaltet werden. Bewegen sich Spannung und Temperatur nur innerhalb eines engen Intervalls, können die Abhängigkeiten vernachlässigt werden. In einigen FE-Programmen ist eine bezüglich der Temperatur abschnittsweise Modellierung üblich. Neben dem phänomenologisch begründeten Ansatz nach Norton existieren zahlreiche weitere Formulierungen zur Darstellung der Dehnrates.

In /MPA 05/ wurde ein komplexer viskoplastischer Ansatz gewählt, um auch die Auswirkungen des Porenwachstums auf die effektive Spannung zu berücksichtigen. Das Materialmodell zeigte gute Übereinstimmungen mit den Experimenten. Insbesondere bei Berechnungen der Versagenszeit kann der Einfluss des Porenwachstums jedoch in erster Näherung vernachlässigt werden, da im hier betrachteten Anwendungsfall bis zum Einsetzen signifikanter makroskopischer Gestaltänderung allenfalls ein mäßiges Porenwachstum stattgefunden hat.

Viele Stähle zeigen oberhalb von etwa 700 °C Phasenumwandlungen, die sowohl das Werkstoffverhalten beeinflussen als auch zusätzliche Umwandlungsspannungen hervorrufen können. In diesem Bereich endet die Wirksamkeit zahlreicher Verfestigungsmechanismen, sodass oft ein Steilabfall der duktilen und Kriechfestigkeit zu beobachten ist (vgl. /MPA 99/).

Bei der experimentellen Ermittlung von Materialdaten in /MPA 91/, /MPA 99/, /MPA 05/ wurde für den ferritischen Werkstoff 20MnMoNi5-5 nur ein gering ausgeprägter Primärbereich beobachtet. Ursache ist vermutlich, dass dieser Bereich bereits im Zuge der Lastaufbringung durchschritten wurde und somit auch im Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang des Warmzugversuchs enthalten ist /AZO 95/.

Tertiäres Kriechen wird bei schneller Verformung überwiegend durch makroskopische Gestaltänderung getragen. So zeigen spannungskontrollierte Versuche zum Kurzzeitkriechen in /MPA 99/ einen kaum ausgeprägten Tertiärbereich. Tertiäres Kriechen muss daher bei den hier betrachteten Zeiträumen nicht im Materialmodell betrachtet werden und kann allein mit der Theorie großer Verformungen abgebildet werden. In Verbindung mit dem bereits im Spannungs-Dehnungs-Diagramm enthaltenen Primärbereich kann die Modellierung der Kriechverformung somit insgesamt auf den Sekundärbereich beschränkt werden.

Eine Herleitung der Kriechdehnrate aus der Mikrostruktur ist im Allgemeinen nicht möglich. Die funktionalen Zusammenhänge müssen empirisch durch Versuche ermittelt werden. Eine Extrapolation aus Daten, die ursprünglich für Langzeitkriechen ermittelt wurden, ist aufgrund der abweichenden Verformungs- und Schädigungsmechanismen schwierig. Eine weitere Unsicherheit ergibt sich aus der Übertragbarkeit der Probe auf den wirklichen Materialzustand der Komponente, da die Proben nicht immer zerstörend aus Komponenten entnommen werden können. Die Dicke der Komponenten und der unvermeidbare Temperaturgradient bei Wärmebehandlungen und Abschrecken führen zu einem inhomogenen Gefüge mit unterschiedlichen Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften. Nähere Erläuterungen zur Mikrostruktur in Komponenten der druckführenden Umschließung finden sich in /AZO 95/.

Im Folgenden sollen die in der Literatur verfügbaren Versagenskriterien, welche meist für Lebensdauerbetrachtungen entwickelt wurden, dargestellt und auf Verwendbarkeit im hier betrachteten Anwendungsfall diskutiert werden. Die Kriterien lassen sich in zeitbasierte Kriterien und dehnungsbasierte Kriterien für Kriechbruch gliedern. Darüber hinaus gibt es einzelne Kriterien zur Vorhersage des Beginns von (Kriech-)Einschnürung.

Zeitbasierte Kriterien lassen sich ohne vorgeschaltete Errechnung des Dehnungszustands direkt zur Vorhersage der Versagenszeit verwenden und folgen meist empirischen oder halbempirischen Gesetzmäßigkeiten. Oft zielen diese darauf ab, mit möglichst geringer Datenbasis eine breite Anwendbarkeit zu erlauben.

Eine erste Gruppe von zeitbasierten Kriterien stellen ingenieurmäßige Parameter, wie z. B. der Parameter P_{LM} nach Larson-Miller /LAR 52/ mit Kriechbruchzeit t_B [h], Temperatur T [K] und der Materialkonstante C dar:

$$t_B = 10^{\left[\frac{P_{LM}}{T} - C\right]} \quad (4.16)$$

Hintergrund ist die Beobachtung, dass die einzelnen diffusionskontrollierten Kriechprozesse jeweils einer Arrhenius-Funktion bezüglich der Temperatur folgen. Die Materialkonstante C liegt für Lebensdauerbetrachtungen von Komponenten aus Eisen-, Nickel- und Kobaltwerkstoffen bei ungefähr 20. Der Larson-Miller-Parameter (LMP) selbst kann wiederum spannungsabhängig gestaltet werden. Dazu sind mehrere Möglichkeiten funktionaler Anpassungen verbreitet, z. B.:

$$P_{LM} = a_1 + a_2 * \log(\sigma) \quad (4.17)$$

$$P_{LM} = a_1 + \sqrt{a_2 + a_3 * \log(\sigma)} \quad (4.18)$$

Alternativ ist, komponentenspezifisch, eine Abhängigkeit von äußeren Lasten möglich. Um auch transiente Lasten bewerten zu können, werden ingenieurmäßige Parameter üblicherweise mit linearen Schadensakkumulationshypothesen kombiniert. Ein Versagen tritt dabei ein, wenn $D = 1$ erreicht ist.

$$D = \sum \frac{\Delta t}{t_B(T, \sigma)} \quad (4.19)$$

D	Schädigungsparameter
Δt	Zeitschrittweite
t_B	Versagenszeit

Die beispielhaft durchgeführte Bestimmung von LMP ist in Kapitel 5.3.4 beschrieben. Derartige Parameter stoßen an Grenzen, wenn sie weite Bereiche mit verschiedenen dominanten Kriechmechanismen abbilden müssen. In /SAN 15/ wurden daher bereichsweise abweichende Formulierungen für P_{LM} verwendet. Der Komplexität des Kriechprozesses, insbesondere der geometrischen und werkstofftechnischen Nichtlinearitäten sowie möglicher Interaktion mit plastischer Verformung bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze, werden derartige Formulierungen nur näherungsweise gerecht, sie haben sich jedoch für einfache analytische Abschätzungen bewährt. Ähnliche Parameter wurden durch Manson-Haferd, Sherby-Dorn und Manson-Brown aufgestellt /CHA 94/, /MAN 53/, /ENO 08/.

Dem Ansatz nach Wilshire /WIL 08/ liegt die Idee zugrunde, dass die Verformung von der Höhe der Spannung in Bezug zur Fließgrenze für die jeweilige Temperatur abhängt. Damit lassen sich insbesondere versetzungsorientierte Kriechprozesse gut beschreiben /MPA 16/.

$$\frac{\sigma}{R_m} = \exp \left[-k_1 * \left[t_B * \exp \left(\frac{-Q_c}{RT} \right) \right]^u \right] \quad (4.20)$$

Die Aktivierungsenergie Q_c kann aus der minimalen Kriechgeschwindigkeit ermittelt werden. Für ferritische Werkstoffe wurde ein Wert von 300kJ/mol vorgeschlagen. Die Parameter k_1 und u können nach zweifachem Logarithmieren der Gleichung durch Regression basierend auf Versuchsdaten bestimmt werden. R bezeichnet die Gaskonstante, R_m die Zugfestigkeit. /WIL 08/ zeigte, dass die Übereinstimmung zwischen Nachrechnungen und Messwerten im Bereich 10^2 - 10^3 h besser war als im Langzeitbereich darüber. Ob diese Aussage auch für den Bereich < 1 h gilt, ist bisher nicht untersucht worden.

Der Ansatz nach Monkman-Grant /MON 56/ sowie die Omega-Methode /CLE 05/, /PRA 95/, /PRA 00/ führen die Versagenszeit auf die minimale oder durchschnittliche Kriechgeschwindigkeit zurück. Dadurch können insbesondere die Effekte des primären und/oder tertiären Kriechens sowie die bei längeren Standzeiten kleineren Versagensdehnungen berücksichtigt werden. Eine Bewertung der Ansätze erfolgte in /LIN 14/.

Dehnungsbasierte Kriterien berücksichtigen, analog zum Gleitbruch, den Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf Schädigungsmechanismen, die auf Porenwachstum basieren, indem die mehraxiale (Kriech-)Versagensdehnung zu der einaxialen (Kriech-)Versagensdehnung in Bezug gesetzt wird. Ein weit verbreitetes Kriterium wurde von Cocks und Ashby /COC 80/ hergeleitet:

$$\frac{\varepsilon_f^*}{\varepsilon_f} = \sinh \left[\frac{2}{3} \left(\frac{n-0.5}{n+0.5} \right) \right] / \left[2 \left(\frac{n-0.5}{n+0.5} \right) \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right] \quad (4.21)$$

- ε_f^* Mehraxiale Versagensdehnung
- ε_f Einaxiale Versagensdehnung
- n Spannungsexponent des Kriechgesetzes

Weitere Kriterien finden sich in der Literatur /XUQ 13/, /YAT 00/, /YAO 07/, /SPI 94/, wobei die Zusammenhänge oft einem einzelnen Kriechmechanismus und damit einem spezifischen Gültigkeitsbereich bezüglich Spannung und Temperatur zugeordnet sind. Für plastifizierungskontrolliertes Porenwachstum können auch die Zusammenhänge, welche für Gleitbruch Anwendung finden, herangezogen werden (vgl. Tab. 4.2), insbesondere das Kriterium nach Rice und Tracey /RIC 69/, /YAO 07/, /SPI 04/. Das Porenwachstum aufgrund von Diffusion und andere zusätzliche zeitabhängige Prozesse werden dabei vernachlässigt.

$$\frac{\varepsilon_f^*}{\varepsilon_f} = \frac{0,521}{\sinh\left(\frac{3\sigma_m}{4\sigma_e}\right)} \quad (4.22)$$

/WIL 05/ schlägt zur Berücksichtigung sowohl der plastischen Verformung als auch der Kriechschädigung ein kombiniertes Modell basierend auf einer Addition der Schädigungsgrade vor:

$$D = \sum_{i=1}^n \Delta D_i \quad (4.23)$$

$$\Delta D_i = \left[\frac{\Delta \varepsilon_e^{cr}}{\varepsilon_{ef}^{cr}(\sigma, T)} + \frac{\Delta \varepsilon_e^{pl}}{\varepsilon_{ef}^{pl}(T)} \right] * \frac{2}{3} (1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) * \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right)^2 \quad (4.24)$$

- D Schädigungsparameter
- n Anzahl der Zeitschritte
- $\Delta \varepsilon_e^{cr,pl}$ zusätzliche Kriech-/plastische Vergleichsdehnung im Zeitschritt
- $\varepsilon_{ef}^{cr,pl}$ Kriech-/plastische Versagensdehnung
- ν Querkontraktionszahl

Dabei werden für jeden Belastungsschritt die zusätzlichen Dehnungsanteile separiert nach plastischer Verformung und Kriechverformung zu ihren jeweiligen Versagensdehnungen in Bezug gesetzt, mit einem Spannungsmehrsigkeitsfaktor nach /LEM 96/ multipliziert und aufaddiert. Neben der Bewertung des Versagens ist somit auch eine quantitative skalare Bewertung des Schädigungszustands möglich.

/BUR 75/ stellte mit Hilfe numerischer Methoden eine Abschätzung für die Dehnung auf, bei der makroskopische (Kriech-)Einschnürung zum ersten Mal beobachtet wird.

$$\varepsilon_{ef} \approx \frac{2}{n - 1} \quad (4.25)$$

Dabei ist n der Spannungsexponent des Kriechgesetzes. Setzt man die für Versetzungskriechen in der Praxis beobachteten Werte von 3 bis 8 ein, erhält man Dehnungen von ca. 30 bis 100 %.

4.6 Lokales Versagen

Lokalem Versagen wird in Abb. 4.1 Low cycle fatigue/Ratcheting, Gleit-/Kriechbruch mit lokaler Last und der Verlust von Kraft- oder Formschluss zugeordnet.

Durch die Überlagerung statischer Belastung aus dem Innendruck mit einer zusätzlichen dynamischen Last, beispielsweise aufgrund eines Erdbebens, kann sich aufgrund der Nichtlinearität der plastischen Verformung eine zyklische plastische Dehnungsakkumulation ausbilden, was als Ratcheting bezeichnet wird. Eine exemplarische Untersuchung an einem Rohrkrümmer findet sich in Kapitel 10.1. In /SCH 16/ wird derzeit ein Grenzdehnungskonzept entwickelt, welches Kriterien für derartige Belastungen enthält.

Um globalen von lokalem Gleit- oder Kriechbruch unterscheiden zu können, muss bei der Nutzung von FE-Simulationen eine Funktion implementiert werden, die einzelne Elemente, welche das Versagenskriterium erreicht haben und nicht mehr zum Tragen der Last zur Verfügung stehen, aus dem Verbund herauslöst. Während sich der Defekt beim lokalen Bruch dann auf ein definiertes Gebiet beschränkt, erfolgt beim globalen Bruch nach Umlagerung der Last eine Fortpflanzung des Defekts durch das gesamte Bauteil hindurch. Ein lokaler Gleit- oder Kriechbruch kann ebenfalls als wegkontrollierte Belastungssituation gedeutet werden, wobei der Weg in diesem Fall durch die Verformung benachbarter, weniger belasteter Areale bestimmt wird.

Kriterien für den Verlust von Kraft- oder Formschluss können situationsbedingt erstellt werden, etwa indem lokale Kraftgleichgewichte aufgestellt oder geometrische Zusammenhänge in Relation gesetzt werden.

4.7 Unzulässig große Verformungen

Unzulässig große Verformungen beinhalten im Wesentlichen Phänomene, die aus einem nichtlinearen Zusammenhang zwischen Geometrie und Last entstehen und einer Theorie II. Ordnung bedürfen. Dazu gehört Knicken in Form eines Versagens von Stäben unter Druckkräften, deren Wirkungslinie in der Stabachse liegt, Beulen in Form eines Ausweichens von Schalen oder Platten aus dem ebenen Spannungszustand und Kollaps als sich fortpflanzendes Versagen von Strukturen, meist unter Schwerkräfteinfluss. Eine Instabilität kann durch eine steigende Kraft, eine erzwungene Verformung oder eine aufgrund von Temperatur verminderte Tragfähigkeit erreicht werden. In der

Literatur existieren zahlreiche Näherungsformeln, um für derartige Situationen die Punkte der Instabilität zu berechnen. Genauere Ergebnisse lassen sich in FE-Modellierungen erzielen, da hier nichtlineares Materialverhalten, Vorbelastungen und weitere Randbedingungen abgebildet werden können. Es existieren spezielle Solver für Beul- und Knickanalysen basierend auf der Berechnung der Eigenmoden. Daneben sind quasistatische Berechnungen mit geeignet eingebrachter Imperfektion möglich, wobei die Divergenz der Lösung als Anhaltspunkt für ein Versagen gedeutet werden kann.

4.8 Duktile Versagensdehnungen typischer Reaktorwerkstoffe

Im Folgenden sollen für die Werkstoffe 20MnMoNi5-5, 22NiMoCr3-7 und Alloy 800 (mod.) duktile Versagensdehnungen zur Verwendung in Versagenskriterien hergeleitet werden.

Maßstabsgetreue Großversuche stellen die zuverlässigste Methode zur Ermittlung der Versagensdehnung dar, sind allerdings mit einem hohen Aufwand verbunden, daher finden Versuche in der Regel an genormten Proben statt.

Um aus den im Experiment an Kleinproben gemessenen Daten, wie Bruchdehnung oder Brucheinschnürung, auf die (wahre) lokale Versagensdehnung sowie die Spannungsmehrachsigkeit, schließen zu können, bedarf es geeigneter Berechnungsmodelle. Theoretische Betrachtungen führen zu den sogenannten Bridgman-Formeln /ALV 97/, /BAO 05/. Die (wahre) Versagensdehnung lässt sich aus der Durchmesserkontraktion d/d_0 und damit der Brucheinschnürung Z ableiten als:

$$\varepsilon_{ef} = -2 \ln \frac{d_0}{d} = -2 \ln \left(\sqrt{\frac{1}{1-Z}} \right) \quad (4.26)$$

Weiterhin lässt sich die Spannungsmehrachsigkeit einer Probe, die eine künstliche Einkerbung oder eine Einschnürung aufgrund der fortgeschrittenen Duktilität aufweist, wie folgt annähern:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} + \ln\left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR}\right) \quad (4.27)$$

Dabei ist a der Radius an der schmalsten Stelle der Einkerbung bzw. Einschnürung (in der Ebene orthogonal zur Längsachse), R der Kerbradius und r die radiale Koordinate (in einer der Ebenen, die die Längsachse enthält). Das Maximum liegt bei:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (4.28)$$

Seit der Verfügbarkeit leistungsfähiger Rechnersysteme ist man vermehrt dazu übergegangen, die Versuche mit FE-Methoden nachzurechnen und so die Verteilung der Spannungsmehrachsigkeit zu bestimmen. Dabei zeigte sich, dass FE-Methoden gegenüber den vereinfachten Bridgman-Formeln über eine höhere Genauigkeit verfügen /ALV 97/, /OHC 07/. Es existieren weiterhin Sonderverfahren, mit denen die Kennwerte anhand der Verformung charakteristischer Geometriemerkmale ermittelt werden können /KRI 04/. Für den hier vorliegenden Anwendungsfall werden vereinfacht die Bridgman-Formeln herangezogen.

Um mehrachsige Spannungszustände abbilden zu können, existieren verschiedene Möglichkeiten. Dazu gehört insbesondere die Verwendung gekerbter Proben mit unterschiedlichen Kerbradien. Bei ungekerbten Proben ist durch die Einschnürung kurz vor dem Bruch ebenfalls eine Veränderung der Spannungsmehrachsigkeit gegeben /MAR 97/. Um die Streuung abzubilden, sind Wiederholungsversuche notwendig /KRI 04/.

/MPA 05/ enthält für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 umfangreiche Daten zu Streckgrenze, Zugfestigkeit R_m , Bruchdehnung und Brucheinschnürung Z in Abhängigkeit der Temperatur. Die Daten wurden an ungekerbten Kleinproben im einachsigen Zugversuch ermittelt.

$$Z(T) = \frac{0.4331}{1 + \exp\left[\frac{(T - 464.64 \text{ °C})}{104.42}\right]} + 0.9799 \quad (4.29)$$

$$R_m(T) = \left(\frac{701.05}{1 + \exp\left[\frac{(T - 596.75 \text{ }^\circ\text{C})}{94.14}\right]} + 20.38 \right) \text{ MPa} \quad (4.30)$$

Abb. 4.6 zeigt beispielhaft Aufnahmen des Bruchs bei einer Temperatur von 700 °C. Zu erkennen sind die großen makroskopischen Verformungen sowie der dazu im Vergleich geringe Restbruchquerschnitt mit länglichen transkristallinen Poren /MPA 05/.

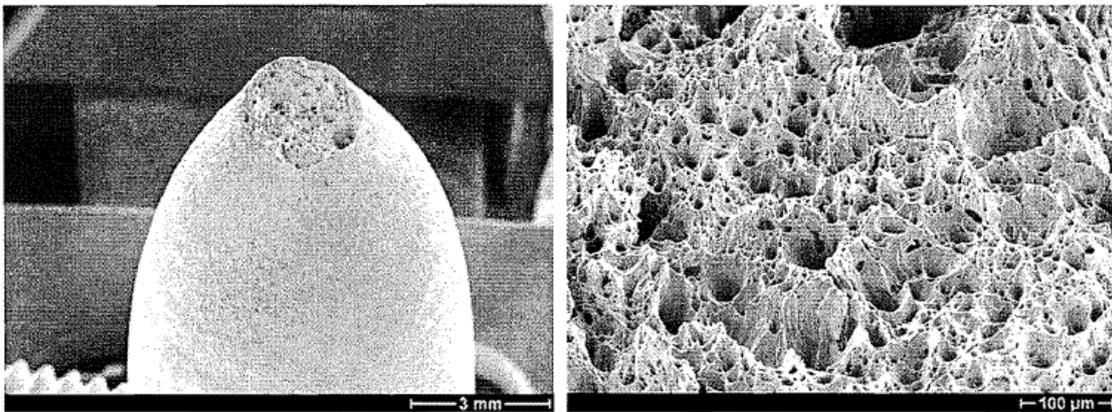


Abb. 4.6 Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen (Vergrößerungen 10, 200) einer Warmzugversuchsprobe bei 700°C des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 /MPA 05/

Unter Anwendung von Gleichung 4.26 lässt sich die Temperaturabhängigkeit der (wahren) Versagensdehnung näherungsweise berechnen (Abb. 4.7).

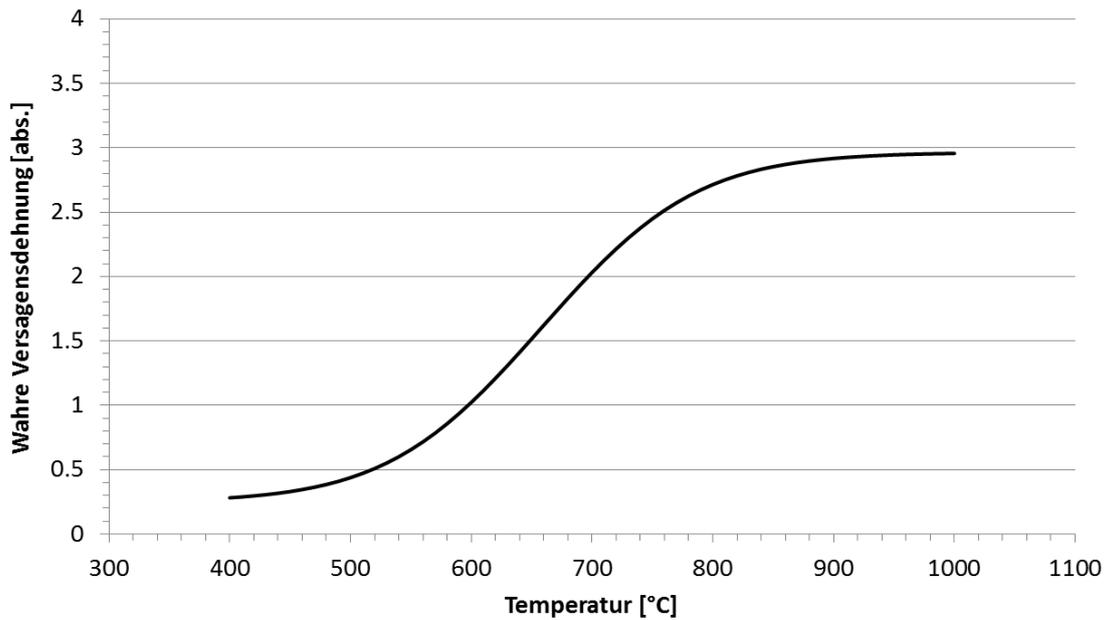


Abb. 4.7 Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs 20MnMoNi5-5

Aufgrund der Einschnürung ist unweigerlich auch ein Mehrachsigkeitseinfluss vorhanden. Da jedoch der Radius an der schmalsten Stelle der Einschnürung a meist klein und der Kerbradius R im Vergleich dazu meist groß ist, kann nach Gleichung 4.28 der Einfluss in erster Näherung vernachlässigt werden.

Vergleichbare Überlegungen lassen sich auch für die in /MPA 05/ enthaltenen Daten für den Werkstoff 22NiMoCr3-7 (siehe Gleichung 4.31 und Abb. 4.8) durchführen.

$$Z(T) = \frac{0.7298}{1 + \exp\left[\frac{(T - 582.42 \text{ °C})}{55.97}\right]} + 0.9484 \quad (4.31)$$

$$R_m(T) = \left(\frac{729.85}{1 + \exp\left[\frac{(T - 517.88 \text{ °C})}{130.60}\right]} + 24.88 \right) \text{ MPa} \quad (4.32)$$

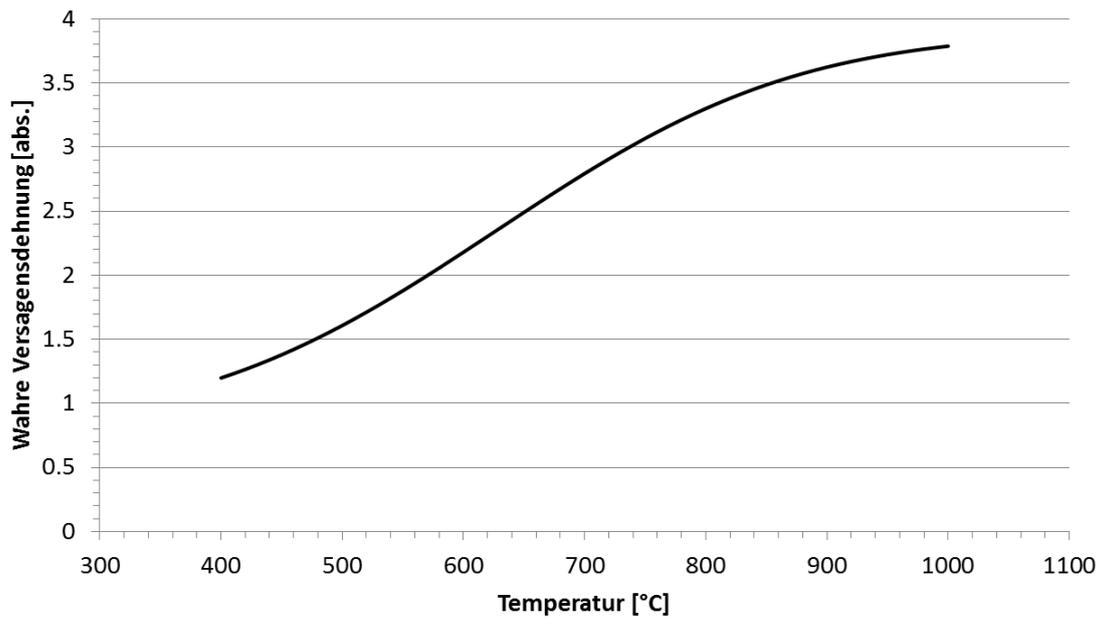


Abb. 4.8 Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs 22NiMoCr3-7

/MPA 16/ enthält mechanische Kennwerte für den Werkstoff Alloy 800H (Abb. 4.9).

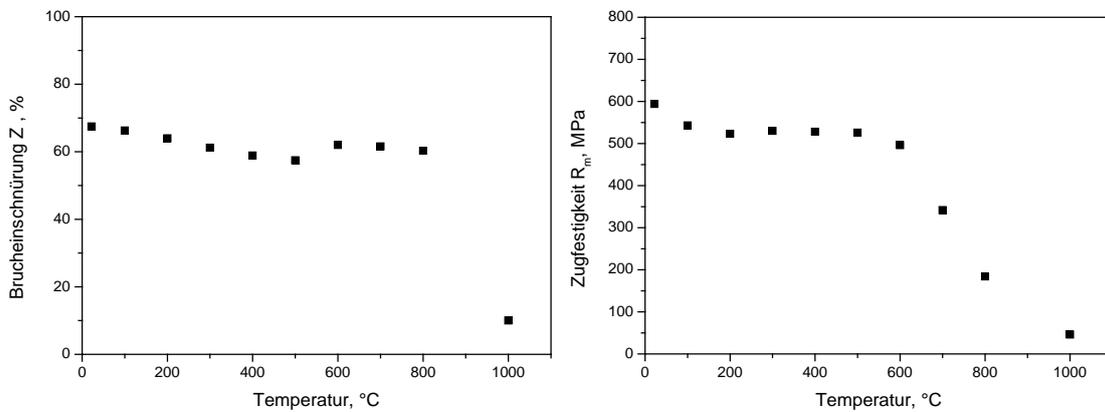


Abb. 4.9 Mechanische Kennwerte des Werkstoffs Alloy 800H /MPA 16/

Dabei zeigt sich eine temperaturunabhängige Versagensdehnung mit einem rapiden Abfall oberhalb von 800 °C (Abb. 4.10). Dies ist ein Hinweis darauf, dass bei diesem Werkstoff weitere Formen der Kriechschädigung wie z. B. eine Veränderung der Mikrostruktur (vgl. Kapitel 4.5) stattfinden.

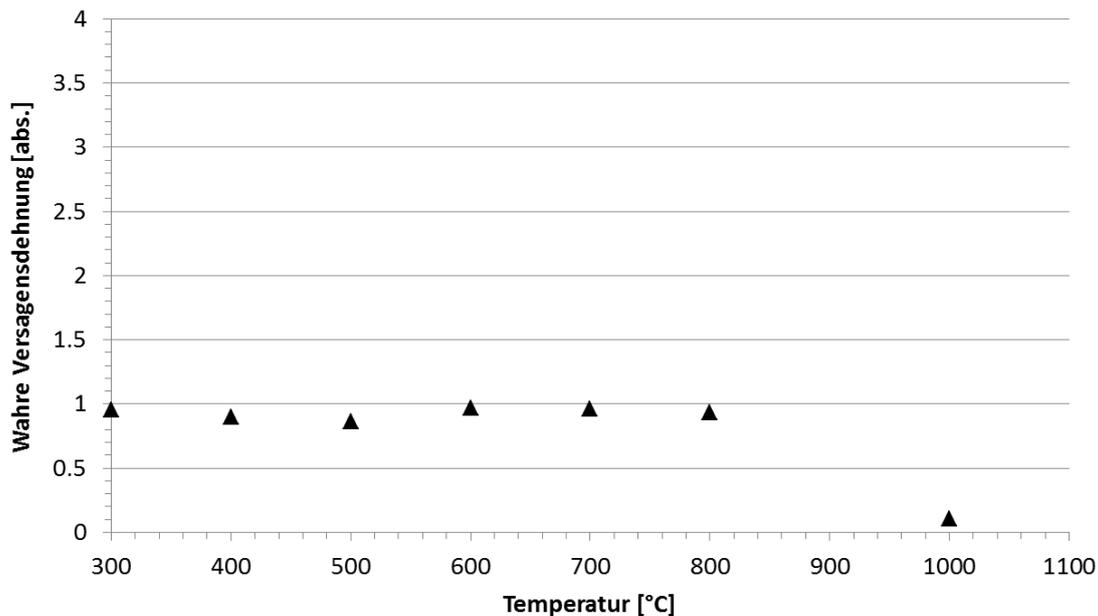


Abb. 4.10 Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs Alloy 800H

4.9 Empfehlungen zur Verwendung von Versagungskriterien

Vor der Auswahl geeigneter Versagungskriterien zur Bewertung der Integrität metallischer Komponenten bei auslegungsüberschreitender Belastung sollte zunächst anhand der Art der auslegungsüberschreitenden Belastung und der in Kapitel 4.1 genannten Unterscheidungsmerkmale ermittelt werden, welche Versagensmodi in Betracht kommen und welche Interaktionen zwischen den Versagensmodi möglich sind.

Für eine Belastung von Komponenten unter kombinierter Temperatur- und Innendruckbelastung, wie für Kernschmelz-Szenarien typisch, sollte die Möglichkeit des Versagens aufgrund des Verlusts von Kraft- oder Formschluss, Knicken sowie Beulen anhand der Geometrie und Belastungssituation geprüft werden. Liegt eine lokale Belastung oder eine komplexe Geometrie vor, kann ein Versagen lokal beschränkt bleiben und in einem Leck begrenzter Größe resultieren. In diesem Fall sind im Rahmen von FE-Berechnungen zusätzliche Maßnahmen, wie die sogenannte „Nodal-Release“-Technik, anzuwenden. Da für die typischerweise raschen Verformungen bei hoher Belastung die Verformungs- und Schädigungsmechanismen durch Kriechschädigung und plastische Verformung identisch sind, kann die Prüfung der inneren Festigkeit anhand eines einzelnen Kriteriums für (transkristallinen) Bruch (vgl. Kapitel 4.3) er-

folgen. Basierend auf den Überlegungen in /WIL 05/ (vgl. Gleichung 4.23 und 4.24) ist beispielsweise folgendes Kriterium möglich:

$$D = \sum_{i=1}^n \Delta D_i \quad (4.33)$$

$$\Delta D_i = \frac{\Delta \varepsilon_e}{\varepsilon_{ef}^{pl}(T)} * \frac{2}{3} (1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) * \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right)^2 \quad (4.34)$$

Dabei kann für typische Reaktormaterialien auf die in Kapitel 4.8 ermittelten duktilen Versagensdehnungen zurückgegriffen werden.

Für die durch den Innendruck typischerweise unter Primärlasten bzw. lastkontrollierten Situationen stehenden Komponenten geht, insbesondere bei hoher Temperatur, dem Verlust der inneren Festigkeit meist ein Versagen aufgrund makroskopischer Gestaltänderung voraus. Nach signifikanter Verformung durch Versetzungskriechen, z. B. in Form von Aufblähung, setzen Kriecheinschnürungen ein, die bei Erreichen der plastischen Instabilität eine dynamische Phase einleiten, auf die Materialauftrennung durch transkristallinen Restbruch folgt. In der Regel muss daher ein Kriterium für (Kriech-)Einschnürung oder plastische Instabilität als zusätzliches Versagenskriterium herangezogen werden. In quasistatischen FE-Rechnungen kann die Divergenz der numerischen FE-Rechnung nach asymptotisch ansteigender Deformation in Verbindung mit einer ausreichend kleinen Lastschrittweite als notwendige Bedingung und Indiz für Versagen gewertet werden /CHA 94/. Eine zusätzliche Überprüfung kann anhand des Spannungsniveaus oder empirischen Näherungsformeln (vgl. Kapitel 4.4 und 4.5) erfolgen.

5 Weiterentwicklung des Modells einer DWR-Kühlkreislaufschleife

5.1 Portierung des Modells auf aktuelle Analysetechnik

Für Berechnungen zum Verhalten einer Kühlkreislaufschleife der DWR-Baureihe Konvoi (Abb. 5.1) wurde im Rahmen vorangegangener Arbeiten ein Analysemodell basierend auf einer reinen Netztopologie in Verbindung mit dem FE-Code ADINA /ADI 17/ entwickelt und exemplarisch für unterschiedliche Belastungsszenarien angewendet /GRE 94/, /GRE 95/, /GRE 99/, /GRE 01/.

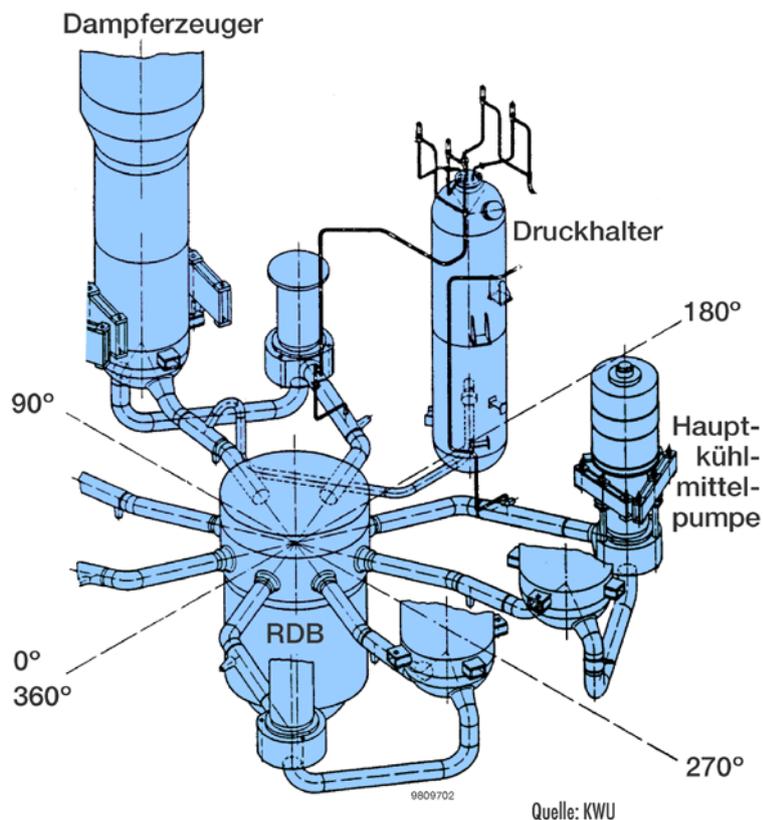


Abb. 5.1 Kühlkreislaufschleife eines DWR vom Typ Konvoi

Im Rahmen eines vorlaufenden Vorhabens /SIE 15/ wurde damit begonnen, dieses Analysemodell mit Geometrieinformationen zu versehen und für Analysen im FE-Programm ANSYS Mechanical /ANS 16/ mit verbesserter Flexibilität nutzbar zu machen (Abb. 5.2). Diese Arbeiten wurden hier fortgeführt.

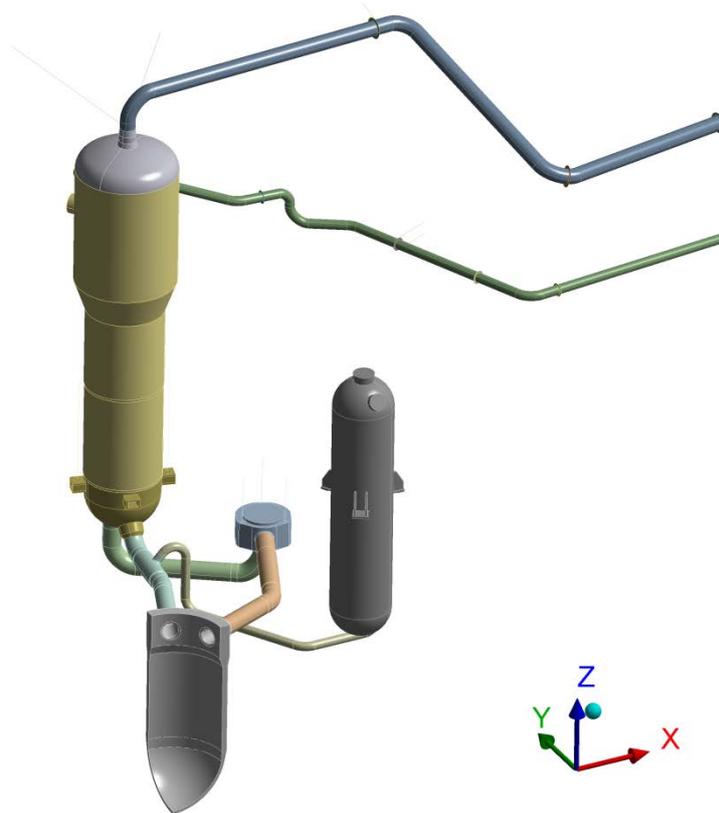


Abb. 5.2 Geometriemodell der DWR-Kühlkreislaufschleife in ANSYS Mechanical

Das Gesamtmodell ist aus Einzelkomponenten zusammengesetzt, deren Netze mit festen Kontaktmodellen untereinander verbunden sind. Die Fixierung des Modells im Raum orientiert sich in ihren Freiheitsgraden an den realen Aufhängungen der Kühlkreislaufschleife. Zur Fixierung des RDB sind die Bewegungen orthogonal zu den drei Schnittflächen gesperrt. Die Freiheitsgrade an den drei Tragpratzen des Druckhalters sind an der Auflagefläche in alle Bewegungsrichtungen mit Ausnahme der radialen unterdrückt, um die Lagerung auf zylindrischen Walzen nachzubilden. Die Aufhängung der Hauptkühlmittelpumpe und des Dampferzeugers erfolgt mit Stäben, die an den Komponenten und einem Punkt im Raum jeweils drehbar befestigt sind und die Aufhängungen der Komponente, welche lediglich Längskräfte aufnehmen, repräsentieren. Die Fixierung der Speisewasserleitung und der Frischdampfleitung erfolgt über zwei-dimensionale Schalen, die entsprechend der realen Lagerungsbedingungen entweder direkt in Freiheitsgraden gesperrt oder wiederum über Stäbe im Raum fixiert sind. Zur Simulation der Erdbebenabstützungen wurden nichtlineare Anschlagkontakte an den Dampferzeugerpratzen hinzugefügt, die separat aktiviert werden können und eine Bewegung der Komponente über eine festgelegte Fläche verhindern.

Die Basisvernetzung orientiert sich an den erwarteten Temperatur-, Spannungs- und Verformungsgradienten. Gegenüber dem in vorangegangenen Arbeiten entwickelten Analysemodell kann die Netzfeinheit je nach Anwendungsfall mehr oder weniger stark erhöht werden (Abb. 5.3). Die ausreichende Feinheit des Netzes wurde durch entsprechende Netzstudien zur Konvergenz relevanter Ergebnisse in Abhängigkeit von der Elementgröße geprüft.

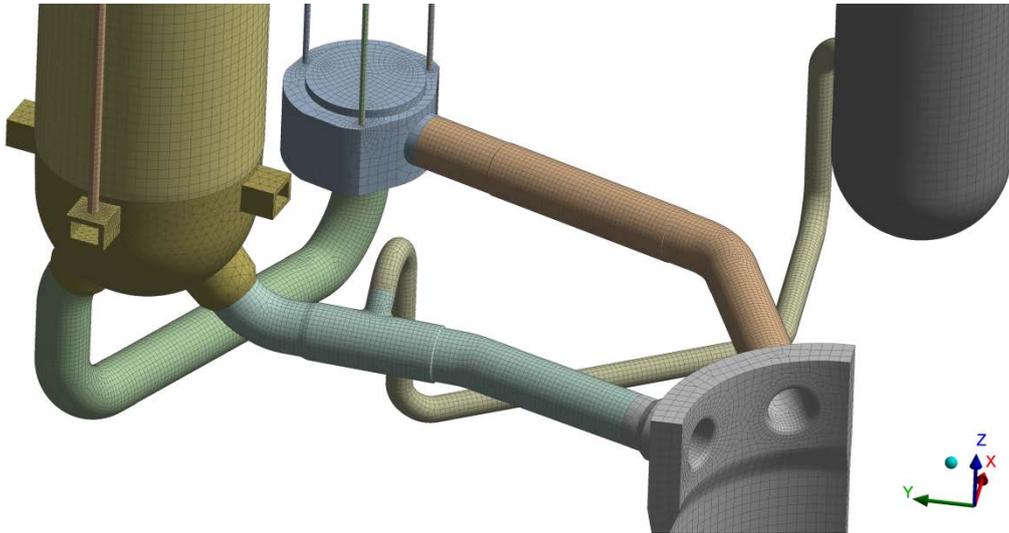


Abb. 5.3 Basisvernetzung der DWR-Kühlkreislaufschleife in ANSYS Mechanical

Die Hauptkomponenten der Kühlkreislaufschleife bestehen aus dem ferritischen Werkstoff 20MnMoNi5-5, die Volumenausgleichsleitung aus dem austenitischen Werkstoff X10CrNiNb18-9. Die Plattierung wurde zunächst vernachlässigt und deren Dicke dem Grundwerkstoff zugeschlagen. Für die Beschreibung der plastischen Verformung wurde ein multilinear isotropes Verfestigungsmodell gewählt. Die Daten für die plastische Verformung sowie Daten für den temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizient wurden aus vorangegangenen Analysen übernommen /GRE 99/, /GRE 01/.

Kriechverformungen wurden in den vorangegangenen Arbeiten teilweise nur in Form einer konstanten Kriechdehngeschwindigkeit abhängig von Spannung und Temperatur berücksichtigt. Die Daten entstammten Untersuchungen in /MPA 91/, /MPA 99/ und /MPA 05/. Die jeweilige Dehngeschwindigkeit wurde aus einer Datenmatrix linear interpoliert. Dabei zeigten sich einige Nachteile dieser Methode. So entstanden durch die lineare Interpolation der einem nichtlinearen Trend folgenden Daten Ungenauigkeiten, insbesondere, wenn die Stützstellen weit auseinanderlagen. Darüber hinaus konnten statistische Abweichungen einzelner Datenpunkte nicht kompensiert werden, da für je-

de Spannungs-/Temperatur-Kombination nur eine Messung vorlag. Die Vorgehensweise zeigte sich weiterhin anfällig für numerische Instabilitäten.

Die Interpolation in einer Matrix wird daher für die Analysen durch eine bezogen auf die Spannung kontinuierliche Funktion ersetzt. Gemäß Gleichung 4.15 ist die Dehnrates für Versetzungskriechen phänomenologisch anhand der Norton-Form darstellbar. Für die praktische Darstellung wird allerdings auf eine modifizierte Garofalo-Form (Gleichung 5.1) zurückgegriffen, die gegenüber der Norton-Darstellung im Datenfitting aufgrund des zusätzlichen Freiheitsgrads eine geringere Abweichung zu den in der Praxis ermittelten Messdaten zeigt.

$$\dot{\epsilon} = C_1 [\sinh(C_2 \sigma)]^{C_3} \quad (5.1)$$

Primäres und tertiäres Kriechen wird wegen der in Kapitel 4.5 erläuterten Umstände im Materialmodell vernachlässigt. Die Temperaturabhängigkeit wird weiterhin durch abschnittsweise lineare Interpolation berücksichtigt, allerdings wurden zur Erhöhung der Genauigkeit zwischen den Messdaten weitere Stützstellen eingefügt, die einer Arrhenius-Funktion folgen. Abb. 5.4 zeigt das Fitting für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 und Abb. 5.5 für den Werkstoff X10CrNiNb18-9. Dabei wurde mit einer zusätzlichen Gewichtung der Stützstellen gearbeitet, um den für den Anwendungsfall besonders relevanten Bereich großer Dehnrates und hoher Spannungen, der unmittelbar vor Versagen erreicht wird, besser abbilden zu können. Dieser Bereich wird teilweise nicht von Messdaten abgedeckt, d. h. die Berechnungen stützen sich auf die Extrapolation der jeweiligen modifizierten Garofalo-Form.

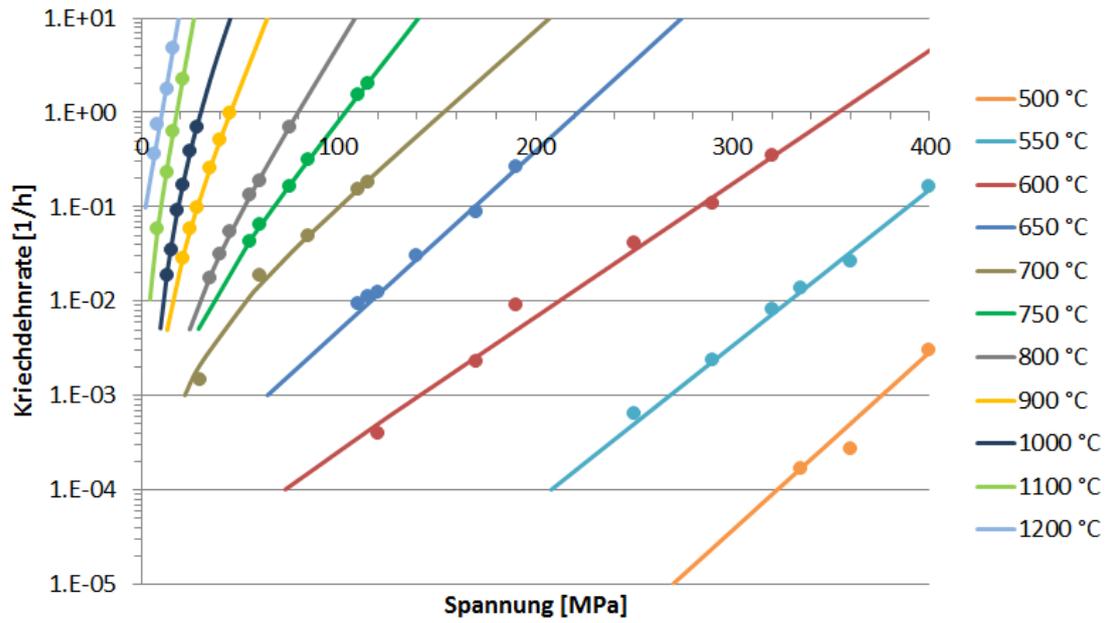


Abb. 5.4 Anpassung der Kriechdehnraten für den Werkstoff 20MnMoNi5-5

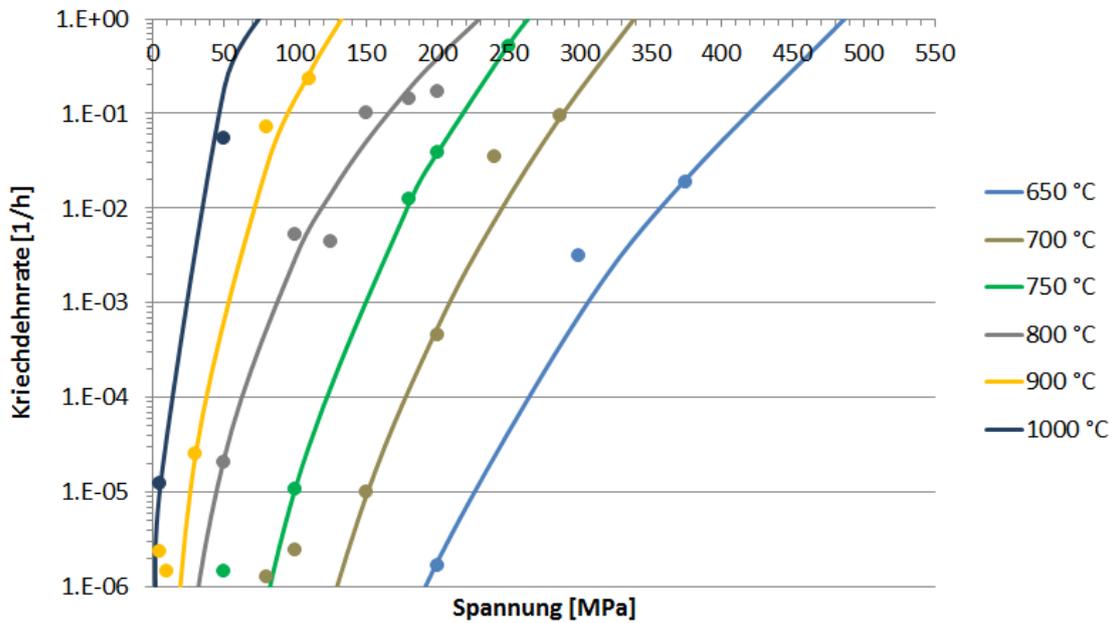


Abb. 5.5 Anpassung der Kriechdehnraten für den Werkstoff X10CrNiNb18-9

5.2 Validierung des Modells

Zur Validierung des Modells im Bereich linearelastischer Verformungen werden Daten aus Temperatur- und Verschiebungswegemessungen an mehreren Stellen des Primärkreises während des Anfahrvorgangs einer Vor-Konvoi- und einer Konvoi-Anlage in unterschiedlichem Detaillierungsgrad herangezogen /HOE 96/, /GRS 97/. Daneben erfolgt ein Vergleich mit bereits in ähnlicher Weise validierten Vorgängermodellen /HOE 96/, /GRE 99/.

Ausgangspunkt der Simulation dieses Anfahrvorgangs ist der Zustand „unterkritisch kalt“ mit einem Primärkreisdruck von 3,5 MPa, einem druckfreien Sekundärkreis und einer homogenen Temperatur aller Komponenten von 50 °C. Im Endzustand werden ein Primärkreisdruck von 16,2 MPa und ein Sekundärkreisdruck von 7,2 MPa erreicht. Weiterhin wird im Endzustand zur Vereinfachung für das gesamte Modell mit Ausnahme des Druckhalters, der Speisewasserleitung und der Aufhängungselemente eine Temperatur angenommen, die der Betriebstemperatur des Primärkreises von 297 °C entspricht. Die Druckhaltertemperatur wird gemäß den Messungen davon abweichend mit 345 °C, die Temperatur der Speisewasserleitung mit 150 °C festgelegt. Im Stützenbereich erfolgte jeweils eine Interpolation. Für die Aufhängungselemente wird eine Temperatur von 50 °C festgelegt. Abb. 5.6 und Abb. 5.7 zeigen die Messstellen der Verschiebungswegemessung. Die Messwerte wurden relativ zu fixen Anschlagpunkten gewonnen.

Tab. 5.1 und Tab. 5.2 zeigen die gemessenen und berechneten Werte an den Messstellen. Zusätzlich sind Ergebnisse eines 3D-FE-Vorgängermodells (siehe /GRE 99/) und eines vereinfachten Rohrmodells aus /HOE 96/ aufgeführt, die mit einer früheren Version des Rechenprogramms ADINA /ADI 17/ erzielt wurden.

Tab. 5.1 Verschiebung der Messstellen an einer Vor-Konvoi-Anlage

Messstelle	Messung [mm]	Rohrmodell /HOE 96/	ADINA /GRE 99/	ANSYS
1	-0,50	0,10	-8,70	-10,64
3	0,60	0,10	-5,90	-6,25
5	-38,80	-44,60	-44,50	-46,41
6	-0,30		-2,90	-2,03
8	-1,10			-2,15
16	-42,50	-46,20	-46,90	-41,14
18	10,00	15,80	10,30	18,54
21	-16,00	-30,20	-40,10	-40,00
22	-1,00		-8,80	-8,85

Tab. 5.2 Verschiebung der Messstellen an einer Vor-Konvoi-Anlage

Messstelle	Messung [mm]	ANSYS
JEA20V101	-1,70	3,48
JEA20V102	43,90	46,12
JEA20V103	4,50	5,34
LAB70V101	-9,20	-12,33
LAB70V102	19,40	14,86
LAB70V103	44,30	45,88
LBA20V101	4,20	1,78
LBA20V102	-1,30	2,23
LBA20V103	73,10	79,67
JEF10V101	-1,20	0,51
JEF10V102	-3,00	-4,25
JEF10V103	-44,30	-39,71

Die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Verschiebungswegmessung an der Vor-Konvoi-Anlage ist gut erkennbar. Sie deckt sich weitgehend mit den Abweichungen des vereinfachten Rohrmodells und des ADINA-Modells. Verbleibende Abweichungen können teils auf geometrische Unterschiede zwischen der Vor-Konvoi-Anlage und dem

Konvoi-Analysemodell zurückgeführt werden. Die große Abweichung bei der vertikalen Ausdehnung der Volumenausgleichsleitung (Messstelle 21) und der horizontalen Verschiebung der Tragpratzen des angrenzenden Druckhalters (Messstelle 22) können durch eine bereits zu Beginn des Versuchs erhöhte Temperatur an diesen Stellen sowie eine unbekannte Temperaturschichtung in der Volumenausgleichsleitung erklärt werden /HOE 96/.

Der Vergleich mit den Messungen an der Konvoi-Anlage zeigt eine gute Übereinstimmung, insbesondere bei einer genügend großen Auslenkung. Die Abweichung beträgt bei Messstellen mit Auslenkungen über 40 mm im Schnitt nur etwa 7 %. Der verbleibende Fehler resultiert möglicherweise aus messtechnischen Ungenauigkeiten, aus den Vereinfachungen des Modells oder der vereinfachten Beaufschlagung der Komponenten mit Temperaturen und Lasten aufgrund unbekannter Detailinformation.

5.3 Ergänzung von Modellen der Dampferzeugerheizrohre, der DE-Entwässerung und des DE-Mannlochs

Die DfU besteht neben großen Komponenten, die bereits im Modell der Kühlkreislaufschleife enthalten sind, aus zahlreichen Kleinkomponenten und Komponentendetails. Deren Einbezug in die Betrachtung auslegungsüberschreitender Lasten ist zur genauen Prognose des Versagensverhaltens wichtig, da Zeitpunkt und Gradient der Druckentlastung durch die zuerst versagende Komponente bzw. durch mögliche frühe Leckagen festgelegt werden. Unter diesen Detailkomponenten nimmt das Dampferzeugerheizrohr eine herausragende Stellung ein. Neuere Untersuchungen zeigen, dass in Kernschmelz-Szenarien unter bestimmten Umständen eine starke Erhitzung der Dampferzeugerheizrohre möglich ist /SAN 15/. Deren Versagen würde eine Freisetzung der heißen Gase und der Radionuklide zur Sekundärseite hin ermöglichen. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde daher mit der Erstellung von Detailmodellen begonnen. Diese wurden so angelegt, dass sie bei Bedarf per Submodeling in das Globalmodell eingeschnitten werden können und von dort Verschiebungsrandbedingungen an den Schnittflächen übernehmen. Daneben wurde eine Materialmodellierung des Dampferzeugerheizrohrwerkstoffs Alloy 800 (mod.) analog zu den bereits bestehenden Materialmodellen typischer Reaktorwerkstoffe erstellt und Versagenszeitflächen sowie Larson-Miller-Parameter zur vereinfachten Versagensabschätzung abgeleitet.

5.3.1 Geometriemodelle der Komponenten

Abb. 5.8 zeigt die generierten Komponentenmodelle und die Orte, an denen diese optional in das Globalmodell eingeschnitten werden.

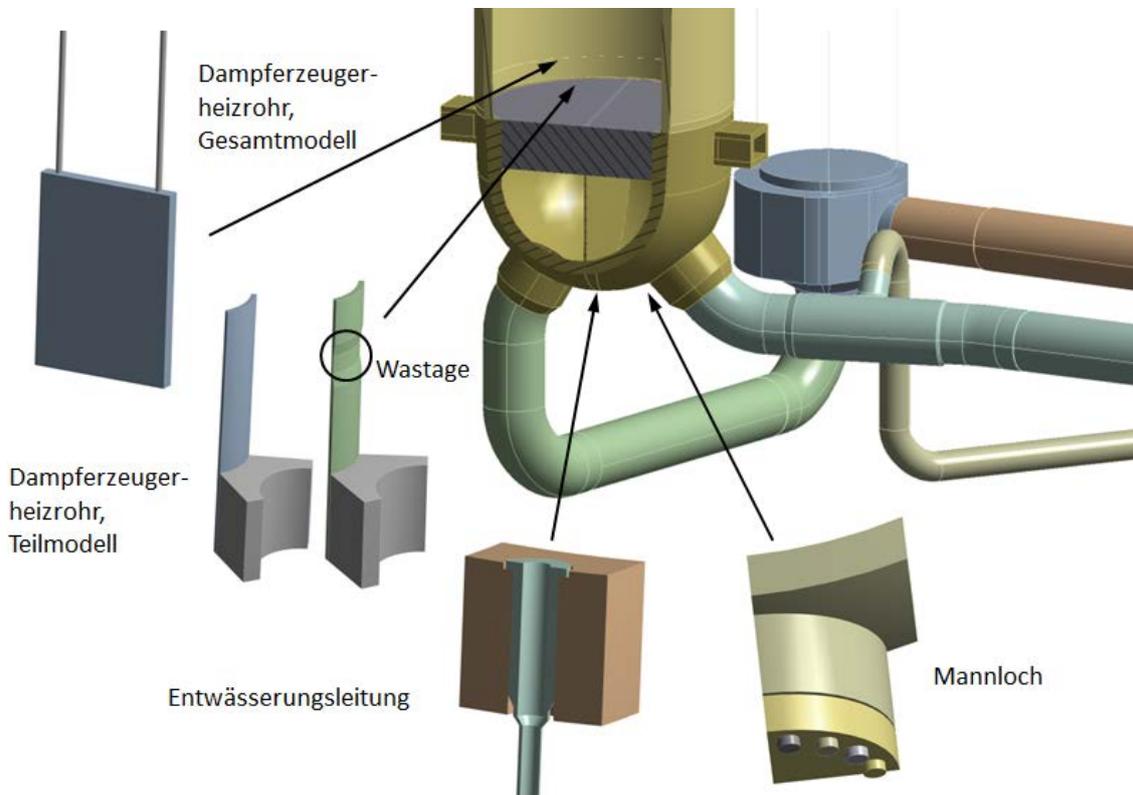


Abb. 5.8 Gesamtmodell des Heizrohrs mit dem kleinsten Biegeradius

Geometriemodelle der Dampferzeugerheizrohre wurden in zwei Detaillierungsstufen erstellt. In einem Gesamtmodell wurde die reale Lagerungssituation des Heizrohrs mit dem kleinsten Biegeradius nachempfunden, indem die Seitwärtsbewegung des Rohrs an dedizierten Kontaktstellen begrenzt wurde. Im unteren Bereich wurde die Einwalzung in den Rohrboden modelliert. Ein Teilmodell bildet nur den kritischen Bereich im Übergang zwischen Zwängung im Rohrboden und freier Ausdehnung ab. In diesem Bereich treten die höchsten Temperaturen und zudem oft Schädigungen auf, welche hier repräsentativ für Wastage-Schädigung in Form einer in Ausdehnung und Tiefe parametrisierbaren umlaufenden Mulde mit großzügiger Fase (vgl. /VGB 09/) zuschaltbar modelliert wurde.

Weitere Modelle betreffen die in der unteren Kalotte des Dampferzeugers befindlichen Details in Form der Strukturbereiche einer Entwässerungsleitung und eines Mannlochs. Der Stutzen der DE-Entwässerungsleitung ist in der Bohrung frei verschieblich und an

der Stelle der oberen Schweißnaht mit dem Grundkörper verbunden. In den Schäften der Schrauben des DE-Mannlochmodells wurden Vorspannungen entsprechend dem vorgeschriebenen Anzugsdrehmoment eingebracht.

5.3.2 Materialmodell für den DE-Heizrohrwerkstoff Alloy 800 (mod.)

Da insbesondere für hohe Temperaturen gegenwärtig keine ausreichende Datenbasis für die in deutschen Druckwasserreaktoren für die Dampferzeugerheizrohre verwendete Nickelbasislegierung Alloy 800 (mod.) vorliegt, musste teils auf Daten für die ähnlichen Werkstoffe Alloy 800 und Alloy 800H innerhalb der Werkstofffamilie zurückgegriffen werden. Tab. 5.3 enthält die linearelastischen Eigenschaften von Alloy 800H /SMC 04/. Werte bis 1000 °C wurden für die Verwendung in FE-Rechnungen zusätzlich linear extrapoliert.

Tab. 5.3 Linearelastische Eigenschaften von Alloy 800H /SMC 04/

Temperatur [°C]	Elastizitätsmodul [GPa]	Schubmodul [GPa]	Poissonzahl
20	196,5	73,4	0,339
100	191,3	71,2	0,343
200	184,8	68,5	0,348
300	178,3	66,1	0,357
400	171,6	63,0	0,362
500	165,0	60,3	0,367
600	157,7	57,4	0,373
700	150,1	54,3	0,381
800	141,3	50,7	0,394
(900)	132,5	47,1	0,407
(1000)	123,7	43,5	0,42

Ausgangspunkt für die Konstruktion von Spannungs-Dehnungs-Kurven sind Messungen an Proben aus Originaldampferzeugerheizrohren (siehe /MPA 13/) für Raumtemperatur und 300 °C (Abb. 5.9).

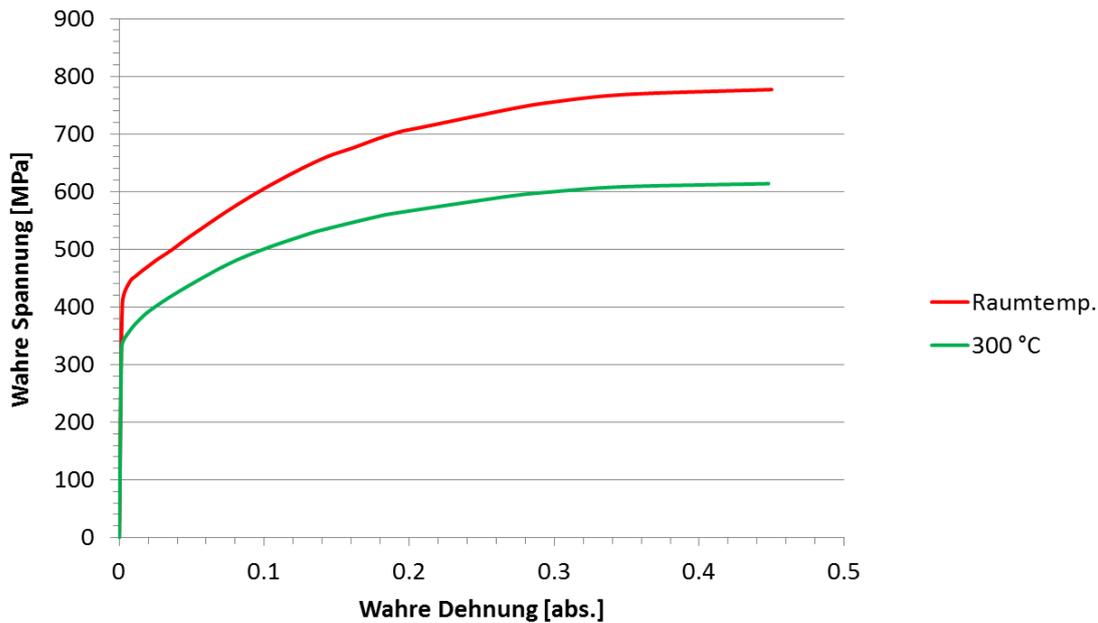


Abb. 5.9 Experimentell an Proben aus Originalbauteilen ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven /MPA 13/

Die Kurve für 300 °C wurde mit Hilfe von Daten für die Zugfestigkeit aus /SMC 04/ (Abb. 5.10) für andere Temperaturen proportional angepasst. Der Verlauf der Zugfestigkeit ist grundsätzlich abhängig von der Wärmebehandlung des Stahls. Hier wurde auf Daten von warmgewalztem, unbehandeltem Werkstoff zurückgegriffen.

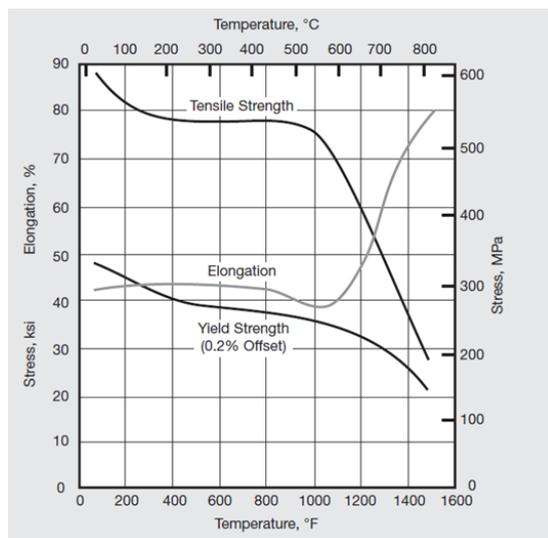


Abb. 5.10 Elastoplastische Eigenschaften von Alloy 800H /SMC 04/

Abb. 5.11 zeigt die so konstruierten Spannungs-Dehnungs-Kurven, wobei die Kurven für 300 °C und 400 °C keine nennenswerten Unterschiede zeigen.

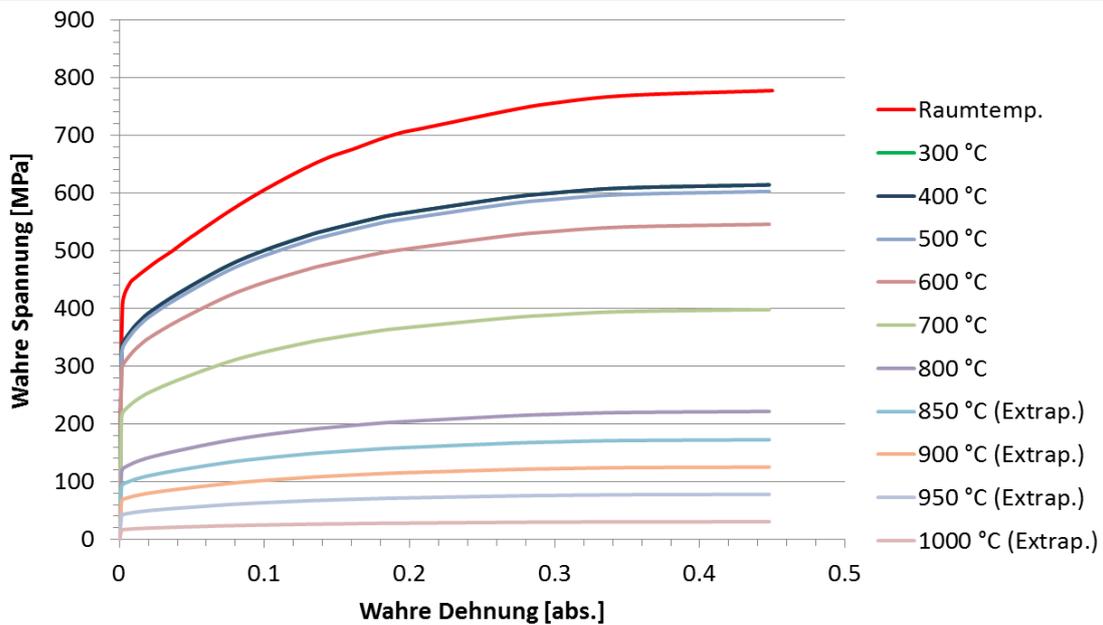


Abb. 5.11 Konstruierte Spannungs-Dehnungs-Kurven von Alloy 800 (mod.)

Das Vorgehen scheint in erster Näherung gerechtfertigt, da insbesondere ein Versagen aufgrund plastischer Instabilität im einaxialen Fall allein durch die Zugfestigkeit determiniert ist und der genaue Verlauf der Kurve daneben einen untergeordneten Einfluss auf die Simulation hat. Zum Vergleich sind in Abb. 5.12 gemessene Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Werkstoffs Alloy 800H aus /WRI 10/ und /ROY 05/ gezeigt.

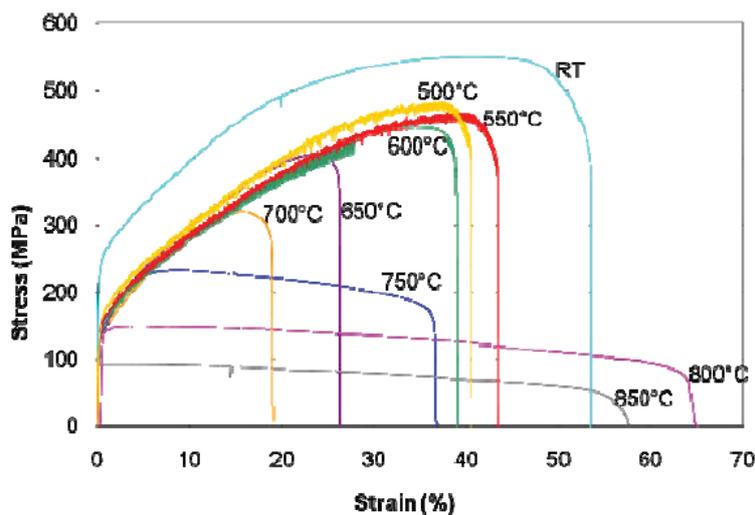


Abb. 5.12 Spannungs-Dehnungs-Kurven von Alloy 800H /WRI 10/

Bei Temperaturen oberhalb von ca. 800 °C gibt es eine zufriedenstellende Übereinstimmung, während bei niedrigeren Temperaturen deutliche Unterschiede existieren.

In Abb. 5.13 sind Kriechdehnraten basierend auf Literaturwerten im Temperaturbereich zwischen 800 und 1000 °C dargestellt.

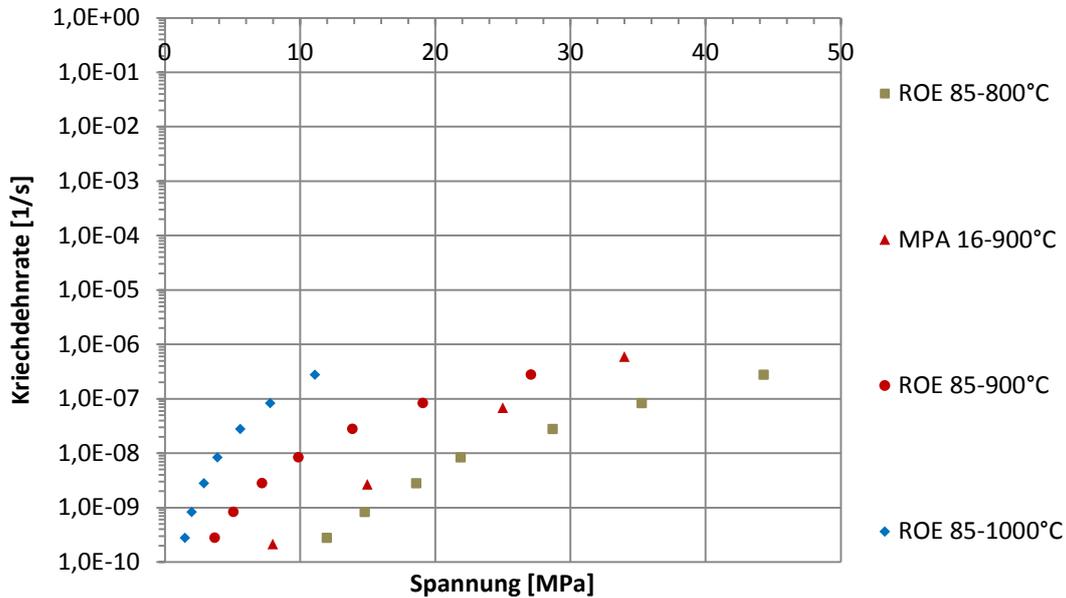


Abb. 5.13 Spannungsabhängigkeit inter- bzw. extrapolierte Kriechdehnraten basierend auf verfügbaren experimentellen Daten für Alloy 800H

Da für die im Kurzzeitbereich auftretenden hohen Spannungen keine Kriechdehnraten vorliegen, wurden vorhandene Daten entsprechend gefittet und extrapoliert. In Abb. 5.14 ist dies exemplarisch für eine Temperatur von 900 °C dargestellt. Anhand einer Trendanalyse unter Verwendung des Kriechgesetzes nach Norton-Bailey (Formel 5.2) werden die Koeffizienten $c_1 = 2,0E - 09$ und $c_2 = 3,48$ hier für 900 °C bestimmt.

$$\dot{\epsilon} = c_1 \cdot \sigma^{c_2} \quad (\dot{\epsilon}: \text{Kriechdehnrate}, \sigma: \text{Spannung}, c_1 \text{ und } c_2: \text{konst.}) \quad (5.2)$$

Entsprechende Werte c_1 und c_2 wurden für sämtliche Temperaturstufen bestimmt.

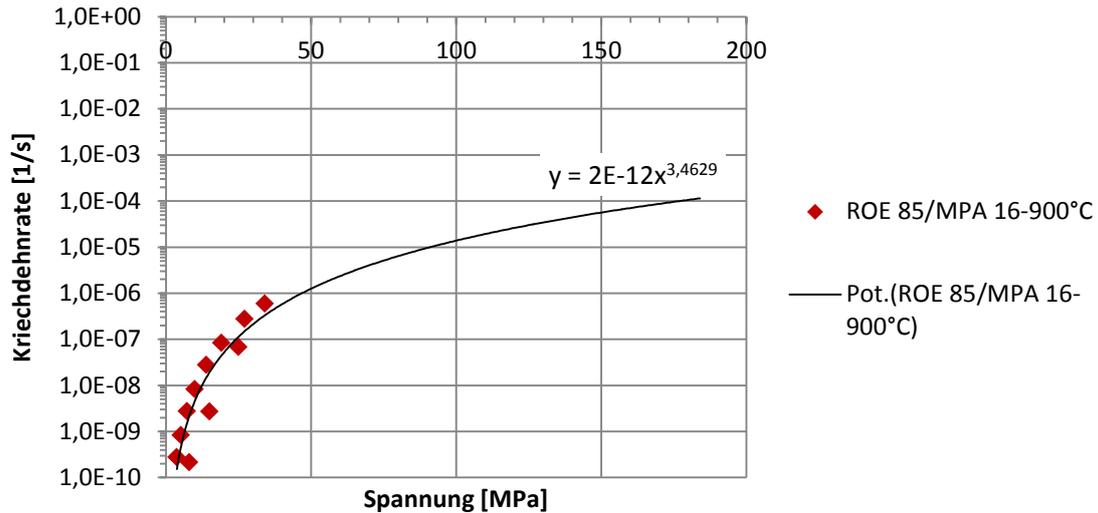


Abb. 5.14 Inter- bzw. Extrapolation einer Kriechdehnratenkurve für Alloy 800H (900 °C) basierend auf verfügbaren experimentellen Daten

Zusätzliche Temperaturstufen wurden mit Hilfe einer Arrhenius-Beziehung (vgl. Formel 4.15) generiert.

In Abb. 5.15 sind die erzeugten künstlichen Kurven dargestellt.

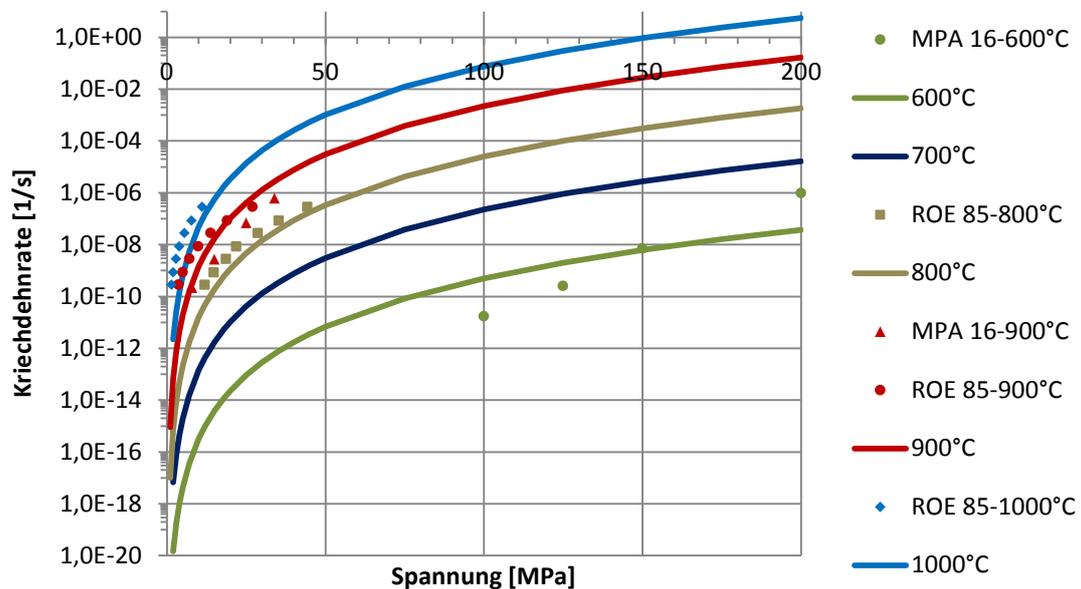


Abb. 5.15 Spannungsabhängigkeit inter- bzw. extrapolierte Kriechdehnraten basierend auf verfügbaren experimentellen Daten für Alloy 800H

Für Berechnungen zur Integritätsbewertung von DEH unter Belastungen infolge von Kernschmelz-Szenarien (siehe Abschnitt 6.3.2) sind Kriechdaten insbesondere auch

für hohe Temperaturen und hohe Spannungen erforderlich. Abb. 5.15 zeigt, dass für den DEH-Werkstoff Alloy 800 (mod.) die verfügbaren experimentellen Kriechdaten nicht ausreichend sind und die zusätzlichen erforderlichen Daten nur durch Inter- und Extrapolation erzeugt werden können. Die Unsicherheit der Daten und somit auch der Integritätsbewertungen sind für den Werkstoff Alloy 800 (mod.) daher vergleichsweise hoch.

5.3.3 Generierung von Versagenszeitflächen für DE-Heizrohre

Für verschiedene Schädigungsgrade der Dampferzeugerheizrohre (Tab. 5.4), welche in Form von Wanddickenschwächung beispielsweise durch Flächenkorrosion, Abrasion oder Fremdkörperfretting hervorgerufen werden können, wurden mit Hilfe von FE-Rechnungen Versagenszeitflächen erzeugt. Im Bericht /SPE 12/ wird im Kapitel 4.5 die Methodik zur Erzeugung der Versagensflächen ausführlich erläutert. Die im Folgenden betrachteten Versagensflächen beziehen sich einheitlich auf die Druckstufen 9, 11, 13, 15 und 18 MPa. Als Temperaturstufen werden 25 Abstufungen zwischen 660 °C und 900 °C verwendet, welche sich jeweils um 10 °C unterscheiden.

Tab. 5.4 Angenommene Schädigungsstufen und Bauteilgeometrie des Dampferzeugerheizrohres (DEH)

Wandstärken-schädigung [%]	Außendurch-messer d_a [mm]	Innendurch-messer d_i [mm]	Wandstärke t [mm]
0	22,000	19,54	1,230
5	21,877	19,54	1,169
10	21,754	19,54	1,107
15	21,631	19,54	1,046
20	21,508	19,54	0,984

In Abb. 5.16 wird die errechnete Versagenszeitfläche exemplarisch für die Schädigungsstufe 0 % dargestellt. Ein mögliches Versagen oberhalb von 80.000 s wird nicht betrachtet und aus praktischen Gründen mit einer Versagenszeit von 80.000 s gleichgesetzt, da die FE-Rechnungen nur bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführt wurden.

Es wird deutlich, dass eine Erhöhung des Drucks oder der Temperatur eine Verringerung der Versagenszeit zur Folge hat. Mit steigender Schädigung (reduzierter Wandstärke) sinken die Versagenszeiten bei unveränderten Druck- und Temperaturlasten.

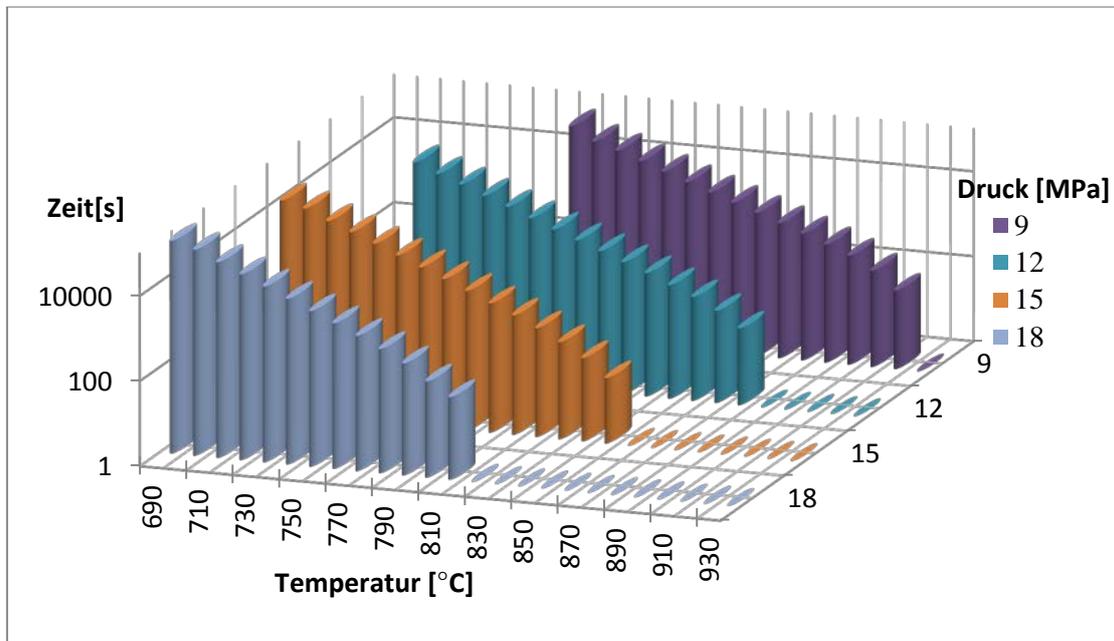


Abb. 5.16 Versagenszeitfläche des Dampferzeugerheizrohrs (ohne Schädigung)

5.3.4 Generierung von Larson-Miller-Parametern

Im Folgenden wird die Generierung von Larson-Miller (LM) Parametern gemäß des in Kapitel 4.5 (Gleichung 4.16, 4.17, 4.18) beschriebenen Ansatzes zusammengefasst.

Die werkstoffspezifischen Koeffizienten a_1 , a_2 und a_3 (siehe Gleichung 4.17 und 4.18) sowie der Parameter C (siehe Gleichung 4.16) sind in Tab. 5.5 für verschiedene Werkstoffe zusammengestellt. Mit Hilfe von numerischen Ausgleichsrechnungen wurden die entsprechenden Werte aus den Versagensflächen für den Werkstoff Alloy 800 (mod.) sowie als Referenz aus vergleichbaren Versagenszeitflächen für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 abgeleitet. Dazu wurde aus der Differenz der Versagenszeiten zwischen Versagenszeitflächen der mit einem Parametersatz (a_1 , a_2 und ggf. a_3 sowie C) berechneten Werte ein Fehler ermittelt: $r_i = \bar{t}_B - \tilde{t}_B$. Ziel der numerischen Optimierung ist die Minimierung der Summe der Fehlerquadrate $\min \sum_i r_i^2$. Dazu wird der in Microsoft Excel integrierte Solver verwendet.

Zum Vergleich sind in Tab. 5.5 auch Ergebnisse aus dem Bericht GRS-A-2598 /BOE 98/ für die Werkstoffe 22NiMoCr37 und X10CrNiNb18-9 aufgenommen /AZO 98/. Die Spalte mit der Bezeichnung „Anpassung“ gibt Auskunft über den bei der Ableitung der LM-Parameter verwendeten Temperatur- und Druckbereich. Bei Verwendung der aufgelisteten LM-Parameter müssen folgende Einheiten verwendet werden: Spannung [MPa], Zeit [h] und Temperatur [K]. Systemcodes, wie ATHLET oder MELCOR, beinhalten oft Versagensmodelle basierend auf dem LM-Ansatz, wobei zu beachten ist, dass die Programmeingaben teils in anderen Einheitensystemen erfolgen /CAD 94/.

Für den Werkstoff Alloy 800 (mod.) sind für die Geraden- und die Parabelanpassung jeweils zwei Parametersätze angegeben. Der erste Parametersatz wurde unter der Randbedingung einer kleinstmöglichen Abweichung von den Versagenszeiten (Minimierung der Summe der Fehlerquadrate) berechnet. Der zweite Parametersatz wurde unter der zusätzlichen Randbedingung $C = 15$ berechnet, welche sich an Literaturwerten orientiert. In diesem Fall erhöht sich die Summe der Fehlerquadrate der Geradenanpassung um etwa das Fünffache und bei der Parabelanpassung sogar um das Zehnfache.

Zur Bestimmung von LM-Parametern für Alloy 800 (mod.) aus einer entsprechenden Versagensfläche wurde der zugrunde liegende Belastungsbereich auf Temperaturen

von 690 °C bis 930 °C und Drücke von 9 MPa bis 18 MPa beschränkt, da diese Belastungen für Kernschmelz-Szenarien in DWR typisch sind. Es ist möglich, Versagenszeiten für niedrigere Drücke und Temperaturen zu berechnen, allerdings ist dabei ein Trend zu größeren Abweichungen zwischen FE-Rechnung und LM-Abschätzung zu beobachten. Die Parabelform ermöglicht in der Regel eine Anpassung mit geringerem Fehler, nachteilig ist jedoch eine notwendige Beschränkung auf einen Spannungsbereich, da der Wurzelausdruck bei hinreichend kleinen Werten negativ werden kann. Es sei betont, dass die hier angegebenen LMP nur für den betrachteten Belastungsbereich verwendet werden sollten.

Tab. 5.5 Zusammenstellung von LM-Parametern für verschiedene Werkstoffe

Werkstoff	Bauteil	Anpassung	a ₁	a ₂	a ₃	C
20MnMoNi5-5	HKL, DH	Gerade 610 – 1300 °C 0,5 – 18 MPa	2,7e4	-6,4e3		15
20MnMoNi5-5	HKL, DH	Parabel 610 – 1300 °C 0,5 – 18 MPa	7,9e3	2,3e8	-9,3e7	15
22NiMoCr37 ¹	RDB	Gerade 500 – 1140 °C 1 – 16 MPa	3,8e4	-9,3e3		19
X10CrNiNb18-9 ¹	VAL	Parabel 500 – 1140 °C 1 – 16 MPa	1,5e4	4,3e8	-1,6e8	22
Alloy 800 (mod.)	DEH	Gerade 690 – 930 °C 9 – 18 MPa	4,8e4 2,5e4	-8,9e3 -4,8e3		28 15
Alloy 800 (mod.)	DEH	Parabel 690 – 930 °C 9 – 18 MPa	1,6e4 1,9e4	4,3e8 5,6e8	-1,6e8 -1,5e8	25 15

¹ /BOE 98/

Zur Berechnung der Umfangsspannung, aus der sich wiederum der LMP berechnen lässt, wird in der Regel die „Kesselformel“ für dickwandige Rohre für die maximale Tangentialspannung σ_t (an der Innenseite des Rohres) verwendet:

$$\sigma_{t,i} = \frac{(r_a^2 + r_i^2)p_i - 2r_a^2 p_a}{(r_a + r_i)(r_a - r_i)} \quad (5.3)$$

$\sigma_{t,i}$ Tangentialspannung an der Innenseite des Rohres

$p_{i,a}$ Innen-/Außendruck

$r_{i,a}$ Innen-/Außendurchmesser

Die maximale Spannung (σ_{\max}), welche mit Hilfe der Kesselformel für dickwandige Rohre berechnet wurde, tritt an der inneren Oberfläche auf. Für dünnwandige Rohre lässt sich die Formel vereinfachen zu:

$$\sigma_t = (p_a - p_i) \frac{r_a + r_i}{2(r_a - r_i)} \quad (5.4)$$

Die Vorschäden in Dampferzeugerheizrohren können in Form einer Schwächung der Wandstärke in [%] bezogen auf die ursprüngliche Wandstärke berücksichtigt werden. Hierbei wird eine von der Außenwand ausgehende Schädigung angenommen, wodurch der äußere Durchmesser (D_a) und somit die Wandstärke (t) reduziert werden. Dies führt bei unveränderter Innendruckbelastung zu einer erhöhten Spannung. In Tab. 5.6 sind vergleichend Spannungen bei einem Innendruck (p_i) von 16,1 MPa für verschiedene Schädigungsstufen von 0 % (ohne Schädigung) bis 40 % gegenübergestellt.

Tab. 5.6 Einfluss der Schädigung auf die max. Spannungen an der Innenseite

Bauteil/Schädigung [%]	D_i [mm]	D_a [mm]	t [mm]	p_i [MPa]	σ_{\max} (innen) [MPa]
DEH / 0	19,54	22,00	1,23	16,1	136,4
DEH / 5	19,54	21,88	1,17	16,1	142,7
DEH / 10	19,54	21,75	1,11	16,1	150,1
DEH / 15	19,54	21,63	1,05	16,1	158,4
DEH / 20	19,54	21,51	0,98	16,1	167,8
DEH / 40	19,54	21,02	0,74	16,1	220,9

Es ist zu beobachten, dass eine Wandstärkenschwächung von 40 % bezogen auf die ursprüngliche Wandstärke ohne Schädigung eine Erhöhung der maximalen Spannung um ca. 62 % verursacht. Dabei werden Spannungen erreicht, die insbesondere bei hohen Temperaturstufen mit signifikanten plastischen Dehnungen verbunden sind (siehe Abb. 5.11).

In Abb. 5.17 und Abb. 5.18 werden zur Validierung für DEH aus dem Werkstoff Alloy 800 (mod.) für die beiden Schädigungsstufen 0 % und 20 % die mit Hilfe der beiden LM-Parametersätze berechneten Versagenszeiten für die Druckstufe 16,1 MPa den diskreten Versagenszeiten aus der mit FEM berechneten Versagenszeitfläche gegen-

übergestellt. Infolge der angenommenen 20%-Schädigung sinkt z. B. die Versagenszeit eines DEH bei 750 °C von ca. 3 h auf ca. 45 min. Die Werte liegen in der logarithmischen Darstellung annähernd auf einer Linie und weichen nur bei hohen Temperaturen in Richtung kürzerer Zeiten stark ab. Ein wesentlicher Grund für die Abweichung bei höheren Temperaturen ist, dass dort aufgrund der niedrigeren Zugfestigkeit und der größeren Kriechdehnrate der progressive Versagensvorgang gegenüber der anfänglichen kontinuierlichen Aufblähung einen größeren Zeit- bzw. Dehnungsanteil beansprucht. Die Nichtlinearitäten in den Materialeigenschaften, insbesondere das frühe Einsetzen signifikanter plastischer Dehnung sowie die nichtlineare Rückkopplung der Aufblähung und Wanddickenschwächung mit der Spannung, welche den progressiven Versagensvorgang verursachen, werden im vereinfachten LMP-Ansatz ebenfalls nicht berücksichtigt.

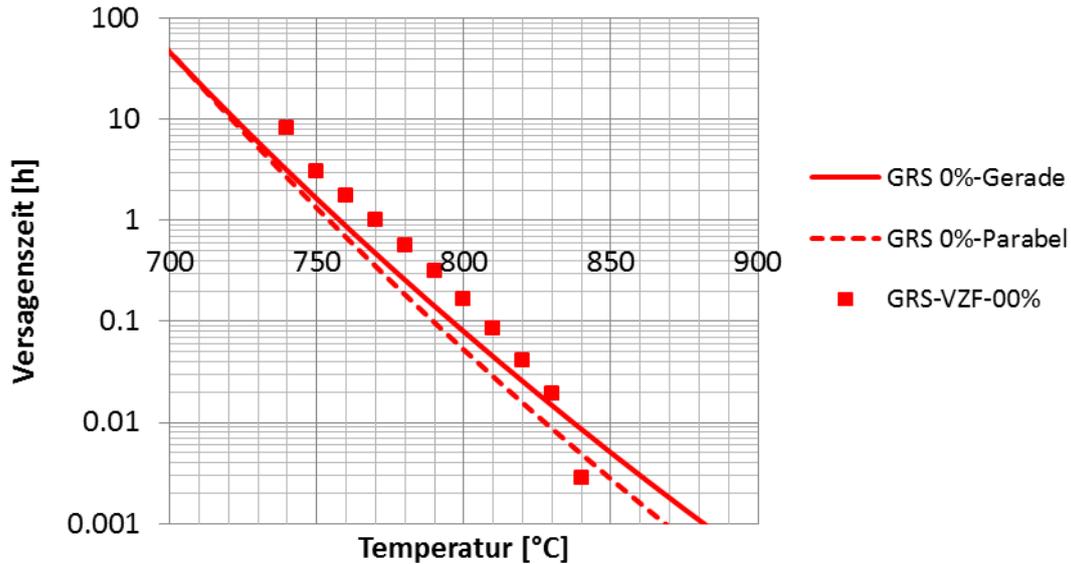


Abb. 5.17 Versagenszeiten der DEH (Schädigungsstufe 0 %) für den Differenzdruck 16,1 MPa (Sekundärseite druckentlastet)

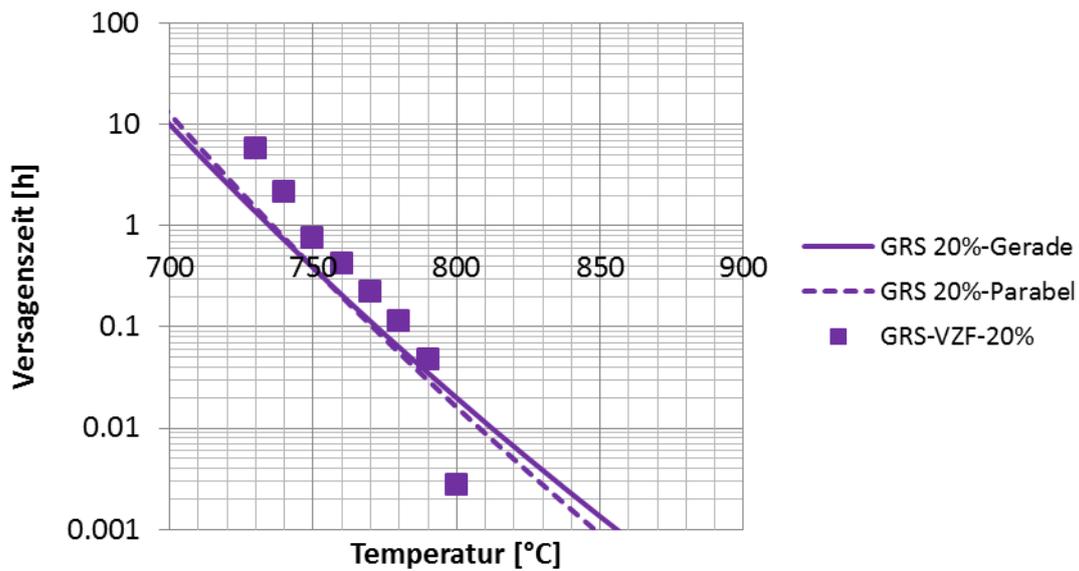


Abb. 5.18 Versagenszeiten der DEH (Schädigungsstufe 20 %) für den Differenzdruck 16,1 MPa (Sekundärseite druckentlastet)

Abb. 5.19 und Abb. 5.20 zeigen, dass sowohl die Parameterbeschreibung mit Hilfe der Parabelform als auch die mit der Geradenform innerhalb des hier betrachteten Belastungsbereichs durch Temperatur- und Drucklasten die berechneten diskreten Versagenszeiten bei 0 % Schädigung bis ca. 830 °C und bei 20 % Schädigung bis ca. 790 °C gut darstellen.

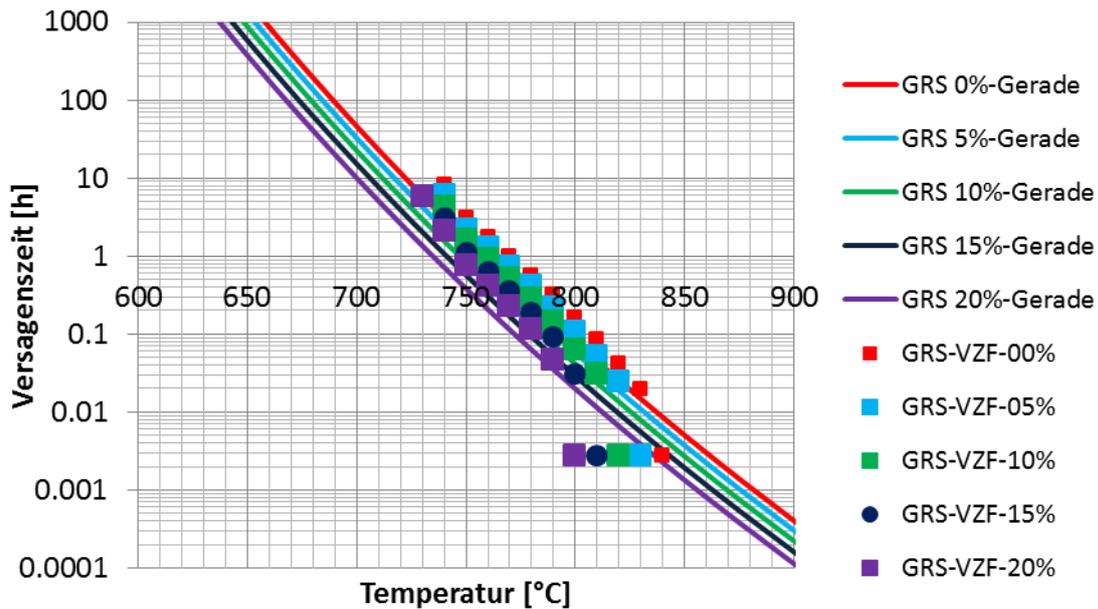


Abb. 5.19 Vergleich der Versagenszeiten der DEH für die Schädigungsstufen 0 % – 20 % (Geradenanpassung, Differenzdruck 16,1 MPa)

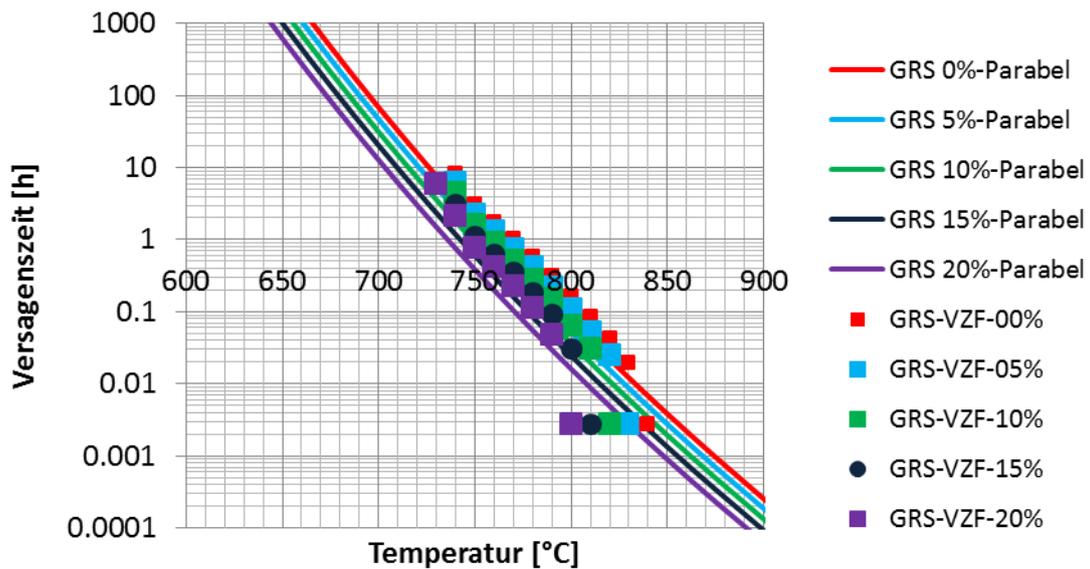


Abb. 5.20 Vergleich der Versagenszeiten der DEH für die Schädigungsstufen 0 % – 20 % (Parabelanpassung, Differenzdruck 16,1 MPa)

In Abb. 5.21 werden Ergebnisse mit verschiedenen LM-Parametersätzen der GRS, welche aus den Versagenszeitflächen abgeleitet wurden, zusammen mit Literaturwerten /KFA 85/, /MPA 16/, /MAR 99/, /SAN 15/, /SMC 04/ dargestellt, welche sich einerseits durch die Auswahl verschiedener C-Werte (C=15, C=28, C=30) sowie die Wahl von Geradenanpassung (G) bzw. Parabelanpassung (P) unterscheiden.

Es ist zu beobachten, dass die berechneten Versagenszeiten, die mit Hilfe der in Tab. 5.5 angegebenen Parametersätze „Geradenanpassung (G), C=28“ und „Parabelanpassung (P), C=30“, welche die geringsten Abweichungen von den Werten der Versagenszeitflächen basierend auf FEM aufweisen, innerhalb des Streubandes entsprechender Werte basierend auf Parametersätzen der Literaturquellen liegen. Weiterhin lassen sich große Unsicherheiten in der Quantifizierung von Versagenszeiten basierend auf LM-Parametersätzen erkennen.

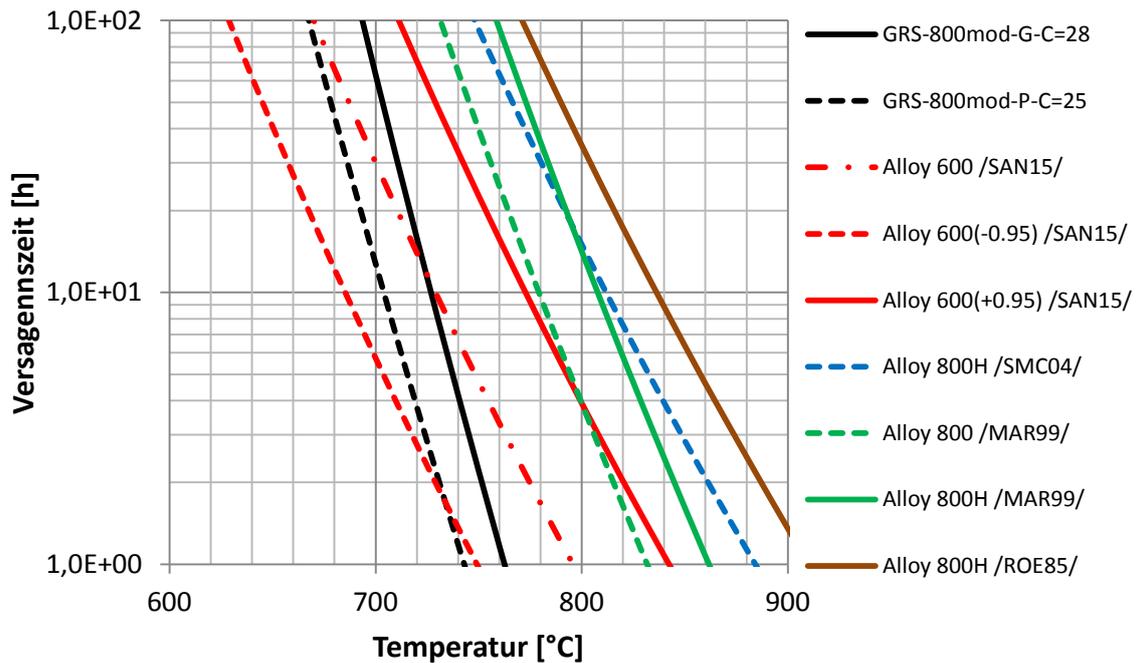


Abb. 5.21 Vergleich der berechneten Versagenszeiten mit LM-Parametersätzen der GRS und aus der Literatur (Betriebsdruck 16,1 MPa)

In Abb. 5.22 ist die Abhängigkeit des LM-Parameters von der Nennspannung dargestellt. Hierbei werden die Parametersätze der GRS für C-Werte von 28 mit Ergebnissen aus /MPA 16/ verglichen. Die GRS-Daten decken einen Spannungsbereich von 25,4 MPa bis 152,5 MPa ab, während durch die MPA-Daten Nennspannungsbereiche von 1 MPa bis ca. 300 MPa abgedeckt werden. Insgesamt ist eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen dem besten GRS-Parametersatz (Geradenanpassung, C=28) und den Ergebnissen der MPA-Stuttgart zu beobachten. Im besonders relevanten Bereich zwischen ca. 50 und 150 MPa ist die Übereinstimmung zufriedenstellend.

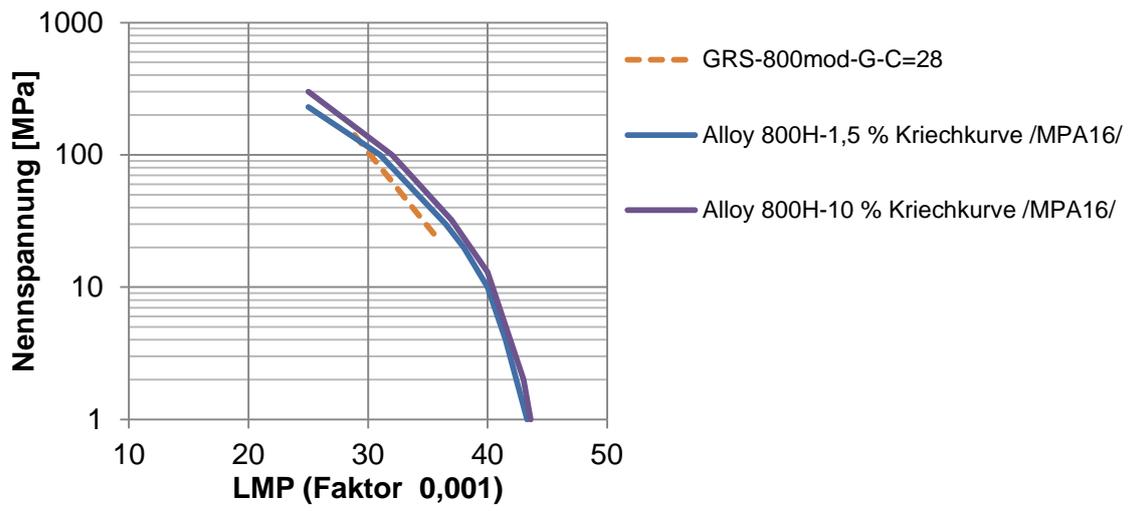


Abb. 5.22 Vergleich der Abhängigkeiten des LM-Parameters von der Nennspannung für Alloy 800mod (GRS) mit Alloy800H aus /MPA 16/

6 Parameterstudien zum Komponentenverhalten bei Kernschmelz-Szenarien

6.1 Nachrechnung eines Großversuchs zum Versagen einer HKL

6.1.1 Beschreibung des Versuchs

1988 führte die MPA der Universität Stuttgart einen Großversuch zum Verhalten einer DWR-Hauptkühlmittelleitung unter auslegungsüberschreitenden Lasten durch /MPA 88/. Der Versuchskörper (Abb. 6.1) bestand aus einem Versuchsrohr, welches sich in Geometrie und Werkstoff an Hauptkühlmittelleitungen deutscher DWR anlehnte, sowie zwei daran angeschweißten Verlängerungsrohren mit größeren Wandstärken, die jeweils mit Böden druckdicht verschlossen wurden. Ultraschallmessungen ergaben Wanddicken zwischen 47,0 und 47,3 mm. An einem Ende des Prüfkörpers wurden Ösen angebracht, um diesen in aufrechter Position hängend und somit frei von äußeren Lagerungskräften an einem mechanisch steifen Fixpunkt befestigen zu können.

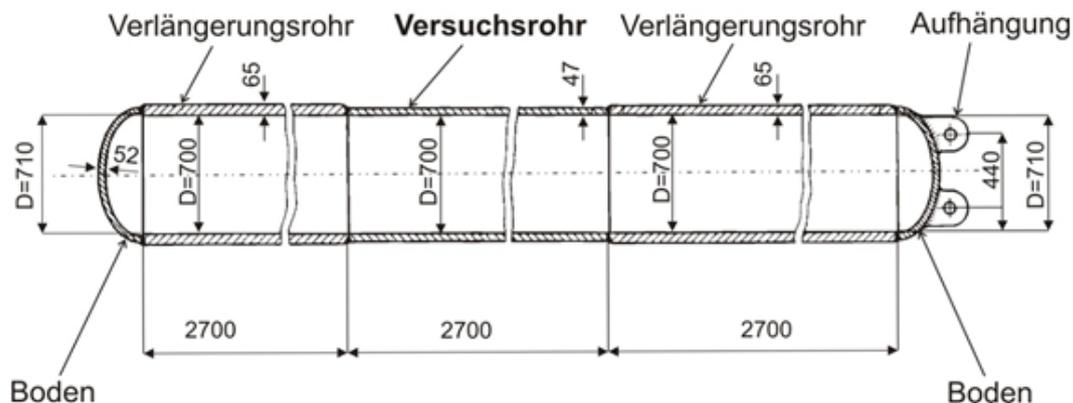


Abb. 6.1 Geometrie des Versuchskörpers /MPA 88/

Als Material wurde der ferritische Werkstoff 20MnMoNi5-5 verwendet. Der Versuchskörper wurde 6.5 h bei 920 °C, 7.5 h bei 640 °C und 8 h bei 660 °C Wärmebehandlungen unterzogen. Eine Plattierung wurde nicht aufgebracht. Bei Ultraschallmessungen wurden keine Rissanzeigen dokumentiert.

Der Prüfkörper wurde Belastungen ausgesetzt, wie sie für Kernschmelz-Szenarien bei hohem Druck typisch sind. So wurde ein Innendruck durch komprimierte Luft über einen Kompressor und eine Anschlussleitung an der unteren Endkappe aufgebracht. Das Volumen der Verlängerungsrohre und ein Drucklufttank sollten dabei eine Volu-

menzunahme durch Verformung kompensieren. Eine Beheizung erfolgte durch Induktionsschleifen mit einer Maximalleistung von 1120 kW, die rund um das zentrale Prüfrohr angebracht wurden. Die Beheizung wurde nach außen zusätzlich isoliert. Der Versuch wurde mit einem Manometer, mehreren innen- und außenliegenden Temperatursensoren, mehreren radialen und axialen Wegaufnehmern sowie Beschleunigungssensoren instrumentiert.

Nach einer Auffüllphase befand sich der Versuchskörper bei $t = 0$ s auf einem Druckniveau von 12,7 MPa. Innerhalb von ca. 4300 s wurde der Druck auf ein Niveau von 16,54 MPa $\pm 0,13$ /-0,31 MPa angehoben (Abb. 6.2).

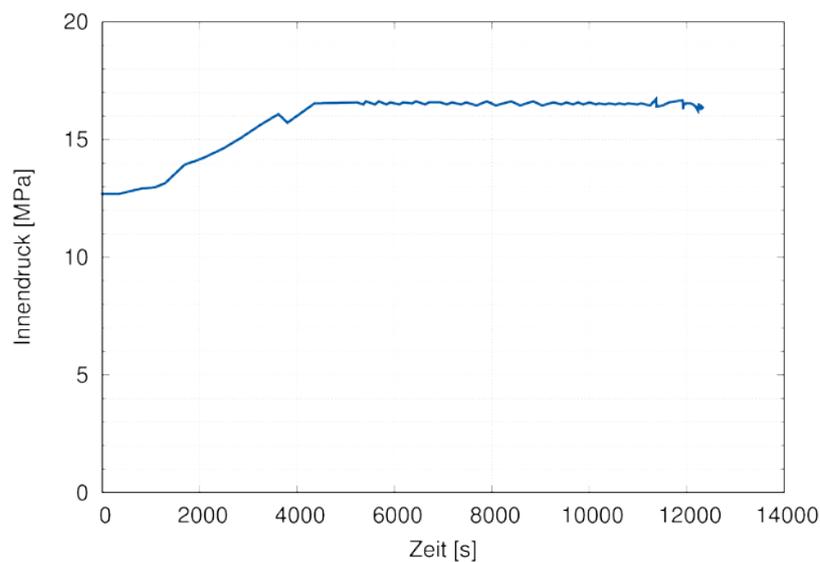


Abb. 6.2 Innendruck während des Experiments /MPa 88/

Abb. 6.3 zeigt die gemessene Temperatur auf der Höhe der axialen Symmetrieebene für jeweils vier außen und innen entlang des Umfangs angebrachte Temperatursensoren. Die Induktionsspulen wurden manuell gesteuert und die Temperatur mit einem Gradient von ca. 4 K/min (Phase I), später 7 K/min (Phase II) erhöht und dann annähernd konstant belassen (Phase III). Aufgrund der äußeren Beheizung stellte sich über die Wand ein Temperaturgradient ein. Die Temperaturverteilung war in axialer Richtung über das Versuchsrohr annähernd gleich und fiel zum Übergang zu den Verlängerungsrohren hin ab. Die Genauigkeit der Temperatursensoren betrug ± 2 °C.

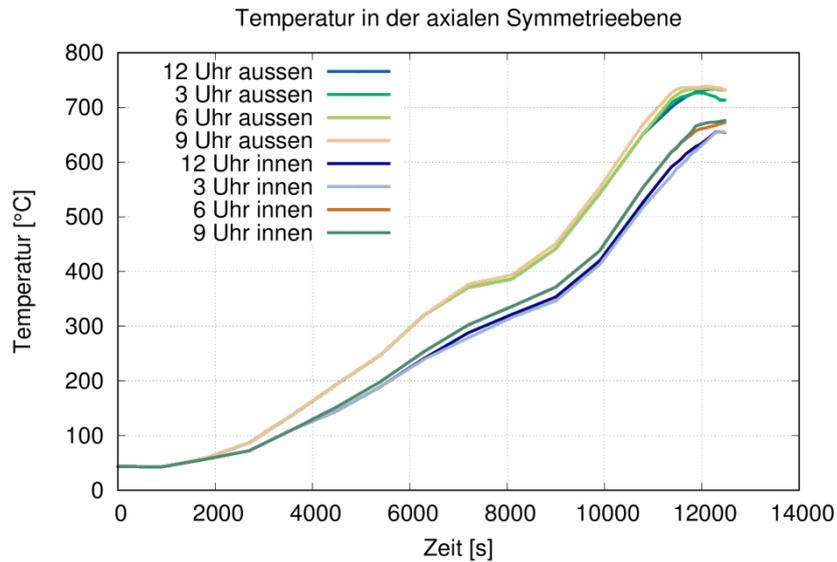


Abb. 6.3 Gemessene Temperatur an den Sensoren entlang der axialen Symmetrieebene /MPA 88/

Abb. 6.4 und Abb. 6.5 zeigen die radiale und axiale Aufweitung in der axialen Symmetrieebene bzw. die daraus errechneten durchschnittlichen Umfangsdehnungen und axialen Dehnungen. Die radiale Aufweitung wurde über Drähte erfasst, die radial an der Oberfläche befestigt und mit Wegaufnehmern verbunden waren. Die axiale Aufweitung wurde über Drähte mit einer Länge von 400 mm erfasst, die an zwei Oberflächenpunkten jeweils 200 mm über und unter der axialen Symmetrieebene befestigt waren.

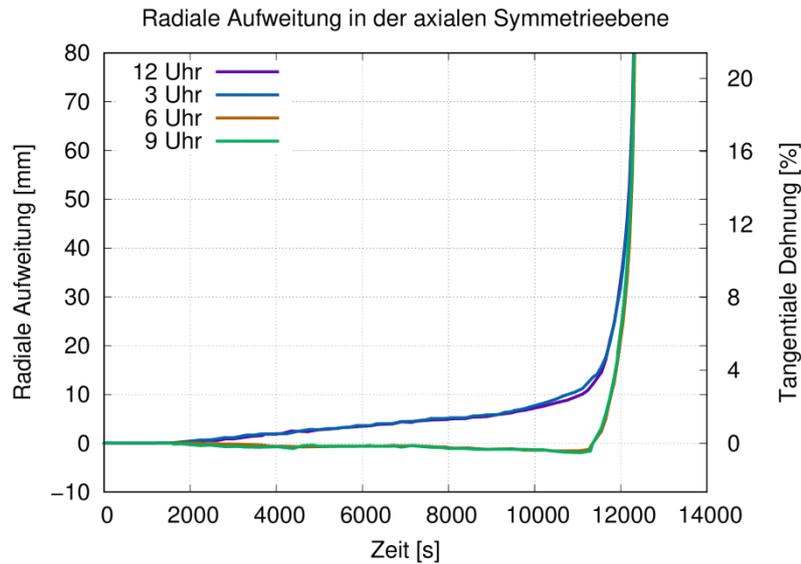


Abb. 6.4 Gemessene radiale Verschiebung und entsprechende durchschnittliche Dehnung an den Sensoren entlang der axialen Symmetrieebene /MPA 88/

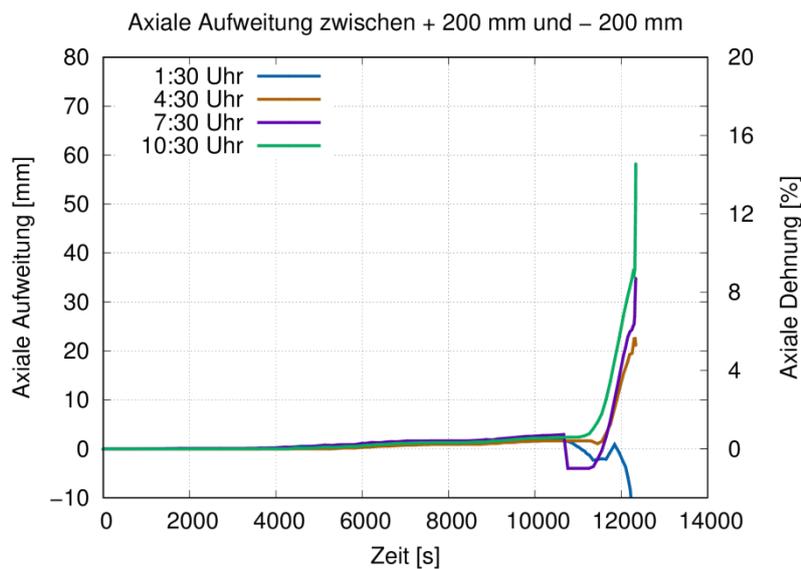


Abb. 6.5 Gemessene axiale Verschiebung und entsprechende durchschnittliche Dehnung im Bereich der Symmetrieebene /MPA 88/

Eine signifikante Verformung zeigte sich erst gegen Ende des Versuchs. Der Versuchskörper blähte sich dabei mittig bis zu einer Verformung von etwa 30 % auf, bevor er nach etwa 12476 s durch einen zentral liegenden Riss versagte, welcher sich längs ausbreitete und nach Umlenkung an der Schweißnaht zu einem Abriss eines Verlängerungsrohrs führte (Abb. 6.6). Das explosionsartige Versagen zerstörte den Versuchsaufbau vollständig.

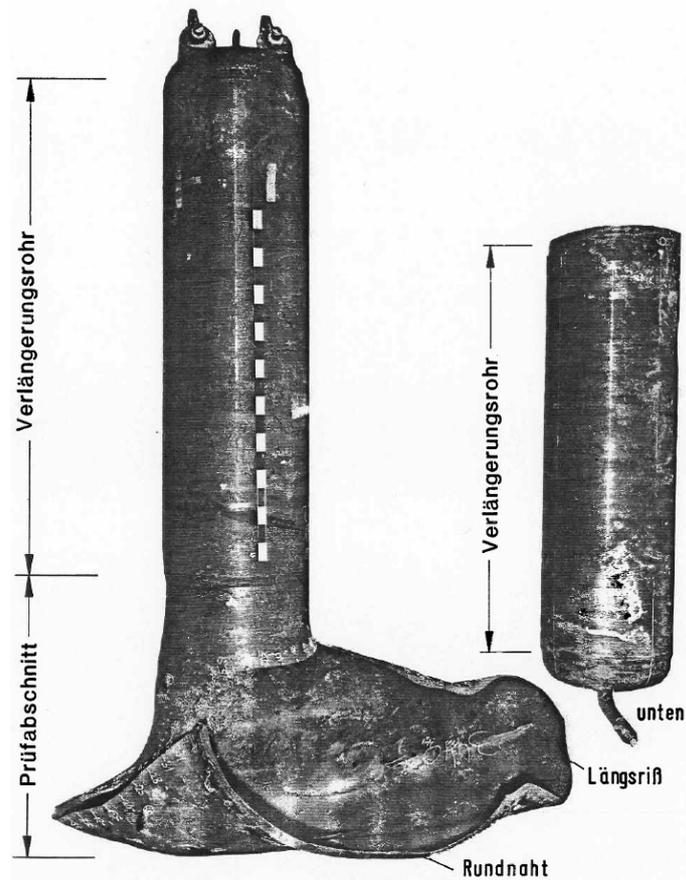


Abb. 6.6 Testkörper nach dem Versagen /MPA 88/

6.1.2 2D-Analysemodell

Das 2D-Analysemodell nutzt die Symmetrie des Experiments bezüglich Geometrie und Belastung. Die (geringe) Temperaturabhängigkeit in Axial- und Umfangsrichtung wird dabei vernachlässigt. Obwohl in diesem Fall ein 1-dimensionales Modell grundsätzlich ausreichen würde, wurde aus praktischen Gründen ein zweidimensionales Netz von 4x40 quadratischen Elementen gewählt (Abb. 6.7, Abb. 6.8).

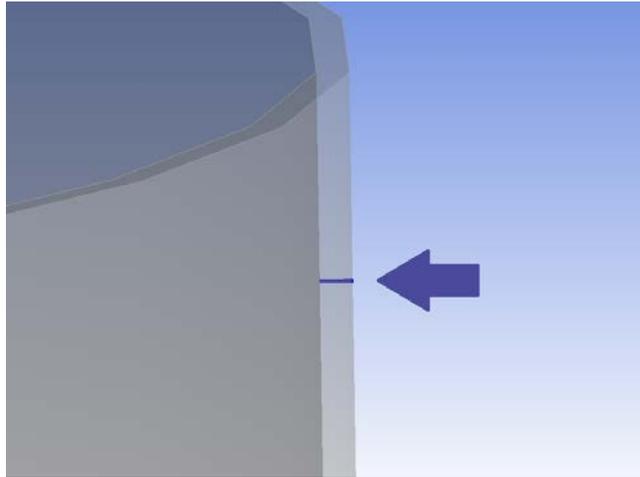


Abb. 6.7 Simulierter Ausschnitt als Teil des Gesamtrohrs

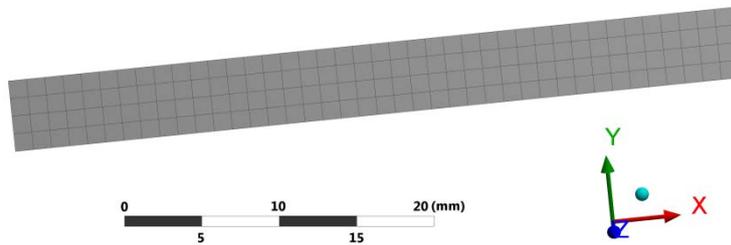


Abb. 6.8 Vernetzung des 2D-Modells

Das verwendete Materialmodell für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 wurde in Kapitel 5.1 beschrieben.

Das Temperaturfeld wurde rekonstruiert, indem der mechanischen Rechnung eine thermische Rechnung basierend auf den Sensormessungen vorgeschaltet wurde. Um die Frage zu untersuchen, welche Temperatursensoren idealerweise zur Reproduktion des Versagens herangezogen werden sollen, wurden vier verschiedene Sätze von Randbedingungen erzeugt (Tab. 6.1). Für TH1 wurde die Temperatur an der späteren Versagensstelle anhand der acht umliegenden Sensoren ermittelt, indem je vier Sensoren außen und innen gewichtet nach Abstand interpoliert wurden. TH2 nutzt eine Mittelung von je 12 Sensoren innen und außen im zentralen Rohrbereich (schematisch -320 mm und +320 mm bezogen auf die axiale Symmetrieebene), TH3 verwendet jeweils die Sensoren innen und außen mit den globalen Maxima gegen Ende des Versuchs. Theoretisch sind dabei noch höhere Temperaturspitzen zwischen den Sensormessstellen möglich, die hier nicht abgedeckt werden. TH4 nutzt die interpolierte Temperatur an dem im 3D-Modell (Abschnitt 6.1.3) vorhergesagten Versagensort.

Tab. 6.1 Übersicht über die in den verschiedenen Rechnungen verwendeten Randbedingungen bezüglich der Temperatur

Simulation	Randbedingungen bezüglich der Temperatur
TH1	Lokale Interpolation an der späteren Versagensstelle
TH2	Arithmetische Mittelung der Sensoren in der Rohrmitte
TH3	Temperaturen des Sensors mit globalem Maximum
TH4	Lokale Interpolation an der Versagensstelle des 3D Modells

Randbedingungen für die mechanische Analyse (Abb. 6.9) sind das in der thermischen Rechnung ermittelte Temperaturfeld, der Innendruck sowie eine konstante Ersatzkraft in Axialrichtung. Eine Erhöhung der Axialkraft durch die Aufweitung des Versuchskörpers und eine dadurch bedingte Vergrößerung der wirksamen Fläche in der Endphase des Versuchs wurden vernachlässigt. Die Fixierung des Modells erfolgt über eine Fixierung der Translation der Knoten an der Oberseite in Y-Richtung und eine Kopplung der Translation der Knoten an der Unterseite in Y-Richtung.

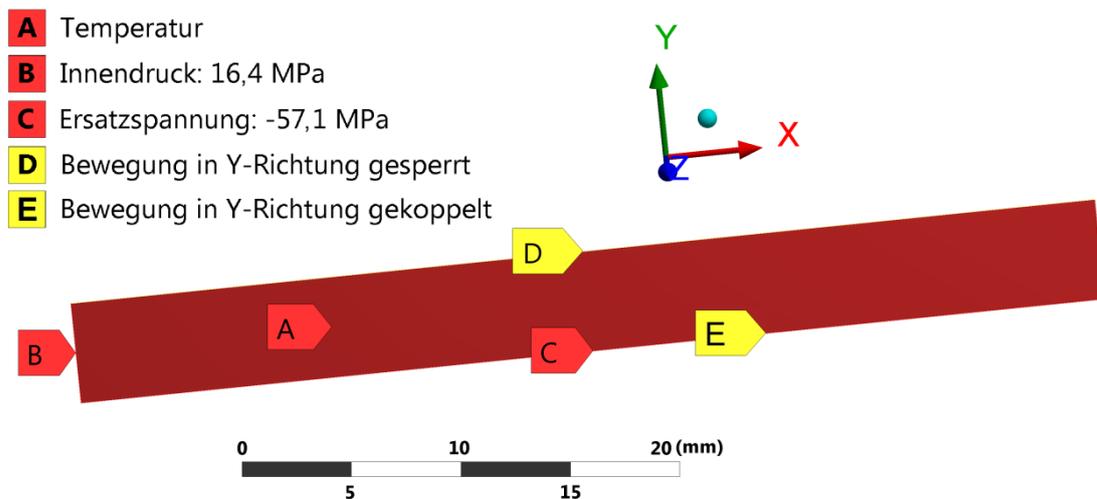


Abb. 6.9 Randbedingungen für die strukturmechanische Rechnung

Die Unterteilung der Zeitschritte wurde entsprechend den Beobachtungen im Experiment zu Beginn gröber und in der Phase mit signifikanter Verformung feiner gewählt. Die Rechnung wurde ferner unter Berücksichtigung großer Verformungen durchgeführt. Als Versagenskriterium wird das Instabilitätskriterium nach /CHA 94/ (vgl. Kapitel 4.4) verwendet.

Bis 10500 s sind mit Ausnahme der thermischen Dehnung keine signifikanten Verformungen zu beobachten. Danach beginnt eine kriechdehnungsgesteuerte Aufblähung

des Rohres, bis eine signifikante plastische Dehnung einsetzt und schnell zu plastischer Instabilität führt. Neben der nichtlinearen Lastrückkopplung durch Aufblähung des Rohres und Wanddickenminderung tragen auch die überproportionale Spannungsabhängigkeit der Kriechdehnungsgeschwindigkeit, die nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie die hier zunächst nicht betrachtete Temperaturerhöhung durch Energiefreisetzung im Material (vgl. Kapitel 6.2.3) zum progressiven Charakter des Versagensvorgangs bei.

Abb. 6.10 stellt die gemessenen sowie die simulierten radialen Aufweitungen für die vier Sätze von thermischen Randbedingungen dar.

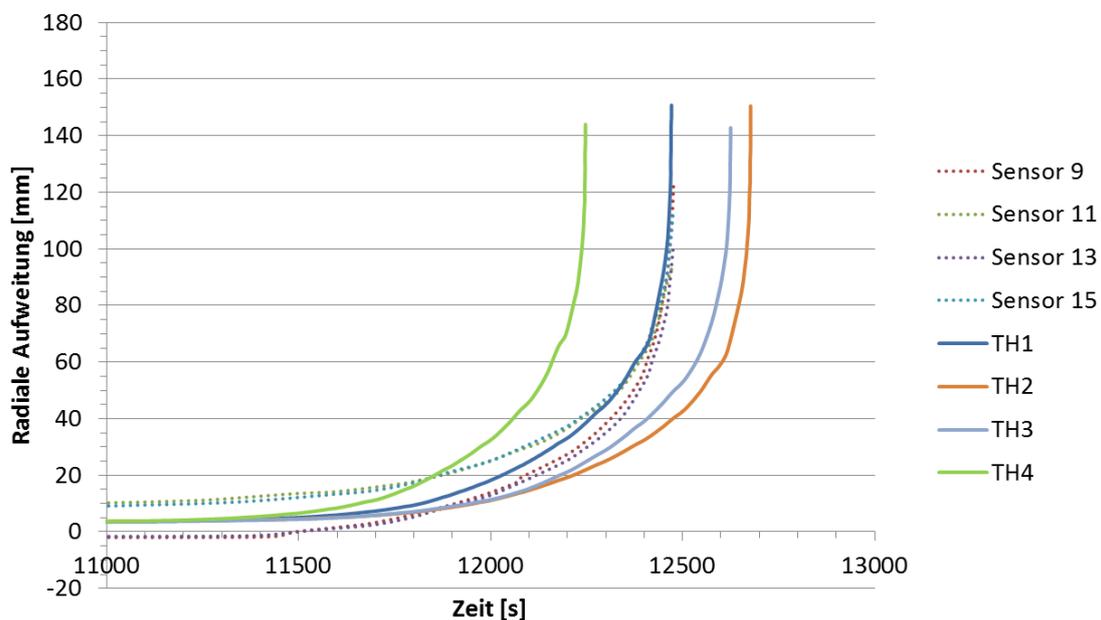


Abb. 6.10 Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Randbedingungen

Trotz geringfügiger Unterschiede zwischen den Temperatursensoren weichen die errechneten Versagenszeitpunkte stark voneinander ab. Die berechnete radiale Aufweitung von TH1 (interpolierte Temperatur am späteren Versagenspunkt) ist in sehr guter Übereinstimmung mit den experimentellen Werten. Die Verwendung einer arithmetischen Mittelung mehrerer Sensoren (TH2) führt wie vermutet zu einem später vorausgesagten Versagen. Die Wahl der Temperatursensoren mit dem globalen Maximum gegen Versuchsende (TH3) ist überraschenderweise nicht konservativ bezüglich der Versagenszeit. Dies spricht dafür, dass statt dem Temperaturwert gegen Versuchsende vielmehr der Verlauf der Temperatur in der gesamten Endphase ausschlaggebend ist. Die Randbedingungen TH4 zeigen sich konservativ. Schon geringe Einflüsse, bei-

spielsweise Abweichungen der Wanddicke oder ein früheres Einsetzen von Verformung an einer anderen Stelle können der Grund sein, warum an der bezüglich der Temperatur konservativen Stelle nicht auch im Experiment ein Versagen erfolgte. Die radiale Aufweitung bei Versagen stimmt insgesamt gut mit dem Experiment überein.

Abb. 6.11 zeigt die gemessene und die simulierte axiale Aufweitung gegen Ende des Versuchs für die vier Sätze von thermischen Randbedingungen.

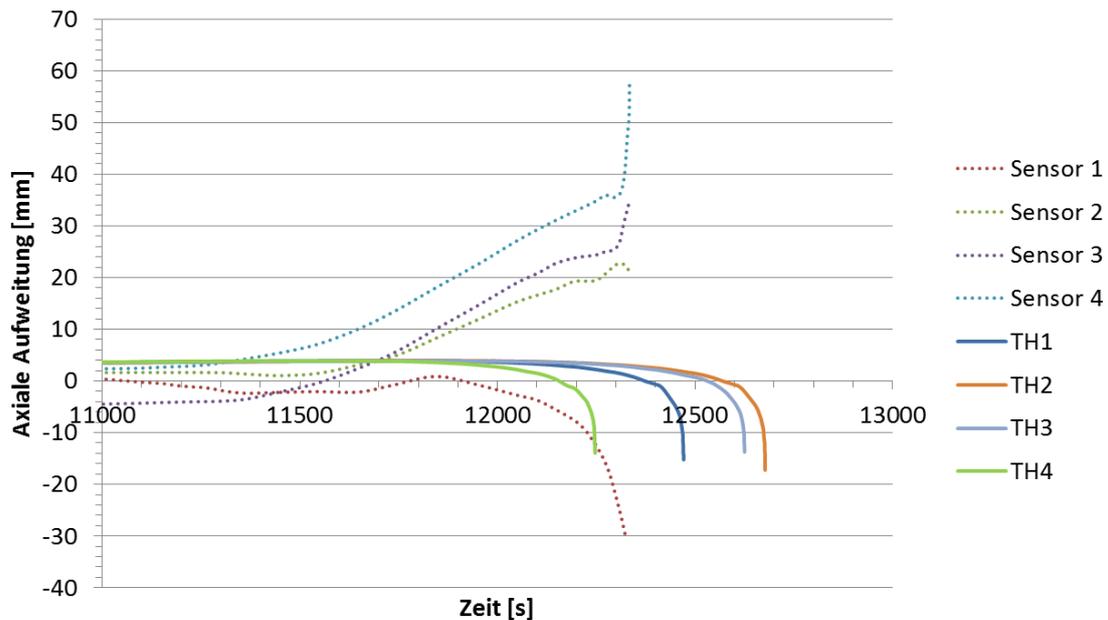


Abb. 6.11 Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Randbedingungen

Ab ca. 10500 s unterscheiden sich die simulierten und die experimentellen Werte der Sensoren 2, 3 und 4 stark. In der Simulation überwiegt die Querkontraktion aus der Aufwölbung die Kriechverformung in Axialrichtung. Eine Ursache dafür könnte eine Beeinflussung der Wegaufnehmer durch die Aufwölbung sein, sodass die axiale Aufweitung falsch wiedergegeben wird. Die abweichenden Daten des Sensors 1 lassen eine asymmetrische Aufwölbung mit einer Art bananenförmiger Verformung des Versuchskörpers vermuten. Weiterhin führt die Annahme einer konstanten axialen Ersatzkraft im Modell ohne Berücksichtigung einer Vergrößerung durch Aufblähung möglicherweise ebenfalls zu einer Unterschätzung der axialen Dehnung gegen Versuchsende.

Die axiale Aufweitung bis etwa zum Zeitpunkt 1000 s (Abb. 6.12) wird durch thermische Dehnung aufgeprägt und ist, unter Berücksichtigung einer notwendigen Straffung

des Seils zum Wegaufnehmer, in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Werten.

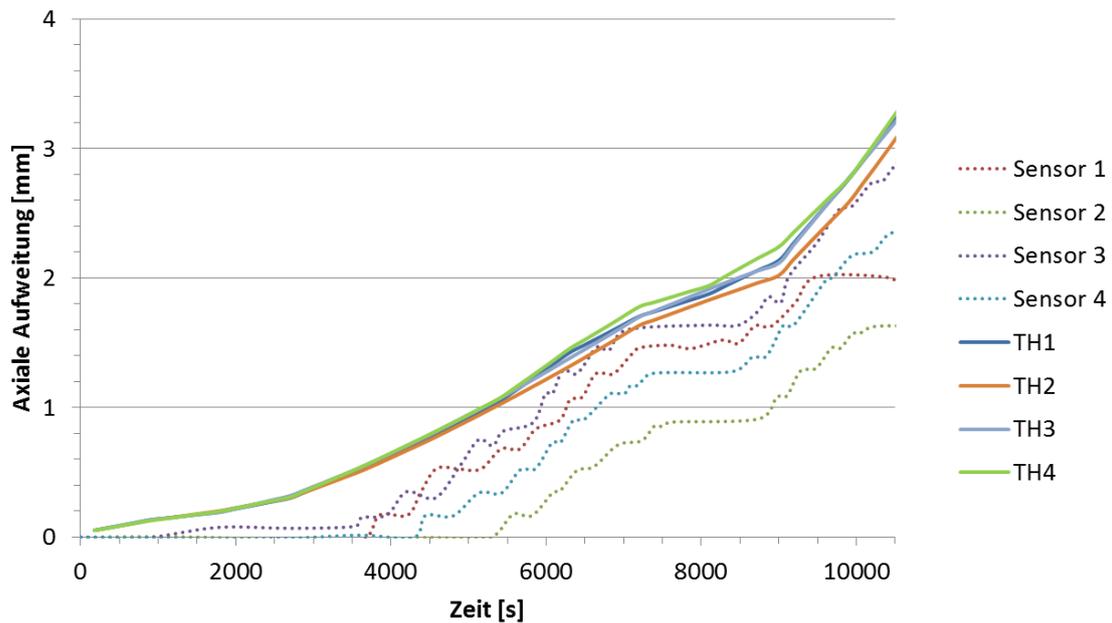


Abb. 6.12 Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen im Bereich bis etwa 10000 s

Tab. 6.2 enthält die errechneten Versagenszeiten für die verwendeten Randbedingungen sowie die Zeitdifferenzen zur gemessenen Versagenszeit.

Tab. 6.2 Vergleich der Versagenszeiten zwischen Experiment und Nachrechnung

Randbedingungen	Versagenszeit [s]	Zeitdifferenz [s]
Experiment	12476	0
TH1	12471	-5
TH2	12677	+201
TH3	12625	+149
TH4	12247	-229

Abb. 6.13 zeigt die radiale Aufweitung der durchgeführten Parameterstudie bezüglich der initialen Wandstärke unter Verwendung der Randbedingungen TH1. Die initiale Wandstärke wurde jeweils um $\pm 5\%$ bzw. $\pm 2,35\text{ mm}$ verändert.

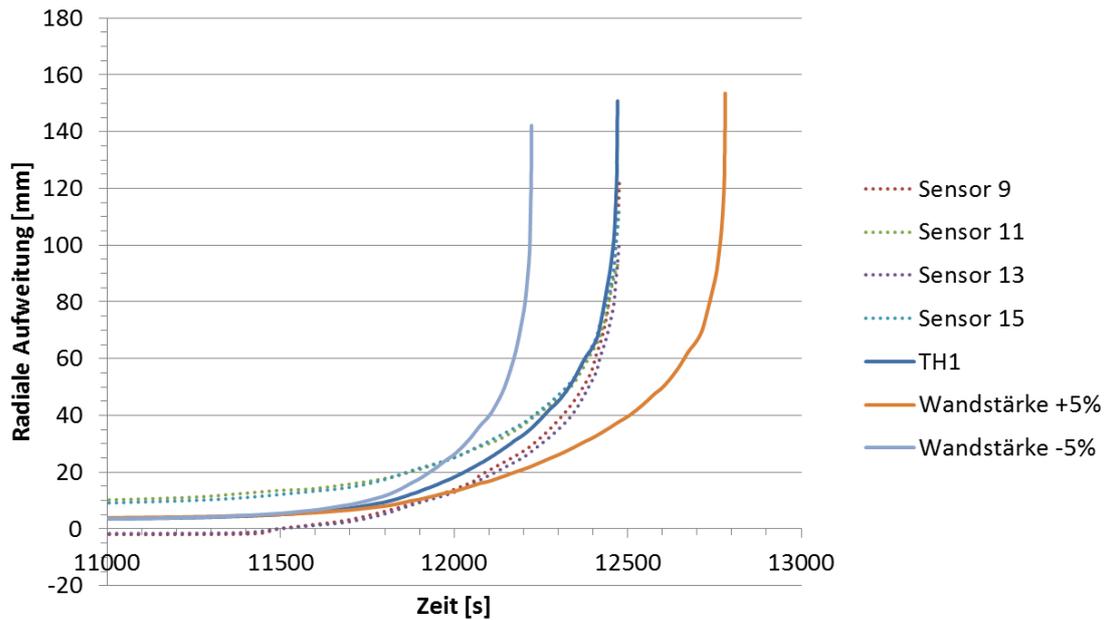


Abb. 6.13 Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Wandstärken

Die Wanddicke beeinflusst die Spannung in der Wand und damit die Versagenszeit. Tab. 6.3 enthält die entsprechenden Versagenszeiten und die Zeitdifferenzen zwischen berechneten Werten zur gemessenen Versagenszeit.

Tab. 6.3 Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Wanddicken

Randbedingungen	Versagenszeit [s]	Zeitdifferenz [s]
Experiment	12476	0
TH1	12471	-5
Wanddicke +5 %	12781	+305
Wanddicke -5 %	12223	-253

Abb. 6.14 zeigt die radiale Aufweitung der durchgeführten Parameterstudie bezüglich des Innendruckniveaus.

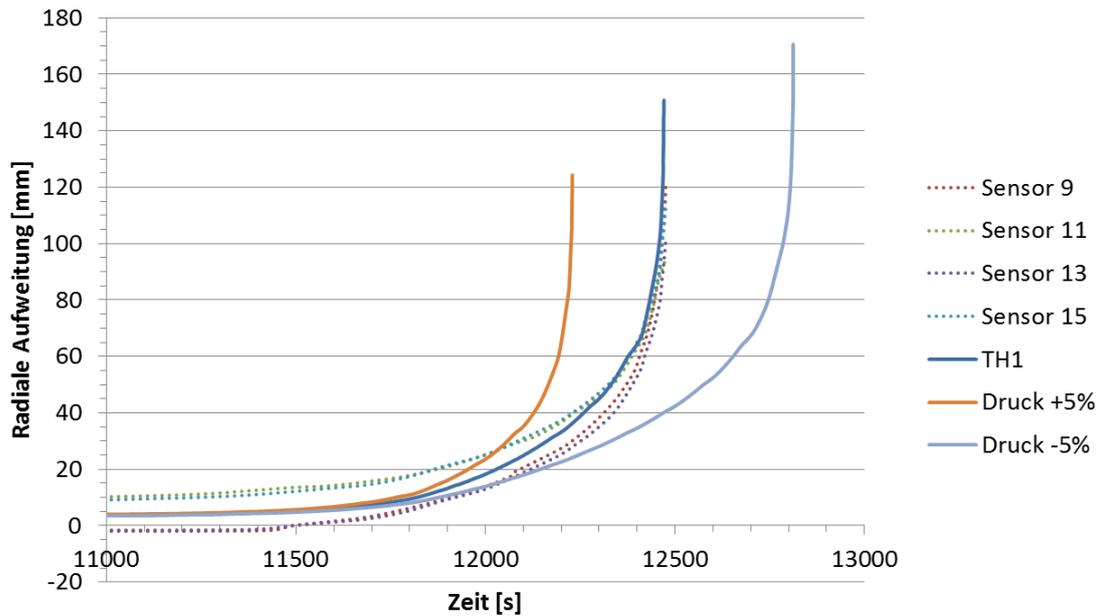


Abb. 6.14 Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Druckniveaus

Da sich das Druckniveau ebenso wie die Wandstärke auf die Spannung in der Wand auswirkt, zeigt sich eine ähnliche Abhängigkeit. Tab. 6.4 enthält die entsprechenden Versagenszeiten.

Tab. 6.4 Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Druckniveaus

Randbedingungen	Versagenszeit	Zeitdifferenz [s]
Experiment	12476 s	0
TH1	12471 s	-5
Druckniveau +5%	12229 s	-247
Druckniveau -5%	12812 s	+336

Die Ergebnisse des vereinfachten 2D-FE-Modells stimmen gut mit dem Experiment überein, hängen aber stark von den gewählten Randbedingungen für die Temperatur ab. Neben Temperaturniveau als Haupteinfluss haben auch die Wanddicke und das Druckniveau signifikanten Einfluss auf die Versagenszeit.

6.1.3 3D-Analysemodell

Das komplexere 3D-FE-Modell berücksichtigt die lokale Abhängigkeit der Temperatur. Dazu werden drei aufeinanderfolgende Berechnungen durchgeführt. In einer ersten

thermischen Berechnung wird das Temperaturfeld an der Innen- und Außenfläche des Rohres aus den Angaben der Temperatursensoren rekonstruiert (Abb. 6.15). In einer zweiten thermischen Berechnung werden diese Temperaturfelder als Randbedingungen verwendet, um die Temperatur im gesamten Körpervolumen zu errechnen. Im letzten Schritt wird diese Temperatur auf eine mechanische Rechnung neben Innendruck und Ersatzkraft als Randbedingung angewendet (Abb. 6.16). Dabei wird nur ein Teil des Versuchskörpers modelliert. Die Befestigung des Modells erfolgt an einer Schnittfläche derart, dass keine unphysikalischen Effekte in das Modell eingebracht werden.

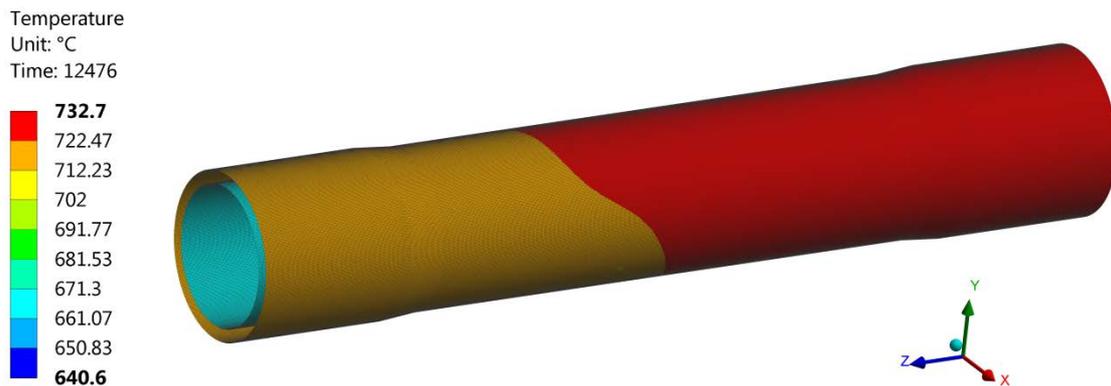


Abb. 6.15 Oberflächentemperatur zum Zeitpunkt des Versagens

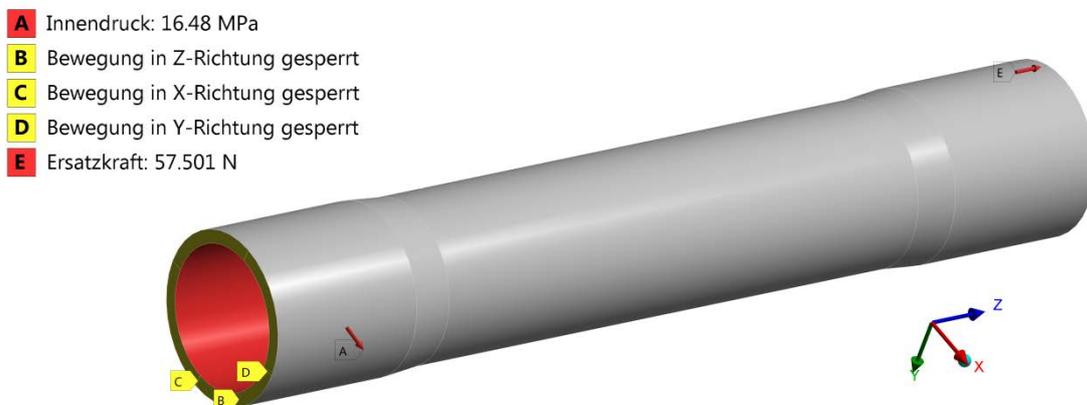


Abb. 6.16 Randbedingungen des 3D-Analysemodells

Die Feinheit der Vernetzung wurde so gewählt, dass über die Rohrwand mindestens vier Elementschichten entstehen, was in Vorstudien als Kompromiss zwischen numerischer Genauigkeit und notwendiger Ressourcen zur Berechnung ermittelt wurde. In Bezug auf den Diskretisierungsfehler schneidet das 3D-Modell gegenüber dem 2D-Modell somit etwas schlechter ab.

Abb. 6.17 zeigt die maximale radiale Aufweitung des komplexen 3D-Modells im Vergleich zu den Ergebnissen des vereinfachten 2D-Modells mit verschiedenen thermischen Randbedingungen und des Experiments.

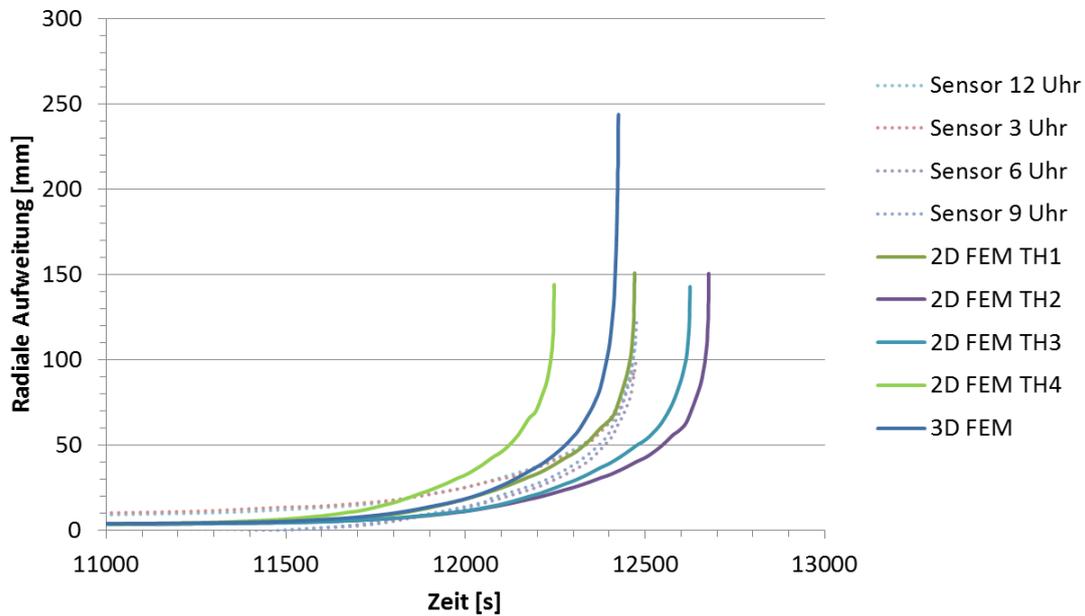


Abb. 6.17 Vergleich zwischen Simulationen und Experiment für die maximale radiale Aufweitung

Die experimentell ermittelte Aufweitung kann gut rekonstruiert werden. Dabei entfällt die Problematik der Wahl der Randbedingungen gegenüber der 2D-Modellierung. Die radiale Aufweitung bei Versagen ist signifikant größer. Möglicherweise beeinflussen sich benachbarte Bereiche mit unterschiedlichen Kriechgeschwindigkeiten gegenseitig.

Im Vergleich zum Experiment kann die Asymmetrie der radialen Aufweitung nicht in der Simulation reproduziert werden, das axiale Maximum ist jedoch wie im Experiment etwas verschoben. Der Punkt des Versagens in der Simulation ist nahe dem rekonstruierten Punkt des Versagens im Experiment. Abb. 6.18 zeigt die Vergleichskriechdehnung kurz vor Versagen.

Equivalent Creep Strain
Unit: mm/mm
Time: 12426

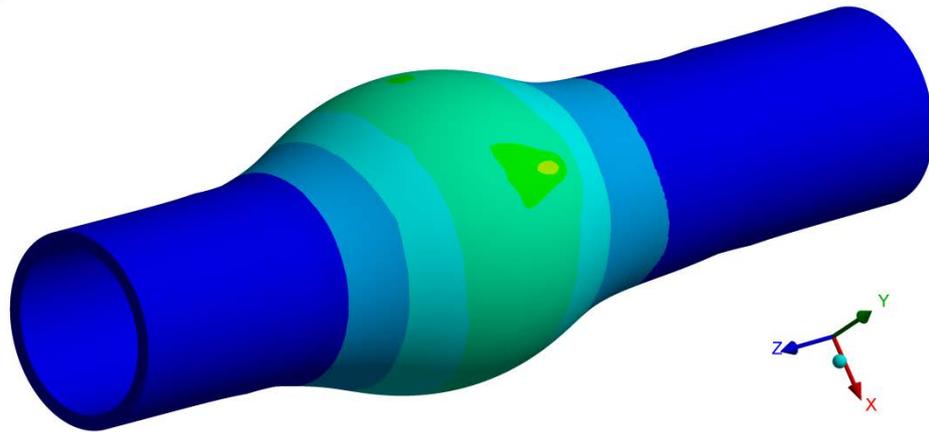
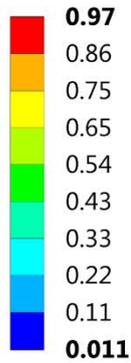


Abb. 6.18 Falschfarbendarstellung der Vergleichskriechdehnung kurz vor Versagen mit Darstellung der Verformung im Originalverhältnis

In Abb. 6.19, Abb. 6.20 und Abb. 6.21 werden die radialen Aufweitungen an verschiedenen axialen Positionen (+850 mm, ± 0 mm und 1050 mm) zwischen Experiment und Nachrechnung verglichen.

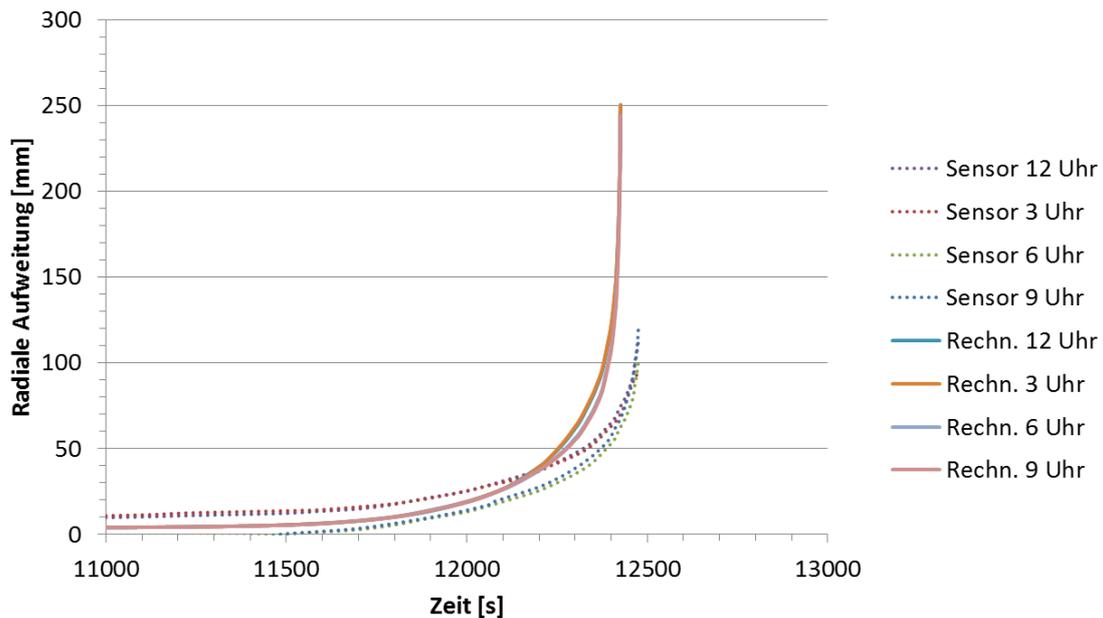


Abb. 6.19 Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei ± 0 mm axialer Länge

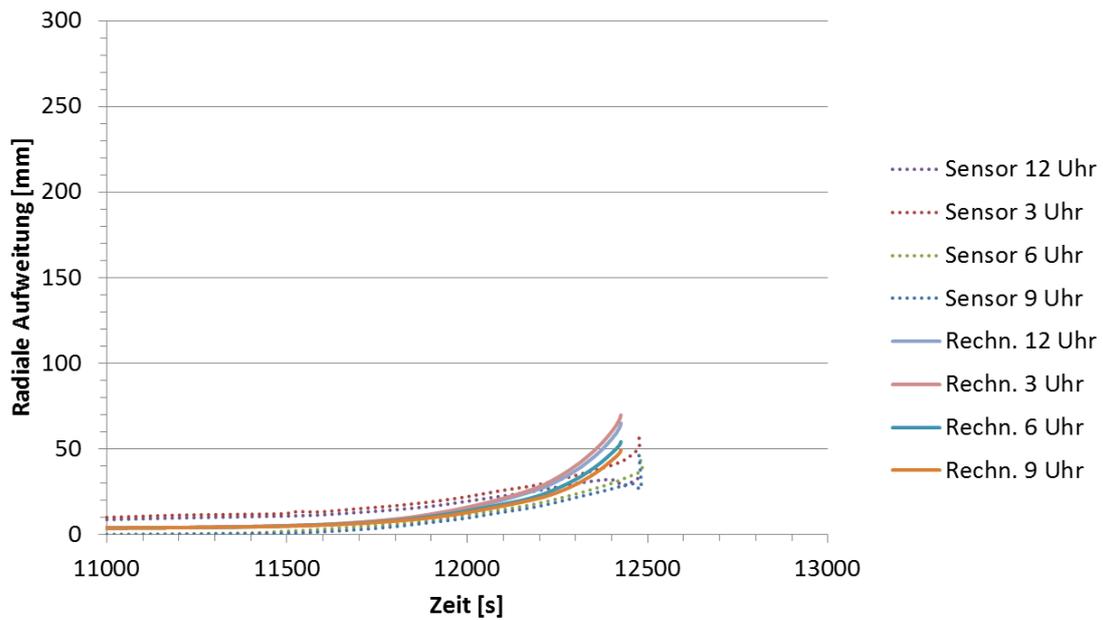


Abb. 6.20 Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei +850 mm axialer Länge

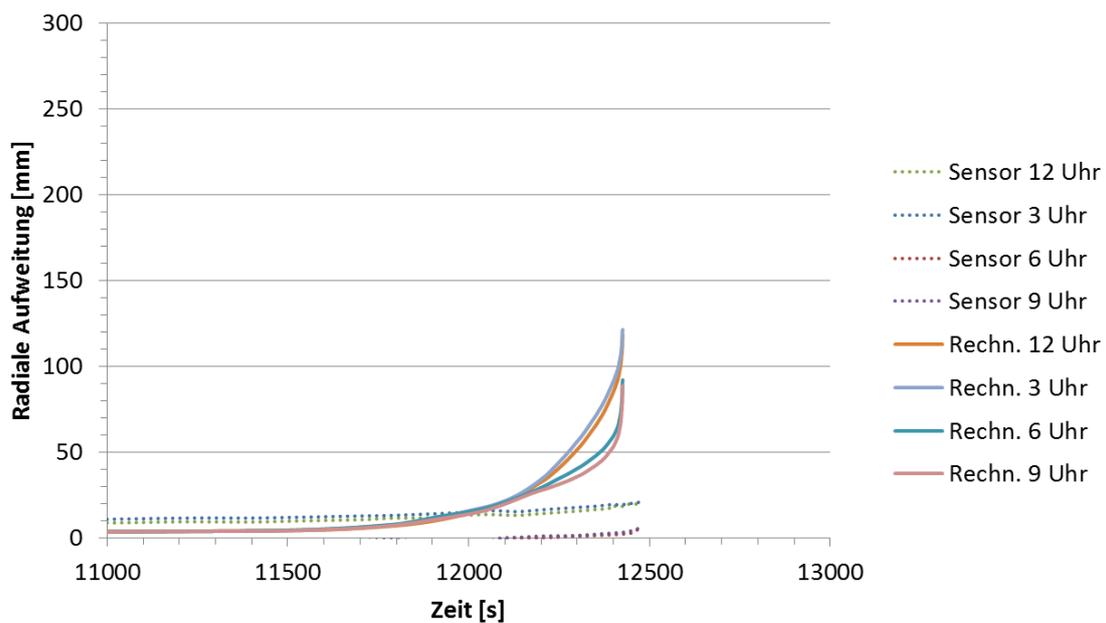


Abb. 6.21 Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei -1050 mm axialer Länge

Während die Aufweitungen an den Positionen ± 0 mm und +850 mm gut reproduziert werden können, wird die radiale Aufweitung bei -1050 mm überschätzt.

Abb. 6.22 zeigt den Verlauf der axialen Aufweitung im Vergleich zwischen Experiment und Nachrechnung. Die Ergebnisse sind denen des 2D-Modells sehr ähnlich.

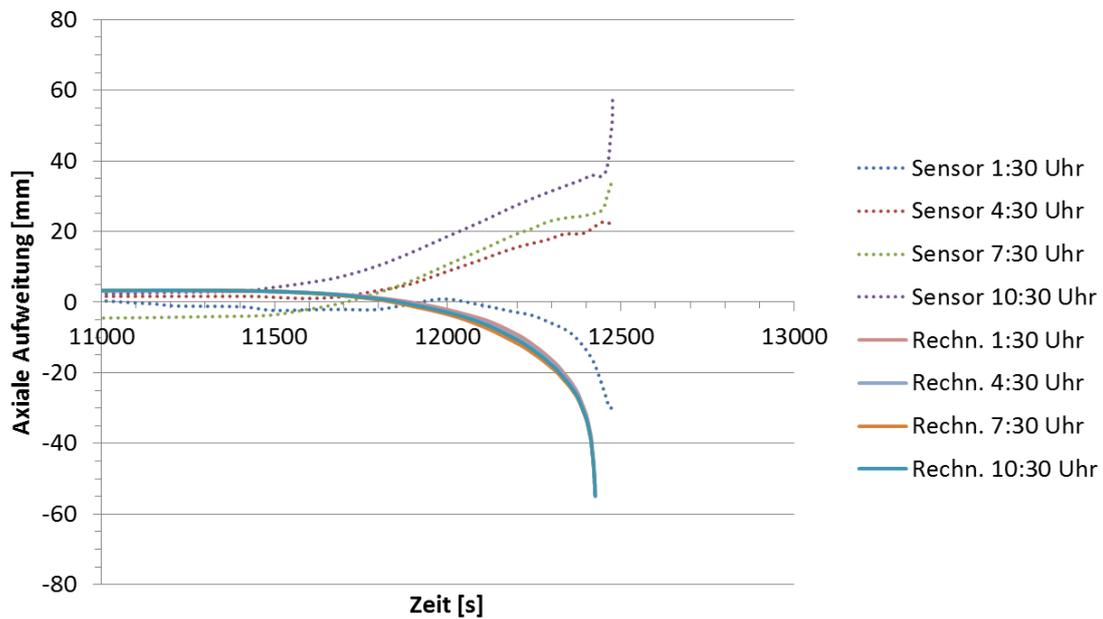


Abb. 6.22 Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 3D-Nachrechnungen an unterschiedlichen Umfangspositionen

Tab. 6.5 enthält den errechneten Versagenszeitpunkt des 3D-Modells im Vergleich zum Experiment und zum 2D-Modell mit Randbedingung TH1 (siehe Abschnitt 6.1.2).

Tab. 6.5 Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Druckniveaus

Randbedingungen	Versagenszeit	Zeitdifferenz [s]
Experiment	12476 s	0
2D-Modell (TH1)	12471 s	-5
3D-Modell	12426 s	-50

Obwohl der Verlauf der Aufweitung und der Versagenszeitpunkt sowohl im 2D- als auch im 3D-Modell gut reproduziert werden konnten, bleiben Unsicherheiten in den Bereichen Materialmodell, Komponentenbeschaffenheit und Belastung. Neben der prinzipiellen Vernachlässigung von porenbedingtem Tertiärkriechen sowie Abhängigkeiten von der Verformungsgeschwindigkeit entsteht insbesondere beim Fitting der (möglicherweise ebenfalls mit einem Fehler erfassten) Materialdaten eine gewisse Abweichung. Die Streuung innerhalb einer Materialcharge wurde nicht berücksichtigt. Inter- und Extrapolation sind unter Umständen fehlerbehaftet. So wurde die nichtlineare Abhängig-

keit der Kriechverformung von der Temperatur durch eine lineare Inter-/Extrapolation mit Stützstellen angenähert. Insbesondere in der Phase kurz vor dem Versagen liegen die Belastungsparameter außerhalb des Bereichs, welcher durch Kriechversuche mit Standardproben abgedeckt wurde (Abb. 6.23). Die Kriechdehnrate steigt stark an mit zunehmender Temperatur und auch mit zunehmender Spannung.

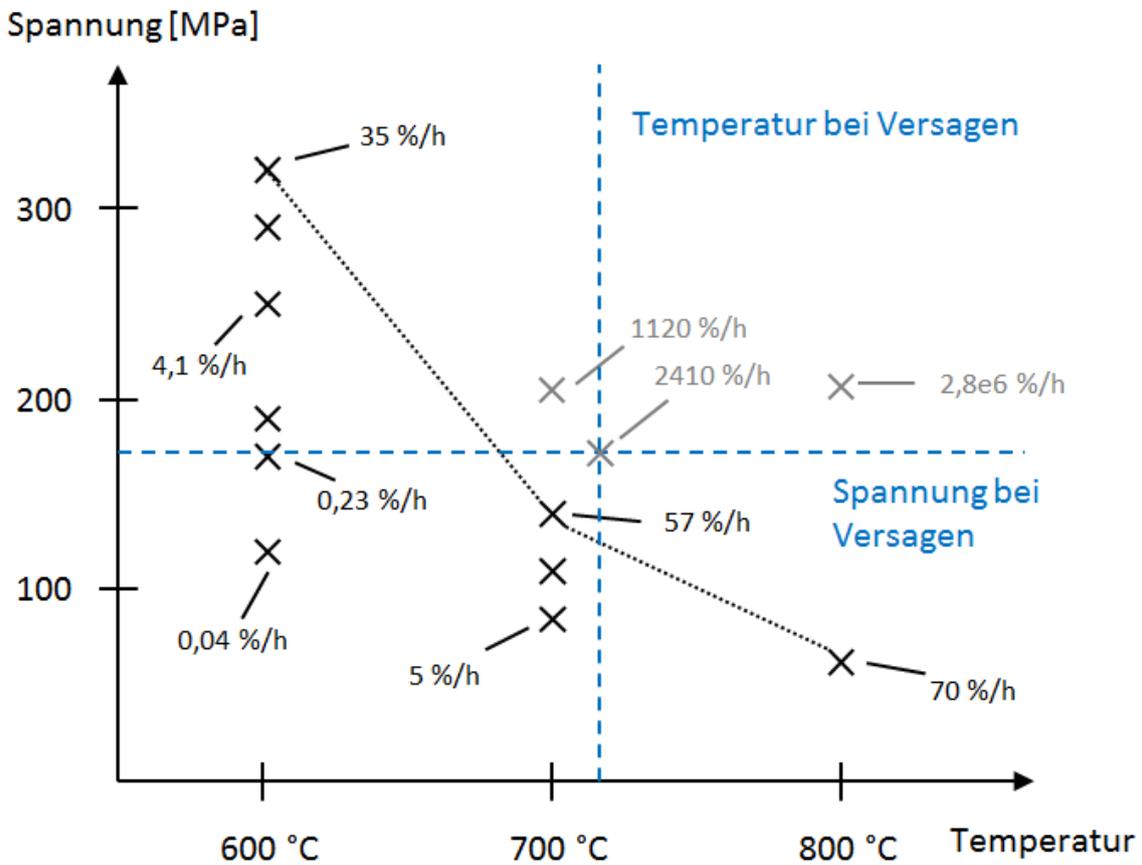


Abb. 6.23 Vergleich der Belastungen im Großversuch bei Versagen mit experimentellen Daten zu Kriechdehnraten (schwarz) und extrapolierten Daten (grau)

Die Komponentenbeschaffenheit bezüglich Geometrie sowie Fehler und Anomalien im Material konnten im Experiment zwar sehr gut bestimmt werden, oft sind diese Informationen jedoch unbekannt. Der Größeneinfluss auf Kriechdehnrate und Versagensdehnung wurde nicht beachtet. Die Belastungen selbst sind in der Regel ebenfalls mit einer gewissen Unsicherheit belastet. Gravitation wurde hier vernachlässigt, mögliche Umwandlungsspannungen durch Umwandlungen des Materialgefüges wurden ebenfalls nicht beachtet. Eine ganzheitliche Analyse mit allen Unsicherheiten bedarf daher insgesamt einer vorgeschalteten Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse.

6.2 Analyse eines Kernschmelz-Szenarios nach Station-Blackout

In /GRE 01/ wurden anhand eines ausgewählten thermohydraulischen Szenarios einer Kernschmelze unter hohem Druck (HD-Pfad) und dem Modell einer Kühlkreislaufschleife durch Anwendung einer früheren Version des FE-Programms ADINA /ADI 17/ Zeit und Ort des Versagens der druckführenden Umschließung bestimmt. Die thermohydraulischen Lasten entstammten einer Rechnung mit dem Integralcode MELCOR /MEL 00/ (siehe /GRS 01/). Zur Vereinfachung der strukturmechanischen Berechnungen wurden dabei Kriecheffekte und die Rückwirkung von Verformungen auf die Lastsituation zunächst vernachlässigt. Im Ergebnis wurden Versagenstemperaturen von ca. 820 °C für die Hauptkühlmittelleitung und ca. 980 °C für die Volumenausgleichsleitung bestimmt. Handabschätzungen ergaben eine signifikante Verschiebung zu geringeren Temperaturen, wenn Kriechphänomene bei der Rechnung berücksichtigt werden.

Nachfolgend werden daher zunächst die Ergebnisse des Berichts /GRS 01/ aufgegriffen, mit aktueller Analysetechnik basierend auf ANSYS Mechanical /ANS 16/ reproduziert, und der Unterschied zu einer Rechnung mit Berücksichtigung von Kriecheffekten und unter Einbezug der Theorie großer Verformungen wird quantifiziert. Dies beinhaltet Abschätzung der Wärmefreisetzung durch Dehnung, Untersuchungen zum Einfluss von Ausdehnungsbehinderungen sowie zur Möglichkeit, das Verhalten der komplexen Komponenten mit vereinfachten Modellen zu reproduzieren. Daran anschließend werden der Einfluss der Plattierung quantifiziert sowie erste Überlegungen zum Verhalten von Kleinkomponenten und Komponentendetails angestellt.

6.2.1 Beschreibung des Szenarios und der Lastannahmen

Den Lastannahmen zugrunde liegt das unwahrscheinliche Szenario eines Station-Blackouts in einem DWR, bei dem weder die externe Stromversorgung noch die Dieselgeneratoren verfügbar sind /GRS 01/. Eine sekundärseitige Notbespeisung der Dampferzeuger findet nicht statt. Weiterhin wurde angenommen, dass die vorgesehene manuelle Druckentlastung, welche die Transiente in den Niederdruckpfad überführt hätte, nicht erfolgreich war.

Nach Auslösung der Reaktorschnellabschaltung sinkt die Wärmeenerzeugung auf das Niveau der Nachzerfallsleistung, die zu Beginn etwa 5 % der Nennleistung beträgt. In der ersten Stunde kann die Wärme durch den Naturumlauf im Primärkreis und das verdampfende Wasserinventar des Sekundärkreises abgeführt werden. Bei fehlender

Notbespeisung fallen die Dampferzeuger ca. 1 h nach Beginn der Transiente trocken und der Primärkreis heizt sich kontinuierlich auf. Bei Erreichen der Sattdampftemperatur, die dem Öffnungsdruck der S&E-Ventile entspricht, öffnen diese periodisch und setzen Wasserdampf ins Containment frei. Nach etwa 2 h ist das Wasser soweit verdampft, dass die Oberkante des Kerns freigelegt wird. Ca. ½ h später beginnen die ersten Brennstäbe zu versagen. Nach fast 3 h wird die Kernschmelze stark durch die Zirkoniumoxidation der Hüllrohre beschleunigt. Bis zu 2000 °C heiße Gase, bestehend aus Dampf und Wasserstoff, steigen auf und werden über den Entlastungsstrang, bestehend aus Teilen von Hauptkühlmittelleitung, Volumenausgleichsleitung, Druckhalter sowie Sicherheits- und Entlastungsventile, abgeleitet. Nach Beendigung dieses Prozesses flacht die Aufheizung merklich ab.

Abb. 6.24 zeigt die für die zuvor genannten druckführenden Komponenten errechneten repräsentativen Temperaturverläufe. Der Primärdruck beträgt während des Prozesses annähernd konstant 16,6 MPa, der Sekundärdruck – abhängig von einer erfolgreichen Druckentlastung – 7,5 MPa oder 0,3 MPa, entsprechend dem Niveau des Containmentdrucks.

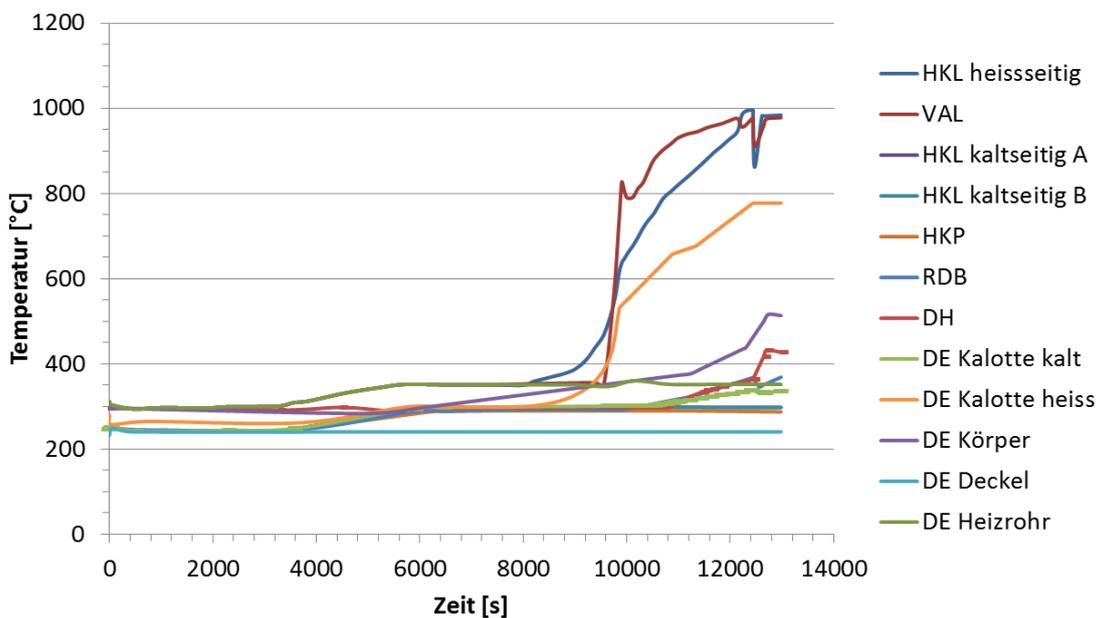


Abb. 6.24 Temperaturverläufe druckführender Komponenten während eines postulierten Station-Blackouts mit Kernschmelz-Szenario

6.2.2 Reproduktion der Ergebnisse aus dem Vorhaben SR 2306

Zur Reproduktion der Ergebnisse aus dem Vorhaben SR 2306 /GRS 01/ werden die Komponenten des Modells einer Kühlkreislaufschleife (vgl. Kapitel 5) jeweils homogen mit den entsprechenden Temperaturen und Drücken sowie der Gewichtskraft beaufschlagt. In den Grenzbereichen zwischen den Temperaturzonen sind Übergangsbereiche mit Temperaturgradienten implementiert. Der Gradient senkrecht zur Rohrwand wird mit Blick auf die gute Isolierung vernachlässigt.

Um die Simulation zu beschleunigen und Konvergenzprobleme durch unphysikalische Spannungsspitzen zu vermeiden, wird die Modellierung von Plastifizieren und Kriechen auf Bereiche eingeschränkt, an denen aufgrund von Spannung und Temperatur eine solche Verformung erwartet wird. Dazu gehören insbesondere Hauptkühlmittelleitung, Volumenausgleichsleitung sowie der primärseitige untere Teil des Dampferzeugers. Abb. 6.25 zeigt im Vergleich den Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung der Rechnung aus /GRS 01/ und der Nachrechnung. Die Auswertung erfolgte in /GRS 01/ an festgelegten kritischen Knoten, während in der Nachrechnung das Maximum über die Komponenten ermittelt wurde, wodurch bei ca. 11200 s eine Unstetigkeit im Verlauf entsteht. Dabei zeigt sich ein nahezu konstanter Anstieg der Gesamtvergleichsdehnung.

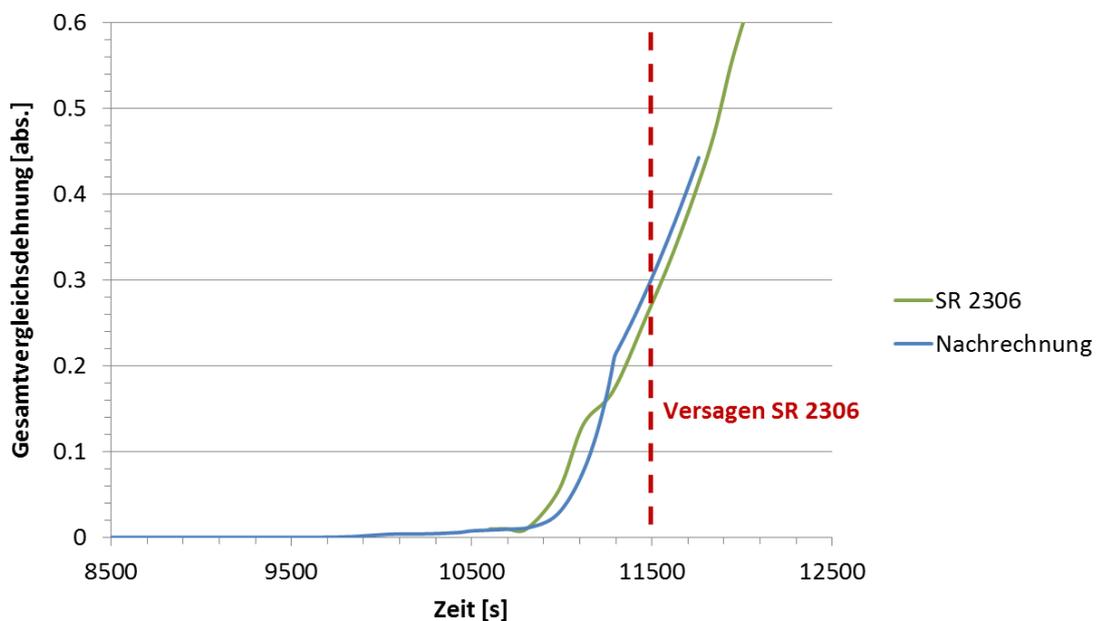


Abb. 6.25 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen aus SR 2306 /GRS 01/ und der Nachrechnung

Abb. 6.26 zeigt die Gesamtvergleichsdehnung gegen Ende der Rechnung in Falschfarbendarstellung und Originalverformung. Das Maximum liegt wie auch in /GRS 01/ im Bereich des an den Dampferzeuger angrenzenden Krümmers der heißseitigen HKL.

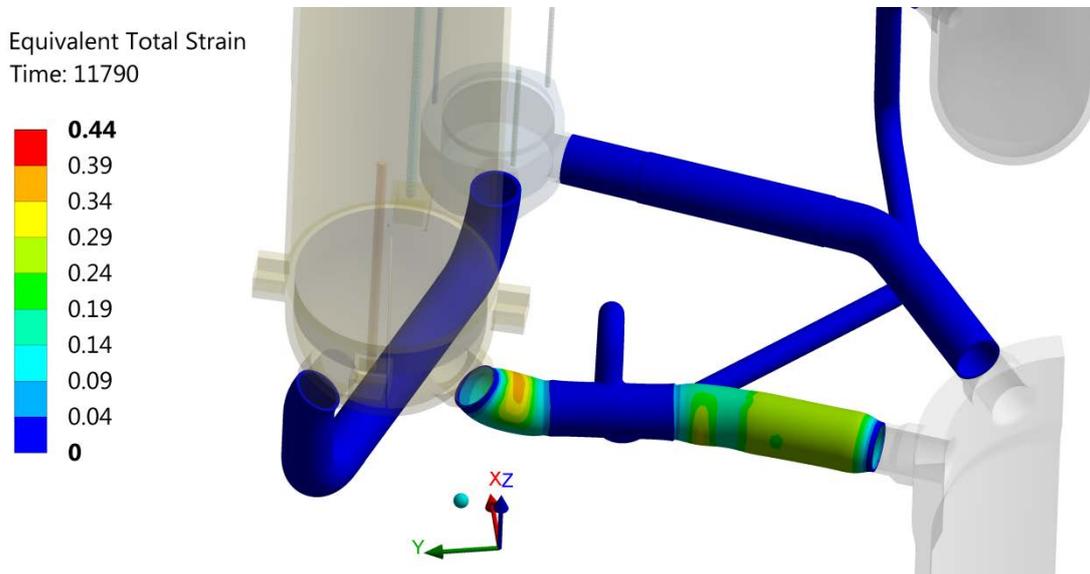


Abb. 6.26 Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen

6.2.3 Einfluss der Berücksichtigung großer Verformungen

Abb. 6.27 zeigt im Vergleich die Ergebnisse bei Berücksichtigung großer Verformungen.

Durch deren Berücksichtigung können die typischen in der Endphase des Versagens ablaufenden Verformungsprozesse und deren Einfluss auf das Versagen besser reproduziert werden. So steigt durch die Aufweitung des Rohrumfangs und die damit verbundene Vergrößerung des Rohrdurchmessers und Verkleinerung der Wanddicke die effektive Spannung stark mit der Dehnung an, was verstärkt durch das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhältnis zu einem stark progressiven bis asymptotischen Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung führt. Mit Eintreten des finalen Einschnürens durch plastische Instabilität bricht die Rechnung ab, da in der quasistatischen Rechnung keine Konvergenz mehr erreicht werden kann (vgl. Kapitel 4.4). Die für das Versagen notwendige Steigerung der Last relativ zur Festigkeit des Materials (vgl. Kapitel 4.4) rührt zum einen von der steigenden Belastung und zum anderen von der temperaturbedingten Absenkung der Festigkeit her.

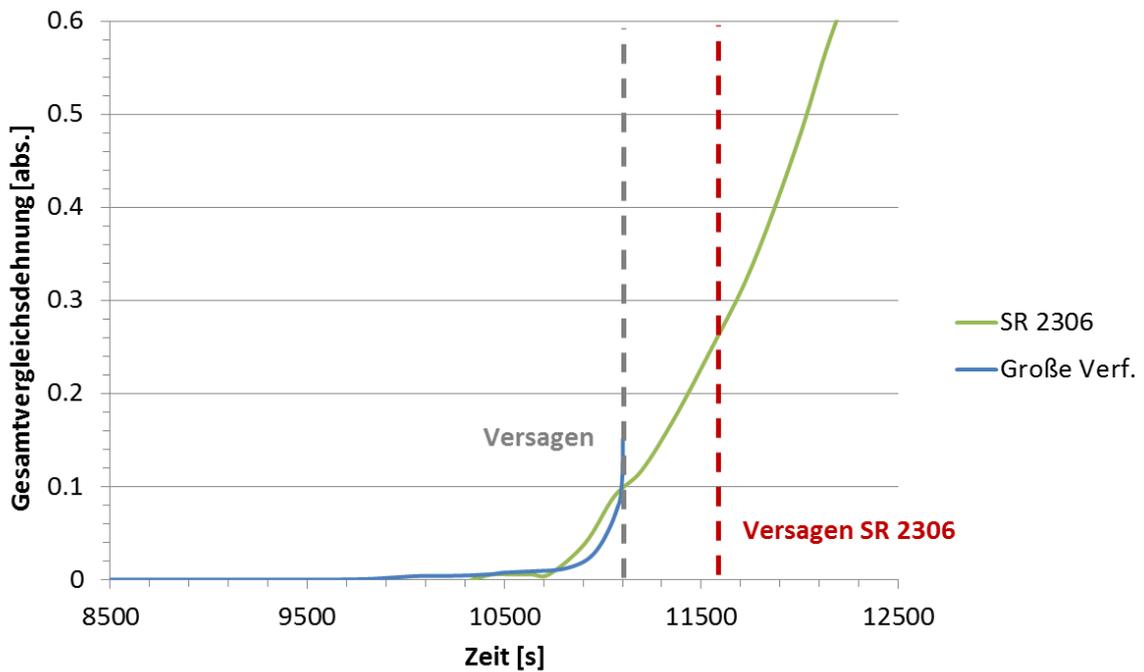


Abb. 6.27 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen aus SR 2306 /GRS 01/ und Nachrechnung mit Einbezug großer Verformungen

Abb. 6.28 zeigt die Gesamtvergleichsdehnung zum Zeitpunkt des Versagens. Die Versagensstelle liegt nun vorzugsweise im an den RDB angrenzenden Geradrohrteil.

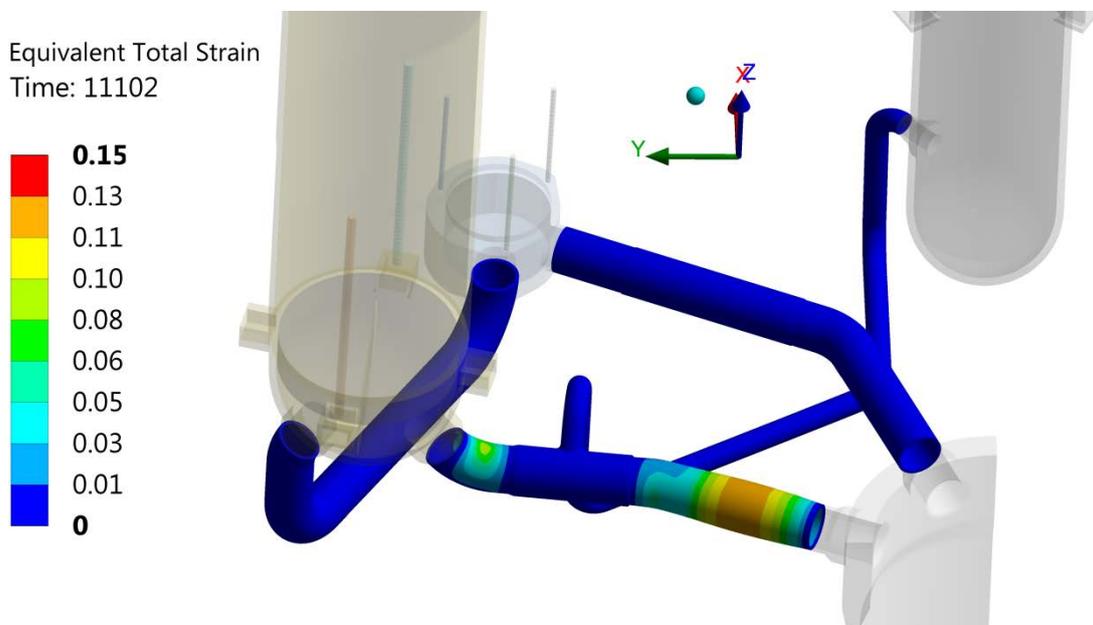


Abb. 6.28 Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen mit Berücksichtigung großer Verformungen

Eine zusätzliche Beschleunigung erfährt die Verformung, wenn die geleistete Verformungsarbeit in Form einer Temperaturerhöhung im Material berücksichtigt wird. Diese soll nachfolgend für den adiabaten Fall, d. h. für eine rasche Verformung ohne Wiederherstellung des stationären Temperaturfeldes, abgeschätzt werden. Unter Vernachlässigung der Axial- und Radialdeformation gilt:

$$\Delta T = \frac{1}{c_p * m} \int_0^u F du = \frac{1}{c_p * \rho} \int_0^\varepsilon \sigma_t d\varepsilon_t \quad (6.1)$$

ΔT	adiabate Temperaturänderung
c_p	spezifische Wärmekapazität
m	Masse
u	Verformungsweg
ρ	Dichte

Die Umfangskraft kann näherungsweise mit der Kesselformel für dünnwandige Behälter berechnet werden. Der Druck ist aufgrund des großen Reservoirs annähernd konstant.

$$\sigma_t \approx \frac{p_i * d_m}{2s} \quad \text{mit} \quad d_m = (1 + \varepsilon_t) * d_{m,0} \quad \text{und} \quad s = \frac{1}{(1 + \varepsilon_t)} * s_0 \quad (6.2)$$

$$\Delta T = \frac{1}{\rho c_p} * \frac{p_i * d_{m,0}}{2s_0} * \int_0^{\varepsilon_{t,x}} (1 + \varepsilon_t)^2 d\varepsilon_t \quad (6.3)$$

p_i	Innendruck
d_m	Mittlerer Durchmesser
s	Wanddicke

Werden nun Werte im Bereich der erwarteten Versagenstemperatur um 700 °C mit einer Dichte von $\rho = 7600 \text{ kg/m}^3$ und einer Wärmekapazität von $c_p = 800 \text{ J/kgK}$, ein Innendruck entsprechend dem Öffnungswert der Sicherheits- und Entlastungsventile von ca. 17 MPa sowie die Geometrie des an den RDB angrenzenden Geradrohrstücks der Hauptkühlmittelleitung mit $d_{m,0} = 807 \text{ mm}$ und $s_0 = 57 \text{ mm}$ angenommen, ergibt sich der in Abb. 6.29 dargestellte Verlauf der adiabaten Temperaturerhöhung.

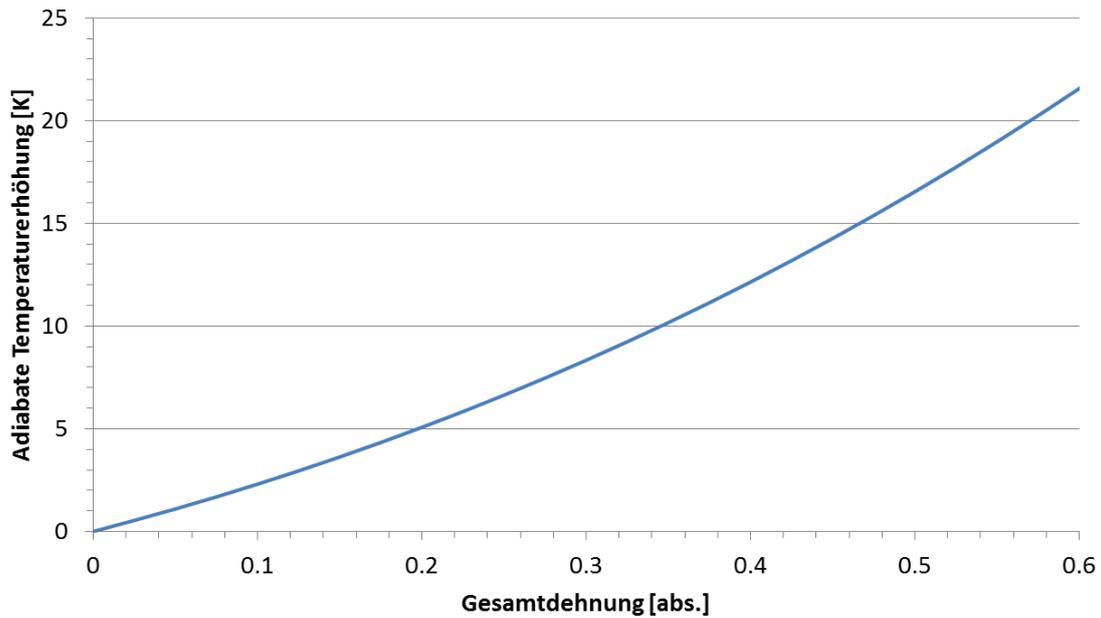


Abb. 6.29 Verlauf der adiabaten Temperaturerhöhung für den betrachteten Fall des an den RDB angrenzenden Geradrohrstücks

Aufgrund der überproportionalen Abhängigkeit der Kriechdehnrate von der Temperatur trägt die Temperaturerhöhung damit zusätzlich zum progressiven Charakter des Versagensvorgangs bei.

In einem nächsten Schritt wird untersucht, wie sich eine Blockierung der Ausdehnung, beispielsweise durch Fremdkörper zwischen den Anschlagpratzen eines Dampferzeugers und den Erdbebenabstützungen (Abb. 6.30), auf das Versagensverhalten unter Berücksichtigung der Theorie großer Verformungen auswirkt.

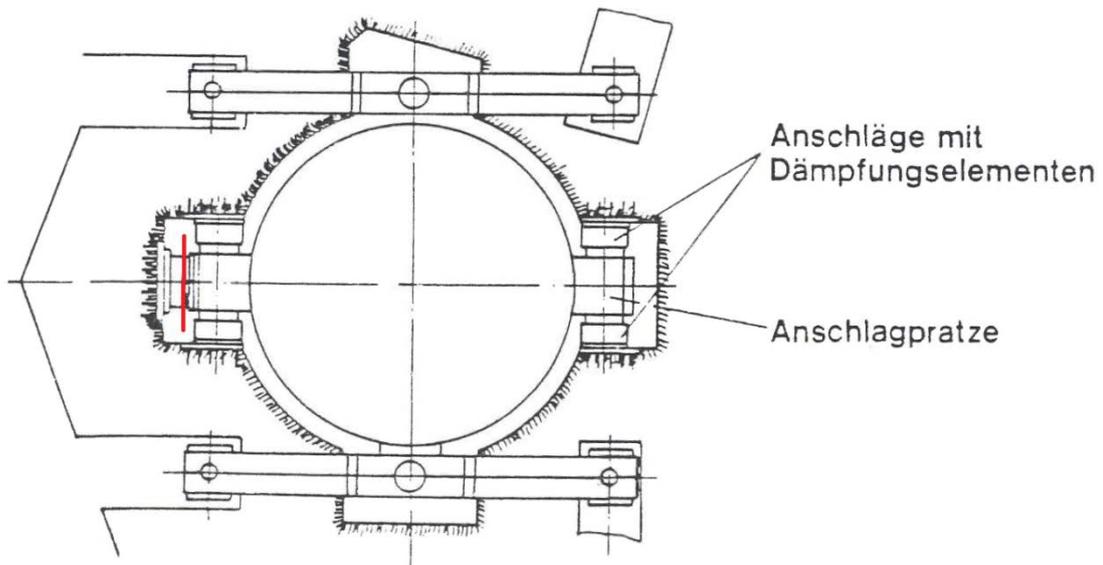


Abb. 6.30 Lagerung eines Dampferzeugers mit Anschlagpratzen und gedämpften Anschlägen zur Abstützung bei Erdbeben

In den Rechnungen wurden zusätzliche Kontakte hinzugeschaltet, die eine Ausdehnung der Komponenten über eine festgelegte Fläche (rote Linie in Abb. 6.30) unterbinden. Der Spalt bei Raumtemperatur zur Anschlagpratze wird einmal konservativ mit 0 mm und einmal entsprechend dem realen Kaltspiel ohne Berücksichtigung des Einfederwegs der Dämpfer mit 65 mm angenommen. Durch die Blockierung ergibt sich eine zusätzliche Belastung in der Hauptkühlmittelleitung, die aber während der gesamten Transiente unterhalb plastischer Versagensdehnungen liegt (Abb. 6.31).

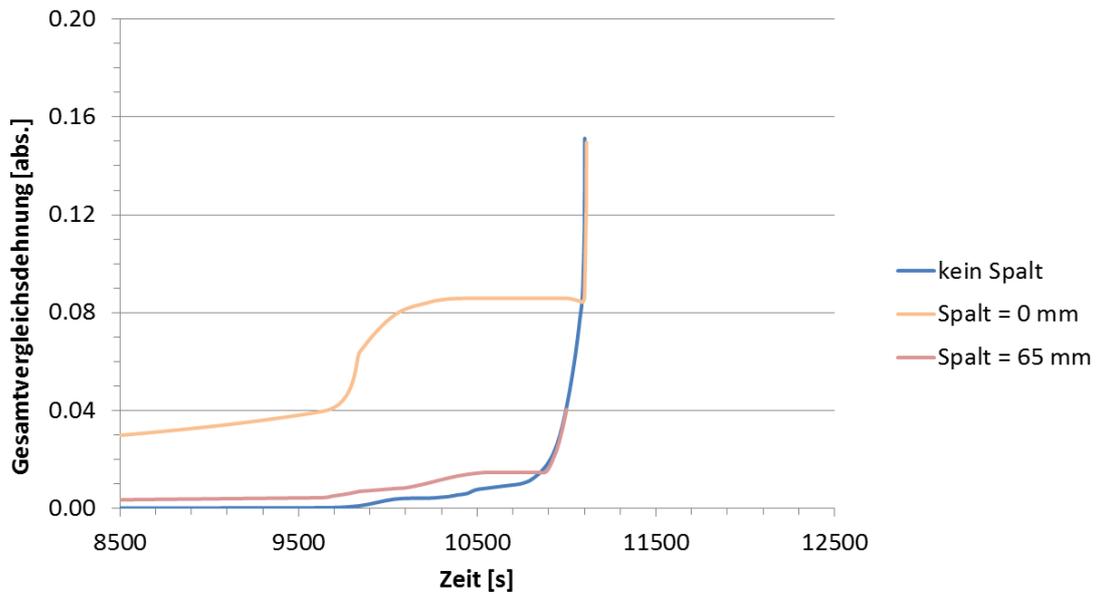


Abb. 6.31 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen ohne und mit Blockierung der Wärmeausdehnung

Im Versagensverhalten ist kein Unterschied zum Fall ohne Blockierung der Wärmeausdehnung festzustellen, da die zum Versagen führenden Dehnungen an anderer Stelle auftreten. Abb. 6.32 zeigt eine Falschfarbendarstellung der Rechnung mit totaler Blockierung der Wärmeausdehnung zum Zeitpunkt 10340 s.

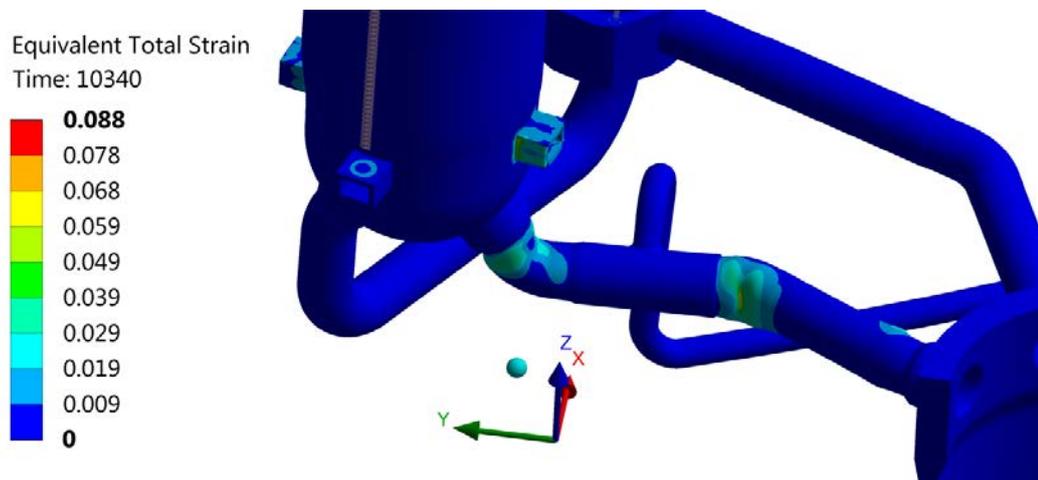


Abb. 6.32 Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei totaler Blockierung der Wärmeausdehnung zum Zeitpunkt 20340 s (100-fach überhöhte Verformung)

Die verhinderte Ausdehnung resultiert in einem Einknicken der Hauptkühlmitteleitung im zentralen Krümmer. Bei einer Rechnung ohne Kriechansatz und ohne Einbezug

großer Verformungen bewirkt die Blockierung der Wärmeausdehnung zusätzliche Spannungen in der gesamten Komponente, sodass Versagen unter Umständen zu früh prognostiziert wird.

6.2.4 Einfluss der Berücksichtigung von Kriechverformungen

Bezieht man Kriechverformungen in die Betrachtung mit ein, erhält man einen abweichenden Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung und ein wesentlich früheres Versagen (Abb. 6.33).

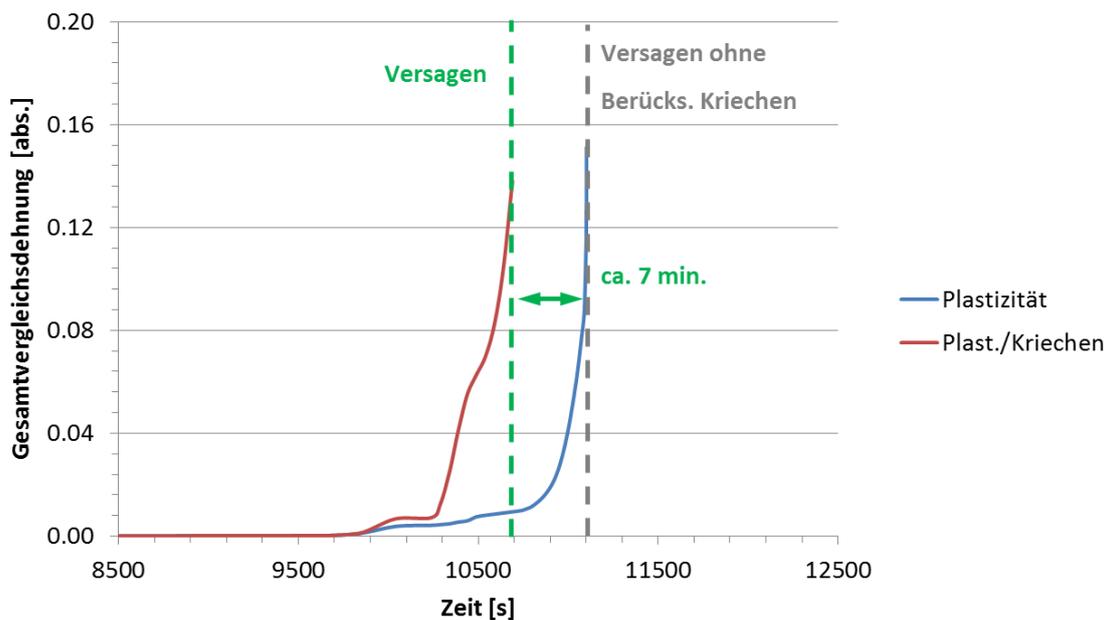


Abb. 6.33 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Nachrechnungen ohne und mit Einbezug von Kriecheffekten

Das Versagen erfolgt ebenfalls durch plastische Instabilität bei ähnlichen Gesamtvergleichsdehnungen. Der Graph ist allerdings nicht perfekt asymptotisch, was möglicherweise der Zeitabhängigkeit der Kriechdeformation und dem Wechsel des Interpolationsbereichs der Temperatur im Materialmodell zugeordnet werden kann. Abb. 6.34 zeigt eine entsprechende Falschfarbendarstellung.

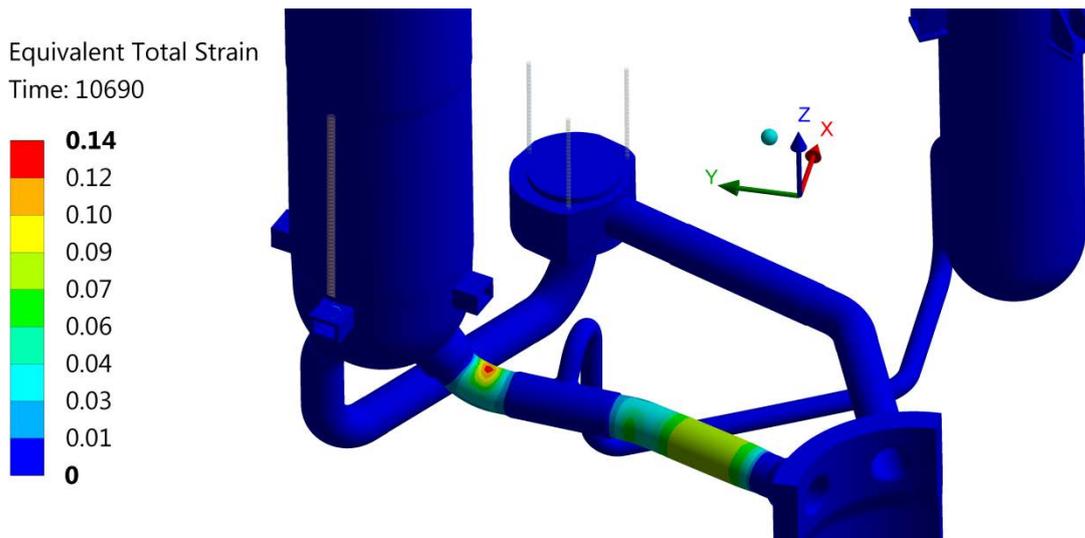


Abb. 6.34 Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen mit Einbezug großer Verformungen und von Kriecheffekten

Die Dehnungen am Stutzen und am Geradrohrabschnitt liegen sehr nahe beieinander, sodass im Rahmen der Modellgenauigkeit nicht entschieden werden kann, an welcher Stelle ein Versagen auftritt. Hier wirkt sich insbesondere der Umstand aus, dass Komponenten gemäß ihrer erwarteten Belastung konstruiert sind und die Sicherheitsabstände daher teils nahe zusammen liegen. Rechnungen der US-NRC in /BRU 13/ für einen DWR in einem Station-Blackout-Szenario zeigen vergleichbare Ergebnisse für den Ort des Versagens.

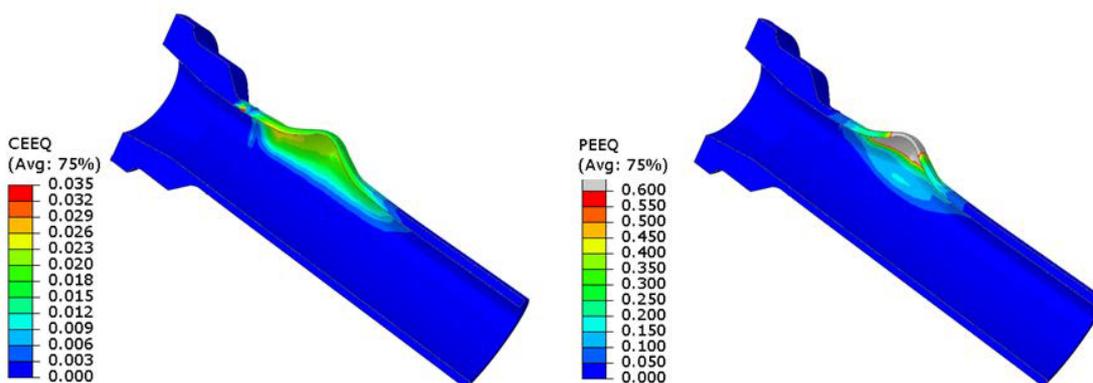


Abb. 6.35 Falschfarbendarstellung von Kriechdehnung und plastischer Dehnung sowie Verformungen an der Versagensstelle /BRU 13/

Schaltet man nichtlineares Materialverhalten der Hauptkühlmittelleitung aus, ist es möglich, den Gesamtvergleichsdehnungsverlauf der Volumenausgleichsleitung bis zum Versagen zu berechnen (Abb. 6.36). Obwohl die Volumenausgleichsleitung im

Verlauf der Transiente höhere Temperaturen aufweist, setzt ihr Versagen aufgrund der materialbedingt geringeren Temperaturabhängigkeit der Festigkeits- und Kriecheigenschaften sowie des geringeren Spannungsniveaus später ein.

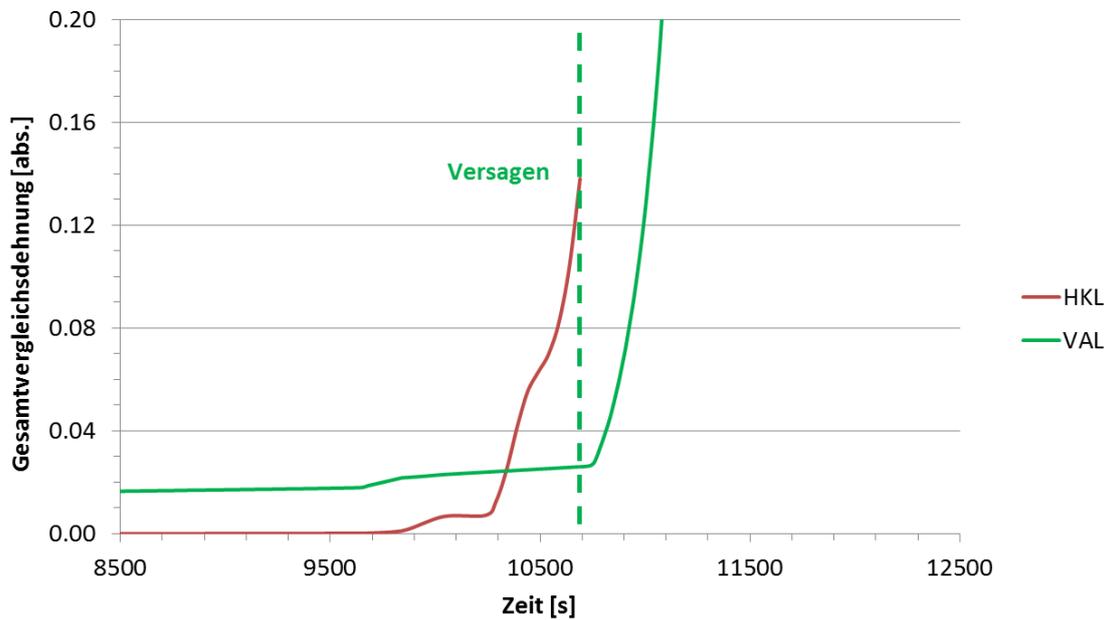


Abb. 6.36 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Hauptkühlmittelleitung und Volumenausgleichsleitung

Versagen würde in diesem Fall vorwiegend an den 90°-Gelenken am Dampferzeuger sowie im unteren Bereich der VAL stattfinden, da hier zusätzlich zum Innendruck die Gewichtskraft als primäre Last in gehebelter Form wirkt (Abb. 6.37).

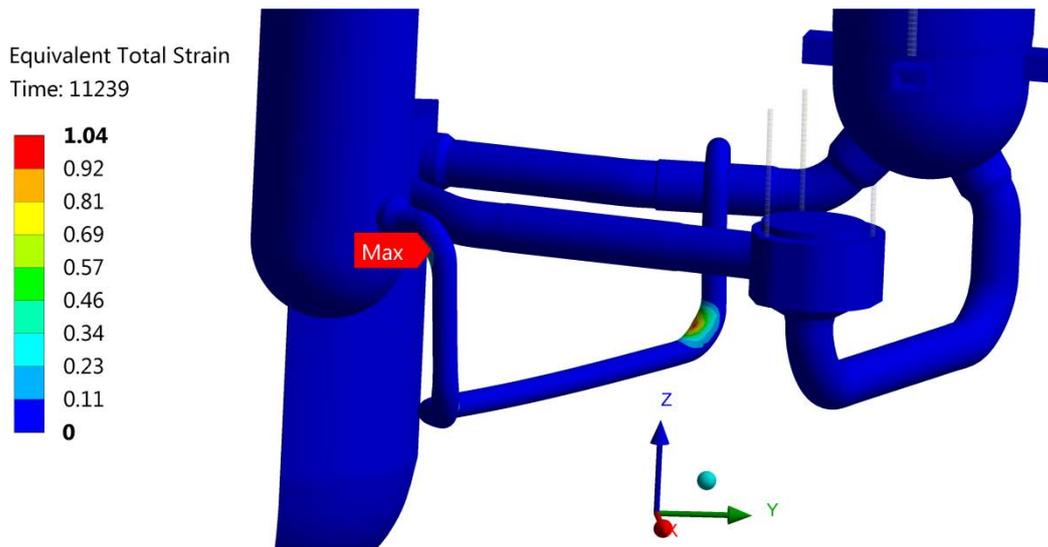


Abb. 6.37 Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen der Volumenausgleichsleitung (Versagen der HKL unterdrückt)

Um eine Reproduzierbarkeit der Ergebnisse an vereinfachten Modellen zu prüfen, werden im Folgenden zunächst Betrachtungen zu den einzelnen auf die Kühlkreislaufschleife wirkenden Belastungen in Form von Gravitation, thermischer Zwängung und Innendruck und den dadurch hervorgerufenen Spannungen durchgeführt. Dazu werden unter Vernachlässigung der Wechselwirkung untereinander die Lasten einzeln auf die Kühlkreislaufschleife aufgebracht.

Die Gravitation wirkt als konstante Volumenkraft homogen auf die Komponenten und ruft insbesondere in den Aufhängungen, die der Kompensation dieser Lasten dienen, konstante Primärspannungen und Dehnungen hervor. Durch eine Verschiebung der Großkomponenten untereinander wirkt auf die Verbindungsleitungen, insbesondere die Hauptkühlmittelleitung und die Volumenausgleichsleitung, eine erzwungene Deformation. Diese äußert sich durch lokale Spannungsmaxima in den Krümmerinnenseiten, baut sich jedoch bei höheren Temperaturen durch plastische und Kriechrelaxation ab. Insgesamt ist das Spannungsniveau in Relation zur Zugfestigkeit sehr niedrig.

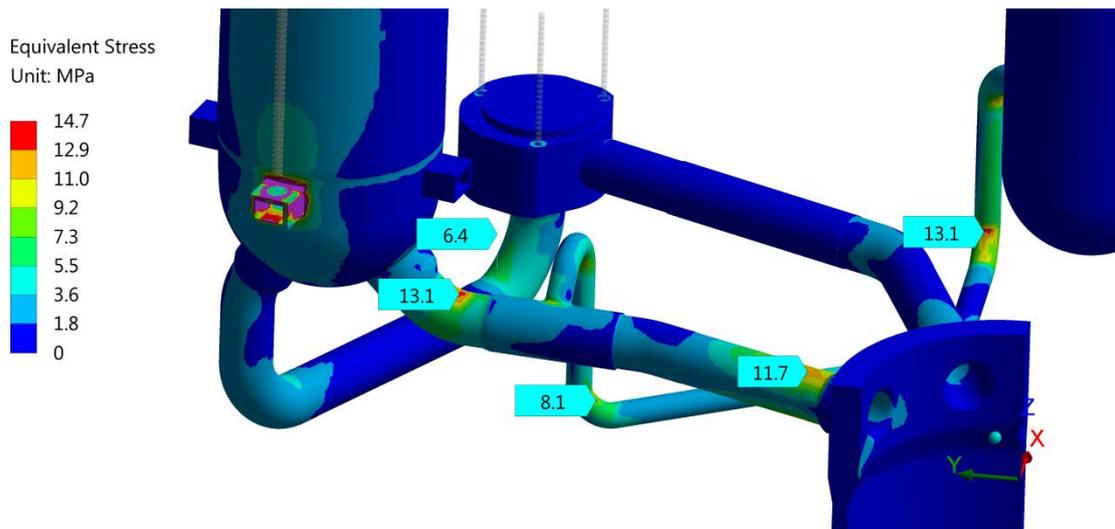


Abb. 6.38 Falschfarbendarstellung der durch Gravitation hervorgerufenen Spannungen bei Raumtemperatur

Thermische Dehnungen wirken sich insbesondere auf lange Bauteile, wie die Hauptkühlmitteleitung, aus. Das führt dazu, dass der Dampferzeuger aus der Ruheposition ausgelenkt wird und dabei aufgrund der Lagerungssituation den Neigungswinkel verändert. Dadurch werden wiederum auf den angrenzenden Krümmer der Hauptkühlmitteleitung eine erzwungene Drehung und ein daraus resultierendes Moment aufgebracht. Die verursachten Spannungen haben ein Maximum bei ca. 9840 s (Abb. 6.39) und bauen sich danach durch plastische Verformung und Kriechrelaxation aufgrund der steigenden Temperatur ab, sodass gegen Ende der Transiente nur noch geringe Spannungen verbleiben. Die aus kriechfesterem Material gefertigte Volumenausgleichsleitung weist zu diesem Zeitpunkt noch signifikante Spannungen auf (Abb. 6.40).

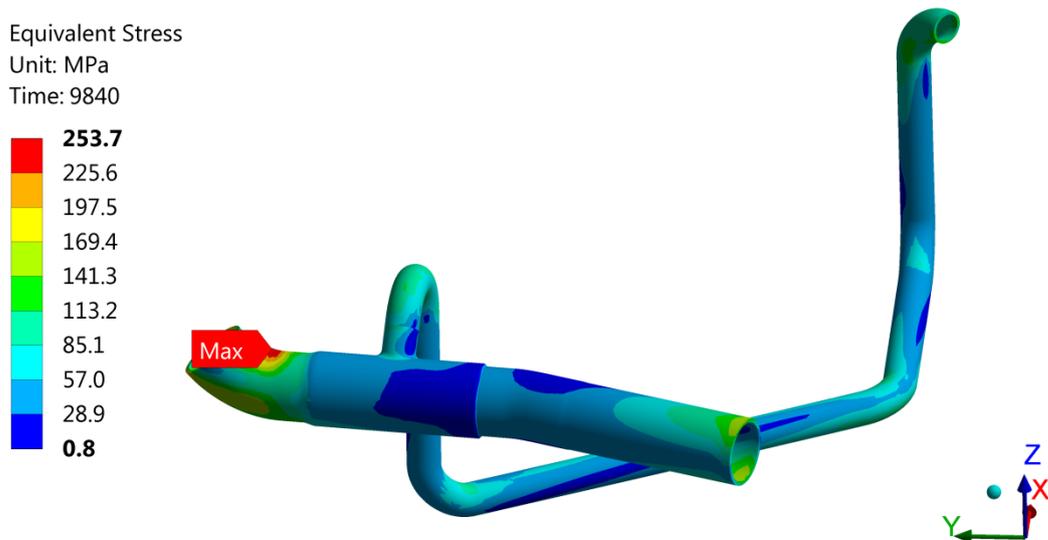


Abb. 6.39 Falschfarbendarstellung des Maximums der durch thermische Dehnung hervorgerufenen Spannungen bei ca. 9840 s

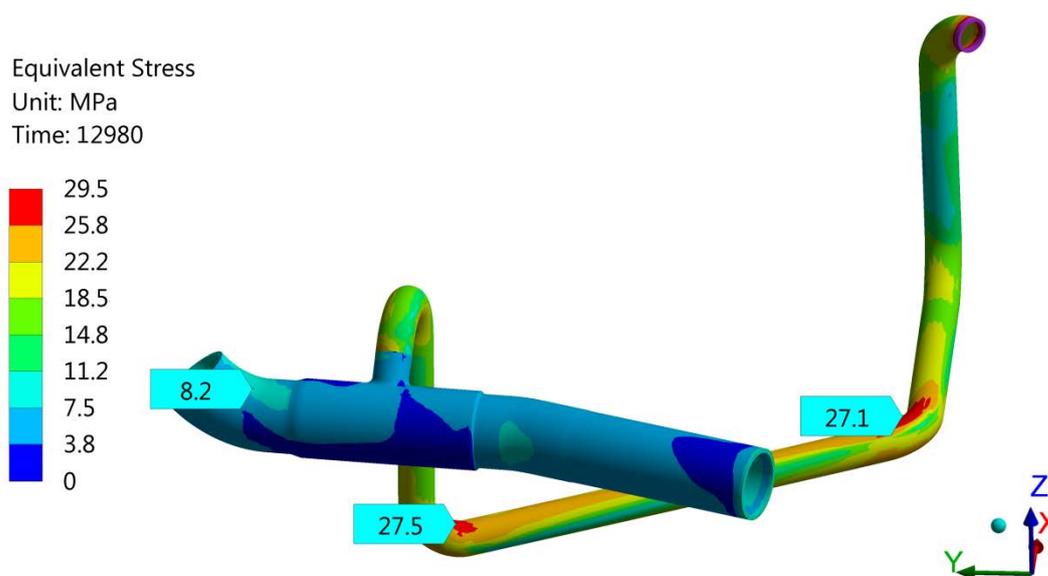


Abb. 6.40 Falschfarbendarstellung der durch thermische Dehnung hervorgerufenen Spannungen gegen Ende der Transiente

Der Innendruck ist für den betragsmäßig größten Teil der Spannungen verantwortlich (Abb. 6.41). Anders als bei aufgeprägten Verformungen findet zudem kein Abbau bei höherer Temperatur statt. Durch die Aufblähung in der Endphase des Versagens steigt die Belastung sogar progressiv mit der Verformung. Das Spannungsmaximum wird am Geradrohr der HKL nahe dem RDB erreicht.

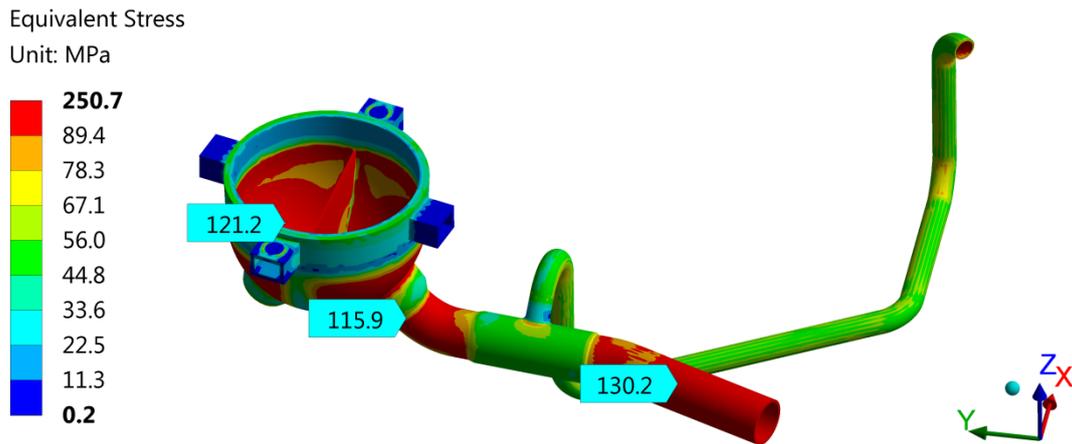


Abb. 6.41 Falschfarbendarstellung der durch den Innendruck hervorgerufenen Spannungen bei Raumtemperatur

Da die Spannung betragsmäßig durch den Innendruck dominiert wird, sich die thermischen Zwängungen und gravitationsinduzierten Spannungen mit steigender Temperatur abbauen und sich der Ort des Versagens im Bereich eines geometrisch einfachen Rohrstücks befindet, liegt die Vermutung nahe, dass sich die Ergebnisse auch mit vereinfachten Modellen ohne Berücksichtigung von Gravitation und thermischer Zwängung reproduzieren lassen. Dazu wurden die Berechnungen mit Modellen bestehend allein aus den einseitig befestigten Komponenten Hauptkühlmittelleitung und Volumenausgleichsleitung sowie mit sehr einfachen Rohrmodellen (siehe Abschnitt 6.1.2) verglichen (Abb. 6.42, Abb. 6.43). Die beobachteten Unterschiede liegen dabei innerhalb der Unsicherheit aus anderen Quellen (z. B. Netzfeinheit, Time Stepping).

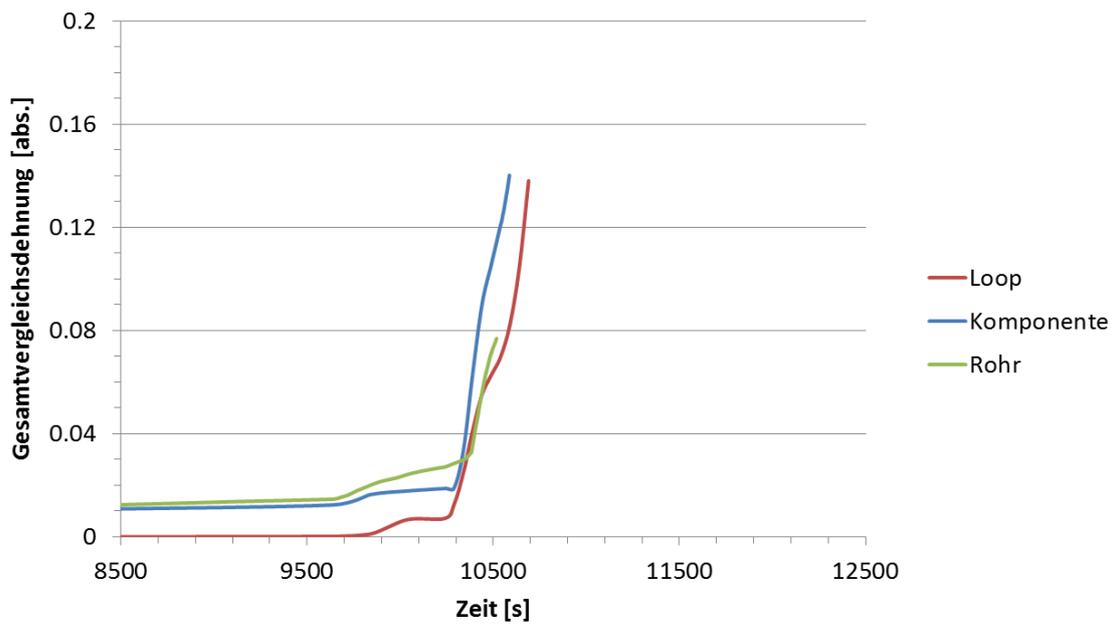


Abb. 6.42 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen verschiedener Detaillierungsgrade für die HKL

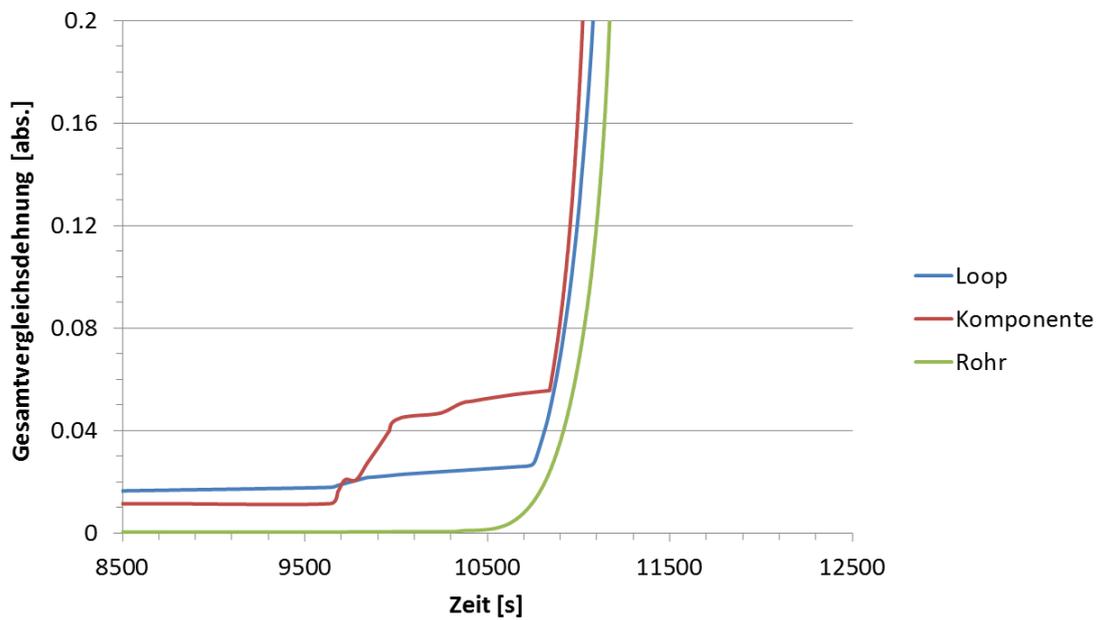


Abb. 6.43 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen verschiedener Detaillierungsgrade für die VAL

6.2.5 Einfluss der Plattierung

Um den Einfluss der austenitischen Plattierung auf der Innenseite der ferritischen Rohrleitungen zu quantifizieren wurden Rechnungen des einfachen Rohrmodells mit und ohne Modellierung der Plattierung durchgeführt. Anstelle des zur Plattierung verwendeten Werkstoffs X6CrNiNb18-10 wurde bei der Berechnung der ähnliche Werkstoff X10CrNiNb19-9 verwendet. Abb. 6.44 zeigt das vereinfachte Rohrmodell mit Vernetzung. Die Plattierung befindet sich links an der Rohrinneinnenseite. Das Modell ist axialsymmetrisch zu einer sich links nicht im Bild befindlichen Achse parallel zur Y-Achse (vgl. Kapitel 6.1.2).

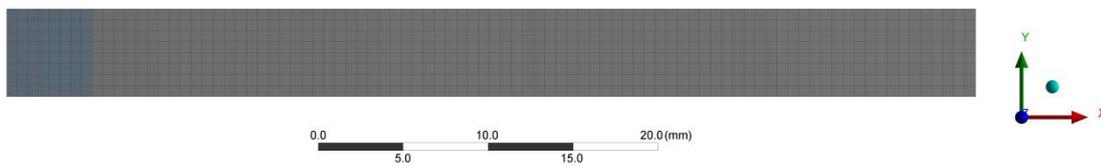


Abb. 6.44 Vereinfachtes rotationssymmetrisches Rohrmodell der Hauptkühlmitteleitung mit Berücksichtigung der Plattierung

Abb. 6.45 zeigt den Verlauf der Gesamtvergleichsdehnungen. Für die Rechnung ohne Plattierung wurde für die Dicke des Modells einmal die verbleibende Dicke des Ferrits und einmal, so wie in den bisherigen Analysen, die Gesamtdicke des Rohrs angenommen. Die ermittelten Versagenszeiten unterscheiden sich um bis zu 3 Minuten. Die Berücksichtigung der Plattierung ist daher für eine genaue Abschätzung des Versagenszeitpunkts durchaus relevant.

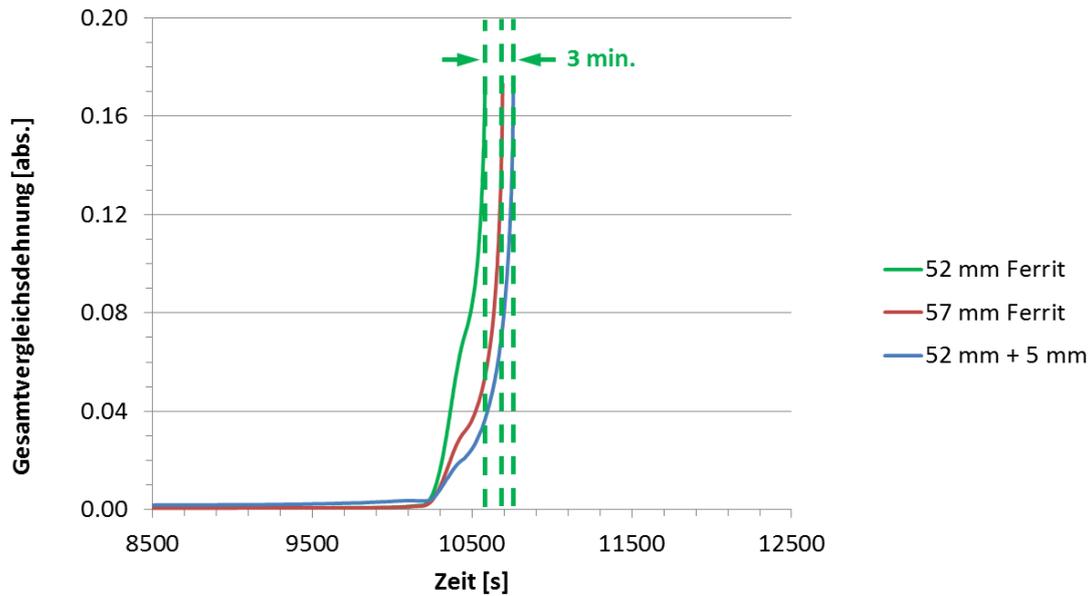


Abb. 6.45 Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen mit und ohne Berücksichtigung der Plattierung

6.2.6 Erste Überlegungen zum Einfluss von Komponentendetails

Das schwächste Glied entlang der druckführenden Barriere bestimmt über das Versagen oder frühe Leckagen. Daher ist für eine Best-Estimate-Betrachtung auch die Betrachtung von Kleinkomponenten und Komponentendetails von Interesse. Modelle für das Dampferzeugerheizrohr sowie Details der Dampferzeugerkalotte in Form der Entwässerung und des Mannlochs wurden im Rahmen dieses Vorhabens modelliert und mit den Belastungen des Kernschmelz-Szenarios beaufschlagt.

Die Dampferzeugerheizrohre zeigen bei der betrachteten Transiente keinen signifikanten Temperaturanstieg, daher ist, selbst für ein geschädigtes Rohr mit 40 % Wanddickenschwächung (Abb. 6.46), kein Versagen zu erwarten.

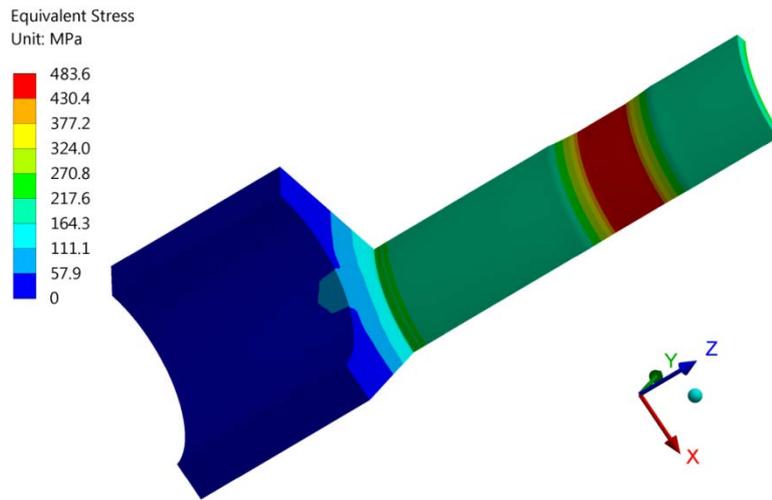


Abb. 6.46 Falschfarbendarstellung der Spannungsverteilung im unteren Abschnitt eines geschädigten Dampferzeugerheizrohrs

Zum Zeitpunkt des berechneten Versagens am Globalmodell weisen auch die Detailmodelle im Bereich der Dampferzeugerkalotte (Abb. 6.47) Spannungen auf, welche unter Berücksichtigung der Temperatur der Dampferzeugerkalotte zu keinen signifikanten plastischen und Kriechverformungen führen. Ein Versagen noch vor der Hauptkühlmittelleitung ist daher unwahrscheinlich.

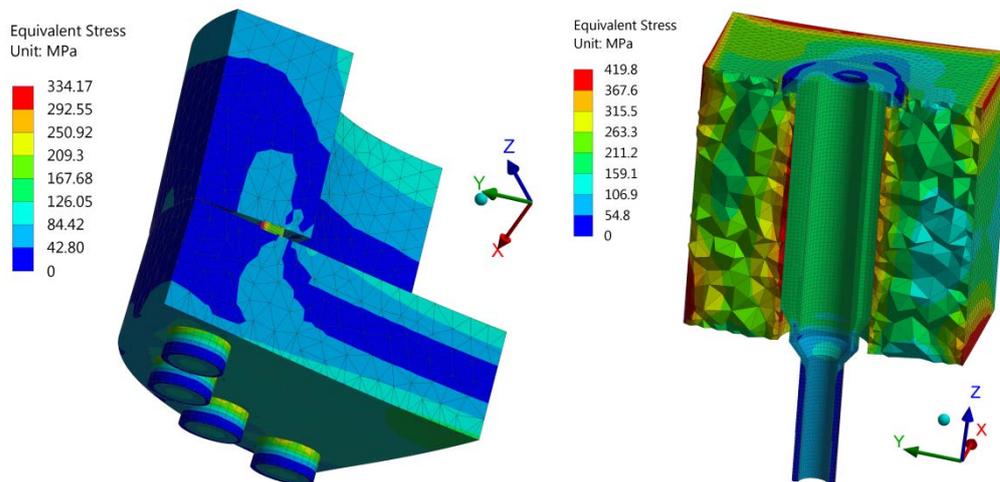


Abb. 6.47 Falschfarbendarstellung der Spannungsverteilung in Details der Dampferzeugerkalotte (Mannloch und Entwässerungsstutzen)

Neben dem Versagen der druckführenden Umschließung selbst besteht grundsätzlich auch die Möglichkeit des Versagens der Lagerung der Komponenten, was durch Ab-

sturz und daraufhin auftretenden Kräften zu einem indirekten Versagen der druckführenden Umschließung führen kann. Als mögliche Orte zu nennen wären hier insbesondere die Tragpratzen des RDB und des Druckhalters sowie die Pendelstützen von Hauptkühlmittelpumpe und Dampferzeuger. Auf die Lagerungen wirkt lediglich die Gewichtskraft als primäre Last. Nachfolgend soll exemplarisch die Vergleichsspannung in der Dampferzeugeraufhängung (vgl. Abb. 6.30) abgeschätzt werden. Möglicher Versagensort der Pendelstütze des Dampferzeugers ist entweder das am Dampferzeugerkorpus angeschweißte Profil oder das Pendel selbst. Für die Leermasse des Dampferzeugers wird ein Gewicht von 440 t angenommen. Der Durchmesser des Pendels beträgt für Anlagen vom Typ Konvoi ca. 147 mm. Das Vierkantprofil hat eine Abmessung von 620 x 650 mm und ist aus Blechen mit Dicke 90 mm zusammengesetzt. Der Abstand zwischen Dampferzeuger und Aufhängung beträgt ca. 325 mm.

$$\tau_{\text{Querkraft}} = \frac{m * g}{2 * A_{\text{Profil}}} = 11 \text{ MPa} \quad (6.4)$$

$$\sigma_{\text{Biegung}} = \frac{F * a}{I_y} * \frac{H}{2} = 21 \text{ MPa} \quad (6.5)$$

$$\sigma_{\text{GEH,Profil}} = (\sigma_{\text{Querkraft}}^2 + 3\tau_{\text{Biegung}})^{0.5} = 22 \text{ MPa} \quad (6.6)$$

$$\sigma_{\text{Zug,Pendel}} = \frac{F}{A_{\text{Pendel}}} \approx 127 \text{ MPa} \quad (6.7)$$

m	Masse des Dampferzeugers
g	Erdbeschleunigung
A	Fläche

Während die Vergleichsspannung am Profil vergleichsweise niedrig liegt, ist die Spannung im Pendel etwa auf dem Niveau der Umfangsspannungen in der HKL durch Innendruck. Durch den Abstand zur Innenoberfläche und Wärmeabgabe nach außen ist die Temperatur dort allerdings wesentlich geringer als in den Rohrleitungen und ein Versagen vor der DfU daher unwahrscheinlich.

Schweißnahtwerkstoffe weisen gegenüber dem Grundwerkstoff in der Regel eine höhere Festigkeit und Temperaturbeständigkeit auf. Die Dehnung in Längsrichtung ist

weiterhin mit der Dehnung des angrenzenden Grundmaterials gekoppelt. Ein Versagen ist daher vorzugsweise bei Kräften senkrecht zur Schweißnaht möglich. Aufgrund des überwiegenden Verzichts auf Längsnähte wirken hier in der Regel nur die niedrigeren Axialkräfte. In Mischnähten wird die Differenz in der Wärmeausdehnung als Sekundär-last bei hohen Temperaturen von der hohen Duktilität und Kriechverformung aufgefangen und abgebaut. Ein Versagen von Schweißnähten ist allerdings möglich, wenn auslegungs-, prozess- oder fertigungsbedingt Schwachstellen vorhanden sind.

Neben Schweißverbindungen sind auch Flanschverbindungen innerhalb der DfU üblich, beispielsweise als Verbindungselement zu Armaturen. Große Blindflansche existieren am Dampferzeuger, am Druckhalter und in Form des Deckelflanschs am RDB, um Wartungsöffnungen zu verschließen. Die Verschraubung der Flansche kann durch Druck- und Temperaturbelastungen gedehnt werden, sodass je nach Fertigung und Dichtungsmaterial ein Entweichen von Gas oder gar ein Herauspressen der Dichtung denkbar ist. Durch ein Leck kann wiederum die Verschraubung zusätzlich erhitzt werden.

Die DfU von DWR und SWR wird von zahlreichen Durchführungen penetriert, um Hilfs-, Überwachungs-, und Wartungsfunktionen zu erfüllen. Dazu gehören:

- RDB-Deckel- und Bodendurchführungen
- Kerninstrumentierungen
- Entwässerungsstutzen, beispielsweise an Dampferzeuger und Druckhalter
- Stutzen an der HKL, beispielsweise für Volumenregelsystem, Mess- und Reserveblindstutzen
- Sprühleitungen, beispielsweise im Druckhalter oder im RDB von SWR
- Sonstige Durchführungen, beispielsweise für Druckhalterheizung oder weiterer Instrumentierungen

Diese Schwachstellen der DfU können zu Spannungsspitzen und inhomogenen Temperaturverteilungen, beispielsweise durch Strömungsumlenkung mit Ausbildung lokal stark angeströmter Bereiche, führen. Auch ein Versagen der Anschlussleitungen abseits der DfU ist möglich. Durchführungen an der HKL wurden bei Konvoi DWR durch Aufdickungen des Materials in der Regel konstruktiv verstärkt. Für eine weitere Untersuchung sind jedoch Detailmodelle nötig.

Weitere Schwachstellen sind an den Armaturen selbst zu finden. So verfügt die DfU mindestens über Absperrventile sowie Sicherheits- und Entlastungsventile. Die Funktionsfähigkeit der Sicherheits- und Entlastungsventile bei hohen Temperaturen ist bisher nur durch probabilistische Abschätzungen anhand der Betriebserfahrung bei Normaltemperatur abhängig von den Ventilzyklen betrachtet worden. /SAN 15/ gibt an, dass ab einer Gastemperatur von ca. 1000 K mit einem Verklemmen oder Versagen des Ventils gerechnet werden muss.

Je nach Ausführung und Anlagentyp stellt auch die Dichtung der Kühlmittelpumpe eine Schwachstelle der DfU dar. In deutschen Anlagen wird an dieser Stelle durch das Aufsetzen der Kühlmittelpumpen eine dichte Verbindung hergestellt, was in Verbindung mit den dort im Kernschmelzfall erwarteten niedrigen Temperaturen ein Versagen unwahrscheinlich erscheinen lässt.

6.3 Analyse eines Kernschmelz-Szenarios mit potenziellem Versagen der Dampferzeugerheizrohre

6.3.1 Beschreibung des Szenarios und der Lastannahmen

Im Folgenden wird ein alternatives Unfallszenario betrachtet, bei dem es zu einer Umlaufströmung durch die Dampferzeugerheizrohre (Reflux-Condenser-Mode) kommt. Heißes Gas fließt an der Oberseite der HKL in den Dampferzeuger, gelangt durch einen Teil der DEH in die kaltseitige DE-Kalotte und strömt von dort über den anderen Teil der Dampferzeugerheizrohre sowie an der Unterseite der HKL zurück (Abb. 6.48). In der heißseitigen Dampferzeugerkalotte findet eine teilweise Mischung der Ströme statt. An diesem Szenario sind zwei Effekte aus strukturmechanischer Sicht besonders relevant: Zum einen herrscht in der HKL eine Schichtung von gegenläufigen Strömen unterschiedlicher Temperatur vor, sodass diese thermisch asymmetrisch belastet wird, zum anderen kommt es zu einer signifikanten Aufheizung der dünnen Dampferzeugerheizrohre, welche so möglicherweise noch vor der HKL versagen können.

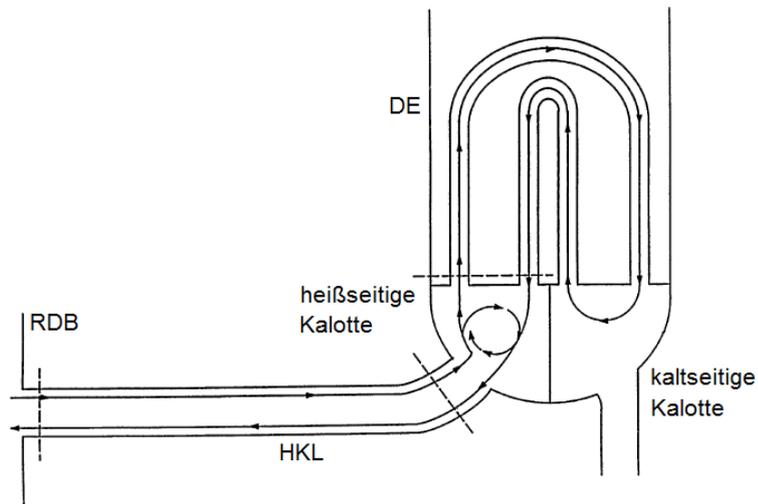


Abb. 6.48 Schematische Darstellung der Umlaufströmung aus /MER 02/

Abb. 6.49 zeigt die Nodalisierung des zur Berechnung der Temperaturen verwendeten ATHLET-Modells /MAY 15/. Darin wurde die HKL in zwei separate Leitungen aufgeteilt, um eine Gegenströmung des Kühlmittels zu erlauben.

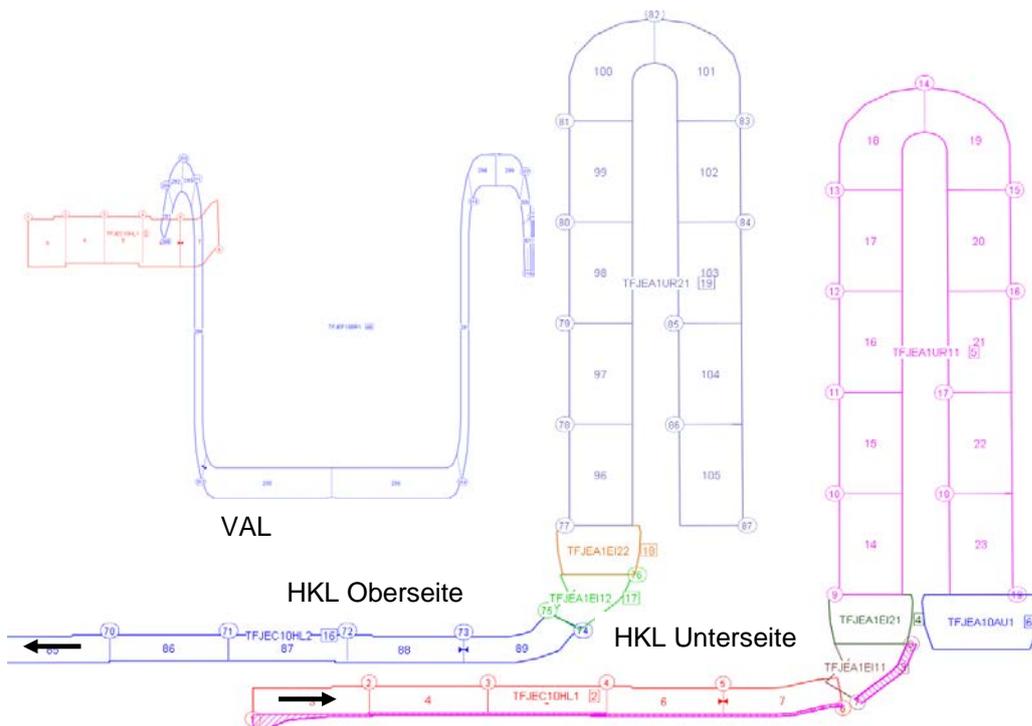


Abb. 6.49 Nodalisierung des ATHLET-Modells /MAY 15/

Abb. 6.50 zeigt den Verlauf der Komponententemperaturen während des Szenarios, wobei nur jeweils ein repräsentativer Temperaturknoten je (Teil-)Komponente dargestellt wurde.

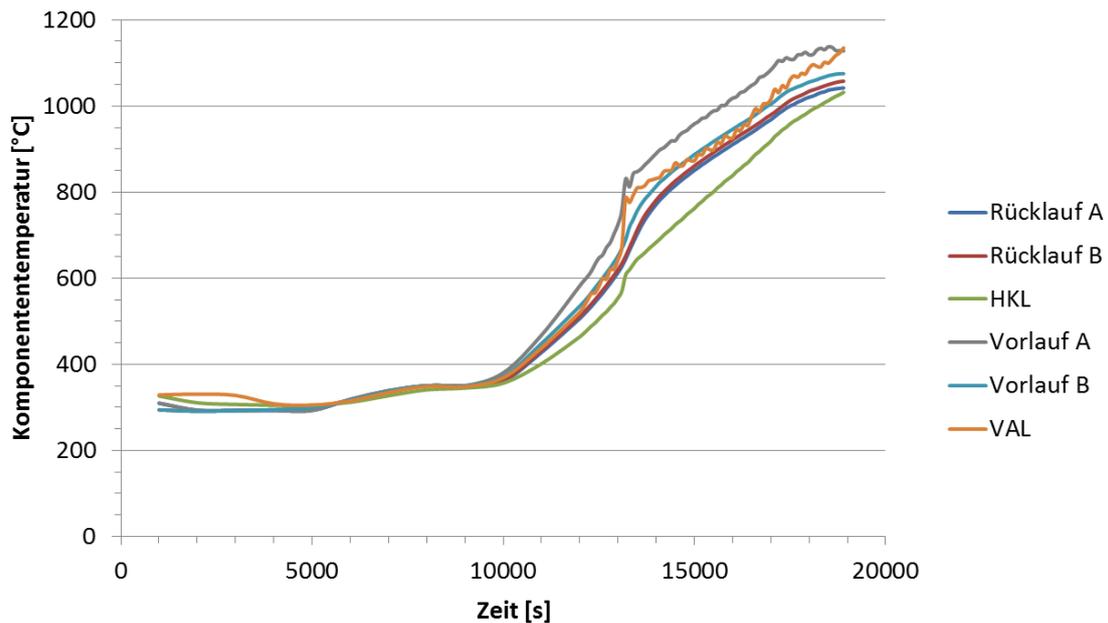


Abb. 6.50 Verlauf der Komponententemperaturen /MAY 15/

Nach einer langen Phase bei Sattedampftemperatur erhöht sich die Temperatur durch Gase aus dem Kernschmelzvorgang, während sie bei ca. 13100 s schlagartig mit der einsetzenden Zirkon-Reaktion ansteigt. Danach stellt sich der ursprüngliche Gradient wieder ein, der bei ca. 1100 °C in eine Sättigung übergeht. Die Komponententemperaturen folgen alle einem gemeinsamen Trend, wobei nach Beginn der Kernschmelze die Dampferzeugerheizrohre, insbesondere die erste Hälfte des Vorlaufs aufgrund ihrer geringen thermischen Trägheit, gefolgt von VAL und HKL das höchste Temperaturniveau aufweist. Der Druck im Primärkreis beträgt konstant 18 MPa. Der Druck im Sekundärkreis wird zunächst mit 9 MPa angenommen.

6.3.2 Modellanpassungen und Ergebnisse

Zur Modellierung der unterschiedlichen Temperaturzonen wurde die Innenseite der HKL und der heißseitigen Dampferzeugerkalotte des Modells der DWR-Kühlkreislaufschleife zusätzlich in Felder aufgeteilt, auf welche die jeweiligen Temperaturen der ATHLET-Zonen aufgebracht wurden (Abb. 6.51). Durch großzügige Übergangsbereiche ergibt sich ein annähernd stetiger Temperaturgradient. Die Berechnung des Dampferzeugerheizrohrs erfolgte in separaten Modellen (vgl. Kapitel 5.3.1).

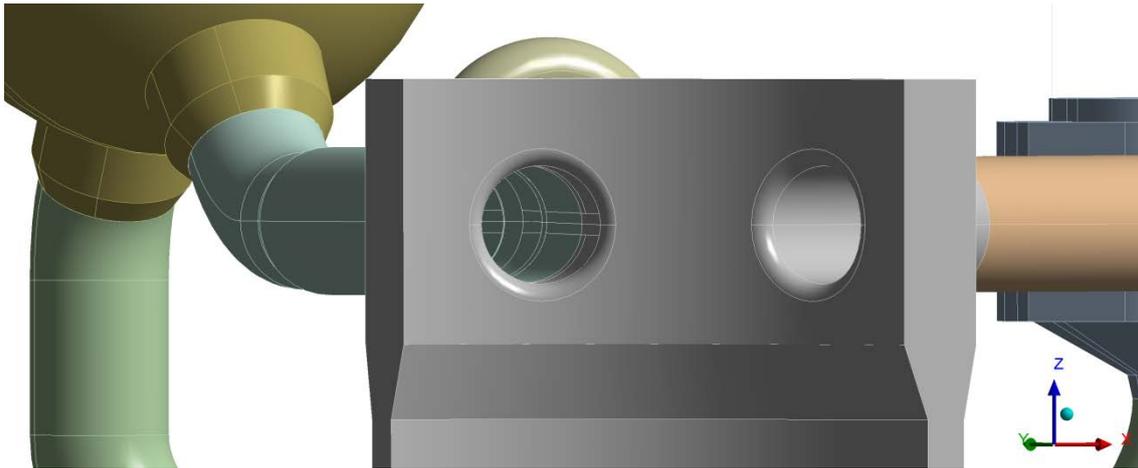


Abb. 6.51 Anpassung der Innenseite des Modells der Hauptkühlmittelleitung

Abb. 6.52 zeigt die errechnete Temperaturverteilung in der Kühlkreislaufschleife zum Zeitpunkt 13320 s, dem später errechneten Versagenszeitpunkt der HKL. Der Weg der Gase entlang der Oberseite der HKL sowie der VAL ist gut zu erkennen. Die Kalotte bleibt im Vergleich dazu kühler, die Dampferzeugerheizrohre (nicht im Bild) weisen aufgrund geringerer thermischer Trägheit eine höhere Temperatur auf.

Abb. 6.53 zeigt den Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung in Falschfarbendarstellung im letzten Zeitschritt vor Versagen zusammen mit einer 10-fach überhöhten Darstellung der Verformung.

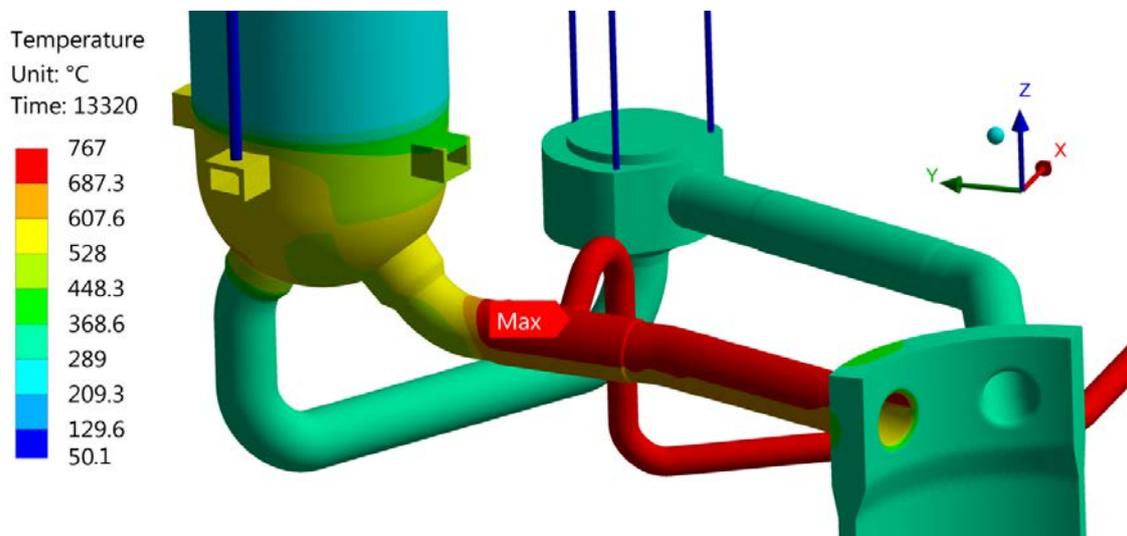


Abb. 6.52 Temperaturverteilung zum Zeitpunkt 13200 s

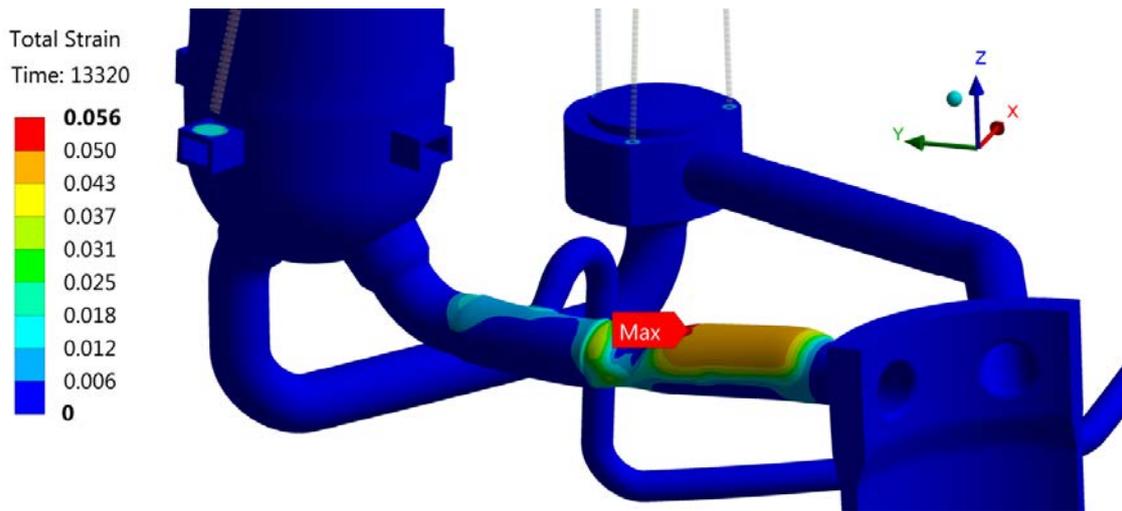


Abb. 6.53 Falschfarbendarstellung des Gesamtvergleichsdehnungsverlaufs bei Versagen (10-fach überhöhte Darstellung der Verformung)

Aufgrund der unterschiedlichen thermischen Dehnung auf der Ober- und Unterseite knickt die HKL etwas nach unten ab. Die Oberseite wölbt sich kurz vor Versagen auf. Der Versagensmodus unterscheidet sich allerdings nicht signifikant von dem in Kapitel 6.2 für eine homogene Erwärmung beobachteten Modus, außer dass sich die Dehnung auf die Halbschale beschränkt.

Abb. 6.54 zeigt den Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung der HKL im Vergleich zu Rechnungen mit einem intakten Heizrohr, einem zu 40 % in der Wanddicke geschädigten Heizrohr sowie unter einem Differenzdruck von 18 MPa, d. h. es wird eine zuvor erfolgte Druckentlastung des Sekundärkreises vorausgesetzt.

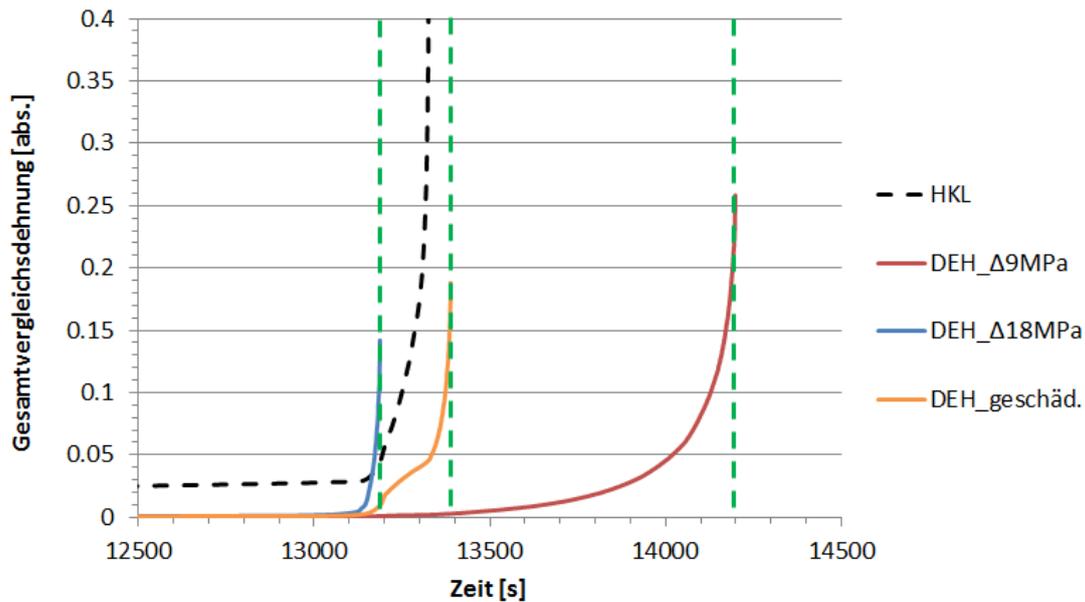


Abb. 6.54 Verlauf der Gesamtvergleichsdehnungen des DEHEIRO für verschiedene Szenarien im Vergleich zur HKL

Ein Versagen des intakten Heizrohrs erfolgt bei etwa 14200 s und damit ca. 15 min nach dem prognostizierten Versagen der HKL. Dem Versagen geht eine signifikante Kriechverformung voraus. In den beiden anderen Fällen ist die Phase der Kriechverformung dagegen nicht oder nur schwach ausgeprägt, bevor ein Versagen durch duktile Verformung und plastische Instabilität erfolgt. Ein Versagen erfolgt darüber hinaus wesentlich früher, nahe des Versagenszeitpunktes der HKL. Es sei betont, dass quantitative Aussagen bezüglich des Versagenszeitpunktes abhängig von den Daten zur Materialcharakterisierung, insbesondere den Kriechdaten, sind. Für den DEH-Werkstoff Alloy 800 (mod.) sind die verfügbaren Kriechdaten nicht ausreichend (siehe Abb. 5.15).

Insgesamt zeigen die Rechnungen, dass ein Versagen des Heizrohrs vor der HKL und damit ein abweichender Entlastungsweg in die Sekundärseite des Dampferzeugers sowie die prinzipielle Möglichkeit eines Containment-Bypasses unter bestimmten Umständen, insbesondere einer entlasteten Sekundärseite, nicht auszuschließen ist.

7 Analysen zum Komponentenverhalten während des Unfalls im Kernkraftwerk Fukushima Dai-ichi, speziell Block 1

Am 11. März 2011 ereignete sich vor der Küste der japanischen Region Tōhoku das mit einer Stärke von 9,0 M_W zweitstärkste Erdbeben seit dem Beginn der weltweiten Aufzeichnungen 1960. Die Erdbewegungen führten zu großflächigen Zerstörungen und Ausfällen der Stromversorgung. Die im Leistungsbetrieb befindlichen Reaktorblöcke 1, 2 und 3 des Kernkraftwerks Fukushima Dai-ichi wurden auslegungsgemäß durch eine Schnellabschaltung abgeschaltet. Die Blöcke 4, 5 und 6 befanden sich zum Zeitpunkt des Ereignisses in Revision. Abb. 7.2 zeigt eine Schnittzeichnung einer mit Block 1 baugleichen Anlage mit Mark I Containment.



Abb. 7.1 Schnittzeichnung einer mit Block 1 baugleichen Anlage /NMD 16/

Ein durch das Erdbeben ausgelöster Tsunami zerstörte ca. 50 min nach dem Erdbeben beim Auftreffen auf die Küste große Teile der Kühlwassersysteme der Anlage und überflutete alle Dieselgeneratoren der Blöcke 1 – 4, sodass die Nachwärmeabfuhr mit den dafür vorgesehenen Systemen nicht mehr möglich war und in der Folge auch nicht mehr wiederhergestellt werden konnte. Die Kühlung mit dampfbetriebenen Hilfssystemen scheiterte durch die Nichtverfügbarkeit der Batterien (Block 1) und der begrenzten zeitlichen Einsatzfähigkeit der Systeme zusammen mit einer nicht rechtzeitigen Hilfeinspeisung über Feuerlöschpumpen (Block 2, 3). In der Folge entwickelten sich Kernschäden unterschiedlichen Ausmaßes. Durch Undichtigkeiten des über den Auslegungsdruck belasteten Containments sowie Ventingmaßnahmen wurde im Verlauf

ein Teil des radioaktiven Inventars freigesetzt. Wasserstoffexplosionen in den Reaktor- gebäuden der Blöcke 1, 3 und 4 führten zu Zerstörungen und begünstigten die Freiset- zung /GRS 15/, /LIU 13/, /MIL 14/, /IAE 14/, /TEP 12/. Abb. 7.2 zeigt eine Übersicht über den rekonstruierten zeitlichen Verlauf der Kernkühlung und der Wassereinspei- sung in den Blöcken 1, 2 und 3.

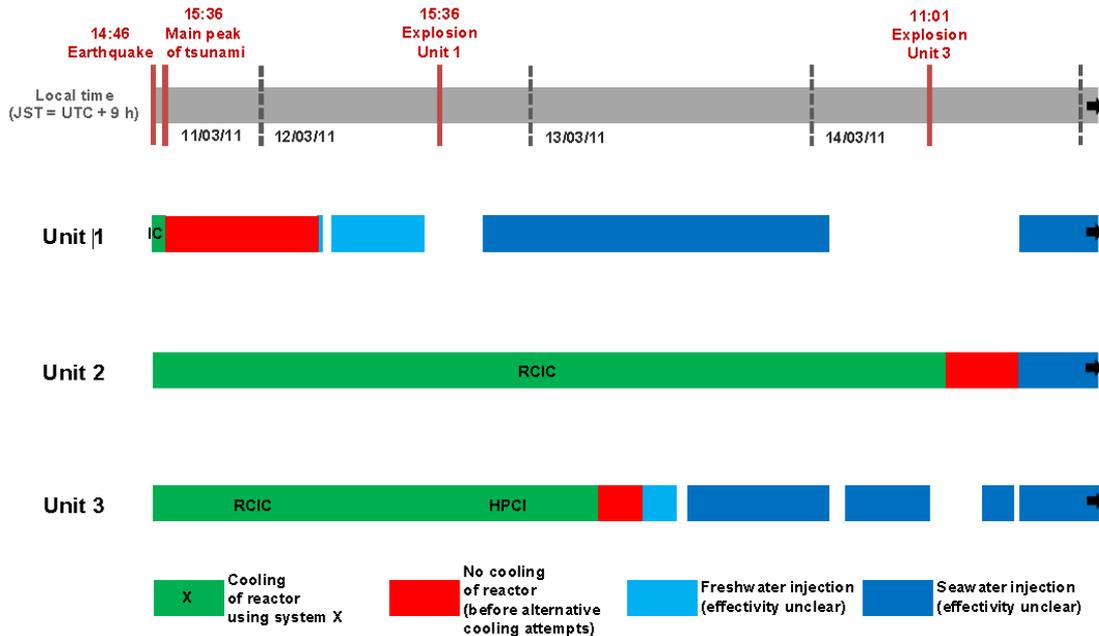


Abb. 7.2 Übersicht über die Kernkühlung und Wassereinspeisung in den Blöcken 1, 2 und 3 /MIL 14/

Im Folgenden wird zunächst ein Überblick über den Kenntnisstand zum Modus der Druckentlastung gegeben. Die in Analysen aus der Literatur verwendeten mechanischen Leck- und Versagensmodelle werden gegenübergestellt und hinsichtlich Plausibilität und Aussagegenauigkeit bewertet. Dabei wird insbesondere auf die frei verfügbaren Informationen zum CSNI-Vorhaben BSAF /NEA 15/ zurückgegriffen. Die in der Regel auf vereinfachten analytischen Methoden und Expertenschätzungen basierenden Modelle werden in einem nächsten Schritt durch einzelne eigene Modelle und Überlegungen ergänzt.

Ein Teil der vorliegenden Daten unterliegt einer Weitergabebeschränkung und ist daher separat in der als Verschlussache eingestuftes Technischen Notiz /BLA 16a/ hinterlegt.

7.1 Aktueller Kenntnisstand zum Verlauf der Entlastung der DfU

Auch 6 Jahre nach dem Unfall ist der genaue Hergang der Ereignisse noch nicht vollends verstanden. Ein Teil der Unklarheit betrifft dabei den Modus der Entlastung der DfU mit RDB, Frischdampfleitung (FDL), Sicherheits- und Entlastungsventilen (S&E-Ventilen), Kerndurchführungen und kleineren Anschlussleitungen. Während in der Literatur weitgehend Konsens herrscht, dass bei Block 2 die manuelle Entlastung zur Vorbereitung der hilfswisen Einspeisung über Feuerlöschpumpen erfolgreich war, schließen bei Block 3 nicht alle Publikationen eine Entlastung durch Versagen einer Komponente, beispielsweise der Frischdampfleitung, aus /GAU 12/. Für Block 1 herrscht derzeit die größte Unsicherheit bezüglich des Versagens von Komponenten (Ort und Zeit). Eine manuelle Druckentlastung ist dort nachweislich nicht erfolgt /LIU 13/.

Neben der Gewinnung von Informationen zum Verständnis des Unfallhergangs hat die Kenntnis des Versagensmodus auch für die nachträgliche Abschätzung des Quellterms und die Planung des Rückbaus seitens der japanischen Stellen hohe Relevanz. Das potenzielle Versagen der RDB-Kalotte unter hohem Systemdruck kann mit einem Auswurf von Schmelze in Form eines Jets (High Pressure Melt Ejection) verbunden sein. Die ausgetretene Schmelze hätte dann zu einer großflächigen Kontamination geführt und durch Wechselwirkung mit dem Containment dessen Standzeit signifikant verringert (Direct Containment Heating). Ein mögliches Versagen des Ventilmechanismus der Sicherheits- und Entlastungsventile oder ein Offenbleiben der Ventile wäre mit einer Freisetzung über den vorgesehenen Entlastungsweg in die Kondensationskammer/Wetwell und daher mit einer signifikanten Auswaschung der Nuklide verbunden gewesen, während ein Versagen einer anderen Komponente zu einer direkten Freisetzung in den Drywell geführt hätte. Während unklar ist, ob kleinere Lecks in der DfU in der Lage waren, eine vollständige Druckentlastung herbeizuführen, ist unstrittig, dass durch diese frühzeitig Dampf und heiße Gase freigesetzt und der Verlust des Wasserinventars im RDB beschleunigt wurde /LIU 13/.

Block 1 des Kernkraftwerks Fukushima Dai-ichi wurde zwischen 1967 und 1970 von General Electric erbaut. Der Siedewasserreaktor vom Typ BWR/3 hatte eine Leistung von 460 MW_e. Die Blöcke 2 und 3 wurden von einem Konsortium aus General Electric und Toshiba (Block 2) bzw. Toshiba als alleinigem Lizenznehmer (Block 3) erbaut. Die Reaktoren des Typs BWR/4 hatten jeweils eine Leistung von 784 MW_e. Die Blöcke 1 – 3 verfügen über ein Containment vom Typ Mark I, welches sich in den birnenförmigen

Drywell um den RDB sowie den torusförmigen Wetwell unterteilt, der mit einer Wasservorlage gefüllt ist /MIL 14/. Abb. 7.3 zeigt im Detail den Aufbau des Containments sowie der Druckbarriere.

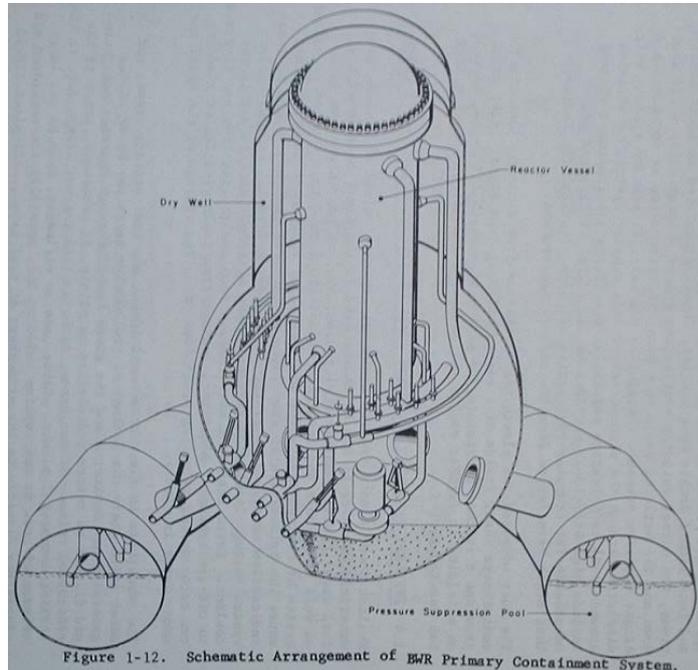


Abb. 7.3 Schematische Darstellung der Druckbarriere und des Containments /DAV 11/

Im Falle eines Station-Blackouts steigen aufgrund der Nachzerfallswärme Druck und Temperatur solange, bis das Sicherheits- und Entlastungsventil mit dem niedrigsten Öffnungsdruck anspricht. Dampf wird dann aus dem oberen Bereich des RDB entlang der Frischdampfleitung über das Sicherheits- und Entlastungsventil und die daran anschließende drucklose Abblaseleitung über Sparger in den Wetwell freigesetzt. Bei nicht wiedereinsetzender Kernkühlung sinkt der Wasserspiegel im RDB weiter, bis der Kern freigelegt wird. Die aus der daraufhin einsetzenden Kernschmelze stammenden heißen Gase nehmen ebenfalls den Weg über Frischdampfleitung, S&E-Ventile und Abblaseleitung in den Wetwell. Die etwas unterhalb der Frischdampfleitungen an den RDB anschließenden Speisewasserleitungen werden erst später freigelegt, sodass diese vermutlich erst nach der Frischdampfleitung und mangels Durchströmung in geringerem Umfang thermisch belastet werden. Die noch weiter unten anschließenden Leitungen der externen Umwälzschleifen sind zum Zeitpunkt der beobachteten Druckentlastung vermutlich noch mit Wasser gefüllt. Soweit bekannt, verfügt der RDB-Deckel des Reaktors nicht über Durchführungen. Eine Leckage der Deckeldichtung wird bisher nicht vermutet.

Die Sicherheits- und Entlastungsventile sind anders als die durch Schweißen verbundenen Rohrkomponenten der Frischdampfleitung auf einen Stutzen senkrecht stehend aufgeflanscht. An den Flanschdichtungen wird bei hohen Temperaturen eine Leckage vermutet, deren Leckfläche bisher nur abgeschätzt werden kann.

Aufgrund der Bauweise des Siedewasserreaktors werden Steuerstäbe und Instrumentierungen von unten in den Kern eingeführt. Unter den Instrumentierungen befinden sich die Neutronenflussmesssysteme SRM (Source Range Monitor) und IRM (Intermediate Range Monitor), welche in feste Rohre eingeführt werden, die einen Teil der Druckbarriere darstellen und daher durch Außendruck belastet werden (Abb. 7.4). Die Instrumentierungsrohre ragen weit in den Kern hinein, sodass sie durch die am oberen Kernrand beginnende Schmelze bereits erhitzt sowie beschädigt werden können und dadurch ebenfalls zu einer Leckage der Druckbarriere beitragen können.

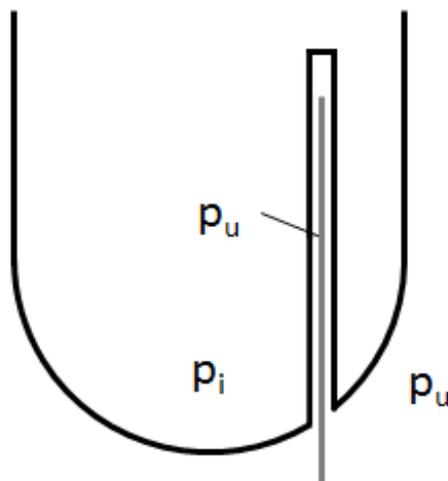


Abb. 7.4 Schematische Darstellung des Verlaufs der Druckbarriere der SRM- und IRM-Instrumentierung

Aufgrund der nicht verfügbaren Spannungsversorgung konnte der Druck im RDB von Block 1 nur punktuell bestimmt werden, indem Spannung mit hilfsweise angeschlossenen Autobatterien wiederhergestellt wurde. Bei Messungen um 20:07 Uhr Ortszeit am 11. März hat bei 7,04 MPa noch keine signifikante Druckentlastung stattgefunden. Der nächste Messpunkt existiert erst wieder um 02:43 Uhr (am Folgetag) und liegt mit 0,83 MPa auf dem Niveau des Containmentdrucks. Die Druckentlastung muss dazwischen stattgefunden haben /LIU 13/.

Abb. 7.5 zeigt die von den Teilnehmern des BSAF Benchmarks errechneten RDB-Druckverläufe im Best-Estimate-Szenario /PEL 15/. Der Verlauf ist unter anderem stark abhängig von den Annahmen bezüglich Leckagen bzw. Brüchen von Komponenten.

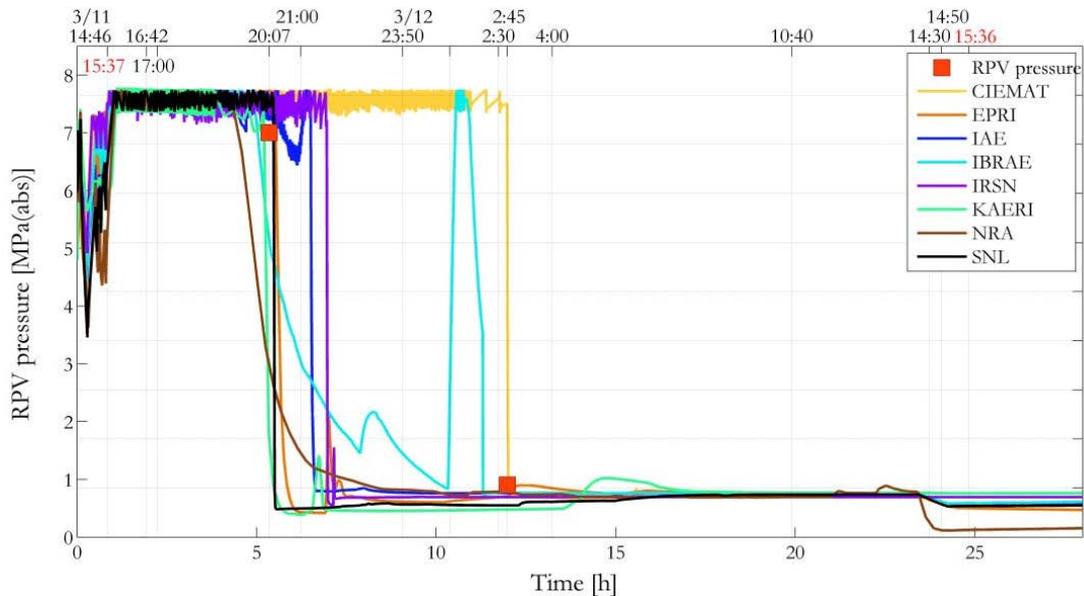


Abb. 7.5 Übersicht über die errechneten RDB-Druckverläufe in BSAF /PEL 15/

/BLA 16a/ enthält eine tabellarische Aufschlüsselung der in den Rechnungen im Rahmen von BSAF sowie weiterer Rechnungen aus der Literatur verwendeten Modelle sowie der Zeitpunkte, zu denen ein Versagen oder die Öffnung eines frühen Lecks errechnet wurde.

In der Mehrheit der Nachrechnungen führt ein Versagen der Frischdampfleitung zur Druckentlastung. Bei Rechnungen, in denen ein Hochdruckversagen des RDB prognostiziert wurde, wurde in der Regel kein Versagensmodell für die Frischdampfleitung implementiert. Allgemeine Analysen in /ESM 03/ halten ein Hochdruckversagen des RDB ebenfalls für wenig wahrscheinlich.

/GAU 12/, /GAU 14/ geht von der grundsätzlichen Möglichkeit des Offenbleibens eines S&E-Ventils aus, das im Verlauf des Unfalls vielfach angesprochen hatte. Ein Offenbleiben des Ventils würde zu einer Entlastung über die Abblaseleitung in den Wetwell führen. Unklar ist allerdings, inwiefern der dabei entstehende Öffnungsgrad für eine schnelle und vollständige Druckentlastung ausreichend ist. So ist bei einem Öffnungsgrad von unter 50 % ein Unterbleiben der Druckentlastung und ein darauffolgendes Versagen der Frischdampfleitung möglich /GAU 14/. Eine angenommene Entlastung in

den Drywell durch Lecks/Komponentenversagen korrespondiert allerdings besser mit den gemessenen Daten, z. B. dem Containmentdruck /GAU 12/, /GAU 14/.

Die Existenz kleiner Lecks noch vor der vollständigen Druckentlastung, insbesondere an der Anschlussflanschdichtung der S&E-Ventile sowie an den SRM/IRM in-core Instrumentierungen, ist mittlerweile relativ gut bekannt /PEL 15/. Die offizielle Untersuchungskommission der japanischen Regierung hält daneben auch ein kleines erdbebenbedingtes Leck der Druckbarriere in Block 1 für möglich /KUR 12/. Auch deutet die gegen 21:51 Uhr im Reaktorgebäude gemessene Dosisleistung von 288 mSv/h eine frühzeitige Leckage an /NAI 15/.

Eine Entlastung der Druckbarriere ausschließlich über die bekannten Lecks ist, abhängig von der Leckgröße, prinzipiell möglich. Rechnungen des IAE in /NAI 13/ zeigen, dass dazu Abweichungen von weniger als 50 % gegenüber der geschätzten Leckfläche notwendig sind. Die NRA hält ein Versagen ausschließlich über Lecks für das wahrscheinlichste Szenario /PEL 15/. Für einen Entlastungsweg über Lecks spricht weiterhin die Tatsache, dass das Zerbersten einer mit hochgespanntem Dampf gefüllten Frischdampfleitung mit einem enormen akustischen Potenzial verbunden wäre. Im vorliegenden Fall ist nicht bekannt, dass ein Versagen von der anwesenden Betriebsmannschaft wahrgenommen wurde. Es ist zudem möglich, dass erdbebenbedingte Schädigungen die Entstehung von Lecks im Unfallverlauf begünstigt haben. Um Unsicherheiten der Aussagen zu verringern, bedarf es detaillierterer Modelle. Kameraoptische Untersuchungen der entsprechenden Stellen lassen zukünftig möglicherweise weitere Informationen erwarten; bisherige zeigten keine großen Zerstörungen innerhalb des Drywell.

Basierend auf den Protokollen und Messdaten gehen die meisten Quellen davon aus, dass in Block 2 und 3 eine erfolgreiche manuelle Druckentlastung durchgeführt wurde. Dennoch sind auch hier, ähnlich wie bei Block 1, bereits zuvor entstehende kleinere Lecks, beispielsweise an den SRM-/IRM-Instrumentierungen und an den Dichtungen der S&E-Ventile, möglich und wahrscheinlich. Auch in den Nachrechnungen wurde überwiegend eine manuell ausgelöste Druckentlastung durch das Öffnen aller S&E-Ventile angenommen /PEL 15/. Einzig in den Nachrechnungen von SNL wird ein mögliches Versagen der Frischdampfleitung ca. 42 h nach der Schnellabschaltung grundsätzlich in Betracht gezogen, wobei der prognostizierte Temperaturverlauf stark von dem anderer Teilnehmer des BSAF-Benchmarks abweicht /GAU 12/, /PEL 15/.

7.2 Bewertung der in Analysen verwendeten Strukturmodelle

Alle in der Literatur enthaltenen Nachrechnungen implementieren mindestens ein Modell für globales Versagen. Als Versagensmodell für die Frischdampfleitung wurden überwiegend Larson-Miller-Beziehungen (vgl. Kapitel 4.5) verwendet. Als Material für die Frischdampfleitung von Block 1 wurde Karbonstahl vermutet /GAU 12/. Larson-Miller-Beziehungen wurden, teils in einer ODER-Verknüpfung, mit dem Erreichen der Schmelztemperatur auch für die Versagensvorhersage des RDB eingesetzt. Derartige einfache Modelle sind zwar fehlerbehaftet (vgl. Kapitel 8.4), im hier vorliegenden Fall verhältnismäßig steiler Temperaturgradienten und im Vergleich zu anderen Unsicherheiten, insbesondere bezüglich thermohydraulischer Lasten und früher Lecks, fällt der Fehler in dieser Stufe der Analyse jedoch weniger ins Gewicht.

Als Kriterium für ein mögliches temperaturinduziertes Offenbleiben der S&E-Ventile wurde aufgrund von Expertenschätzung und basierend auf überschlägigen Rechnungen zu thermischer Ausdehnung vereinzelt eine Temperatur des durchströmenden Gases von 900 K als Versagenskriterium angenommen /GAU 12/. In anderen Analysen wurde eine Zyklenzahl festgelegt, bei der ein Offenbleiben der Ventile erwartet wird. Diese Annahmen entstammen überwiegend probabilistischen Betrachtungen bei Raumtemperatur. Die überwiegende Zahl der Rechnungen implementierte kein Modell. Die Phänomenologie des Versagens der S&E-Ventile bei Durchströmung mit heißen Gasen wurde bisher kaum untersucht, daher sind derartige Modelle möglicherweise mit sehr großen Unsicherheiten behaftet.

Für das Versagen und die anschließende Leckbildung des Flanschs, an dem die S&E-Ventile mit der Frischdampfleitung verbunden sind, wird in den Analysen überwiegend die Auslegungstemperatur des Dichtungsmaterials (723 K) herangezogen /NAI 13/. Die Leckfläche wird beispielsweise geometrisch als Spalt von 0,2 mm Breite abgeschätzt, der sich über 60° des Umfangs erstreckt /NAI 13/. Die Leckfläche wurde in einigen Fällen so festgelegt, dass Ergebnisse der thermohydraulischen Rechnungen mit Messungen übereinstimmen. Auch hier fehlt eine genaue phänomenologische Untersuchung. Neben einer Spaltbildung oder dem Verlust des Dichtmaterials durch Absinken des Flächendrucks ist auch ein Aufschmelzen oder Zersetzen des Dichtungsmaterials denkbar. Ein Erhitzen der Flanschverschraubung durch ausströmende Gase würde sich unmittelbar auf die Spaltgröße auswirken. Die Versagensphänomenologie ist insbesondere von dem eingesetzten Dichtungsmaterial abhängig. Auch in der Frage

der Zahl der durchströmten Stränge und der Aufteilung des Massenstroms auf diese Stränge sind weitere Untersuchungen notwendig.

Leckagen der SRM/IRM wurden, sofern ein Modell implementiert ist, den jeweiligen Positionen im Kern zugeordnet und geöffnet, wenn die Versagenstemperatur dort erreicht wurde. Diese wurde anhand einfacher analytischer Abschätzungen zum Beulen errechnet, die möglicherweise Ungenauigkeiten, insbesondere durch die mangelnde Berücksichtigung nichtlinearer Materialeigenschaften, aufweisen (vgl. Kapitel 7.3.1). Ein abweichender Ansatz wurde in /LIU 13/, /LIU 14/ basierend auf Arbeiten von /STE 77/ verfolgt. Dort wird davon ausgegangen, dass der Betrag der (negativen) Versagensdehnung bei Druckbelastung durch Außendruck in der Größenordnung der Hälfte des Betrags der (positiven) Versagensdehnung bei Zugbelastung durch Innendruck liegt. Damit ist die Verwendung von Larson-Miller-Parametern auch hier möglich. Eine Validierung wurde in /OKA 15/ durchgeführt. Bezüglich der Leckfläche gibt es sehr unterschiedliche Annahmen, die von Rissbildung über Freilegung des gesamten Querschnitts bis hin zum späteren Wiederverschließen des Querschnitts durch Schmelze reichen.

Insgesamt zeigt sich, dass trotz des großen Einflusses, den frühe Lecks auf den Unfallhergang haben können, nur sehr rudimentäre und ungenaue Methoden zur Vorhersage des Versagens und der entstehenden Leckfläche zur Verfügung stehen. Die Phänomenologie früher Lecks wurde insgesamt bisher unzureichend untersucht. Möglicherweise wurden weitere Lecks an unbekanntem Stellen oder Vorschädigungen durch das Erdbeben nicht berücksichtigt (vgl. /GAU 14/). Die verwendeten Modelle zum globalen Versagen zeigen sich demgegenüber mäßig genau aber robust und sind prinzipbedingt nicht mit der Problematik der Ungenauigkeit der Leckfläche behaftet.

7.3 Eigene ergänzende Untersuchungen

7.3.1 Leckage der Kerninstrumentierungen SRM/IRM in Block 1

Der RDB von Block 1 (Abb. 7.6) enthält 4 Source-Range-Monitore (SRM), 8 Intermediate-Range-Monitore (IRM) sowie zahlreiche Power-Range-Monitore (PRM) an verschiedenen radialen Positionen /LIU 13/. Die SRM/IRM bilden dabei einen Teil der Druckbarriere.

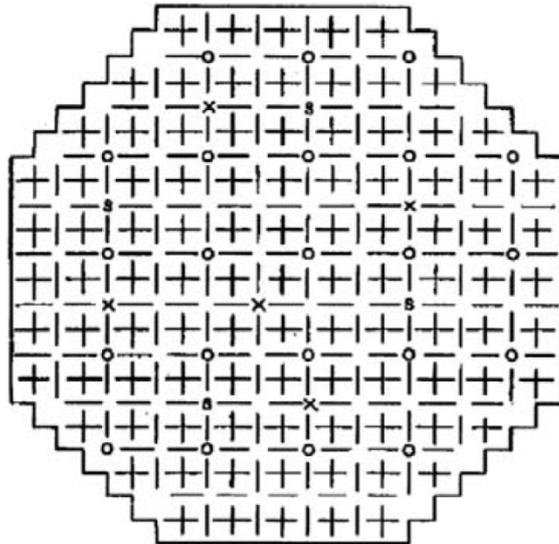


Abb. 7.6 Schematische Darstellung der Kerninstrumentierung, Positionen der SRM (S), IRM (X) und PRM (O) im Reaktorkern von Block 1 /LIU 13/

Die Hüllrohre der SRM/IRM-Instrumentierung bestehen aus drei Teilen mit unterschiedlichen Durchmessern. Der erste Teil befindet sich außerhalb des Reaktordruckbehälters, der zweite reicht bis zum Kern, der dritte erstreckt sich über die Kernhöhe. Für die frühe Leckage ist letzterer relevant. Für den Außendurchmesser werden hier 17 mm, für die Wandstärke 2 mm, als Werkstoff SS316 rostfreier Stahl angenommen (vgl. /ARA 99/). Im Rohr befindet sich die eigentliche Instrumentierung mit unbekanntem Querschnitt, sodass die maximale Abströmfläche einen Kreisring bildet. Unklar ist hierbei allerdings, ob sich die Instrumentierung bis in den oberen Kernbereich erstreckt.



Abb. 7.7 Foto aus der baugleichen Anlage Peach Bottom aus /LEE 15/ (SRM links im Vordergrund)

Die SRM/IRM befinden sich auf Eckpositionen und grenzen an vier unmittelbar benachbarte Brennelemente (Abb. 7.8).

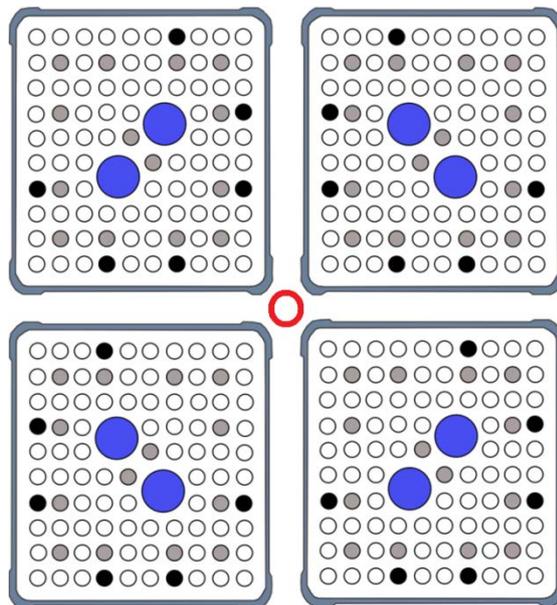


Abb. 7.8 Schematische Darstellung von BE-Querschnitten mit Position eines SRM im Zentrum zwischen 4 BE /LEE 15/

Zunächst können die Brennstäbe noch durch den aufsteigenden Dampf aus dem im RDB befindlichen Restwasser gekühlt werden. Bei weiter absinkendem Wasserspiegel reicht die Aufwärmspanne des Dampfes nicht mehr zur Kühlung der Gesamtlänge der

freigelegten Brennstäbe aus und die Brennstäbe beginnen sich zunächst am oberen Ende zu erhitzen. Ab ca. 1300 K setzt die Oxidation der Bauteile aus Zirkonium ein, welche zusätzlich enorme Wärmemengen freisetzt und zu einem weiteren rapiden Temperaturanstieg führt. Abb. 7.9 zeigt beispielhaft den von der GRS im Rahmen des BSAF-Projekts errechneten Temperaturverlauf des oberen Plenums für Block 3 /BAN 16/.

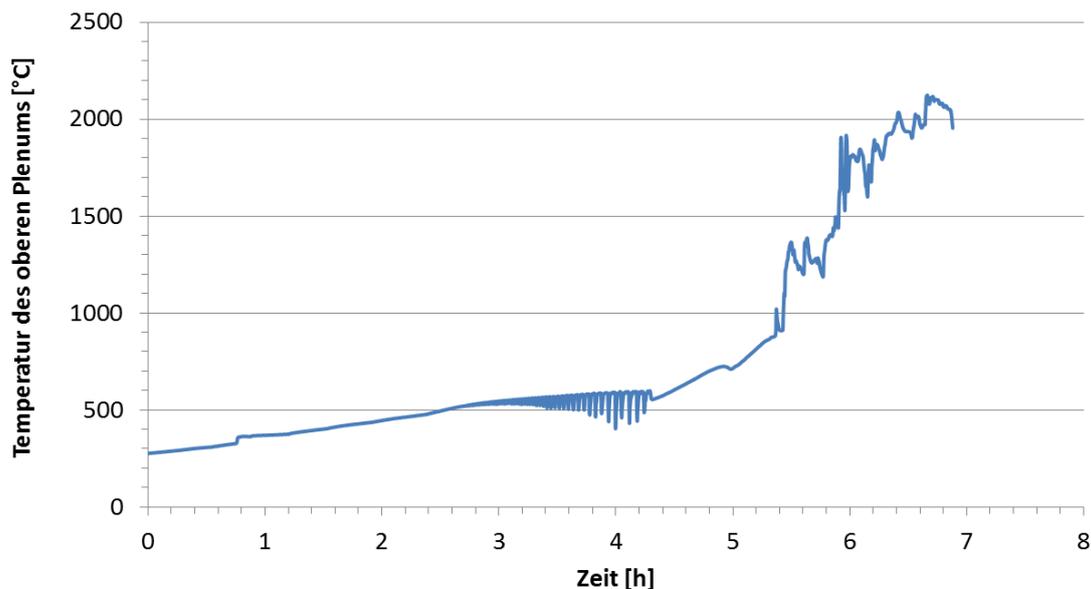


Abb. 7.9 Errechneter Temperaturverlauf des oberen Plenums (Block 3) /BAN 16/

Im Folgenden wird abgeschätzt, wie sich die Temperatur der SRM/IRM im Verlauf der Kernschmelze relativ zur Temperatur der Brennstäbe verhält. Dazu wird zunächst durch die Wahl konservativer Randbedingungen eine obere Grenze der Temperaturdifferenz ermittelt. Eine weitere Rechnung wird mit realistischeren Randbedingungen durchgeführt.

Zwischen den Brennstäben und dem Brennelementkasten sowie zwischen dem Brennelementkasten und der Instrumentierung findet Strahlungsaustausch statt. Gleichzeitig geben die Bauteile Wärme an das umströmende Gas ab. Aufgrund der betrachteten Zeiträume ist die thermische Trägheit der Strukturen vernachlässigbar.

Die quasistationäre 2D-FE-Rechnung (Abb. 7.10) bildet einen ausreichenden Bereich der BE-Geometrie um die SRM/IRM-Position ab. Die Brennstäbe wurden als Kontinuum mit einer homogenen Temperatur modelliert. Zwischen Brennstäben und Brennelementkasten sowie zwischen Brennelementkasten und SRM/IRM-Hüllrohr findet

Strahlungsaustausch statt, wobei eine Fläche-zu-Fläche-Berechnung ohne Berücksichtigung der Umgebung verwendet wurde. Der hemisphärische Gesamtemissionsgrad wurde zunächst konservativ mit 0,3 für den Austausch zwischen Brennstäben und Brennelementkasten sowie 0,2 für den Austausch zwischen Brennelementkasten und SRM/IRM-Hüllrohr nach unten abgeschätzt. Der Wärmeübergang zum Fluid wurde nach VDI 2055 /VDI 08/ unter Annahme einer Gasgeschwindigkeit von 2 m/s mit $13,8 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ abgeschätzt. Für die Temperatur des umströmenden Gases wird die Siedetemperatur beim Öffnungsdruck der S&E-Ventile mit 302 °C angenommen.

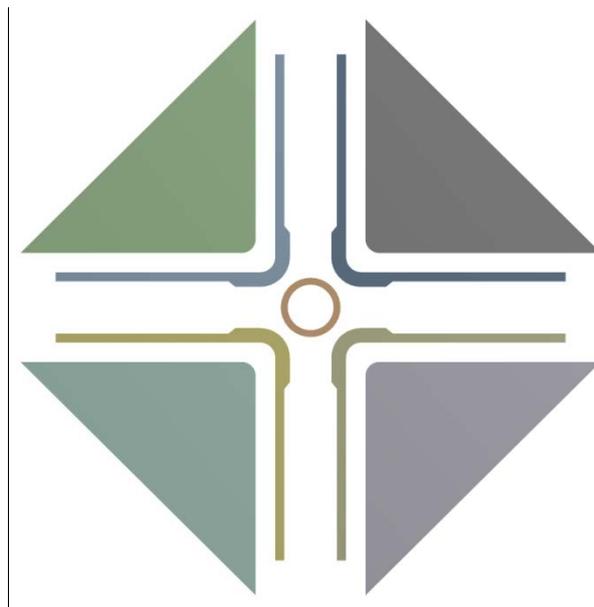


Abb. 7.10 2D-FE-Modell für die Position eines SRM/IRM

Für eine realistischere Rechnung werden Emissionsgrade von 0,4 und 0,3 sowie eine Gasgeschwindigkeit von 1 m/s (entspricht einem Wärmeübergang von $9,8 \text{ W}/\text{m}^2\text{K}$) angenommen. Die Temperatur des Fluids zwischen Brennelementen und Brennelementkasten wird basierend auf Schätzungen 100 K unterhalb der Brennstabtemperatur, mindestens jedoch mit 302 °C angesetzt. Abb. 7.11 zeigt die errechnete Temperaturdifferenz zwischen Brennstäben und SRM/IRM für den konservativen und realistischen Fall abhängig von der Brennstabtemperatur. Die Differenz steigt zunächst mit der Temperatur der Brennstäbe an und verringert sich aufgrund des besseren Strahlungsaustauschs oberhalb von ca. 1000 °C wieder.

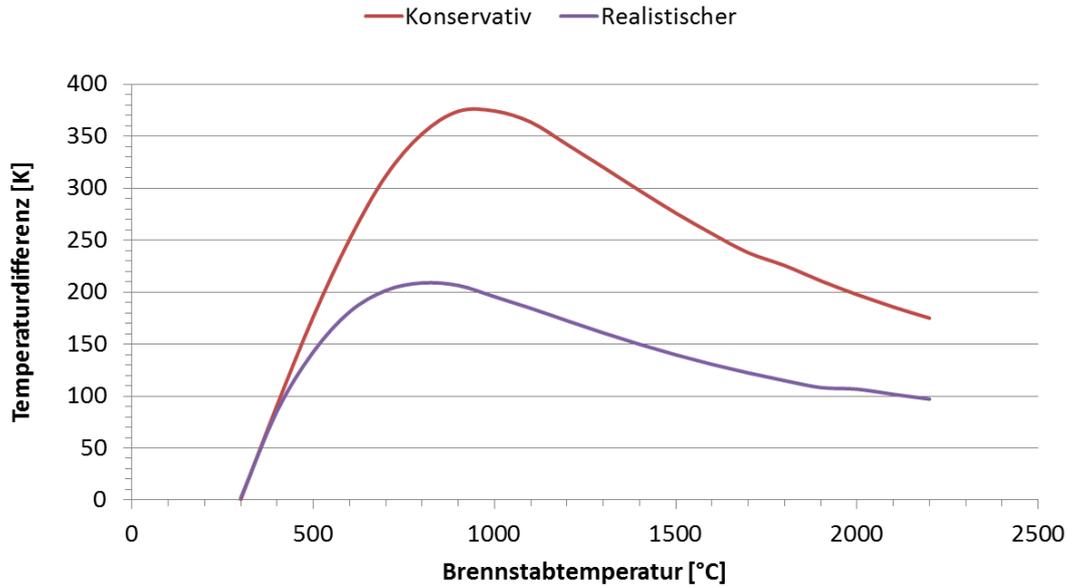


Abb. 7.11 Verlauf der Differenztemperatur zwischen Brennstäben und SRM/IRM

Nachfolgend soll der Einfluss nichtlinearer Materialeigenschaften auf die Versagenszeit der SRM/IRM abgeschätzt werden. Im BSAF-Vorhaben wird dazu eine Formel für Beulen nach Von-Mises verwendet.

$$p_{cr} = 0,27 * E * \left(\frac{t}{r}\right)^3 < p_a - p_i \quad (7.1)$$

- p_{cr} Beuldruck
- p_a Außendruck
- p_i Innendruck
- t Wanddicke
- r Äußerer Radius

Da für den Werkstoff SS316 keine ausreichend validierten Daten für den Kurzzeitkriechbereich vorliegen, soll hier eine Analogiebetrachtung für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 durchgeführt werden.

Nach Tab. 7.1 ist bei ca. 1296 °C ein kritischer Beuldruck kleiner der Druckdifferenz von 7,1 MPa erreicht.

Tab. 7.1 Von-Mises-Beulen für Analogiebetrachtung mit 20MnMoNi5-5

Temperatur [°C]	E-Modul [GPa]	$P_{cr}(t,r,E)$ [MPa]
800	50000	32
1000	30000	19,2
1100	20300	12,99
1200	15600	9,98
1296	11088	7,1
1300	10900	6,98

Zum Vergleich wurde ein FE-Modell erstellt, welches Lasten aus Plastifizieren und Kriechen berücksichtigt (Abb. 7.12). Dieses wurde mit einem Differenzaußendruck von 7,1 MPa und angelehnt an reale Versagensverläufe mit einer Temperaturtransiente von 0,2 K/s beaufschlagt.

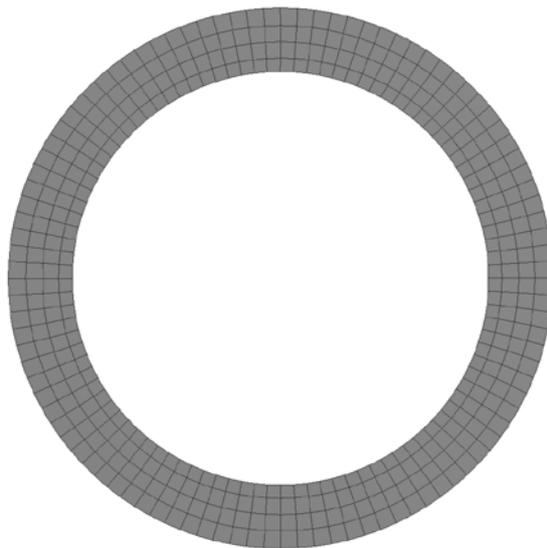


Abb. 7.12 FE-Modell der SRM/IRM

Die Rechnung divergiert bei einer Temperatur von 964 °C, was als Beginn des Beulens gedeutet werden kann. Damit versagt das SRM/IRM im Analogiefall für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bereits 332 K unterhalb der mit Hilfe der analytischen Rechnung vorhergesagten Temperatur.

Analysen in der Literatur gehen teils davon aus, dass sich bei Versagen ein Riss mit geringer Breite bildet, der sich über einen Teil des Umfangs erstreckt. In /NAI 13/ wird mit Erreichen der Schmelztemperatur davon ausgegangen, dass der komplette Quer-

schnitt für die Abströmung zur Verfügung steht. Die den einzelnen SRM/IRM zugeordneten Lecks werden geöffnet, wenn an der entsprechenden Position die Versagens- bzw. Schmelztemperatur erreicht wird.

Ein Verformungsbild während des Iterationsprozesses im ersten nicht mehr konvergierenden Zeitschritt (Abb. 7.13) zeigt, dass der Beginn des Knickens an einer Stelle (hier die Stelle der Modellfixierung als Imperfektion) zu einem Umschlagen der instabilen Situation entlang des gesamten Umfangs führt. Es ist daher zu erwarten, dass sich das Hüllrohr an die im Inneren befindliche eigentliche Instrumentierung anlegt und aufgrund der Auffaltung und der Duktilität des Materials die möglicherweise entstandenen Risse teilweise verschließt. In einer späteren Phase kann der Leckquerschnitt zusätzlich durch schmelzendes Material verschlossen werden.

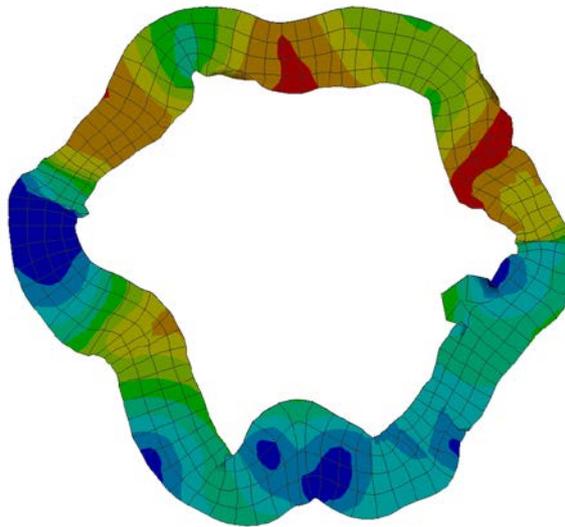


Abb. 7.13 Verformungsbild des Modells der SRM/IRM während des ersten nicht mehr konvergierenden Zeitschritts

Nachfolgend soll ein oberer Grenzwert sowie ein realistischerer Wert für den Massenstrom errechnet werden. Die (kritische) Ausströmung aus einer Blende errechnet sich als:

$$\dot{m} = A * \mu * \Psi * \sqrt{2 * p_i * \rho_i} \quad (7.2)$$

$$\Psi = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} * \sqrt{\frac{\kappa}{(\kappa + 1)}} \quad (7.3)$$

A	Leckfläche
μ	Reibungsbeiwert
Ψ	Ausflussfunktion
p_i	Innendruck
ρ	Dichte
κ	Isotropenexponent

Für die konservative Rechnung wird zunächst von der vollen Abströmfläche, $\mu = 1$ und Sattdampf bei 7,1 MPa ausgegangen. Damit ergibt sich ein Massenstrom von maximal ca. 2,16 kg/s.

Für eine realistischere Rechnung wird davon ausgegangen, dass eine Abströmung nur über einen Kreisring zwischen Instrumentierungshüllrohr und eigentlicher Instrumentierung mit einer Spaltbreite von 3 mm erfolgt. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass dieser Querschnitt zu 75 % von duktilem oder abgeschmolzenem Material verschlossen wird. Ob sich ggf. ein noch engerer druckbeständiger Querschnitt im Instrumentierungsgehäuse außerhalb des RDB befindet, ist unbekannt. Ferner wird für eine scharfkantige Abströmung $\mu = 0,59$ angesetzt und von einem jeweils hälftigen Gasgemisch aus Wasserdampf und Wasserstoff bei ca. 800 °C ausgegangen. Damit ergibt sich eine Abströmung von ca. 0,11 kg/s. Aufgrund des Dichteunterschieds zwischen Wasserstoff und Wasserdampf hängt dieser Wert signifikant von der Gaszusammensetzung ab.

7.3.2 Versagen der Frischdampfleitung in Block 3

Die Frischdampfleitung zweigt im oberen Bereich des RDB ab (siehe Abb. 7.1) und besitzt einen etwas dickeren Stutzen einer Länge von etwa 60 cm, an den die eigentliche Frischdampfleitung anschließt. Die Leitung hat einen Außendurchmesser von 406 bzw. 624 mm (Block1 bzw. Block 2 und 3) und einen Innendurchmesser von 364 bzw.

544 mm /TEP 16/. Als Werkstoff in der baugleichen Anlage Peach Bottom wurde SA533B verwendet /ESM 05/.

Hier sollen die Aussagen von Sandia National Laboratories nachvollzogen werden, wonach in Block 3 das Versagen der Frischdampfleitung schon vor der manuellen Druckentlastung stattgefunden haben soll /GAU 12/. Damit nimmt SNL als einziger Teilnehmer des BSAF-Benchmarks eine nicht erfolgreiche Druckentlastung an. Abb. 7.14 zeigt thermohydraulische Rechnungen von SNL und GRS /BAN 14/.

Zur Nachrechnung wurde ein 2D-FE-Modell eines kurzen Rohrwandstücks gewählt. Für das Materialmodell wurde hilfsweise auf den ebenfalls ferritischen Werkstoff 20MnMoNi5-5 zurückgegriffen. Damit konnten die Rechnungen von SNL insbesondere bezüglich des Versagenszeitpunktes im Rahmen der Modellunsicherheiten bestätigt werden. Rechnungen mit den Randbedingungen der GRS zeigen demgegenüber weitgehend elastisches Komponentenverhalten.

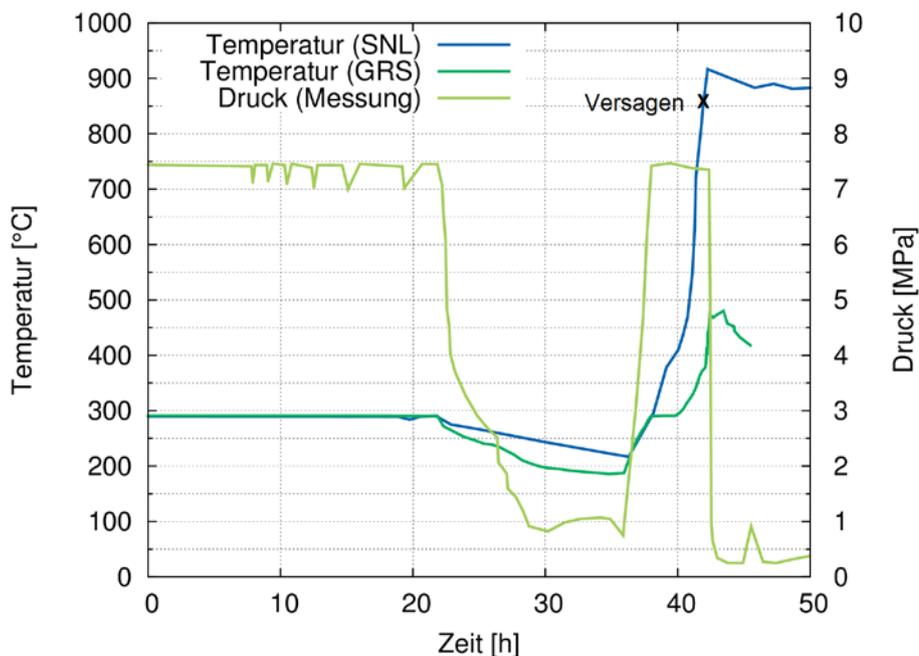


Abb. 7.14 Verlauf von Druck und Temperatur aus /GAU 12/ und /BAN 14/ sowie die im Rahmen von RS1520 errechnete Versagenszeit

Die Rechnung von SNL kann daher aus rein strukturmechanischer Sicht nachvollzogen werden, schon bei geringfügig geringeren Belastungen kommt es allerdings nicht mehr zu einem Versagen der FDL.

7.3.3 Offenbleiben eines S&E-Ventils

In amerikanischen Siedewasserreaktoren der Baureihe BWR/3 werden S&E-Ventile der Hersteller Dikkers, Target Rock (2- und 3-stufig) sowie Crosby eingesetzt /BIX 93/. S&E-Ventile des KKW Fukushima Dai-ichi stammen vom Hersteller Okano, der die Ventile von Crosby in Lizenz baute /PEL 15/. Deutsche Siedewasserreaktoren der Baureihe SWR72 verfügen über S&E-Ventile des Herstellers Bopp & Reuther (Abb. 7.15).

Der Körper von Ventilen des Herstellers Target Rock ist aus ASTM A216 Gr WCB gefertigt, Ventilstempel und Scheibe aus A276 Type 304 rostfreiem Stahl /BIX 93/. Die Ventile öffnen einzeln oder paarweise bei verschiedenen Druckniveaus.

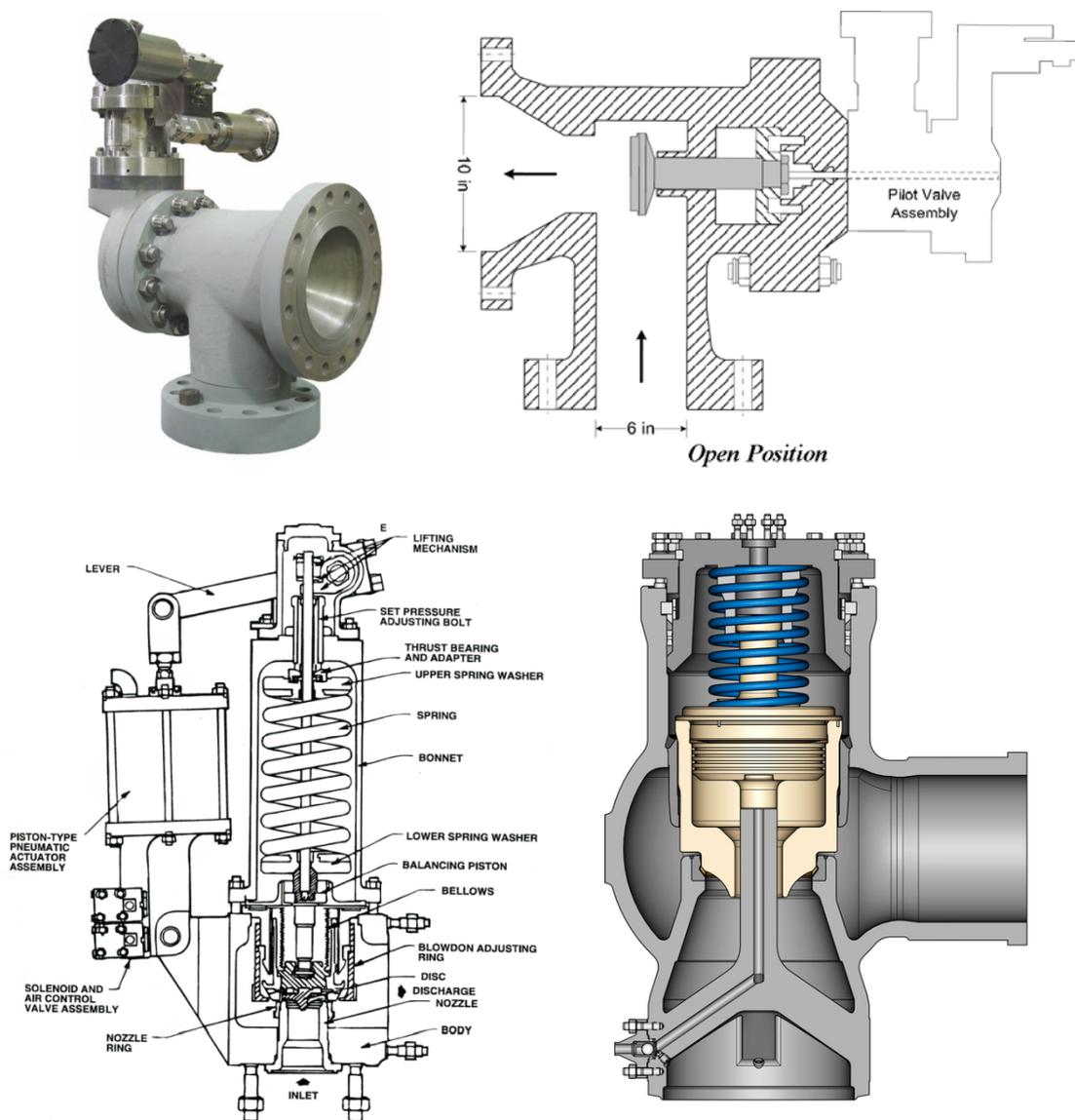


Abb. 7.15 S&E-Ventile des Herstellers Target Rock (oben), Crosby (unten links) und Bopp & Reuther (unten rechts) /CUR 17/, /BIX 93/, /BOP 16/

An dieser Stelle sollen zunächst nur qualitative Überlegungen zum Versagensmodus angestellt werden. So wird der Ventilkörper sowie der Stempel entlang des Ausströmwegs stark erhitzt, da in diesem Bereich durch die höhere Geschwindigkeit der Gasströmung ein besserer Wärmeübergang zu erwarten ist. Im geschlossenen Zustand steht dieser Bereich unter mechanischer Spannung. Je nach Randbedingungen ist Deformieren, Verklemmen oder ein versetztes Aufsetzen des Ventilstempels denkbar, wodurch eine Leckfläche freigegeben werden kann. Die Außenseite des Ventils wird durch das benachbarte Leck an der Flanschdichtung möglicherweise zusätzlich erhitzt. Ein Erhitzen der Schraubenfeder senkt den E-Modul und damit die Schraubenkraft und führt bei federbelasteten Ventilen zu einer Senkung des Öffnungsdrucks. Aufgrund der vielen Versagensmöglichkeiten und der Komplexität der Simulation geht eine solche Untersuchung über den Rahmen des Vorhabens RS1520 hinaus und soll im Rahmen anschließender Arbeiten genauer untersucht werden.

8 Weiterentwicklung des Programms ASTOR

8.1 Portierung des Programms und Erweiterung der Funktionalität

ASTOR wurde in den 90er Jahren von der GRS als vereinfachte Methode zur Bewertung der Integrität von Komponenten unter hohen Innendruck- und Temperaturbelastungen entwickelt /EIS 93/. Durch eine Verschiebung der ressourcenintensiven Berechnung der Versagenszeit von der Ausführungszeit zum Zeitpunkt der Modellierung eignet sich diese Methode insbesondere für den Einsatz in Systemcodes, die in der Unfallanalyse eingesetzt werden.

Mit Hilfe der FE-Methode werden dabei jeweils für spezifische Geometrien und Materialdaten die Versagenszeiten für verschiedene Innendruck- und Temperaturstufen errechnet und daraus Versagenszeitflächen erstellt (Abb. 8.1). Im transienten Anwendungsfall wird für jeden Lastschritt das Schadensinkrement aus der entsprechenden Versagenszeit, die aus der Versagenszeitfläche abgeleitet wird, berechnet und aufaddiert, bis der Schädigungszustand von $D = 1$ erreicht wird. Zur Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren kann auch ein Wert kleiner 1 verwendet werden.

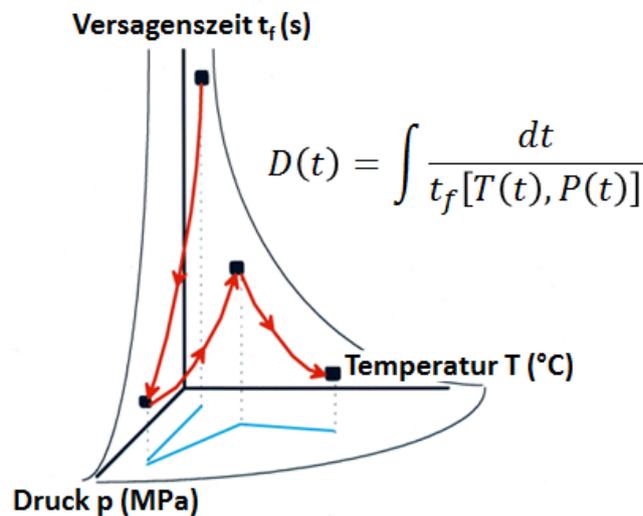


Abb. 8.1 Errechnung des Schadensinkrements in der Versagenszeitfläche

Die Methode wurde zur Abschätzung der Versagenszeiten von Rohrleitungen und Reaktordruckbehältern entwickelt, wobei beim RDB-Versagen auch die Hotspot-Problematik behandelt werden kann /SCH 99/. Für die Berücksichtigung von Schädigungen können zusätzliche Parameter, wie z. B. die Wanddicke, hinzugefügt werden.

Um der eingeschränkten Flexibilität der Methode aufgrund der Festlegung auf spezifische Geometrien und Materialdaten sowie der begrenzten Genauigkeit zu begegnen, wurde die in FORTRAN programmierte Einzelmethode zunächst nach JAVA portiert und unter Beibehaltung des ursprünglichen Namens um andere vereinfachte Methoden erweitert. Ziel war die Überwindung der Zielkonflikte zwischen Genauigkeit, Berechnungsgeschwindigkeit, Anwendungsfall und notwendigem Detaillierungsgrad der Eingabedaten durch Kompensation der Vor- und Nachteile der einzelnen Methoden, sowie die zukunfts offene Zusammenführung von Methoden zur Integritätsbewertung bei schweren Störfällen unter einer einheitlichen Schnittstelle. Vorteil der Wahl von Java waren die Portabilität zwischen Betriebssystemen, die einfache Integration einer grafischen Benutzeroberfläche sowie die Synergien zu den beiden anderen im Fachgebiet Strukturmechanische Berechnungsmethoden entwickelten Programmen PROST /HEC 17/ und WinLeck /HEC 16/.

Die Plattform verfügt über eine grafische Benutzeroberfläche zur einfachen Bedienbarkeit auch von Personen ohne strukturmechanische Detailkenntnisse (Abb. 8.2), kann aber auch per Kommandozeile bedient werden.

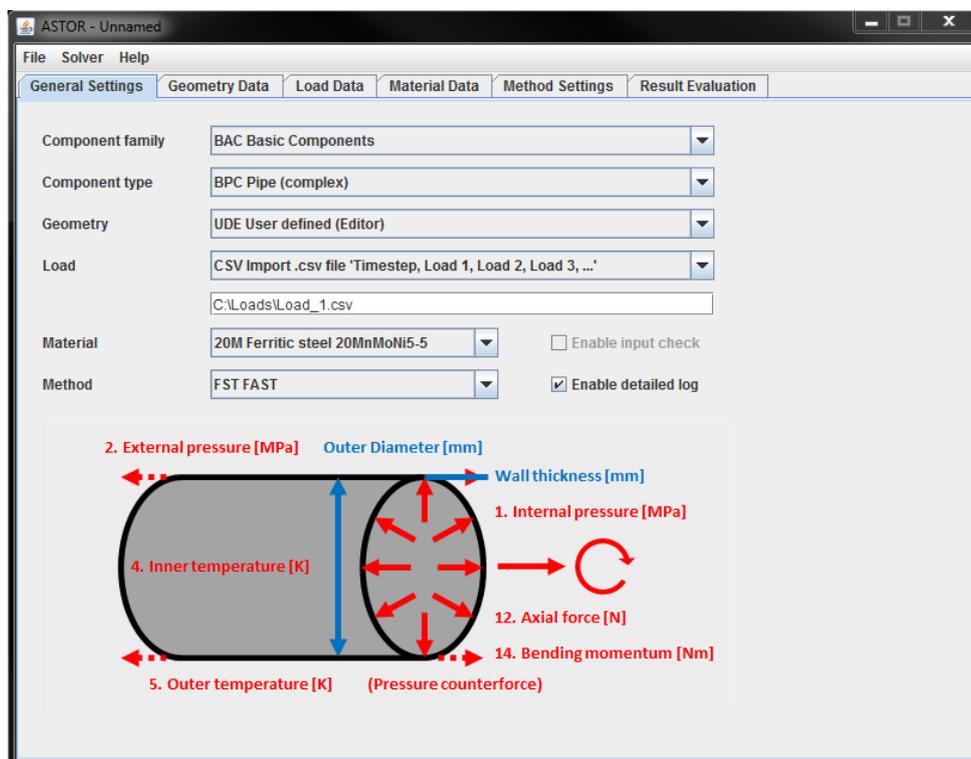


Abb. 8.2 Grafische Benutzeroberfläche von ASTOR

Die grafische Benutzeroberfläche wurde getrennt vom Solver implementiert, um die beiden Programmteile später auch einzeln, beispielsweise eingebettet in andere Codes einsetzen zu können.

Folgende Methoden sind nun in der Plattform enthalten:

- Abschätzung der Versagenszeit basierend auf den Schädigungsparametern nach Larson-Miller in Verbindung mit einer Schadensakkumulationshypothese und einer einfachen Spannungsberechnung (vgl. Kapitel 4.5)
- Die ursprüngliche Methode zur Berechnung von Versagenszeiten basierend auf vorberechneten Versagenszeitflächen, welche nun unter dem Namen ASTOR classic geführt wird
- Die neuentwickelte Methode FAST (**F**ast **A**ssessment of **S**ymmetric components **r**upture **T**ime), welche für symmetrische Komponenten eingesetzt werden kann (vgl. Kapitel 8.2)
- Eine automatisierte Ansteuerung des frei verfügbaren Pre-/Postprocessing-Tools Salome und des FE-Programms Code_Aster unter Nutzung vorbereiteter Skripte (vgl. Kapitel 8.3)

Aus einem vorbereiteten „Zoo“ von generischen Komponentenmodellen sowie Geometrie- und Materialdatensätzen kann der Nutzer die für den Anwendungsfall geeigneten auswählen.

Das Programm kann alleinstehend zur Abschätzung von Versagenszeiten und Schädigungsgraden, als Postprocessing-Tool in Verbindung mit Lastannahmen basierend auf Berechnungsergebnissen von Systemcodes, z. B. ATHLET/ATHLET-CD /ATH 12/ oder in einer einfachen seriellen Kopplung (Abb. 8.3), eingesetzt werden.

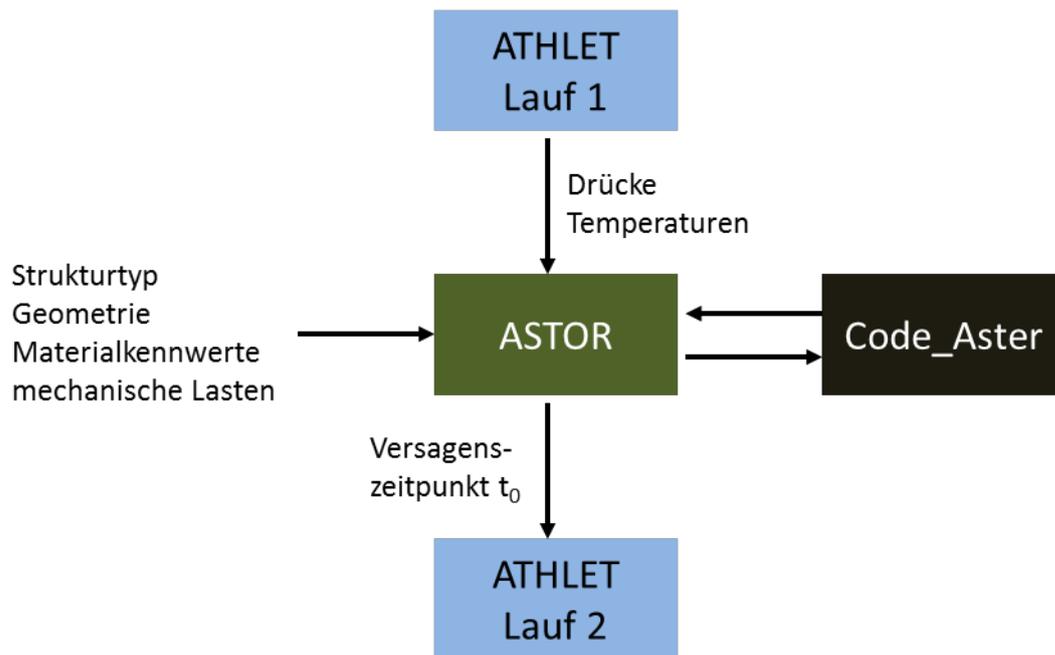


Abb. 8.3 Schema einer möglichen Kopplung mit ATHLET

ASTOR lässt sich dazu auch von anderen Programmen, wie dem GRS Tool zur Ereignisbaumanalyse MCDET, ansteuern und stellt darüber hinaus eine Testumgebung für Methoden dar, die später fest in Systemcodes übernommen werden sollen. Die eingegebenen Daten können als xml-Datei gespeichert werden. Neben einer Ergebnisdatei wird eine Log-Datei erzeugt, welche wichtige Daten, Informationen, Warnungen und Fehler protokolliert.

8.2 Entwicklung der Methode FAST

Die von der GRS neu entwickelte Methode FAST (**F**ast **A**ssessment of **S**ymmetric components rupture **T**ime) ist für Komponenten einsetzbar, die in ihrer Geometrie und Belastung näherungsweise symmetrisch sind, wie Rohre, Kalotten, Platten oder Stäbe unter homogenen mechanischen und thermischen Lasten. Dazu wird die Komponente auf ein infinitesimales Element reduziert und für jeden Zeitschritt werden Spannung, Dehnungszinkrement und Geometrie iterativ neu berechnet. Durch die Berücksichtigung der Trennung elastischer, plastischer und viskoplastischer Dehnungsanteile, der Nichtlinearität der Materialeigenschaften und Rückkopplung der Geometrie auf die Spannung wird eine hohe Genauigkeit erreicht (Abb. 8.4).

Die Reduzierung der Komponente auf ein einzelnes repräsentatives Element schränkt die Berechnung auf symmetrische Geometrien ein. Es existieren allerdings Tricks und

Hilfsalgorithmen, mit denen auch Komponenten unter einfachen asymmetrischen Belastungen (z. B. thermischer Gradient über Rohrwand, Biegemoment) berechnet werden können. Die Berechnung der Spannungen, Dehnungen und Verformungen in diskreten Schritten orientiert sich an der Vorgehensweise nichtlinearer FE-Solver (Abb. 8.4). Als Versagenskriterien können feste Dehnungswerte oder die Divergenz der Dehnung, als Zeichen für Plastische Instabilität, verwendet werden.

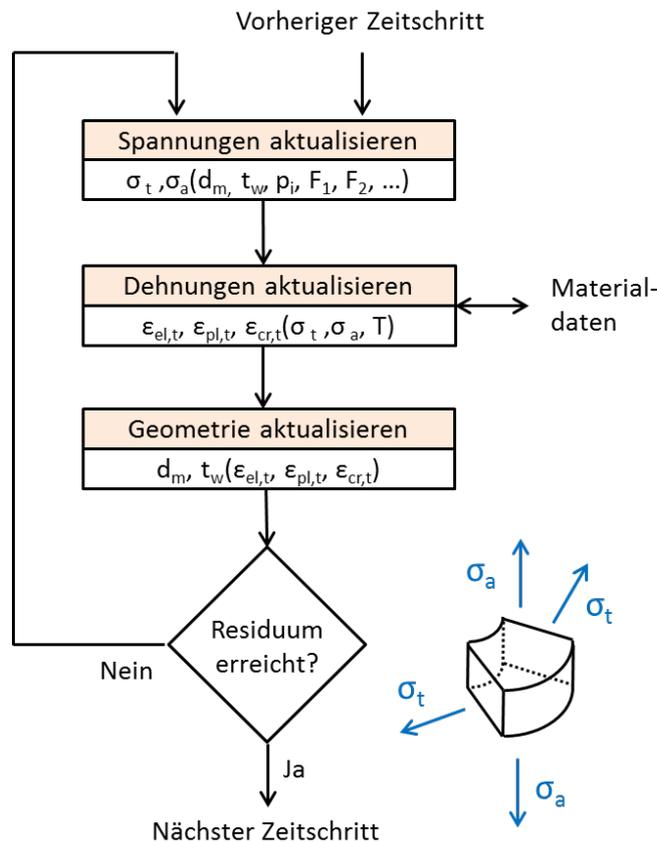


Abb. 8.4 Schematische Darstellung der Methode FAST

Die Methode ist schnell und eliminiert die Hauptfehlerquellen beim Einsatz einfacher Schadensparameter wie dem Parameter nach Larson-Miller, indem die Veränderung der Geometrie, die Trennung zwischen plastischen und viskoplastischen Verformungsanteilen sowie eine genauere Repräsentation des Materialverhaltens einbezogen werden. Nachteil ist neben der Begrenzung auf symmetrische Komponenten die Notwendigkeit genauer Materialdaten, die aber aus existierenden Daten von FE-Codes importiert werden können. Die Methode füllt damit eine Lücke zwischen klassischen Schadensakkumulationsmethoden wie Larson-Miller und komplexen FE-Modellen.

8.3 Ankopplung des FE-Programms Code_Aster

Als weitere Methode wurde eine automatische Ansteuerung des skriptingfähigen Pre-/Postprocessors Salome /SAL 16/ (Version 7.7.1) zur Geometrie- und Netzerzeugung sowie des vollwertigen FE-Programms Code_Aster /EDF 16/ (Version 12.5) realisiert. Sowohl Salome als auch Code_Aster sind frei verfügbar und werden unter einer freien Lizenz vertrieben, was eine Weitergabe des Programms ASTOR an externe Nutzer erleichtert. Code_Aster wurde ursprünglich von EDF entwickelt, ist umfangreich validiert und u. a. bei Berechnungen zum Europäischen Druckwasserreaktor (EPR) zur Anwendung gekommen. Das Programm ist nur unter Linux lauffähig, aufgrund der Plattformunabhängigkeit der Java-Implementierung von ASTOR ist jedoch keine separate Version erforderlich.

Bei Ausführung der Methode werden vorbereitete Skripte um Parameter aus der Nutzereingabe ergänzt, die Netzerstellung und Berechnung durch die angekoppelten Programme gestartet und die Ergebnisse nach Fertigstellung der Rechnung automatisch ausgewertet. Ziel ist, die Flexibilität und Genauigkeit der FE-Methode zeitsparend und ohne Detailkenntnisse der strukturellen Berechnungsmethoden nutzbar zu machen. Die vorbereiteten Skripte sind dazu ähnlich wie Geometrieinformationen und Materialdaten im Programm hinterlegt.

8.4 Methodenvergleich

Im folgenden Anwendungsbeispiel wurde der in Kapitel 6.1 vorgestellte Großversuch an einem Rohr mit Nennweite DN 700 /MPa 88/ mit den in ASTOR enthaltenen Methoden Larson-Miller, FAST sowie der automatischen Ansteuerung des FE-Programms Code_Aster nachgerechnet.

Abb. 8.5 zeigt den Verlauf des Schadensparameters unter Verwendung von Larson-Miller-Parametern für 20MnMoNi5-5 aus /BOE 98/. Zum Versagenszeitpunkt im Experiment wird ein maximaler Schadenswert von 0,2 errechnet, d. h. die Versagenszeit wird im vorliegenden Fall tendenziell überschätzt.

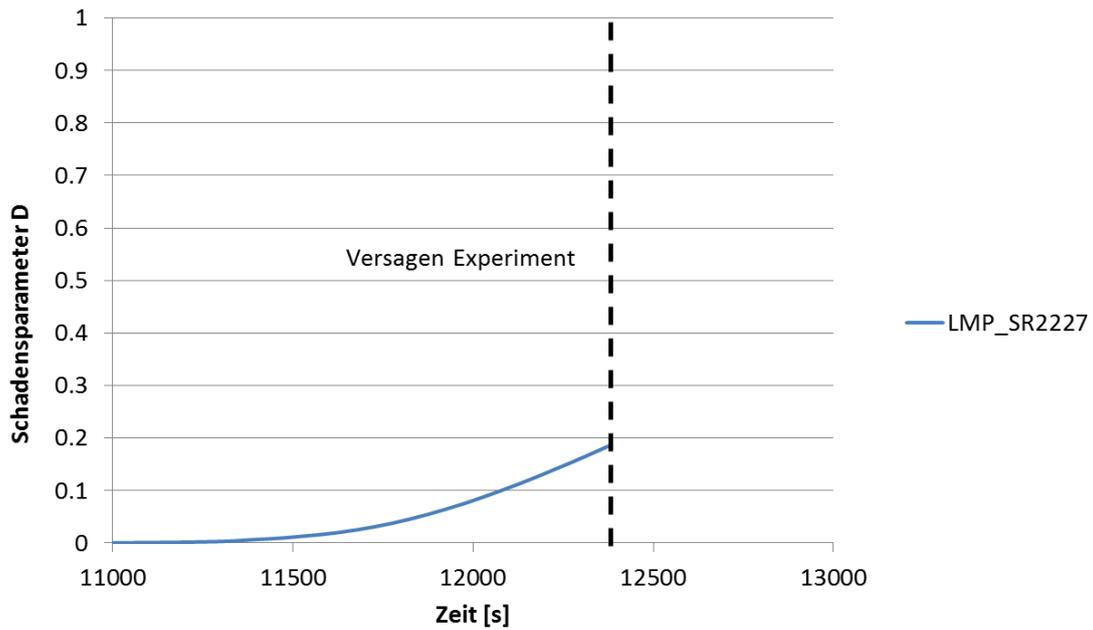


Abb. 8.5 Berechneter Verlauf des Schadensparameters nach Larson-Miller

Abb. 8.6 zeigt die gemessene und mit der Methode FAST und FEM berechnete sowie die am Experiment gemessene radiale Aufweitung des Rohres. Tab. 8.1 enthält die daraus abgeleiteten Versagenszeiten für die einzelnen Methoden. Die automatisierte FE-Rechnung und die Methode FAST treffen die experimentelle Versagenszeit gut.

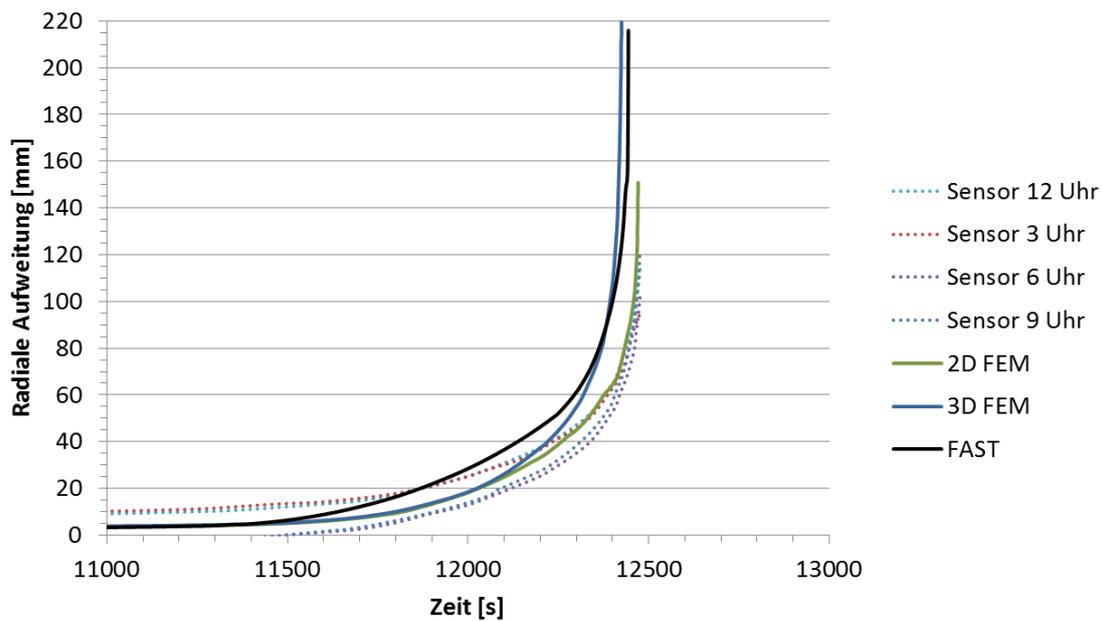


Abb. 8.6 Gemessene und berechnete radiale Deformation des Rohrs

Tab. 8.1 Vergleich der Versagenszeiten zwischen Experiment und Nachrechnung

Randbedingungen	Versagenszeit
Experiment	12476 s
LMP	kein Versagen
2D FEM	12471 s
3D FEM	12426 s
FAST	12444 s

Die Überschätzung der Versagenszeit durch LMP resultiert vermutlich auf der Superposition der nichtlinearen Materialdaten und Geometrie/Last-Beziehungen sowie der unzureichenden Trennung zwischen Plastifizieren und Kriechen. Anders als im Bereich der Lebensdauerberechnung, wo sich die Geometrie und deren Wirkung auf die Last nur gering verändern sowie in der Regel kaum duktile Verformung auftritt, können diese Aspekte für kurzzeitiges Versagen nicht vernachlässigt werden.

Abb. 8.7 zeigt die Vor- und Nachteile der enthaltenen Methoden in einer Übersichtsmatrix.

	FEM, manuell (ANSYS)	FEM, automatisiert	FAST	ASTOR classic	Larson-Miller
Mögliche Geometrien	Beliebig, auch komplexe Systeme	Auswahl aus „Zoo“	Symmetrisch (Rohr, Kalotte, Stab, Platte,...)	Entsprechend vorh. Versagenszeitflächen	Abhängig von Art der Ermittlung der Spannung
Komplexität der Materialdaten	Hoch, aber Datenbank verfügbar	Hoch, aber Datenbank verfügbar	Hoch, aber Datenbank verfügbar	Entsprechend vorh. Versagenszeitflächen	Gering
Veränderliche mechanische Lasten	Beliebig	Auswahl aus „Zoo“	Innendruck, Biegung, Axialkraft	Begrenzte Dimensionen (i.d.R. Innendruck)	Eine Dimension (i.d.R. Innendruck)
Veränderliche thermische Lasten	Beliebig	Auswahl aus „Zoo“	Globaltemperatur, Gradient in einer Dimension	Begrenzte Dimensionen (i.d.R. Globaltemperatur)	Globaltemperatur
Geometrische Nichtlinearität	Ja	Ja	Ja	Fehler durch Superposition	Nein
Trennung von elast., plast. und Kriechdehnung	Ja	Ja	Ja	Nein	Nein (nur Kriechen)
Berücksichtigung von Schädigung	Gemäß Stand der Technik	Auswahl aus „Zoo“	Wanddickenverminderung	Begrenzte Dimensionen	Wanddickenverminderung
Zeitaufwand für Modellerstellung	Hoch	Gering	Gering	Hoch	Gering
Zeitaufwand für Modellausführung	Hoch	Hoch	Gering	Gering	Gering
Komplexität der Implementierung	Abhängig von Nutzererfahrung	Gültigkeit innerhalb definierter Intervalle	Gültigkeit innerhalb definierter Intervalle	Methode leicht nachvollziehbar	Methode leicht nachvollziehbar
Kopplung mit Thermohydraulikcodes	Manuell oder teilautomatisch	Codekopplung über Plattform ASTOR	Codekopplung über Plattform ASTOR	Implementiert in ATHLET/ATHLET-CD	Implementiert in ATHLET/ATHLET-CD
Genauigkeit, Hauptfehlerquellen	Hoch (Implementierung, Materialmodelle)	Hoch (Materialmodelle)	Mittel bis Hoch (Vereinfachungen)	Mittel (Superposition, Diskretisierung)	Niedrig bis Mittel, (Fitting, Vereinfachungen)

Abb. 8.7 Übersicht der Vor- und Nachteile der einzelnen Methoden

8.5 Ausblick und mögliche Weiterentwicklung

Zukünftige Entwicklungen von ASTOR können folgende Bereiche betreffen:

- Verbesserung des Gesamtprogramms
 - Ergänzung alternativer Materialdatenformulierungen
 - Native Schnittstellen zu Systemcodes
 - Parallelisierte Berechnung mehrerer Komponenten
 - Auslagerung rechenintensiver Routinen in Maschinencode
- Verbesserung existierender Methoden
 - Erweiterung der Nutzbarkeit auf spezielle Fälle
 - Ergänzung um weitere Komponentenmodelle
 - Ergänzung um weitere festimplementierte Geometrie-, Material-, Belastungs- und Versagenszeitflächendatensätze
 - Ergänzung Prüfroutinen bzgl. Werten außerhalb zulässiger Intervalle, fehlender Eingaben, Plausibilität
 - Automatische Anpassung der Zeitschrittweite, Bisections
 - Weitere Validierung an Experimenten und untereinander
- Ergänzung weiterer Methoden
 - Ergänzung weiterer Ingenieurparameterformulierungen, z. B. nach Manson-Haferd/Sherby-Dorn
 - Methoden für Knicken und Beulen
 - Methoden für gealterte, geschädigte oder rissbehaftete Bauteile
 - Methoden zur Vorhersage lokalen Versagens und ggf. entstehender Leckfläche
 - Vereinfachte Methoden zur Analyse komplexer Geometrien inkl. RDB
- Verbesserungen der Nutzerergonomie
 - Erweiterung der graphischen Oberfläche, um importierte Geometrie, Materialdaten, Belastungen und Versagenszeitflächen editieren zu können

- Ergänzung einer grafischen Ergebnisausgabe, um den Verlauf beliebiger Variablen darstellen zu können
- Hinweise auf die zur Rechnung notwendigen Eingaben, Visualisierung des Rechenwegs
- Erweiterung des Handbuchs

9 Ergebnisse des OECD/NEA Benchmarks COSSAL

Im Rahmen des Vorhabens RS1520 wurde seitens der GRS der OECD/NEA Benchmark COSSAL (Components and Structures under Severe Accident Loading) zum Verhalten von Komponenten und Strukturen bei Belastungen infolge schwerer Störfälle organisiert. Die Teilnehmer waren: PVA (Finnland), GRS (Deutschland), IWM Freiburg (Deutschland), MPA Universität Stuttgart (Deutschland), JAEA / NRA (Japan), Inspecta / SSM (Schweden) und VUJE (Slowakische Republik). Die Ergebnisse des Fragebogens (Kapitel 9.1), des ersten Benchmarks (Kapitel 9.2) und der Stand zum zweiten Benchmark (Kapitel 9.3) werden im Folgenden kurz zusammengefasst.

9.1 Fragebogen

Die Fragen sind in die vier Kategorien „Allgemeine Fragestellungen“, „Analysemethoden“, „Materialeigenschaften“ und „Versagensgrenzen/Versagenskriterien“ unterteilt. Jede Kategorie umfasst insgesamt acht Fragen. Die Auswertung der Antworten der Teilnehmer ist in dem technischen Bericht zusammengefasst /SIE 17a/.

Ausgewählte Ergebnisse aus der Kategorie „Allgemeine Fragestellungen“ sind:

- Alle Teilnehmer haben Bewertungen von metallischen Komponenten unter transienten thermomechanischen Belastungen, welche auf Unfallszenarien in der Vergangenheit basieren, durchgeführt. Drei Teilnehmer berücksichtigen auslegungsüberschreitende Belastungen infolge von Kernschmelzszenarien.
- Fünf Teilnehmer berücksichtigen Krieeffekte.
- Folgende Komponenten wurden untersucht:
 - Reaktordruckbehälter oder Druckbehälter im (7)
 - Rohrleitungen (5)
 - Andere Komponenten (2)
- Zwei Teilnehmer berücksichtigen Komponenten unter zyklischer Belastung.
- Ein Teilnehmer berücksichtigt Modelle, welche aus mehr als einer Einzelkomponente bestehen.

- Versuche mit Kleinproben wurden von zwei Teilnehmern durchgeführt, ein Teilnehmer führte auch Großversuche durch.
- Alle Teilnehmer verwendeten deterministische Verfahren (FEM, ASME XI, R5, R6, API579, BS7910), vier verwendeten probabilistische Verfahren (FAD, FORM, MCS, Monte Carlo) und vier Teilnehmer führten Sensitivitätsanalysen durch.

Ausgewählte Ergebnisse aus "Analysemethoden" sind:

- Als FE-Codes wurden ABAQUS (3), ANSYS (3), ADINA (3), MSC.Marc (1), Code_Aster (1) and FINAS (1) verwendet.
- Gründe für die Auswahl eines FE-Codes waren:
 - Die Möglichkeit zur Verwendung von benutzerdefinierten Materialmodellen und Elementen.
 - Ein großer Verbreitungsgrad in Forschung und Industrie.
 - Die Möglichkeit der Simulation Fluid-Struktur-Wechselwirkung.
 - Gründe, die mit der Lizenzierung zusammenhängen.
- Alle Teilnehmer benutzten elastisch-plastische Materialmodelle, fünf berücksichtigten Kriechen und vier benutzten schädigungsmechanische Modelle mit Materialparametern, welche mit Hilfe von Kleinexperimenten abgepasst wurden.
- Vier Teilnehmer verwendeten eine direkte oder indirekte „Nodal Point Release“ Technik.
- Drei Teilnehmer benutzten vereinfachte Methoden (analytische Grenzlasten, Netzabschnittskollaps, Versagensbewertungsdiagramm, ...).
- Fünf Teilnehmer validierten ihre Analysemethoden anhand von Experimenten, zwei validierten nicht.
- Sechs Teilnehmer verwendeten linear-elastische und elastisch-plastische Bruchmechanik, drei benutzten Hochtemperaturbruchmechanik, welche z. B. auf dem C*-Konzept basiert.

Ausgewählte Ergebnisse von "Materialeigenschaften" sind:

- Die von den Teilnehmern verwendeten Stähle sind: 20MnMoNi55, 16MND5, 22NiMoCr37, Alloy 600, Alloy617B, Alloy 800H, 304H, 316HP, 316SS, 321HTB, C-Mn, 2.25Cr1Mo, 1Cr0.5Mo, A533B-1, X6CrNiNb18-10, 10CrMo9-10, 14MoV6-3, X20CrMoV12-1, P91, X10CrNiNb18-9, 15MnNi6-3, SA533B1.
- Zwei Teilnehmer betrachten die Entwicklung von Materialmodellen als eine Hauptaufgabe ihrer Arbeit.
- Sowohl wegkontrollierte als auch kraftkontrollierte Versuche wurden als Basis verwendet.
- Alterungseffekte werden von den Teilnehmern im Rahmen von Auslegungsstörfällen, wie z. B. Versprödung in der Integritätsbeurteilung von Reaktordruckbehältern, Ermüdung und Spannungsrisskorrosion, berücksichtigt. Bis jetzt werden von keinem Teilnehmer Alterungseffekte in auslegungsüberschreitenden Störfällen, wie z. B. Kernschmelzen, berücksichtigt.
- Die Extrapolation der Versuchsdaten wurde auf verschiedenen Wegen durchgeführt:
 - Volle Plastizität oberhalb der Grenzbelastung
 - Lineare Extrapolation
 - Vergleich mit einem ähnlichen Stahl
 - Arrheniusgleichung

Ausgewählte Ergebnisse von „Versagenskriterien / Versagensgrenzen“ sind:

- Beispiele für Versagenskriterien sind: Grenzspannung, Grenzdehnung, Rousselier, Kachatov-Rabotnov, Larson-Miller-Parameter, plastische Instabilität.
- Sechs Teilnehmer benutzten „Plastische Instabilität“, fünf „Kriechbruch“, vier „Sprödbruch“, vier „duktiler Bruch“.
- Zwei Teilnehmer untersuchten das mikroskopische Materialverhalten im Detail.
- Vier Teilnehmer implementierten die relevanten Versagenskriterien in den Code.
- Zwei Teilnehmer unterteilten ihre Versagenskriterien in ein oberes und unteres Grenzkriterium.

- Bei den meisten Versagenskriterien wird nur die Abhängigkeit der Versagensdehnung von der lokalen Spannungsmehrachsigkeit, einige berücksichtigen auch die Temperatur, den Verlauf der Mehrachsigkeit, den Verlauf der Belastung, die Belastungsart und Größeneffekte.

Die Antworten der Teilnehmer zeigen, dass das sicherheitsrelevante Thema „Komponentenverhalten bei schweren Störfallbelastungen“ anspruchsvolle Aufgaben beinhaltet, welche teilweise zusätzliche Forschungsaktivitäten benötigen, z. B. die Behandlung von Alterungseffekten. Mit Bezug auf Unfälle in der Vergangenheit, besonders in den Anlagen in Fukushima, scheint, dass mehr Forschungsarbeiten notwendig sind, um validierte Analysemethoden zur Integritätsbewertung von druckführenden Komponenten bei Unfallbelastungen bereitstellen zu können.

9.2 Erster Benchmark: Nachrechnung eines Großversuchs

Ziel des ersten Benchmarks war die Simulation des Großversuchs der MPA (vgl. Kapitel 6.1). Dabei sollten insbesondere die errechneten radialen und axialen Verschiebungen sowie Versagenszeitpunkt und Wanddickenreduktion verglichen werden. Tab. 9.1 gibt Auskunft über Details der Simulationsrechnungen der Teilnehmer. Von Seiten der GRS wurde ein technischer Bericht /BLA 15/ erstellt, der die Arbeiten der GRS zum ersten Benchmark zusammenfasst. Ebenfalls wurde ein technischer Bericht erstellt, der die erzielten Analyseergebnisse aller Teilnehmer vergleichend darstellt /SIE 17b/.

Tab. 9.1 Teilnehmer und verwendete Simulationsmethodik

Teilnehmer	FE-Code	2D/3D	Materialgesetz	Versagenskriterium
1	Nastran/ Abaqus	3D/ 3D	Norton	Numerische Instabilität
2	Ansys M.	2D/ 3D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität
3	Abaqus	2D/ 3D	Norton/ mod. Garofalo/ Kachanov-Robotnov	20 % Kriechdehnung/ 35 % Kriechdehnung
4	Ansys M.	3D	Linearelastisch/ Norton	10 % Dehnung/ Spannungskriterium
5	MSC Marc	2D/ 3D	Linearelastisch/ Norton	kein Kriterium verwendet

9.2.1 Main Tasks

Ziel des Main Tasks 1 war die Bestimmung der Historie der radialen Verschiebungen. In Abb. 9.1 und Abb. 9.2 sind die radialen Verschiebungen im Vergleich zwischen Experiment und den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt. Abb. 9.2 zeigt die verschiedenen Verläufe der radialen Verschiebungen in den letzten 2000 s vor dem Versagen. Die radialen Verschiebungskurven der Teilnehmer 1 (3D Abaqus), 2 (2D und 3D), 3 (2D und 3D) und 4 (3D) zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Die Ergebnisse der Teilnehmer 1 (3D-Nastran) und 5 (2D und 3D) zeigen einen Trend, der sich signifikant von den gemessenen Versuchsdaten unterscheidet. Ein Grund dafür ist möglicherweise, dass die Rückwirkungen großer Deformationen auf die Last nicht ausreichend berücksichtigt werden. Folglich wird der progressive Verlauf des Versagensprozesses nicht richtig reproduziert. Ein komplexes 3D-FE-Modell und ebenso ein 2D-FE-Modell mit ausgewählten Randbedingungen liefern gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Das Norton-Materialgesetz, eine modifizierte Garofalo-Formel und ein Kachanov-Robotnov-Materialgesetz wurden erfolgreich zur Beschreibung von Kriecheigenschaften des verwendeten Materials eingesetzt.

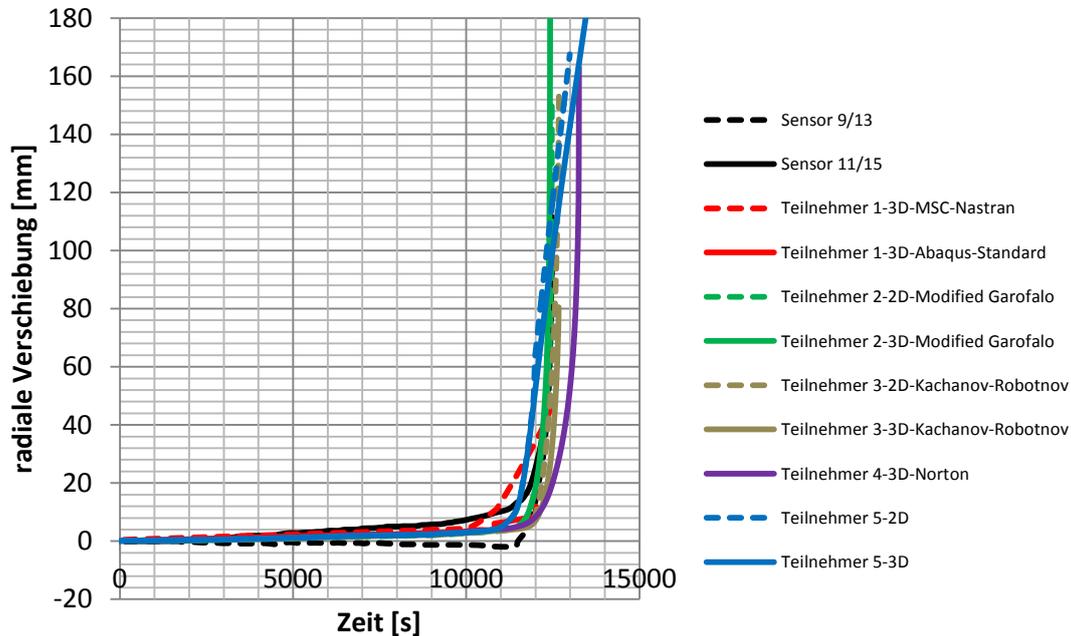


Abb. 9.1 Vergleich der radialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen

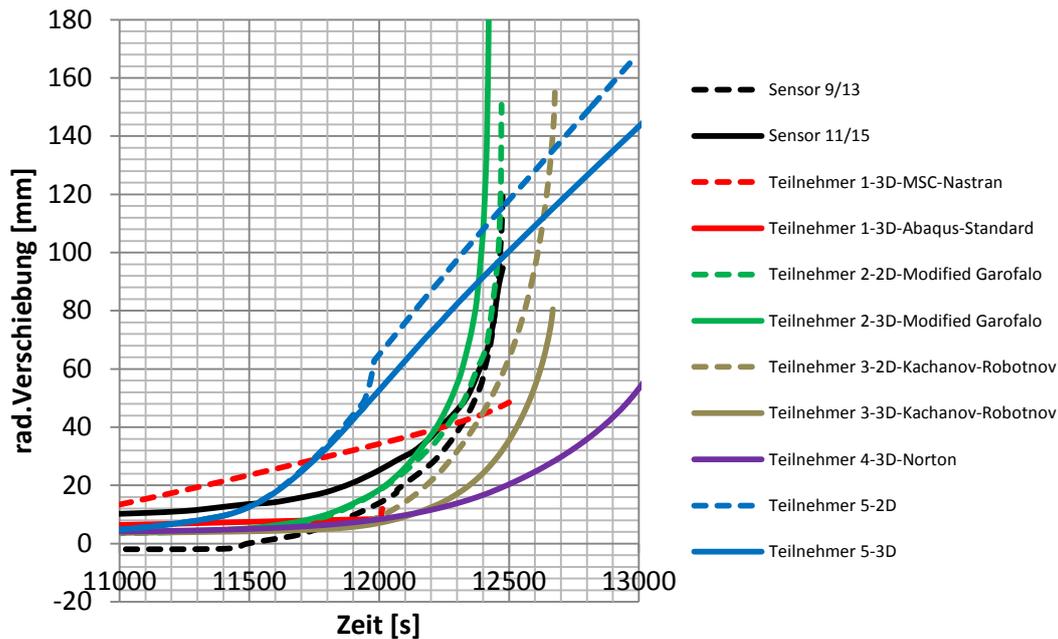


Abb. 9.2 Vergleich der radialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen (Zeitbereich kurz vor dem Versagen)

Ziel des Main Tasks 2 war die Bestimmung der Historie der axialen Verschiebungen. In Abb. 9.3 und Abb. 9.4 sind die axialen Verschiebungen im Vergleich zwischen Experiment und den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt.

Eine signifikante axiale Verformung kann nur in den letzten 2000 s vor dem Versagen beobachtet werden (Abb. 9.4). Bis 10500 s überschätzen alle Simulationen die axialen Verformungen etwas (Abb. 9.3, vgl. Kapitel 6.1), die 3D-Simulation von Teilnehmer 1 überschätzt die axialen Verschiebungen erheblich. Die Ergebnisse der 3D-Simulation des Teilnehmers 2 mit Bezeichnungen S1, S2, S3 und S4 stimmen gut mit den gemessenen Ergebnissen von Sensor 1 überein (Abb. 9.4).

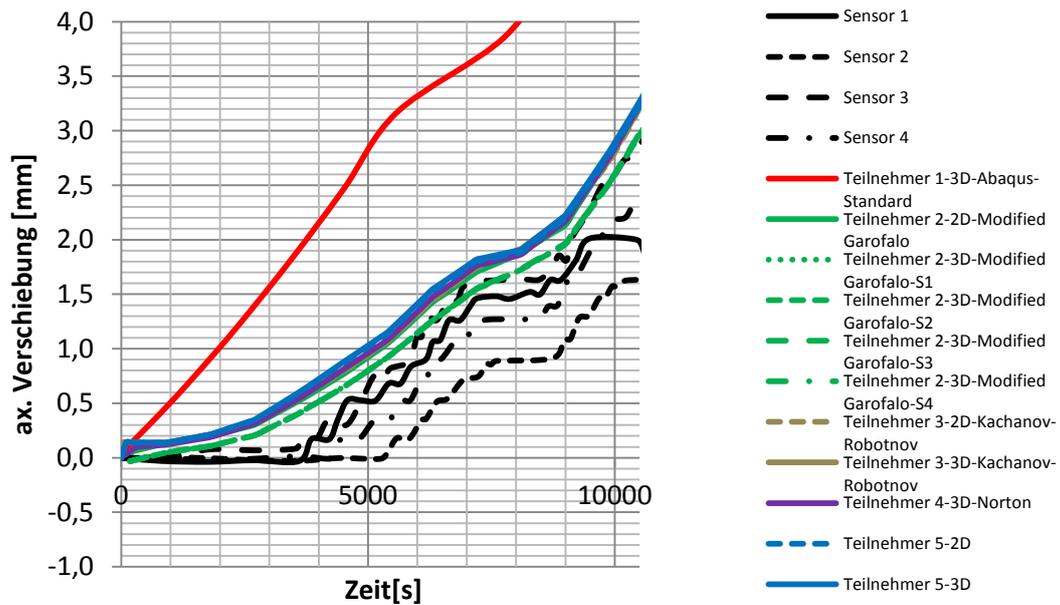


Abb. 9.3 Vergleich der axialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen während der Anfangsphase

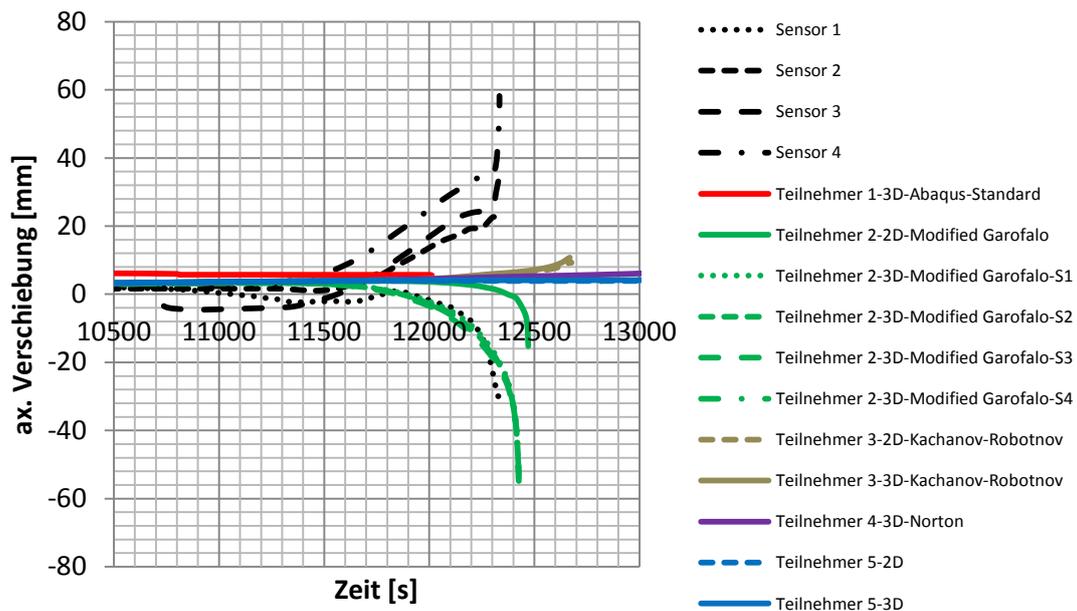


Abb. 9.4 Vergleich der axialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen (Zeitbereich kurz vor dem Versagen)

Ziel des Main Tasks 3 war die Bestimmung der Wandstärke bei Versagen. In Tab. 9.2 sind die errechneten Wandstärken bei Versagen im Vergleich zwischen Experiment und den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt.

Tab. 9.2 Vergleich der errechneten Wandstärken bei Versagen

Teiln.	FE-Code	2D/3D	Kriechgesetz	Versagenskriterium	$W_{\emptyset, \text{mess}}$ [%]	$W_{\emptyset, \text{sim}}$ [%]	Δ [%]
2	Ansys M.	2D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	19,4	23,0	+3,6
2	Ansys M.	3D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	19,4	22,0	+2,6
3	Abaqus	2D	Kachanov-Robotnov	20 % Kriechdehnung	19,4	6,4	-13,0
3	Abaqus	2D	mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	19,4	10,1	-9,3
4	Ansys M.	3D	Norton	10 % Dehnung	19,4	3,2	-16,2

Ziel des Main Tasks 4 war die Bestimmung der Versagenszeiten. In Tab. 9.3 sind die errechneten Versagenszeiten im Vergleich zwischen Experiment und den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt.

Tab. 9.3 Vergleich der errechneten Versagenszeiten

Teiln.	FE-Code	2D/3D	Kriechgesetz	Versagenskriterium	$t_{f, \text{mess}}$ [s]	$t_{f, \text{sim}}$ [s]	Δ [s]
1	Nastran	3D	Norton	Numerische Instabilität	12476	12500	24
1	Abaqus	3D	Norton	Numerische Instabilität	12476	12012	-464
2	Ansys M.	2D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	12476	12471	-50
2	Ansys M.	3D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	12476	12426	-5
3	Abaqus	2D	Kachanov-Robotnov	20 % Kriechdehnung	12476	12468	-8
3	Abaqus	2D	mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	12476	13283	+807
4	Ansys M.	3D	Norton	10 % Dehnung	12476	12760	+284

9.2.2 Parameterstudien

Ziel der Parameterstudie PS-W war die Bestimmung der Auswirkungen bei Variation der Wandstärke um $\pm 5\%$, d. h. die Wandstärke beträgt 44,65 mm oder 49,35 mm anstatt 47 mm. In Abb. 9.5 ist die errechnete Abhängigkeit der radialen Verschiebung von der Wandstärkenvariation im Vergleich zwischen den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt.

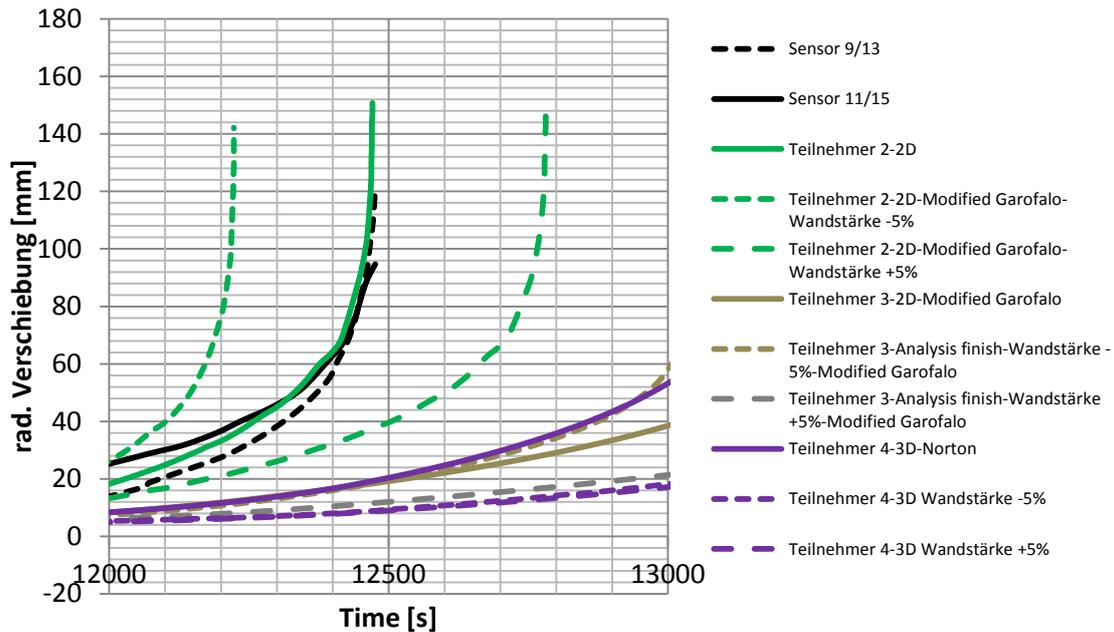


Abb. 9.5 Abhängigkeit des Verlaufs der radialen Verschiebungen von der Wandstärkenänderung (Zeitbereich kurz vor Versagen)

In Tab. 9.4 ist der Einfluss der Wandstärkenvariation auf die berechnete Wandstärkenreduktion nahe dem Versagenszeitpunkt im Vergleich zwischen den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt. Es kann festgestellt werden, dass bei Teilnehmer 2 und 4 die $\pm 5\%$ Abweichung in der Wandstärke eine erhöhte/verminderte Wandstärkenreduktion nahe dem Versagenszeitpunkt bewirkt. Die Ergebnisse von Teilnehmer 3 sind weniger sensitiv, hauptsächlich weil die berechneten Wandstärken Mittelwerte der gesamten Probe darstellen.

Tab. 9.4 Abhängigkeit der Wandstärkenreduktion bei Versagen von der Wandstärkenvariation

Teiln.	Wandstärke	FE-Code	2D/3D	Kriechgesetz	Versagenskriterium	w_{sim} [%]	Δ [%]
2	0 %	Ansys M.	2D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	22,9	0
	-5 %					21,5	-1,4
	+5 %					24,7	+7,9
3	0 %	Abaqus	2D	mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	10,1	0
	-5 %					10,5	+4,0
	+5 %					10,3	+1,9
4	0 %	Ansys M.	3D	Norton	10 % Dehnung	3,2	0
	-5 %					2,9	-9,4
	+5 %					3,3	+3,1

Ziel der Parameterstudie PS-P war die Variation des Druckniveaus um $\pm 5\%$. In Abb. 9.6 ist die errechnete Abhängigkeit der radialen Verschiebung vom Druckniveau im Vergleich zwischen den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt.

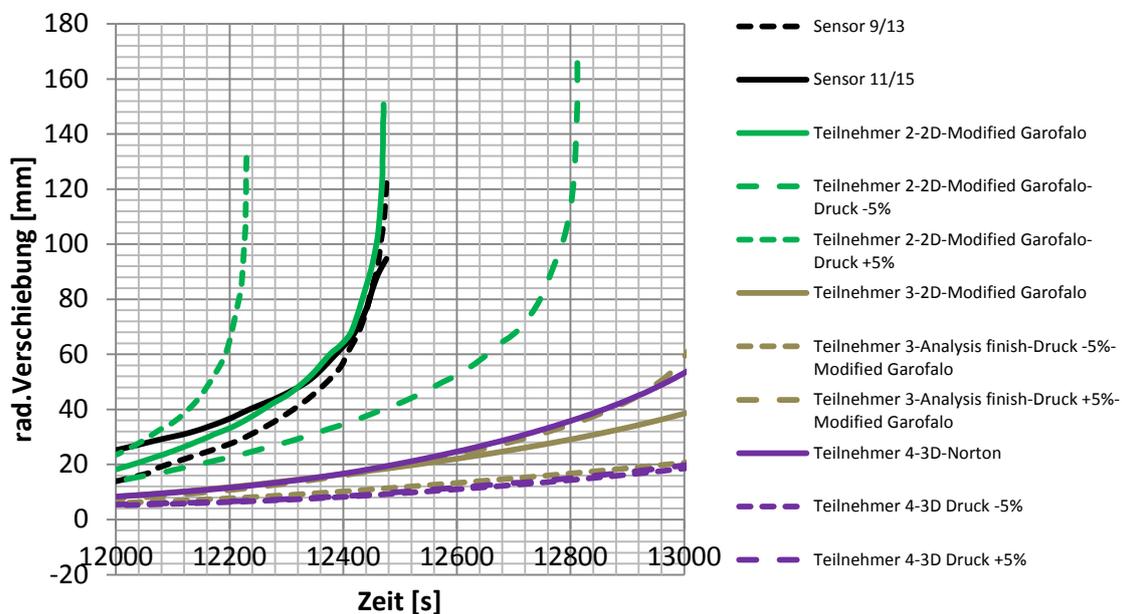


Abb. 9.6 Abhängigkeit des Verlaufs der radialen Verschiebungen von der Variation des Druckniveaus (Zeitbereich nahe Versagen)

In Tab. 9.5 ist die errechnete Abhängigkeit der Wandstärkenreduktion bei Versagen von der Variation des Druckniveaus im Vergleich zwischen den Nachrechnungen der Teilnehmer dargestellt. Es kann festgestellt werden, dass bei Teilnehmer 3 und 4 die $\pm 5\%$ Abweichung im Druckniveau eine verminderte/erhöhte Wandstärkenreduktion nahe dem Versagenszeitpunkt bewirkt. Die 2D-Ergebnisse von Teilnehmer 2 mit einem Modell, das den Bereich nahe dem Versagensort darstellen soll, zeigen einen Einfluss von weniger als $\pm 7\%$.

Tab. 9.5 Abhängigkeit der Wandstärkenreduktion bei Versagen von der Druckvariation

Teiln.	Druck	FE-Code	2D/ 3D	Kriech- gesetz	Versagens- kriterium	w_{sim} [%]	Δ [%]
2	0 %	Ansys Mech.	2D	mod. Garofalo	Numerische Instabilität	22,9	0
	-5 %					21,9	-4,4
	+5 %					24,5	+7,0
3	0 %	Abaqus	2D	mod. Garofalo	20 % Kriechdehnung	10,1	0
	-5 %					10,9	+7,9
	+5 %					8,1	-19,8
4	0 %	Ansys Mech.	3D	Norton	10 % Dehnung	3,2	0
	-5 %					3,3	+3,0
	+5 %					3,0	-6,0

Ziel der Parameterstudie PS-F war die Variation der Versagenskriterien. Die Ergebnisse können aus den Main Tasks (MT1, MT2, MT3 und MT4) sowie den Parameterstudien (PS-P und PS-W) abgeleitet werden. Details dazu enthält der Bericht /SIE 17b/.

9.2.3 Gesamtbewertung

Die Analyseergebnisse der Teilnehmer des Benchmarks wurden mit den gemessenen Ergebnissen verglichen und bewertet. Die Hauptbeobachtungen sind:

- Alle Teilnehmer konnten die Versagenszeit sowie die radiale Verformung mit guter bis sehr guter Genauigkeit reproduzieren.
- Komplexe 3D-FE-Modelle und axialsymmetrische 2D-FE-Modelle mit ausgewählten Randbedingungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Tester-

gebnissen. Asymmetrische Geometrieeffekte in der Phase kurz vor Versagen können mit 3D-Modellen nur näherungsweise reproduziert werden. Ein vereinfachtes 2D-Modell ist stark abhängig von der Wahl der Randbedingungen, speziell für die Temperaturverteilung.

- Eine geometrisch nichtlineare Berechnung ist notwendig, um die durch die Aufblähung kurz vor dem Versagenszeitpunkt verursachten Rückkopplungseffekte zu berücksichtigen.
- Ein Materialgesetz, das nichtlineare Materialeigenschaften (Kriechen und Plastifizierung) berücksichtigt, ist notwendig.
- Die axiale Verformung konnte von keinem Teilnehmer reproduziert werden. Möglicherweise liegt hier eine Beeinflussung der Messapparatur durch die Aufwölbung der Oberfläche des Versuchskörpers vor.
- Die Wandstärkenreduktion nach dem Versagen konnte nicht zuverlässig reproduziert werden. Dies liegt möglicherweise darin begründet, dass Phänomene, die nahe dem Versagenszeitpunkt auftreten, nicht mit quasistatischen Modellen abgebildet werden können.
- Die Sensitivität der Ergebnisse bezüglich Variation des Druckniveaus und der Wandstärke ist signifikant, jedoch geringer als die Sensitivität von Annahmen bezüglich der Temperaturverteilung in dem Probekörper.

9.3 Zweiter Benchmark: Komponentenverhalten bei Unfallbelastungen

Die Zielsetzung des zweiten COSSAL Benchmarks war die Analyse des Verhaltens ausgewählter Komponenten des Primärkreislaufs eines Druckwasserreaktors bei einem typischen Hochdruck-Kernschmelz-Szenario. Für diesen Benchmark wurden u. a. Teile der Hauptkühlmittelleitung, Volumenausgleichsleitung und des Dampferzeugerheizrohrs in Form einer generischen Komponente dargestellt /BLA 16b/. Von Seiten der GRS wurde ein technischer Bericht /ARN 17/ erstellt, welcher zum zweiten Benchmark die Arbeiten der GRS als Teilnehmer zusammenfasst. Die ursprüngliche Abgabefrist für die Ergebnisse der Teilnehmer wurde nach Rücksprache mit den Teilnehmern auf 21. April 2017 verlängert. Die Auswertung der eingereichten Ergebnisse und die Erstellung eines Technischen Berichts, der die Analyseergebnisse der Teilnehmer vergleichend gegenüberstellt, wurden begonnen.

10 Untersuchungen zum Komponentenverhalten unter auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen

10.1 Hintergrund

Einen Überblick über verschiedene statische und dynamische, lineare und nichtlineare Verfahren zur Berechnung des strukturmechanischen Verhaltens von Bauwerksstrukturen unter Erdbebenbelastungen ist in /HOL 09/ enthalten. Dabei wird unterschieden zwischen Berechnungsverfahren für die Bemessung von Primärstrukturen als auch jene für Sekundärstrukturen. Erstere bezeichnen das Tragwerk, letztere nichttragende Bauteile des Bauwerks wie Rohrleitungen, Behälter und Pumpen, welche für den Betrieb notwendig sind. Diese können wiederum in geometrischer Näherung in linienförmige und punktförmige nichttragende Bauteile eingruppiert werden, für die sich unterschiedliche Schädigungsszenarien bei Erdbebenbelastungen ergeben. Für die Auslegung des Tragwerks von Kernkraftwerken wird in der Regel das Antwortspektrum-Verfahren angewandt. Für Sekundärstrukturen werden hingegen Bauwerksantwortspektren (Etagenantwortspektren) hinzugezogen, die entweder in der Frequenzbereichsanalyse oder in der Zeitverlaufsanalyse berechnet werden.

Für das Antwortspektrum-Verfahren existieren sowohl verschiebungs- wie kraftbasierte Ansätze. Zunächst werden die Eigenfrequenzen des Bauwerks ermittelt. Mit Hilfe des Bodenantwortspektrums und einer unterstellten Dämpfung können dann für die betrachteten Schwingmoden die resultierenden Erdbebenkräfte berechnet werden. In der Frequenzbereichsanalyse wird die Fortpflanzung der Freifeld-Erdbebenanregung in die verschiedenen Ebenen des Bauwerks untersucht. Liegt die Erdbebenanregung als Zeitverlauf vor, wird diese frequenztransformiert. Das Bauwerksmodell ist auf vorher zu bestimmenden Bodenimpedanzen gelagert. Die resultierenden Etagenantwortspektren können allerdings nur auf Komponenten, Anlagenteile und Systeme angewendet werden, deren Schwingverhalten bzw. große Masse das Gesamtschwingverhalten der Baustruktur nicht maßgeblich beeinflusst. Für den Reaktordruckbehälter kann diese Aussage nicht bestimmt getroffen werden.

Tiefergehende Untersuchungen des Bauwerks hinsichtlich der Dissipation kinetischer Energie durch plastische Verformung bis hin zur Fließgelenkbildung legen allerdings eine FE-Simulation nahe. Geometrische Nichtlinearitäten oder Materialnichtlinearitäten können am effizientesten durch eine transiente Simulation im Zeitbereich berücksichtigt werden. Da meist nur die Freifeldanregung der zu untersuchenden Erdbebenlast be-

kannt ist, muss im Simulationsmodell ein genügend großer Bodenbereich um und unter dem Bauwerk diskretisiert werden, um die Reflexions- und Transmissionsphänomene der Erdbebenwellen um das Bauwerk berücksichtigen zu können.

In einem FE-Modell wird das Bauwerk und teilweise noch eine Bodenschicht diskretisiert, auf die die lokale Erdbebenanregung durch eine Randbedingung aufgebracht wird. Diese Randbedingung, welche die Ausbreitung der Erdbebenwellen um das Bauwerk und die Interaktion des Bauwerks mit dem Boden beschreibt, wird durch ein zweites Programm berechnet. Hierfür wird häufig das Akronym SSI (engl. Soil Structure Interaction) verwendet.

Die Interaktion von Boden und Bauwerk hat erheblichen Einfluss auf das Bauwerksverhalten und die Schädigung /ADA 10/. Gewisse Verbreitung hat die Annahme, dass die Interaktion des Bauwerks mit dem Boden die resultierenden Resonanzfrequenzen des Bauwerks absenkt und die sich einstellenden Schwingungsamplituden abschwächt. Eine Nichtberücksichtigung der Interaktion wird daraus folgend fälschlicherweise als konservative Annahme ausgewiesen. Verschiedene Bauwerk-Boden-Konstellationen können dem allerdings zuwiderlaufen. Zum einen kann eine der Resonanzfrequenzen des eingebetteten Bauwerks näher bei der dominierenden Frequenz der seismischen Anregung liegen, sodass gegenüber dem nicht eingebetteten Bauwerk höhere Auslenkungen und Beanspruchungen resultieren. Zum anderen können die das Bauwerk umgebenden Bodenschichten die seismische Freifeldanregung verstärken.

Ein weiterer Punkt ist der Effekt der Inkohärenz der eintreffenden Erdbebenwelle (engl. Incoherence Effects) bei der Boden-Bauwerk-Interaktion. Zwei Ursachen können der Inkohärenz, also der räumlichen Unschärfe der horizontalen Bodenbewegungen, zugrunde liegen. Zum einen kann die lokale Streuung der einfallenden Erdbebenwelle (engl. Local Wave Scattering) durch Heterogenitäten entlang des Ausbreitungspfadens durch die verschiedenen Boden- und Gesteinsschichten zu einem „Verschmieren“ des Bewegungs-Zeitsignals führen. Andererseits können zeitliche Verzögerungen auch durch schrägen Einfall hervorgerufen werden (engl. Wave Passage Effects). Da meist nicht alle Details der Bodenschichten und des eingebetteten Bauwerks in der Berechnung berücksichtigt werden können, wird die Erdbebenanregungsfunktion verändert, um dem Effekt der Inkohärenz Rechnung zu tragen. Verschiedene Ansätze existieren für SASSI und CLASSI /JOH 07/.

Im Folgenden sollen verschiedene Programme und Programmsysteme vorgestellt werden.

SASSI

Unter der Leitung von J. Lysmer wurde beginnend im Jahr 1981 an der University of California at Berkeley (UC Berkeley) das Programmpaket SASSI (**S**ystem for **A**nalysis of **S**oil-**S**tructure Interaction) entwickelt. Darauf aufbauend existieren heute mehrere modifizierte kommerzielle Versionen. SASSI berechnet die Wellenausbreitung in einem semiinfiniten geschichteten Ausbreitungsgebiet im Frequenzbereich. Es kann für zweidimensionale Modelle als auch für dreidimensionale Modelle eingesetzt werden. Im Jahre 1998 wurde eine rechentechnisch effizientere Fortentwicklung der Kopplung an ein Finite-Elemente-Programm vorgestellt, welche unter dem Namen SASSI2000 bekannt wurde. Es verwendet das Subtraktionsverfahren (engl. Subtraction Method), bei dem nur die FE-Knoten auf der Außenseite des Modells als Kopplungsknoten fungieren. In älteren Programmversionen wurde das sogenannte direkte Verfahren (engl. Direct Method) angewandt, bei dem alle FE-Knoten als Kopplungsknoten zwischen dem Freifeld-Bodensystem und dem FE-Modell fungieren. In der Literatur finden sich eine Reihe Anwendungsfälle von SASSI, so z. B. bei Halbritter et al. für Kernkraftwerke vom Typ VVER /HAL 98/ und bei Tuñón-Sanjur et al. für Kraftwerke vom Typ AP1000 /TUN 07/. Nach einem Bericht des U.S. Department of Energy (DOE) ist SASSI bzw. SASSI2000 der De-facto-Standard für Boden-Bauwerks-Interaktion in den Vereinigten Staaten /GUT 11/. Allerdings ist der Einsatz nicht unproblematisch, wie eine Stellungnahme der Behörde zeigt /GUT 11/, /HSS 11/.

CLASSI

Das Programmpaket CLASSI (**C**ontinuum **L**inear **A**nalysis of **S**oil **S**tructure Interaction) geht auf Arbeiten in den 1970er Jahren von Professor H. L. Wong und Professor J. E. Luco in Kalifornien zurück /CLA 11/. Die Wellenausbreitung im Boden wird mit der Randelemente-Methode (engl. Boundary Element Method, BEM) im Frequenzbereich gelöst. In den ebenen Bodenschichten des Ausbreitungshalbraums kann viskose und hysteretische Dämpfung berücksichtigt werden.

MISS

MISS bzw. MISS3D (**M**odélisation de l'**I**ntéraction **S**ol **S**tructures) /MIS 11/ ist ein freies Softwarepaket, welches von Professor D. Clouteau und Mitarbeitern an der Ecole Centrale Paris (MSS-MAT Laboratoire) mit Unterstützung von EDF entwickelt wurde. Es erlaubt die Simulation der Wellenausbreitung in einem semiinfiniten geschichteten

Ausbreitungsgebiet unter Berücksichtigung von viskoser und hysteretischer Dämpfung mit Hilfe der Randelemente-Methode für beliebige Oberflächengeometrien bzw. mit Hilfe von Greenschen Funktionen für ebene Oberflächengeometrien im Frequenzbereich. Die Anwendung von MISS wird sowohl von universitärer Seite /PIT 08/ als auch von EDF /DEV 05/ vorangetrieben.

ProMISS3D ist eine Erweiterung des FE-Programms Code_Aster /EDF 16/ von EDF und erlaubt die direkte Kopplung zu MISS. Laut Auskunft von EDF /VOL 11/ wurden von Ingenieursdienstleistern, Universitäten und Forschungseinrichtungen Kopplungsmechanismen von MISS zu anderen FE-Programmen wie Cast3M und ANSYS entwickelt.

Ansatz nach Kausel

Das Berechnungsverfahren, welches unter anderem von der Firma Hochtief favorisiert wird, geht auf einen vereinfachten Kopplungsansatz nach Kausel et al. /KAU 78/ zurück. Das Gesamtproblem der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung wird in einem 3-Schritt-Verfahren gelöst. Abb. 10.1 zeigt schematisch die drei Schritte.

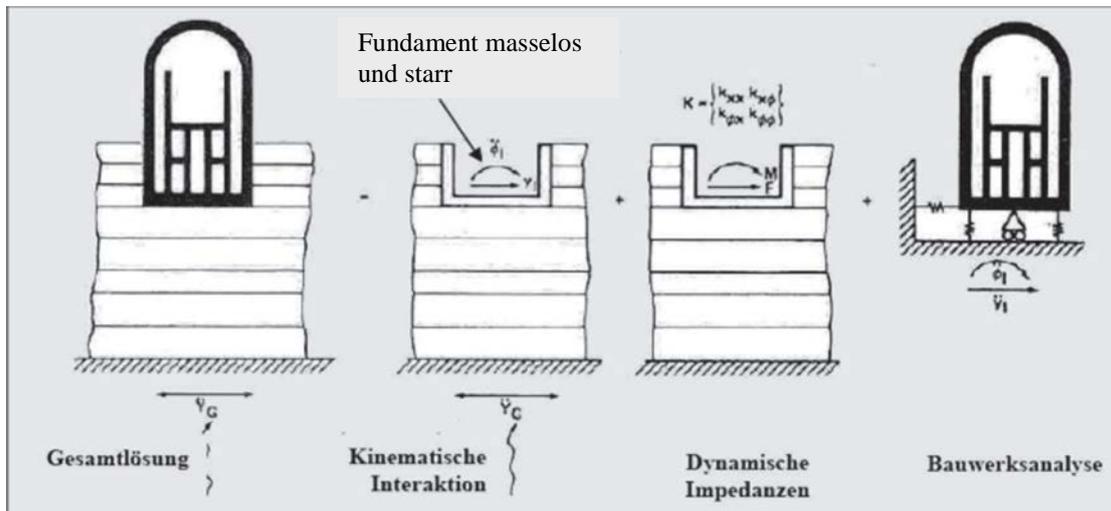


Abb. 10.1 Teilprobleme der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung bei Erdbebenlast (nach /SAD 09/)

Im ersten Teilproblem wird die kinematische Wechselwirkung von Boden und Bauwerk ermittelt. Hierfür berechnet man die Bewegung des masselos und starr gedachten Bauwerks eingebettet im Baugrund in Folge der Erdbebenanregung, mit anderen Worten, man berechnet die Fundamentanregung (engl. Foundation Input Motion) aus der Freifieldanregung (engl. Free-Field Ground Motion). Das zweite Teilproblem betrifft die träge Wechselwirkung. Aus den Materialgrößen von Boden und Bauwerk werden dy-

namische Impedanzen berechnet, welche die Steifigkeit der Gründung und die Energieabstrahlung im Boden beschreiben. Im dritten Schritt wird schließlich eine dynamische FE-Simulation des Bauwerksmodells durchgeführt, das auf den Impedanzen aus dem zweiten Schritt lagert und durch die im ersten Schritt berechnete Fundamentbewegung angeregt wird.

10.2 Verhalten des Reaktorgebäudes

10.2.1 Verfeinertes FE-Modell

Ausgangspunkt für die Weiterentwicklung eines Analysemodells für das Reaktorgebäude der Baureihe Konvoi war das ursprünglich von der BAM in Berlin entwickelte und in zahlreichen Anwendungen erprobte 3D-FE-ADINA-Modell (siehe Abb. 10.2 links). In der Dokumentation zum BAM-Konvoi-Modell wird detailliert der Aufbau des FE-Modells eines Konvoi-Reaktorgebäudes beschrieben (siehe /BUC 07/). Hierbei ist offensichtlich, dass die tatsächliche Bewehrungsstruktur des Containments nicht berücksichtigt wurde, sondern die Struktur der Bewehrung nur grob angenähert wurde.

Im Rahmen von RS1520 wurde ein teilweise verfeinertes FE-Modell erstellt. Im Vorfeld wurden verschiedene Methoden zur Netzverfeinerung in Hinblick auf die Anwendbarkeit getestet. Das Gebäudemodell besteht aus 3D-Kontinuumselementen für die Außenwände und aus Schalenelementen für die inneren Gebäudeteile (Wände und Sicherheitsbehälter). Der Boden ist auch mit 3D-Kontinuumselementen modelliert, für die Boden-/Bauwerk-Kopplung werden außerdem Stab- und Balkenelemente verwendet.

Mit den während der Laufzeit des Vorhabens verfügbaren Arbeitsmitteln war ausschließlich eine Verfeinerung der Strukturen, welche durch Schalenelemente dargestellt werden, durchführbar. Eine Verfeinerung der Strukturen, die durch 3D-Kontinuumselemente dargestellt werden, war mit der getesteten Vorgehensweise nicht praktikabel, da fehlerhafte Übergangsbereiche der Netzstruktur zwischen Elementgruppen aus 3D-Kontinuumselementen nur mit erheblicher manueller Nacharbeit vermieden werden konnten.

In Abb. 10.2 wird das verfeinerte FE-Modell als Schnitt dem groben Modell gegenübergestellt. Die Strukturen im Inneren des DWR-Reaktorgebäudes, welche mit Hilfe von Schalenelementen abgebildet werden, sind erheblich verfeinert worden. Die einzelnen

Elementgruppen sind zur besseren Unterscheidung mit unterschiedlichen Farben markiert.

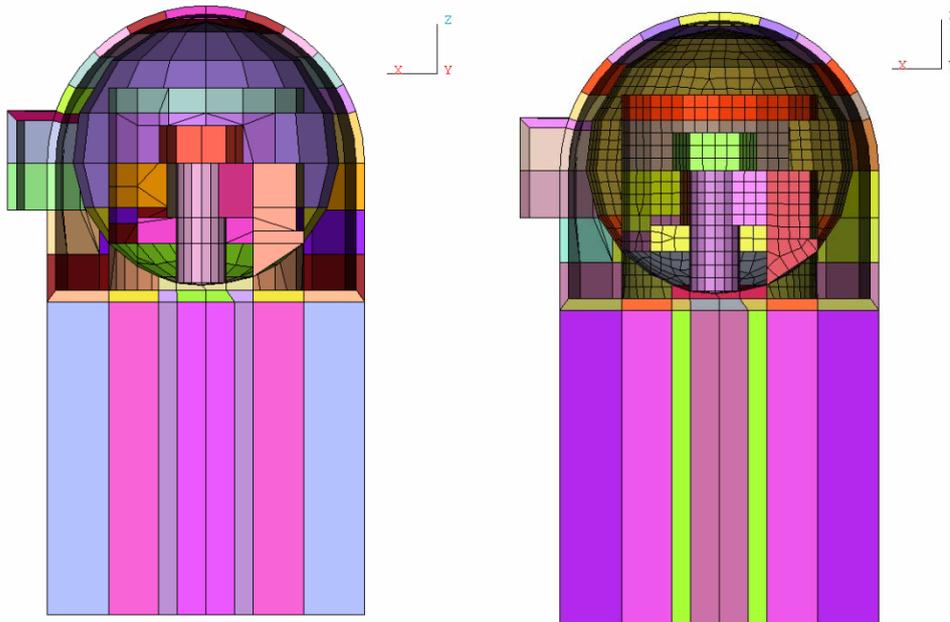


Abb. 10.2 Geschnittenes FE-Modell des DWR-Reaktorgebäudes und des Bodens mit grober Struktur (links) der Schalenelemente und verfeinerter Struktur der Schalenelemente (rechts)

In der Abb. 10.3 ist eine äußere Ansicht des FE-Netzes des Sicherheitsbehälters des DWR zu sehen, welches im Folgenden exemplarisch für die Verfeinerung herangezogen wird. Die Feinheit der Vernetzung ist deutlich erhöht worden. Das Ursprungsmodell besteht aus insgesamt 80 Schalenelementen, wovon 64 Elemente quadrilaterale Elemente und 16 triangulare Elemente sind. Das verfeinerte FE-Netz des Sicherheitsbehälters besteht aus insgesamt 932 Schalenelementen, wovon 910 Elemente quadrilaterale Elemente und 22 triangulare Elemente sind.

Es ist deutlich an der Facettenstruktur der FE-Netze erkennbar, dass die Netzverfeinerung keine verbesserte Annäherung an die kugelförmige Grundform des Sicherheitsbehälters ermöglicht, da die verwendete Methodik der Netzverfeinerung ein verfeinertes Netz auf der vorhandenen Netzstruktur erzeugt. Eine Rekonstruktion der Geometriedatenbasis anhand der Netzstruktur wäre einerseits zu aufwändig und andererseits aufgrund der groben Vernetzung des Ausgangsmodells sehr anfällig für Ungenauigkeiten.

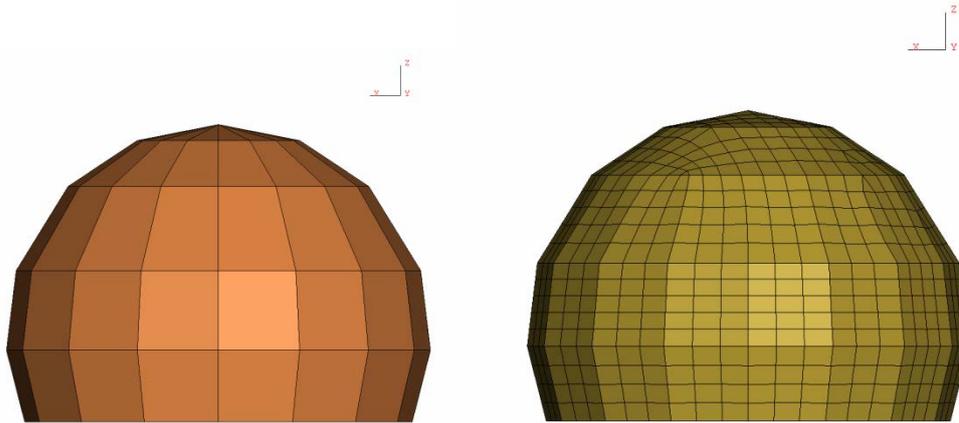


Abb. 10.3 Modell des DWR-Sicherheitsbehälters mit grobem (links) und verfeinertem (rechts) FE-Netz

10.2.2 Verwendete Materialdaten

In der Tab. 10.1 werden die relevanten Materialdaten beschrieben, welche das rein elastische Materialverhalten berücksichtigen.

Tab. 10.1 Verwendete elastische Materialdaten des KONVOI-Reaktorgebäudes

Bezeichnung	Erläuterung	E-Modul [N/m ²]	Querkontraktion	Dichte [kg/m ³]
Biegebewehrung	Stahl BSt 1100	$210 \cdot 10^9$	0,2	7800
Bügelbewehrung	Stahl BSt 420	$210 \cdot 10^9$	0,2	7800
Beton		$30 \cdot 10^9$	0,2	2800
Boden (M)		$4,139 \cdot 10^9$	0,05	0,19

Zur verbesserten Simulation der Betonstrukturen wird in ADINA /ADI 17/ ein angepasstes Beton-Materialmodell zur Verfügung gestellt, das sowohl für 3D-Kontinuums-elemente als auch für Schalenelemente einsetzbar ist. Im Zugbereich verhält es sich bis zum Beginn der Rissbildung linear; danach setzt eine lineare Entfestigung ein. Dem Modell liegt ein Ansatz mit verschmierten Rissen (Smearred Crack) zugrunde. Nach Bildung einer Rissebene wird das Materialverhalten orthotrop. Im Druckbereich steigt die Spannung nichtlinear mit der Dehnung bis zum Versagen (Crushing) an. Abb. 10.4 zeigt die einachsige Spannungs-Dehnungs-Beziehung.

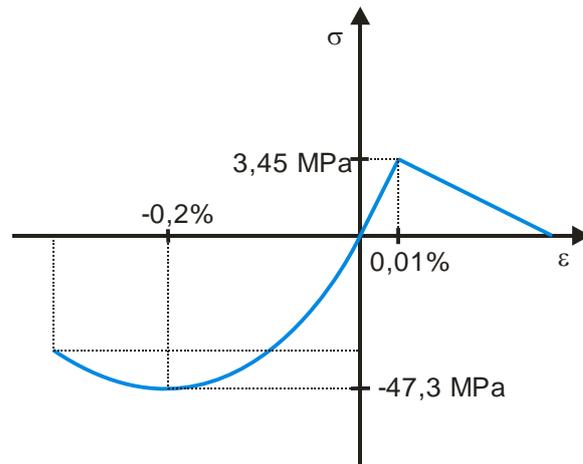


Abb. 10.4 Einachsige Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ADINA Beton-Materialmodells /ADI 17/

Es wurden sowohl FE-Rechnungen mit einem rein elastischen Materialmodell für den Beton als auch mit dem nichtlinearen ADINA Betonmodell, welches Versagenskriterien beinhaltet, durchgeführt. Im Abschlussbericht zu RS1197 /SIE 14/ werden im Kapitel 7 die Ergebnisse der FE-Berechnungen mit dem ursprünglichen, groben BAM-Konvoi-Modell dargestellt.

10.2.3 Lasten

Es wird exemplarisch der in Abb. 10.5 dargestellte Beschleunigungszeitverlauf auf das gesamte Modell in x-Richtung aufgebracht. Das Verfahren, welches aus einem generischen Bodenantwortspektrum einen geeigneten Beschleunigungszeitverlauf berechnet, wird im Bericht zu RS1197 beschrieben /SIE 14/.

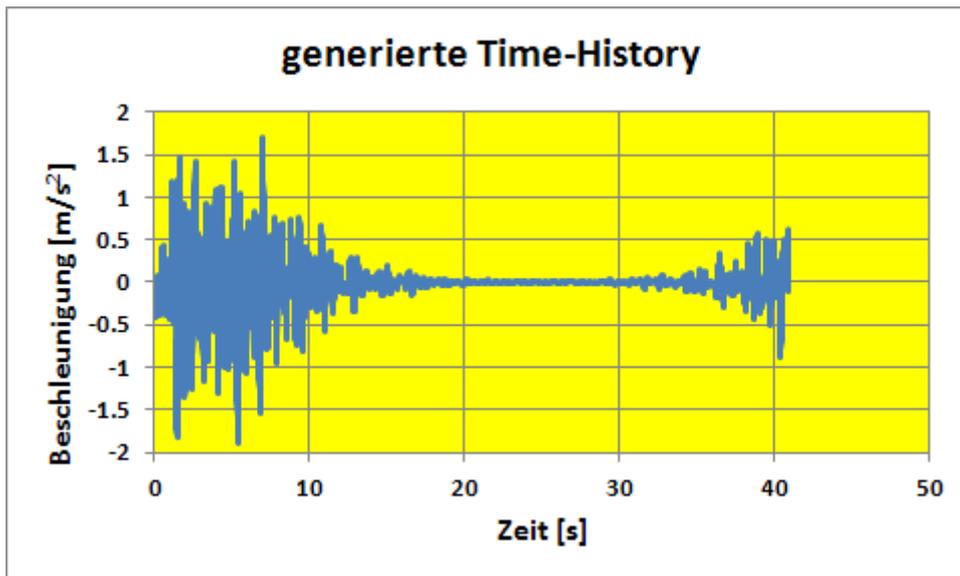


Abb. 10.5 Berechneter Zeitverlauf der Beschleunigung

10.2.4 Ergebnisse der FE-Berechnung

Im Folgenden werden ausgewählte Ergebnisse, die mit dem verfeinerten Modell unter Annahme eines rein elastischen Betonverhaltens erzielt wurden, gezeigt und teilweise mit entsprechenden Ergebnissen des groben Modells (siehe /SIE 14/) verglichen. Abb. 10.6 zeigt ein typisches Verformungsbild des verfeinerten Modells nach 2,1 s.

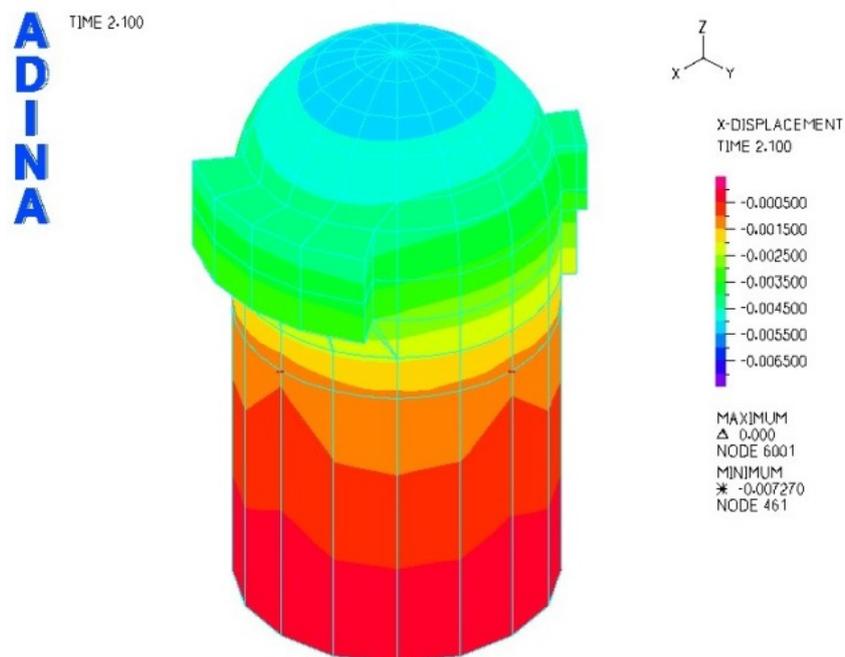


Abb. 10.6 Vergleich der x-Verschiebung des verfeinerten Konvoi-Modells zum Transientenzeitpunkt 2,1 s

In Abb. 10.8, Abb. 10.9 und Abb. 10.10 werden exemplarisch die Verschiebungen des Knotens 1332 (Position siehe Abb. 10.7) für die x, y und z-Komponenten miteinander verglichen.

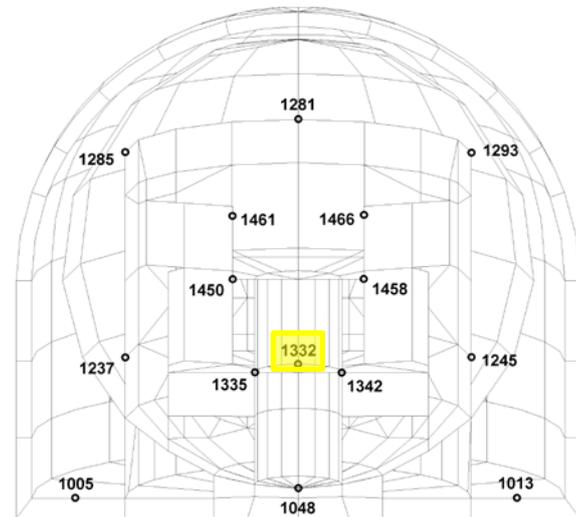


Abb. 10.7 Schnitt durch das grobe Konvoi-Modell (Knoten 1332 markiert)

Die x-Verschiebungen der beiden Modelle (Abb. 10.8) zeigen einen ähnlichen Verlauf, wobei die Maximalwerte des Modells mit der groben Vernetzung deutlich höher sind als die des verfeinerten Modells. Analog verhalten sich die z-Verschiebungen (Abb. 10.10). Dort betragen die Maxima 0,0014 m beim groben FE-Netz und 0,0011 m beim verfeinerten FE-Netz. Die y-Verschiebungen sind deutlich kleiner, zeigen allerdings größere Unterschiede.

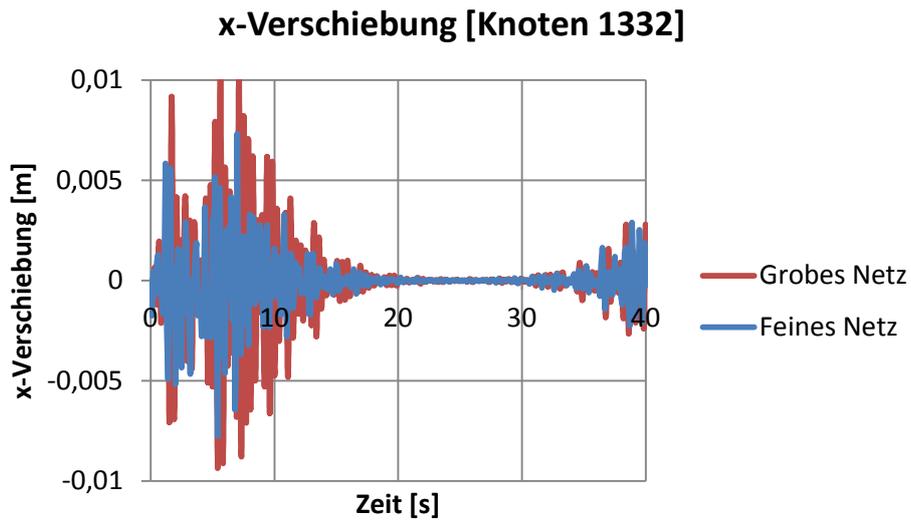


Abb. 10.8 Vergleich der x-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells

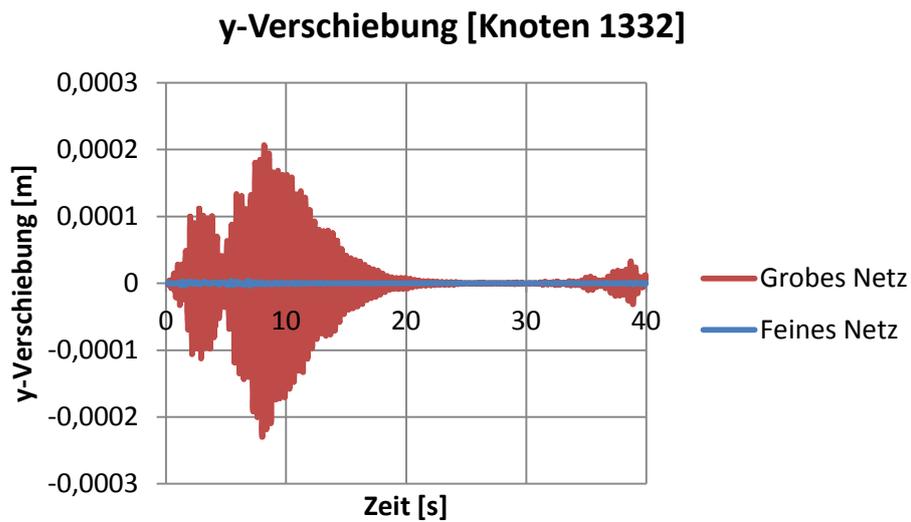


Abb. 10.9 Vergleich der y-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells

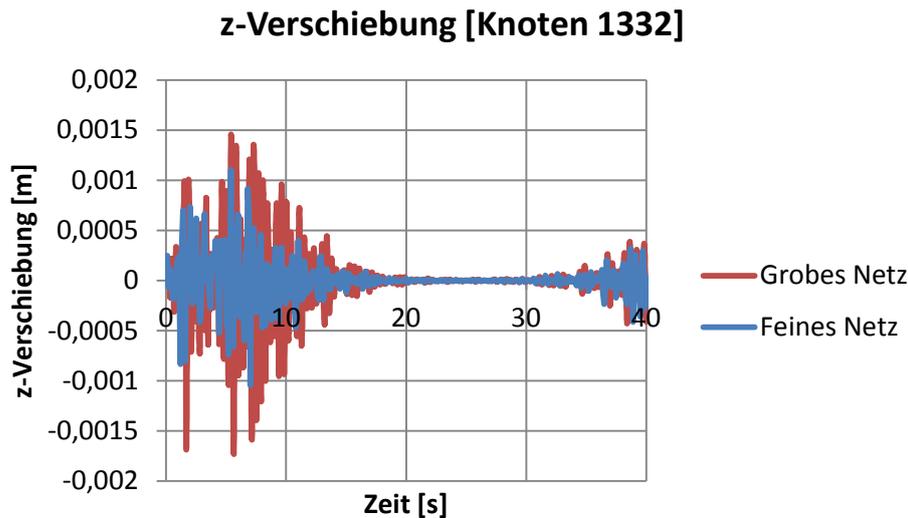


Abb. 10.10 Vergleich der z-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells

Die bei der Netzverfeinerung mit den verfügbaren Werkzeugen entstandenen Probleme sollen in einem nächsten Schritt unter Einsatz des CAD-Programms CATIA /CAT 17/ gelöst werden. Entscheidende Vorteile, die eine Modellierung mit CATIA bietet, sind im Folgenden kurz zusammengefasst:

- Der Detaillierungsgrad des CAD-Modells kann abhängig vom Bedarf weiterentwickelt werden.
- Ein CAD-Modell ist sehr flexibel im Hinblick auf Änderungen. Ebenso ist die Handhabung verschiedener Modellvarianten vereinfacht.
- Die Vernetzung des Modells wird direkt in CATIA durchgeführt. Dies ermöglicht eine hohe Genauigkeit und reduziert den Arbeitsaufwand, da keine Fehler bzw. Nacharbeiten existieren, die sich aufgrund der Verwendung der sonst üblichen Datenschnittstellen ergeben. Die Vernetzung kann dem gegebenen Lastfall mit der gewünschten Feinheit und Genauigkeit angepasst werden.
- Bei Verwendung des FE-Codes ANSYS /ANS 16/ ist durch ein CAD-Interface innerhalb von der ANSYS-Workbench eine geeignete Datenübertragung möglich.
- Es steht eine Vielzahl von geeigneten Datenschnittstellen zur Verfügung (z. B. IGES, STEP).

10.3 Exemplarische Berechnungen an einem Rohrkrümmer

10.3.1 Aufgabenstellung

Im Rahmen des Vorhabens RS1520 nahm die GRS am OECD/NEA-Benchmark MECOS teil. Ziel des Benchmarks war, Simulationsmöglichkeiten zum Komponentenverhalten bei auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen, insbesondere zyklischer Dehnungsakkumulation (Ratcheting) zu erproben und zu vergleichen. Ratcheting ist neben plastischem Versagen als möglicher Versagensmodus bei auslegungsüberschreitenden Erdbebenlasten erkannt worden, ist aber in den meisten nationalen Regelwerken bisher nur indirekt über Sicherheitsmargen berücksichtigt.

In der ersten Aufgabenstellung, die von der GRS bearbeitet wurde, sollte das Verhalten eines wassergefüllten, unter Innendruck stehenden Rohrkrümmers (Abb. 10.11) aus dem Werkstoff SS 304 LN simuliert werden, welcher durch Vertikalbewegung des oberen beweglichen Gelenks (vgl. Abb. 10.11) mit verschiedenen Amplituden sinusförmig zyklisch verformt wurde. Der Versuch wurde zusammen mit drei ähnlichen Versuchen 2010 durch BARC und CSIR (Indien) durchgeführt /GOY 10/.

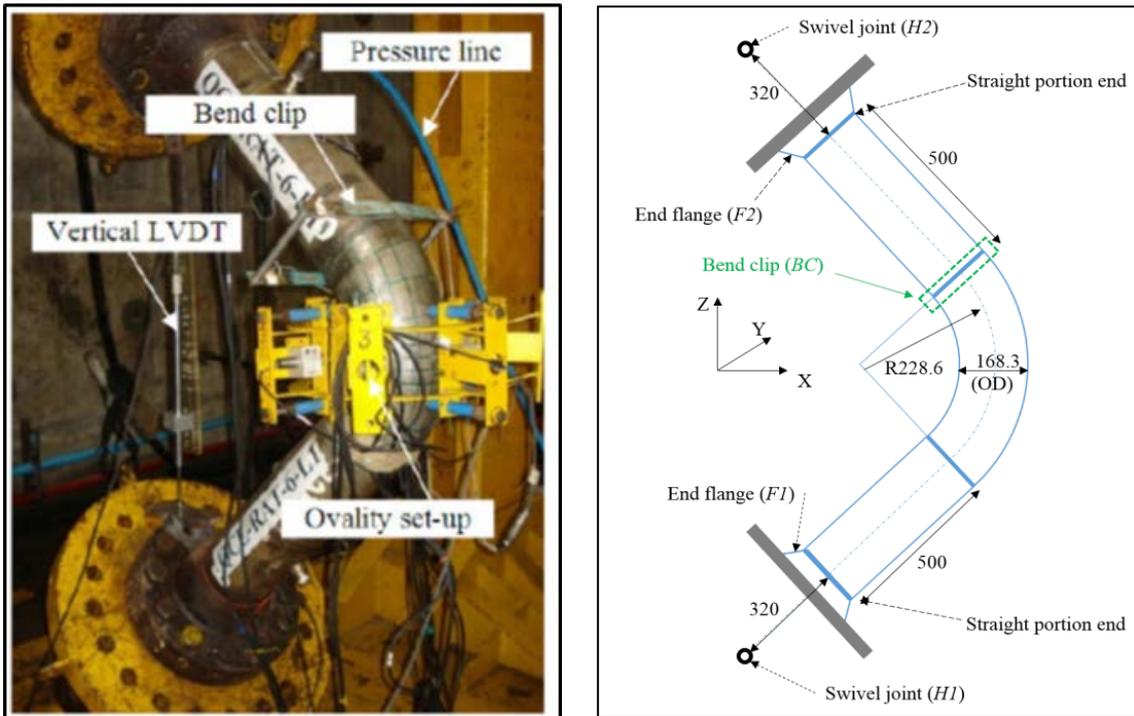


Abb. 10.11 Experiment und schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus /MOR 15/

Materialdaten wurden in Form von Ergebnissen aus Zugversuchen (Tab. 10.2) sowie Ergebnissen aus Versuchen an zylindrischen Kleinproben unter zyklischer Verformung zur Verfügung gestellt /MOR 15/, /GOY 13/.

Tab. 10.2 Werkstoffdaten für SS 304 LN /MOR 15/

Werkstoff	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchdehnung [%]	E-Modul [MPa]
SS 304 LN	3400	6700	65	195000

Der Rohrkrümmer wurde ursprünglich durch Umformung aus einem Geradrohr hergestellt und wies daher unterschiedliche Wandstärken zwischen 11 mm (außen) und 18 mm (innen) über dem Umfang auf, daher wurde der Wanddickenverlauf über die Oberfläche an diskreten Punkten gemessen und angegeben. Um die lokalen Dehnungen vergleichen zu können, wurde ein Koordinatennetz über die Krümmeroberfläche gelegt (Abb. 10.12). Messungen durch Dehnungsmessstreifen (DMS) wurden an verschiedenen Punkten dieses Netzes in radialer und axialer Richtung durchgeführt. Die Durchmesseraufweitung in der Form $\Delta D = (D - D_0) / D_0$ mit Anfangsdurchmesser D_0 wurde am Querschnitt A (vgl. Abb. 10.11 und Abb. 10.12) durch eine biegsame Klammer gemessen.

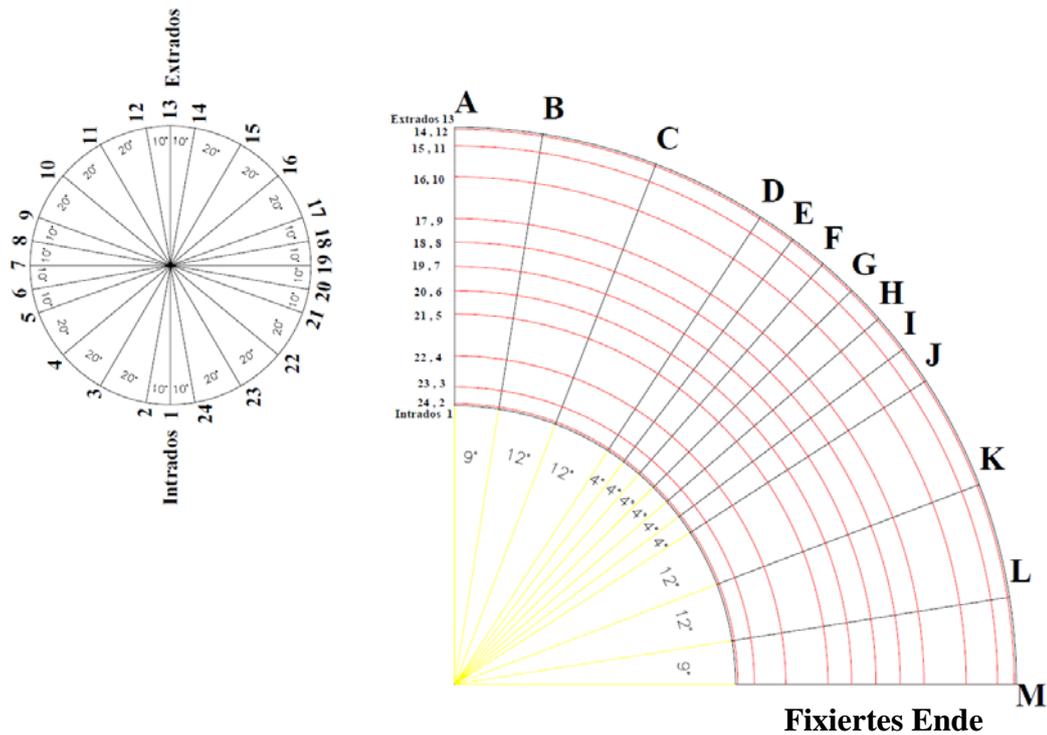


Abb. 10.12 Koordinatennetz an der Krümmeroberfläche /MOR 15/

Neben dem Innendruck von 38 MPa wird eine zyklische vertikale Auslenkung des oberen Gelenks von ± 47 mm weggesteuert bei einer Frequenz zwischen 0,0125 und 0,0021 Hz aufgebracht. Dabei wurde eine maximale Last von 309 kN gemessen. Der Krümmer versagte nach 71 Zyklen (Dehnung + Stauchung) durch ein rissartiges Leck in der Nähe der Flanke.

10.3.2 Modell

Da Geometrie und Last annähernd symmetrisch zur Krümmungsebene verlaufen, wurde ein Halbmodell in ANSYS Mechanical erstellt (Abb. 10.13). Um die Wandstärke entsprechend den Messungen korrekt zu repräsentieren, besitzt die äußere Oberfläche einen konstanten Durchmesser, während die innere Oberfläche gemäß den punktuellen Messungen der Dicke durch Splinekurven dargestellt wird. Die Geradrohre sind mit konstanter Wandstärke modelliert. Die Vernetzung besteht überwiegend aus Hexaedern, um einen Kompromiss zwischen der Integration der Messpunkte in das Netz, einem guten Übergang zur größeren Vernetzung der Geradrohre und einer kontinuierlichen Netzstruktur zu erreichen. Vorstudien wurden mit einer Elementgröße von 7 mm, die Endrechnung mit einer Elementgröße von 3,5 mm durchgeführt (Abb. 10.13).

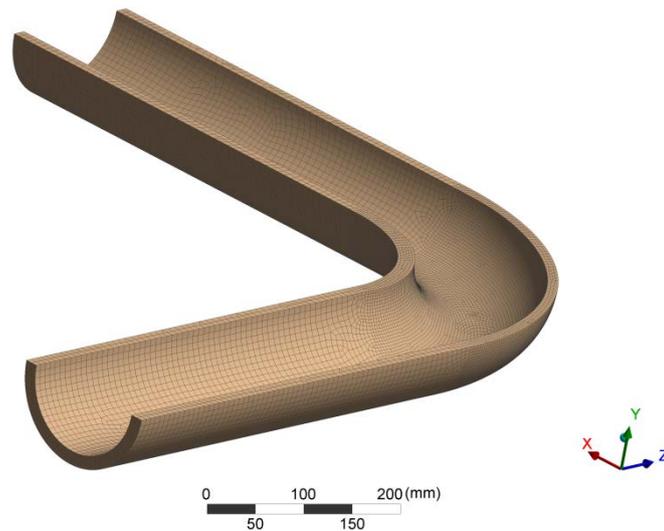


Abb. 10.13 Halbmodell des Krümmers mit Vernetzung

Für die Simulation des Materialverhaltens wurde ein Chaboche-Modell verwendet. Die Parameter wurden nicht aus den vorbereiteten Daten hergeleitet; stattdessen wurde auf alternative Parameter aus /RAH 06/ zurückgegriffen. /RAH 06/ bewertete sieben konstitutive Modelle auf ihre Simulationsfähigkeiten bezüglich Ratcheting für gerade Rohre und Ellbogen unter Innendruck. Er entwickelte ferner einen evolutionären Algorithmus zur automatischen Parameterbestimmung und schlug Chaboche-Parameter für den Werkstoff SS 304 L (Tab. 10.3) vor.

Tab. 10.3 Chaboche-Parameter für den Werkstoff SS 304 L aus /RAH 06/

σ_0 [MPa]	E [MPa]	ν	C1 [MPa]	γ_1	C2 [MPa]	γ_2	C3 [MPa]	γ_3	C4 [MPa]	γ_4
179	193740	0.302	147490	2549	27006	867	4702	1.43	113597	3706

Obwohl die Spezifikationen des im Benchmark verwendeten Werkstoffs SS 304 LN mit denen des Werkstoffs SS 304 L ähnlich sind /MAT 08/, zeigen die gemessenen Streckgrenzen des im Benchmark verwendeten Werkstoffs /MOR 15/ und des für die Parametrierung eingesetzten Werkstoffs /RAH 06/ Unterschiede (Tab. 10.4).

Tab. 10.4 Spezifizierte und gemessene Streckgrenze von SS 304 L /MAT 08/, /RAH 06/ und SS 304 LN /MAT 08/, /MOR 15/

	σ_Y , spezifiziert	σ_Y , gemessen
SS304L	210 MPa	286 MPa
SS304LN	205 MPa	340 MPa

Die Gelenke H1 und H2 wurden durch Randbedingungen der Rohrenden mit einem Drehfreiheitsgrad um den Fixpunkt modelliert (Abb. 10.14).

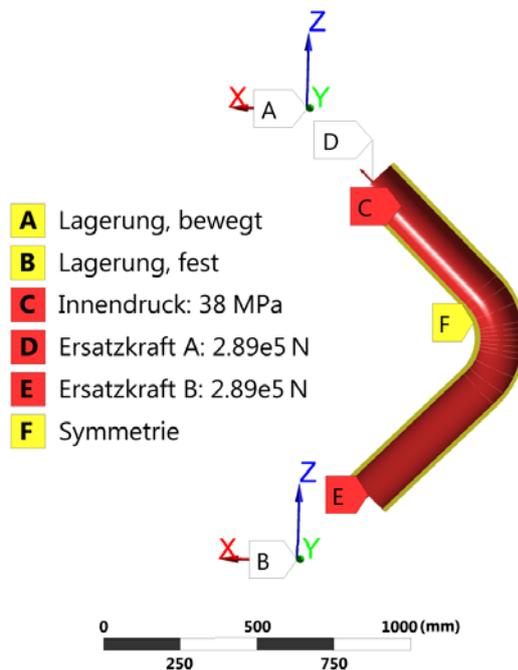


Abb. 10.14 Randbedingungen des Modells

Durch die Verschiebung des Fixpunkts des Gelenks H2 in horizontaler Richtung wird die Belastung aufgebracht. Der Druck wirkt auf die gesamte Innenfläche. Aus Gründen der numerischen Stabilität wurden Hilfskräfte an den Enden des geraden Rohres aufgebracht, um die Reaktionskraft des Innendrucks zu kompensieren und die Aufhängungskontakte zu entlasten. Die Schwerkraft wurde vernachlässigt und die Simulation quasistatisch unter Berücksichtigung großer Deformationen durchgeführt.

Jeder Lastzyklus in Form einer Sinusschwingung besteht aus zwei Zeitschritten, die wiederum in minimal 4 und maximal 12 Teilschritte abhängig von der Verformungsrate unterteilt wurden. Die Auswertung an den vorgegebenen Punkten in der durch den Benchmark vorgegebenen Form wurde durch ein Skript automatisiert.

10.3.3 Ergebnisse

Abb. 10.15 zeigt die Entwicklung der Durchmesseraufweitung im Vergleich zwischen Experiment und Nachrechnung.

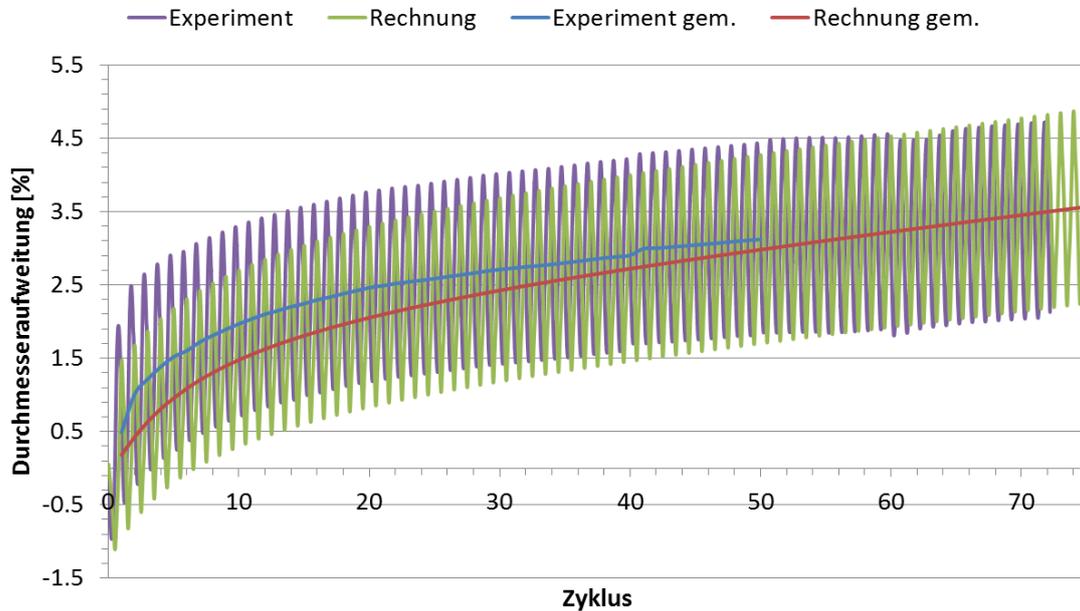


Abb. 10.15 Vergleich zwischen berechneter und gemessener Durchmesseraufweitung

Die Durchmesseraufweitung wird in den ersten Zyklen durch die Berechnung unterschätzt, während der Trend eine Überschätzung für höhere Zyklen voraussagt. Im Bereich des Zyklus 71, wo das Versagen beobachtet wurde, stimmt die Berechnung gut mit dem Experiment überein. Ein Grund für die Unterschätzung zu Beginn kann die Diskrepanz bezüglich der Streckgrenze zwischen dem im Experiment und dem im Materialmodell zugrundeliegenden Werkstoff sein. Der Trend zur Überschätzung der Dehnungen bei höheren Zyklen ist für Chaboche-Modelle bereits oft beobachtet worden. /RAH 06/.

Abb. 10.16 zeigt den Verlauf der axialen Dehnungen an spezifizierten Punkten (vgl. Abb. 10.12), wobei die errechneten Verläufe jeweils nur als Mittelwertskurven dargestellt sind. Aufgrund der Verwendung eines Halbmodells sind die Punkte G7 und G19 (Flanke) sowie die Punkte G6 und G20 (Nähe Flanke) identisch. Mit Ausnahme von Punkt G13 sind die berechneten Werte qualitativ im Einklang mit den experimentellen Werten, unterschätzen jedoch die experimentellen Werte tendenziell. Für Punkt G13 (Außenseite) wird der Dehnungsverlauf stark überschätzt, während im Experiment fast keine Dehnung beobachtet wurde.

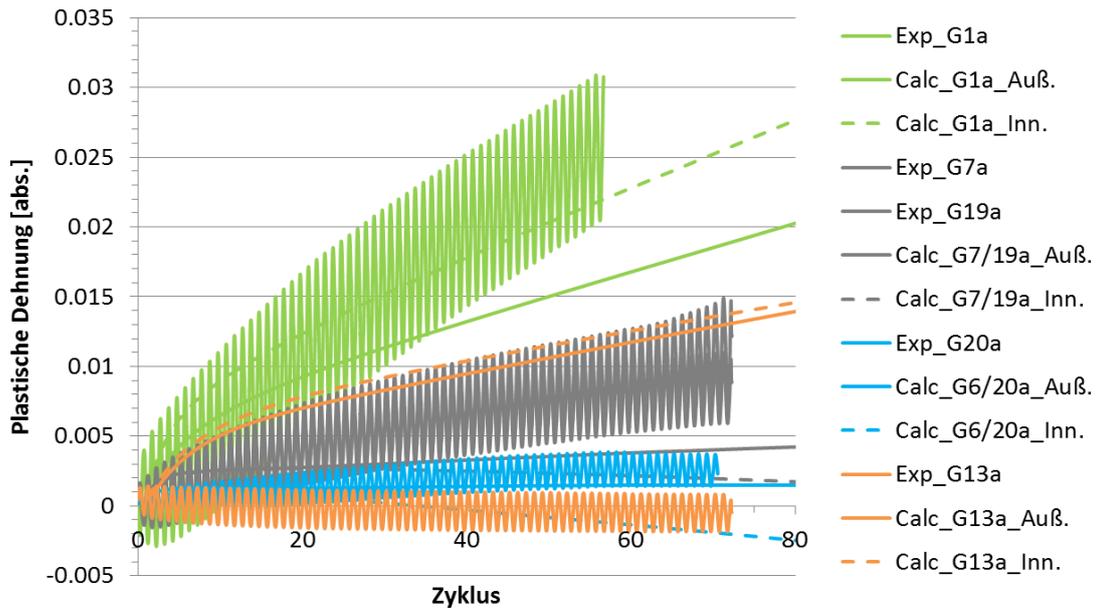


Abb. 10.16 Vergleich des Verlaufs der axialen plastischen Dehnungen zwischen Experiment und Berechnung

Abb. 10.17 zeigt den Verlauf der Umfangsdehnungen an spezifizierten Punkten (vgl. Abb. 10.12).

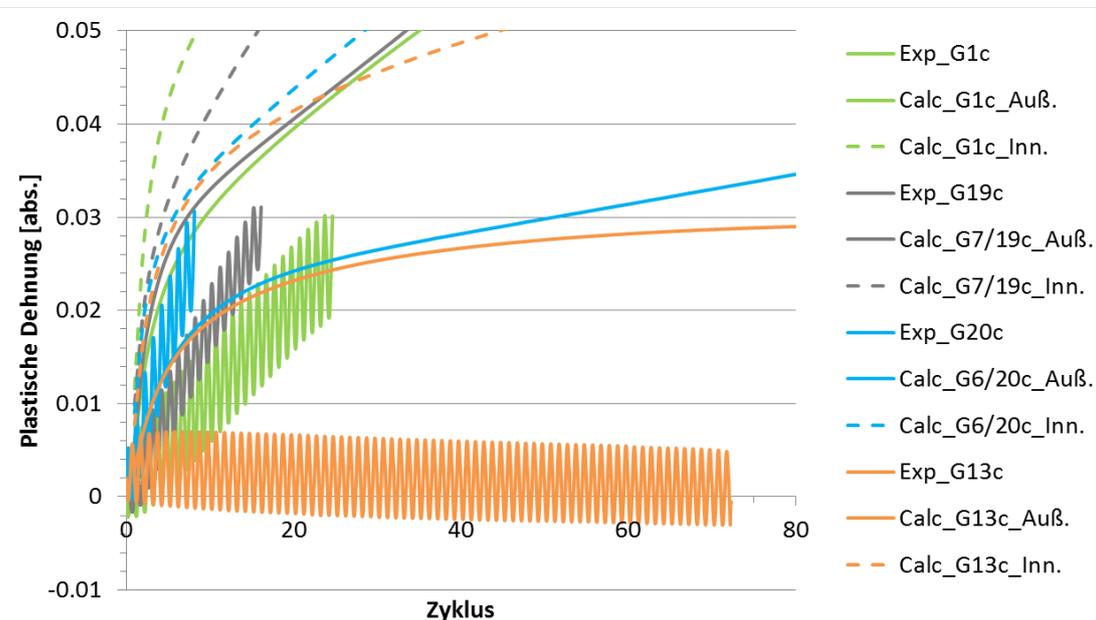


Abb. 10.17 Vergleich des Verlaufs der plastischen Umfangsdehnung zwischen Experiment und Berechnung

Für Punkt G6/G20 zeigt die Berechnung mit dem Experiment eine näherungsweise Übereinstimmung. An den Punkten G7/G19 und G1 (Innenseite) werden die Dehnun-

gen überschätzt. Am Punkt G13 werden, ähnlich der axialen Dehnung, die Werte stark überschätzt.

In Tab. 10.5 werden die berechneten Dehnungsamplituden für die Zyklen 1 und 5 mit den im Experiment durch Dehnungsmessstreifen an der Außenseite gemessenen Werten verglichen. Für den ersten Zyklus wird die äußere Dehnungsamplitude für alle Punkte außer G7 / 19c (Flanke) und G6 / 20c (Nähe Flanke) überschätzt. Nach etwa 5 Zyklen sind die berechneten und gemessenen Dehnungsamplituden in besserer Übereinstimmung, mit Ausnahme von G6 / 20c (Nähe Flanke).

Tab. 10.5 Vergleich zwischen gemessenen und errechneten Dehnungsamplituden

Zyklus	Ort	G1a	G1c	G6/20c	G7/19a	G7/19c	G13a	G13c
1	Innen	1.5E-04	8.2E-03	2.5E-02	4.8E-03	3.2E-02	2.3E-03	3.3E-03
	Außen	1.3E-02	1.6E-02	4.3E-03	6.1E-03	4.6E-03	3.0E-03	1.1E-02
	Exper.	6.1E-03	7.9E-03	5.5E-03	1.9E-03	4.5E-03	2.0E-03	6.0E-03
	Δ	110 %	108 %	- 22 %	217 %	1 %	52 %	84 %
5	Innen	2.9E-04	1.4E-02	1.7E-02	5.6E-03	2.8E-02	2.3E-03	5.6E-03
	Außen	1.4E-02	1.4E-02	5.0E-03	7.1E-03	8.8E-03	2.9E-03	9.5E-03
	Exper.	1.0E-02	1.0E-02	1.2E-02	5.1E-03	8.5E-03	2.5E-03	8.0E-03
	Δ	37 %	39 %	- 58 %	40 %	4 %	16 %	19 %

Abb. 10.18 und Abb. 10.19 zeigen in Falschfarbendarstellung die plastische Vergleichsdehnung und die Vergleichsspannung bei Zyklus 71 (gemessener Versagenszyklus) für eine positive Auslenkung/gedehnt (links) und negative Auslenkung/gestaucht (rechts).

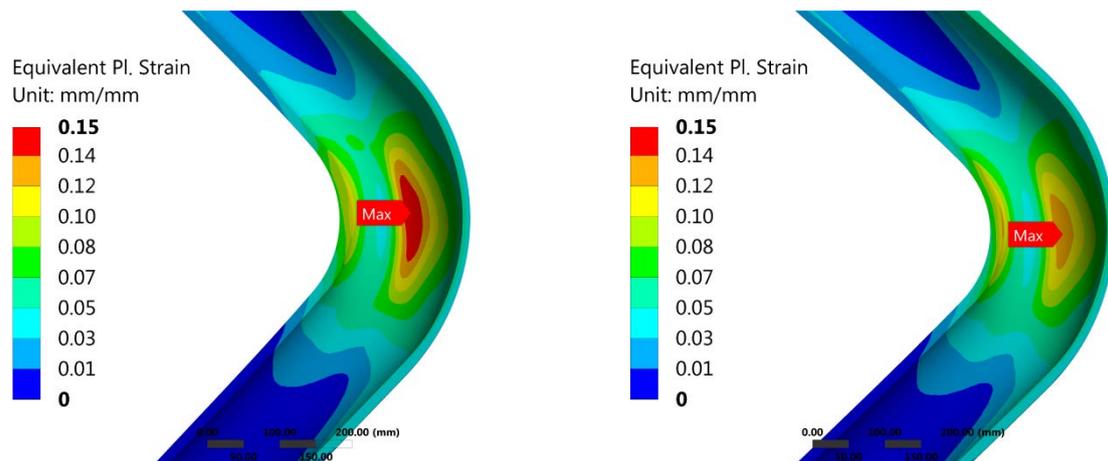


Abb. 10.18 Plastische Vergleichsdehnung bei Zyklus 71 für positive (links) und negative (rechts) Auslenkung

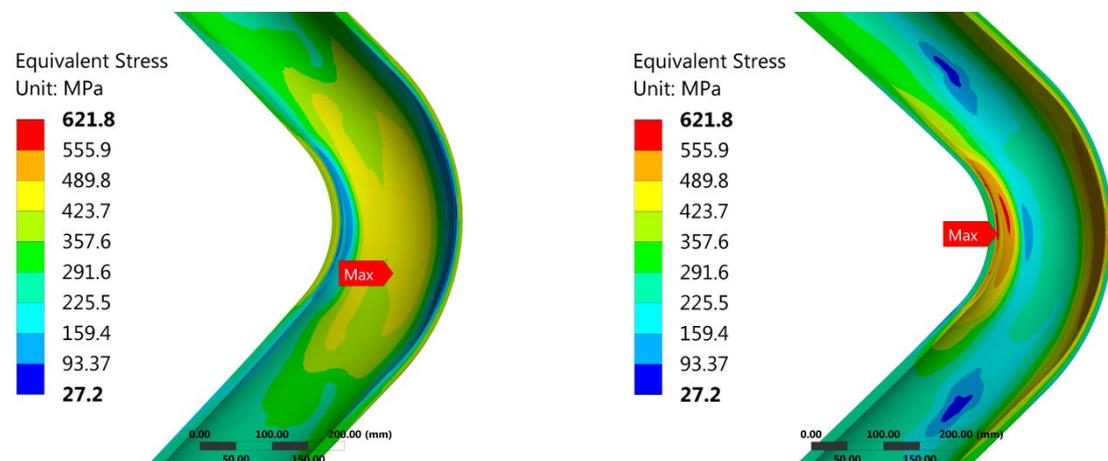


Abb. 10.19 Vergleichsspannung bei Zyklus 71 für positive (links) und negative (rechts) Auslenkung

Es ist ersichtlich, dass der Ort der maximalen berechneten plastischen Vergleichsdehnung mit dem Ort, an dem das Versagen im Experiment beobachtet wurde, identisch ist. Die starken Gradienten im Bereich des Maximums können in Verbindung mit einer Verschiebung des Maximums Ursache für die Diskrepanz zwischen gemessenen und berechneten Werten an festgelegten Punkten sein.

Insgesamt zeigt sich, dass makroskopische Parameter, wie die Durchmessererweiterung, vergleichsweise gut vorhergesagt werden können, während die Vorhersage der lokalen Dehnung noch starke Diskrepanzen zum Experiment aufweist. Durch die Verwendung verbesserter konstitutiver Materialmodelle lässt sich möglicherweise eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit erzielen (vgl. /RAH 06/). Weiterhin zeigt sich die Notwendigkeit, im nächsten Schritt quantitative Versagenskriterien abzuleiten.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Im vorliegenden Vorhaben wurden sowohl Best-Estimate-Methoden als auch vereinfachte Methoden zur Modellierung des Verhaltens von Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen weiterentwickelt und erprobt. Im Fokus stand dabei das Verhalten von Komponenten der druckführenden Umschließung mit Ausnahme des RDB unter großflächigen homogenen mechanischen und thermischen Belastungen in Kernschmelz-Szenarien.

In einem ersten Schritt wurden Versagensmodi metallischer Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Lasten anhand ihrer Unterscheidungsmerkmale gruppiert und Hilfestellungen zur Identifikation der für den Anwendungsfall jeweils relevanten Versagensmodi gegeben. Die Charakteristika der spezifischen Versagensmodi, Einflussfaktoren sowie Wechselwirkungen mit anderen Modi wurden erläutert. Für jeden Modus wurden Versagenkriterien diskutiert und deren Validierung nachvollzogen. Ein Schwerpunkt lag dabei auf Kriechversagen, als dem wahrscheinlichsten Versagensmodus in Kernschmelz-Szenarien sowie den zugehörigen Verformungs- und Schädigungsmechanismen. Es wurde gezeigt, dass eine Berücksichtigung des primären und tertiären Kriechens im Materialmodell selbst vernachlässigbar ist, da die primäre Phase implizit in den Daten der Warmzugversuche enthalten ist und die tertiäre Phase hauptsächlich auf makroskopische Gestaltänderung zurückgeht. Unter den im genannten Anwendungsfall typischerweise vorherrschenden mechanischen und thermischen Belastungen ist es wahrscheinlich, dass sich die Komponente zunächst signifikant durch den Prozess des Versetzungskriechens sowie Anteile duktilen Versetzungsgleitens verformt bis sich aufgrund unvermeidlicher Inhomogenität eine oder mehrere Kriech-einschnürungen ausbilden, die bei Erreichen des Punktes plastischer Instabilität in eine dynamische Phase übergehen, auf die eine Materialauftrennung durch transkristallinen Restbruch folgt. Ergebnisse eines Großversuchs bestätigen dies. Als Versagenkriterien können daher grundsätzlich Kriterien für das Auftreten von Kriech-einschnürung oder plastische Instabilität verwendet werden. Daneben ist, insbesondere in lastkontrollierten Situationen, eine Absicherung gegen andere Versagensmodi, wie transkristallinen Gleit- oder Kriechbruch, notwendig. Geeignete Versagensdehnungen wurden dazu für typische Reaktorwerkstoffe hergeleitet.

Im Rahmen der Arbeiten wurde die Portierung des Modells einer Kühlkreislaufschleife der DWR-Baureihe Konvoi auf moderne Analysetechnik (ANSYS Mechanical) mit einer Ergänzung von Geometrieinformationen und der Möglichkeit flexibler Netzverfeinerung

durchgeführt. Das Modell wurde an Inbetriebsetzungsmessungen und Vorgängermodellen validiert und um Teilmodelle von Dampferzeugerheizrohren sowie anderer Detailkomponenten unter Nutzung von Submodeling-Techniken ergänzt. Die Materialdaten wurden ebenfalls portiert, weiterentwickelt und um Daten des Dampferzeugerheizrohrwerkstoffs Alloy 800 (mod.) ergänzt. Für die Nutzung vereinfachter Methoden zur Integritätsbewertung wurden darüber hinaus Versagenszeitflächen für Dampferzeugerheizrohre sowie Larson-Miller-Parameter für den Werkstoff Alloy 800 (mod.) abgeleitet. Diese wurden zur Validierung FE-Rechnungen und Literaturwerten ähnlicher Werkstoffe gegenübergestellt, wobei auch Dampferzeugerheizrohre mit Schädigung in Form von Wanddickenschwächung betrachtet wurden. Dabei zeigt sich, dass infolge fehlender Kriechdaten für Alloy 800 (mod.) im Bereich hoher Temperaturen und hoher Spannungen die Aussagegenauigkeit von Integritätsbewertungen teilweise nicht zufriedenstellend ist.

Neben Nachrechnungen zu einem Großversuch mit zwei- und dreidimensionalen Analysemodellen sowie Parameterstudien zum Temperatur-, Druck- und Wanddickeneinfluss wurden Rechnungen zu Kernschmelz-Szenarien anhand des Modells einer Kühlkreislaufschleife ohne und mit Beteiligung der Dampferzeugerheizrohre durchgeführt. Eine wesentliche Verbesserung betrifft dabei den Einbezug von Kriecheffekten. Im betrachteten Szenario führt diese Änderung zu einem etwa sieben Minuten früheren Versagen der Hauptkühlmittelleitung (HKL). Eine weitere Verbesserung betrifft den Einbezug großer Verformungen, wodurch der nichtlineare progressive Versagensvorgang in der Endphase, aber auch globale Phänomene, wie das Einknicken der HKL bei Ausdehnungsbehinderung, besser wiedergegeben werden können. In den betrachteten Szenarien wird zuerst Versagen an der HKL erwartet, entweder am RDB-nahen Geradrohrstück oder am dampferzeugernahen Krümmer. Obwohl die Volumenausgleichsleitung (VAL) zum Versagenszeitpunkt der HKL eine höhere Temperatur aufweist, wird für die VAL aufgrund der geringeren Umfangsspannung und der weniger temperaturabhängigen Festigkeit des Werkstoffs ein späterer Versagenszeitpunkt berechnet. Es konnte gezeigt werden, dass sich die in allen Komponenten durch thermische Dehnung und das Verschieben großer Komponenten hervorgerufenen Sekundärspannungen bei höheren Temperaturen durch Kriechrelaxation abbauen, sodass zum Zeitpunkt des Versagens lediglich Innendruck und, in geringerem Maße, die Gravitation eine Rolle spielen. Dadurch lassen sich die Ergebnisse auch an isolierten Teilmodellen mit geeigneten Randbedingungen, ohne Berücksichtigung der Wechselwirkung im Verbund der Kühlkreislaufschleife, gut reproduzieren. Parameterstudien zur Berücksichtigung der Plattierung zeigten einen mäßigen Einfluss. Weiterhin wurden einige Überlegungen zu

lokalen Schwachstellen angestellt. Während das Versagen von Lagerungen als unwahrscheinlich erachtet wird, bedürfen Schweißnähte, Durchführungen, Instrumentierungen, Armaturen, Flansche und Dichtungen im Einzelfall weiterer Untersuchungen, beispielsweise durch Teilmodelle. Rechnungen zu einem Unfall mit Beteiligung der Dampferzeugerheizrohre zeigen, dass ein Versagen der Barriere an dieser Stelle prinzipiell möglich, jedoch stark abhängig vom postulierten Schädigungsgrad und dem Druckunterschied zwischen Primär- und Sekundärkreis ist. Insgesamt sind die Methoden zur Bewertung der Komponentenintegrität bezüglich globalem Versagen ausgereift und Sicherheitsmargen gut quantifizierbar, sofern ausreichend Daten zur Materialcharakterisierung vorliegen.

Die Abläufe während des Unfalls in den Blöcken des Kernkraftwerks Fukushima-Dai-ichi, insbesondere der Modus der Druckentlastung der DfU, wurden analysiert, um daraus Schlüsse für die Unfallanalyse ziehen zu können. Während für die Blöcke 2 und 3 der Erfolg der manuellen Druckentlastung als wahrscheinlich gilt, ist diese Maßnahme in Block 1 nachweislich nicht durchgeführt worden. Ein Versagen erfolgte dort an den schwächsten Stellen im Sinne der im Vorhaben betrachteten Problemstellung. In der Literatur werden Versagensmöglichkeiten des RDB, der FDL, ein Fehloffenbleiben der Sicherheits- und Entlastungsventile (S&E) sowie Lecks an den Rohren der Kerninstrumentierungen (SRM/IRM) und an dem Verbindungsflansch zu den S&E-Ventilen diskutiert. Neben einem globalen Versagen können frühzeitig entstandene kleine Lecks wesentlichen Einfluss auf den Unfallhergang haben. Versagensmodelle aus der Literatur und die Voraussagen zum Versagen wurden analysiert und Rechnungen mit selbst entwickelten Analysemodellen durchgeführt. Dabei zeigte sich beispielsweise, dass die Leckbildung an den Rohren der Kerninstrumentierung unter Berücksichtigung von Krieeffekten bereits bei einer Temperatur beginnen kann, die ca. 300 K geringer ist als das Ergebnis einer vereinfachten Abschätzung. Ein großflächiges Versagen des RDB kann als unwahrscheinlich betrachtet werden. Die Modelle legen weiterhin eine Unterschätzung der Leckfläche in der Literatur nahe, sodass eine Entlastung über Lecks an der DfU neben der in der Literatur favorisierten Option eines Versagens der FDL möglich ist.

Die Methode ASTOR zur vereinfachten Berechnung der Versagenszeiten von Komponenten wurde weiterentwickelt und mit zusätzlichen Methoden unter einer menügesteuerten Benutzeroberfläche zusammengeführt. Neben Versagensmethoden basierend auf Ingenieurparametern (z. B. Larson-Miller) wurde die schnelllaufende analytische Methode FAST und eine Ankopplung an das frei verfügbare FE-Programm

Code_Aster implementiert. Die Methoden ergänzen sich in ihren Merkmalen, sodass der Anwendungsbereich der vereinfachten Methoden wesentlich vergrößert wurde. Die im Rahmen des Vorhabens entwickelte Methode FAST berücksichtigt anders als einfache Ingenieurparameter große Verformungen sowie die Trennung zwischen zeitabhängigem Kriechen und zeitunabhängigem Plastifizieren und lässt so eine wesentlich genauere Prognose des Versagenszeitpunkts zu.

Im Rahmen der Arbeiten zum Thema Komponentenverhalten bei Erdbebenbelastungen wurde das verfügbare, ursprünglich von der BAM entwickelte sehr grobe FE-Modell eines Reaktorgebäudes der Baureihe Konvoi mit einfachen Hilfsmitteln teilweise verfeinert. Die Ergebnisse bezüglich des Schwingungsverhaltens, welche mit dem verfeinerten FE-Modell erzielt wurden, unterscheiden sich teilweise erheblich von den Ergebnissen des groben Ausgangsmodells und zeigen, dass weitere Verfeinerungsschritte in Anbetracht der komplexen Gebäudestruktur einschließlich Einbauten notwendig sind. Dazu soll in einem nächsten Schritt eine Verfeinerung der strukturmechanisch relevanten Bereiche des Reaktorgebäudes mit dem wesentlich leistungsfähigeren CAD-Programm CATIA durchgeführt werden.

Im Rahmen des OECD/NEA Benchmarks MECOS wurden Berechnungen an einem Rohrkrümmer unter auslegungsüberschreitenden Erdbebenbelastungen durchgeführt. Dazu wurde ein Materialmodell nach Chaboche zur Berücksichtigung zyklischer Dehnungsakkumulation (Ratcheting) angepasst. Im Ergebnis zeigte sich eine gute Vorhersage makroskopischer Parameter, wie der Umfangsaufweitung, während lokale Parameter, wie Dehnungen, infolge starker Gradienten nur ungenau wiedergegeben werden konnten. Weiterhin ergibt sich die Notwendigkeit, im nächsten Schritt quantitative Versagenskriterien abzuleiten.

Ein wesentliches Ergebnis des von der GRS organisierten OECD/NEA Benchmarks COSSAL zum Versagen eines Rohrstücks (DN 700) unter Differenzdruck von ca. 16,5 MPa und Temperaturen bis etwa 732 °C ist, dass alle Teilnehmer die Versagenszeit und die radiale Verformung gut bis sehr gut reproduzieren konnten. Sowohl komplexe 3D-FE-Modelle als auch axialsymmetrische 2D-FE-Modelle mit ausgewählten Randbedingungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Testergebnissen.

Die Untersuchungen haben insgesamt gezeigt, dass das Versagensverhalten stark durch Komponentendetails, komplexe Komponenten und asymmetrische Lasten, auch im Bereich des RDB, beeinflusst werden kann. Hier ist eine wesentliche Verbesserung

der bestehenden Analysemethoden möglich. Durch Entwicklungen in der CFD-Simulation und der Entwicklung detaillierterer Datensätze in den Thermohydraulik-codes stehen dazu mittlerweile auch geeignete Eingangsdaten zur Verfügung.

Ein lokales Versagen führt zu einem Leck mit endlicher Leckfläche. Deren Kenntnis sowie deren zeitlicher Verlauf können großen Einfluss auf den Verlauf der Transiente haben. Daher sollen zukünftige Arbeiten das Entstehen und Verhalten derartiger Lecks, unfallauslösender rissartiger Lecks, Lecks durch abgerissene Leitungen oder Lecks durch herausgepresste Dichtungen untersuchen. Dazu soll auch die Übertragbarkeit des C^* -Integralkonzepts auf den Kurzzeitbereich theoretisch und experimentell untersucht werden.

Eine ganzheitliche Integritätsbewertung kann nur durch die gekoppelte Betrachtung der Disziplinen Thermohydraulik und Strukturmechanik, je nach Anwendungsgebiet ergänzt um eine probabilistische Analyse, erfolgen. Die zukünftige Weiterentwicklung des Programms ASTOR und der darin enthaltenen numerischen und analytischen Methoden sowie die Integration in die nukleare Programmkette der GRS können dazu beitragen.

Eine Berücksichtigung von Unsicherheiten in den Analysen der hier betrachteten Thematik findet bis jetzt nicht statt. Diese ist jedoch notwendig, um konservative Aussagen treffen zu können und Wahrscheinlichkeitsverteilungen für ein Versagen über die Zeit generieren zu können. So unterliegen die Werkstoffeigenschaften einer natürlichen Streuung, die auch innerhalb derselben Charge sehr groß sein kann. Weitere Unsicherheiten liegen in der Durchführung der Materialtests an Kleinproben und der Transformation in ein Materialmodell zur Analyse von Großkomponenten, dem Materialzustand bezüglich Defekte sowie geometrischer Toleranzen des Bauteils. Eine weitere wesentliche Quelle der Unsicherheiten besteht in den Annahmen zu den Belastungen, die auf die Komponenten wirken. Um die Unsicherheiten zu quantifizieren, könnten die Methoden in Zukunft mit einem probabilistischen Tool, beispielsweise dem GRS-Programm SUSAS, gekoppelt werden.

Literaturverzeichnis

- /ADA 10/ Dietmar Adam, Ivan Paulmichl: Erdbeben – Interaktion Boden und Bauwerk, Österr. Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, 155. Jg., Heft 1-3/2010 und Heft 4-6/2010, 59-67
- /ADI 17/ ADINA User Interface, Version 9.3, 2017 with ADINA – A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, ADINA-T – for heat transfer of solids, ADINA-IN/-Plot – for pre- and postprocessing, <http://www.adina.com/>
- /ALV 97/ Alves, M., Jones, N.: Influence of hydrostatic stress on failure of axisymmetric notched specimens, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 47, pp. 643-667, 1997
- /ANS 16/ ANSYS Mechanical User's Guide, Release 17.2, ANSYS Inc., Canonsburg, August 2016
- /ARA 99/ Arai, T.: In-core monitor housing replacement at Fukushima Daiichi Unit #4, Tokyo Electric Power Company, 7th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-7450, Tokio, 19.-23. April, 2015
- /ARN 12a/ Arndt, J., Eisert, P., Sievers, J.: Vereinfachte Methode zur Integritätsbewertung von Rohrleitungen unter Belastungen von Kernschmelz-Szenarien, Bericht zum Vorhaben RS 1185, GRS-V-RS-1185-3/2012, März 2012
- /ARN 12b/ Arndt, J., Grebner, H., Sievers, J.: Failure Assessment Methodologies for Pressure-Retaining Components under Severe Accident Loading, Hindawi Publishing Corporation Science and Technology of Nuclear Installations, Vol. 2012, Article ID 487371, 2012
- /ARN 17/ Arndt, J., Bläsius, C, Sievers, J.: GRS contribution to COSSAL Task 3 (2nd Benchmark), Technischer Bericht, GRS, Februar 2017
- /ASH 84/ Ashby, M.F., Dyson, B.S.: Creep Damage Mechanics and Micromechanism, Advances in Fracture Research (Fracture 84), Proceedings of the 6th International Conference on Fracture ICF6, 1984

- /ATH 12/ ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten), Mod 3.0 Cycle A, User's Manual, 2012
- /AZO 85/ Azodi, D, Reck, H., Schulz, H.: Grenztragfähigkeit geschädigter Dampferzeuger-Heizrohre, GRS-A-1142, GRS gGmbH, Köln 1985
- /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, Juni 1995
- /AZO 98/ Azodi, D. et al.: Sicherheitsanalytische Untersuchungen zu schweren Störfällen in SWR, GRS-A-2519, 1998
- /BAN 14/ Band, S., Sonnenkalb, M.: GRS contribution for the OECD/NEA BSAF Project, Phase-1, ATHLET-CD/COCOSYS Simulation of the Accidents in Units 2 and 3 of Fukushima Daiichi, GRS gGmbH, 2014
- /BAO 04/ Bao Y., Wierzbicki T.: A comparative study on various ductile crack formation criteria. ASME Journal of Material Engineering Technology, Vol. 126, pp. 314-324, 2004
- /BAO 05/ Bao, Y., Wierzbicki, T.: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 72, pp. 1049-1069, 2005
- /BAN 16/ Interne Kommunikation mit Herrn S. Band zu Zwischenergebnissen aus RS1534, 2016
- /BLA 15/ Bläsius, C, Sievers, J.: GRS contribution to COSSAL Task 3 (1st Benchmark), Technischer Bericht, GRS, August 2015
- /BLA 16a/ Bläsius, C, Sievers, J.: Analyse des Komponentenverhaltens während des Unfalls im KKW Fukushima Daiichi 2011, Interne Technische Notiz, GRS - V - RS1520 - 3/2016, 2016 (Verschlussache – Nur für den Dienstgebrauch)

- /BLA 16b/ Bläsius, C, Arndt, J., Sievers, J.: COSSAL Problem Statement of the Second Benchmark, Failure analysis of primary-circuit components in a high pressure core-melt scenario of a generic PWR during total station blackout, June 2016
- /BIX 93/ Bixler, N., Gauntt, R., Jones, J.: State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project, Volume 1: Peach Bottom Integrated Analysis, US-NRC, NUREG/CR-7110, Rev. 1, 2013
- /BON 97/ Bonora, N.: On the effect of triaxial state of stress on ductility using nonlinear CDM model, International Journal of Fracture, Vol. 88, pp. 359-371, 1997
- /BOE 98/ Bönigke G., et al.: Untersuchungen von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes zur Schadensbegrenzung für LWR, Abschlussbericht zum Vorhaben SR 2227, GRS-A-2598, GRS gGmbH, April 1998
- /BOP 16/ Bopp & Reuther Sicherheits- und Regelarmaturen GmbH, Product Range, Valves and Systems for Nuclear Power Plants, Prospekt, 2016
- /BOR 03/ Børvik, T., Hopperstad, O.S., Berstad, T.: On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of structural steel. Part II. Numerical study, European Journal of Mechanics A/Solids, Vol. 22, pp. 15-32, 2003
- /BRU 13/ Brust, W., Iyengar R., Benson, M., Rathbun, H.: Severe accident condition modeling in PWR environment: Creep rupture modeling, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-98059, Juli 2013
- /BUC 07/ Buchhardt, F., Matthees, W.: Das dreidimensionale BAM-KONVOI-Modell für das Reaktorgebäude – Eine umfassende Dokumentation einschließlich Datenbank für dynamische Einheitslösungen und deren Anwendung, BMU-Vorhaben SR 2544/UA 2668, 2007
- /BUR 75/ Burke, M. A., Nix, W. D.: Plastic instabilities in tension creep, Acta Metall., Vol. 23, pp. 793, 1975

- /CAD 94/ Cady, K.B., Dhir, V.K, Witt, R.J.: Peer Review of Models for Lower Vessel Head Heat Transfer and Larson-Miller Failure Criterion Proposed for Implementation into MELCOR, ERI/NRC 94-202, März 1994
- /CAT 17/ CATIA: Programm zur Konstruktion komplexer Geometriemodelle als Vorstufe für Finite Elemente Modelle, <https://www.3ds.com/products-services/catia/>, 2017
- /CHA 86/ Chaboche, J. L.: Time independent constitutive theories for cyclic plasticity, International Journal of Plasticity, Vol. 2, pp. 149-188, 1986
- /CHA 94/ Chavez, S. A., Kelly, D. L., Witt, R. J., Stirn, D. P.: Comparison of stress-based and strain-based creep failure criteria for severe accident analysis, Nuclear Engineering and Design, Vol. 155, pp. 603-622, 1994
- /CLA 68/ Clausmeyer, H.: Über die Beanspruchung von Stahl unter mehrachsigen Spannungszuständen, Konstruktion 20, Heft 10, S. 395-401, 1968
- /CLA 11/ CLASSI, Continuum linear analysis of soil structure interaction analysis, <http://www.soilstructure.co.uk/>, 2011
- /CLE 05/ Clech, J.-P.: An Extension of the Omega Method to Primary and Tertiary Creep of Lead-Free Solders, 2005 Electronic Components and Technology Conference, pp.1261-1271, 2005
- /COC 80/ Cocks, A. C. F., Ashby, A. F.: Intergranular fracture during power law creep under multiaxial stresses, Metal Science and Heat Treatment, Vol. 14, pp. 395-402, 1980
- /CUR 17/ Target Rock Model 600 PO, Produktfoto, <http://www.cw-valvegroup.com/Products/Pressure-Relief-Valves/Pilot-Operated-Safety-Valves-Model-600-PO.aspx>, 2017
- /DAN 88/ Danzer, R.: Lebensdauerprognose hochfester metallischer Werkstoffe im Bereich hohen Temperaturen, Dissertation, MPI Stuttgart, 1988

- /DAV 11/ Davis, W.: Atomic power review, Facts: Boiling water reactor drywell, <http://atomicpowerreview.blogspot.de/2011/03/facts-boiling-water-reactor-dry-well.html>, 2011
- /DEV 05/ Devesa, G., Guyonvarh, V., Clouteau, D.: Use of coupling and regulatory methods in Soil-Structure Interaction for nuclear plants, Eurodyn 2005, C. Soize & G.I. Schuëller (eds), Millpress, Rotterdam
- /EDF 16/ Électricité de France: Code_Aster Manual, <http://www.code-aster.org/spip.php>, 2016
- /EIS 93/ Eisert, P., Gruner, P., Kuntze, W.M.: Estimation of PWR lower head failure times using the method ASTOR
Beitrag zur SMIRT 12 Conference, Stuttgart, August 1993
- /ENO 08/ Eno, D. R., Young, G. A.: A Unified View of Engineering Creep Parameters, Proceedings of the 2008 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, 2008
- /ESM 03/ Esmaili, H., Khatib-Rahbar, M., Yuan, Z.: The Probability of High Pressure Melt Ejection-Induced Direct Containment Heating Failure in Boiling Water Reactors with Mark I Design, Energy Research, Inc., ERI/NRC 03-204, 2003
- /ESM 05/ Esmaili, H., Khatib-Rahbar, M., Yuan, Z.: The Probability of High Pressure Melt Ejection Induced Direct Containment Heating Failure in Boiling Water Reactors with Mark I Design, NURETH-11, Avignon, 2005
- /EVE 71/ Everhart, J.: Engineering properties of nickel and nickel alloys, Metallurgical Engineer, Westfield, New Jersey, 1971
- /FRE 06/ Frey, W., von Linden, J., Piljugin, E.: Erprobung und Bewertung der Methoden einer PSA für SWR Anlagen der Baulinie 69 nach Stand von Wissenschaft und Technik (PSA SWR 69), GRS-A-3291, 2006
- /GAR 87/ Garrison, W. R., Moody, N. R.: Ductile Fracture, Journal of Physics and Chemistry of Solids, Vol. 48, pp. 1035-1074, 1987

- /GAO 09/ Gao, X., Zhang, G., Roe, C.: A study on the effect of the stress state on ductile fracture, International Journal of Damage Mechanics, June 2009
- /GAU 12/ Gauntt, R. et. al.: Fukushima Daiichi Accident Study (Status as of April 2012), Sandia National Laboratories, SAND2012-6173, 2012
- /GAU 14/ Gauntt, R., Kalinich, D., Cardoni, J., Phillips, J.: MELCOR Simulations of the Severe Accident at the Fukushima Daiichi Unit 1 Reactor, Nuclear Technology, Vol. 186, 2014
- /GOY 10/ Goyal S., et al.: Fatigue Ratcheting Investigation on Pressurized Elbows made of SS304LN, Proceedings of the ICTACEM Conference, 2010
- /GOY 13/ Goyal S., et al.: Low Cycle Fatigue and Cyclic plasticity Behavior of Indian PHWR/AHWR Primary Piping Material, Procedia Engineering, Vol. 55, pp. 136-143, 2013
- /GRE 94/ Grebner, H., Höfler, A., Sievers, J., Beliczey, S., Liu, X.: Finite-Elemente-Strukturmodelle zur Simulation der Verformung und Beanspruchung einer DWR-Primärkreislaufschleife unter außergewöhnlichen Belastungen, Zwischenbericht zum Vorhaben RS 940, GRS-A-2176, GRS mbH, Juni 1995
- /GRE 95/ Grebner, H., Höfler, A., Schimpfke, T.: Status der Entwicklung und Verifizierung der FE-Modelle im Vorhaben Struktursimulation, Bericht zum Vorhaben RS 940, GRS-A-2260, GRS mbH, Juni 1995
- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle, Abschlussbericht zum Vorhaben RS 1039, GRS-A-2678, GRS mbH, Juni 1999
- /GRE 01/ Grebner, H., Eisert, P., Sievers, J.: Grenzbelastbarkeit einer DWR-Kühlkreislaufschleife bei einem Kernschmelz-Szenario mit hoher Temperatur und hohem Druck, Bericht zum Vorhaben SR 2306, GRS-A-2912, GRS mbH, März 2001
- /GRS 90/ Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B, Verlag TÜV Rheinland, 1990

- /GRS 97/ Bericht zu Verschiebungswegemessungen am Primärkreis einer Konvoi-Anlage, internes Dokument, GRS mbH, März 1997
- /GRS 01/ Bewertung des Unfallrisikos fortschrittlicher Druckwasserreaktoren in Deutschland, GRS-175, ISBN 3-931995-43-7, 2001
- /GRS 11/ Ableitung von Materialparametern für ADINA-Materialmodelle der Stähle X10CrNiNb18-9 und 20MnMoNi5-5 auf Basis gemessener Daten, interne Technische Notiz, 2011
- /GRS 12/ Vereinfachte Analysemethoden zur Integritätsbewertung von Rohrleitungen unter Belastungen infolge von Kernschmelz-Szenarien, GRS-V-RS1185 – 3/2012, 2012
- /GRS 15/ Unfallablauf | Radiologische Folgen, 4. Auflage, GRS gGmbH, GRS-S-55, 2015
- /GUT 11/ Gutierrez, B.: Soil-Structure Interaction Report, U.S. Department of Energy, July 2011, <http://www.hss.energy.gov/deprep/2011/TB11L29A.PDF>
- /HAL 98/ Halbritter, A. L., Krutzik, N. J., Boyadjiev, Z., Katona: Dynamic analysis of VVER type nuclear power plants using different procedures for consideration of soil-structure interaction effects, Nuclear Engineering and Design 182 (1998) 73–92
- /HAN 81/ Hancock, J.W., Brown, D.K.: On the role of strain and stress state in ductile failure, Department of Mechanical Engineering, University of Glasgow, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 31, pp. 1-24, 1981
- /HEC 17/ Heckmann, K., C. Bläsius, J. Sievers: PROST Documentation. GRS-P-7 Vol. 1-4, 2017
- /HEC 16/ Heckmann, K., Bläsius, C., Bahr, L., Sievers, J.: WinLeck Documentation, GRS-P-6 Vol. 1-2, 2016

- /HOE 96/ Höfler, A., Grebner, H., Liu, X., Schimpfke, T., Beliwey, S., Sievers, J.: Numerische Simulation des strukturmechanischen Verhaltens der Komponenten einer DWR- Kühlkreislaufschleife unter außergewöhnlichen Belastungen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS 940, GRS-A-2355, GRS mbH, März 1996
- /HOL 09/ Holtschoppen, B.: Beitrag zur Auslegung von Industrieanlagen auf seismische Belastungen
Doktorarbeit, RWTH Aachen, 2009
- /HSS 11/ Office of Health, Safety and Security: SASSI Software Problem – Operating Experience Level 3, http://www.hss.doe.gov/sesa/analysis/oel/OE-3_2011-02.pdf
- /IAE 14/ The Fukushima Daiichi Accident, Report by the Director General, IAEA, GC(59)/14, 2014
- /JOH 85/ Johnson, G. R., Cook, W. H.: Fracture characteristic of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, pp. 31-48, 1985
- /JOH 07/ Johnson, J. J., Short, S. A., Hardy, G. S.: Modeling Seismic Incoherence Effects on NPP Structures: Unifying CLASSI and SASSI Approaches, Transactions, SMiRT 19, Toronto, August 2007, Paper # K05/5
- /JUF 84/ Ju, F. D., Butler, A.: Review of Proposed Failure Criteria for Ductile Materials, NUREG/CR-3644, Los Alamos National Laboratory, 1984
- /KAU 78/ Kausel, E., Whitman, R. V., Morray, J. P., Elsabee, F.: The spring method for embedded foundations, Nuclear Engineering and Design 48 (1978) 377-392
- /KAS 15/ Kasahara, N., Nakamura, I., Machida, H., Nakamura, H.: Identification of failure modes under design extension conditions, Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45381, Boston 2015

- /KFA 85/ Rödiger, M., Penkalla, H. J., Franzke, K., Schubert, F., Nickel, H.: Untersuchungen an Rohrproben aus INCOLOY 800 H bei einachsiger und mehrachsiger Beanspruchung, Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Februar 1985
- /KOM 12/ Kompetenzverbund Kerntechnik, Nukleare Sicherheitsforschung, Neuorientierung an den aktuellen energiepolitischen Rahmenbedingungen, Revision 2, Juli 2012
- /KRI 03/ Krieg, R., Seidenfuß, M.: Limit Strains for Severe Accident Conditions (LISSAC), Final Report, 5th Euratom Framework Program, 1998-2002
- /KRI 04/ Krieg, R.: Failure strains and proposed limit strains for a reactor pressure vessel under severe accident conditions, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Nuclear Engineering and Design, Vol. 235, pp. 199-212, 2004
- /KTA 13/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3201.2: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung November 2013
- /KTA 16/ Sicherheitstechnische Regel des KTA 3401.2: Reaktorsicherheitsbehälter aus Stahl, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung November 2016
- /KUR 12/ Kurokawa, K. et al.: The official report of the Fukushima Nuclear Accident Independent Investigation Commission, The National Diet of Japan, 2012
- /LAN 83/ Lange, G.: Systematische Beurteilung technischer Schadensfälle, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., 3. Auflage, DGM Verlag, 1983
- /LAR 52/ Larson, F. R., Miller, J.: A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses, Trans. ASME, 1952
- /LIN 14/ Linn, S., Scholz, A., Michelfeit, S., Schwienheer, M., Oechsner, M., Klenk, A.: Evaluation of Extrapolation Methods for Creep and Creep Rupture Data, Proceedings of the 3rd International ECCO-Creep & Fracture Conference, Rom, 2014

- /LEE 15/ Lee, R.: Thoughts on Fukushima Forensic on BWR Accident Analysis, Präsentation auf dem Technical Meeting on Post-Fukushima Research and Development Strategies and Priorities, Wien, 2015
- /LEM 96/ Lemaitre, J.: A Course on Damage Mechanics, ISBN 3-540-60980-6, 2nd edition Springer-Verlag, 1996
- /LIU 13/ Liu, M., Ishiwatari, Y., Okamoto, K.: Estimation of the Depressurization Process of Fukushima Daiichi NPP Unit 1, Japanese J. Multiphase Flow, Vol. 27, No. 3, pp. 298-305, 2013
- /LIU 14/ Liu, M., Ishiwatari, Y., Okamoto, K.: Estimation of the Depressurization Process of Fukushima Daiichi NPP Unit 1 with SAMPSON, Nuclear Technology, Vol. 186, 2014
- /LOU 12/ Lou, Y., Huh, H.: Evaluation of ductile fracture criteria in a general three-dimensional stress state considering the stress triaxiality and the lode parameter, Acta Mechanica Sinica, Vol. 26, 2012
- /MAN 53/ Manson, S. S., Brown, W. F.: Time-temperature stress relations for correlation and extrapolation of stress rupture data, Proc. ASTM, Vol. 53, pp. 683-719, 1953
- /MAR 97/ Maresca, G., Milella, P. P., Pino, G.: A critical review of triaxiality based failure criteria, ANPA, Rom, März 1997
- /MAR 99/ Marshall, A., Farrar, J.: Matching consumables for type 800 alloys Development history, metallurgy and performance, 1999
- /MAT 08/ Cardarelli, F.: Materials Handbook, 2nd edition, Springer-Verlag, 2008
- /MAY 15/ Interne Kommunikation mit Herrn G. Mayer zu Zwischenergebnissen aus RS1529, Dezember 2015
- /MCC 68/ McClintock, F. A.: A criterion of ductile fracture by the growth of holes, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 363-371, 1968

- /MEL 00/ Sandia National Laboratories: MELCOR Computer Code Manuals, Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, 2000
- /MER 02/ Merilo, M.: Steam Generator Tube Integrity Risk Assessment, Electric Power Research Institute, Report 1006593, 2002
- /MIL 14/ Mildenberger, O.: Overview on the accident at the Fukushima Daiichi NPP, Präsentation im Rahmen des enstti Workshops am 3. November, 2014
- /MIS 11/ MISS, Modélisation de l'Intéraction Sol Structures, <http://www.mssmat.ecp.fr/-MISS,018->
- /MON 56/ Monkman, F. C., Grant N. J.: An Empirical Relationship Between Rupture Life and Minimum Creep Rate in Creep Rupture Tests. Proc. ASTM, 1956
- /MOR 15/ Moreau, F., Mathon, C.: Problem statement of the MECOS#1 Benchmark, Data for elbow computation, July 2015
- /MPA 88/ Versuche zum Versagen einer Hauptkühlmitteleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck, Abschlussbericht zum Vorhaben 15007712, Mai 1988
- /MPA 91/ Abschlussbericht zum Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr. 1500806 Untersuchung der Materialeigenschaften unter auslegungsüberschreitenden Bedingungen, Berichtsnummer 8705 00 000, MPA-Stuttgart, März 1991
- /MPA 99/ Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsialer Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400°C bis 1000°C, Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben Nr. 1501010, MPA Stuttgart, Juli 1999
- /MPA 05/ Beschreibung des Kurzzeitstandverhaltens bei auslegungsüberschreitenden Temperaturen bis 1200°C auf der Basis von Schädigungsmechanismen, Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben Nr. 1501257, MPA Stuttgart, September 2005

- /MPA 09/ Schütt, T., Stumpfrock, L., Völling, A., Bleck, W.: Anwendbarkeit technischer Ersatzkennwerte für duktile Rissinitiierung in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes, Abschlussbericht Vorhaben Nr. 1501302, MPA Universität Stuttgart / IEHK RWTH Aachen, März 2009
- /MPA 13/ MPA Universität Stuttgart: Schädigungsmechanische Modellierung des Resttragvermögens von geschädigten Dampferzeugerheizrohren, BMU-Vorhaben 3610R01385, Abschlussbericht, Juli 2013
- /MPA 16/ MPA Universität Stuttgart: Unterstützende Arbeiten in Bezug auf Materialmodelle, Materialdaten und Versagenskriterien bei Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Komponenten unter auslegungsüberschreitenden Belastungen, Ergebnisdokumentation zum Unterauftrag im Rahmen von RS1520, 2016
- /NAI 13/ Naitoh, M., Mizouchi, H., Hirakawa, K., Takahashi, A., Pellegrini, M., Okada, H.: Analysis of the Fukushima Daiichi Nuclear Accident by Severe Accident Analysis Code SAMPSON, ERMSAR-2013, Avignon, 2013
- /NAI 15/ Naitoh, M.: Major Influential Phenomena on the Accident Progressions of Fukushima Daiichi NPP, <http://www-pub.iaea.org/iaeameetings/cn235p/Session3/S3-4-Masanori-Naitoh.pdf>, 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
- /NMD 16/ New Mexico Digital Collections, UNM Libraries Exhibition, Nuclear Engineering Wall Charts, <http://econtent.unm.edu/cdm/search/collection/nuceng>, 2016
- /OGA 15/ Ogawa, H., Machida, H., Kasahara, N.: Analytical study on failure mechanisms by extreme loadings under design extension conditions, Proceedings of the ASME 2015 PVP Conference, PVP2015-455553, 2015

- /OHC 07/ Oh, C. K., Kim, Y. J., Baek, J. H., Kim, W.: Development of stress-modified fracture strain for ductile failure of API X65 steel, *International Journal of fracture*, Vol. 143, pp. 119-133, 2007
- /OKA 15/ Okamoto, K.: Challenge on Severe Accident Simulation, The University of Tokyo, Präsentation vom 9. September, 2015
- /PEL 15/ Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant – Phase 1, Final report, März 2015
- /PIT 08/ Pitilakisa, D., Dietz, M., Muir Wood, D., Clouteau, D., Modaressi, A.: Numerical simulation of dynamic soil–structure interaction in shaking table testing, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 28 (2008) 453–467
- /RAH 06/ Rahman, S. M.: Finite Element Analysis and related numerical schemes for ratcheting simulation, Dissertation, North Carolina State University, Civil Engineering Department, 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
- /RIC 69/ Rice, J. R., Tracey, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of Physics and Mechanics of Solids*, Vol. 17, pp. 201-217, 1969
- /ROE 85/ Rödiger, M., Penkalla, H. J., Franzke, K., Schubert, F., Nickel, H.: Untersuchungen an Rohrproben aus INCOLOY 800 H bei einachsiger und mehrachsiger Beanspruchung, Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Februar 1985
- /ROE 12/ Rösler, J, Harders, H, Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 4. Auflage, ISBN 978-3-8348-1818-8, Springer Vieweg, 2012

- /ROY 05/ Roy, A., Virupaksha, V., Yelavarthi, J.: Use of Alloy 800H as a Heat-Exchanger Material, AIChE Annual Meeting and Fall Showcase 7952-7957, 2005
- /SAD 09/ Sadegh-Azar, H., Garg, A.: Bautechnische Auslegung von Kernkraftwerken für Erdbeben, atw – International Journal for Nuclear Power, 54. Jg, Heft 12, 753-759, 2009
- /SAL 16/ The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation, <http://www.salome-platform.org/>, 2016
- /SAN 15/ Sancaktar, S., Salay, M., Iyengar, R.: Consequential SGTR Analysis for Westinghouse and Combustion Engineering Plants with Thermally Treated Alloy 600 and 690 Steam Generator Tubes, Draft Report for Comment , US-NRC, NUREG-2195, 2015
- /SCH 70/ Schwaigerer, S.: Festigkeitsberechnungen von Bauelementen des Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbaues, 2. Auflage, Springer Verlag, 1970
- /SCH 96/ Schlüter, N., Grimpe, F., Bleck, W., Dahl, W.: Modelling of the damage in ductile steels, Computational Materials Science, Vol. 7, pp. 27-33, 1996
- /SCH 98/ Schiffmann, R., Bleck, W., Dahl, W.: The influence of strain history on ductile failure of steel, Computational Materials Science 13, pp. 142-147, 1998
- /SCH 99/ Schaaf, K., Sievers, J., Müller, C.: Entwicklung und Verifikation von Modellen zur Beschreibung der Wechselwirkung Debris-Reaktordruckbehälterwand, GRS-A-2749, 1999
- /SCH 16/ Schuler, X.: Quantifizierung der Grenztragfähigkeit mechanischer Komponenten bei multiplen Störfallbelastungen auf der Grundlage eines schädigungsmechanisch basierten Grenzdehnungskonzepts, Förderkennzeichen 1501474, Halbjahresbericht 1, 2016

- /SIE 14/ Sievers, J., Bahr, L., Arndt, J., Heckötter, C., Grebner, H.: Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Bestimmung des strukturdynamischen Verhaltens von Containmentstrukturen, Abschlussbericht RS1197, November 2014
- /SIE 15/ Sievers, J., Heckmann, K., Bläsius, C.: Bewertung von Methoden zur Berechnung von Leckraten für druckführende Komponenten mit rissartigen Lecks, Abschlussbericht zum Vorhaben 3613R01332, GRS-369, Juni 2015
- /SIE 17a/ Sievers, J., Arndt, J., Bläsius, C.: Components and Structures under Severe Accident Loading (COSSAL), Questionnaire (Task 2), Topic: Engineering Models, Material Properties and Failure Criteria used for Integrity Assessment of Steel Components under Severe Accident Loading, Interim Report, February 2017
- /SIE 17b/ Sievers, J., Arndt, J., Bläsius, C.: Components and Structures under Severe Accident Loading (COSSAL), First Benchmark study (Task 3), Topic: Large scale test with a pipe (DN 700) under high temperature and pressure loads with failure due to creep / plastification, Interim Report, March 2017
- /SIM 11/ Simatos, A., Krätschmer, D., Herter, K. H.: Dehnkriterien für strukturemechanische Nachweise bei druckführenden Komponenten, 37. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 2011
- /SMC 04/ Special Metals Corp.: Datenblatt INCOLOY® alloy 800H, 2004
- /SPA 09/ Spaniel, M. et al.: Remaining load carrying capacity of pipes with areal surface defects, Proceedings of the ASME PVP 2009, Prague, Czech Republic, July 2009
- /SPE 12/ Spengler, C., et al.: Weiterentwicklung der Rechenprogramme COCOSYS und ASTEC, Abschlussbericht RS1185, GRS-A-3654, GRS gGmbH, August 2012
- /SPI 94/ Spindler, M. W.: The multiaxial creep of austenitic stainless steels, Nuclear Electric Report TIGM/REP/0014/94, 1994

- /SPI 04/ Spindler, M. W.: The multiaxial and uniaxial creep ductility of type 304 steel as a function of stress and strain rate, 2004
- /STE 77/ Stehle, H., Steinberg, E., Tenckhoff, E.: Mechanical Properties Anisotropy and Microstructure of Zircaloy, Zirconium in the Nuclear Industry, Proc. of the Third International Conference of American Society for Testing and Materials (ASTM), pp. 486-507, 1977
- /STE 14/ Steinrötter, T. et al.: Fortschrittliche Methoden und Werkzeuge für probabilistische Sicherheitsanalysen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1198, GRS-A-3743, GRS mbH, 2014
- /SWI 52/ Swift, H. W.: Plastic Instability under plane stress, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 1, pp. 1-18, 1952
- /TEP 12/ Fukushima Nuclear Accident Analysis Report, Tokyo Electric Power Company, 2012
- /TEP 16/ Plant specifications of Unit 1, Information Portal for the Fukushima Daiichi Accident Analysis and Decommissioning Activities, https://fdada.info/docdata/accident_analysis/PS-Unit1-01.pdf, 2016
- /TUN 07/ Tuñón-Sanjur, L., Orr, R. S., Tinic, S., Ruiz, D. P.: Finite element modeling of the AP1000 nuclear island for seismic analyses at generic soil and rock sites, Nuclear Engineering and Design, Volume 237, Issues 12-13 (2007) 1474-1485.
- /VDI 08/ Wärme- und Kälteschutz in betriebstechnischen Anlagen und in der Technischen Gebäudeausrüstung, Verein Deutscher Ingenieure, Richtlinienreihe, 2008
- /VGB 09/ Qualitätsstatus von Dampferzeuger-Heizrohren in deutschen DWR-Anlagen, Vortrag des VGB PowerTech im RSK-Ausschuss „Druckführende Komponenten und Werkstoffe“, März 2009
- /VOL 11/ Voltaire, F., EDF: persönliche Korrespondenz, 2011

- /WAL 02/ Walter, M.: Mechanische und fraktographische Charakterisierung des niedrigaktivierbaren Chromstahls F8H-mod im spröd-duktilen Übergangsbereich, Dissertation, Forschungszentrum Karlsruhe, 2002
- /WIL 05/ Willschütz, H. G.: Thermomechanische Modellierung eines Reaktordruckbehälters in der Spätphase eines Kernschmelzunfalls, Dissertation, Forschungszentrum Dresden-Rossendorf, September 2005
- /WIL 08/ Wilshire, B., Scharning P. J.: Prediction of long term creep data for forged 1Cr-1Mo-0.25V steel, Materials Science and Technology, Vol. 24, 2008
- /WRI 10/ Wright, J. K. et al.: Characterization of Elevated Temperature Properties of Heat Exchanger and Steam Generator Alloys, INL/CON-10-19002, HTR 2010, Idaho National Laboratory, 2010
- /XUQ 13/ Xu, Q., Lu, Z., Barrans, S.: A Review of Creep Deformation and Rupture Mechanisms of Cr-Mo Alloy for the Development of Creep Damage Equations under Lower Stress, Journal of Communication and Computer, Vol. 10, pp. 1219-1228, 2013
- /YAO 07/ Yao, H., Xuan, F., Wang, Z., Tu, S.: A review of creep analysis and design under multi-axial stress states, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, pp. 1969-1986, 2007
- /YAT 00/ Yatomi, M., O'Dowd, N. P., Nikbin, K. M.: Modelling of damage development and failure in notched bar multiaxial creep tests, Imperial College London, 2000

Abkürzungen

ASTOR	Approximated Structural Time of Rupture
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BSAF	Benchmark Study of the Accident at Fukushima Daiichi NPP
CAD	Computer Aided Design
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
COSSAL	Components and Structures under Severe Accident Loading
DE	Dampferzeuger
DEH	Dampferzeugerheizrohr
DFU	Druckführenden Umschließung
DH	Druckhalter
DWR	Druckwasserreaktor
FDL	Frischdampfleitung
FE	Finite Elemente
HKL	Hauptkühlmittelleitung
IGES	Initial Graphics Exchange Specification
IRM	Intermediate Range Monitor
KKW	Kernkraftwerk
KTA	Kerntechischer Ausschuss
MCDET	Monte Carlo Dynamic Event Tree
MECOS	Metallic Component Margins under High Seismic Loads
NEA	Nuclear Energy Agency
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development
RDB	Reaktordruckbehälter

RSK	Reaktorsicherheitskommission
SB	Sicherheitsbehälter
S&E	Sicherheits- und Entlastungsventile
SNL	Sandia National Laboratories
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
SRM	Source Range Monitor
STEP	Standard for the Exchange of Product Model Data
SUSA	Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses
SWR	Siedewasserreaktor
VAL	Volumenausgleichsleitung

Abbildungsverzeichnis

Abb. 4.1	Einteilung der Versagensmodi für auslegungsüberschreitende Belastungen angelehnt an /KAS 15/	17
Abb. 4.2	Untersuchung zur Streuung der Versagensdehnung /KRI 03/.....	22
Abb. 4.3	Schematische Darstellung eines technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms	25
Abb. 4.4	Idealisiertes Verformungsmechanismen-Diagramm /ROE 12/	29
Abb. 4.5	Idealisiertes Bruchmechanismen-Diagramm /ROE 12/	29
Abb. 4.6	Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen (Vergrößerungen 10, 200) einer Warmzugversuchsprobe bei 700°C des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 /MPA 05/.....	42
Abb. 4.7	Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs 20MnMoNi5-5	43
Abb. 4.8	Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs 22NiMoCr3-7	44
Abb. 4.9	Mechanische Kennwerte des Werkstoffs Alloy 800H /MPA 16/.....	44
Abb. 4.10	Errechnete temperaturabhängige Versagensdehnung des Werkstoffs Alloy 800H	45
Abb. 5.1	Kühlkreislaufschleife eines DWR vom Typ Konvoi	47
Abb. 5.2	Geometriemodell der DWR-Kühlkreislaufschleife in ANSYS Mechanical	48
Abb. 5.3	Basisvernetzung der DWR-Kühlkreislaufschleife in ANSYS Mechanical	49
Abb. 5.4	Anpassung der Kriechdehnraten für den Werkstoff 20MnMoNi5-5.....	51
Abb. 5.5	Anpassung der Kriechdehnraten für den Werkstoff X10CrNiNb18-9.....	51
Abb. 5.6	Orte der Verschiebungswegemessung an einer Vor-Konvoi- Anlage /HOE 96/.....	53
Abb. 5.7	Orte der Verschiebungswegemessung an einer Konvoi- Anlage /GRE 99/.....	53
Abb. 5.8	Gesamtmodell des Heizrohrs mit dem kleinsten Biegeradius.....	56

Abb. 5.9	Experimentell an Proben aus Originalbauteilen ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven /MPA 13/	58
Abb. 5.10	Elastoplastische Eigenschaften von Alloy 800H /SMC 04/	58
Abb. 5.11	Konstruierte Spannungs-Dehnungs-Kurven von Alloy 800 (mod.)	59
Abb. 5.12	Spannungs-Dehnungs-Kurven von Alloy 800H /WRI 10/	59
Abb. 5.13	Spannungsabhängigkeit inter- bzw. extrapoliertes Kriechdehnrate basierend auf verfügbaren experimentellen Daten für Alloy 800H.....	60
Abb. 5.14	Inter- bzw. Extrapolation einer Kriechdehnratekurve für Alloy 800H (900 °C) basierend auf verfügbaren experimentellen Daten.....	61
Abb. 5.15	Spannungsabhängigkeit inter- bzw. extrapoliertes Kriechdehnrate basierend auf verfügbaren experimentellen Daten für Alloy 800H.....	61
Abb. 5.16	Versagenszeitfläche des Dampferzeugerheizrohrs (ohne Schädigung)	63
Abb. 5.17	Versagenszeiten der DEH (Schädigungsstufe 0 %) für den Differenzdruck 16,1 MPa (Sekundärseite druckentlastet).....	68
Abb. 5.18	Versagenszeiten der DEH (Schädigungsstufe 20 %) für den Differenzdruck 16,1 MPa (Sekundärseite druckentlastet).....	68
Abb. 5.19	Vergleich der Versagenszeiten der DEH für die Schädigungsstufen 0 % – 20 % (Geradenanpassung, Differenzdruck 16,1 MPa)	69
Abb. 5.20	Vergleich der Versagenszeiten der DEH für die Schädigungsstufen 0 % – 20 % (Parabelanpassung, Differenzdruck 16,1 MPa).....	69
Abb. 5.21	Vergleich der berechneten Versagenszeiten mit LM- Parametersätzen der GRS und aus der Literatur (Betriebsdruck 16,1 MPa).....	70
Abb. 5.22	Vergleich der Abhängigkeiten des LM-Parameters von der Nennspannung für Alloy 800mod (GRS) mit Alloy800H aus /MPA 16/	71
Abb. 6.1	Geometrie des Versuchskörpers /MPA 88/	73
Abb. 6.2	Innendruck während des Experiments /MPA 88/.....	74
Abb. 6.3	Gemessene Temperatur an den Sensoren entlang der axialen Symmetrieebene /MPA 88/	75
Abb. 6.4	Gemessene radiale Verschiebung und entsprechende durchschnittliche Dehnung an den Sensoren entlang der axialen Symmetrieebene /MPA 88/	76

Abb. 6.5	Gemessene axiale Verschiebung und entsprechende durchschnittliche Dehnung im Bereich der Symmetrieebene /MPA 88/.....	76
Abb. 6.6	Testkörper nach dem Versagen /MPA 88/	77
Abb. 6.7	Simulierter Ausschnitt als Teil des Gesamtrohrs.....	78
Abb. 6.8	Vernetzung des 2D-Modells.....	78
Abb. 6.9	Randbedingungen für die strukturmechanische Rechnung	79
Abb. 6.10	Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Randbedingungen	80
Abb. 6.11	Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Randbedingungen	81
Abb. 6.12	Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen im Bereich bis etwa 10000 s	82
Abb. 6.13	Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Wandstärken	83
Abb. 6.14	Vergleich der radialen Aufweitung zwischen Experiment und 2D-Nachrechnungen mit unterschiedlichen Druckniveaus.....	84
Abb. 6.15	Oberflächentemperatur zum Zeitpunkt des Versagens	85
Abb. 6.16	Randbedingungen des 3D-Analysemodells	85
Abb. 6.17	Vergleich zwischen Simulationen und Experiment für die maximale radiale Aufweitung	86
Abb. 6.18	Falschfarbendarstellung der Vergleichskriechdehnung kurz vor Versagen mit Darstellung der Verformung im Originalverhältnis	87
Abb. 6.19	Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei ± 0 mm axialer Länge	87
Abb. 6.20	Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei +850 mm axialer Länge	88
Abb. 6.21	Vergleich zwischen Simulation und Experiment für die radiale Aufweitung bei -1050 mm axialer Länge	88
Abb. 6.22	Vergleich der axialen Aufweitung zwischen Experiment und 3D-Nachrechnungen an unterschiedlichen Umfangspositionen.....	89

Abb. 6.23	Vergleich der Belastungen im Großversuch bei Versagen mit experimentellen Daten zu Kriechdehnraten (schwarz) und extrapolierten Daten (grau)	90
Abb. 6.24	Temperaturverläufe druckführender Komponenten während eines postulierten Station-Blackouts mit Kernschmelz-Szenario	92
Abb. 6.25	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen aus SR 2306 /GRS 01/ und der Nachrechnung	93
Abb. 6.26	Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen	94
Abb. 6.27	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen aus SR 2306 /GRS 01/ und Nachrechnung mit Einbezug großer Verformungen.....	95
Abb. 6.28	Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen mit Berücksichtigung großer Verformungen.....	95
Abb. 6.29	Verlauf der adiabaten Temperaturerhöhung für den betrachteten Fall des an den RDB angrenzenden Geradrohrstücks.....	97
Abb. 6.30	Lagerung eines Dampferzeugers mit Anschlagpratzen und gedämpften Anschlägen zur Abstützung bei Erdbeben.....	98
Abb. 6.31	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen den Ergebnissen ohne und mit Blockierung der Wärmeausdehnung.....	99
Abb. 6.32	Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei totaler Blockierung der Wärmeausdehnung zum Zeitpunkt 20340 s (100-fach überhöhte Verformung)	99
Abb. 6.33	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Nachrechnungen ohne und mit Einbezug von Kriecheffekten.....	100
Abb. 6.34	Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen mit Einbezug großer Verformungen und von Kriecheffekten.....	101
Abb. 6.35	Falschfarbendarstellung von Kriechdehnung und plastischer Dehnung sowie Verformungen an der Versagensstelle /BRU 13/	101
Abb. 6.36	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Hauptkühlmittelleitung und Volumenausgleichsleitung.....	102
Abb. 6.37	Falschfarbendarstellung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen der Volumenausgleichsleitung (Versagen der HKL unterdrückt)	103

Abb. 6.38	Falschfarbendarstellung der durch Gravitation hervorgerufenen Spannungen bei Raumtemperatur	104
Abb. 6.39	Falschfarbendarstellung des Maximums der durch thermische Dehnung hervorgerufenen Spannungen bei ca. 9840 s	105
Abb. 6.40	Falschfarbendarstellung der durch thermische Dehnung hervorgerufenen Spannungen gegen Ende der Transiente.....	105
Abb. 6.41	Falschfarbendarstellung der durch den Innendruck hervorgerufenen Spannungen bei Raumtemperatur	106
Abb. 6.42	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen verschiedener Detaillierungsgrade für die HKL	107
Abb. 6.43	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen verschiedener Detaillierungsgrade für die VAL	107
Abb. 6.44	Vereinfachtes rotationssymmetrisches Rohrmodell der Hauptkühlmitteleitung mit Berücksichtigung der Plattierung	108
Abb. 6.45	Vergleich der Gesamtvergleichsdehnung zwischen Modellen mit und ohne Berücksichtigung der Plattierung.....	109
Abb. 6.46	Falschfarbendarstellung der Spannungsverteilung im unteren Abschnitt eines geschädigten Dampferzeugerheizrohrs.....	110
Abb. 6.47	Falschfarbendarstellung der Spannungsverteilung in Details der Dampferzeugerkalotte (Mannloch und Entwässerungsstutzen).....	110
Abb. 6.48	Schematische Darstellung der Umlaufströmung aus /MER 02/	114
Abb. 6.49	Nodalisierung des ATHLET-Modells /MAY 15/.....	114
Abb. 6.50	Verlauf der Komponententemperaturen /MAY 15/.....	115
Abb. 6.51	Anpassung der Innenseite des Modells der Hauptkühlmitteleitung.....	116
Abb. 6.52	Temperaturverteilung zum Zeitpunkt 13200 s	116
Abb. 6.53	Falschfarbendarstellung des Gesamtvergleichsdehnungsverlaufs bei Versagen (10-fach überhöhte Darstellung der Verformung)	117
Abb. 6.54	Verlauf der Gesamtvergleichsdehnungen des DEHEIRO für verschiedene Szenarien im Vergleich zur HKL	118
Abb. 7.1	Schnittzeichnung einer mit Block 1 baugleichen Anlage /NMD 16/	119
Abb. 7.2	Übersicht über die Kernkühlung und Wassereinspeisung in den Blöcken 1, 2 und 3 /MIL 14/	120

Abb. 7.3	Schematische Darstellung der Druckbarriere und des Containments /DAV 11/	122
Abb. 7.4	Schematische Darstellung des Verlaufs der Druckbarriere der SRM- und IRM-Instrumentierung	123
Abb. 7.5	Übersicht über die errechneten RDB-Druckverläufe in BSAF /PEL 15/.....	124
Abb. 7.6	Schematische Darstellung der Kerninstrumentierung, Positionen der SRM (S), IRM (X) und PRM (O) im Reaktorkern von Block 1 /LIU 13/ ...	128
Abb. 7.7	Foto aus der baugleichen Anlage Peach Bottom aus /LEE 15/ (SRM links im Vordergrund).....	129
Abb. 7.8	Schematische Darstellung von BE-Querschnitten mit Position eines SRM im Zentrum zwischen 4 BE /LEE 15/	129
Abb. 7.9	Errechneter Temperaturverlauf des oberen Plenums (Block 3) /BAN 16/	130
Abb. 7.10	2D-FE-Modell für die Position eines SRM/IRM	131
Abb. 7.11	Verlauf der Differenztemperatur zwischen Brennstäben und SRM/IRM.....	132
Abb. 7.12	FE-Modell der SRM/IRM.....	133
Abb. 7.13	Verformungsbild des Modells der SRM/IRM während des ersten nicht mehr konvergierenden Zeitschritts	134
Abb. 7.14	Verlauf von Druck und Temperatur aus /GAU 12/ und /BAN 14/ sowie die im Rahmen von RS1520 errechnete Versagenszeit	136
Abb. 7.15	S&E-Ventile des Herstellers Target Rock (oben), Crosby (unten links) und Bopp & Reuther (unten rechts) /CUR 17/, /BIX 93/, /BOP 16/.....	137
Abb. 8.1	Errechnung des Schadensinkrements in der Versagenszeitfläche	139
Abb. 8.2	Grafische Benutzeroberfläche von ASTOR.....	140
Abb. 8.3	Schema einer möglichen Kopplung mit ATHLET	142
Abb. 8.4	Schematische Darstellung der Methode FAST	143
Abb. 8.5	Berechneter Verlauf des Schadensparameters nach Larson-Miller.....	145
Abb. 8.6	Gemessene und berechnete radiale Deformation des Rohrs	146
Abb. 8.7	Übersicht der Vor- und Nachteile der einzelnen Methoden	147

Abb. 9.1	Vergleich der radialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen.....	155
Abb. 9.2	Vergleich der radialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen (Zeitbereich kurz vor dem Versagen).....	156
Abb. 9.3	Vergleich der axialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen während der Anfangsphase.....	157
Abb. 9.4	Vergleich der axialen Verschiebungen zwischen Experiment und Simulationen (Zeitbereich kurz vor dem Versagen).....	157
Abb. 9.5	Abhängigkeit des Verlaufs der radialen Verschiebungen von der Wandstärkenänderung (Zeitbereich kurz vor Versagen)	159
Abb. 9.6	Abhängigkeit des Verlaufs der radialen Verschiebungen von der Variation des Druckniveaus (Zeitbereich nahe Versagen).....	160
Abb. 10.1	Teilprobleme der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung bei Erdbebenlast (nach /SAD 09/)	166
Abb. 10.2	Geschnittenes FE-Modell des DWR-Reaktorgebäudes und des Bodens mit grober Struktur (links) der Schalenelemente und verfeinerter Struktur der Schalenelemente (rechts).....	168
Abb. 10.3	Modell des DWR-Sicherheitsbehälters mit grobem (links) und verfeinertem (rechts) FE-Netz.....	169
Abb. 10.4	Einachsige Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ADINA Beton-Materialmodells /ADI 17/.....	170
Abb. 10.5	Berechneter Zeitverlauf der Beschleunigung	171
Abb. 10.6	Vergleich der x-Verschiebung des verfeinerten Konvoi-Modells zum Transientenzeitpunkt 2,1 s.....	171
Abb. 10.7	Schnitt durch das grobe Konvoi-Modell (Knoten 1332 markiert).....	172
Abb. 10.8	Vergleich der x-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells	173
Abb. 10.9	Vergleich der y-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells	173
Abb. 10.10	Vergleich der z-Verschiebung des Knotens 1332 des groben und des verfeinerten Konvoi-Modells	174
Abb. 10.11	Experiment und schematische Darstellung des experimentellen Aufbaus /MOR 15/	176

Abb. 10.12	Koordinatennetz an der Krümmoberfläche /MOR 15/	177
Abb. 10.13	Halbmodell des Krümmers mit Vernetzung	178
Abb. 10.14	Randbedingungen des Modells.....	179
Abb. 10.15	Vergleich zwischen berechneter und gemessener Durchmesseraufweitung	180
Abb. 10.16	Vergleich des Verlaufs der axialen plastischen Dehnungen zwischen Experiment und Berechnung	181
Abb. 10.17	Vergleich des Verlaufs der plastischen Umfangsdehnung zwischen Experiment und Berechnung	181
Abb. 10.18	Plastische Vergleichsdehnung bei Zyklus 71 für positive (links) und negative (rechts) Auslenkung	183
Abb. 10.19	Vergleichsspannung bei Zyklus 71 für positive (links) und negative (rechts) Auslenkung.....	183

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Zuordnung der Versagensmodi zu ausgewählten Stör- und Unfallszenarien.....	18
Tab. 4.2	Ansätze zum Fitting der Versagensdehnung.....	24
Tab. 5.1	Verschiebung der Messstellen an einer Vor-Konvoi-Anlage.....	54
Tab. 5.2	Verschiebung der Messstellen an einer Vor-Konvoi-Anlage.....	54
Tab. 5.3	Linearelastische Eigenschaften von Alloy 800H /SMC 04/	57
Tab. 5.4	Angenommene Schädigungsstufen und Bauteilgeometrie des Dampferzeugerheizrohres (DEH).....	62
Tab. 5.5	Zusammenstellung von LM-Parametern für verschiedene Werkstoffe	65
Tab. 5.6	Einfluss der Schädigung auf die max. Spannungen an der Innenseite.....	66
Tab. 6.1	Übersicht über die in den verschiedenen Rechnungen verwendeten Randbedingungen bezüglich der Temperatur	79
Tab. 6.2	Vergleich der Versagenszeiten zwischen Experiment und Nachrechnung	82
Tab. 6.3	Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Wanddicken.....	83
Tab. 6.4	Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Druckniveaus.....	84
Tab. 6.5	Vergleich der Versagenszeiten für verschiedene Druckniveaus.....	89
Tab. 7.1	Von-Mises-Beulen für Analogiebetrachtung mit 20MnMoNi5-5	133
Tab. 8.1	Vergleich der Versagenszeiten zwischen Experiment und Nachrechnung	146
Tab. 9.1	Teilnehmer und verwendete Simulationsmethodik.....	154
Tab. 9.2	Vergleich der errechneten Wandstärken bei Versagen	158
Tab. 9.3	Vergleich der errechneten Versagenszeiten	158
Tab. 9.4	Abhängigkeit der Wandstärkenreduktion bei Versagen von der Wandstärkenvariation	160
Tab. 9.5	Abhängigkeit der Wandstärkenreduktion bei Versagen von der Druckvariation.....	161
Tab. 10.1	Verwendete elastische Materialdaten des KONVOI-Reaktorgebäudes	169

Tab. 10.2	Werkstoffdaten für SS 304 LN /MOR 15/	176
Tab. 10.3	Chaboche-Parameter für den Werkstoff SS 304 L aus /RAH 06/	178
Tab. 10.4	Spezifizierte und gemessene Streckgrenze von SS 304 L /MAT 08/, /RAH 06/ und SS 304 LN /MAT 08/, /MOR 15/.....	179
Tab. 10.5	Vergleich zwischen gemessenen und errechneten Dehnungsamplituden.....	182

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

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

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

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

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

www.grs.de