Weiterentwicklung von Analysemethoden zur Bewertung der Komponentenintegrität bei Kernschmelzunfällen unter Einbezug fortschrittlicher Konzepte (WAKIKU)

GRS - 830

Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) gGmbH

Weiterentwicklung von Analysemethoden zur Bewertung der Komponentenintegrität bei Kernschmelzunfällen unter Einbezug fortschrittlicher Konzepte (WAKIKU)

Abschlussbericht

Christoph Bläsius
Jens Arndt
Zhi Yang
Jürgen Sievers

April 2025

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMUKN) unter dem Förderkennzeichen RS1602 durchgeführt.

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

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

GRS - 830
ISBN 978-3-911727-23-5

Deskriptoren

ASTOR, Bewertungsmethoden, C-SGTR, HPME/DCH, In-Vessel Melt Retention, IVMR, Kriechbruch, RDB-Versagen, Sicherheits- und Entlastungsventile, SRV, Unfallanalyse, Werkstoffverhalten

Kurzfassung

Mitigative Maßnahmen auf Sicherheitsebene 4c können organisatorischer und technischer Art sein. Maßnahmen zur Aufrechterhaltung der Barrierenfunktion der Druckführenden Umschließung sind beispielsweise die Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung des RDB (In-Vessel Melt Retention, IVMR) oder die Druckentlastung zur Überführung einer HD-Kernschmelze in den ND-Pfad. Beide Maßnahmen haben in jüngster Vergangenheit eine starke Weiterentwicklung erfahren. Die Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung wird für Reaktoren zunehmend größerer Leistung angewendet, wobei insbesondere bezüglich der mechanischen Integrität eine Reduzierung verbleibender Sicherheitsmargen entsteht. Daneben wird der Einsatz bei Reaktoren mit RDB-Durchführungen, d.h. insbesondere SWR, erwogen. Die Druckentlastung ist durch innovative Konzepte, teils unter Ausnutzung passiver Systeme, ergänzt worden.

Um mit diesen Entwicklungen Schritt halten zu können, werden in diesem Vorhaben Kenntnisse zum Verhalten von Komponenten erweitert und Bewertungsmethoden basierend auf Finite-Elemente-Methoden weiterentwickelt. In zwei Arbeitspunkten wird die Integrität des RDB im Kernschmelzunfall mit und ohne Durchführungen bzw. mit und ohne Außenkühlung betrachtet. Internationale Entwicklungen werden dargelegt und entsprechende Finite-Elemente-Methoden zur Bewertung entwickelt. In zwei weiteren Arbeitspunkten wird das Verhalten des Druckentlastungssystems betrachtet, darunter das Verhalten etablierter Sicherheits- und Entlastungsventile sowie das Verhalten innovativer Entlastungsmethoden. Da hier die Analysemethodik mit Finite-Elemente-Methoden an Grenzen stößt, wurden die Untersuchungen um die Zusammenstellung von Experteneinschätzungen ergänzt. Ein weiterer Arbeitspunkt beinhaltet die Zusammenstellung relevanter Werkstoffdaten im auslegungsüberschreitenden Belastungsbereich. Damit wird die Grundlage geschaffen, um zukünftig Komponenten ausländischer Reaktoren aus verschiedensten Werkstoffen hinsichtlich ihrer Integrität unter Unfallbelastungen bewerten zu können. Ein letzter Arbeitspunkt widmet sich der Weiterentwicklung des Softwaretools ASTOR als Plattform für analytische Bewertungsmethoden.

Die Arbeiten versetzen die GRS in die Lage mit den internationalen Entwicklungen auf dem Gebiet des Komponentenverhaltens bei auslegungsüberschreitenden Belastungen Schritt halten zu können und darauf basierend Aussagen zum Komponentenverhalten in Unfallanalysen treffen zu können.

Abstract

Mitigative measures at safety level 4 can be of organizational and technical nature. Measures to maintain the barrier function of the pressure boundary are melt retention by external cooling of the RPV (In-Vessel Melt Retention, IVMR) or pressure relief for the transfer of the high-pressure- into the low-pressure path. Both measures have recently undergone significant further development. Melt retention by external cooling is being used for reactors of increasing power where a reduction in the safety margin is expected, particularly with regard to mechanical integrity. In addition, its use in reactors with RPV penetrations, i.e. BWRs in particular, is being considered. Pressure relief has been supplemented by innovative concepts, some of which utilize passive systems.

In order to keep pace with these developments, knowledge of the behavior of components is being expanded in this project and evaluation methods based on finite element calculations are being further developed. The integrity of the RPV in a core melt accident with and without penetrations and with and without external cooling is considered in two work packages. International developments are presented and corresponding finite element methods for their assessment are developed. In two further working packages, the behavior of the pressure relief system is considered, including the behavior of established safety and relief valves and the behavior of innovative relief methods. As the analysis methodology with finite elements reaches its limits here, the investigations are supplemented by the compilation of expert assessments. A further work item involves the compilation of relevant material data in the beyond-design load range. This will create the basis for the ability to evaluate the integrity of components from foreign reactors with components from various materials under accident loading in the future. A final work item was dedicated to the further development of the ASTOR software tool as a platform for analytical assessment methods.

The work enables GRS to keep pace with international developments in the field of component behavior under beyond-design loading and to make statements on component behavior in accident analyses on this basis.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung ..... **I**

Abstract ..... **II**

1 Einleitung **1**

2 Integrität von RDB mit Durchführungen **3**

2.1 Wissensstand zum Versagensverhalten der RDB-Kalotte 3

2.2 Wissensstand zum Versagensverhalten von Durchführungen 7

2.3 Parametrisiertes Modell 13

2.4 Nachrechnung von Experimenten 14

2.5 Parameterstudien 19

3 Integrität von RDB bei Außenkühlung **25**

3.1 Hintergrund 25

3.2 Randbedingungen für die Analyse 25

3.3 Modelle 29

3.3.1 Beschreibung und Verifizierung des Node-Killing-Ansatzes 29

3.3.2 1D Modell des kritischsten Segments 30

3.3.3 Gesamtmodell der RDB-Kalotte 31

3.3.4 Durchführungsmodell 32

3.4 Ergebnisse 33

3.4.1 1D Modell des kritischsten Segments 33

3.4.2 Gesamtmodell der RDB-Kalotte 37

3.4.3 Durchführungsmodell 41

3.5 Publikationen und internationale Zusammenarbeit 42

4 Integrität von Sicherheits- und Druckentlastungsventilen **45**

4.1 Wissensstand zum Versagensverhalten von Sicherheits- und Entlastungsventilen 45

4.1.1 Hintergrund 45

4.1.2 Aufbau von Sicherheits- und Entlastungsventilen 48

4.1.3 Stochastisches Versagen unabhängig von Temperaturbelastung 53
4.1.4 Schädigung durch das Fluid 54
4.1.5 Temperaturbedingte Absenkung der Werkstofffestigkeit 54
4.1.6 Verklemmen beweglicher Teile 55
4.1.7 Versagen der Steuerung oder des Vorventils 57
4.1.8 Verschiebung des Ansprechdrucks 59
4.1.9 Zusammenfassung 59
4.2 Simulation der Ventildurchströmung 60
4.3 Simulation des mechanischen Verhaltens 67

5 Innovative Konzepte zur Druckentlastung 71
5.1 Hintergrund 71
5.2 Squib-Valves (AP1000 und ESBWR) 71
5.3 Passive Impulsgeber (KERENA und Nachrüstkonzepte) 77
5.4 Diversitäre Entlastungsventile (EPR und HPR1000) 80
5.5 Fracture Control Konzept 82
5.6 Weiterentwicklung bestehender Konzepte 83

6 Werkstoffeigenschaften bei Unfallbedingungen 85
6.1 Zusammenstellung und Vergleich verfügbarer Werkstoffdaten 85
6.1.1 Methodik der Erfassung 85
6.1.2 Chemische Zusammensetzung und Herstellung 86
6.1.3 Thermophysikalische Eigenschaften 88
6.1.4 Elastoplastisches Verhalten 90
6.1.5 Kurzzeitkriechverhalten 94
6.1.6 Bruchverhalten 95
6.1.7 Identifizierung von Lücken in den Werkstoffdaten 98
6.2 Experimente zu Einzelphänomenen 100
6.2.1 Temperatursteigerungsversuche an Standard-Rundproben 100
6.2.2 Versuche zum Oxidationsverhalten an Standard-Rundproben 102
6.2.3 Relaxationsverhalten von Schraubenverbindungen 103
6.2.4 Verhalten der Oberflächenpaarung in Ventilen 105

6.3 Publikationen und internationale Zusammenarbeit 108

7 Weiterentwicklung des Programms ASTOR 109

7.1 Beschreibung des Codes 109

7.2 Verbesserung von Funktion und Benutzbarkeit 111

7.3 Weiterentwicklung analytischer Methoden 111

7.4 Implementierung von Methoden und Daten 113

7.5 Verifizierung und Validierung von Parametersätzen für die lineare Schadensakkumulation 116

7.6 Publikationen und internationale Zusammenarbeit 119

8 Zusammenfassung und Ausblick 121

Literaturverzeichnis 125

Abkürzungen 149

Abbildungsverzeichnis 153

Tabellenverzeichnis 161

1 Einleitung

Potentiale zur Minimierung des Sicherheitsrisikos beim Betrieb von Leistungsreaktoren bestehen neben der Verringerung der Eintrittswahrscheinlichkeit von Stör- und Unfällen auch darin, für den unwahrscheinlichen Fall eines Unfalls geeignete Maßnahmen vorzusehen, um dessen Folgen zu begrenzen (Sicherheitsebene 4c). Dabei spielt die Wirksamkeit des Systems redundanter Barrieren zur Rückhaltung der Radionuklide eine zentrale Rolle.

Das Design der Komponenten der Druckführenden Umschließung (DfU) als eine dieser Barrieren unterliegt dabei einem Zielkonflikt zwischen der Funktion „Führen des Kühlmittels“ und der Barrierefunktion. So ist der hohe Innendruck für den effizienten Wärmetransport im Betrieb und bei Störfällen notwendig, birgt im Falle eines postulierten Unfalls aber Gefahren. Der RDB hält zwar dem hohen Druck stand, kann aber im Unfallszenario bei extremen Temperaturen die Schmelze nicht wirksam zurückhalten.

Ein Schlüssel zur Auflösung des Zielkonflikts besteht in einer flexiblen Reaktion auf die Anforderungen bei Auslegung und auslegungsüberschreitenden Ereignissen, z.B. durch Druckentlastung zum richtigen Zeitpunkt oder Flutung der Reaktorgrube zur Außenkühlung des RDB (In-Vessel Melt Retention, IVMR). Derartige Vorgehensweisen sind für bestehende Anlagen teilweise nachträglich, z.B. als manuelle Accident Management Maßnahme, für neue Reaktoren oft bereits im Design implementiert. Sie basieren teils auf passiven Prinzipien und Naturgesetzen (u.a. Verdampfung, Kondensation, Schwerkraft, Konvektion), was deren Zuverlässigkeit erhöhen soll.

Dieses Vorhaben beinhaltet Arbeiten zur Weiterentwicklung strukturmechanischer Analysemethoden zur Bewertung der Integrität von Komponenten der Druckführenden Umschließung, insbesondere von RDB-Boden und Ventilen, unter Belastungen aus Kernschmelzszenarien mit einem Schwerpunkt auf fortschrittlichen Konzepten zur Mitigation der Auswirkungen bereits eingetretener Unfallabläufe. Dazu gehören Konzepte zur Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung des RDB und innovative Konzepte zur Druckentlastung. Darüber hinaus werden Fragestellungen zum Komponentenverhalten bei Unfallbelastungen geklärt, die aus dem Vorhaben RS1555 /BLA 21/ verblieben sind.

Die Arbeitspunkte 1 und 2 (Abb. 1.1) widmen sich der Integrität der RDB-Kalotte im Kernschmelzfall. Dabei wird in AP 1 die Integrität von RDB mit Durchführungen (SWR, einzelne DWR) untersucht. Im zweiten Arbeitspunkt werden Bewertungsmethoden für die

mechanische Integrität von RDB bei Außenkühlung entwickelt, wobei auch Modelle aus Arbeitspunkt 1 einbezogen werden. Die Arbeitspunkte 3 und 4 widmen sich dem Verhalten der Druckentlastungssysteme. In Arbeitspunkt 4 wird das Verhalten etablierter Sicherheits- und Entlastungsventile im Unfallszenario untersucht, während Arbeitspunkt 4 (hier aufgrund des geringeren Umfangs etwas kleiner dargestellt) ein Review innovativer Entlastungssysteme enthält. Die Arbeitspunkte 5 und 6 enthalten Arbeiten zu grundlegenden Aspekten, wobei Arbeitspunkt 5 Werkstoffdaten und Arbeitspunkt 6 eine Softwareumgebung für die Implementierung und Nutzung analytischer Methoden (ASTOR) bereitstellt.

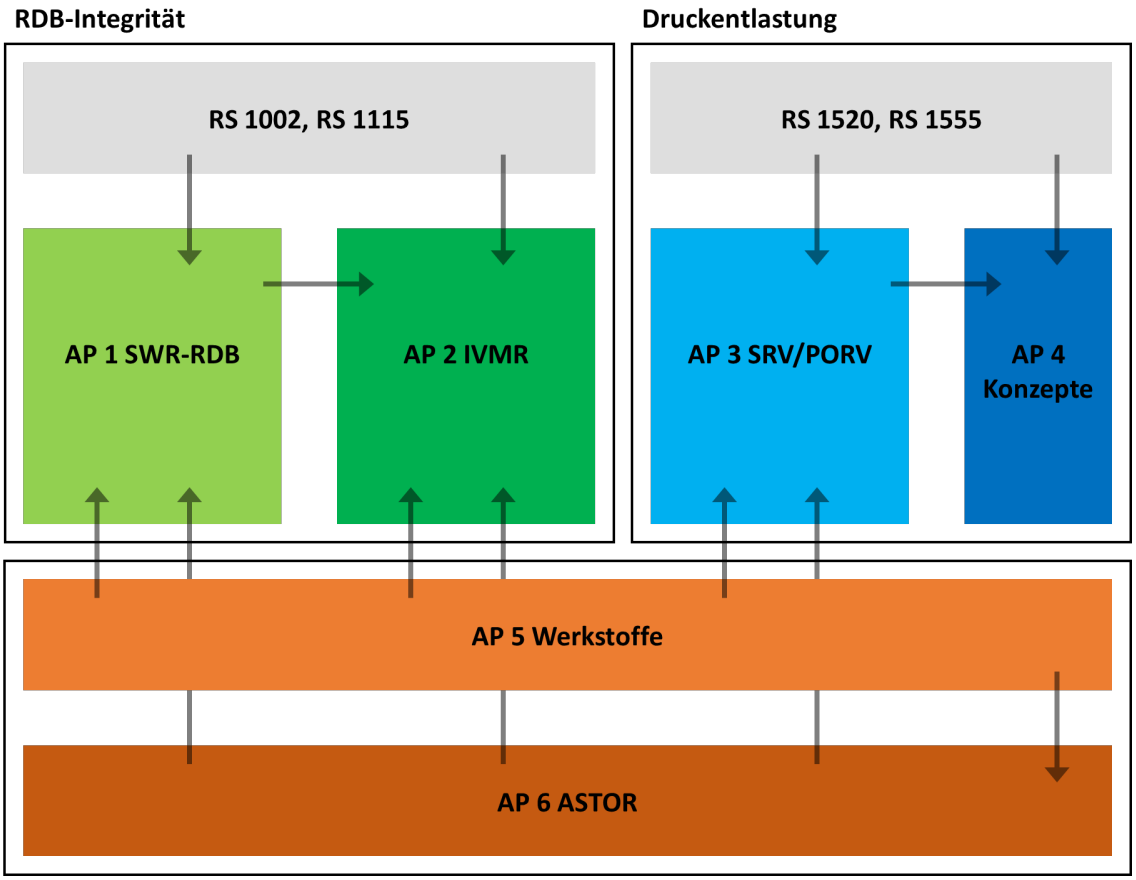


Abb. 1.1 Struktur des Projekts und Informationsaustausch zwischen den Arbeitspunkten

2 Integrität von RDB mit Durchführungen

2.1 Wissensstand zum Versagensverhalten der RDB-Kalotte

Zeitpunkt und Modus des RDB-Versagens ist ein wichtiger Aspekt in Unfallanalysen, da das Versagen des RDB einen großen Einfluss auf die nachfolgende Phase des Unfalls und die Ex-Vessel-Phänomene hat. Außerdem bildet die Kenntnis über das Versagensverhaltens eine Voraussetzung, um Strategien für die Vermeidung und Mitigation des Unfallfortgangs, beispielsweise in Form der Rückhaltung der Schmelze durch Außenkühlung des RDB (In-Vessel Melt Retention, IVMR) zu entwickeln /REM 24/.

In der Vergangenheit wurden eine Reihe nationaler und internationaler Projekte durchgeführt, um das Verhalten der Schmelze im unteren Plenum und die Integrität des RDB zu untersuchen, darunter COPO II (Finnland), BALI (Frankreich), SILFIDE (Frankreich), SULTAN (Frankreich), CORCOM (Deutschland), DEBRIS (Deutschland), Debris-RPV Interactions Research Project (Deutschland), KESS (Deutschland), LIVE (Deutschland), ALPHA (Japan), COTELS-LHI (Kasachstan), SONATA-IV (Südkorea), MASCA (Russland), STF (Russland), BIVCOT (Schweden), FOREVER (Schweden), SIMECO (Schweden), ACOPO (USA), EPRI/FAI (USA), LHF (USA), OLHF (USA), ULPU-2000 (USA), ARVI, FOREVER (Schweden), FARO (Italien), IVCRS, LISSAC, MVI, REVISA, RPVSA, CRATHER (Frankreich), C-SHELL (Frankreich), FASTHER (Frankreich), RUPTHER (Frankreich) /EPR 10/. In den vergangenen Jahren wurden Analysen insbesondere von der Zhejiang University of Technology /MAO 16/ dem Korean Atomic Energy Research Institute (KAERI) /KIM 15/, der KTH Stockholm /VIL 12a/ und der Japan Atomic Energy Agency (JAEA) /KAT 17/ durchgeführt. Arbeiten der GRS im Bereich der RDB-Integrität bei Unfällen waren Bestandteil der Vorhaben RS 911 /AZO 95/, RS 965 /AZO 96/, RS1002 /SCH 01/, RS1115 /EIS 03/ und RS 1555 /BLA 21/.

Ein Versagensmodus des RDB, der früh diskutiert wurde, war eine Schädigung der Wand durch einen oder mehrere herunterfallende Schmelzestrahlen zu Beginn der Kernumlagerung, die durch die darüberliegende Gitterplatte geformt wurden (Jet Impingement). Versuchsergebnisse zeigen, dass dieser Versagensmodus sehr unwahrscheinlich ist, da das zu diesem Zeitpunkt noch vorhandene Restwasser bzw. bereits umgelagerte Schmelze den Strahl aufbrechen würde und die sich bildende Kruste den Wärmeübergang stark einschränkt /SEH 01/ /IAE 08a/.

Weitere Meilensteine für die Bewertung der Integrität des RDB waren die Experimente an skalierten Versuchsbehältern, die im Rahmen der Projekte LHF /REM 93/, OLHF /HUM 02/ und FOREVER /SEH 05/ durchgeführt wurden.

Die LHF-Versuche zeigten eine große Bandbreite an Versagensmodi, die auf Variationen in Wärmebelastung, Druck, Wanddicke und Werkstoff(-streuung) zurückgeführt wurden /REM 24/ (Abb. 2.1). Bei einer asymmetrischen Temperaturentwicklung erfolgte das Versagen typischerweise durch die von der umgelagerten Schmelze erzeugte Wärme an der heißesten Stelle /OEC 17/. Die OLHF-Versuche als direkte Fortsetzung berücksichtigten zusätzlich einen Temperaturgradienten über die Wand. Das Versagen fand dort ebenfalls an der heißesten Stelle statt /OEC 17/ (Abb. 2.2). Der Temperaturgradient führte zwar zu thermischen Spannungen. Diese relaxierten allerdings und trugen nicht nennenswert zum Versagen bei. In der FOREVER-Testreihe wurde erstmals mit einer prototypischen Schmelze gearbeitet. Während die niedrigste Stelle der Kalotte vergleichsweise kalt blieb /OEC 17/, bildete sich am oberen Rand ein heißerer Bereich, der zu einer Senkung des unteren Kalottenbereichs und einem Versagen an der Seite führte /WIL 04/ /SEH 05/ (Abb. 2.3).

Allen Versuchen war gemein, dass das Versagen nach einer globalen, d.h. makroskopisch gemessenen Dehnung, von etwa 10-30 % auftrat /SEH 05/ /OEC 12/ /OEC 17/. Während die meisten Versuche durch lokales Einschnüren versagten, gab es einzelne, die ein sprödes Versagensbild mit weniger Einschnürung zeigten, was auf den höheren Schwefelgehalt der betreffenden Stahlchargen zurückgeführt wurde /ALT 04/.

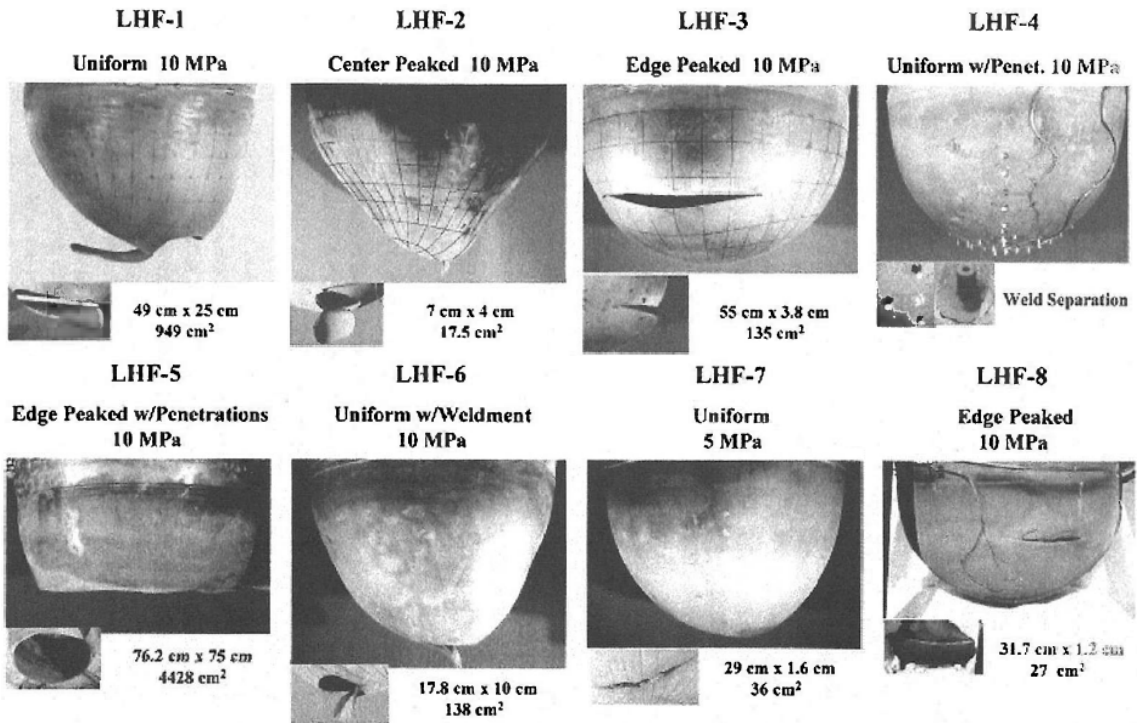


Abb. 2.1 Versagensmodi der skalierten Versuche im LHF-Projekt /REM 93/

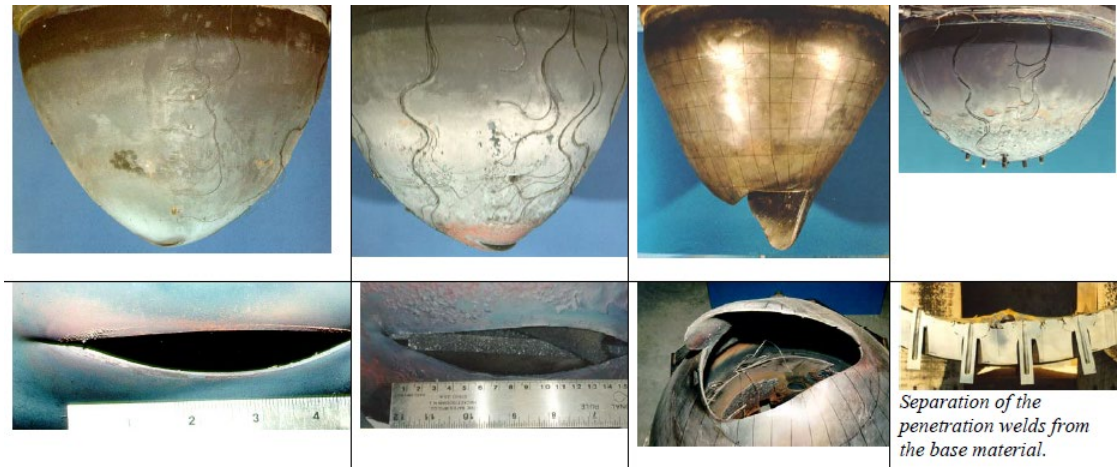


Abb. 2.2 Versagensmodi der skalierten Versuche im OLHF-Projekt /HUM 02/



Abb. 2.3 Versagen eines skalierten Versuchs im FOREVER-Projekt /SEH 05/

Basierend auf den Erkenntnissen in den LHF, OLHF und FOREVER Experimenten wurde geschlussfolgert, dass grundsätzlich die heißeste Stelle der RDB-Wand bzw. die Stelle mit dem höchsten Verhältnis zwischen Membranspannung und (temperaturabhängiger) Streckgrenze den späteren Versagensort festlegen. Ausnahmen sind Diskontinuitäten in der Wand, wie Durchführungen oder Vorschädigungen /IRS 07/ /IAE 08b/ /SEH 12/, die wiederum eigenen Gesetzmäßigkeiten folgen (siehe Abschnitt 2.2).

Das vorherrschende Druckniveau bestimmt, inwiefern der Versagensprozess eher durch Plastifizieren, Kriechverformung oder Schmelzen bestimmt ist, wobei der Übergang aufgrund der schon weit unterhalb des Schmelzpunkts stark abnehmenden Festigkeit des Werkstoffs fließend ist /IRS 07/. In /JAC 15/ wird 20-40 bar als Grenze angegeben, in /OEC 17/ gilt 1 MPa als Grenze zwischen überwiegend plastischem und überwiegend durch Kriechen verursachten Versagen. Wegen der schon bei Temperaturen unterhalb des Schmelzpunkts stark abnehmenden Festigkeit wird auch die Herabsetzung des Schmelzpunkts durch Bildung von Eutektika häufig als nachrangig angesehen /IRS 07/.

Bei höherem Druck und Auftreten von Kriechen kann das Versagen abhängig von der Wärmeverteilung entweder global oder lokal (Abb. 2.4) sein /REM 93/. Beim lokalen Versagen können durch die Stabilisierung durch die Umgebung lokal größere Temperaturen erreicht werden /STI 94/.

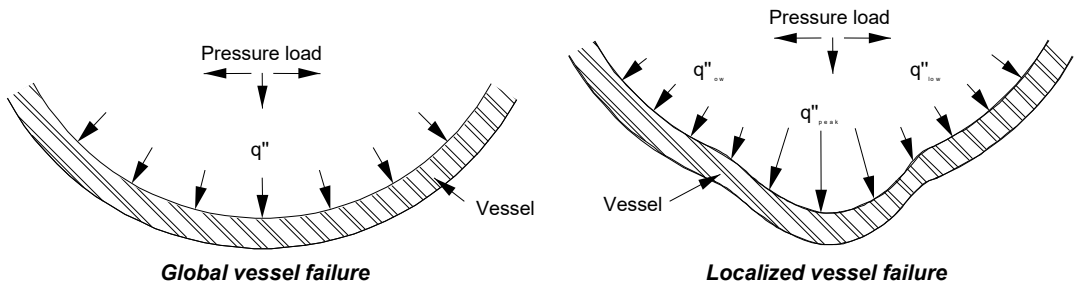


Abb. 2.4 Visualisierung globalen (links) und lokalen (rechts) Versagens /REM 24/

Nach dem Versagen wird das weitere Aufreißen und die entstehende Leckfläche durch andere Phänomene bestimmt. Insbesondere bei erhöhtem Innendruck wirken hier zwei gegenläufige Phänomene. Das Aufreißen wird durch Kräfte getrieben, die aus dem Innendruck stammen. Gleichzeitig nimmt der Innendruck durch die Ausströmung aus dem größer werdenden Leck ab. Zusätzlich hängt der Rissfortschritt von der Sprödigkeit des Werkstoffs ab /IRS 07/ /JAC 15/. Untersuchungen dazu wurden beispielsweise in /LAP 05/ und /TAR 11/ durchgeführt.

Der Versagensort ist stark abhängig vom Verhalten der Schmelze im unteren Plenum /NOU 05/. Zunächst sammelt sich die Schmelze im unteren Teil der Kalotte, gibt dort Wärme an die RDB-Wand ab und greift mögliche Schwachstellen, wie Durchführungen (siehe Abschnitt 2.2) an. Sollte es dort nicht zu einem Versagen kommen, deuten zahlreiche Experimente darauf hin, dass sich nach einiger Zeit eine Schichtung ausbildet, bei der sich die weniger dichten Oxide oben ansammeln (Abb. 2.5). Da sich darin der Hauptteil der wärmeentwickelnden Radionuklide befindet, konzentriert sich die Aufheizung der RDB-Wand auf einen ringförmigen Bereich des RDB /BUN 05/ /SEH 12/.

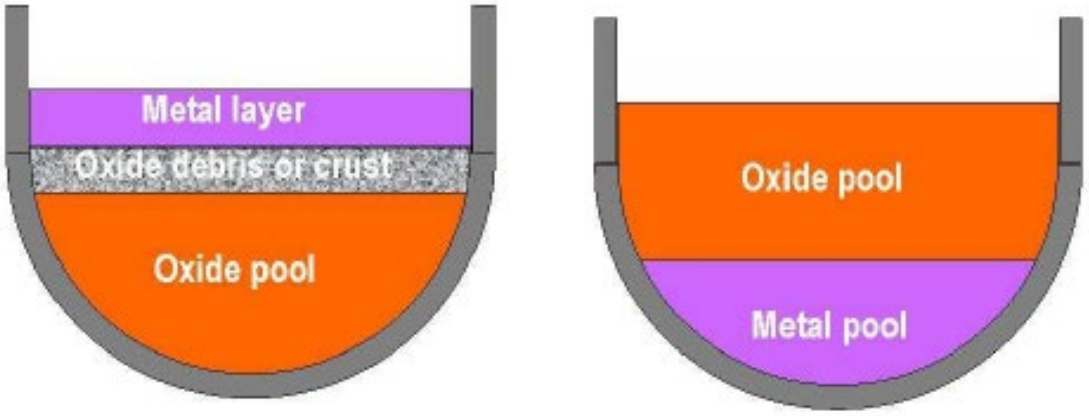


Abb. 2.5 Diskutierte Konfigurationen des Schmelzepools /IRS 07/

Das Thema Integrität und Versagensverhalten des RDB (mit oder ohne Außenkühlung) erhält regelmäßig ein hohes Ranking in sogenannten *Phenomena Identifikation and Ranking Tables (PIRT)* /MEG 05/ /OEC 08/ /SCH 10/ /KLE 14/ /BUN 15/ /MAN 19/. Im Nachgang der Unfälle in Fukushima Dai-ichi sind zusätzlich Fragestellungen zur Integrität speziell von SWR-RDB in den Vordergrund gerückt /SCH 10/ /KLE 14/ /BUN 15/ /OEC 17/. Dazu gehört insbesondere der Bedarf an verbesserten Versagensmodellen für Durchführungen.

2.2 Wissensstand zum Versagensverhalten von Durchführungen

SWR sowie einige DWR besitzen Durchführungen an der Unterseite der Kalotte, die im Kernschmelzunfall Schwachstellen darstellen /KLE 14/. Dazu gehören Durchführungen für Steuerstäbe, Instrumentierungen, Entwässerungen oder externe Umwälzpumpen (Abb. 2.6, Abb. 2.7, Abb. 2.8). Die Durchführungen sind meist an der Innenseite eingeschweißt oder auf eine Bohrung aufgeschweißt und aus austenitischem Stahl gefertigt, während der Grundwerkstoff der RDB-Kalotte ferritisch ist.

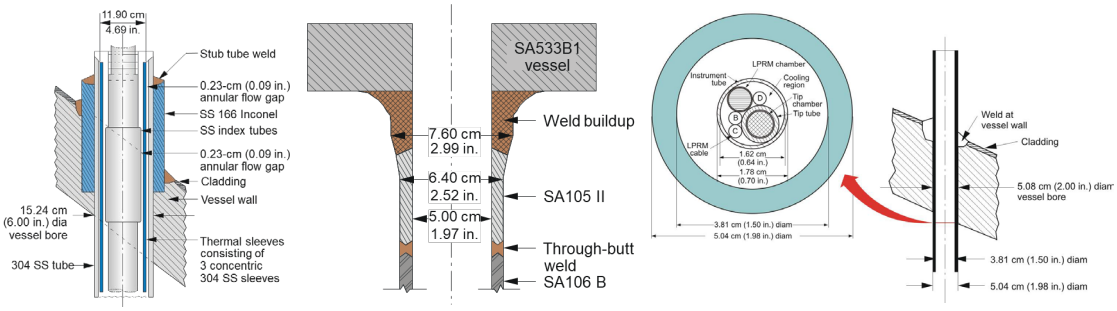


Abb. 2.6 Beispiele für Durchführungen in SWR von General Electric /REM 24/

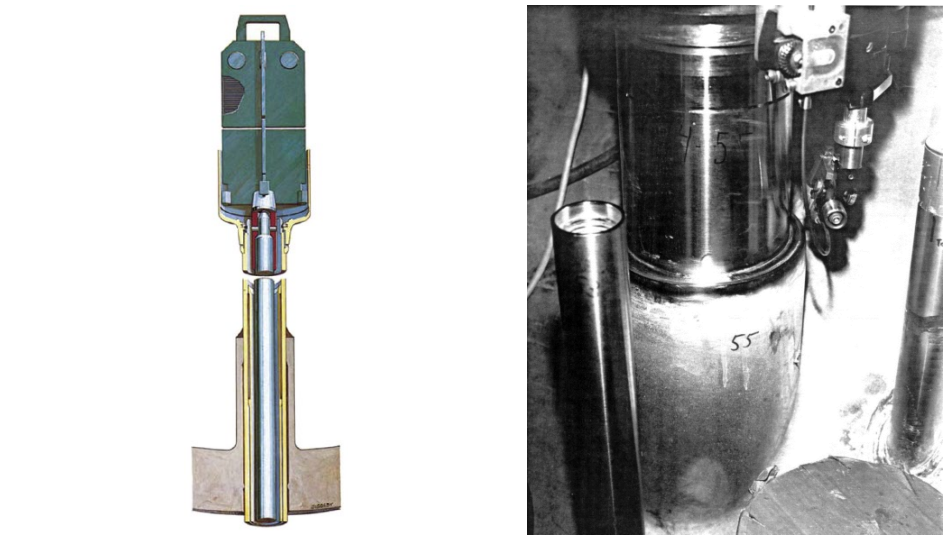


Abb. 2.7 Illustration (links) /SEH 05/ und Foto (rechts) /LEE 15/ der Steuerstab-durchführung in GE SWR

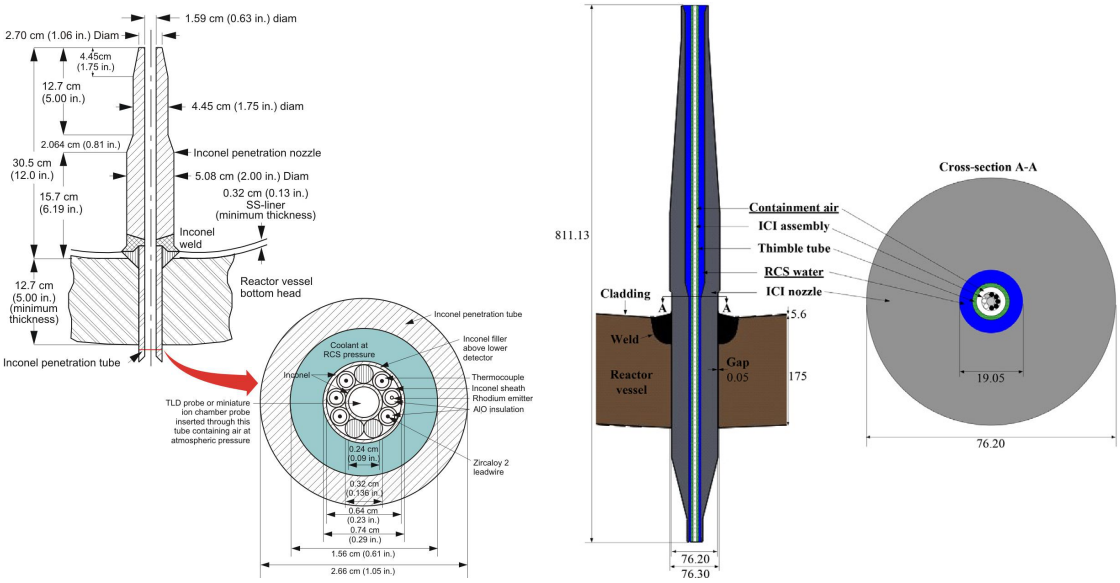


Abb. 2.8 Beispiele für Durchführungen in DWR von Babcock & Wilcox /REM 24/ /ANS 20/

Der Unfall in Three-Miles Island (TMI) 1979 /STI 94/, bei dem der RDB des DWR Instrumentierungsdurchführungen aufwies, warf zum ersten Mal Fragen zum Durchführungsversagen auf. Obwohl man ursprünglich von einem Versagen der Durchführungen ausgegangen ist, zeigte sich selbst in der thermisch höchstbelasteten Zone lediglich ein Abschmelzen der Durchführungen oberhalb der RDB-Wand (Abb. 2.9).

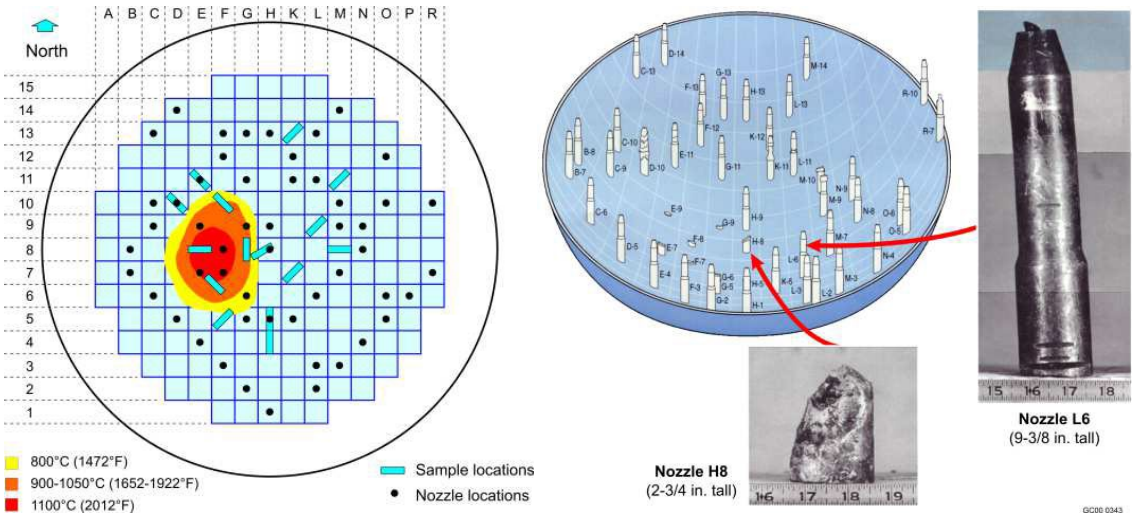


Abb. 2.9 Ort der höchsten Belastung (links) und Zustand der Durchführungen (rechts) im Reaktor TMI Block 2 nach dem Unfall /BUN 15/

Grund waren bisher unberücksichtigte Effekte. So waren die Schweißnähte stabiler als zunächst eingeschätzt, obwohl der innere Bereich Temperaturen von bis zu 1100 °C über einen Zeitraum von 30 min. erreichte /HEN 95/ /EPR 10/ /BUN 15/. Zum anderen sorgte in der Durchführung verbleibendes Restwasser dafür, dass die Schmelze nicht sehr weit in das Innere der Durchführung einfließen konnte, sondern dort rasch abkühlte und gegen nachfließende Schmelze verstopfte /PAR 12/ /SAN 14/ /BUN 15/.

Um das Verhalten für eine breitere Palette von Designs und Szenarien sowie mit einer besseren Instrumentierung abzusichern, wurden im Nachgang des Unfalls Versuche durchgeführt, z.B. durch EPRI und Fauske Associates /EPR 94/ oder das Paul-Scherrer-Institut /PAT 93/, die das Verhalten im Wesentlichen bestätigten /PAR 12/.

Ein erster Versagensmodus wurde im Eindringen der Schmelze in die Durchführung erkannt, die dann außerhalb des RDB ein Versagen induzieren würde. Die Versuche zeigten, dass ein solches Phänomen durchaus möglich ist und die Schmelze weit eindringen kann, es aber meist zu einer Erstarrung kommt und die Nachwärmeleistung der eingedrungenen Schmelze nicht ausreicht, um ein Versagen der Durchführung außerhalb des RDB zu bewirken /IRS 07/ /JAC 15/. Restwasser oder verbleibendes Wasser im

Zwischenraum zwischen Durchführung und Instrumentierung fungieren zusätzlich als Wärmesenke und beschleunigen die Erstarrung /EPR 10/. Lediglich in wenigen Anlagen sind Entwässerungsstutzen durch diesen Versagensmodus gefährdet /STE 98/.

Die bereits in Abschnitt 2.1 angesprochenen Versuchsreihen LHF, OLHF und FOREVER enthielten jeweils auch Versuche, bei denen in die skalierten Versuchskörper Durchführungen eingebracht waren (Abb. 2.10, Abb. 2.11). Anders als zuvor angenommen /REM 93/, fand ein Versagen in beiden Versuchen nicht durch Scherversagen der Schweißnähte, sondern durch eine signifikante globale Dehnung des umgebenden Grundwerkstoffs statt /HUM 02/ /OHY 07/ /JAC 15/ /OEC 17/. Erst die Aufweitung des Lochs um die Durchführung um ca. Faktor ~2 führte zu einer lokalen Separation zwischen Durchführung und Grundwerkstoff an der Wärmeeinflusszone der Schweißnaht /CHU 96/ /HUM 02/. Das Versagen war also nicht spannungs- sondern verformungsinduziert /OHY 07/. Ähnlich wie beim Unfall in TMI 1979 /STI 94/ hielt die Schweißnaht der Scherbelastung trotz Temperaturen nahe der Schmelztemperatur stand /HUM 02/. Die gemessene globale Dehnung bei Versagen lag mit 10 % bei OLHF-4 und 7 % bei LHF-4 unter der Versagensdehnung für die Kalotte ohne Durchführungen /HUM 02/ /OEC 17/. Interaktionen zwischen zwei benachbarten Durchführungen wurden aufgrund der lokalen Effekte nicht beobachtet und sind grundsätzlich nur bei sehr geringen Abständen möglich /OGA 16/.

In den FOREVER-Versuchen fand das Versagen abseits der Durchführungen an Stellen höherer Temperatur statt /SEH 05/. Ähnliches war bereits beim Versuch LHF-5, der ebenfalls mit Durchführungen versehen war, beobachtet worden /REM 93/. Daraus konnte geschlussfolgert werden, dass ein Durchführungsversagen nur dann wahrscheinlich ist, wenn sich dort auch die heißeste Zone befindet /SEH 05/.

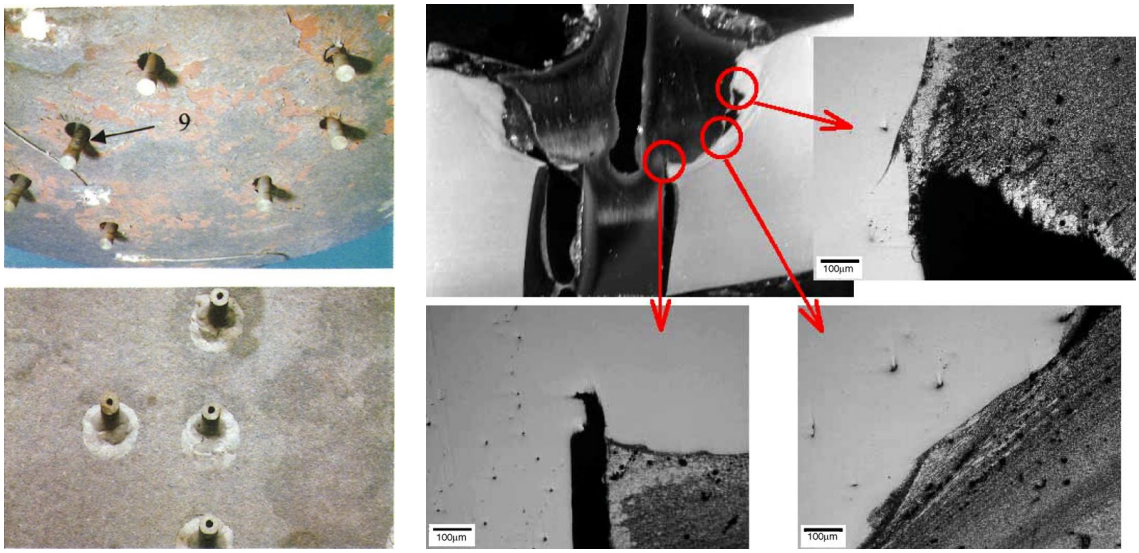


Abb. 2.10 Durchführungen im LHF-4 Test vor Versagen (links) /CHU 98/ und nach Versagen in Schnittdarstellung (rechts) /OHY 07/

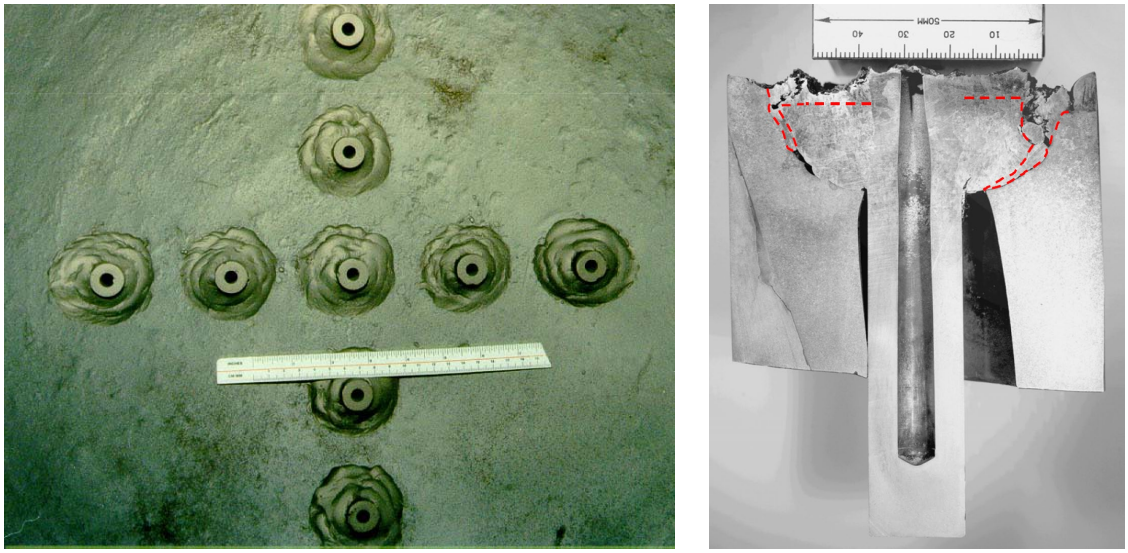


Abb. 2.11 Durchführungen im OLHF-4 Test vor Versagen (links) und nach Versagen in Schnittdarstellung (rechts) /HUM 02/

In jüngster Vergangenheit wurden weitere Experimente zum Durchführungsversagen durch das Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI) durchgeführt /OEC 17/ /NAI 18/. Diese Experimente zielten auf den Versagensmodus von Durchführungen des APR1400 Reaktors bei komplett entlastetem Druck mit oder ohne Außenkühlung. Hier wurde befürchtet, dass es zu einem kompletten Abschmelzen der Schweißnaht und Herausfallen der Durchführung kommen kann /PAR 12/ (Abb. 2.12).

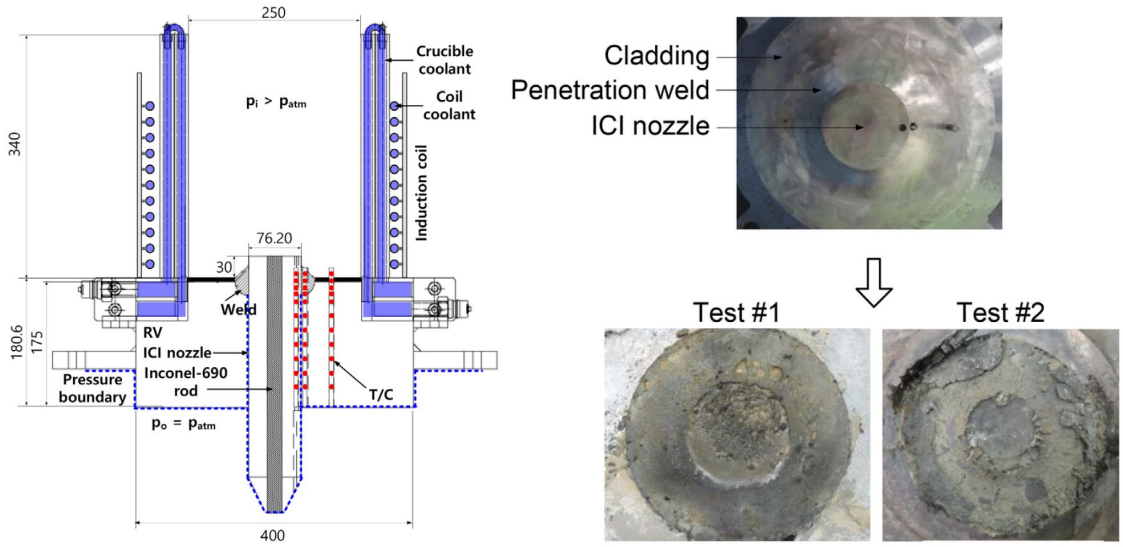


Abb. 2.12 Versuchsaufbau des KAERI (links) und Durchführung vor/nach dem Experiment /ANS 20/

Anders als zuvor vermutet und berechnet, kam es auch hier nur in wenigen Versuchen zu einem Versagen der Durchführung, obwohl die Schweißnaht teils komplett abgeschmolzen war /ANS 20/. Als Grund wurde u.a. ein Verklemmen durch thermische Ausdehnung am oberen Ende angeführt /ANS 20/. Aus den Versuchen wurde geschlussfolgert, dass die Aufrechterhaltung der Integrität durch Außenkühlung auch bei RDB mit Durchführungen grundsätzlich denkbar ist /PAR 02/ /ANS 20/.

Numerische Rechnungen der KTH Stockholm /VIL 12a/ lassen die Vermutung zu, dass je nach Randbedingung ein Verbleib der Durchführung (und damit eine Kühlbarkeit des RDB von außen zur Rückhaltung der Schmelze) möglich ist. Je nach Ausführung der Durchführung besteht neben der Benetzung der Außenseite auch die Möglichkeit einer inneren Kühlung /DOR 15/.

In der oben erwähnten Versuchseinrichtung des KAERI wurden in Kooperation mit der Japan Atomic Energy Agency (JAEA) auch Experimente zum Versagen von Durchführungen des RDB in Block 1 während der Unfälle im KKW Fukushima durchgeführt /ANS 16/ /NAI 18/. Ein Ergebnis war, dass zunächst die Durchführung im oberen Bereich oberhalb des RDB angegriffen wurde. Ein Teil der Schmelze drang bis zu 65 mm in die Durchführung ein /ANS 20/ /NAI 18/. Ähnliche Versuche sind in /YAM 22/ beschrieben.

Zur Frage, welche Durchführung zuerst versagen würde, gibt es verschiedene Überlegungen. Steuerstabdurchführungen sind meist durch eine untere Struktur abgestützt, da

sie einen Teil des Reaktorkerns tragen. Sollte es zu einem Herauslösen kommen, ist der Versatz dann auf wenige Zentimeter beschränkt /REM 94/. Demgegenüber sind Instrumentierungsdurchführungen durch ihre Befestigung und ihre geringere Größe gefährdeter. Ein Teil der Instrumentierungsdurchführungen kann zudem leer sein /OEC 17/. In speziellen Designs können auch der Entwässerungsstutzen oder vergleichbare Durchführungen (Abb. 5.13) zuerst versagen /STE 98/ /PAR 12/.

Zu Durchführungen durch Komponenten des Kühlkreislaufs gibt es bisher nur wenige Untersuchungen. In /SAN 18/ wurden Durchführungen zur Temperaturmessung, Entwässerung und Probenentnahme mit Durchmesser 7 cm mit Hilfe von FE-Simulationen untersucht. Obwohl die Temperaturmessung durch das Hereinragen in das Fluid 50 bis 80 °C heißer gegenüber dem Grundwerkstoff auf der Außenseite war, wurde kein Versagen der Schweißnaht errechnet /SAN 18/. Spannungen in der Schweißnaht relaxierten bei höheren Temperaturen um etwa 800 °C /SAN 18/.

2.3 Parametrisiertes Modell

Zur Untersuchung eines möglichst breiten Spektrums an Durchführungen wurde ein axialsymmetrisches 2D-Modell einer Durchführung mit frei parametrisierten Werten für Geometrie und Belastung erstellt (Abb. 2.13). Das Modell basiert auf der Geometrie realer Durchführungen und abstrahiert die für den Versagensprozess relevanten Aspekte. Die Durchführung selbst besteht aus einem Dummy, der an beiden Enden weit genug herausragt, um keinen Einfluss mehr auf den Durchführungsbereich zu haben. Durchführung, Schweißnaht und Kalotte sind über Kontakte miteinander verbunden. Plattierung und Pufferung werden hier vernachlässigt. Die Lücke zwischen Kalotte und Durchführung kann geschlossen werden, um Klemmeffekte aufgrund unterschiedlicher thermischer Dehnung zu untersuchen. Die Vernetzung ist im Bereich der Schweißnaht sowie am Ende der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte verfeinert, da dort die größten Gradienten hinsichtlich Spannung und Dehnung auftreten (Abb. 2.14).

Da der Großteil der Durchführungen durchgesteckt mit innerer Verschweißung ausgeführt ist, bildet das Modell die meisten Durchführungen ab. Zusätzlich wurden Modelle für Sonderbauformen erstellt.

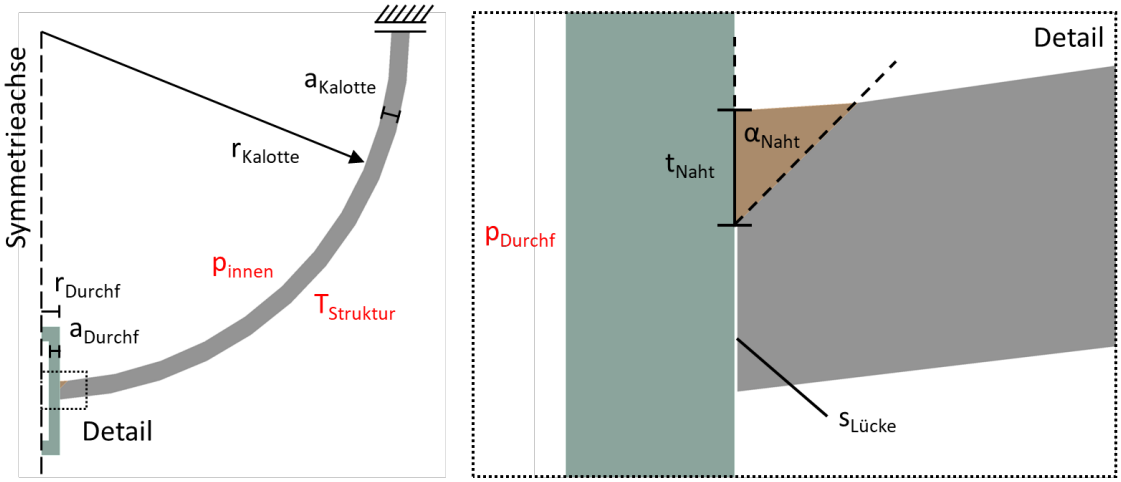


Abb. 2.13 Parametrisiertes Modell einer Durchführung mit geometrischen Abmessungen (schwarz) und Belastungsrandbedingungen (rot)

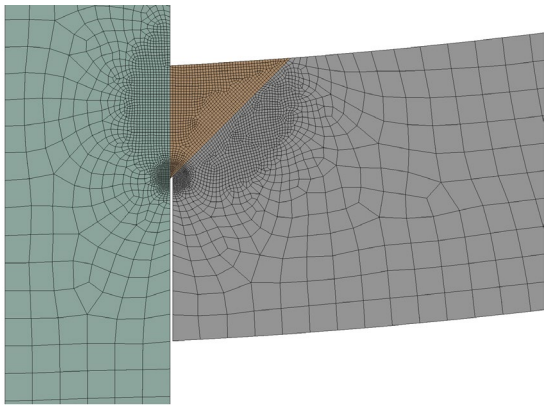


Abb. 2.14 Vernetzung des Modells mit Verfeinerungen im Bereich der Schweißnaht und im Ende der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte

2.4 Nachrechnung von Experimenten

Das Modell wurde zunächst an den in der Literatur vorhandenen Experimenten validiert. Dazu wurden geometrische und Lastrandbedingungen für den LHF-4 Versuch aus /CHU 98/ entnommen. Die Geometrie wurde mit $r_{Kalotte}$ = 0,4572 m; $a_{Kalotte}$ = 30 mm; r_{Durchf} = 4,05 mm; a_{Durchf} = 2,465 mm; $s_{Lücke}$ = 0,2 mm; t_{Naht} = 7,6 und α_{Naht} = 45° festgelegt. Die Lastrandbedingungen (Abb. 2.15) wurden durch Mittelung der Messwertaufnehmer entlang des Umfangs gewonnen. Für die Beschreibung des Werkstoffs wurden hier bereits im vorherigen Projekt /BLA 21/ verwendete Werkstoffmodelle für 20 MnMoNi 5 5 und X 10 CrNiNb 18 9 (für die Durchführung) verwendet. Gemäß Abschnitt 6.1 ist das Werkstoffverhalten, insbesondere unter den ferritischen Stählen 20 MnMoNi 5 5, 16MND5 und SA533B1, weitestgehend ähnlich. Ein explizites Versagenskriterium wurde hier nicht

verwendet, da für die Schweißnähte Vergleichswerte fehlen. Die maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Schweißnaht kann aber als Indikator, insbesondere bei relativer Betrachtung verwendet werden.

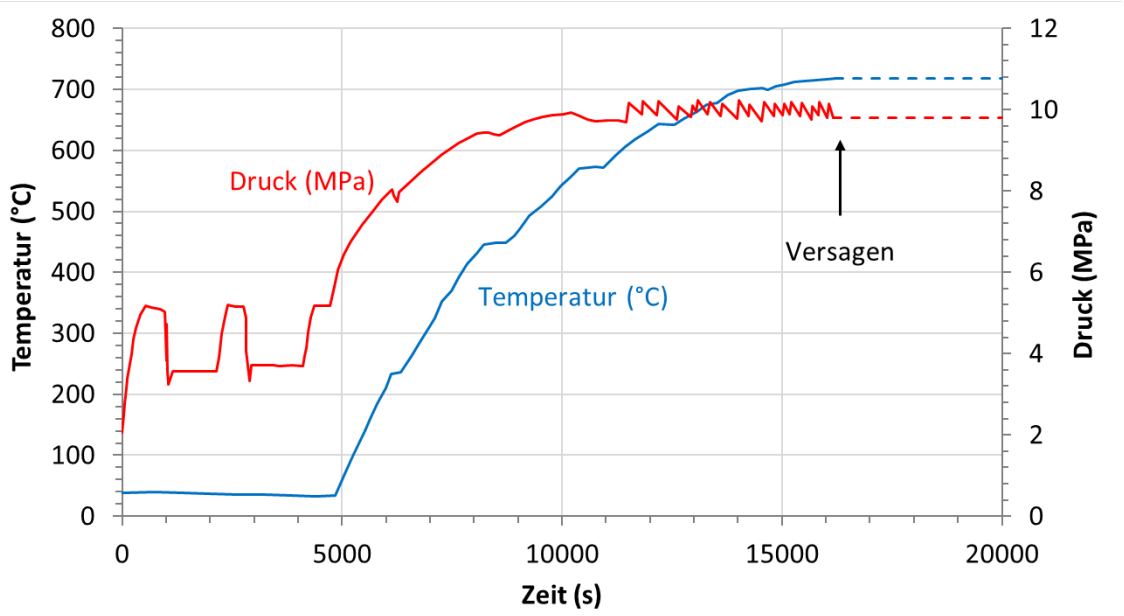


Abb. 2.15 Temperatur- und Druckrandbedingungen für den LHF4-Versuch, extrahiert aus /CHU 98/

Abb. 2.16 zeigt den berechneten Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung zusammen mit dem im Experiment gemessenen Wert und einer früheren Nachrechnung in /OHY 07/. Bis etwa 14000 s folgt der berechnete Verlauf gut dem gemessenen Wert, weicht danach aber leicht ab. Da die Kurvenform qualitativ der Nachrechnung in /OHY 07/ gleicht, liegt der Verdacht nahe, dass die Abweichung nicht in den Rechnungen, sondern in der Instrumentierung des Experiments und unzureichenden Abbildung des Temperaturfelds, z.B. an der Innenseite der Kalotte, liegen könnte.

Abb. 2.17 zeigt die räumliche Verteilung der lokalen Dehnung in der Schweißnaht bei etwa 18000 s. An der Verteilung ist erkennbar, dass der Versagensvorgang auch Aspekte eines bruchmechanischen Problems aufweist.

Abb. 2.18 zeigt den berechneten Verlauf der globalen, d.h. der großräumig gemittelten, Gesamtvergleichsdehnung in der Kalotte und die maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Naht. Zum Zeitpunkt gleicher Vertikalverformung wie im Experiment wird eine Globaldehnung der Kalotte von ca. 6 % berechnet, was gut mit dem im Experiment angegebenen Wert aus /CHU 98/ von ca. 7 % übereinstimmt.

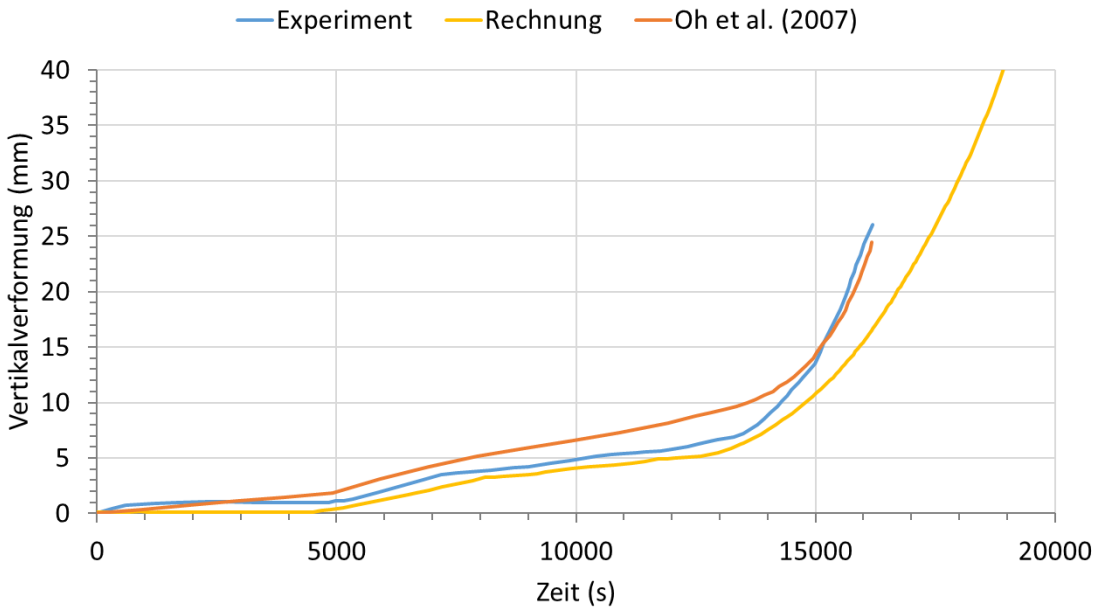


Abb. 2.16 Berechneter Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung und Vergleich mit Experiment und Nachrechnung in /OHY 07/

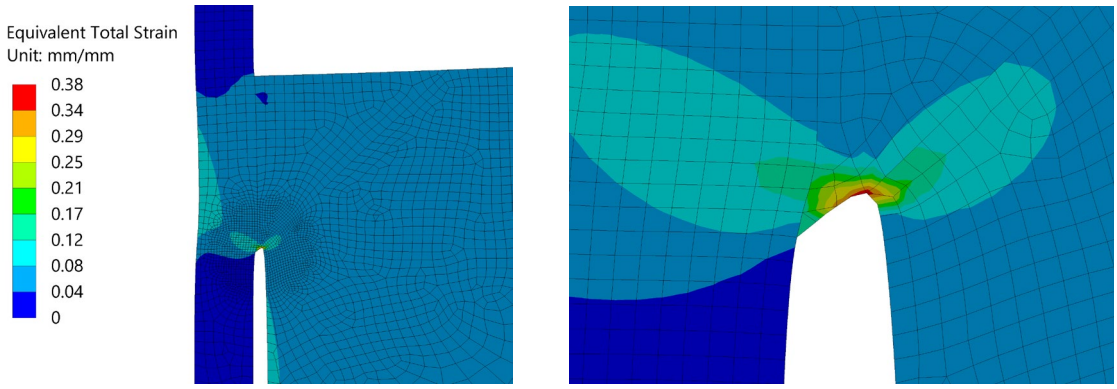


Abb. 2.17 Dehnungsfeld in der Schweißnaht kurz vor dem berechneten Versagen

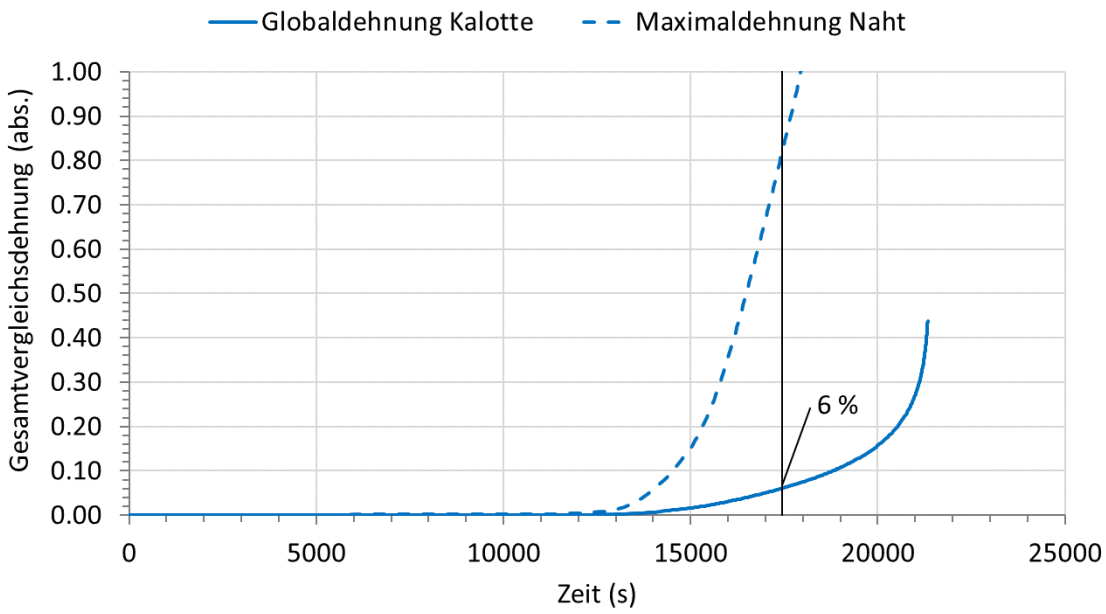


Abb. 2.18 Berechnete Globalumfangsdehnung in der Kalotte und der Naht des LHF-4 Versuchs

Im nächsten Schritt wurden geometrische und Lastrandbedingungen für den OLHF-4 Versuch aus /HUM 02/ entnommen. Die Geometrie wurde mit $r_{Kalotte}$ = 0,4572 m; $a_{Kalotte}$ = 74 mm; r_{Durchf} = 10,63 mm; a_{Durchf} = 6,505 mm; $s_{Lücke}$ = 0,2 mm; t_{Naht} = 23,81 und α_{Naht} = 45° festgelegt. Die Lastrandbedingungen (Abb. 2.19) wurden wieder durch Mittelung der jeweiligen Messwertaufnehmer gewonnen. Anders als beim LHF-Test standen hier Werte für die Innen- und Außenseite zur Verfügung. Die Werte sind zudem in Sektoren von 10° in Azimuthalrichtung aufgelöst. Hier wurde die Temperatur der nahen beieinanderliegenden vier untersten Sektoren stellvertretend für die Globaltemperatur verwendet, da diese die Globaldehnung wesentlich bestimmen.

Abb. 2.20 zeigt den Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung. Das Experiment wird hier gut getroffen und das progressive Versagen durch die Aufdehnung der Kalotte ist noch stärker ausgeprägt als beim LHF-Test. Abb. 2.21 zeigt das Dehnungsfeld in der Schweißnaht bei etwa 11400 s.

Abb. 2.22 zeigt den berechneten Verlauf der globalen, d.h. großräumig gemittelten, Gesamtvergleichsdehnung in der Kalotte und die maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Naht. Zum Zeitpunkt gleicher Vertikalverformung wie im Experiment wird eine Globaldehnung der Kalotte von ca. 15 %, berechnet, was gut mit dem im Experiment

angegebenen Wert aus /HUM 02/ von ca. 10 % übereinstimmt, insbesondere wenn man den sehr steilen Anstieg innerhalb eines kurzen Zeitraums berücksichtigt.

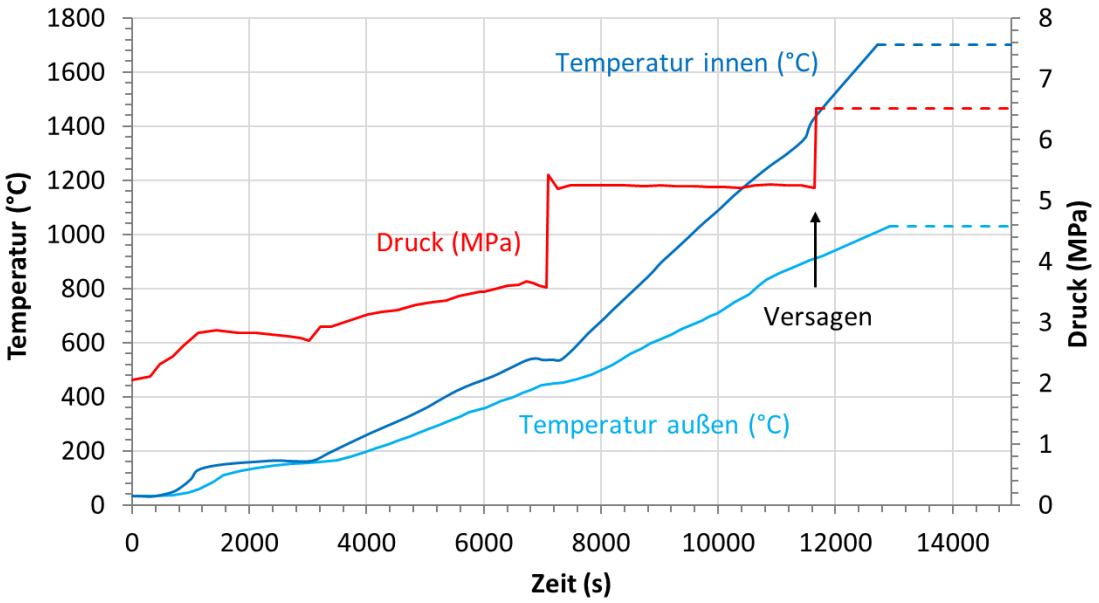


Abb. 2.19 Temperatur- und Druckrandbedingungen für den OLHF4-Versuch, extrahiert aus /HUM 02/

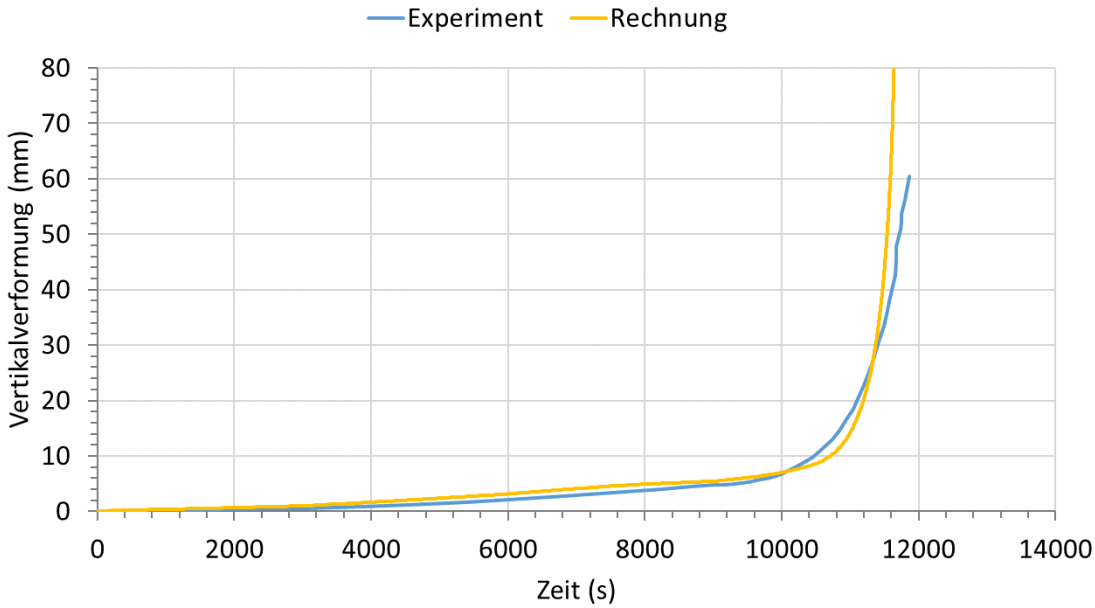


Abb. 2.20 Berechneter Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung und Vergleich mit Experiment

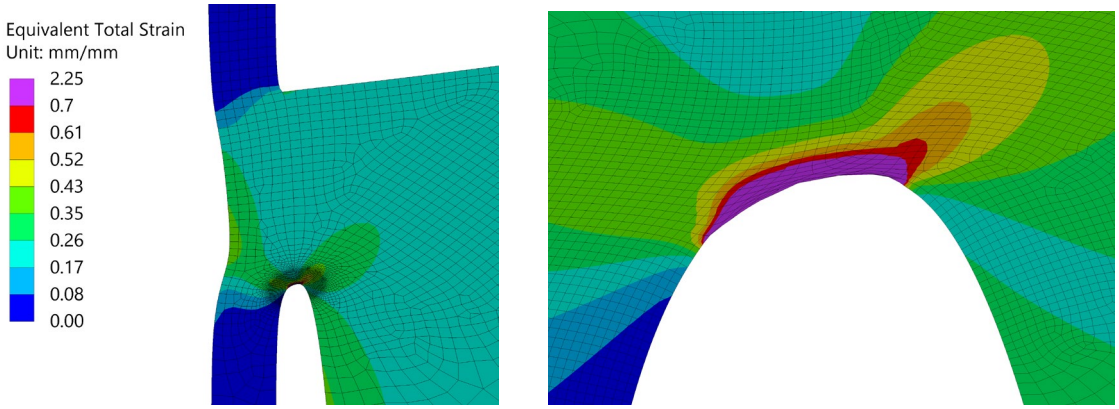


Abb. 2.21 Dehnungsfeld in der Schweißnaht kurz vor dem berechneten Versagen

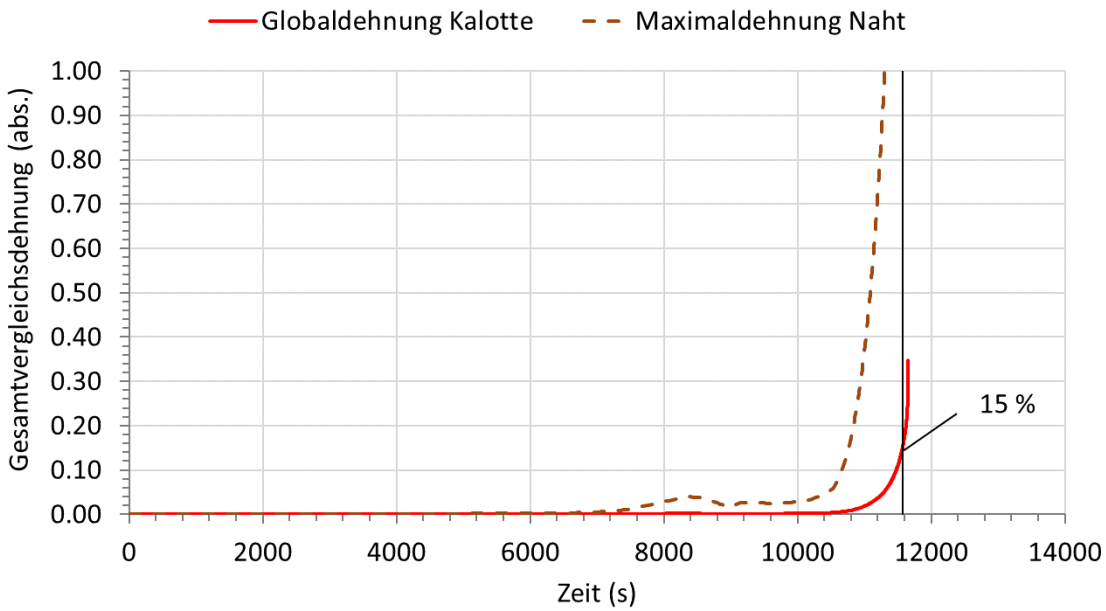


Abb. 2.22 Berechnete Globalumfangsdehnung in Kalotte und Naht des OLHF-4 Versuchs

2.5 Parameterstudien

Ausgehend von einem Modell mit $r_{Kalotte}$ = 2 m; $a_{Kalotte}$ = 0,1 m; p_{innen} = 16,9 MPa; p_{Durchf} = 0 MPa; a_{Durchf} = 0,04 m; $s_{Lücke}$ = 0,001 m und α_{Naht} = 45° wurden Parameterstudien für den Durchführungsradius r_{Durchf} (Abb. 2.23) und die Schweißnahtstärke t_{Naht} (Abb. 2.24) durchgeführt. Die Temperatur wurde dazu ausgehend von 400 °C um 0,2 K/s, angelehnt an realistische Unfalltransienten, gesteigert.

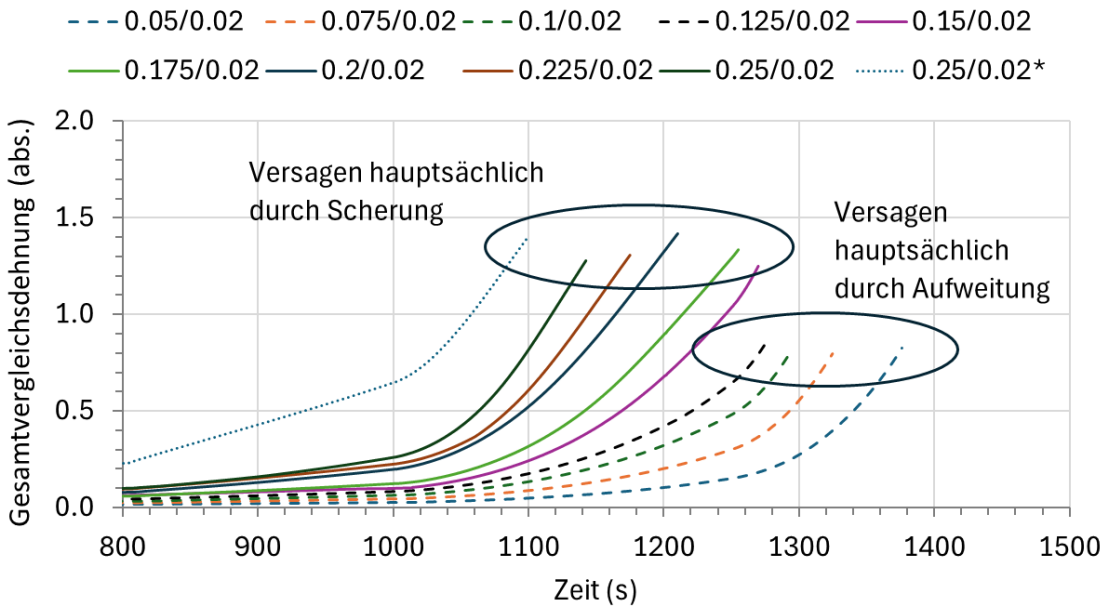


Abb. 2.23 Maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Schweißnaht bei Variation des Durchführungsradius und gleichbleibender Schweißnahtstärke, Kurve 0.25/0.02* mit doppelter Wandstärke der Durchführung

In der Parameterstudie zum Durchführungsradius lässt sich eine Abhängigkeit der Gesamtvergleichsdehnung vom Durchführungsradius erkennen. Dies lässt sich dadurch erklären, dass globale Verformung die lokale Dehnung in der Schweißnaht aufprägt und diese bei größerem Durchführungsradius entsprechend größer ausfällt. Eine Rechnung mit verdoppelter Wandstärke der Durchführung (0,25/0,02* gegenüber 0,25/0,02) zeigt zudem einen Einfluss der Steifigkeit der Durchführung. Anschaulich lässt sich dies mit einem „Nachgeben“ einer weniger steifen Durchführung gegenüber der von der Kalotte aufgeprägten Verformung erklären, wodurch die dazwischenliegende Schweißnaht weniger stark verformt wird.

Eine Rechnung, bei der die Durchführung entfernt und nur durch eine Ersatzkraft für den Innendruck ersetzt wurde (hier nicht dargestellt), zeigt, dass die Aufweitung der Kalotte unabhängig von der Durchführung ist und die Schweißnaht keine wesentliche versteifende Wirkung hat.

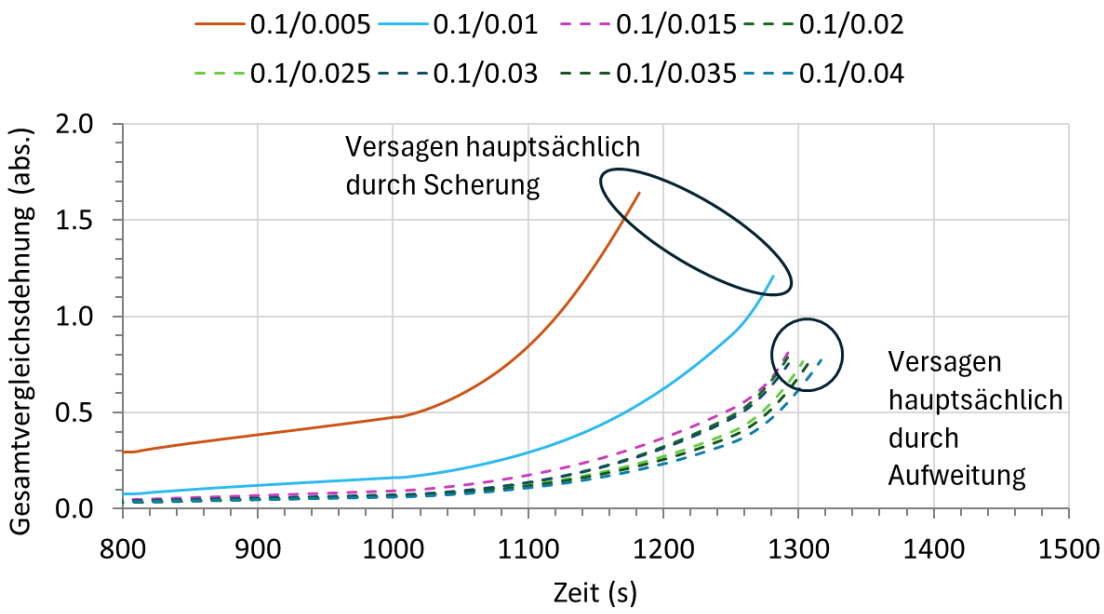


Abb. 2.24 Maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Schweißnaht bei Variation der Schweißnahtstärke und gleichbleibendem Durchführungsradius

In Parameterstudien werden jeweils zwei Versagensmodi beobachtet (Abb. 2.25). Ein erster Versagensmodus, der bei kleinen Durchführungsradien und großen Schweißnahtstärken auftritt, entspricht einem Versagen durch Aufweitung der umgebenden Kalotte, ähnlich wie bei den LHF und OLHF-Versuchen beobachtet. Der Modus zeigt keine Abhängigkeit von der Schweißnahtstärke.

Ein zweiter Versagensmodus ist dagegen stärker geprägt durch ein Abscheren der Schweißnaht, ähnlich wie es ursprünglich in den Modellen in /REM 93/ vermutet wurde. Der Modus wird durch das Vorhandensein eines Temperaturgradienten in der Wand begünstigt, da die Naht eher Oberflächentemperatur statt Mitteltemperatur erfährt. Der Versagensmodus wird ebenfalls durch ein hohes Gewicht der Durchführung oder daran befestigter Komponenten begünstigt.

Die Grenze zwischen den beiden Versagensmodi lässt sich theoretisch herleiten. Dazu werden die jeweils treibenden Vergleichsspannungen gebildet. Die Vergleichsspannung für das globale Versagen ergibt sich durch die Anwendung der Schubspannungshypothese auf die mit Hilfe der „Kesselformel“ errechneten Spannungskomponenten (Gleichung 2.1). Die Vergleichsspannung für das Scherversagen ergibt sich aus dem Innendruck und dem Verhältnis aus Grundfläche der Durchführung und umlaufender Fläche der Schweißnaht (Gleichung 2.2). Setzt man diese gleich, erhält man den Übergang

zwischen den Versagensmodi. Für die Parameterstudie mit dem Durchführungsradius ergäbe sich ein Wert von 0,2 m, für die Parameterstudie mit der Schweißnahtstärke ein Wert von 0,01 m. Beide Werte liegen sehr nahe an dem in der Simulation beobachteten fließenden Übergang.

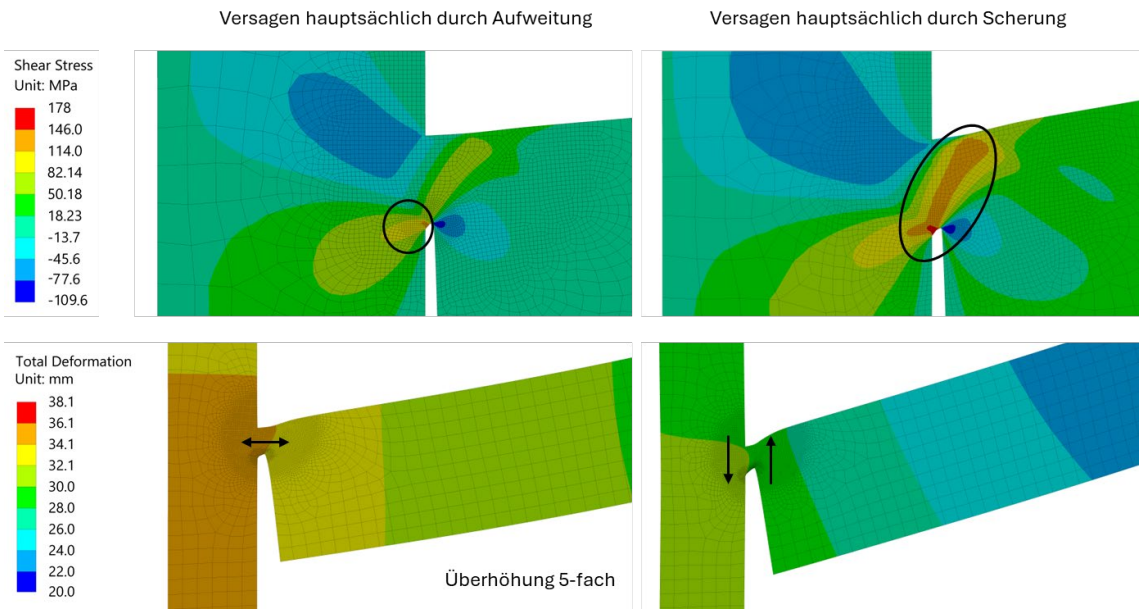


Abb. 2.25 Unterschiedliche Ausprägung der beiden Versagensmodi „Globale Aufweitung“ und „Scherung der Schweißnaht“ hinsichtlich Scherspannung und Gesamtverformung kurz vor dem errechneten Versagen

$$\sigma_{v,Global} \approx \sigma_t = \frac{p_{innen} * r_{Kalotte}}{2 * a_{Kalotte}} \tag{2.1}$$

$$\sigma_{v,Scher} = 2 * \frac{p_{innen} * \pi * \left(r_{Durchf}\right)^2}{2\pi * r_{Durchf} * t_{Naht}} = \frac{p_{innen} * r_{Durchf}}{t_{Naht}} \tag{2.2}$$

$$\frac{\sigma_{v,Global}}{\sigma_{v,Scherung}} = \frac{1}{2} * \frac{r_{Kalotte}}{r_{Durchf}} * \frac{t_{Naht}}{a_{Kalotte}} = 1 \tag{2.3}$$

Eine weitere Parameterstudie zur Größe der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte zeigt nur einen geringen Einfluss, ein Verklemmen kann nicht beobachtet werden, da schon geringe elastische oder Kriechdehnungen zu einer Öffnung des Spalts führen.

Neben der im Abschnitt 2.3 generisch modellierten Variante einer Durchführung gibt es verschiedene Sonderformen von Durchführungen, die z.B. bedingt durch ihre Funktion oder besondere Ansprüche an die Steifigkeit anders ausgeführt sind (Abb. 2.26).

Rechnungen zu ausgewählten Sonderformen von Durchführungen (Abb. 2.27) deuten darauf hin, dass die grundlegenden Versagensmodi „Aufweitung der Kalotte“ bzw. „Abscherung der Schweißnaht“ auch hier in modifizierter Form, vorliegen. Zudem können formschlüssige Verbindungen, z.B. Verschraubungen oder Absätze (Abb. 2.26, links), bestehen, die die Durchführung besonders stark in der Kalotte verankern.

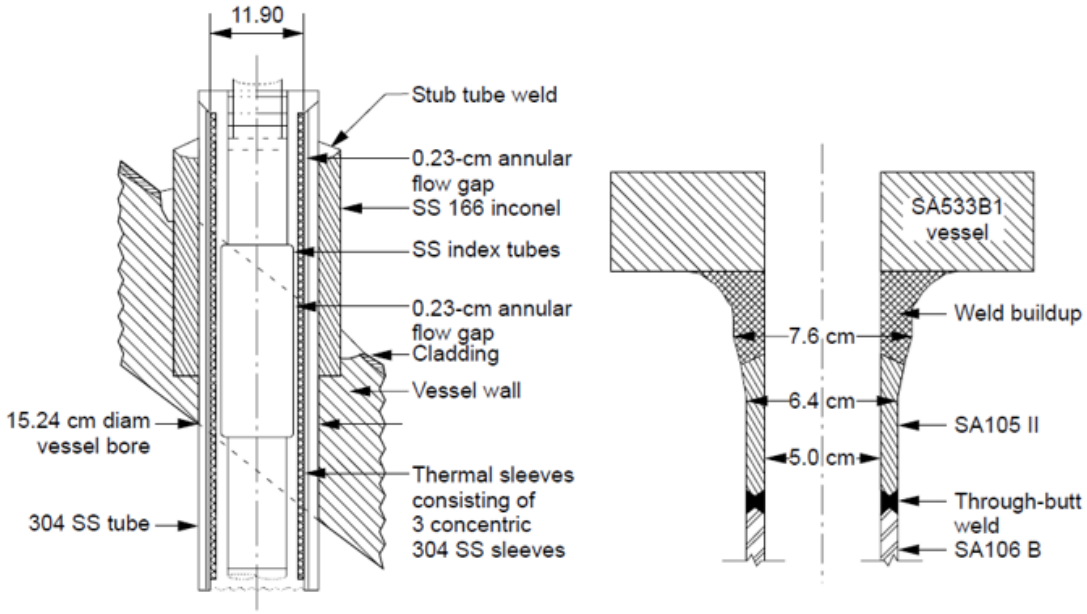


Abb. 2.26 Steuerstabdurchführung und Entwässerung in einigen GE BWR /GAL 05/

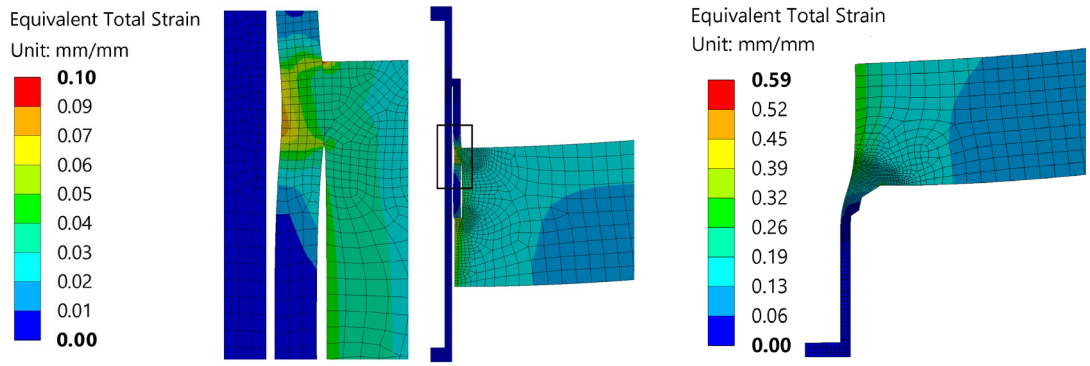


Abb. 2.27 Berechnung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen für ausgewählte Sonderformen von Durchführungen

3 Integrität von RDB bei Außenkühlung

3.1 Hintergrund

Zur Rückhaltung der Schmelze im Unfallszenario wird neben externer Rückhaltung (z.B. durch einen Core Catcher) das Konzept der internen Rückhaltung durch Außenkühlung des RDB (In-Vessel Melt Retention, IVMR) erforscht. Die Idee geht zurück auf Prof. Theofanous an der University of California in Santa Barbara, der dies 1989 als Nachrüstmaßnahme für das Kraftwerk Loviisa vorschlug /KYM 97/. Daraufhin wurde ein umfangreiches Forschungsprogramm gestartet, bis das Konzept 1995 von der finnischen Aufsichtsbehörde genehmigt wurde. Eine Übersicht der darauffolgenden Forschungsprojekte ist in /MAW 16/ enthalten, zuletzt das EU IVMR Vorhaben /CAR 20/, an dem die GRS mit Rechnungen, die mit dem Code AC^2 durchgeführt wurden, beteiligt war.

Dem Thema wird international eine hohe Forschungspriorität zugesprochen /KIM 15/, /MAW 16/. Während die Anwendung aufgrund der großen abzuführenden Wärmeleistung ursprünglich nur auf DWR mittlerer Leistung, insbesondere WWER-440, abzielte, schließen neuere Betrachtungen auch DWR größerer Leistung /PAR 12/ sowie SWR /VAL 18/ ein. Dazu ist es notwendig, Methoden zur Quantifizierung zusätzlicher Sicherheitsmargen zu entwickeln und zu validieren. Neben thermohydraulischen Kriterien, wie ausreichendem Abstand zur Siedekrise, sind auch strukturmechanische Kriterien zur Integrität der Wand zu prüfen. Nachfolgend wird die von der GRS im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methodik für den Integritätsnachweis anhand einer Anwendung auf generische Randbedingungen angelehnt an einen WWER-1000 beschrieben.

3.2 Randbedingungen für die Analyse

Randbedingungen für die Modellentwicklung stehen für DWR, SWR und WWER zur Verfügung /LOV 22/, /MEL 22/. Die in dieser Arbeit verwendeten Randbedingungen stammen aus einer Rechnung eines LBLOCA-Szenarios in einem WWER-Reaktor /VIL 22/, /MEL 22/. Abb. 3.1 zeigt die Geometrie als 2D Schnitt sowie die Unterteilung in Sektoren, auf die die Lastaufbringung erfolgt. Der Außendurchmesser des RDB beträgt 4,307 m, die initiale Wandstärke 21,08 cm. Abb. 3.2, Tab. 3.1, Abb. 3.3, Abb. 3.4 zeigen die Randbedingungen bezogen auf die in Abb. 3.1 markierten Sektoren. Die Außenkühlung startet bei etwa 5000 s. Der Übergang zwischen den Temperaturschritten wird in Form einer

Rampe ausgeführt. Werkstoffdaten für den russischen Stahl 15Ch2NMFA werden aus /LIH 94/, /LOK 21/, /BRU 20/, /KOT 20/ entnommen (Tab. 3.2, Abb. 3.5).

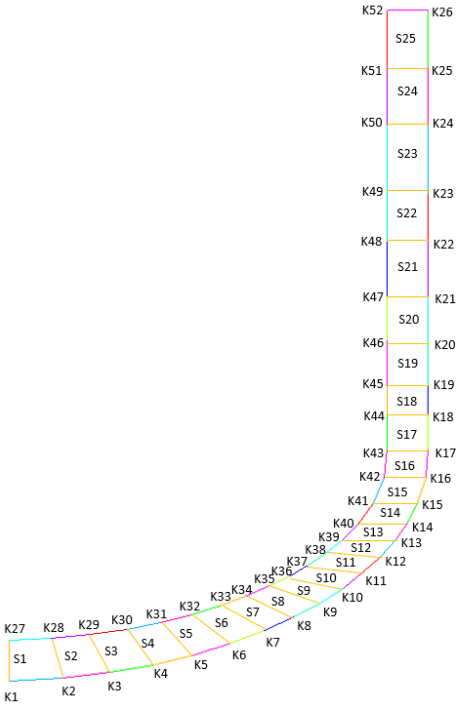


Abb. 3.1 Geometrie des RDB und Unterteilung in Sektoren für die Aufbringung der Lastrandbedingungen /VIL 22/

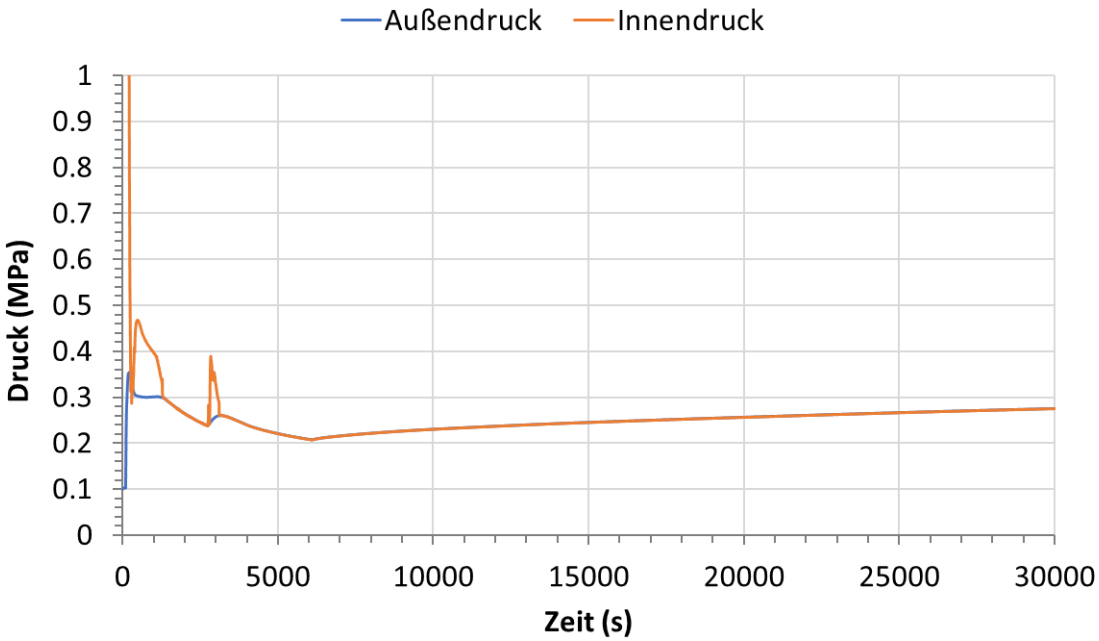


Abb. 3.2 Zeitverlauf des Innen- und Außendrucks in MPa /VIL 22/

Tab. 3.1 Hydrostatische Belastung auf der Innenseite in Pa /VIL 22/

Nr.	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10
	165001	163785	161874	159371	156371	152955	149196	145183	141008	136756
S11	**S12**	**S13**	**S14**	**S15**	**S16**	**S17**	**S18**	**S19**	**S20**	**S21-25**
132525	126989	120699	113381	103564	92516	80021	67033	51490	32916	0

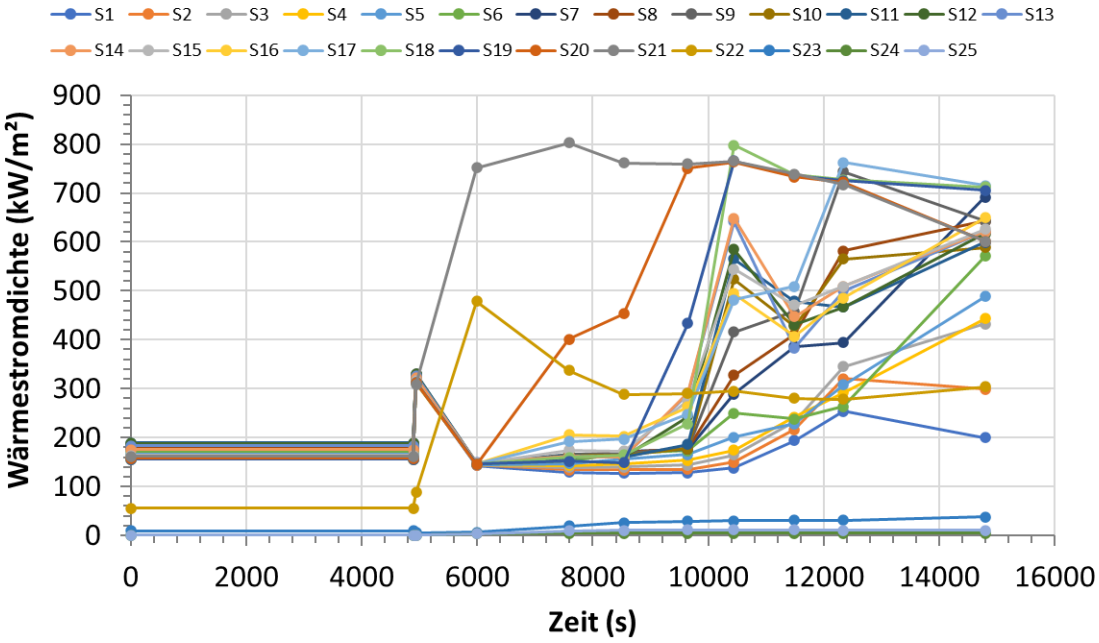


Abb. 3.3 Wärmestromdichte auf der Innenseite in kW/m² /VIL 22/

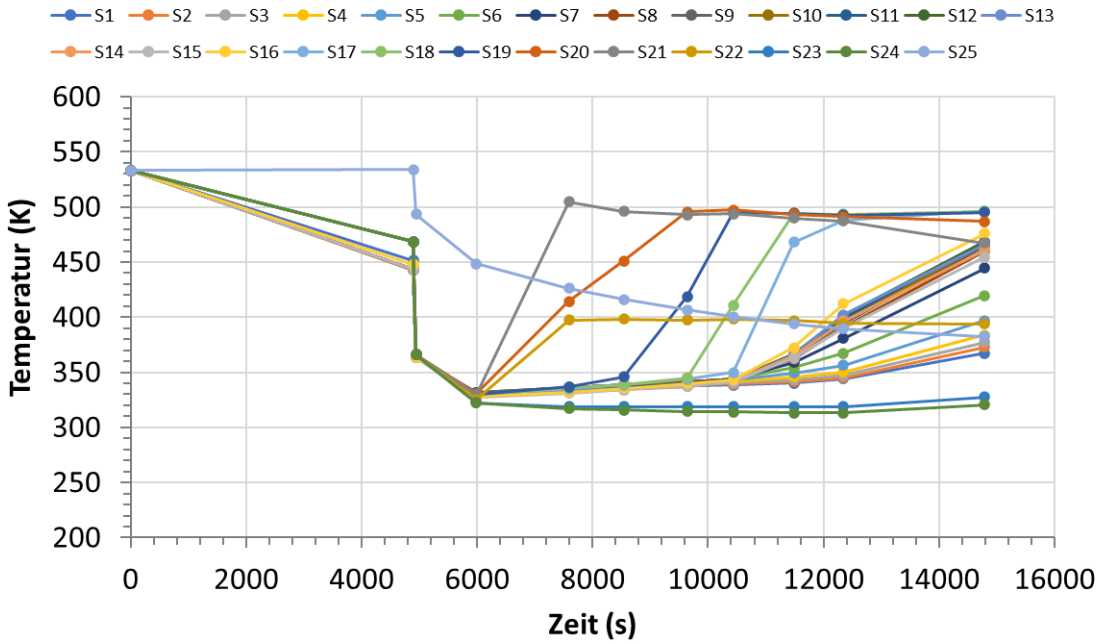


Abb. 3.4 Temperatur auf der Außenseite in K /VIL 22/

Tab. 3.2 Werkstoffdaten für 15Ch2NMFA /LIH 94/, /LOK 21/, /BRU 20/, /KOT 20/

Temperatur (K)	E-Modul (GPa)	Wärmeleitfähigkeit (W/mK)	Ausdehnungskoeffizient (10^{-6}/K)	Dichte (kg/m³)	Wärmekapazität (J/kgK)
293	184.83	55	11.2	7820	458.5
323			11.5	7811.9	
373		52	11.9	7797.7	474.1
423			12.2	7782.9	
473		47.3	12.5	7767.5	506.9
523			12.8	7751.3	
573		41.9	13.1	7734.6	554.6
623			13.4	7717.2	
673		37.6	13.6	7700	617.1
723			13.8	7682.4	
773	118.18	38.2	15.51	7647.9	694.3
823					
873	113.43	30.7	16.74	7596.6	786.4
923			17.43	7567.9	
973	84.67	28	17.72	7544	893.3
1023			18.27	7515.3	
1073	9.64	25.8	19.08	7481	1015
1123			14.58	7542.8	
1173	13.48	24.4	16.98	7479.7	1151.5
1223			22.07	7357.6	
1273		23.6	23.36	7306.6	1302.8
1323			23.62	7275.9	
1373		23.1	24	7242.1	1468.9
1473			24	7191.5	

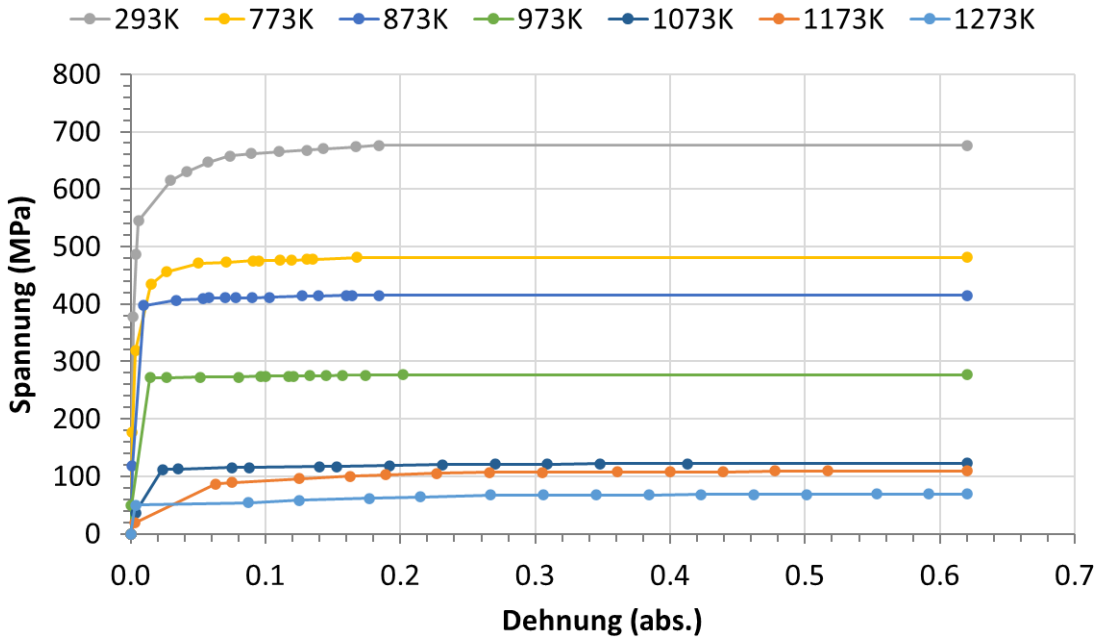


Abb. 3.5 Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15Ch2NMFA abgeleitet aus /LIH 94/, /LOK 21/

3.3 Modelle

3.3.1 Beschreibung und Verifizierung des Node-Killing-Ansatzes

Zur Modellierung der kontinuierlichen Wandabschmelzung durch den Kontakt mit der Schmelze wurde anstelle eines dedizierten Node-Killing-Verfahrens das vorhandene Materialmodell künstlich modifiziert. Dazu wird die Wärmeleitfähigkeit um einen sehr großen Faktor (10^4) erhöht, sobald die Schmelztemperatur (1750 K) erreicht ist (Abb. 3.6). Bei dieser Vorgehensweise ist der geschmolzene Teil der Wand zwar technisch noch vorhanden, trägt aber nicht mehr zum Ergebnis bei.

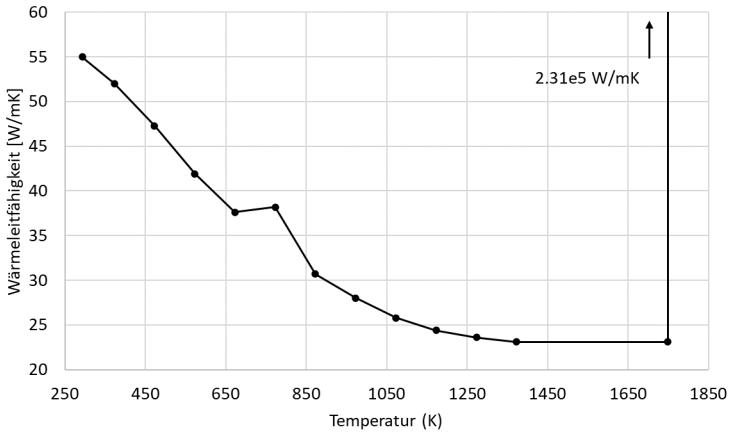


Abb. 3.6 Künstlich modifizierter Verlauf der Wärmeleitfähigkeit

Zur Verifikation dieses Ansatzes wurde ein stark vereinfachtes transient thermisches 2D-Modell mit idealisierter Geometrie (Balken h = 0,01 x b = 0,01 x l = 0,2 m), Werkstoffmodell (Dichte ρ = 10000 kg/m³, Wärmeleitfähigkeit λ = 50 W/(m*K), Wärmekapazität c_p = 500 J/(kg*K)) und Randbedingungen (Anfangstemperatur T_0 = 500 K, Wärmestromdichte auf kurzer Seite $\dot{q}''$ = 5*10^5 W/m², sonst isoliert) erstellt. In der Simulation wurde die Zeit t_m erfasst, bis die Wärmefront durch das Modell gewandert und der gesamte Balken aufgeheizt ist. Aus dieser Zeit und dem Wärmestrom wurde eingebrachte Energie mit 1,25e5 J berechnet. Diese wurde dann mit der gleichgroßen händisch errechneten Energie verglichen, die notwendig ist, um das Volumen des Balkens von der Anfangs- bis zur Schmelztemperatur aufzuheizen.

$$t_m * \mathrm{h} * \mathrm{b} * \dot{q}'' = \mathrm{h} * \mathrm{b} * \mathrm{l} * \rho * c_p * (T_m - T_0) \tag{3.1}$$

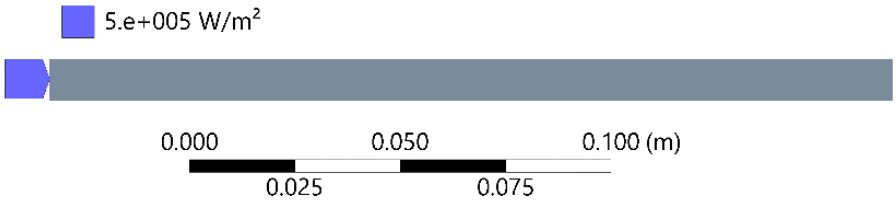


Abb. 3.7 Einfaches Balkenmodell zur Verifizierung des Node-Killing-Ansatzes

3.3.2 1D Modell des kritischsten Segments

Ein erstes Analysemodell besteht aus einer transient thermischen 1D-axialsymmetrischen Simulation über die Wanddicke des Segments 21, das hinsichtlich der Randbedingung für den inneren Wärmestrom das kritischste Segment darstellt (Abb. 3.8). Eine mechanische Simulation wird nicht durchgeführt. Das Modell ist aus technischen Gründen als 2D-Modell mit kurzer axialer Ausdehnung von 1/10 der Wanddicke ausgeführt, was jedoch keinen Einfluss auf die 1D-Eigenschaft hat. Es werden die Randbedingungen für das Segment 21 und die angegebenen Materialeigenschaften verwendet. Die Netzgröße wird auf 0,005 m und die Zeitschrittweite auf 2 s festgelegt. Diskretisierungsstudien werden für eine Netzgröße von 0,001 m und eine Zeitschrittweite von 0,1 s durchgeführt. Der in Absatz 3.3.1 beschriebene Node-Killing-Ansatz wurde verwendet.

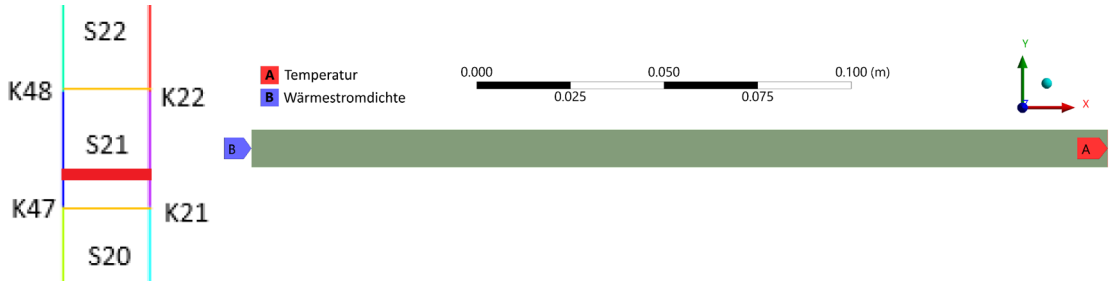


Abb. 3.8 Lage des Teilmodells innerhalb des RDB (links), Geometrie und Randbedingungen (rechts)

Es werden zwei Parameterstudien zum Materialverhalten durchgeführt. In einer ersten Studie (Variante b) wird die Schmelztemperatur um 100 K auf den Wert von 1650 K abgesenkt, um beispielhaft eine Absenkung der Schmelztemperatur, z.B. aufgrund der Bildung von Eutektika, zu berücksichtigen. In einer zweiten Studie (Variante c) wird eine Schmelzenthalpie von 260 J/g berücksichtigt. Dies wird erreicht, indem die Wärmekapazität im Bereich zwischen 1640 und 1740 K künstlich so erhöht wird, dass die zusätzlich absorbierte Energie dem Wert der latenten Schmelzwärme entspricht.

3.3.3 Gesamtmodell der RDB-Kalotte

Das vollständige Modell (Abb. 3.9) besteht aus einer 2D-axialsymmetrische transient thermischen Rechnung und einer unidirektional gekoppelten stationär mechanischen Rechnung. Geometrie, Materialeigenschaften und Randbedingungen entsprechen den in 3.1 angegebenen Werten. Die Netzfeinheit wird mit 0,005 m gewählt und die Zeitschrittweite auf 2 s (mit Auto-Timestepping in der mechanischen Rechnung) festgelegt. Große Verformungen werden berücksichtigt. Kriechverformungen werden zunächst nicht berücksichtigt. Verschiebungsrandbedingungen werden jeweils an den Schnittkanten gesetzt. Erdbeschleunigung, Innendruck, Außendruck sowie Wärmestromdichte innen und Temperaturrandbedingungen außen werden gemäß den Lastrandbedingungen in Abschnitt 3.2 für jedes Segment aufgebracht.

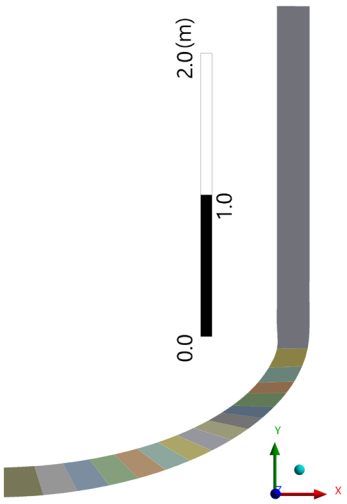


Abb. 3.9 Geometrie und Unterteilung des Gesamtmodells

Für die thermische Simulation wird der bereits in Abschnitt 3.3.1 beschriebene Node-Killing-Ansatz implementiert. In einer ersten Simulation kam es innerhalb des abgeschmolzenen Bereichs zu einem unphysikalischen Wärmetransport in axialer Richtung, verursacht durch die künstlich erhöhte Wärmeleitfähigkeit. Um dies zu unterbinden, wird ein orthotropes Modell für die Wärmeleitung gewählt und die Wärmeleitfähigkeit bei Erreichen der Schmelztemperatur nur orthogonal zur Wandoberfläche erhöht. Um den unteren Teil des RDB in diesen Ansatz einbeziehen zu können, wird wiederum für jedes Segment ein eigenes kartesisches Koordinatensystem mit einer Achse parallel zur Wandoberfläche verwendet.

Das Node-Killing in der mechanischen Rechnung funktioniert ähnlich wie das in der thermischen Rechnung. Hier wird eine künstlich schwache Spannungs-Dehnungs-Kurve verwendet, sobald die Schmelztemperatur erreicht ist. Die Stärke dieser Kurve ist so gewählt, dass sie schwach genug ist, um das Ergebnis nicht zu beeinflussen, aber stark genug, um die inneren Lasten, insbesondere den Innendruck und den hydrostatischen Druck auf den verbleibenden Teil der Wand zu übertragen, ohne zusammenzubrechen.

3.3.4 Durchführungsmodell

In einem weiteren Schritt wird das Gesamtmodell aus Abschnitt 3.3.3 um ein Durchführungsmodell gemäß Abschnitt 2.3 erweitert (Abb. 3.10). Ohne Bezug auf einen konkreten Anlagentyp sollen so grundlegende Phänomene des Durchführungsversagens bei Außenkühlung untersucht werden. Die Wärmeflussdichten in der Größenordnung von 0,1-0,3 W/mm² sind dabei sowohl für DWR/WWER als auch für SWR repräsentativ /PAN 19/. Die Durchführung mit 200 mm Durchmesser und 30 mm Wanddicke ist entlang der Symmetrieachse angebracht. Die Schweißnaht erstreckt sich über 20 % der Wandstärke und die Lücke zwischen Durchführung und Kalotte beträgt 5 mm. Das Werkstoffmodell für die Kalotte wird für die Durchführung übernommen. Der Wärmestrom wird so aufgebracht, dass die eingebrachte Energie gegenüber dem Modell ohne Durchführung gleich ist. Gerechnet wird jeweils eine Variante, in der die Lücke zwischen Durchführung und Schweißnaht ungekühlt ist und eine Variante mit einer perfekten Kühlung in der Lücke (100 °C Randbedingung außen). Die wahren Bedingungen liegen vermutlich zwischen diesen Extrema.

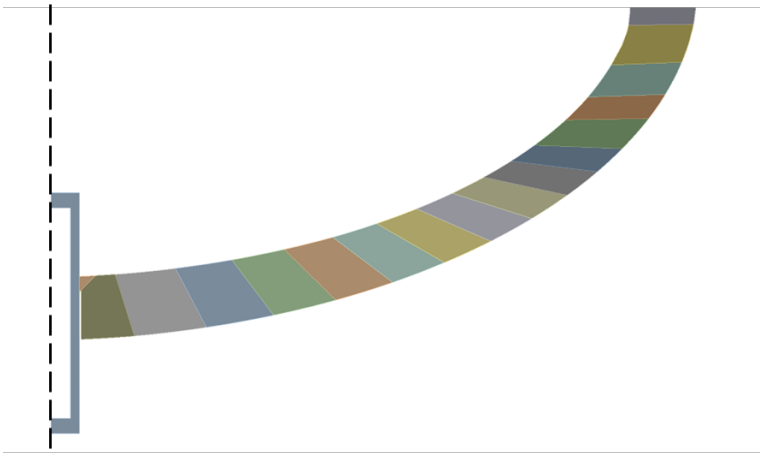


Abb. 3.10 Geometrie des Gesamtmodells mit Durchführung

3.4 Ergebnisse

3.4.1 1D Modell des kritischsten Segments

3.4.1.1 Ausgangsszenario

Abb. 3.11 zeigt den Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung für das 1D-Modell zu definierten Zeitpunkten. Der Unterschied zwischen den Diskretisierungsvarianten ist gering, so dass eine ausreichend feine zeitliche und räumliche Diskretisierung angenommen werden kann. Ein stationärer Zustand wird bei etwa 9000 s erreicht. Der geschmolzene Teil der Wand zeigt einen geringfügigen, aber vernachlässigbaren Einfluss auf die Simulation, da er in einem Intervall < 10 K oszilliert. Nach 9000 s wird ein Wiederanwachsen der Wanddicke beobachtet. Dieses unphysikalische Phänomen wird durch eine Abnahme der Wärmestromdichte verursacht. Eine konservative Abschätzung ist mit dieser Vorgehensweise dennoch möglich, wenn die innere Wärmestromdichte künstlich auf ihrem Maximalwert gehalten wird.

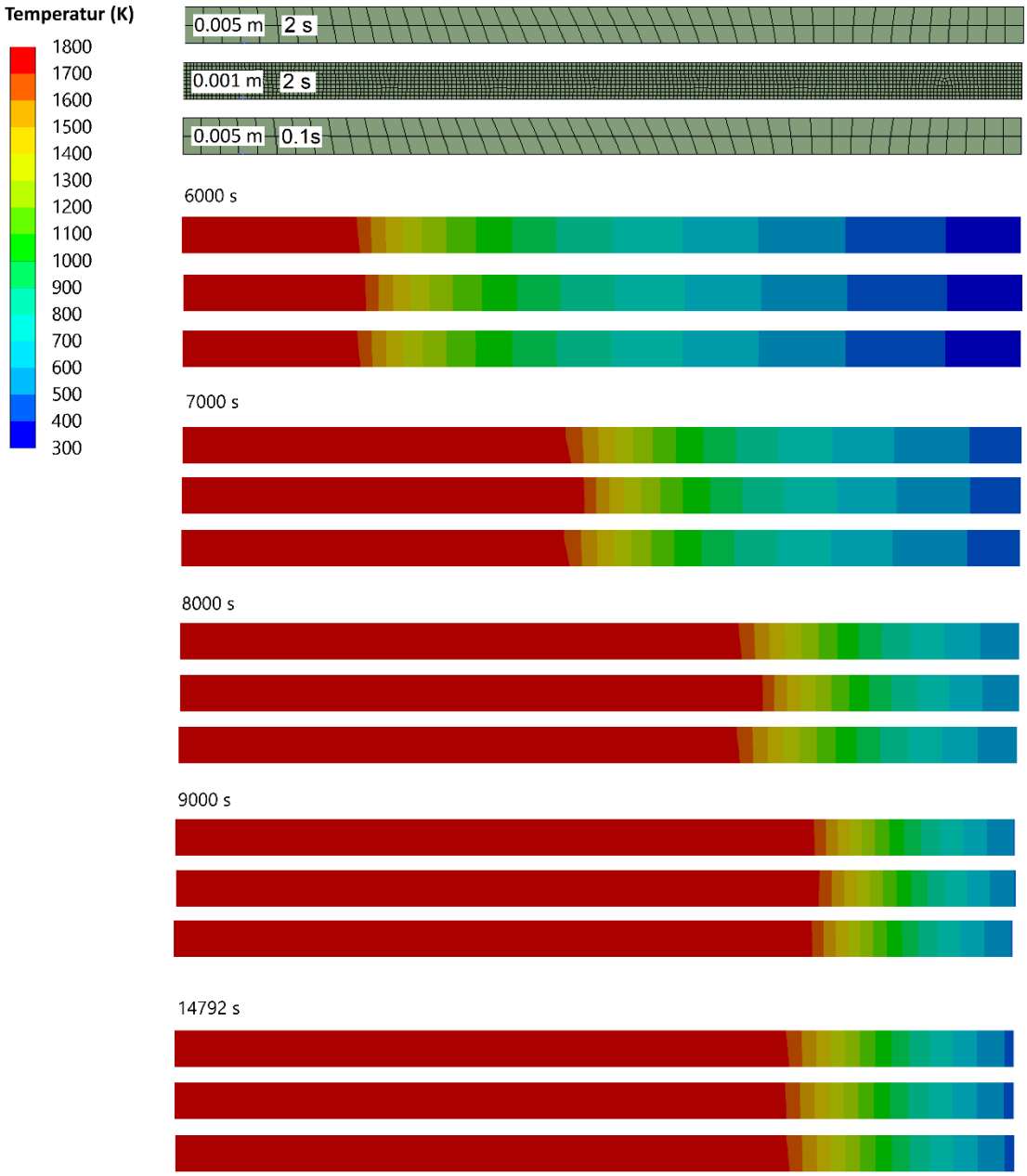


Abb. 3.11 Verlauf der Abschmelzung und Temperaturverteilung zu definierten Zeitpunkten für Ausgangsrechnung und Diskretisierungsstudien

Abb. 3.12 zeigt den Verlauf der zugeführten Wärmestromdichte an der Innenseite sowie der abgeführten Wärmestromdichte an der Außenseite. Ein geringfügiger Anstieg der abgeführten Wärmestromdichte bei etwa 4800 s ist auf eine abrupte Änderung der Außentemperatur zurückzuführen (Abb. 3.13). Der starke Anstieg des zugeführten Wärmestroms an der Innenseite benötigt etwa 3000 s, bevor er die Außenseite erreicht. Danach konvergieren beide Kurven und es wird ein stationärer Zustand erreicht.

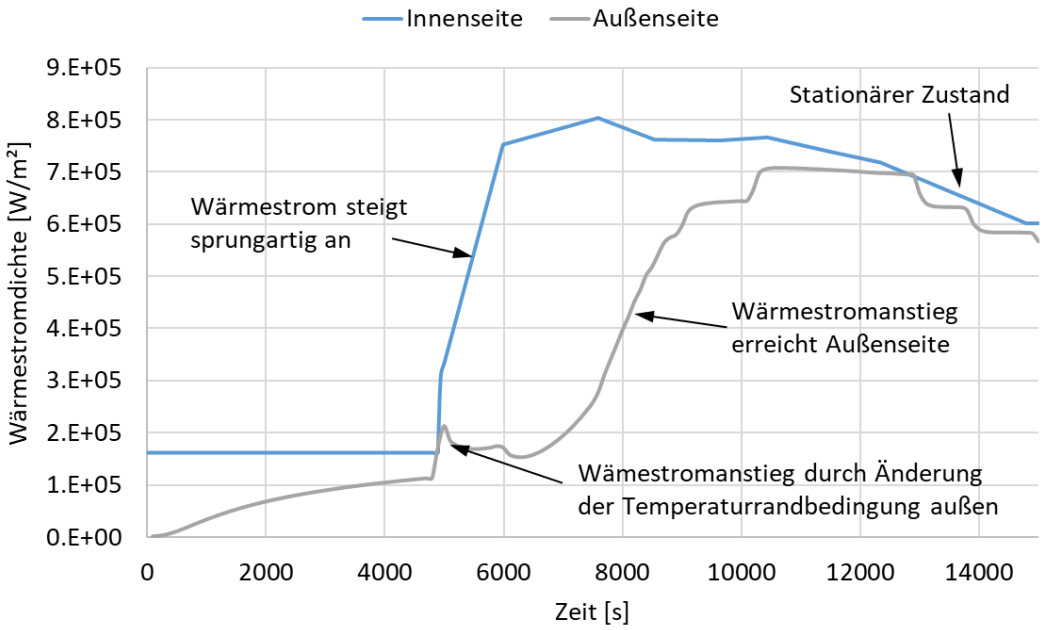


Abb. 3.12 Übersicht der zu- und abgeführten Wärmestromdichten

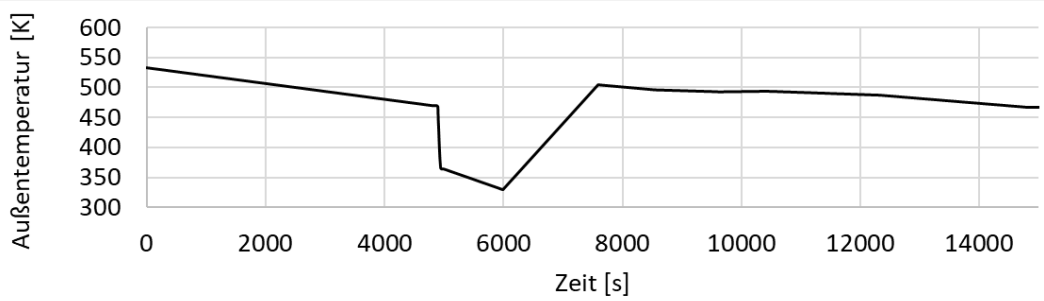


Abb. 3.13 Temperaturrandbedingung an der Außenseite

Zur Validierung der Rechnung wird die numerisch errechnete stationäre Wanddicke 0,0607 m mit einem analytisch errechneten Wert a_r = 0,0625 m verglichen. Ebenso wird die Zeit zwischen dem Anstieg der Wärmestromdichte an der Innenseite und der Außenseite von ca. 3000 s mit einem analytisch errechneten Wert von t_w = 3125 verglichen. Letzteres ist möglich, da die Abschmelzung schneller ist als die Wärmeleitung und sich die Aufheizung daher auf einen kleinen Bereich konzentriert. Für zeit- oder temperaturabhängige Werte wurden dabei gerundete Mittelwerte verwendet.

$$a_r = \frac{(T_m - T_o) * \lambda}{\dot{q}''} = \frac{(1750\ K - 500\ K) * 30\ W/mK}{600000\ W/m^2} = 0{,}0625\ m \tag{3.2}$$

$$t_w = \frac{(T_m - T_o) * \rho * c_p * a_0}{\dot{q}''} = \frac{1250\ K * 7500\ \frac{kg}{m^3} * 1000\ \frac{J}{kgK} * 0{,}2\ m}{600000\ W/m^2} = 3125\ s \tag{3.3}$$

3.4.1.2 Parameterstudien

Abb. 3.14 zeigt den Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung für das Ausgangsszenario (a) und die beiden Parameterstudien (b: um 100 K niedrigere Schmelztemperatur, c: Berücksichtigung einer latenten Schmelzwärme von 260 J/g). Während der transienten Phase sind moderate Unterschiede zu beobachten, während die Unterschiede in der frühen Phase und in der späteren stationären Phase geringer sind. Dieses Ergebnis zeigt sich auch in den Wärmestromdichten (Abb. 3.15).

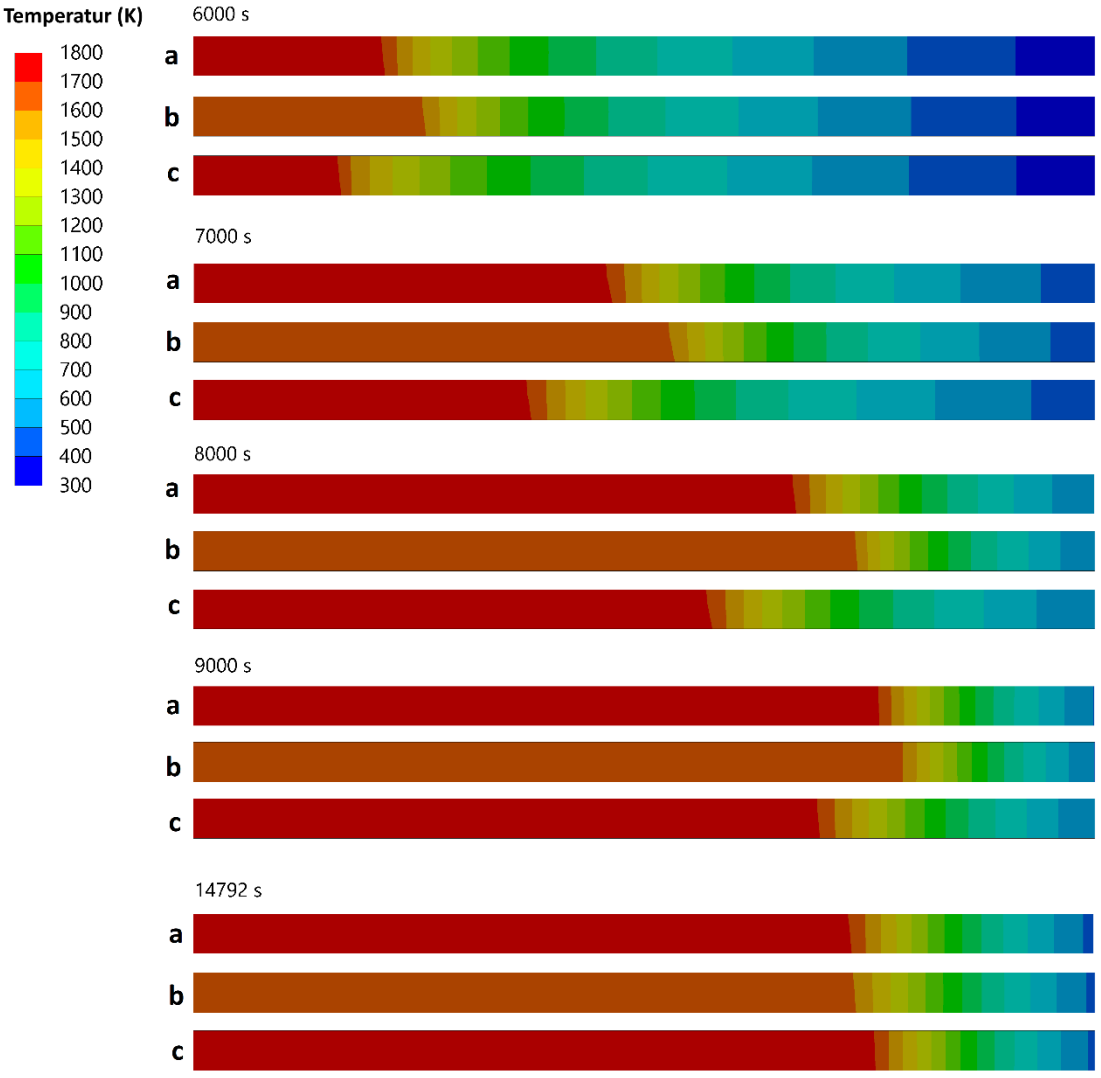


Abb. 3.14 Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung für Ausgangsszenario (a) und den Parameterstudien mit geringerer Schmelztemperatur (b) und Berücksichtigung der Schmelzenthalpie (c)

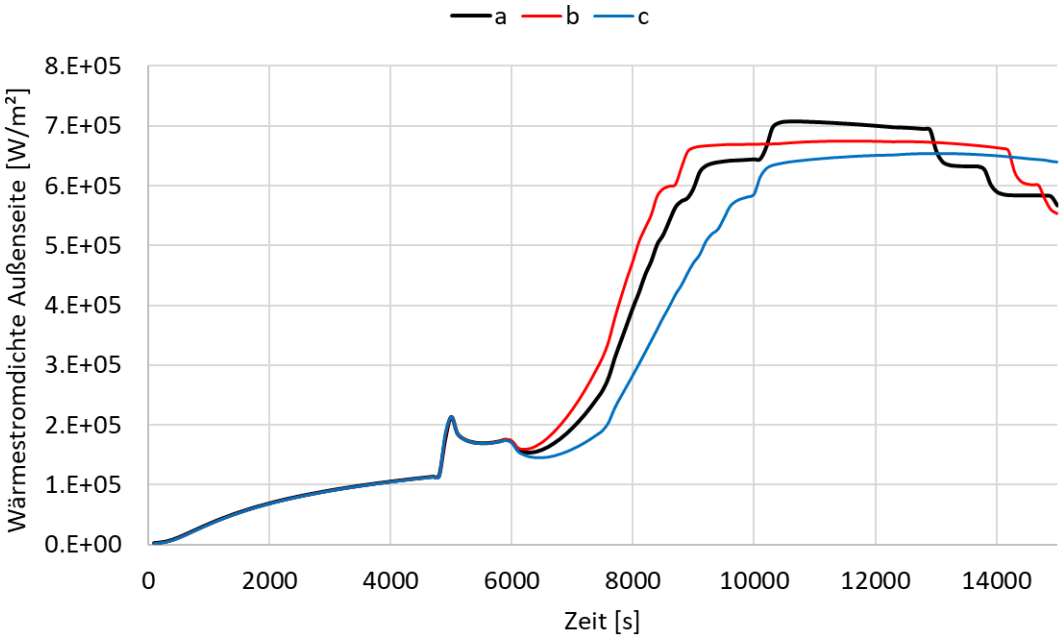


Abb. 3.15 Verlauf der an der Außenseite abgeführten Wärmestromdichten für Ausgangsszenario (a) und den Parameterstudien mit geringerer Schmelztemperatur (b) und Berücksichtigung der Schmelzenthalpie (c)

3.4.2 Gesamtmodell der RDB-Kalotte

3.4.2.1 Ausgangsszenario

Abb. 3.16 zeigt den Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung für das Gesamtmodell. Abb. 3.17 zeigt eine Überblendung des 1D-Modells und eines Ausschnitts des Gesamtmodells zu definierten Zeitpunkten. Dabei ergibt sich eine gute Übereinstimmung, das Gesamtmodell ist gegenüber dem 1D-Modell in der Lage, den Übergang zwischen den Sektoren gleichmäßiger darzustellen.

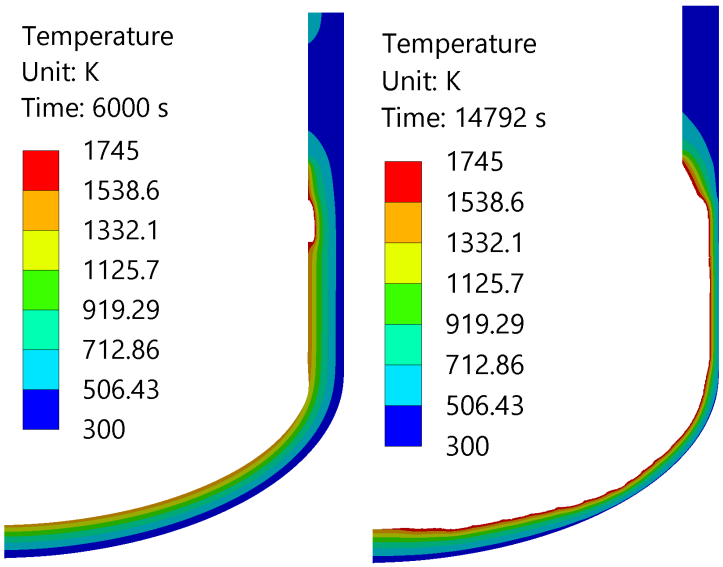


Abb. 3.16 Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung zu den Zeitpunkten t = 6000 s (links) und t = 14792 s (rechts)

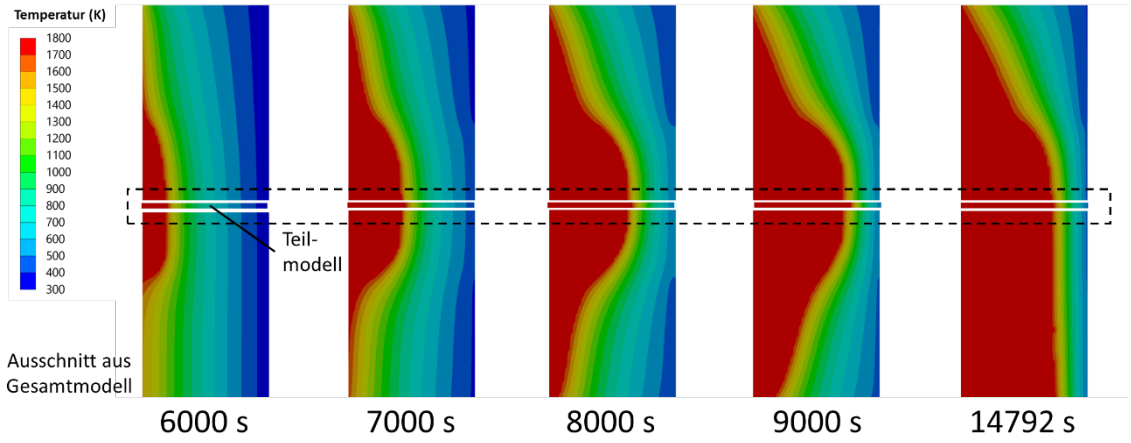


Abb. 3.17 Vergleich von Teilmodell und Gesamtmodell, Teilmodell innerhalb des umrahmten Bereichs über dem Ausschnitt des Gesamtmodells

Abb. 3.18 zeigt das Ergebnis der strukturmechanischen Berechnung mit dem Gesamtmodell zum Zeitpunkt t = 14792 s mit Verformung, Vergleichsspannung und Gesamtvergleichsdehnung. Der geschmolzene Teil der Wand hat noch einen gewissen mechanischen Einfluss auf die Simulation, da er nicht beliebig schwach gewählt werden kann. Angesichts der geringen Spannungen in diesem Bereich kann dieser Einfluss allerdings als vernachlässigbar angesehen werden.

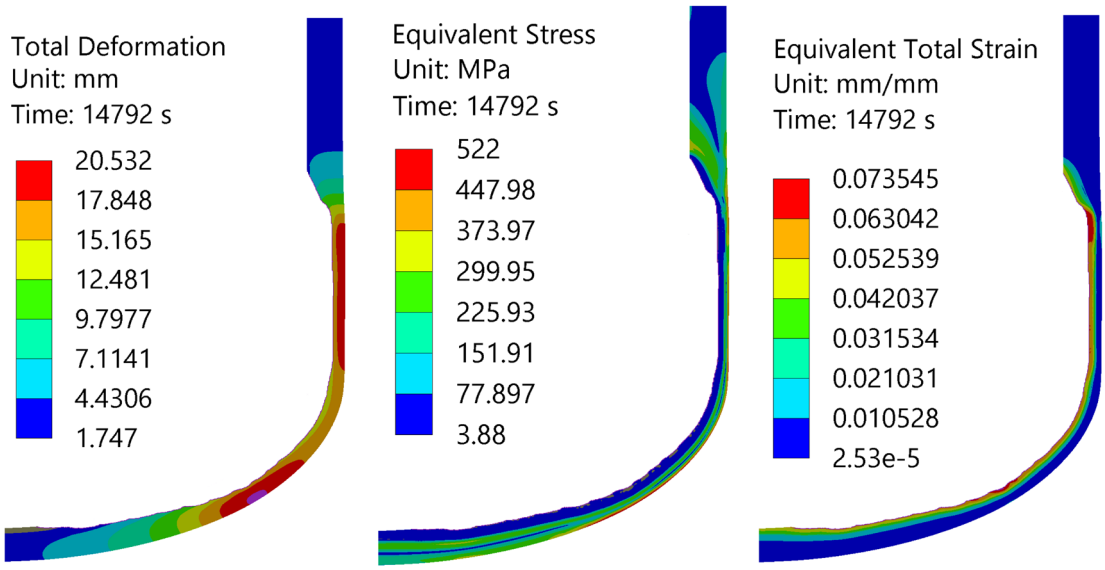


Abb. 3.18 Ergebnis der strukturmechanischen Berechnung mit dem Gesamtmodell zum Zeitpunkt t = 14792 s mit Verformung (links), Vergleichsspannung (mittig) und Gesamtvergleichsdehnung (rechts)

3.4.2.2 Parameterstudien

In einer Variante wird der Node-Killing Ansatz in der thermischen Rechnung weggelassen, d.h. dass die Wand ihre ursprüngliche Geometrie behält und statt der Abschmelzung eine Aufheizung über die Schmelztemperatur hinaus erlaubt ist. Hintergrund ist, dass einige Systemcodes, wie beispielsweise MELCOR die Wärmestromdichte nicht an der Grenzfläche zwischen Schmelze und verbleibender (fester) RDB-Wand berechnen, sondern an der Innenseite der ursprünglichen Wand. Der geschmolzene Teil der Wand und seine weitere Aufheizung müssen also mitberücksichtigt werden. Im realen Fall würde allerdings Durchmischung und Konvektion zu einem gewissen Temperaturausgleich führen, daher ist die Annahme eher als konservative Abschätzung zu verstehen.

Abb. 3.19 zeigt den Vergleich zwischen Ausgangsszenario und Variante zum Zeitpunkt t = 14792 s. Geplottet ist der Verlauf über die Restwand im Bereich von Sektor 21 (Abb. 3.8). Qualitativ zeigen die Werte einen ähnlichen Verlauf. Im Ausgangsszenario schreitet die Abschmelzung allerdings rascher vor. Die Ursache liegt darin, dass ein Teil der eingebrachten Wärme in der Aufheizung der Schmelze über den Schmelzpunkt hinaus gebunden ist und nicht mehr zum weiteren Fortschritt der Abschmelzung beitragen kann (Abb. 3.20).

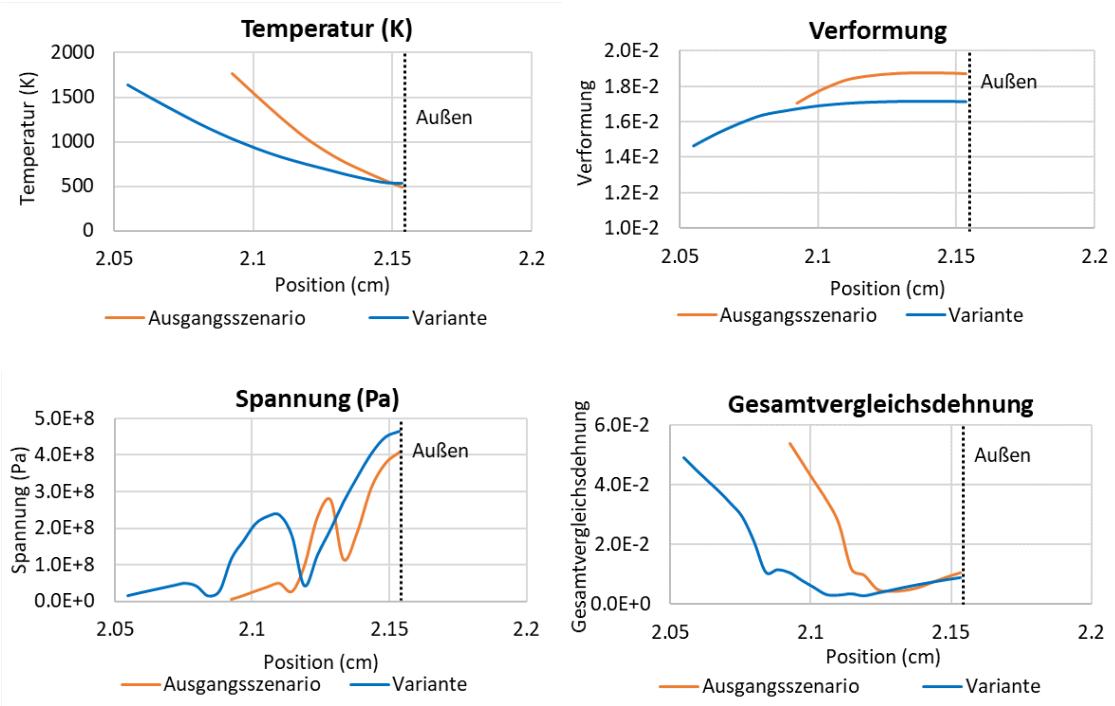


Abb. 3.19 Vergleich der Varianten entlang der Wanddicke zum Zeitpunkt t = 14792 s

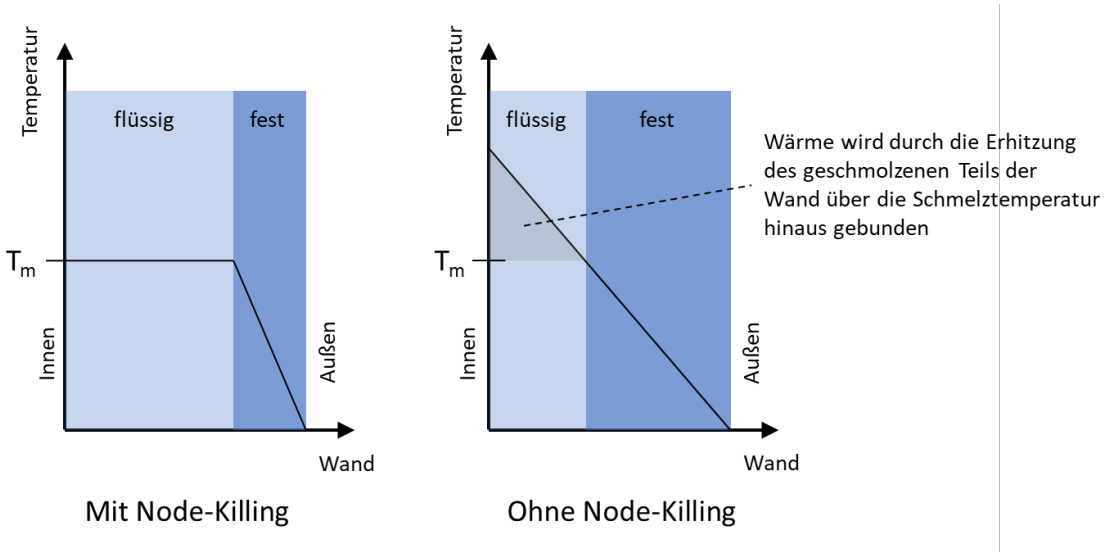


Abb. 3.20 Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs über die Wand für die Varianten mit und ohne Node-Killing in der thermischen Rechnung

Im Rahmen der Arbeiten wurde auch untersucht, ob Kriechverformungen im aktuellen Modell berücksichtigt werden können. Dabei ergaben sich allerdings Probleme, da es prinzipbedingt insbesondere im abgeschmolzenen Bereich zu sehr hohen Verformungen kommen kann, die die Rechnung abbrechen lassen. Um dieses Problem zu beheben, wurden verschiedene Lösungsansätze diskutiert. Möglich ist beispielsweise die Implementierung des Node-Killing Vorgangs über ein Skript, wie dies in /ALT 05/ realisiert

wurde. Dies könnte zudem die Genauigkeit der Rechnung erhöhen, da der abgeschmolzene Bereich dann keinerlei Einfluss mehr auf die verbleibende Wand hat. Alternativ wäre auch eine automatisierte Neuvernetzung der verbleibenden Wand in jedem Schritt möglich, bei dem die Belastungen vom alten auf das neue Netz projiziert werden (Mesh-to-mesh mapping).

3.4.3 Durchführungsmodell

Abb. 3.21 zeigt die Temperaturverteilung im Durchführungsmodell zum Ende der Transiente ohne und mit Kühlung der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte. Die Durchführung ist oberhalb der Schweißnaht vollständig bzw. nahezu vollständig abgeschmolzen, was sich mit den Beobachtungen in den Experimenten, z.B. OLHF /HUM 02/, deckt. Der Bereich der Schweißnaht erreicht Temperaturen, bei denen die Festigkeit der Werkstoffe bereits sehr stark abgesunken ist. Ein Versagen aufgrund globaler Verformung der Kalotte findet allerdings nicht statt (Abb. 3.22).

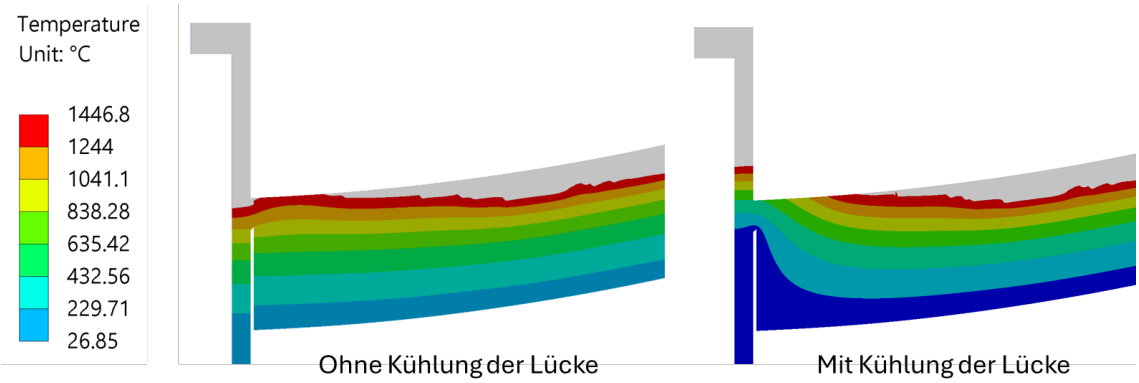


Abb. 3.21 Temperaturverteilung ohne (links) und mit (rechts) Kühlung der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte zum Ende der Transiente

Daneben kommt es im Bereich der Schweißnaht zu einer Quetschung der Durchführung, die dazu beitragen kann, diese in Position zu halten (Abb. 3.23). Grund dafür ist der starke Temperaturgradient in Verbindung mit der thermischen Ausdehnung. Der sehr heiße Bereich nahe der Schmelze dehnt sich dabei stärker aus, als es die restliche Kalotte zulässt. Die Dehnung überträgt sich über die Schweißnaht bzw. bei einer kleinen Lücke auch über den Grundwerkstoff. Dies entspricht den Beobachtungen in /ANS 20/.

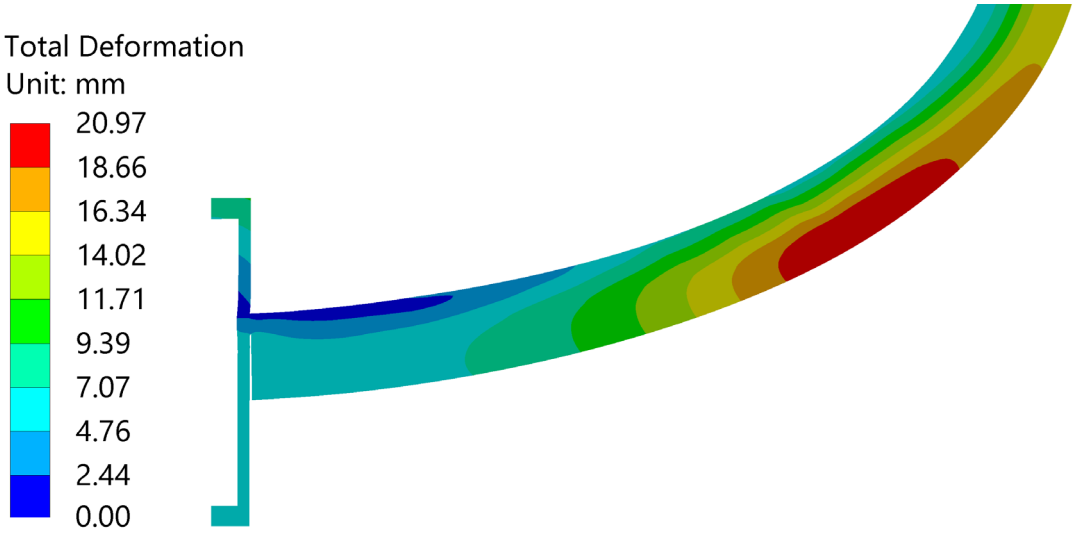


Abb. 3.22 Gesamtverformung zum Ende der Transiente

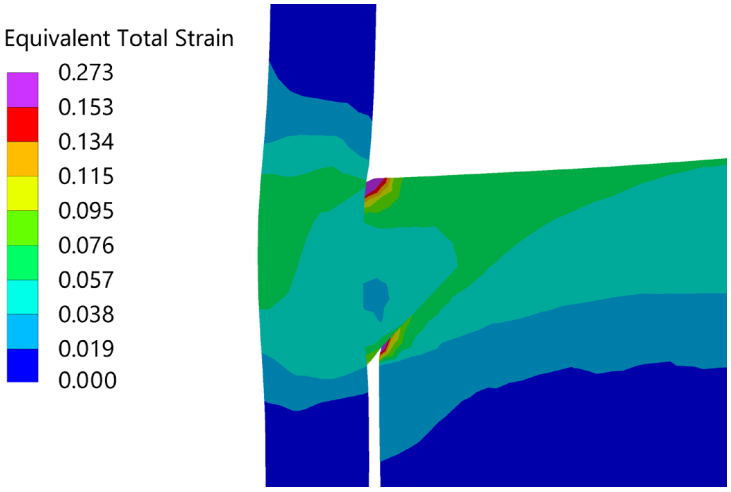


Abb. 3.23 Gesamtvergleichsdehnung im Bereich der Schweißnaht zum Ende der Transiente, Verformung in realer Größe zeigen die Quetschung

Beim Design neuer Reaktoren, die IVMR in Verbindung mit Durchführungen nutzen, kann ein entsprechender Effekt auch gezielt in der Auslegung genutzt werden. Beispielsweise könnte eine externe formschlüssige Abstützung das Herausfallen der Durchführungen auf eine geringe Distanz begrenzen und so die Integrität und Dichtheit der Kalotte bei IVMR-Szenarien gewährleisten.

3.5 Publikationen und internationale Zusammenarbeit

Im Rahmen des Projekts erfolgte die Teilnahme an einer Benchmark Aktivität innerhalb des IAEA CRP J46002 *Developing a phenomena identification and ranking table (PIRT)*

and a validation matrix, and performing a benchmark for In-Vessel Melt Retention /IAE 25/. In dem Zusammenhang wurden Berechnungen basierend auf den in Abschnitt 3.1 beschriebenen Randbedingungen durch Teilnehmer aus fünf verschiedenen Institutionen mit verschiedenen Softwaretools durchgeführt und untereinander verglichen. Die GRS beteiligte sich sowohl bei der Ausarbeitung der Aufgabenstellung zusammen mit der KTH Stockholm als auch bei der Bearbeitung der Aufgabenstellung.

Die errechneten Daten wurden an ausgewählten Querschnitten bezüglich Temperaturverlauf, Verformung, elastischer Dehnung, plastischer Dehnung und Vergleichsspannung verglichen. Die Ergebnisse gliederten sich in zwei Cluster: Die Ergebnisse von GRS und IBRAE stimmten überein und die Ergebnisse von KINS, CNPRI-CGNPC und KTH stimmten überein. Ursache war, dass letztere in der thermischen Rechnung kein Node-Killing berücksichtigen (vgl. Abb. 3.20). Eine zusätzliche Rechnung der GRS mit deaktiviertem Node-Killing bestätigte diese Vermutung. Kleinere Abweichungen betrafen geringfügige Verschiebungen in den Ergebnissen, die vermutlich aus abweichenden Umsetzungen der Modellrandbedingungen resultieren.

Eine wesentliche Schlussfolgerung des Benchmarks war, dass eine Verbesserung der Modelle, insbesondere des Node-Killing-Ansatzes, notwendig ist, um weitere Phänomene, insbesondere Kriechen, in der Analyse zu berücksichtigen. Weitere möglicherweise zu berücksichtigende Umstände betreffen spröde oder gealterte Werkstoffe, 3D-Stützeffekte oder Durchführungen. Weitere Informationen finden sich in /IAE 25/.

Eine weitere Arbeit im Rahmen des IAEA CRP J46002 war die Unterstützung bei der Neuordnung der Phenomena Identification and Ranking Table für IVMR-Szenarien. Hier wurden für die Untergruppe der mechanischen Phänomene basierend auf dem aktuellen Kenntnisstand Empfehlungen für die Auswahl und Gruppierung der Phänomene gegeben. Insbesondere wurde vorgeschlagen, weitere Einzelphänomene, wie *Wärmestromdichte*, *RDB-Durchmesser* und *Masse unterhalb der kritischen Sektion* hinzuzufügen und die Phänomene nach *Mechanische Lasten*, *Größen mit Einfluss auf die verbleibende Wandstärke* und *Werkstofffestigkeit bei hoher Temperatur* zu ordnen. Eine wesentliche Schlussfolgerung der Arbeiten war, dass eine zukünftige Sensitivitätsanalyse geeignet wäre, verbleibende Wissenslücken bei der Bewertung der Wichtigkeit der einzelnen Phänomene untereinander und relativ zur vorgelagerten Rechnung haben. Weitere Informationen finden sich in /IAE 25/.

Weiterhin wurde im Rahmen des Projekts ein Online-Workshop mit Vertretern belgischer, französischer, tschechischer und ukrainischer Institutionen zum Thema Versagensmechanismen und -kriterien bei IVMR-Szenarien organisiert. In der Diskussion zwischen den Teilnehmern entstand ein fruchtbarer Austausch, der als Grundlage für die Festlegung möglicher Versagenskriterien in IVMR-Szenarien dienen kann. Weitere Informationen finden sich in /BLA 23a/.

Ein weiterer Austausch mit Experten auf dem Gebiet der mechanischen Integrität bei IVMR-Szenarien fand auf der ERMSAR Konferenz 2024 statt, wobei das Thema IVMR in diesem Jahr einen Schwerpunkt darstellte.

4 Integrität von Sicherheits- und Druckentlastungsventilen

4.1 Wissensstand zum Versagensverhalten von Sicherheits- und Entlastungsventilen

4.1.1 Hintergrund

Sicherheits- und Druckentlastungsventile werden in Kernkraftwerken zur Begrenzung des Drucks im Reaktorkühlsystem und zur Druckentlastung bei Stör- und Unfällen eingesetzt. Während die Ventile bei betrieblichen Bedingungen und Störfällen als äußerst zuverlässig gelten, ist deren Verhalten unter den Bedingungen eines Kernschmelzunfalles weitestgehend unbekannt. Es ist davon auszugehen, dass durch die hohen Gastemperaturen nach Einsetzen der Zirkonreaktion, die abrasiven und adhäsiven Eigenschaften mitgetragener Partikel sowie die massive Beanspruchung durch wiederholte Öffnungszyklen gänzlich andere Bedingungen bestehen als unter Auslegungsbedingungen. Im Falle eines Kernschmelzunfalls im HD-Pfad ist neben einem frühzeitigen (sicherheitsgerichteten) Versagen in Offenstellung zudem auch ein Ventilversagen in (teil-)geschlossener Stellung denkbar. Bei einem Kernschmelzunfall im ND-Pfad nach erfolgter Druckentlastung ist ein Versagen der Offenhaltung mit Wiederanstieg des Drucks und anschließendem Versagen an anderer Stelle denkbar /LÖF 18/. Weiterhin könnten je nach Art des Versagensvorgangs Sekundärschäden an umliegenden Komponenten entstehen.

Sensitivitätsanalysen haben gezeigt, dass der Verlauf von Kernschmelzunfällen im Hochdruckpfad, insbesondere die Wahrscheinlichkeit von Containment-Bypass Szenarien, wesentlich vom Versagensverhalten der Sicherheits- und Entlastungsventile abhängen kann /LÖF 00/ /SAN 14/ /GHO 19/. Geringfügige Änderungen, wie eine zeitliche Änderung oder eine Änderung des Öffnungsgrads bei Versagen können zu gänzlich anderen Unfallverläufen führen /MAJ 03/ /BUN 15/. Daneben beeinflusst das Versagensverhalten die Radionuklidfreisetzung, da der Abblaseweg über das Ventil anders als konkurrierende Versagensorte in der Regel in einer Wasservorlage endet und dadurch mit einer Auswaschung der Radionuklide verbunden ist /BUN 15/. Weiterhin beeinflusst das Versagen die Wasserstoffproduktion, da der Druckabfall Rückwirkungen auf die Prozesse im Kern hat /GHO 19/.

Insbesondere nach den Unfällen in Fukushima Dai-ichi ist die Frage nach dem Verhalten der Sicherheits- und Entlastungsventile im Unfallszenario international als prioritäres Forschungsthema erkannt worden /OEC 17/ und in Phenomena Identification and Ranking Tables mit hoher Priorität eingestuft worden /BUN 15/.

Mechanistische Methoden zur Bewertung des Versagensverhaltens sowie der Ventilstellung bei Versagen und der damit assoziierten Unsicherheiten stehen bisher nicht zur Verfügung /GHO 19/. Das liegt zunächst daran, dass Ventile komplexe Komponenten mit vielen Einzelteilen sind, deren Zusammenspiel eine Vielzahl unterschiedlicher Versagensmechanismen hervorbringen kann /MAJ 03/ /GHO 19/. Die Ventile können sich zudem in ihren grundlegenden Funktionsweisen und der konkreten Ausführung stark unterscheiden /BIX 13/. Experimentelle Daten zum Verhalten bei Unfallbedingungen sind bisher nicht vorhanden /BIX 13/ /GHO 19/ /MAJ 03/ /SAN 18/.

Unfallanalysen greifen daher auf stark vereinfachte, von den eigentlichen Versagensmechanismen abstrahierte Modelle zur Prognose des Versagensverhaltens im Unfallszenario zurück. So wird in /LÖF 00/ vereinfachend angenommen, dass das Ventil in 50 % aller Fälle zu einem definierten Zeitpunkt versagt. Untersuchungen in /MAJ 03/ bedienen sich probabilistischer Ausfallwahrscheinlichkeiten, die ursprünglich für den Normalbetrieb generiert wurden. In /BIX 13/ wurden verschiedene Kriterien verglichen. In einem ersten wird ein Versagen nach 270 Zyklen angenommen, wobei unterstellt wird, dass die Aufheizung mit der Zyklenzahl korreliert. Ein zweites Kriterium nimmt ein Versagen nach 60 Minuten bei 1000 K bzw. 30 Minuten bei 1500 K an. Ein weiteres Kriterium basiert auf einer Gastemperatur von 1000 K, angelehnt an die maximal zulässige Einsatztemperatur von austenitischem Stahl (811 K dauerhaft und 1100 K intermittierend), wobei angenommen wird, dass sich Gas- und Strukturtemperatur nicht wesentlich unterscheiden. In /RAT 21/ wird eine Strukturtemperatur von 950 K als Versagenskriterium verwendet. In /SAN 12/ werden zwei Kriterien kombiniert und ein Versagen nach 256 Zyklen oder 10 Zyklen bei einer Gastemperatur oberhalb von 1000 K angenommen. Abschätzungen der Temperaturverteilung in der Struktur wurden mit analytischen Methoden in /BIX 13/ und FE-Modellen in /RAT 21/ durchgeführt (Abb. 4.1).

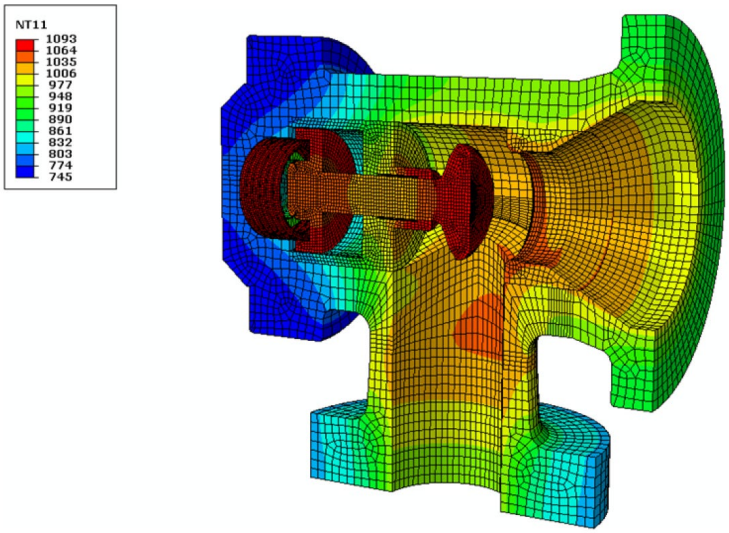


Abb. 4.1 FE-Modell zur Berechnung der Strukturtemperatur /RAT 21/

Um eine stärker mechanistische Betrachtung basierend auf relevanten Versagensmechanismen zu entwickeln, wurde im vorliegenden Projekt ein mehrstufiger Ansatz verfolgt. Zunächst wurden bestehende Betrachtungen zum Ventilverhalten bei hoher Temperatur zusammengetragen und ausgewertet. In /MAJ 03/ wurde beispielsweise ein Workshop mit Vertretern von Ventilherstellern dokumentiert und verschiedene Versagensmodi bei hoher Temperatur gesammelt. Nach dem Unfall in Fukushima Dai-ichi wurden ähnliche Betrachtungen in /LEE 15/ angestellt. In /SAN 18/ wurde Literatur zum abrasiven Fressen aneinanderreibender Flächen verschiedener Werkstoffe bei hoher Temperatur aus anderen Bereichen der Technik gesichtet und einfache Abschätzungsrechnungen durchgeführt.

Parallel dazu wurde die Betriebserfahrung von Ventilen bei Normaltemperatur aufgearbeitet und geprüft, inwiefern die dort protokollierten Versagensmechanismen auch auf den Hochtemperaturfall anwendbar sind /STA 95/ /HAU 95/ /OEC 02/ /WIE 07a/ /PEI 19/. Der überwiegende Teil der Betriebserfahrungen betrifft Risse und Brüche aufgrund von Materialfehlern, Herstellungsfehlern oder Montagefehlern, die sich nicht direkt übertragen lassen. Allerdings geben die Ereignisse zu einem gewissen Grad Aufschluss über besonders vulnerable Bereiche.

Da vergleichbare Ventile auch in Dampfkraftwerken, der chemischen Industrie und der petrochemischen Industrie eingesetzt werden /MAJ 03/, wurden entsprechende Erkenntnisse auch aus diesen Bereichen herangezogen. Insbesondere wurden die Normen API 521 (Guide for Pressure-Relieving and Depressuring Systems) /API 14/ sowie API 526

(Flanged Steel Pressure Relief Valves) /API 02/ hinsichtlich Anforderungen für Hochtemperaturbedingungen ausgewertet.

Die gesammelten Erkenntnisse wurden zudem mit Vertretern von Ventilherstellern und Experten aus der chemischen Industrie diskutiert. Dazu wurden Vorträge und Gespräche im DECHEMA Arbeitsausschuss Sicherheitsgerechtes Auslegen von Chemieanlagen sowie die 13. Internationalen Fachmesse für Industriearmaturen genutzt. Die Ergebnisse dieser Arbeiten sind in den Abschnitten 4.1.2 bis 4.1.9 beschrieben

Ausgewählte Versagensmechanismen oder Teilprozesse wie die Durchströmung, die Temperaturverteilung in der Struktur, die Entwicklung der Toleranzen zwischen Ventilstempel und Zylinder, Kriechverformungen oder die Entfestigung von Federn lassen sich durch numerische Modelle simulieren /MAJ 03/. In einer interdisziplinären Modellierung wurde daher zunächst die Geometrie eines repräsentativen Ventils mit Hilfe des CAD-Programms Catia V5 erstellt, das Strömungsverhalten mit einem CFD-Modell basierend auf ANSYS CFX simuliert, wobei repräsentative Zeitpunkte und Randbedingungen auf Basis von Rechnungen mit dem Code AC^2 festgelegt wurden (siehe Abschnitt 4.2), und anschließend das thermische Verhalten der Struktur und das mechanische Verhalten mit einem FE-Modell basierend auf ANSYS Mechanical simuliert (siehe Abschnitt 4.3).

In einem letzten Schritt wurden Experimente zum Verhalten der Oberflächenkontakte zwischen Ventilstempel und Zylinder durchgeführt. Diese sind im Kapitel zum Werkstoffverhalten in Abschnitt 6.2.4 eingeordnet. Mögliche weitere Experimente wurden auf Basis der Arbeiten skizziert. Ein Erkenntnisgewinn ist auch zu erwarten, wenn der Rückbau der Anlagen in Fukushima Dai-ichi eine Aussage zum Zustand der Druckbarriere und speziell der Sicherheits- und Entlastungsventile zulässt /OEC 17/.

4.1.2 Aufbau von Sicherheits- und Entlastungsventilen

Zur Begrenzung des Drucks und zur Entlastung in Stör- und Unfällen bedienen sich DWR und SWR redundanter Sicherheits- und Druckentlastungsventile mit abgestuften Öffnungspunkten. Weiterhin besitzt der Deckelflansch des RDB durch die eingesetzten Dehnschrauben begrenzte Eigenschaften eines Sicherheitsventils /MPA 81/. Die Ventile befinden sich üblicherweise in einer Ventilgruppe am Druckhalter (DWR) oder an den Frischdampfleitungen (SWR). Eingesetzt werden feder- und eigenmediumgesteuerte Ventile mit elektromagnetisch betätigten Vorsteuerventilen. Eigenmediumgesteuerte Ventile nutzen durch besondere konstruktive Maßnahmen den Betriebsdruck des

abzusichernden Mediums zur Erbringung bzw. Erhöhung der Dichtkraft. Eine Hilfsfeder dient dabei in der Regel nur zur Fixierung des Zylinderkegels in der Schließsteilung bei Transport und Montage.

Eigenmediumgesteuerte Ventile werden weiterhin nach ihrem Auslegungsprinzip unterschieden. Ventile, die nach dem Arbeitsstromprinzip arbeiten, benötigen für ihre Auslegungsfunktion (hier: Öffnen) eine Beaufschlagung der Arbeitsflächen mit einem Arbeitsmedium, während Ventile, die nach dem Ruhestromprinzip arbeiten, eine Entlastung der unter Mediumdruck stehenden Flächen benötigen. Vorteil des Ruhestromprinzips ist die größere Sicherheit durch die Unabhängigkeit vom Arbeitsmedium für die Auslegefunktion und die sicherheitsgerichtete Öffnungscharakteristik. Vorteil des Arbeitsstromprinzip ist eine weichere Endlagencharakteristik, da die Öffnungskraft mit dem Öffnungsgrad ab- statt zunimmt /DÜW 77/. Als exemplarische Vertreter von Sicherheitsventilen, die in westlichen Leichtwasserreaktoren eingesetzt werden, werden nachfolgend Ventile von Bopp & Reuther, Sempell, Target Rock und Dresser kurz beschrieben. Detaillierte Beschreibungen finden sich in /DÜW 77/ und /KER 98/.

Das Bopp & Reuther SiH 3112 Ventil (Abb. 4.2) besteht aus einem Gehäuse aus austenitischem Stahl mit überwiegend ferritischen Einbauten. In Abb. 4.2 befindet sich der Dampfeintritt an der Unterseite und der Dampfaustritt seitlich. Im geschlossenen Zustand wird der bewegliche Topfkegel durch den in der unteren Kammer wirkenden Frischdampfdruck nach unten gegen den Ventilsitz gepresst und verschließt dadurch die Abströmöffnung. Der Topfkegel wird außen in einer mit dem Gehäuse verschweißten Hülse lose und innen an einem feststehenden Kolben mit Kolbenringen gedichtet geführt. Der feststehende Kolben ist über einen Königszapfen am Gehäuse fixiert. Der Ventildeckel ermöglicht die Öffnung des Gehäuses zur Wartung und Austausch der Einbauten. Die Vorventile werden über den Reaktorschutz gesteuert, besitzen aber auch eine mechanische Notfunktion, bei der der erhöhte Frischdampfdruck das Vorventil gegen eine vorgespannte Schraubenfeder öffnet /KER 98/.

Der Öffnungsvorgang wird eingeleitet, indem die bis dahin drucklose obere Kammer von den redundant vorhandenen Steuerventilen mit Frischdampfdruck beaufschlagt wird (Arbeitsstromprinzip). Durch die unterschiedlich großen druckbeaufschlagten Flächen verändert sich die Kraftbilanz, der Topfkegel gleitet nach oben und gibt damit die Abströmöffnung frei /KER 98/. Die Statusanzeige erfolgt über eine auf den Deckel des Topfkegels aufgeflanschte Spindel, die durch den Ventildeckel geführt wird /DÜW 77/. Ein Wiederverschließen erfolgt, indem nach Schließen des Steuerventils der Druck in

der oberen Kammer über eine Zentralbohrung mit Drosseleinrichtung im Königszapfen abgebaut wird.

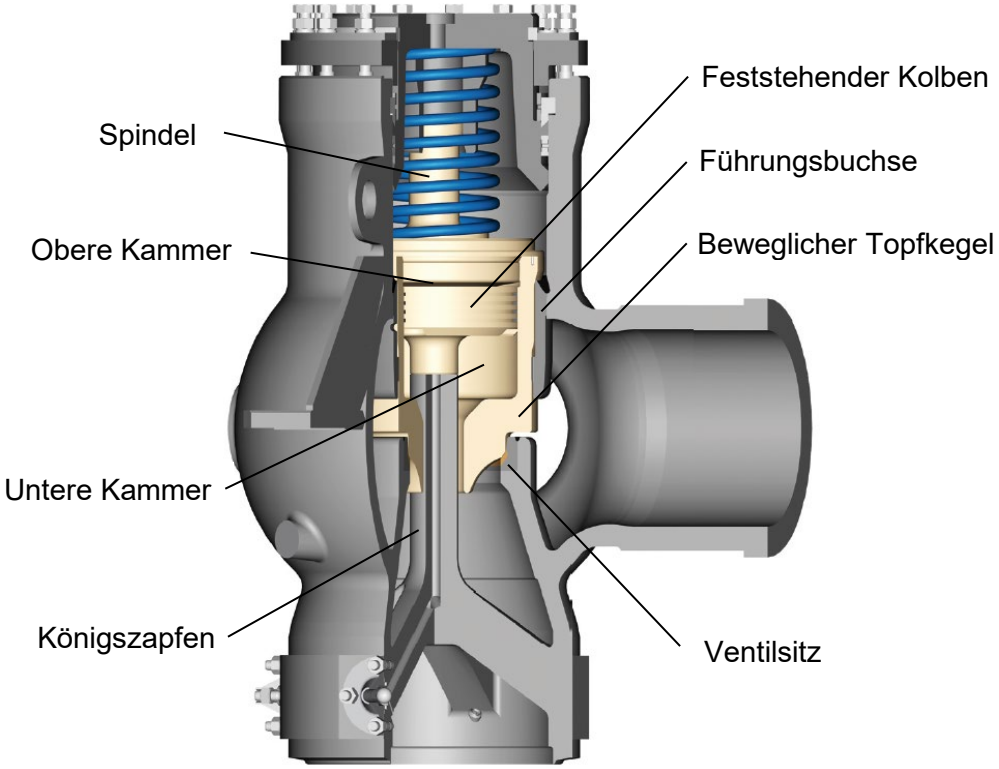


Abb. 4.2 Bopp & Reuther SiH 3112 /BOP 16/

Die Sempell-Ventileinheit (Abb. 4.3, links) besteht aus dem eigenmediumgesteuerten Hauptventil sowie je nach Version einem oder mehreren redundanten Vorsteuerventilen. In Abb. 4.3 befindet sich der Dampfeintritt seitlich und der Dampfaustritt an der Unterseite. Ein aus einem Stück gefertigter Verschlusskörper mit Betätigungskolben ist in einem im Gehäuse fixierten Zylinder über Kolbenringe und einen Führungsbolzen beweglich gelagert und dichtet den dazwischenliegenden Steuerraum ab (Abb. 4.3, rechts). Der Zylinder ist zur Abschirmung vom durchströmenden Fluid von einem Wärmeschutzrohr umgeben. Im Ausgangszustand wird der Verschlusskörper durch den in der Steuerkammer herrschenden Betriebsdruck gegen den Ventilsitz gepresst. Dabei steigt bzw. fällt die Dichtkraft mit dem Betriebsdruck. Im Austritt befindet sich eine Lochblende, die für eine zweite kritische Entspannung und Beruhigung der Strömung sorgt. Ein Ventildeckel ermöglicht die Öffnung des Gehäuses zur Wartung und Austausch der Einbauten. Die Vorsteuerventile sind federbelastet, können aber auch elektrisch durch einen aufgeflanschten Hubmagneten geöffnet werden /DÜW 77/.

Zum Öffnen wird das Vorventil betätigt und der Steuerraum entlastet. Dadurch wechselt die Kraftbilanz das Vorzeichen und der Verschlusskörper wird angehoben (Arbeitsstromprinzip). Über eine Auffüllbohrung strömt kontinuierlich Dampf in den Steuerraum, sodass sich dieser nach Schließen des Vorventils wieder vollständig auffüllt und die veränderte Kraftbilanz den Verschlusskörper wieder gegen den Ventilsitz drückt und das Ventil schließt /DÜW 77/.

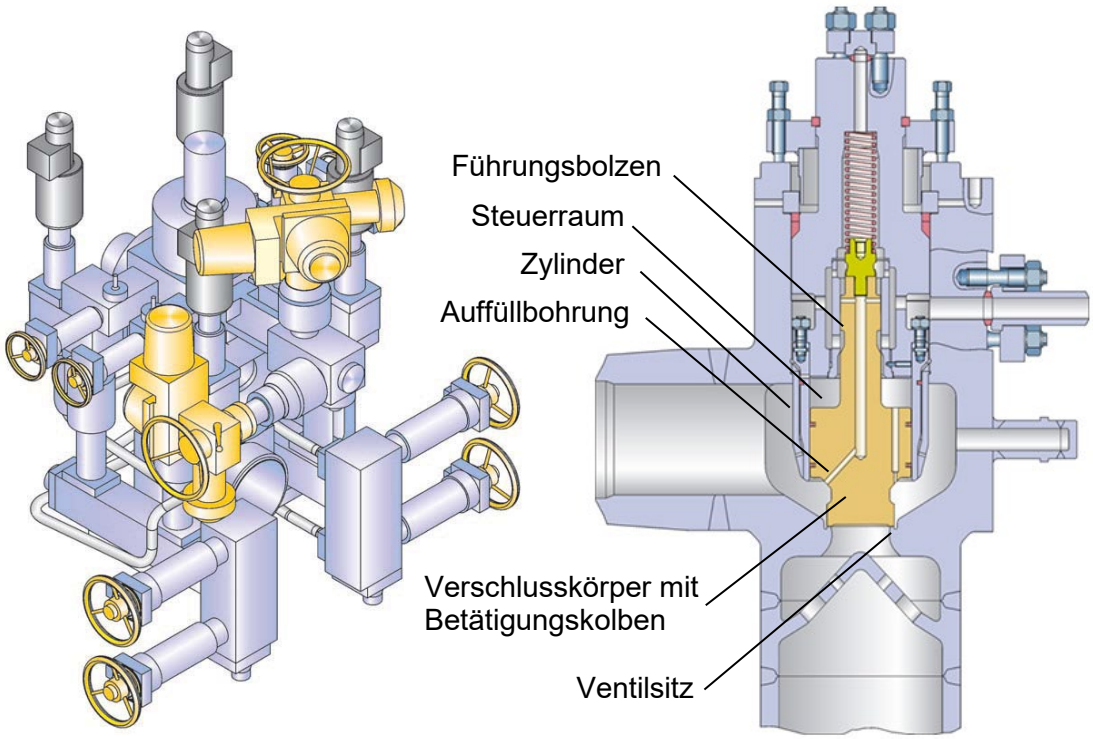


Abb. 4.3 Sempell VS99 mit Anbauten (links) und im Längsschnitt (rechts) /SEH 08/

Ein in U.S.-amerikanischen Reaktoren verbreiteter Typ eigenmediumgesteuerter Sicherheitsventile wird vom Hersteller Target Rock produziert und existiert in einer zweistufigen und dreistufigen Version (Abb. 4.4). Der Ventilkörper wird aus dem Werkstoff ASTM A216 Gr. WCB gefertigt, Ventilstempel und Scheibe aus A276 Type 304 rostfreiem Stahl /BIX 13/. Der mit dem Verschlusskörper verbundene Ventilkolben ist aus SS316 gefertigt und läuft in einem mit einer Stellitplattierung versehenen Käfig aus SA 564 (17-4 PH) /SAN 18/. Die Funktionsweise entspricht dem von Sempell hergestellten Ventil, weist jedoch Besonderheiten auf. So ist das Vorventil direkt auf dem Hauptventil aufgeflanscht und nutzt zur pneumatischen Betätigung eine Elastomermembran, die über Impulsleitungen angesteuert wird /BIX 13/.

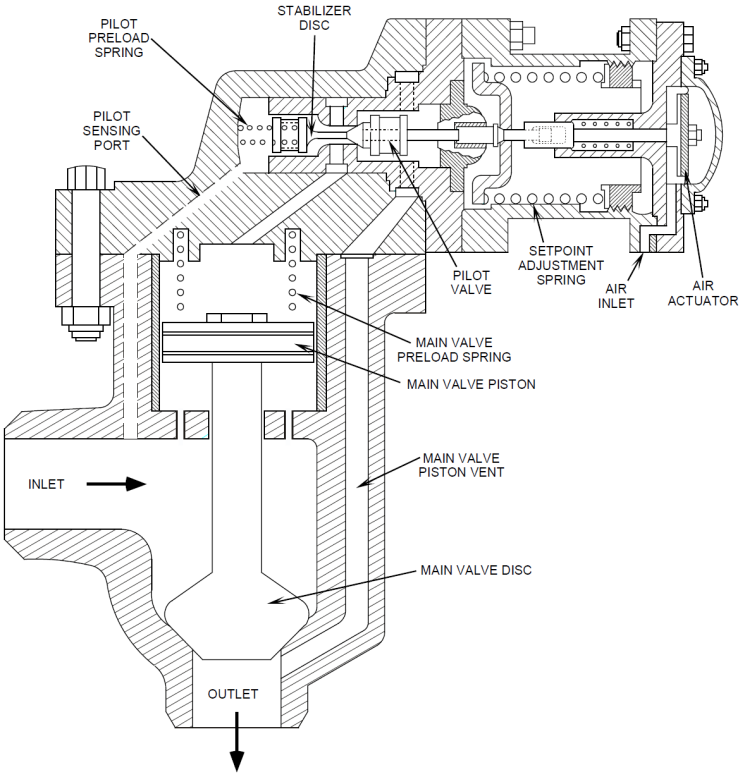


Abb. 4.4 Eigenmediumgesteuertes Sicherheitsventil von Target Rock /RAT 21/

Federbelastete Sicherheits- und Entlastungsventile für Kernkraftwerke werden unter anderem von Crosby, Dikkers und Okano hergestellt, arbeiten jeweils nach dem gleichen Prinzip und haben einen ähnlichen Aufbau (Abb. 4.5). Die innerhalb einer auf den Ventilkörper aufgeflanschten Einhausung gelegene Schraubenfeder bringt über eine Ventilspindel die notwendige Kraft auf, um den in einer zwischen Ventildeckel und Schließfedergehäuse verklemmten Führungsbuchse geführten Verschlusskörper gegen den Ventilsitz abzudichten. Die Öffnung erfolgt, indem ein seitlich angebrachter Pneumatikzylinder durch Magnetventile entlastet wird und über eine Kolbenstange und ein Hebelgestänge die Feder entlastet (Ruhestromprinzip). Eine Notfunktion ist gegeben, indem das Fluid bei entsprechendem Druck den Verschlusskörper auch gegen die Federkraft öffnet /DÜW 77/.

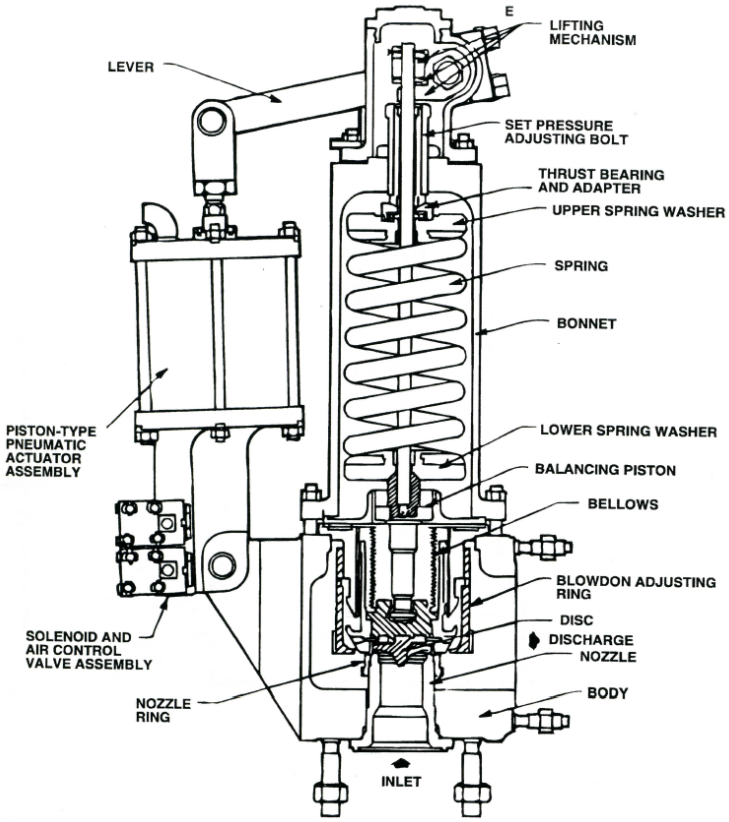


Abb. 4.5 Federbelastetes Sicherheitsventil von Crosby /ISR 90/

4.1.3 Stochastisches Versagen unabhängig von Temperaturbelastung

Im Unfallszenario hat das Sicherheits- und Entlastungsventil bereits im Zeitraum vor einem signifikanten Temperaturanstieg bis zu mehrere hundert Öffnungszyklen durchgeführt. Ein rein stochastisches Versagen in Offenstellung, wie es aus den verschiedensten Gründen auch innerhalb der Auslegungsgrenzen auftreten kann, muss daher grundsätzlich in Betracht gezogen werden /SAN 14/ /OEC 17/ /LÖF 18/. Abschätzungen in /BIX 13/ basierend auf Daten aus der Betriebserfahrung kommen zu dem Schluss, dass alle 270 Zyklen mit einem Ausfall gerechnet werden muss. Diese Daten stammen jedoch von individuellen Ereignissen fehlerhaften Offenbleibens verschiedenster Ventile einschließlich der durch Produktionsfehler verursachten Fälle. Eine Übertragbarkeit auf ein mehrfaches Öffnen desselben Ventils in Folge erscheint in diesem Zusammenhang fraglich /BIX 13/. Ventilhersteller geben gestützt auf experimentellen Untersuchungen an, dass auch nach sehr vielen Zyklen die Funktionsfähigkeit des Ventils nicht beeinträchtigt ist /DÜW 77/ /RAT 21/. Ein stochastisches Versagen in Offenstellung ist daher als unwahrscheinlich zu bewerten.

4.1.4 Schädigung durch das Fluid

Im Unfallszenario hat das durchströmende Fluid eine abweichende Zusammensetzung. In der frühen Phase kann insbesondere flüssiges Wasser mitgetragen werden oder im Ventil entstehen, was zu Kavitation oder Erosion führen kann /SAN 18/. In der späten Phase ist Heißgaserosion oder Erosion durch mitgetragene Partikel, wie Schmutz, Flusen, Korrosionsprodukte, Schlamm, Borverbindungen, Fremdkörper aus der Kernschmelze oder Radionuklidaerosole denkbar.

Moderne Ventiltypen sind allerdings bereits für zweiphasige Ausströmung ausgelegt und Ventilhersteller erwarten keine signifikanten Schäden /KOR 89/ /MAJ 03/. Auch erfolgt die Konstruktion so, dass sensible Teile gegen Fremdkörper besonders geschützt sind, etwa durch eine zurückgesetzte Position des Kolbens oder zusätzliche Bauteile. Direkte Schäden durch das Fluid mit nachfolgendem Ventilversagen sind daher als unwahrscheinlich zu bewerten. Mitgetragene Partikel können allerdings eine Rolle bei anderen Versagensmechanismen spielen, etwa indem sie Steuerleitungen verstopfen oder sich zwischen Verschlusskörper und Ventilsitz ablagern (siehe Abschnitte 4.1.7 und 4.1.8).

4.1.5 Temperaturbedingte Absenkung der Werkstofffestigkeit

Charakteristisch für das Unfallszenario ist neben der veränderten Zusammensetzung des Fluids der Anstieg der Fluidtemperatur. Die aufgeheizten Komponenten entfestigen sich, unterliegen einer Kriechverformung oder verlieren ihre Widerstandsfähigkeit gegen Ermüdung. Dies betrifft zunächst Bauteile aus Werkstoffen mit geringer Temperaturfestigkeit, wie Elastomerdichtungen, -bälge oder -membranen, die aber in Hauptventilen in der Regel nicht zum Einsatz kommen (siehe Abschnitt 4.1.7 zum Einsatz in Vorventilen). Bei höheren Temperaturen sind Bauteile betroffen, die große Kräfte abtragen, wie Gehäuse, Ventilspindel oder Schraubenfeder. Diese Bauteile sind hinsichtlich ihrer Dimensionierung ähnlich ausgelegt wie Komponenten der Druckbarriere, die näher am RDB liegen und entsprechend der dort höheren Temperatur vorher versagen würden. Mit Ausnahme der Führungen beweglicher Bauteile (siehe Abschnitt 4.1.6) sowie Schrauben (siehe Abschnitt 6.2.3) tolerieren die meisten Bauteile zudem geringgradige Toleranzabweichungen durch Kriechverformungen, die ab etwa 500 °C auftreten können. Eine beginnende Entfestigung der Feder in federbelasteten Ventilen kann allerdings zu einer Verschiebung des Öffnungspunkts führen (siehe Abschnitt 4.1.8).

Zyklische Belastungen ergeben sich zunächst aus den Öffnungsvorgängen. Während eine Ermüdung der Feder in federbelasteten Ventilen aufgrund der wenigen Zyklen unwahrscheinlich ist /KER 98/ /RAT 21/, sind bei eigenmediumgesteuerten Ventilen Ermüdungsschäden beispielsweise durch den Aufprall des Verschlusskörpers in seiner Endstellung denkbar, insbesondere wenn die Endlagencharakteristik aufgrund des Ruhestromprinzips besonders hart ist oder Ventilflattern unterstellt wird /SAN 18/. Untersuchungen dieses Mechanismus in /SAN 18/ kamen aufgrund fehlender Werkstoffdaten zu keinem klaren Ergebnis. In den meisten Ventilen sind derartige Belastungen aber durch konstruktive Vorkehrungen reduziert, z.B. durch Fluidpolster oder Verstärkungen der Anschlagzone /DÜW 77/ /MAJ 03/. Bei fortgeschrittener temperaturbedingter Absenkung der Werkstofffestigkeit könnten einzelne Schläge allerdings Verformungen an Bauteilen, z.B. den Kolbenringnuten, hervorrufen und ein Verklemmen fördern (siehe Abschnitt 4.1.6).

Neben den Öffnungszyklen wirken hochfrequente zyklische Belastungen aus Vibrationen durch die Fluidkräfte. Es ist aber zu vermuten, dass diese Kräfte allein zu schwach sind, um Ermüdungsschäden bei moderat erhöhter Temperatur auszulösen. Das gleiche gilt für thermische Ermüdung durch lokale Schwankungen der Fluidtemperatur. Insgesamt ist daher anzunehmen, dass eine temperaturbedingte Absenkung der Werkstofffestigkeit allein, d.h. ohne Zusammenspiel mit weiteren Mechanismen, erst spät bzw. erst nach hoher Zyklenzahl zu einem Versagen führen würde.

4.1.6 Verklemmen beweglicher Teile

Das Verklemmen beweglicher Teile, insbesondere der hinsichtlich Toleranzen sensiblen eigenmediumgesteuerten Sicherheits- und Entlastungsventilen ist ein naheliegender Versagensmechanismus im Unfallszenario, der auch von Experten hervorgehoben wird /MAJ 03/ /BIX 13/ /API 14/ /DEC 23/. In der Betriebserfahrung ist ein Verklemmen aus verschiedenen Gründen bereits oft beobachtet worden /DÜW 77/ /USN 98/.

Bezüglich der Stellung bei Versagen wurde teilweise argumentiert, dass ein Versagen in Offenstellung wahrscheinlicher wäre, da zu diesem Zeitpunkt die höchsten thermischen Belastungen herrschen /RAT 21/. Unter Berücksichtigung der thermischen Trägheit und der längeren Dauer der Geschlossen-Phase (ca. 45 s) gegenüber der Offen-Phase (ca. 5 s) /BIX 13/, kann diese Annahme allerdings in Frage gestellt werden. Würde ein Ventil in Geschlossen- oder Teilgeschlossen-Stellung versagen, würden allerdings

redundante Ventile einer höheren Druckstufe, die zu diesem Zeitpunkt noch nicht aufgeheizt sind, einspringen.

Ein Versagen durch Verklemmen hängt von mehreren Einflussfaktoren ab. Zunächst legen geometrischen Toleranzen und tatsächliche Einbaulage fest, wie viel Spalt zwischen den Komponenten verbleibt /USN 98/. Dieser Spalt und die Reibung darin kann durch verschiedene Phänomene beeinflusst werden: die Veränderung der beteiligten Oberflächen, die Verformung der beteiligten Komponenten, die thermische Dehnung der beteiligten Komponenten oder eine Füllung mit Fremdkörpern. Auch ein zeitweiliges Wiederlösen einer Verklemmung z.B. durch Vibrationen oder Homogenisierung des Temperaturfelds ist grundsätzlich denkbar.

Mit der Temperatur auftretende Oberflächenveränderungen können u.a. Entkohlung, Oxidation, Rückgängigmachen der Nitrierhärtung oder Abtragung der Stellit- bzw. Chromplattierung umfassen. Dadurch kann die Festigkeit der Werkstoffpaarung sinken, der Reibwert wachsen, der Spalt durch Volumenzunahme geschlossen werden oder adhäsive Verbindungen an den Kontakten geschaffen werden. Verzunderung beginnt bereits im Bereich von 500 °C mit Anlauffarben und nimmt bei etwa 700 °C stark zu. Art und Ausprägung der Phänomene hängen dabei von der Werkstoffpaarung ab /WIE 07a/. Die Betriebserfahrung deutet darauf hin, dass stellitierte bzw. hartverchromte Oberflächen weniger anfällig sind gegenüber unbehandelten Paarungen aus Nickelbasislegierungen oder austenitischen Stählen /DÜW 77/ /MAJ 03/. Versuche mit einer realistischen Werkstoffpaarung sind in Abschnitt 6.2.4 beschrieben.

Eine weitere Rolle spielt der Verlust der Werkstofffestigkeit bzw. Kriechverformungen /SAN 14/. In Zusammenspiel mit den Kräften aus Druckdifferenzen, Aufprall beweglicher Teile am Endanschlag oder Vibrationen kann es zu abhängig von der Gestaltung der Kontaktfläche und der Werkstoffe zu geringfügigen Verformungen kommen, die ein Klemmen provozieren. Die Werkstoffe zeigen einen Steilabfall der Festigkeit bereits ab 400 °C, der sich ab 500 °C noch einmal verstärkt (siehe Abschnitt 6.1.4).

Ein Verklemmen kann auch durch unterschiedliche thermische Ausdehnung ausgelöst oder gefördert werden, etwa wenn die Bauteile aus Werkstoffen mit abweichenden thermischen Ausdehnungskoeffizienten bestehen oder wenn sich aufgrund der thermischen Trägheit die Mitteltemperaturen in den Bauteilen unterscheiden /BIX 13/ /SAN 18/ /RAT 21/. Dabei spielt insbesondere die Werkstoffpaarung eine Rolle. Eine analytische Abschätzung in /BIX 13/ für ein Ventil des Herstellers Target Rock, bei dem der

Ventilkörper aus dem Werkstoff ASTM A216 Gr. WCB und Ventilstempel sowie Scheibe aus A276 Type 304 rostfreiem Stahl gefertigt sind, ergab, dass sich bei einer Aufheizung auf 537 °C der Spalt um ca. 0,075 mm verkleinert, davon jeweils die Hälfte aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffpaarung und der unterschiedlichen Temperatur. Dies liegt im Bereich der Toleranzen, die in /RAT 21/ mit 0,0275 mm (enge Passung), 0,09 mm (freie Passung), 0,135 (lockere Passung) angegeben werden. In /KER 98/ wurde für das Ventil des Herstellers Bopp & Reuther geschlussfolgert, dass durch die hier umgekehrte Werkstoffpaarung (austenitisches Gehäuse, ferritische Einbauten) eher eine Vergrößerung des Spalts zu erwarten ist.

Für das Verklemmen, wie für andere mechanische Phänomene, ist die Strukturtemperatur ausschlaggebend. Aufgrund der intervallartigen Öffnung findet die Aufheizung zeitlich ungleichmäßig statt. In /MAJ 03/ wird angenommen, dass die Strukturtemperatur nicht stark von der Fluidtemperatur abweicht. In /BIX 13/ werden 20 K, in /KER 98/ < 50 K geschätzt.

Insgesamt stellt Verklemmen einen relevanten Versagensmechanismus dar, hängt aber von verschiedenen Faktoren, insbesondere der Werkstoffpaarung ab.

4.1.7 Versagen der Steuerung oder des Vorventils

Die Steuerleitungen stellen mit ihrer geringen thermischen Trägheit bei voller mechanischer Belastung eine weitere Schwachstelle im Unfallszenario dar. Ihr Abreißen kann je nach Auslegungskonzept zu einem Offenbleiben oder Schließen des Hauptventils führen /DÜW 77/, auch wenn Kugelrückschlagventile weiteren Gasaustritt verhindern /KER 98/. Aus diesen Gründen werden in Hochtemperaturanwendungen oft Hitzeschilde und isolierte Steuerleitungen eingesetzt oder federbelastete Ventile bevorzugt /API 14/. Daneben könnte eine Verstopfung durch mitgetragene Partikel zum Ausfall führen.

Auch Vorventile (Abb. 4.7) bilden eine Schwachstelle /BIX 13/ /RAT 21/. So sind in der Betriebserfahrung zahlreiche Ausfälle aus unterschiedlichen Gründen zu finden /DÜW 77/ /KER 98/. Die redundante und diversitäre Auslegung mit mehreren verschiedenen Vorventilen kann die Ausfallwahrscheinlichkeit durch die größere Anzahl an Versagensmechanismen erhöhen /KER 98/. Die Öffnungscharakteristik des Hauptventils ist dabei nichtlinear. Während kleine Leckströme noch kein Ansprechen des Hauptventils bewirken /RAT 21/, öffnet das Hauptventil bei größeren Leckströmen bzw. einem Versagen des Vorventils in Offenstellung in der Regel ganz.

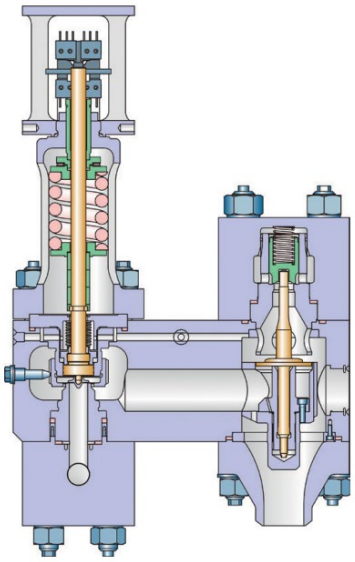


Abb. 4.6 Sempell VS66 Vorventil für Ventil VS99 /SEM 08/

Grundsätzlich gelten für die Vorventile die gleichen potenziellen Versagensmechanismen wie für die Hauptventile. Gleichzeitig sind diese aufgrund der geringeren Größe und der komplexeren Bauweise anfälliger. So sind die Bauteile, einschließlich der Feder, schneller durchgewärmt, Partikel können trotz teilweise vorhandenem Vorfilter schnell zum Verklemmen führen /DÜW 77/. Teilweise werden in Vorventilen auch Elastomerwerkstoffe verwendet (z.B. Dichtungen, Bälge oder Membranen), die eine geringere Temperaturbeständigkeit aufweisen /BUN 15/ /SAN 18/.

Entscheidend ist insbesondere die Größe der Durchströmung durch die Vorventile und wie schnell sich diese relativ zum Hauptventil aufheizen. Typischerweise liegt die Durchströmung im Bereich weniger Prozent des Gesamtvolumenstroms. Wärmeübertragung ist aber auch durch Strahlung sowie Wärmeleitung bei direkt angeflanschten Vorventilen möglich /BUN 15/. Wärme kann darüber hinaus in den Steuerleitungen verloren gehen. Derartige Abschätzungen sind daher komplex /BIX 13/.

Zusammenfassend stellt auch das Versagen der Ansteuerung oder des Vorventils einen relevanten Versagensmechanismus dar. Aufgrund der unterschiedlichen Bauweise und der schwer abzuschätzenden Aufwärmrate relativ zum Hauptventil ist eine definitive Festlegung allerdings schwierig. Sollten zukünftig experimentelle Untersuchungen zum Verhalten eigenmediumgesteuerter Ventile durchgeführt werden, könnte es - auch unter dem Kostenaspekt - sinnvoll sein, mit der Prüfung von Vorventilen zu beginnen.

4.1.8 Verschiebung des Ansprechdrucks

Eine weitere Gruppe von Mechanismen stellen solche dar, die zur Verschiebung des Ansprechdrucks (und in der Regel auch des Schließdrucks) führen (Set-Point Drift) /MAJ 03/. Oft stellen diese eine Vorstufe eines Versagensmechanismus dar /WIE 07a/. Die Verschiebung des Ansprechdrucks kann ein Versagen oder eine weitere Verschiebung befördern, da bis zum Erreichen des neuen Ansprechdrucks eine zusätzliche Gasmenge abgeführt wird /USN 98/ /MAJ 03/. Set-Point-Drift kann auch Vorventile betreffen. In der Betriebserfahrung sind Fälle verschiedenster Ursachen zu finden /RAT 21/.

Von Set-Point Drift unterschieden werden müssen Leckagen. Letztere können insbesondere dann auftreten, wenn der Verschlusskörper nicht richtig auf dem Ventilsitz aufsetzt, z.B. durch Fremdkörper oder (thermische) Verformung.

In eigenmediumgesteuerten Ventilen kann Set-Point Drift auftreten, wenn sich Strömungsbilanzen verändern, etwa durch das teilweise Verstopfen einer Bohrung oder der Leckage an einer Dichtung oder Passung. Eine andere Ursache kann die Schwergängigkeit beweglicher Teile sein /DÜW 77/.

In federbelasteten Ventilen konzentriert sich Set-Point Drift auf eine Veränderung der Federeigenschaften. Neben der vibrationsbedingten Verstellung des Einstellmechanismus ist hier insbesondere thermische Ausdehnung, die Abnahme des Elastizitätsmoduls, plastische oder Kriechverformung möglich /MAJ 03/ /SAN 18/ /RAT 21/. Die Aufwärmung der Feder wird durch den direkten Kontakt mit dem Medium, Strahlungswärme und die Einhausung begünstigt /USN 98/. In Hochtemperaturanwendungen werden daher oft Hochtemperaturwerkstoffe für die Federn, belüftete Federhauben und Isolierungen eingesetzt /API 02/. Auch die Außentemperatur kann das Federverhalten wesentlich beeinflussen /MAJ 03/. Eine analytische Abschätzung in /USN 98/ ergab, dass eine Aufheizung der Feder auf 204 °C mit einem Absinken des Öffnungspunkts von 17,1 auf 15,7 MPa verbunden ist /USN 98/. Nach Expertenmeinung ist die Feder das kritischste Element in federbelasteten Sicherheits- und Entlastungsventilen /DEC 23/ /LES 24/.

4.1.9 Zusammenfassung

Im Rahmen der Arbeit wurden Versagensmechanismen für eigenmediumgesteuerte und federbelastete Sicherheits- und Entlastungsventile zusammengetragen und bewertet. Verallgemeinernd kann geschlussfolgert werden, dass für eigenmediumgesteuerte

Ventile das Verklemmen und das Versagen des Vorventils und für federbelastete Ventile die Verschiebung des Öffnungspunkts durch Veränderung der Federeigenschaften als besonders relevante Versagensmechanismen identifiziert wurden. Genaue Versagenstemperaturen sind dabei schwer einzugrenzen und hängen von der genauen Ventilkonfiguration ab. Allgemein lässt sich jedoch sagen, dass federbelastete Ventile wesentlich robuster gegenüber hoher Temperatur sind als eigenmediumgesteuerte Ventile. Die bisher angenommenen Versagenstemperaturen für eigenmediumgesteuerte Ventile, die meist oberhalb von 1000 K/727 °C angesetzt werden /BIX 13/ erscheinen unter Berücksichtigung der relevanten Versagensmechanismen für eine Best-Estimate Abschätzung tendenziell zu hoch.

4.2 Simulation der Ventildurchströmung

Im Rahmen der Arbeit wurde die Durchströmung des Sicherheits- und Entlastungsventils Sempell VS99 /EME 18/ während des Öffnungsvorgangs in einem postulierten HD-Kernschmelzszenario simuliert. Abb. 4.7 zeigt das geöffnete Ventil. Der Dampf tritt von rechts in das Ventil ein, strömt durch das Ventil durch und tritt vertikal nach unten aus.

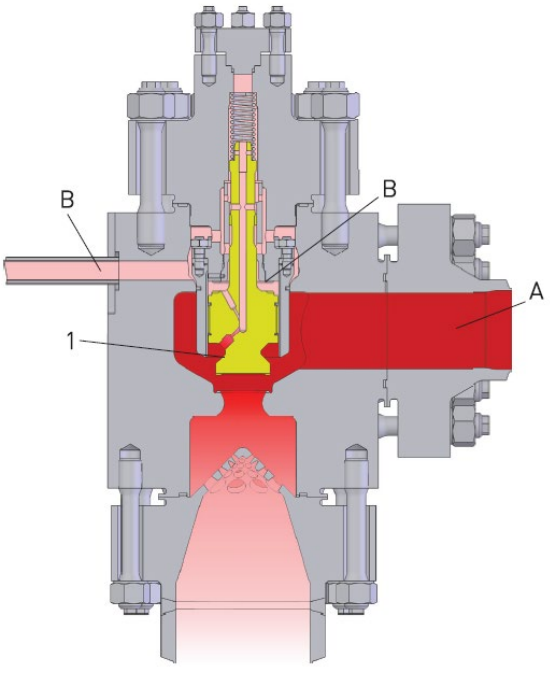


Abb. 4.7 Sicherheitsventil Sempell VS99 /EME 18/

Der gesamte Innenraum des Sicherheitsventils und des Austrittsteils mit dem Lochkegel wurde simuliert. Das Rechenvolumen wird in Abb. 4.8 dargestellt. Am Einlass des Ventils

wurden ein konstanter Massenstrom (17,95 kg/s) überhitzten Dampfs und eine konstante Dampftemperatur (750 °C) spezifiziert. Andere Gase aus der Kernschmelze, insbesondere Wasserstoff, wurden in diesem ersten Schritt vernachlässigt. Am Auslass wurde ein konstanter Druck (3 bar) festgelegt. Die Werte wurden einer Rechnung eines HD-Kernschmelzunfalls mit dem Code AC^2 entnommen. Alle Wände der Rechendomäne wurden in der Simulation als adiabat betrachtet. Die Wasser-Dampf-Stoffwerte wurden mithilfe von IAPWS-IF97 (IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam) berechnet. Dabei wurden Dichte, Wärmekapazität, Leitfähigkeit und dynamische Viskosität als Funktionen von Temperatur und Druck bestimmt /WAG 98/.

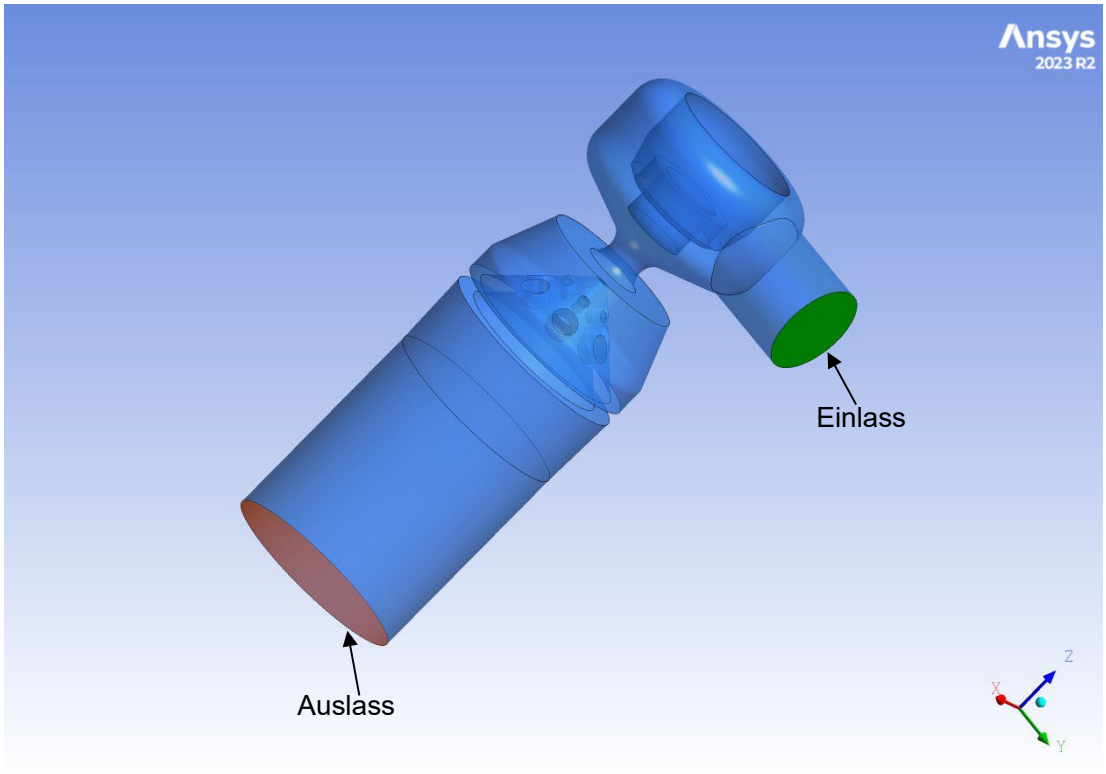


Abb. 4.8 Rechendomäne und Randbedingungen

Die Rechendomäne des Ventils wurde mit Tetraeder-Elementen mithilfe des Programms ICEM CFD vernetzt. Das Rechengitter ist in Abb. 4.9 dargestellt. Das Rechengitter wurde unter dem Ventilstempel und im Verbindungsrohr zwischen Ventil und Austritt, wo die durchströmten Flächen klein sind, verfeinert. Die komplexe Geometrie des Lochkegels wurde auch mit verfeinertem Gitter vernetzt. Die Anzahl der Tetraeder-Elemente betrug 4,7 Mio. Die Qualität (Aspect Ratio) der Tetraeder-Elemente war größer 0,4. Um die Rückströmung am Auslass zu vermeiden, wurde das Austrittsrohr um 0,225 m verlängert (Abb. 4.9). Das verlängerte Rohr wurde mit den Hexaeder-Elementen vernetzt. Die

Anzahl der Hexaeder-Elemente in diesem Abschnitt betrug 0,28 Mio. Die beiden Gitter wurden in der Simulation mit einem Interface verbunden.

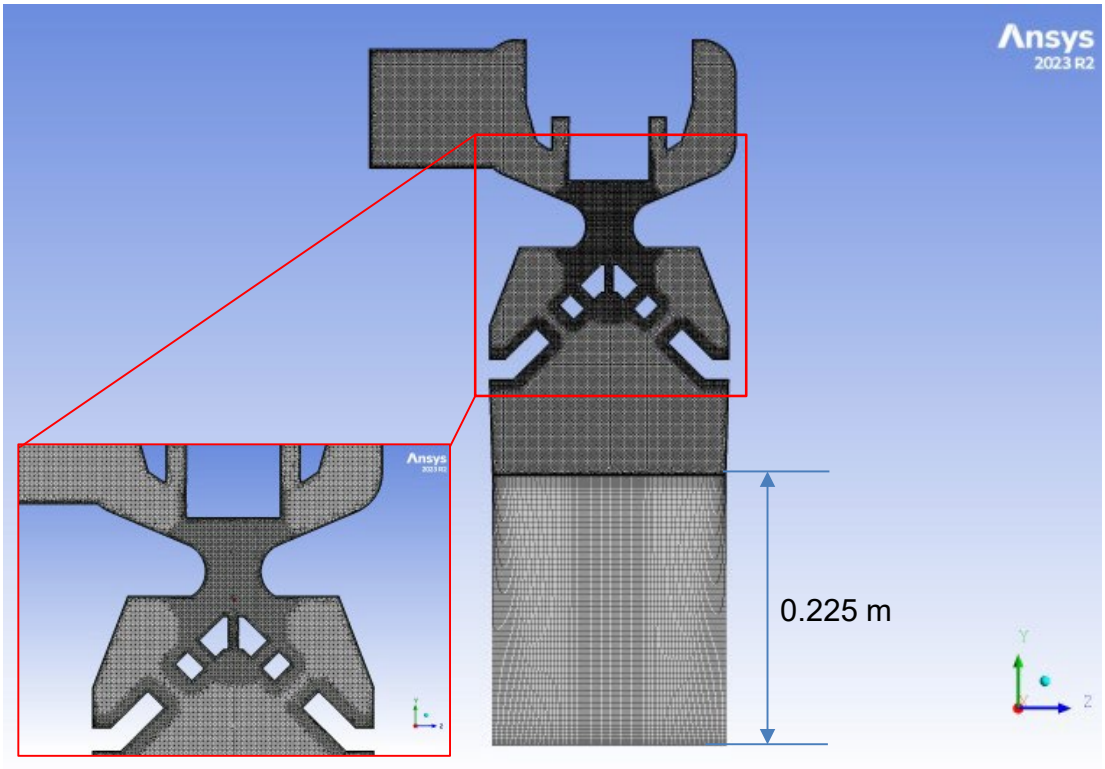


Abb. 4.9 Rechengitter auf der YZ-Schnittebene

Die CFD-Software ANSYS CFX 2023R2 wurde für die Simulation eingesetzt. In der Arbeit wurden zuerst die Simulationen mit unterschiedlichen RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes) Modellen durchgeführt. Aufgrund der Komplexität der instationären Strömung konnte keine konvergente Lösung mit den RANS-Simulationen erreicht werden. Aus diesem Grund wurden instationäre Unsteady Reynolds-Averaged Navier Stokes (URANS)-Verfahren in Kombination mit dem k-Omega SST Turbulenzmodell eingesetzt. Mit einem Zeitschritt von dt = 10^{-5} s konnte eine konvergente Lösung erreicht werden. Parallel dazu wurden das DES (Detached Eddy Simulation) und das LES (Large Eddy Simulation) Modell getestet. Die Simulationen mit den beiden komplexen Modellen konvergierten nur in Verbindung mit einem sehr kleinen Zeitschritt (< 10^{-6}). Dies führte zu einem sehr großen Rechenaufwand. Deswegen wurden die URANS-Simulationen mit dem k-omega-SST Modell fortgesetzt. Die parallelen Berechnungen wurden auf dem Cluster der GRS ausgeführt. Mit 72 Kernen konnte 0,035 s Simulationszeit pro Tag gerechnet werden. In der vorliegenden Arbeit wurde insgesamt 1 s Simulationszeit gerechnet. Die Simulation lief stabil und hat gut konvergiert (RMS-Residuen < 1 x 10-4) mit dem Zeitschritt von dt = 10^{-5} s.

Abb. 4.10 zeigt Strömungslinien in der Rechendomäne, gefärbt mit der Fluidgeschwindigkeit. Die Geschwindigkeit am Eintritt ist 64 m/s. Die Geometrie und die Umlenkung der Strömung führen dazu, dass sich im Ventil die Strömungslinien verdrehen. Diese zeigen deutlich die Komplexität der Dampfströmung in der Armatur. Der Dampf strömt durch den Spalt zwischen dem Ventilstempel und der Ventil-Innenwand weiter in das Verbindungsrohr. Im schmalen Verbindungsrohr mit Durchmesser ca. 65 mm wird der Dampf auf 1200 m/s beschleunigt. Der Dampf tritt mit hoher Geschwindigkeit aus dem Verbindungsrohr aus und prallt kurz danach auf den Lochkegel auf. Ein großer Dampf-Teil strömt durch die 12 Lochkegel-Löcher in das Austrittsrohr, während der Rest zwischen der Innenwand des Ventils und dem Lochkegel zirkuliert. Toträume, in denen sich Aerosole in größerem Umfang akkumulieren könnten, wurden nicht identifiziert.

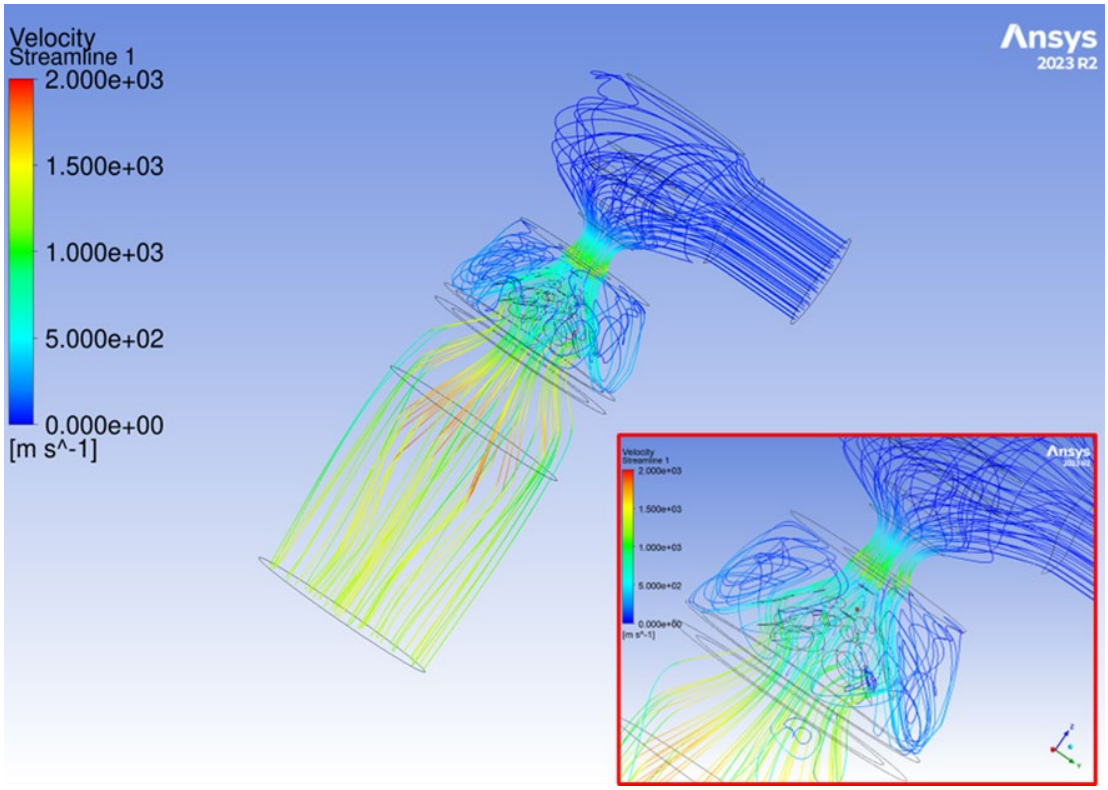


Abb. 4.10 Strömungslinie im Rechenvolumen

Abb. 4.11 zeigt den Druck in YZ-Schnittebene der Rechendomäne. In der Simulation wird ein konstanter Druck (3 bar) am Auslass festgelegt. Der Druck am Einlass beträgt 160 bar und der gesamte Druckverlust der Domäne ist 157 bar. Der größte Druckverlust ist im schmalen Verbindungsrohr unter dem Ventilstempel zu finden. Der Druckabfall an dieser Stelle beträgt ca. 80 bar. Andererseits verliert die Strömung ca. 70 bar an dem Lochkegel mit der kleinen durchströmten Fläche. Wegen der Druckänderung in der Rechendomäne ändert sich auch die Dampf-Dichte. Diese wird von 35 kg/m^3 am Einlass

auf 18 kg/m^3 hinter dem Verbindungsrohr und letztendlich auf 1 kg/m^3 im Austrittsrohr reduziert (Abb. 4.12). Der Wasserdampf entspannt sich im Austrittrohr und dort erreichen die Geschwindigkeiten eine Machzahl über 2,7 (Abb. 4.13). Die Temperatur auf der YZ-Schnittebene wird in der Abb. 4.14 dargestellt. Die Dampftemperatur wird aufgrund der Entspannung ausgehend von der spezifizierten Einlasstemperatur von 750 °C um ca. 20 °C nach der Durchströmung des Verbindungsrohrs reduziert. Die Temperatur des Dampfes wird um weitere 20 °C beim Lochkegel reduziert. Die Temperatur im Austrittsrohr beträgt dann ca. 710 °C.

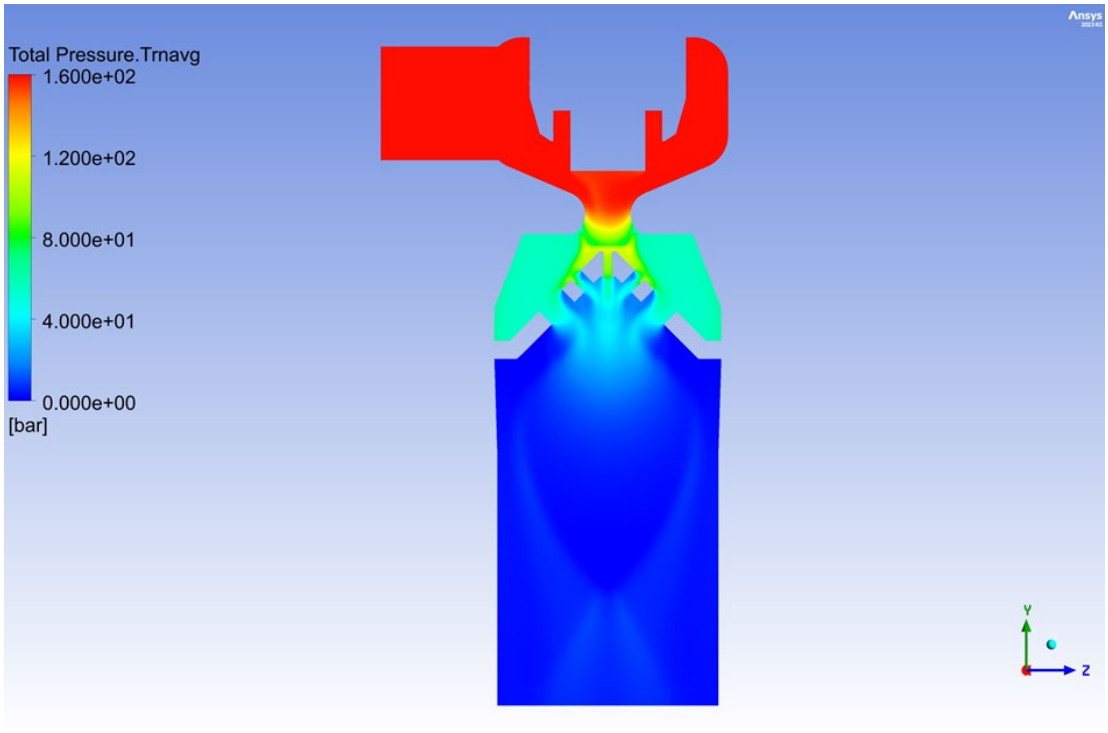


Abb. 4.11 zeitlich gemittelter Druck auf der YZ-Schnittebene

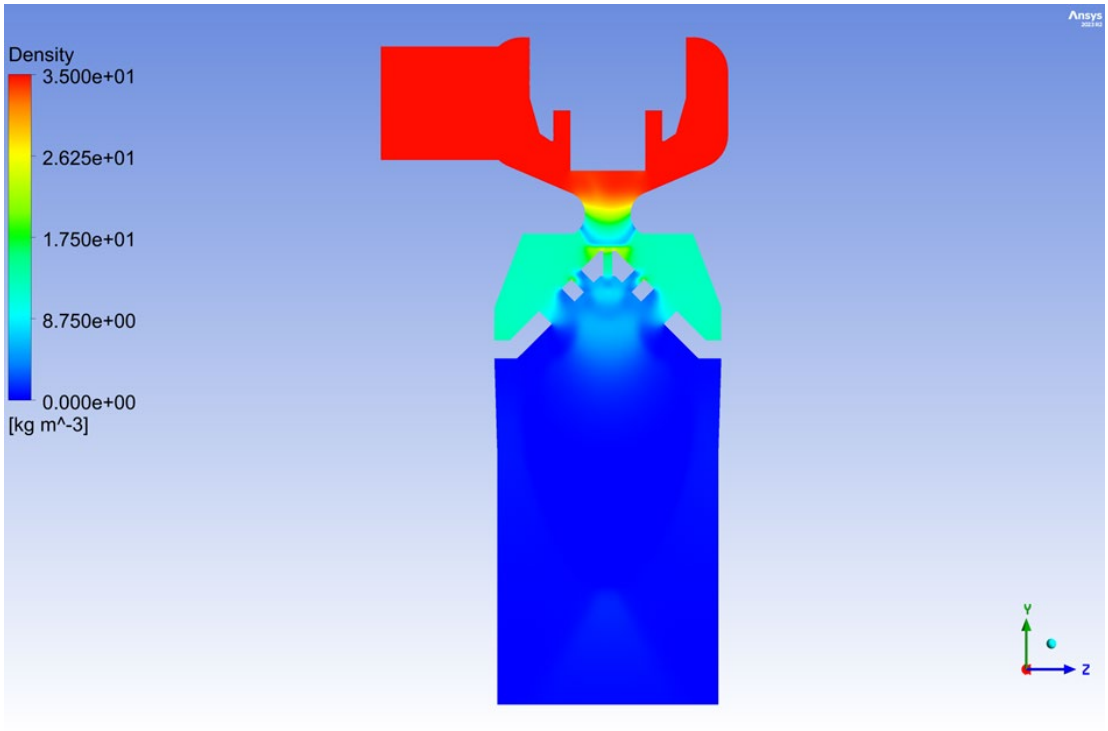


Abb. 4.12 Dampfdichte auf der YZ-Schnittebene

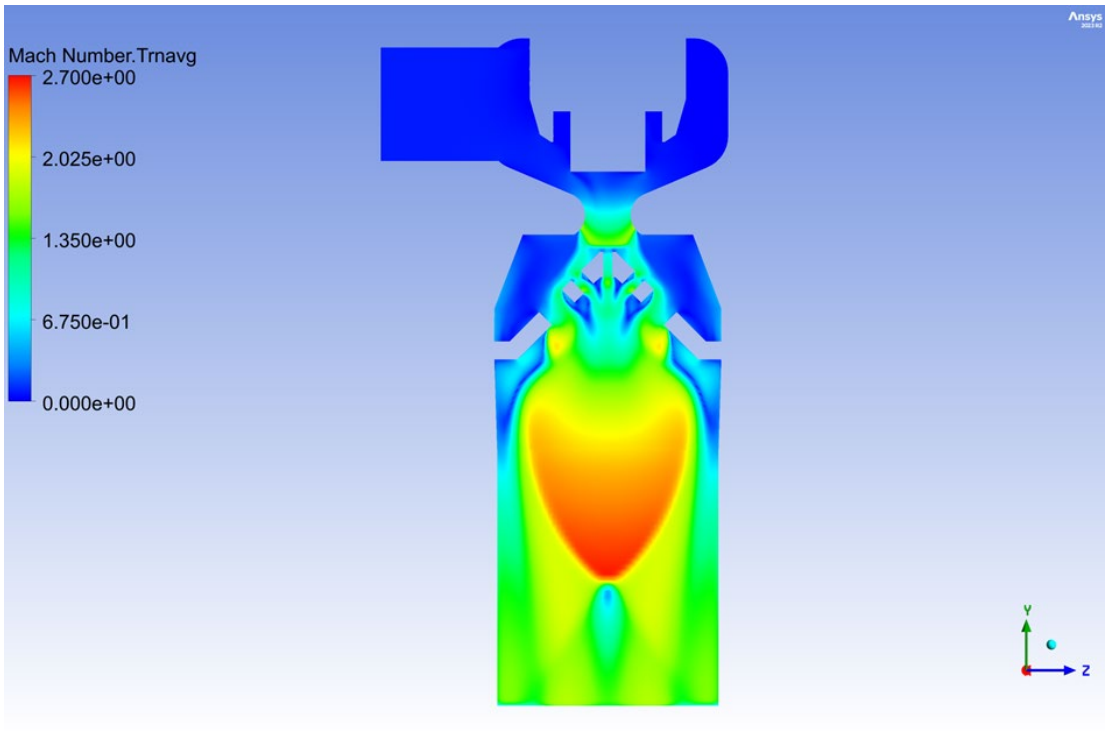


Abb. 4.13 zeitlich gemittelte Machzahl auf der YZ-Schnittebene

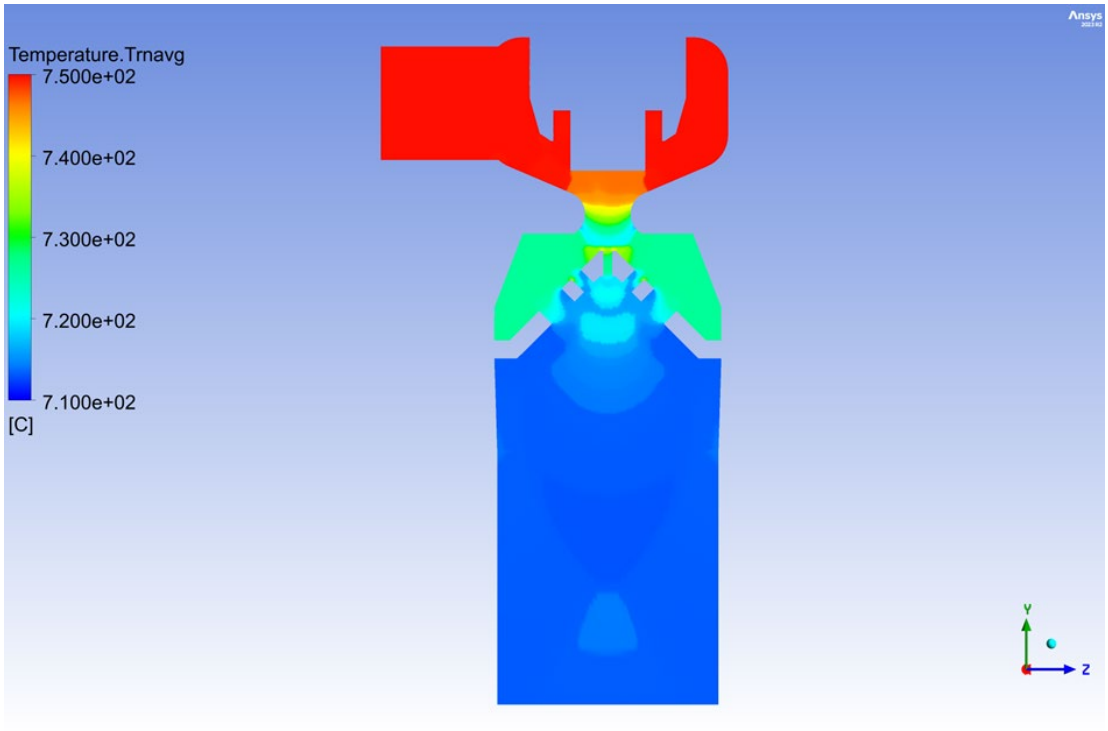


Abb. 4.14 zeitlich gemittelte Temperatur auf der YZ-Schnittebene

Abb. 4.15 zeigt die Druckverteilung an der Oberfläche des Ventilstempels. Der Druck an der Umfangswand des Ventilstempels ist ca. 160 bar und somit ca. 5 bar größer als der Druck an der unteren Fläche des Ventilstempels.

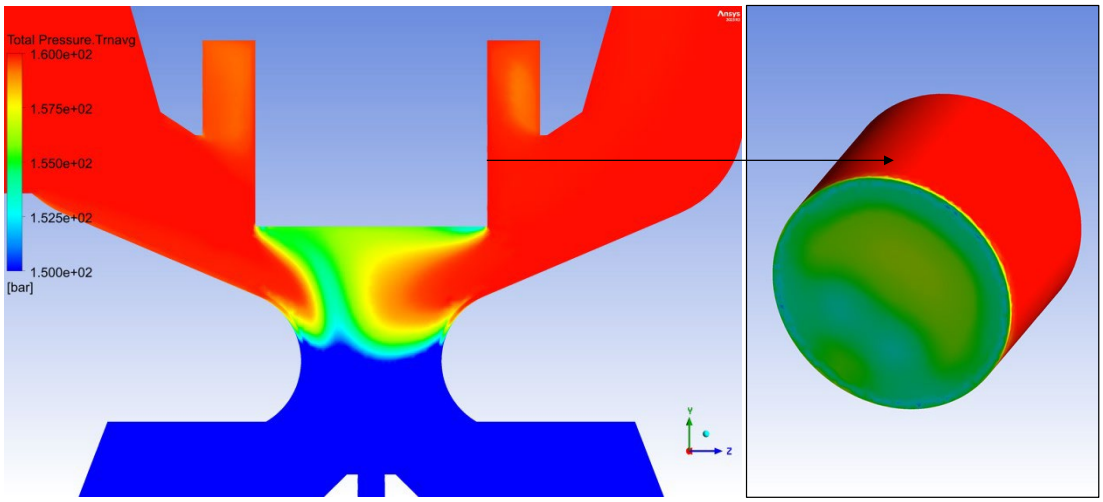


Abb. 4.15 zeitlich gemittelter Druck auf der Oberfläche des Ventilstempels

4.3 Simulation des mechanischen Verhaltens

Zur Simulation des mechanischen Verhaltens eines eigenmediumgesteuerten Ventils wurde ein Ausschnittsmodell eines generischen Ventils erstellt, welches sich an die Geometrie des Sempell VS99 anlehnt (Abb. 4.16). Die Geometrie wurde vereinfacht, indem Details, bei denen ein Einfluss auf die thermische und mechanische Rechnung nicht erwartet wird, weggelassen wurden. Der obere Bereich des Ventils wurde als Block ohne die Wiedergabe von Details modelliert. Für den Spalt zwischen Ventilzylinder und -kolben wurde ein Wert von 60 µm bei 22 °C angenommen, wobei Werte in der Praxis 27.5 bis 135 µm betragen können /RAT 21/. Gerechnet werden eine Variante, in denen Ventilzylinder und -kolben aus dem gleichen Werkstoff (hier 20 MnMoNi 5 5) gefertigt sind sowie eine Variante, in der der Ventilzylinder aus ferritischem Stahl und der Ventilkolben aus austenitischem Stahl (hier X 10 CrNiNb 18 9) gefertigt sind. Die Ergebnisse der transient thermischen Rechnung wurden als Randbedingungen in der nachfolgenden mechanischen Rechnung berücksichtigt.

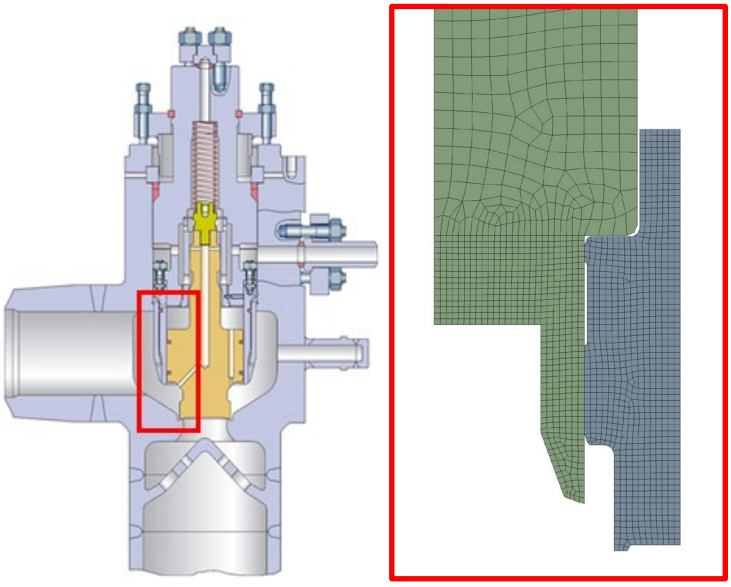


Abb. 4.16 Modellierter Modellausschnitt eines generischen Ventils angelehnt an die Geometrie des Sempell VS99 /SEH 08/

Als Randbedingung für die thermische Rechnung wurde eine mit 0,2 K/s steigende Fluidtemperatur, angelehnt an realistische Unfalltransienten, ausgehend von 300 °C angenommen. Die Annahmen sind angelehnt an Unfallrechnungen, wobei je nach Transiente auch langsamere Verläufe möglich sind, bei denen die transienten Effekte entsprechend weniger stark ausgeprägt sind /USN 98/, /HUM 08/, /RAT 21/. Für die Flächen, die mit dem Fluid direkt in Kontakt stehen, wird ein konvektiver Wärmeübergang angenommen,

der während der 5 Sekunden /BIX 13/ dauernden Öffnungsphase aufgrund der hohen Gasgeschwindigkeit 850 W/m²K /RAT 21/ und während der 40 Sekunden /BIX 13/ dauernden Schließphase 42 W/m²K beträgt. Im Spalt wird ein Wärmeaustausch durch Kontakt mit intern berechnetem Wärmeübergang sowie ein Strahlungsaustausch mit einem Emissionskoeffizienten von 0,8 angenommen. Der äußere Wärmeübergang wurde als adiabat angenommen, da das Ventil in der Regel isoliert wird /RAT 21/. Ein Innendruck von 16,9 MPa wurde aufgebracht. Der Kontakt zwischen Ventilzylinder und Ventilkolben wurde mit einem Reibungskoeffizient von 0,6 modelliert.

Abb. 4.17 zeigt den errechneten Verlauf der maximalen Strukturtemperatur (links) und des Spalts für die beiden Varianten (rechts). Die zyklische Aufheizung ist in der Strukturtemperatur gut zu erkennen. Der Spalt schließt sich bei der Variante mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Werkstoffe bereits zu einem großen Teil aufgrund der Aufwärmung auf 300 °C und verschwindet bei einer Gastemperatur von rund 820 °C. Bei der Variante mit gleichem Werkstoff ist ebenfalls eine Verringerung des Spalts aufgrund thermischer Gradienten zu beobachten. Ein anderer Wert für den anfänglich gewählten Spalt, würde die Kurven entsprechend nach unten/oben verschieben. Berücksichtigt man eine mögliche Überbrücken des Spalts durch Fremdkörper und Korrosion oder eine Verformung der Kontaktflächen bzw. Kolbenringe durch die mechanischen Belastungen, ist mit einem Verschließen des Spalts bereits vorher zu rechnen.

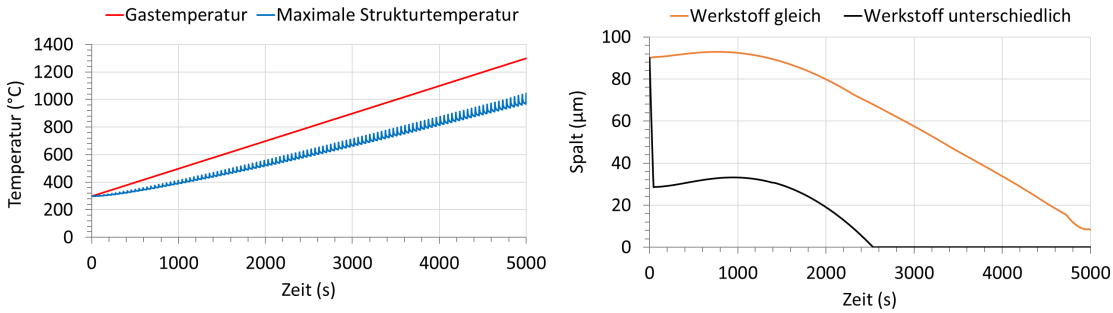


Abb. 4.17 Verlauf der Gas- und maximalen Strukturtemperatur (links), Verlauf des Spalts zwischen Ventilkolben und -zylinder für beide Varianten (rechts)

Abb. 4.18 zeigt für die Variante mit unterschiedlichen Werkstoffen den Verlauf der Kontaktpressung und der Reibkraft, die nach Schließen des Spalts auftreten. Die Reibkraft übersteigt sehr schnell ca. 10-100 kN, die als Kraftreserve in Hubendlage angenommen werden können /DÜW 77/. Abb. 4.19 zeigt die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt des Verschwindens des Spalts (links) und die Gesamtvergleichsspannung zum Zeitpunkt maximaler Belastung (rechts) für die Variante mit unterschiedlichem Werkstoff.

Interessant ist, dass die Klemmung zuerst im oberen Bereich der Passung auftritt und auch dort ihr Maximum erreicht. Möglicherweise wirkt der kältere obere Teil des Ventils an dieser Stelle komprimierend, während sich der Ventilzylinder frei ausdehnen kann.

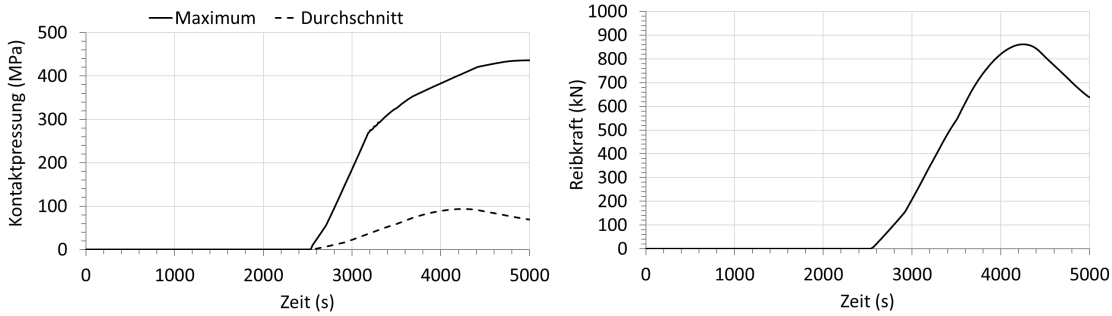


Abb. 4.18 Verlauf der Kontaktpressung (links) und Reibkraft (rechts) für die Variante mit unterschiedlichem Werkstoff

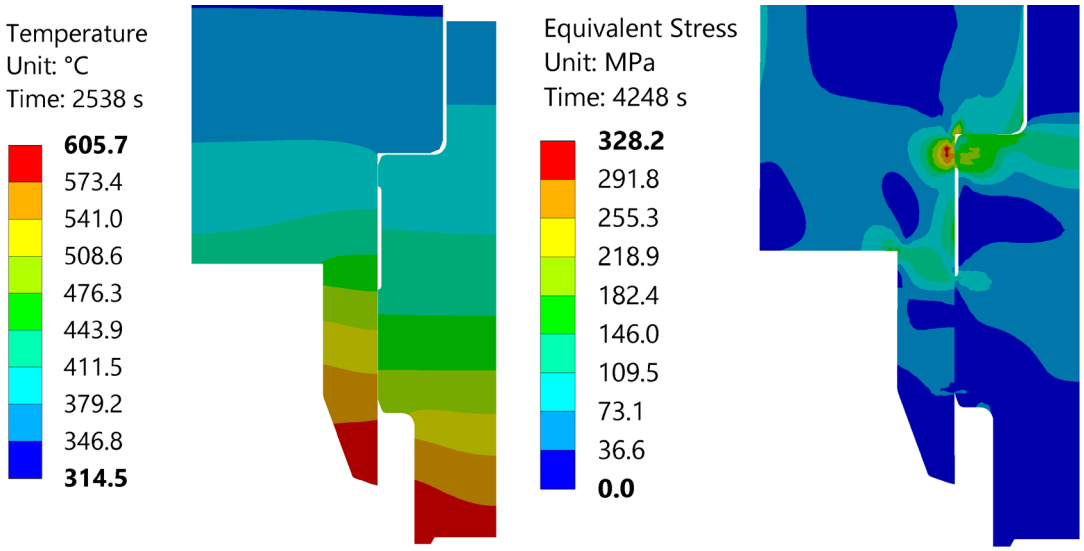


Abb. 4.19 Temperaturverteilung zum Zeitpunkt des Verschwindens des Spalts (links), Gesamtvergleichsspannung zum Zeitpunkt maximaler Belastung (rechts) für die Variante mit unterschiedlichem Werkstoff

Insgesamt kann geschlussfolgert werden, dass das Verklemmen ein relevanter Versagensmechanismus ist, der bereits bei einer vergleichsweise geringen Gastemperatur zum Versagen führen kann. Allerdings besteht eine starke Abhängigkeit vom Ventiltyp, der Werkstoffauswahl und den initial gewählten Toleranzen.

5 Innovative Konzepte zur Druckentlastung

5.1 Hintergrund

Eine Kernforderung der IAEA SSR-2/1 (Rev. 1) Safety of Nuclear Power Plants: Design /IAE 16/, welche Anforderungen an die Auslegung zukünftiger Reaktoren beschreibt, besteht darin, die Wahrscheinlichkeit früher oder großer Freisetzungen von Radionukliden bei Unfällen praktisch zu eliminieren. Das bedeutet, dass diese entweder als physikalisch unmöglich oder äußerst unwahrscheinlich ($<10^{-8}$/a) nachgewiesen werden. Szenarien mit großer oder früher Freisetzung können unter anderem durch Containment Bypass aufgrund eines Hochdruckversagens der DfU entstehen. Eine manuelle Druckentlastung im Unfallszenario zur Vermeidung dieses Szenarios ist bzw. war in vielen Anlagen, u.a. in allen deutschen DWR, als Accident Management Maßnahme implementiert /STE 12/. Diese ist auch Voraussetzung, um das Druckniveau so weit abzusenken, dass eine Niederdruckeinspeisung oder eine Bespeisung mit externen Pumpen im Rahmen einer Accident Management Maßnahme erfolgreich sein kann. Die Erfahrungen aus den Unfällen in Fukushima Dai-ichi, bei denen Schwierigkeiten der manuellen Druckentlastung deutlich wurden, sowie die Identifikation der Druckentlastung als kritischer Cliff-Edge-Effekt betonen die Notwendigkeit der Weiterentwicklung entsprechender Konzepte hin zu einem Entlastungsmechanismus mit verbesserter Zuverlässigkeit.

Im Rahmen des Projekts wurde eine Übersicht innovativer Konzepte zur Druckentlastung im Unfallszenario zusammengestellt. Vor- und Nachteile der Systeme und deren Zuverlässigkeit wurden aus mechanischer Sicht abgeschätzt. Insbesondere wurden dem sicherheitstechnischen Gewinn mögliche zusätzlich entstehende Gefährdungsszenarien, wie ein Fehl-Öffnen des Ventils oder das unbeabsichtigte mechanische Versagen einer Sollbruchstelle während des Normalbetriebs, gegenübergestellt.

5.2 Squib-Valves (AP1000 und ESBWR)

Squib-Valves (squib engl. für Zünder, Knallfrosch) sind Ventile, deren Öffnungsvorgang durch eine explosive Ladung ausgelöst wird (Abb. 5.1). Derartige Ventile, allerdings mit kleinerem Durchmesser (Ø ~5cm), sind bereits früher in KKW verwendet worden (z.B. Standby Liquid Control System in SWR) und auch aus der Raumfahrt bekannt /HEI 10/ /MDE 10/. Neu ist allerdings der Einsatz großer Squib-Ventile (Ø 20-35 cm) als Bestandteil der Druckentlastungs- und anderer Sicherheitssysteme /HEI 10/.

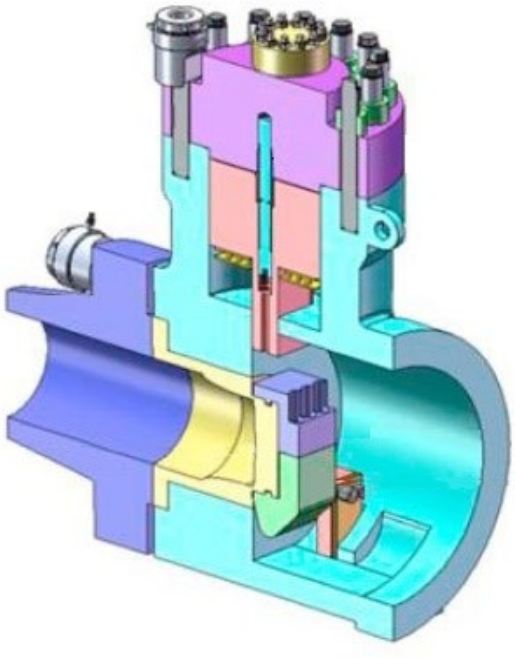


Abb. 5.1 3D Darstellungen eines Squib-Valves /HEJ 18/

Squib-Valves sind Bestandteil der Reaktordesigns AP1000 und ESBWR (bisher nicht realisiert) /FRE 09/ /HIT 11/ (Abb. 5.2, Abb. 5.3). Im AP1000 werden diese in der viersträngigen automatischen Druckentlastung (ADS) /HEI 12/ neben herkömmlichen Ventilen sowie für verschiedene Funktionen des passiven Kernkühlsystem (PCCS) /FRE 09/ /HEJ 18/ eingesetzt. Im ESBWR werden Squib-Valves neben herkömmlichen Ventilen für die automatische Druckentlastung, das Gravity-Driven Cooling System (GDCS) sowie das Standby Liquid Control System (SLC) eingesetzt.

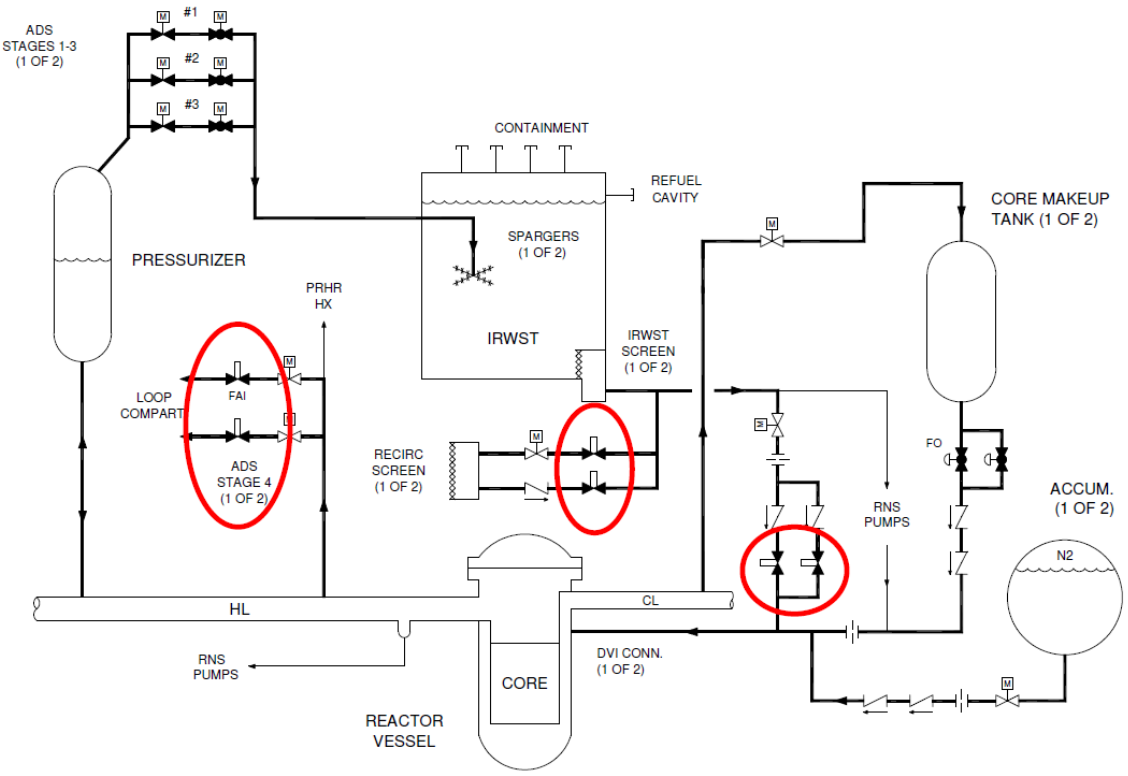


Abb. 5.2 Einsatz von Squib-Valves im AP1000 /FRE 09/

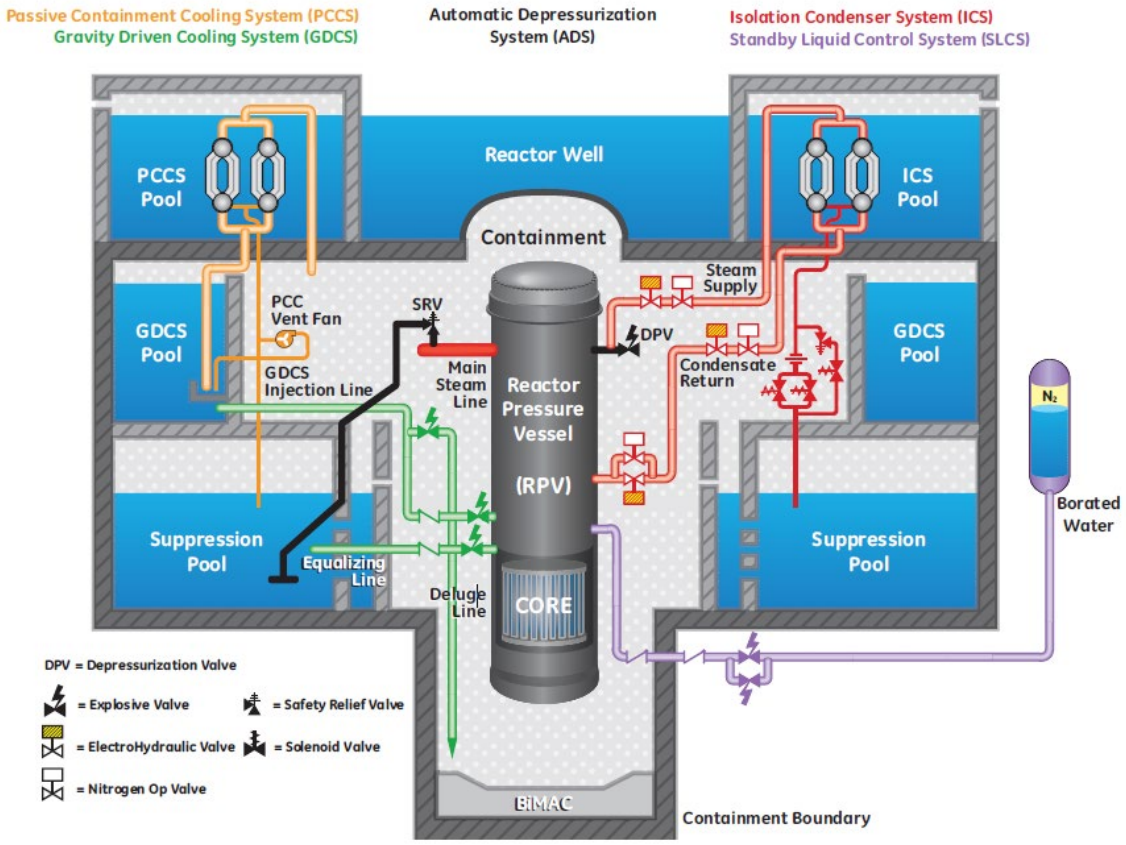


Abb. 5.3 Einsatz von Squib-Valves im ESBWR /HIT 11/

Abb. 5.4 zeigt Aufbau und Funktionsweise der Squib-Valves für die automatische Druckentlastung in AP1000 und ESBWR. Das Ventil besteht aus einem Gehäuse, einer Betätigungsbaugruppe und einem Anschlussstück mit Scherkappe. Anschlussstück und Scherkappe sind aus einem Stück gefertigt (Incoloy 690). Sie sind Teil der Druckbarriere und schließen das Ventil im Normalbetrieb leckdicht ab. Die Betätigungsbaugruppe besteht aus einem Kolben, einem Zugbolzen und einer Verstärkereinheit mit der Sprengladung. In geschlossener Stellung hält der Zugbolzen den Kolben. Bei Betätigung explodiert die Sprengladung, der Zugbolzen bricht und die Explosion bewegt den Kolben mit hoher Geschwindigkeit gegen die Scherkappe. Die Betätigung der Sprengladung erfolgt durch drei voneinander unabhängige Zünder /FRE 09/. Daraufhin wird die Scherkappe vom Anschlussstück entfernt und das Ventil öffnet sich. Sobald der Mechanismus aktiviert wurde, kann das Ventil nicht mehr geschlossen werden. Die Mechanik verhindert ein unbeabsichtigtes Wiederschließen /FRE 09/. Ein Fehlöffnen soll durch eine zusätzliche Logik (“arm” and “fire”) sowie in Reihe geschaltete konventionelle Absperrventile verhindert werden /FRE 09/ /HEJ 18/. In ATWS-Störfällen kann eine Auslösung automatisch oder manuell blockiert werden /HIT 11/. Die Ventile wurden hinsichtlich Leck-vor-Bruch-Verhalten qualifiziert /FRE 09/.

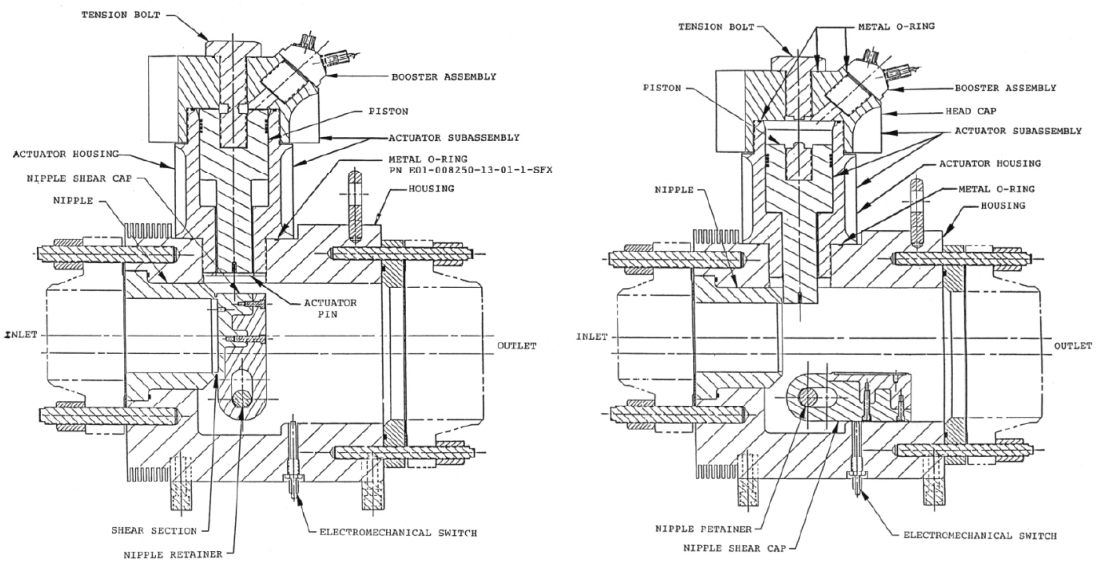


Abb. 5.4 Squib-Valves für den Einsatz im automatischen Druckentlastungssystem (ADS) in geschlossenem (links) und geöffnetem (rechts) Zustand /BAJ 07/

Abb. 5.5 zeigt die im Gravity-Driven Cooling System (GDCS) des ESBWR eingesetzten Squib-Valves /HIT 11/. Das Design ähnelt den in der automatischen Druckentlastung eingesetzten Ventilen, allerdings sind diese etwas kleiner (Ø 50 mm) und der abgescherte Teil verschwindet in einer Aussparung, statt sich wegzudrehen. Zur Minimierung

von Common-Mode-Versagen werden unterschiedliche Arten von Sprengladungen und unterschiedliche Chargen verwendet /HIT 14/. Die Ventile wurden so ausgelegt, dass keine externen Projektile oder intern verbleibenden Bruchstücke entstehen können /HIT 11/ /HIT 14/. Während die Ventile selbst für eine Lebensdauer von 60 Jahren ausgelegt sind, wird die Zündladung alle vier Jahre ausgetauscht und im Anschluss getestet /HIT 11/ /HIT 14/. Die Auslöselogik hat zudem eine Selbsttestfunktion, die regelmäßig geprüft wird /HIT 14/.

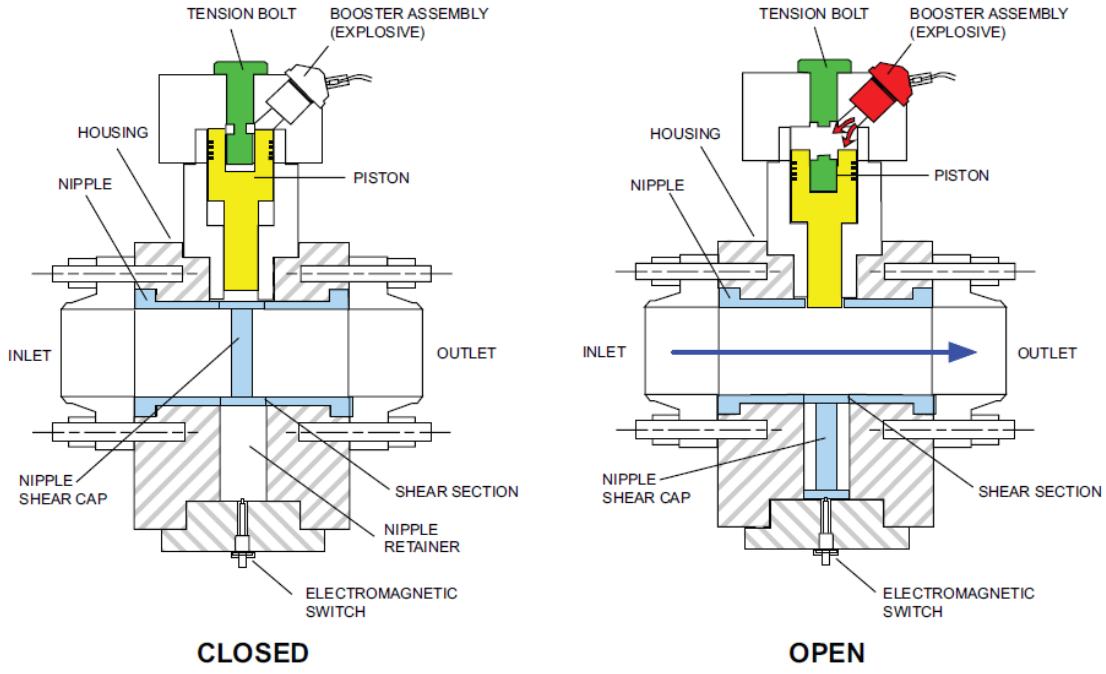


Abb. 5.5 Squib-Valves des ESBWR Gravity-driven cooling system (GDCS) in geschlossenem (links) und geöffnetem (rechts) Zustand /HIT 11/

Hauptvorteil der Squib-Valves ist ihr einfacher und robuster Aufbau, der gegenüber herkömmlichen Ventilen auf unnötige bewegliche Teile verzichtet /FRE 09/. Die Ventile wurden nach ASME hergestellt und umfangreich getestet (Abb. 5.5) /FRE 09/. Hauptnachteil ist, dass Funktionsprüfungen nicht wiederkehrend durchgeführt werden können. Verdrahtungsfehler können etwa bei einem solchen Test nicht detektiert werden /HEI 10/.

Bisher besteht kaum Betriebserfahrung für derartige Ventile. Begrenzte Kenntnisse sind aus der Raumfahrt und dem Einsatz kleinerer Ventile in KKW vorhanden /FRE 09/ /MDE 10/. Dort wurde über Ausfälle und Unverfügbarkeiten durch Verdrahtungsfehler, lose Anschlüsse, unerkannte durchgebrannte Sicherungen, ungeeignete Installationen und ungeeigneter Zündladungen berichtet /HEI 10/.



Abb. 5.6 Teststände für Squib-Valves /HIT 11/ (links), /HEJ 18/ (rechts)

Systematische Untersuchungen zur Versagenswahrscheinlichkeit wurden in /COM 93/ durchgeführt. Dabei wurde ein Wert von $3*10^{-3}$ pro Auslösung ermittelt. /FRE 09/ bezog Untersuchungen aus der Waffentechnik mit ein und ermittelte einen Wert von $5,8\ 10^{-4}$ pro Auslösung. Eine Fehlermöglichkeits- und -Einflussanalyse (FMEA) wurde in /HEJ 18/ durchgeführt. Unter anderem wurden dabei Versagensmechanismen wie Versagen des Zünders, Versagen der explosiven Ladung, unzureichende Sprengkraft, verzögertes Versagen der Scherkappe, Nichtversagen der Scherkappe, Nichtablösung des Zylinders vom Zugbolzen, Verklemmen des Zylinders in der Führung, unzureichender Zylinderimpuls und ein Nichtabscheren der Scherkappe durch Materialfehler und -abweichungen untersucht. Bisher wenig untersucht wurden Mechanismen für ein fehlerhaftes Auslösen. Hier wären z.B. ein Logikfehler, statische Elektrizität, Zündung durch Alterung oder ein Versagen der Sollbruchstelle aufgrund von Materialfehlern denkbar.

Insgesamt lassen sich folgende Vor- und Nachteile zusammenfassen:

+ Diversität zu herkömmlichen Ventilen
+ Redundanz durch Einsatz von bis zu 8 Ventilen
+ robuste Konstruktion, eingeschränkte Versagensmöglichkeiten
+ wartungsarm
+ leckagefrei im Betrieb
+ Leck-vor-Bruch-Kriterium nachgewiesen
- aktives System
- Auslösung der Sprengung, nicht ohne elektrische Hilfsenergie möglich
- nicht wiederverwendbar, Wiederschließen erfordert Vorventil

- Funktion kann nicht wiederholbar geprüft werden
- neue Versagensmodi gegenüber herkömmlichen Ventilen
- bisher eingeschränkte Betriebserfahrung

5.3 Passive Impulsgeber (KERENA und Nachrüstkonzepte)

Im Siedewasserreaktordesign KERENA/SWR1000 sind passive Druckimpulsgeber (Passive pressure pulse transmitters, PPPTs) für sicherheitsrelevante Auslösevorgänge vorgesehen (Abb. 5.7).

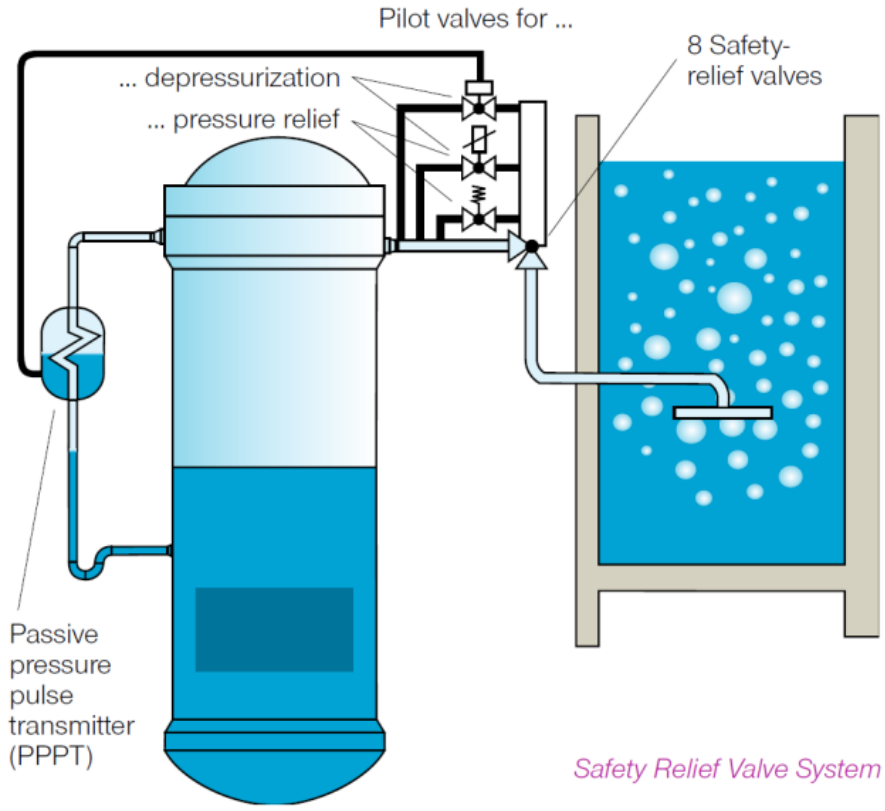


Abb. 5.7 Einsatz von passiven Impulsgebern in Kombination mit herkömmlicher Entlastungsstrategie /BRY 19/

Die PPPTs funktionieren ohne elektrische Energieversorgung, externe Medien oder Ansteuerung durch Leittechniksignale nach dem Prinzip der kommunizierenden Röhren. Sie dienen abhängig vom Wasserstand im RDB zur Auslösung verschiedener Aktionen, wie der Reaktorabschaltung, der Containment-Isolierung der Frischdampfleitungen und der automatischen Druckentlastung des RDB. Die PPPTs bestehen aus einem kleinen Wärmetauscher, der über eine nicht isolierbare Leitung mit dem Reaktor verbunden ist. Bei normalem Wasserstand im RDB ist die Primärseite des Wärmetauschers mit Wasser

gefüllt, so dass keine Wärmeübertragung stattfindet. Wenn der Wasserstand im Reaktordruckbehälter unter ein bestimmtes Niveau fällt, füllt sich die Primärseite des PPPT mit Dampf, der kondensiert und in den Reaktordruckbehälter zurückfließt (Abb. 5.8). Das auf der Sekundärseite gespeicherte Wasser wird dadurch erhitzt, dehnt sich aus und verdampft teilweise, was zu einem schnellen Druckanstieg führt. Der Druckanstieg löst über Membranvorsteuerventile die Sicherheitsfunktionen aus. Im Experiment wurde dies innerhalb von 10 s erreicht. Die eigentliche Ventilbetätigung erfolgt dann über Ventile mit gespeicherter Schaltenergie. Diese arbeiten völlig unabhängig von der klassischen Druckentlastung über die Leittechnik. Durch eine 2-von-2-Konfiguration wird sichergestellt, dass die Fehlansteuerung eines einzelnen PPPT nicht zur Auslösung führt, aber auch der Ausfall eines PPPT die Auslösung nicht verhindern kann /ARE 03/.

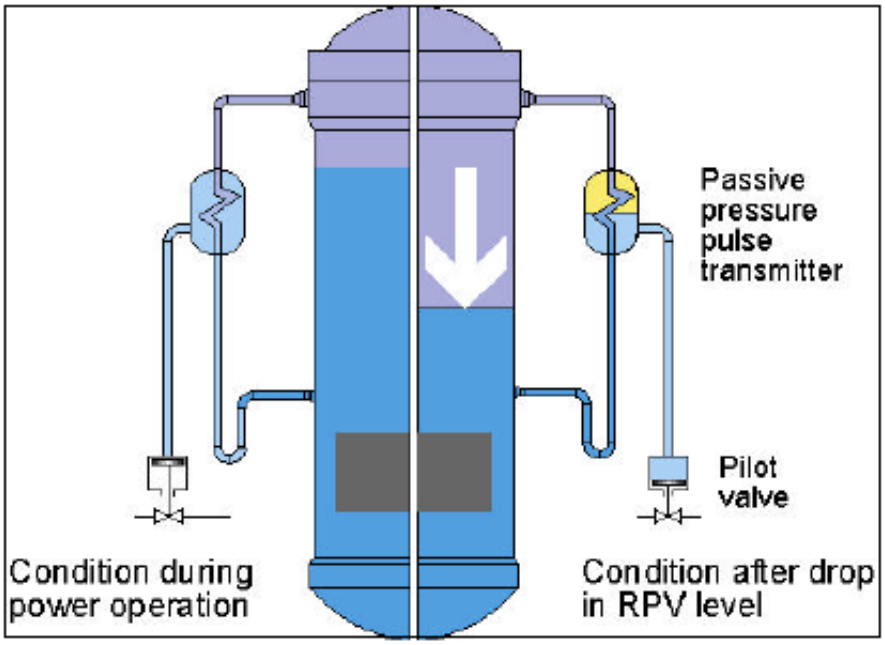


Abb. 5.8 Schematische Darstellung der Auslösung eines passiven Druckimpulsgebers /ARE 03/

Die passiven Druckimpulsgeber wurden umfangreich im Projekt PANAS sowie dem INKA-Teststand in Karlstein erprobt /ARE 03/ /BRY 19/. Das System greift soweit möglich auf bewährte Komponenten zurück, die in bereits laufenden SWR eingesetzt werden /BRY 19/. Die Ventile sind diversitär ausgelegt, wobei jeweils vier nach dem Arbeitsstrom- bzw. Ruhestromprinzip funktionieren. Auch die Vorsteuerventile sind diversitär ausgelegt /BRY 19/.

Ein weiteres System mit passivem Impulsgeber wurde in /MAN 96/ vorgeschlagen. Hier wird durch einen Siphon-Mechanismus die Niederschlagung von Dampf mittels eines

Sprühsystems ausgelöst. Der nachfolgende Druckabfall aktiviert wiederum ein weiteres Ventil, das eine vollständige Entlastung bewirkt.

Ein in /LIU 15/ vorgeschlagenes System basiert auf Erkenntnissen aus dem Unfall in Fukushima Dai-ichi. Dort wird angenommen, dass ein frühes Leck an der Druckbarriere an den SRM/IRM Instrumentierungen entstanden ist. Diese Instrumentierungen ragen von der Unterseite in den Kern hinein und stehen innen unter Atmosphärendruck, sodass mit dem Aufheizen des Kerns ein Versagen durch Kriechbeulen und eine Leckage erwartet wird. Im vorgeschlagenen System wird das Prinzip in einem separaten Instrumentierungsrohr nachgebildet (Abb. 5.9). Der nach dem Versagen entstehende Leckagestrom öffnet das Ventil, welches sich ebenfalls innerhalb des Containments befindet. Ein wesentlicher Nachteil ist, dass das System prinzipbedingt erst nach Einsetzen der Kernschmelze auslöst. Ein ähnliches Prinzip, ausgelöst durch die Kriechverformung des RDB nach Umlagerung der Schmelze, wurde in /WIL 03/ vorgeschlagen und soll die Außenflutung des RDB auslösen.

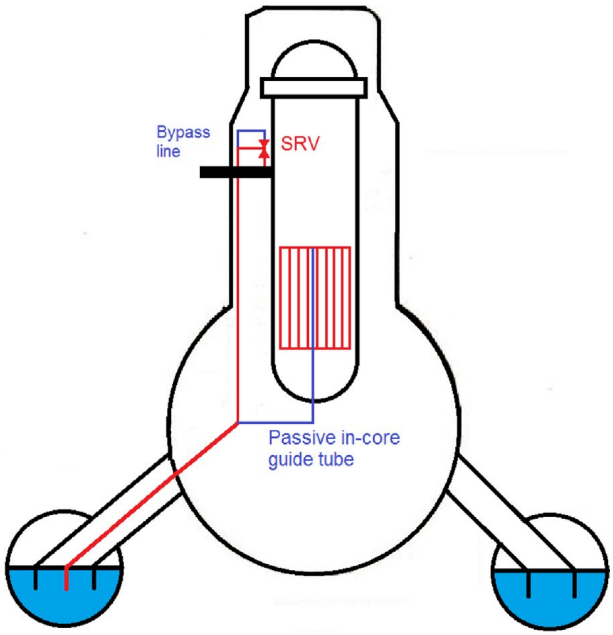


Abb. 5.9 Schematische Darstellung der Funktionsweise des in /LIU 15/ vorgeschlagenen Systems zur passiven Auslösung der Druckentlastung

Insgesamt lassen sich folgende Vor- und Nachteile des Konzepts „passiver Impulsgeber“ zusammenfassen:

+ Diversität zu herkömmlichen Ventilen
+ Redundanz durch Einsatz von mehreren Impulsgebern möglich
+ Passives System

+ Teilweise Verwendung bewährter Komponenten möglich
- Neue Versagensmodi gegenüber herkömmlicher Ventilsteuerung
- Bisher eingeschränkte Betriebserfahrung
- Zeitpunkt der Auslösung teilweise prinzipbedingt spät

5.4 Diversitäre Entlastungsventile (EPR und HPR1000)

EPR weisen dedizierte Druckentlastungsventile für schwere Unfälle (Severe Accident Depressurization Valves, SADVs) auf, die unabhängig von den Druckhalter-Entlastungsventilen (Pressurizer Safety Valves, PSVs) sind und an separate Flansche an den Druckhalter anschließen (Abb. 5.10) /HEI 12/.

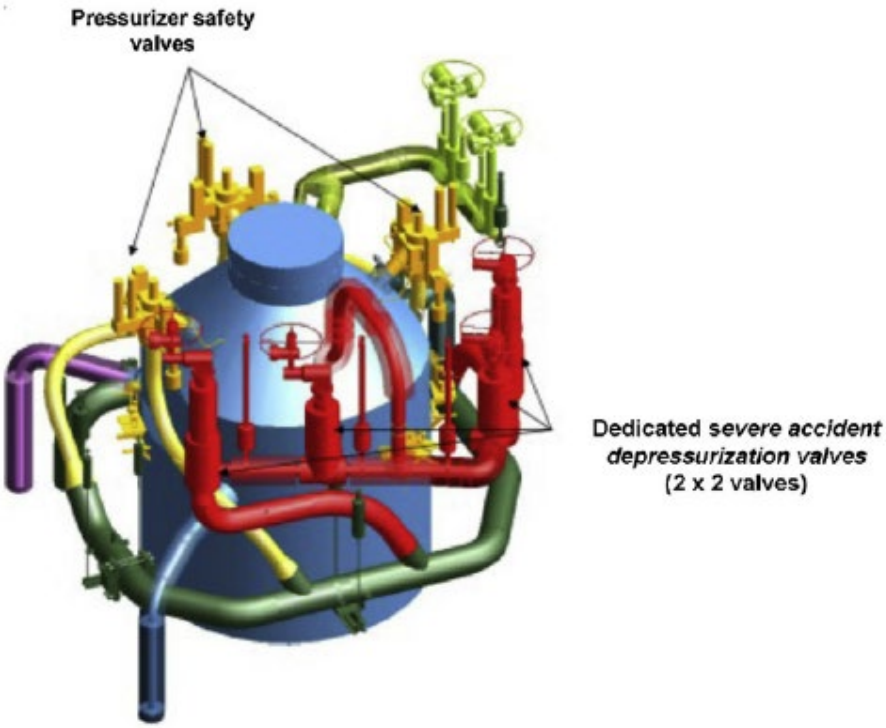


Abb. 5.10 Redundante und diversitäre Druckentlastung durch zusätzliche dedizierte Ventile für Unfallszenarien /FIS 13/

Die SADVs sind motorgesteuert und werden manuell aktiviert, spätestens wenn die Kernaustrittstemperatur 650 °C überschreitet. Die Ventile haben einen besonders großen Durchsatz (900 t/h gesättigter Dampf bei einem Druck von 176 bar) um eine schnelle Reduzierung des Primärsystemdrucks zu erreichen und einen späteren Wiederanstieg, z.B. infolge einer aktiven Flutung des Kerns, zu begrenzen. Sie sind verschiedenen Redundanzen zugeordnet. Die benötigte Energie zum Öffnen kann alternativ von On- und

Off-Site-Systemen, einschließlich SBO-Dieseln, sowie von zwei dedizierten SA-Batterien mit langer Betriebsdauer (je nach Quelle 2 bzw. 12 h) bereitgestellt werden /FIS 13/ /UKE 07/. Die Auslegung erfolgt redundant mit 2x 100% /HEI 12/. Die Ventile wurden für die Bedingungen des Unfalls qualifiziert. Auch bei Temperaturen bis zu 1200 °C ist ein Offenbleiben bis zur vollständigen Entlastung gewährleistet /UKE 07/.

Ein ähnlicher Ansatz wird beim HPR1000 (Hualong One) verfolgt (Abb. 5.11). Auch hier werden die 2 x 100 % redundanten dedizierten Entlastungsventile bei einer Kernaustrittstemperatur von bis zu 650 °C manuell geöffnet. Ebenfalls existiert ein separater Batteriepuffer zur alternativen Ansteuerung. Die Abblasekapazität beträgt 525 t/h bei Auslegungsdruck /UKE 07/. Eine weitere Art dedizierter Entlastungsventile für den Unfall wird im Design des US-APWR verwendet /MIT 13/.

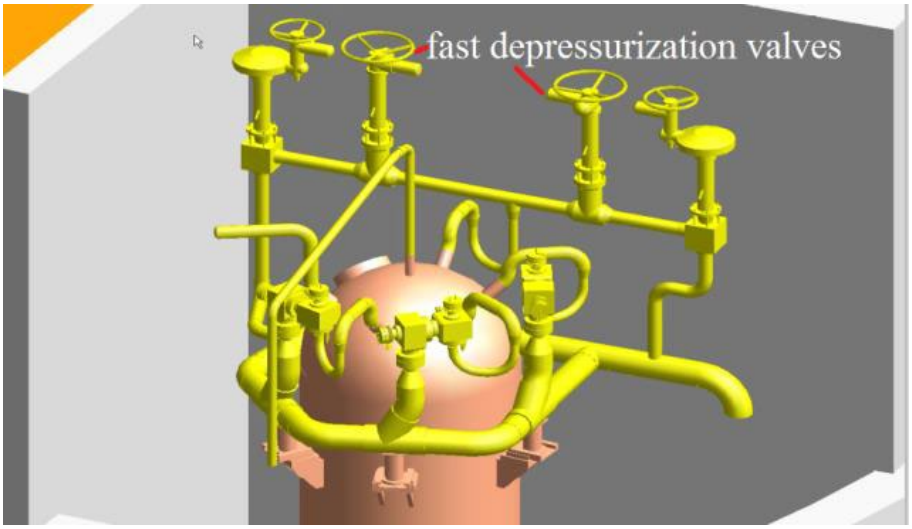


Abb. 5.11 Dedizierte Druckentlastungsventile im HPR1000 /UKE 07/

Insgesamt lassen sich folgende Vor- und Nachteile dedizierter Entlastungsventile zusammenfassen:

+ Zusätzliche Redundanz und Diversität
+ Bewährte Technik
+ Prüfbarkeit der Ventile
- Manuelle Auslösung notwendig
- Aktives System
- Stromversorgung notwendig

5.5 Fracture Control Konzept

Eine andere Herangehensweise wurde in /KAS 19/ vorgeschlagen. Demnach könnte eine an kritischen Stellen eingebaute Schwachstelle als Sollbruchstelle fungieren und, ausgelöst durch einen für hohe Temperatur besonders anfälligen Versagensmodus, eine Druckentlastung einleiten (Abb. 5.12). Varianten einer solchen Schwachstelle sind auch in /KAS 24/ beschrieben. Für die Qualifizierung einer solchen Schwachstelle ist ein frühes Versagen nachzuweisen und die Schwachstelle an einem geeigneten Ort zu positionieren. Im Zweifelsfall ist der Einsatz mehrerer Schwachstellen möglich.



Abb. 5.12 Beispiel einer Sollbruchstelle basierend auf Kriechbeulen als Versagensmodus /KAS 19/

Im Rahmen der Arbeit wurden auch Zeichnungen bestehender Reaktoren hinsichtlich einer möglichen bereits vorhandenen Schwachstelle im Sinne des Fracture Control Konzepts ausgewertet. An einigen deutschen SWR bestand beispielsweise ein entsprechendes Konstruktionsmerkmal am tiefsten Punkt des RDB (Abb. 5.13). Dieser würde dort durch Kontakt mit der Schmelze versagen, was ein großflächiges Versagen vermeiden würde. Da die Umlagerung der Schmelze eher spät stattfindet, ist dies allerdings für eine Druckentlastung im Sinne des Fracture Control Concepts ungeeignet.

Bestehende Konstruktionsmerkmale könnten in zukünftigen Designs nach entsprechenden Modifikationen oder Verschiebung an temperaturkritische Stellen ebenfalls als Schwachstelle dienen, z.B. Durchführungen, Kerninstrumentierungen oder Flanschdichtungen. In Kombination mit einer Simulation der thermohydraulischen und mechanischen Vorgänge im Unfall reichen möglicherweise schon geringfügige Modifikationen aus, um den Versagensort im Vorfeld festlegen zu können.

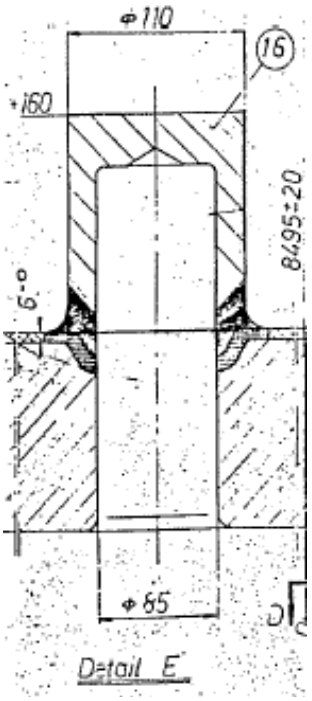


Abb. 5.13 Durchführung am SWR-Boden, die bei Kontakt mit der Schmelze versagen würde

Insgesamt lassen sich folgende Vor- und Nachteile des Fracture Control Konzepts zusammenfassen:

+ Passives Merkmal
+ Besonders robust, da keine beweglichen Teile
- Nachweis des Versagens ist schwierig, insbesondere Temperaturprognose
- Mögliche zusätzliche Schwachstelle mit Risiko eines LOCA-Störfalls

5.6 Weiterentwicklung bestehender Konzepte

Neben den erwähnten neuartigen Konzepten existieren Vorschläge zur Verbesserung bestehender Systeme. So setzt sich die automatische Druckentlastung, die bisher überwiegend bei SWR eingesetzt wurde, zunehmend auch bei DWR-Designs gegenüber der manuellen Öffnung in Accident Management Maßnahmen durch, beispielsweise im AP1000 /FRE 09/, ESBWR /HIT 11/, KERENA /BRY 19/ und APWR /XIN 23/.

Andere Überlegungen existieren dazu, die manuelle Auslösung der Druckentlastung zu erleichtern, sodass eine Betätigung auch mit behelfsmäßigen Mitteln möglich ist. /KUB 15/ schlägt beispielsweise einen Mechanismus vor, bei dem das Ventil mit Hilfe

eines Stickstoffspeichers auch bei Nichtverfügbarkeit elektrischer Energie von außerhalb des Containments im Rahmen einer Accident Management Maßnahme behelfsmäßig geöffnet werden kann (Abb. 5.14).

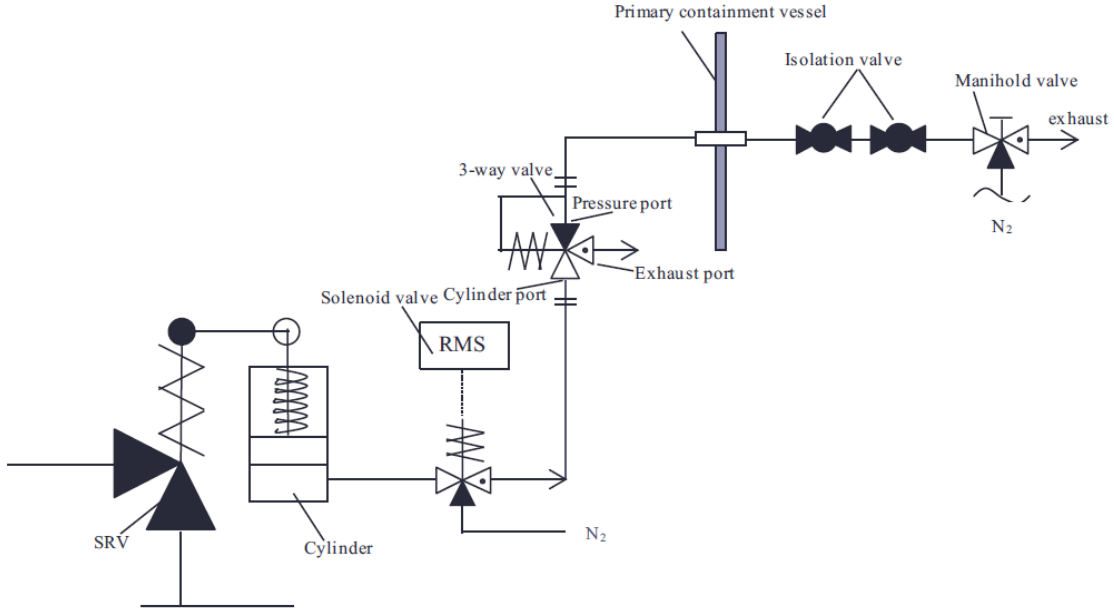


Abb. 5.14 Schaltplan der in /KUB 15/ vorgeschlagenen Entlastungseinrichtung mit behelfsmäßiger Betätigung von außen

6 Werkstoffeigenschaften bei Unfallbedingungen

6.1 Zusammenstellung und Vergleich verfügbarer Werkstoffdaten

6.1.1 Methodik der Erfassung

Geeignete Materialmodelle bilden neben Geometrie und Belastung die wichtigsten Randbedingungen für sicherheitstechnische Bewertungen zur Komponentenintegrität basierend auf Finite-Elemente-Methoden. Werkstoffdaten für den hier betrachteten Belastungsbereich sind allerdings grundsätzlich rar, da sich dieser weit jenseits üblicher technischer Werkstoffanwendungen befindet. Um zukünftig auch international verwendete Werkstoffe in den Analysen berücksichtigen zu können, reicht ein Rückgriff auf die bereits gut charakterisierten Werkstoffe deutscher Anlagen zudem nicht aus.

Im Arbeitspunkt wurden daher verfügbare Werkstoffdaten unterschiedlicher international verwendeter Reaktorstähle im relevanten Belastungsbereich zusammen mit den Randbedingungen, unter welchen die Messungen entstanden sind, systematisiert zusammengetragen. Schwerpunkt bilden ferritische Stähle. Daneben wurden auch Daten austenitischer Stähle und von Nickelbasislegierungen gesammelt. Aufbauend auf der Zusammenstellung wurden Daten verglichen, wesentliche Einflussfaktoren auf das Verhalten bei Unfallbedingungen herausgearbeitet und Lücken in den Daten identifiziert.

Die Zusammenstellung erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit, da Daten fehlen könnten, etwa wenn sie nicht in englischer bzw. deutscher Sprache veröffentlicht wurden oder aus verschiedenen Gründen nicht öffentlich zugänglich sind. Für die Darstellung der Daten musste an einigen Stellen eine grafische Extraktion vorgenommen werden. Dieser Vorgang kann zu kleinen zusätzlichen Fehlern im Vergleich zur ursprünglichen Veröffentlichung führen, insbesondere bei geringer grafischer Auflösung des Ausgangsmaterials. Die gesammelten Daten werden im nachfolgenden Abschnitt kurz zusammengefasst. Ausführlichere Informationen finden sich in den abgelegten Rohdaten und Übersichtstabellen sowie den in Abschnitt 6.3 diskutierten Publikationen.

Speziell zu ferritischen Stählen existieren in der Literatur bereits vereinzelte vergleichende Arbeiten. Die westlichen Stähle 16MND5, 20 MnMoNi 5 5 und SA533B1 wurden hinsichtlich ihres Verformungsverhaltens unter Unfallbedingungen in /WIL 02b/ verglichen. Dort wurde argumentiert, dass sich die Spezifikationen der europäischen Stähle

16MND5 und 20 MnMoNi 5 5 ursprünglich an den ASTM-Spezifikationen orientierten, was zu einer ähnlichen chemischen Zusammensetzung und Wärmebehandlung und damit ähnlichen Werkstoffeigenschaften gegenüber dem amerikanischen Stahl SA533B1 führt. Vergleiche zeigten, dass der Unterschied zwischen den Stahlsorten in der gleichen Größenordnung wie die Streuung zwischen verschiedenen Chargen einer Stahlsorte liegt. Ähnliche Schlussfolgerungen wurden in /DEV 98/ und /EIS 03/ gezogen. Vergleiche von Warmzugversuchen mit 20 MnMoNi 5 5 und 16MND5 in /DEV 98/ zeigten ebenfalls ähnliche Eigenschaften mit nur geringfügig höherer Streckgrenze und Zugfestigkeit für 20 MnMoNi 5 5 unterhalb etwa 500 °C. Die Kurzzeit-Kriecheigenschaften von 20 MnMoNi 5 5 und 16MND5 wurden in /DEV 98/ und /KRI 99/ verglichen, wobei im untersuchten Bereich zwischen 700 °C und 850 °C ein vergleichbares Kriechverhalten festgestellt wurde, mit Ausnahme eines geringfügigen Unterschieds um etwa 800 °C. Dieser Unterschied wurde, aufgrund leicht unterschiedlicher chemischer Zusammensetzungen, auf Abweichungen in der Umwandlungstemperatur, bei der die ferritische in eine austenitische Konfiguration übergeht, zurückgeführt.

6.1.2 Chemische Zusammensetzung und Herstellung

Bei den ferritischen Stählen handelt es sich um niedriglegierte warmfeste Feinkorn-Vergütungsstähle /AST 77/ /AZO 96/ /KTA 17/. Abb. 6.1 gibt den maximalen Anteil der wichtigsten chemischen Elemente gemäß den jeweils referenzierten Spezifikationen an. Dabei ist zu beachten, dass die Spezifikationen im Laufe der Zeit Änderungen unterlagen und teils durch strengere interne Herstellerspezifikationen ersetzt wurden. Die Elemente sind in der Grafik unterschiedlich skaliert, um eine gemeinsame Darstellung in einem Diagramm zu ermöglichen. Die Skalierungsfaktoren sind auf der X-Achse angegeben.

Die MnMoNi-Stähle 20 MnMoNi 5 5, 16MND5 und SA533B1 liegen hinsichtlich ihrer Hauptlegierungselemente Mn, Mo, Ni sowie des Anteils an Si, Cr und C nahe zusammen. Bei den Spurenelementen und Verunreinigungen sind die Unterschiede zwischen den Spezifikationen (relativ betrachtet) größer. Insbesondere SA533B1 zeigt hier weniger strenge Begrenzungen. Der in WWER eingesetzte Stahl 15Kh2NMFA unterscheidet sich aufgrund des unterschiedlichen Legierungsansatzes erheblich von den MnMoNi-Stählen, insbesondere in Bezug auf Mn, Ni, Cr und V.

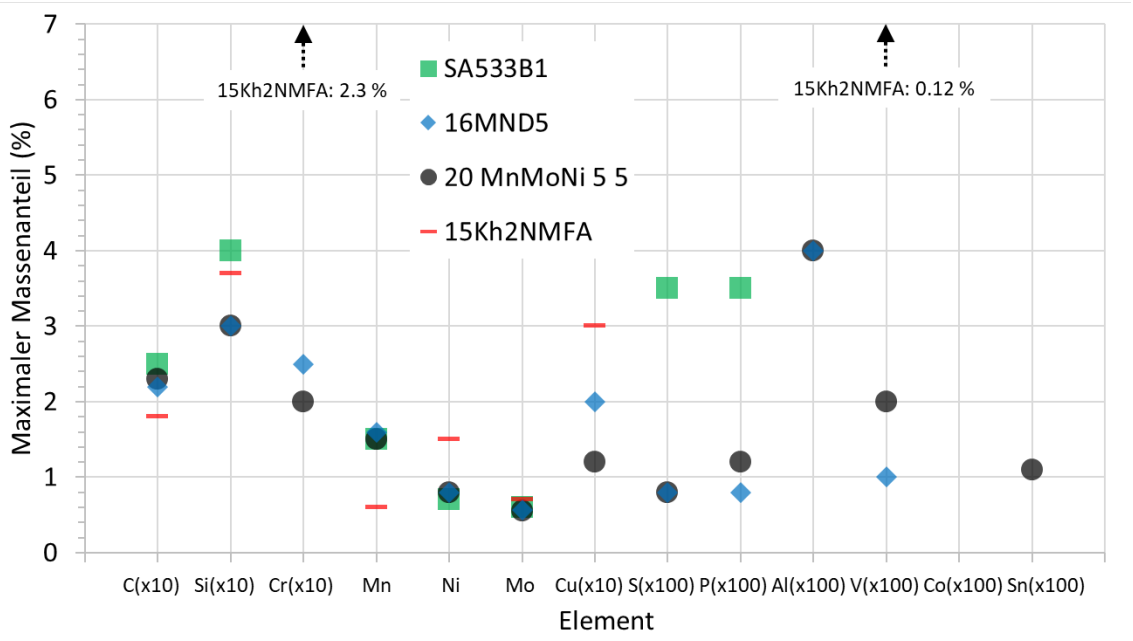


Abb. 6.1 Maximaler Massenanteil ausgewählter chemischer Elemente gemäß den Spezifikationen der Stahlsorten 15Kh2NMFA /BES 95/, 16MND5 /AFC 22/, SA533B1 /AST 99/ und 20 MnMoNi 5 5 /KTA 17/

Bei der Analyse tatsächlich hergestellter Werkstoffchargen (Abb. 6.2), lassen sich Trends beobachten. Der Gehalt an Cu, S und P ist bei SA533B1 tendenziell höher als bei den anderen Stählen, aber es gibt einzelne Schmelzen, bei denen dies nicht der Fall ist. Ähnliche Beobachtungen lassen sich für V, Co und Sn in 20 MnMoNi 5 5 machen. Die Daten zeigen in Verbindung mit dem Jahr der Literaturquellen, dass sich die Qualität des Stahls in Bezug auf geringere Verunreinigungen im Laufe der Zeit verbessert hat, was vermutlich auf den technologischen Fortschritt bei der Stahlherstellung zurückzuführen ist /DAV 99/.

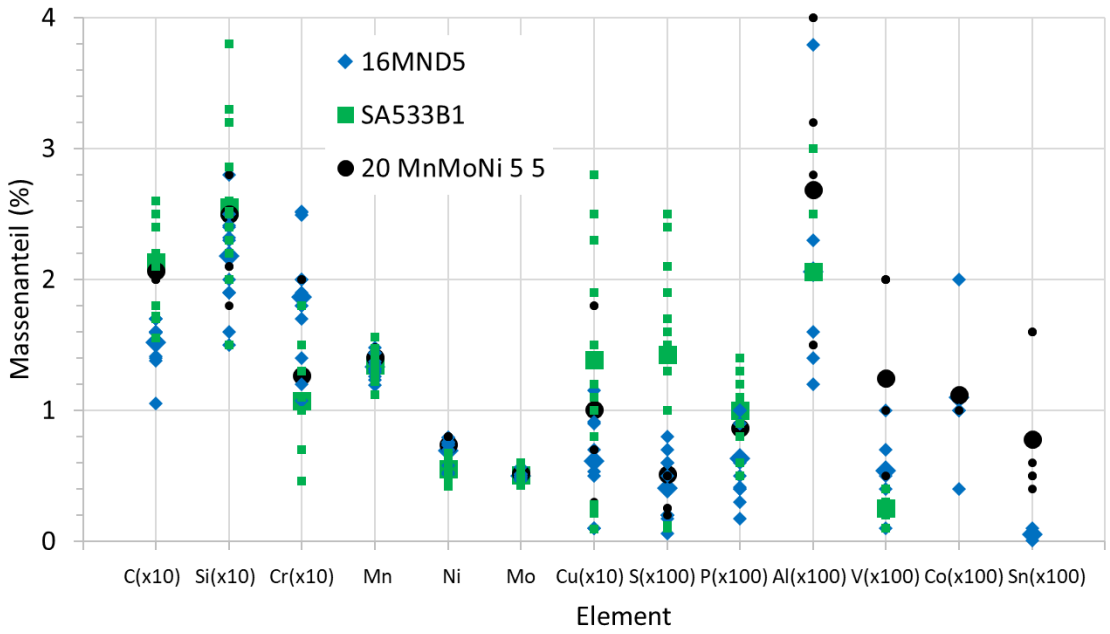


Abb. 6.2 Massenanteil ausgewählter Elemente verschiedener Schmelzen der MnMoNi-Stahlsorten 16MND5 /WIL 02a/ /WIL 02b/ /TAR 10/ /GUE 19/ /DEV 98/ /YUP 20/ /ZHU 22/ /TUR 17/, SA533B1 /SUZ 98/ /SMI 71/ /SWI 73/ /HUM 02/ /WIL 05/ /YAM 17/ /WRI 14/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /KRI 99/, Mittelwerte als große Symbole

Spezifikationen für die Wärmebehandlung werden in Tab. 6.1 verglichen. SA533B1 zeigt hier einen besonders großen Bereich für die Abschreck- und Anlasstemperaturen. Für 15Kh2NMFA werden im Vergleich zu westlichen Stählen höhere Temperaturen und eine Abkühlung in Öl statt Wasser spezifiziert.

Tab. 6.1 Spezifikationen für die Wärmebehandlung verschiedener Stahlsorten

Stahlsorte	16MND5	SA533B1	20 MnMoNi 5 5	15Kh2NMFA
Abschrecken	877-891 °C; 8.7 h; Wasser	845-980 °C; Wasser	870-930 °C; Wasser	910-930 °C; Öl
Anlassen	635-652 °C; 9 h; Luft	>595 °C; Luft	630-680 °C; Luft	640-660 °C;
Quelle	/WIL 02b/	/AST 99/	/KTA 17/	/DAV 99/

6.1.3 Thermophysikalische Eigenschaften

Messungen thermophysikalischer Eigenschaften (Abb. 6.3, Tab. 6.2) zeigen ein vergleichbares Verhalten zwischen den Stahlsorten. 15Kh2NMFA zeigt dabei einen leichten Trend zu höheren Umwandlungstemperaturen (Tab. 6.3).

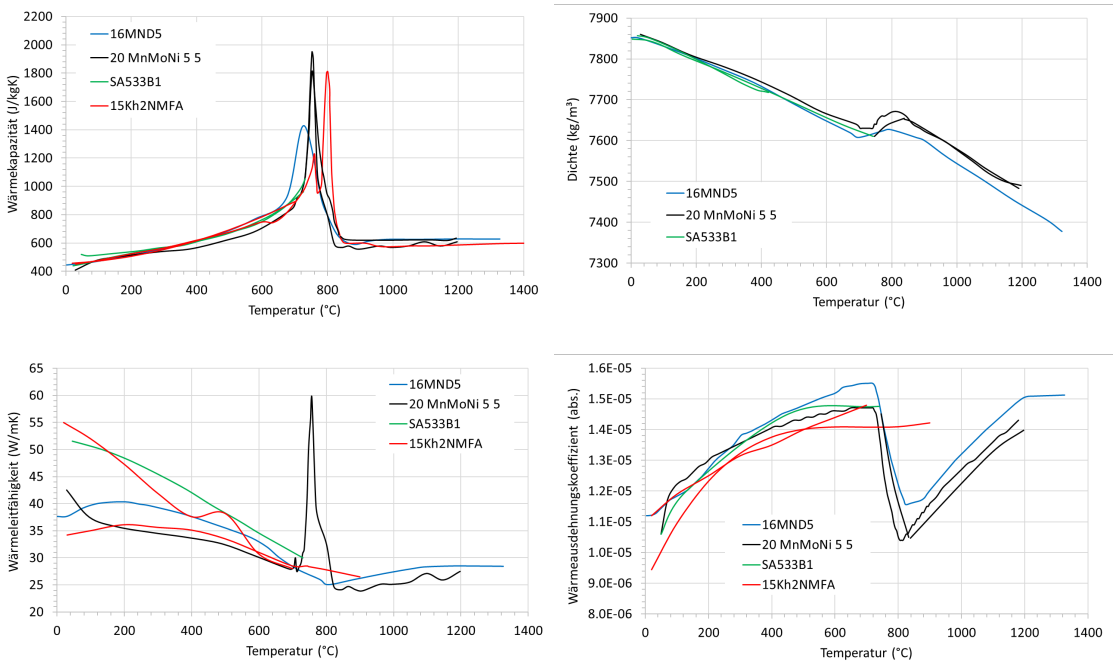


Abb. 6.3 Thermophysikalische Eigenschaften spezifische Wärme, Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Wärmeausdehnungskoeffizient der Stahlsorten 15Kh2NMFA /IAE 08b/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02a/, SA533B1 /PAR 23/ /DAW 09/ und 20 MnMoNi 5 5 /SCH 99/

Tab. 6.2 Weitere thermophysikalische Eigenschaften ferritischer Stähle

Stahlsorte	16MND5	SA533B1	20 MnMoNi 5 5	15Kh2NMFA
Solidustemperatur			1477 °C	1456 °C
Liquidustemperatur		1516 °C		1515 °C
Schmelzenthalpie	228 J/g			279 J/g
Quelle	/DUP 96/	/PAR 23/	/WIL 05/	/DUP 96/

Tab. 6.3 In der Literatur angegebene Umwandlungstemperatur

Stahlsorte	16MND5 (1)	16MND5 (2)	SA533B1	15Kh2NMFA
Ac1	727 °C	710-727 °C	725-736 °C	770 °C
Ac3	830 °C	850-860 °C	851-865 °C	820 °C
Quelle	/DEV 98/	/HUM 02/	/DEV 98/	/LOK 21/

Austenitische Stähle und Nickelbasislegierungen (Abb. 6.4, Tab. 6.4) zeigen wie zu erwarten ein von den ferritischen Stählen abweichendes Verhalten. Zwischen den austenitischen Stählen und den Nickelbasislegierungen gibt es aufgrund der unterschiedlichen Zusammensetzung nochmals signifikante Unterschiede insbesondere hinsichtlich Dichte und Ausdehnungskoeffizient.

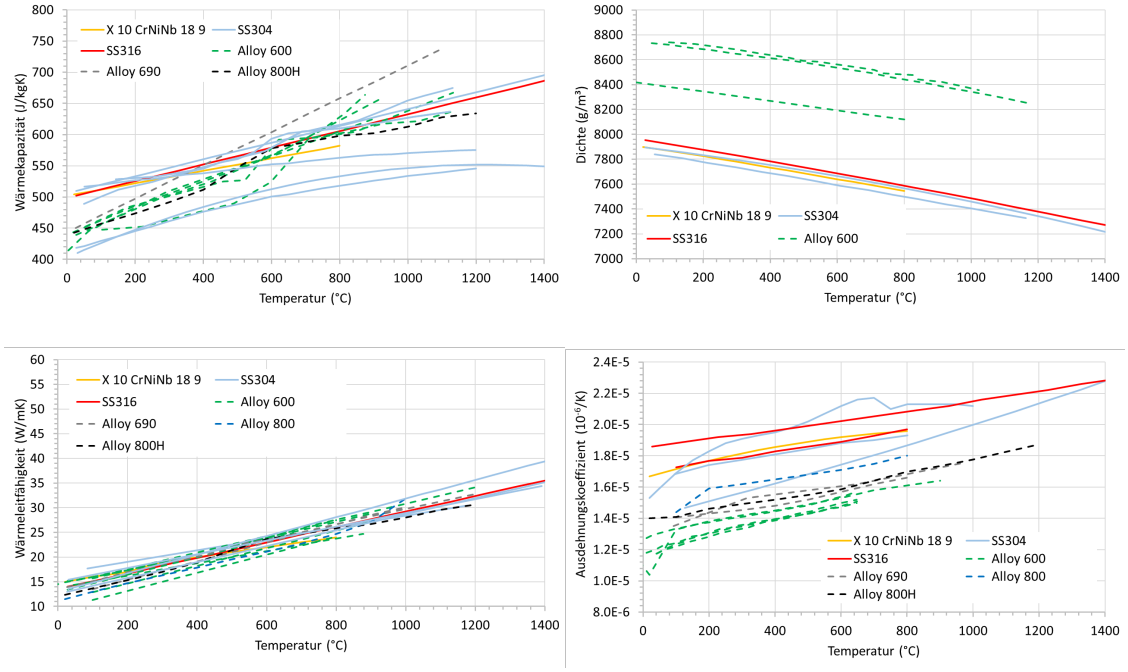


Abb. 6.4 Thermophysikalische Eigenschaften spezifische Wärme, Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Wärmeausdehnungskoeffizient der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/, SS304 /KIM 75/ /DAW 09/ /ONI 19/ /KAT 17/, SS316 /KIM 75/ /IAE 08b/, Alloy 600 /IAE 06/ /SPE 08/ /STR 08/ /DAW 09/ /KAT 17/, Alloy 690 /ASM 00/ /SPE 09/, Alloy 800 /SPE 04a/ und Alloy 800H /VDM 20/

Tab. 6.4 Weitere thermophysikalische Eigenschaften austenitischer Stähle und Nickelbasislegierungen

Stahlsorte	SS304	SS316	Alloy 600	Alloy 690	Alloy 800
Solidustemperatur	1346 °C	1410.53 °C	1355 °C	1345 °C	1355 °C
Liquidustemperatur	1447.9 °C	1437.11 °C	1415 °C	1375 °C	1385 °C
Schmelzenthalpie	267.8 kJ/kg	270 kJ/kg			
Quelle	/REM 08/ /MIY 21/	/IAE 08b/ /MIY 21/	/ASM 00/	/ASM 00/	/ASM 00/

6.1.4 Elastoplastisches Verhalten

Abb. 6.5 zeigt den Vergleich des Elastizitätsmoduls. Die Streuung zwischen den ferritischen Stahlsorten liegt in der gleichen Größenordnung wie die Streuung zwischen verschiedenen Chargen einer Stahlsorte. Zwei Messungen weichen oberhalb von etwa 600 °C stark von den restlichen Kurven ab. Dies kann auf die dort verwendete dynamische Messmethode (Resonanzfrequenzmethode) zurückgeführt werden, während die

anderen Werte aus dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten extrahiert wurden und möglicherweise stärker durch Kriechverformung beeinflusst worden sind.

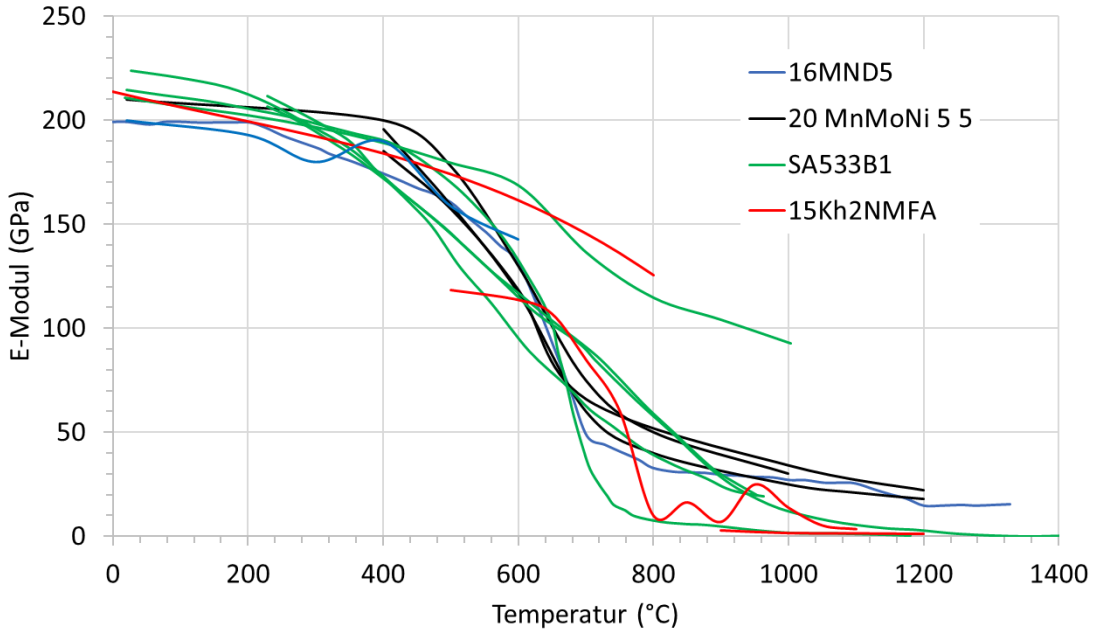


Abb. 6.5 E-Modul der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WILL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /PAR 23/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /RIN 05/ /SCH 01/

Abb. 6.6 zeigt den Vergleich der Gleichmaßdehnung. Unterhalb von 700 °C liegen die Kurven nahe beieinander. Bei etwa 700 °C wird ein sehr niedriges Minimum von etwa 1 % erreicht. Zwischen 800 °C und 1000 °C weichen die Kurven noch einmal stark voneinander ab und konvergieren danach wieder. Die beobachtete Einschnürung wird bei niedrigeren Temperaturen als lokal begrenzt beschrieben, während bei höheren Temperaturen die gesamte Probenlänge in den Prozess einbezogen wird /LOK 21/ /OBS 89/.

Abb. 6.7 zeigt den Vergleich der Streckgrenze. Unterschiede zwischen den Stahlsorten und Streuung sind unterhalb von 600 °C stark ausgeprägt. Ein Grund dafür könnte sein, dass die Streckgrenze im Gegensatz zur Zugfestigkeit sehr empfindlich auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve reagiert und kleine Abweichungen in der steilen Neigung eine erhebliche Wirkung haben können. Die Daten deuten außerdem auf eine etwas höhere Temperaturbeständigkeit von 15Kh2NMFA oberhalb von etwa 600 °C hin, da die Kurvenabfälle im Vergleich zu den anderen Kurven verschoben sind, vermutlich aufgrund der höheren Umwandlungstemperatur.

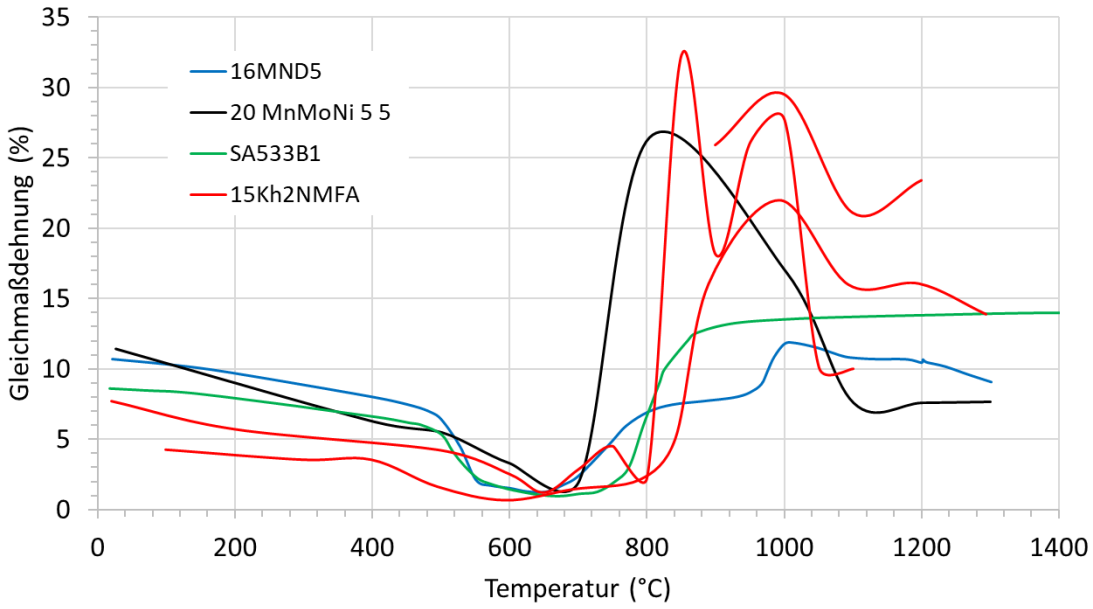


Abb. 6.6 Gleichmaßdehnung der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/, 16MND5 /DEV 98/, SA533B1 /EIS 03/ und 20 MnMoNi 5 5 /SCH 01/

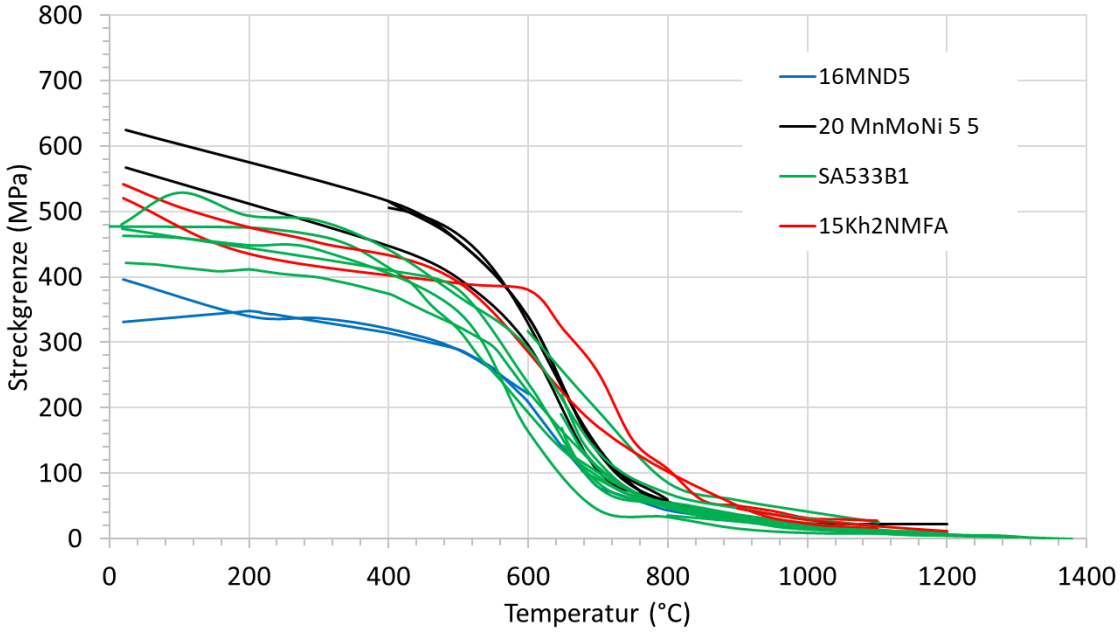


Abb. 6.7 Streckgrenze der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /YAM 20/ /WOL 03/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/ /RIN 05/

Abb. 6.8 zeigt den Vergleich der Zugfestigkeit. Die Kurven liegen nahe beieinander und zeigen denselben Trend. Die in der Streckgrenze beobachteten Unterschiede zwischen den Stahlsorten unterhalb 600 °C sind hier wesentlich geringer ausgeprägt. Ähnlich wie

bei der Streckgrenze deuten die Daten auf eine etwas höhere Temperaturbeständigkeit von 15Kh2NMFA hin. Oberhalb von 600 °C zeigen alle Stähle einen deutlichen Abfall der Festigkeitseigenschaften /GUE 19/ /RIN 05/. Darüber hinaus wurde eine starke Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit beobachtet /DUP 96/ /REM 93/ /SCH 99/ /RIN 05/ /OBS 89/, was auf den beginnenden Einfluss des Kriechens zurückzuführen sein könnte. Die Versuche zeigen im Allgemeinen ein isotropes Verformungsverhalten /HUM 02/ /KOU 08/ /SCH 99/.

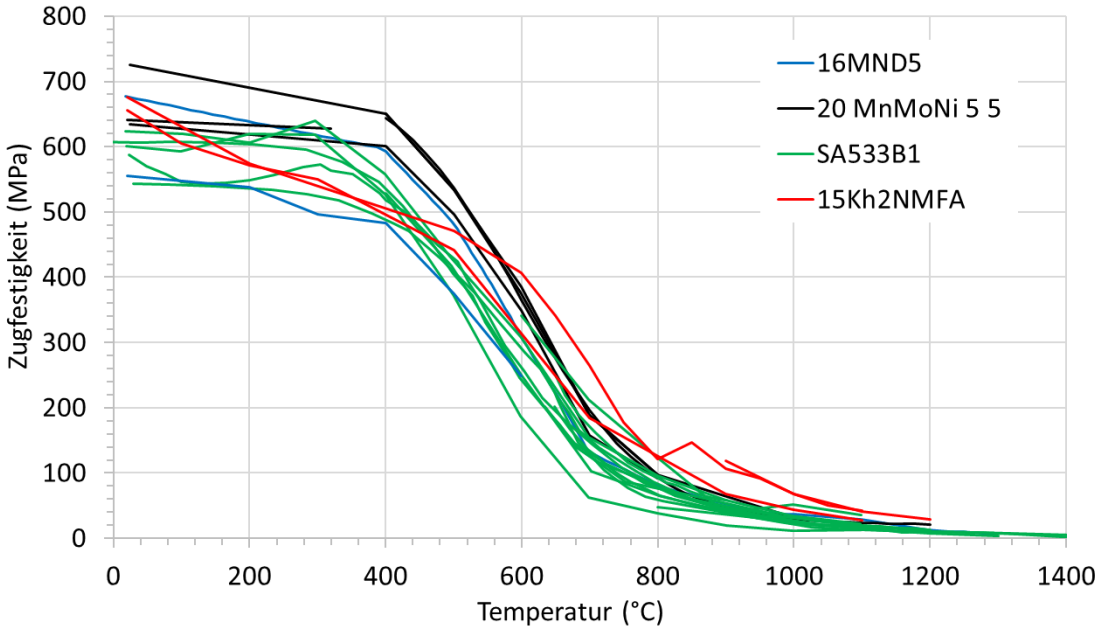


Abb. 6.8 Zugfestigkeit der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /YAM 20/ /WOL 03/ /REM 93/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /RIN 05/ /KRI 99/

Austenitische Werkstoffe und Nickelbasislegierungen zeigen gegenüber den ferritischen Stählen eine niedrigere Festigkeit, die aber langsamer mit der Temperatur abfällt, sodass sich bei hohen Temperaturen das Verhältnis umkehrt (Abb. 6.9).

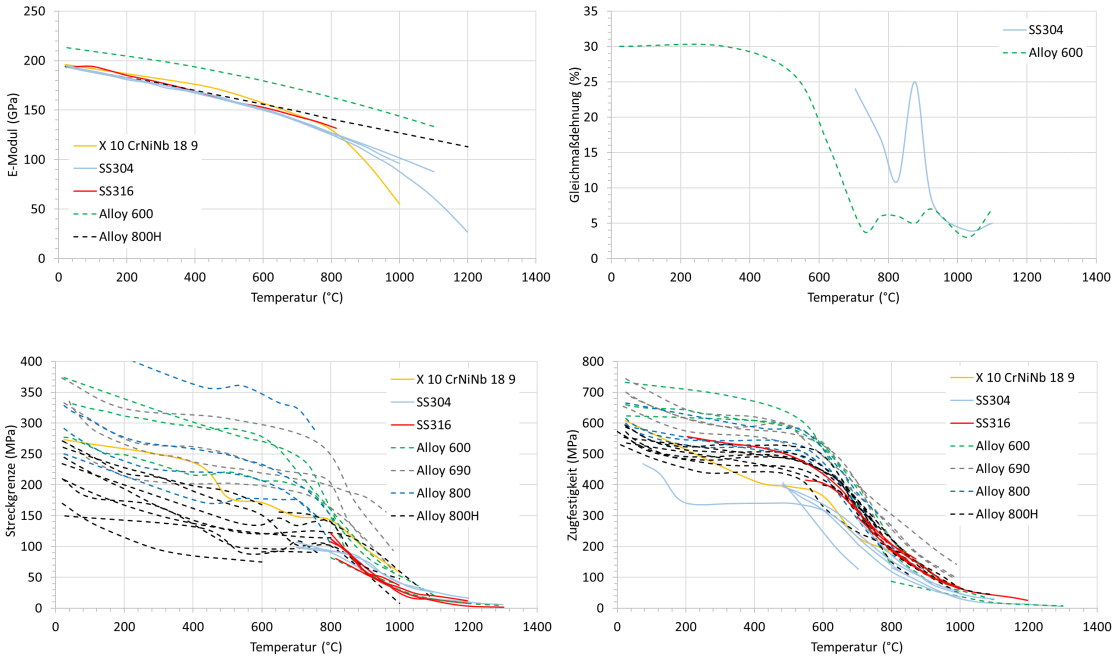


Abb. 6.9 E-Modul (oben links), Gleichmaßdehnung (oben rechts), Streckgrenze (unten links) und Zugfestigkeit (unten rechts) der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/, SS304 /REM 93/ /SWI 95/ /KAT 08/ /SHI 17/ /ONI 19/, SS316 /HAR 00/ /YAM 15/ /ONI 19/ /TAK 19/ /ASM 20/, Alloy 600 /EVE 71/ /CHA 94/ /SPE 08/ /YAM 15/, Alloy 690 /OHY 07/ /SPE 09/ /LEE 21/, Alloy 800 /SPE 04a/, Alloy 800H /EVE 71/ /BOO 78/ /PEN 85/ /SPE 04b/ /ROY 05/ /ROY 07/ /REN 10/ /WRI 12/ /EUR 15/ /VDM 20/

6.1.5 Kurzzeitkriechverhalten

Ein quantitativer Vergleich der Kriecheigenschaften wurde hier aufgrund des hohen Aufwands nicht vorgenommen. Punktuelle Vergleiche deuten jedoch darauf hin, dass sich die Unterschiede in der Kurzzeit-Kriechfestigkeit ähnlich verhalten wie die in der Zugfestigkeit. Abb. 6.10 gibt einen Überblick über die verfügbaren Kriechversuche für die Stähle vom Typ MnMoNi in Bezug auf Temperatur und Spannung.

Primäres Kriechen war in den Versuchen in der Regel nicht oder nur schwach ausgeprägt /DEV 98/ /THI 94/ /HUM 02/ /SCH 99/. Die tertiäre Kriechphase in lastgesteuerten Versuchen kann weitgehend auf makroskopische Verformung mit Querschnittsverringerung oder Einschnürung und nachfolgendem Spannungsanstieg zurückgeführt werden, was durch den Vergleich von lastgesteuerten mit spannungsgesteuerten Versuchen nachgewiesen wurde /JEO 98/ /LIM 99/ /OBS 89/ /SCH 99/. Innere Schädigungen wurden in der Regel erst bei hohen Dehnungen beobachtet /SCH 99/. Erreicht die wahre

Spannung die Fließgrenze, kann das tertiäre Kriechen zusätzlich durch plastische Verformung verstärkt werden /THI 94/ /HUM 02/. Mit dem Übergang von der ferritischen in die austenitische Phase ist typischerweise ein Anstieg der Kriechfestigkeit zu verzeichnen, so dass die Kriechfestigkeit bei etwa 800-850 °C ähnlich oder sogar höher sein kann als bei etwa 700-750 °C /DEV 98/ /LOK 21/ /KRI 99/.

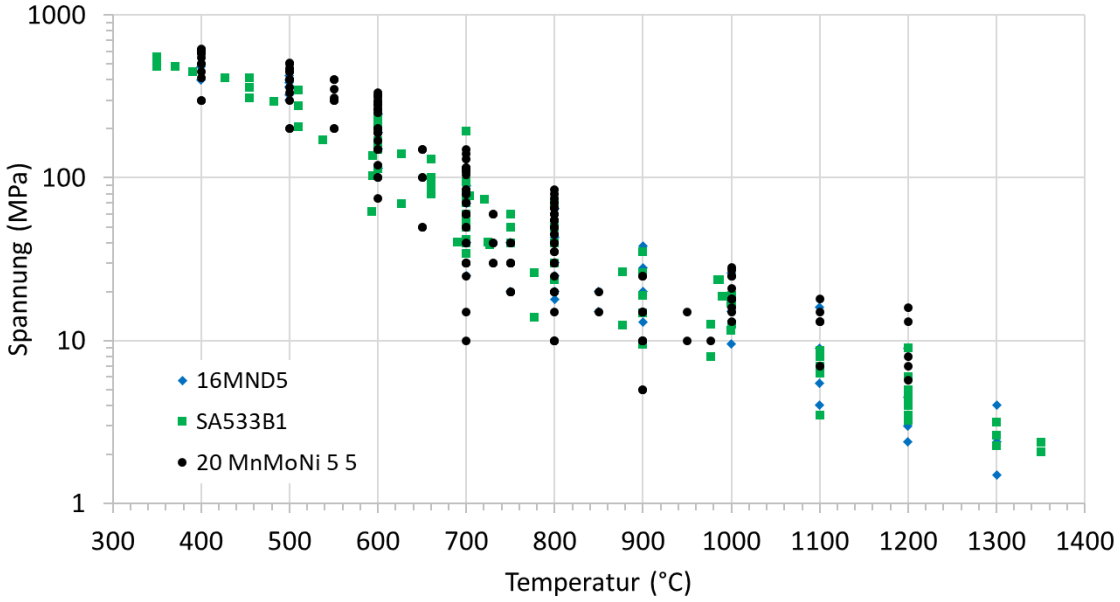


Abb. 6.10 Übersicht über in der Literatur beschriebene Kriechversuche in Bezug auf Temperatur und Spannung für MnMoNi-Stahlsorten 16MND5 /WIL 02a/ /GUE 19/ /KRI 99/, SA533B1 /HUM 02/ /REM 93/ /YAM 20/ /DIE 94/ /DIE 94/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/ /RIN 05/ /DEV 98/ /KRI 03/

6.1.6 Bruchverhalten

Abb. 6.11 und Abb. 6.12 zeigen die temperaturabhängige Bruchdehnung für Warmzug- und Kriechversuche. Bis etwa 600 °C liegt der Wert für Zugversuche bei etwa 20 %. Oberhalb dieser Temperatur ist sowohl im Zug- als auch im Kriechversuch ein Trend zu höheren Werten zu beobachten, was zumindest teilweise auf die austenitische Phase zurückgeführt werden kann /DEV 98/. Gleichzeitig nimmt die Streuung stark zu. Eine Abhängigkeit vom Spannungsniveau konnte nicht beobachtet werden, außer bei Versuchen mit sehr langer Dauer und niedrigen Spannungen, die bereits dem Langzeitkriechen zuzuordnen sind, bei dem andere Mechanismen wirken /DEV 98/ /REM 93/.

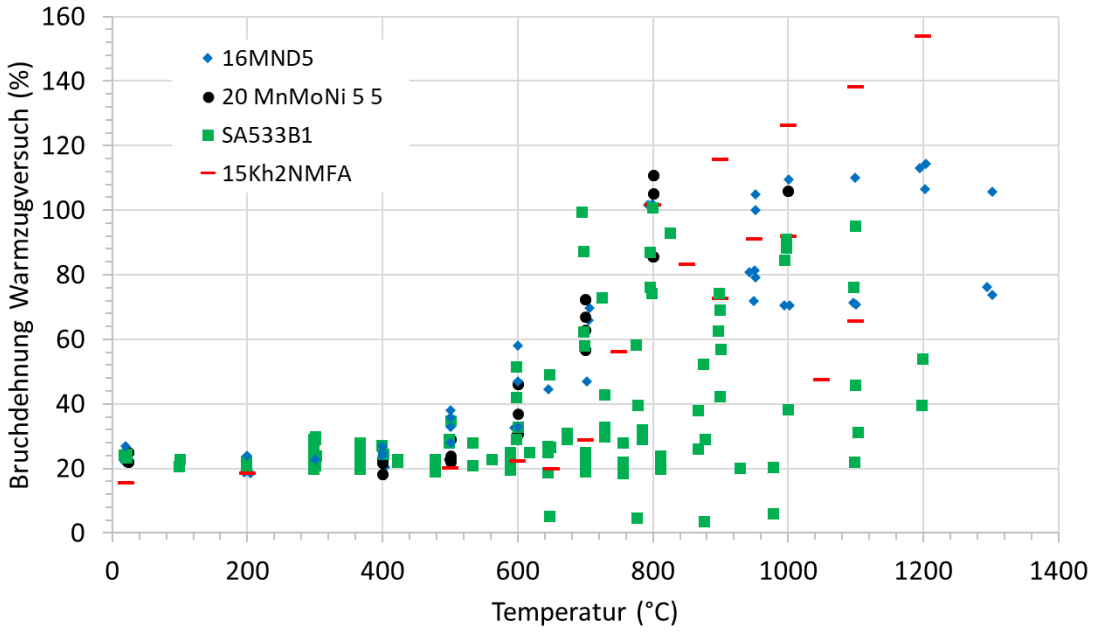


Abb. 6.11 Bruchdehnung im Warmzugversuch der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/, 16MND5 /GUE 19/ /DEV 98/, SA533B1 /PAR 23/ /REM 93/ /SMI 71/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/

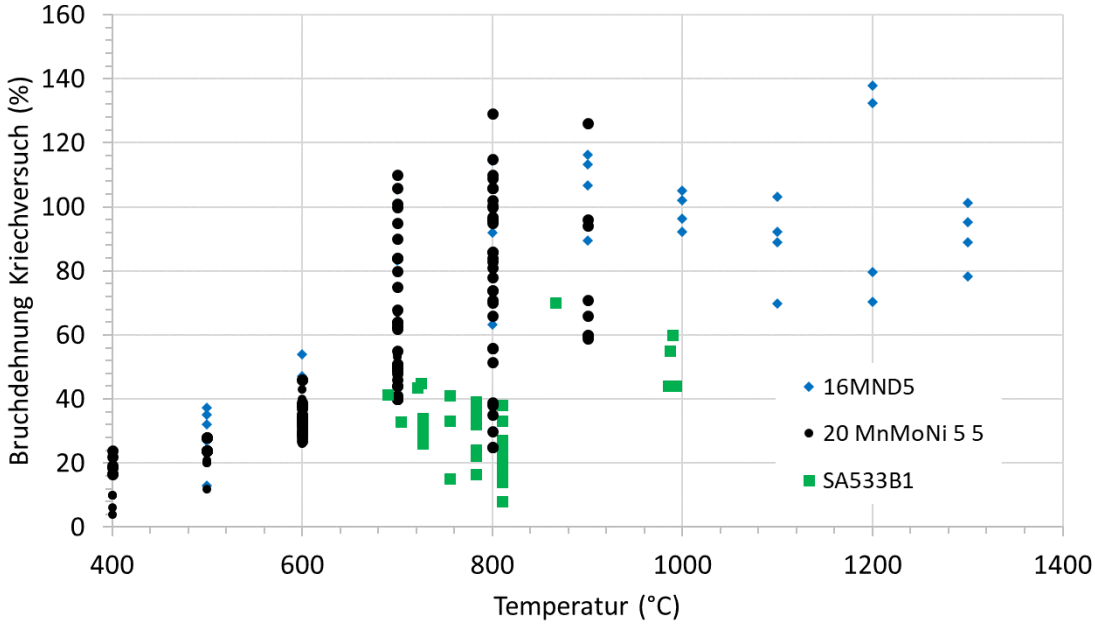


Abb. 6.12 Bruchdehnung im Kriechversuch der Stahlsorten 16MND5 /DEV 98/, SA533B1 /HUM 02/ /SMI 71/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /AZO 96/ /DEV 98/ /MAI 90/

Abb. 6.13 und Abb. 6.14 zeigen die temperaturabhängige Brucheinschnürung bei Warmzug- und Kriechversuchen. Von einigen Ausnahmen abgesehen, ist die Duktilität sehr

hoch. Ein Grund für geringe Duktilität kann das Auftreten interkristalliner Brüche sein, insbesondere bei Stählen mit einem hohen Anteil an Verunreinigungen (hier Schwefel) /HUM 02/ /DEV 98/ /KOU 08/ /PAR 23/. Geringere Bruchdehnungen und Bruchspannungen wurden ferner bei Kriechversuchen mit sehr langer Dauer (und damit geringen Spannungen) /SMI 71/, bei in radialer Richtung aus dem Bauteil geschnittenen Proben /REM 93/, hoher Triaxialität /WIL 02b/ /ZHU 22/ /MAI 88/ /SCH 99/, Größeneffekten /KRI 99/ /DEV 98/, Oberflächen- und interkristalliner Oxidation /LOK 21/ /LOK 22/ sowie Bestrahlung /BLO 67/ beobachtet.

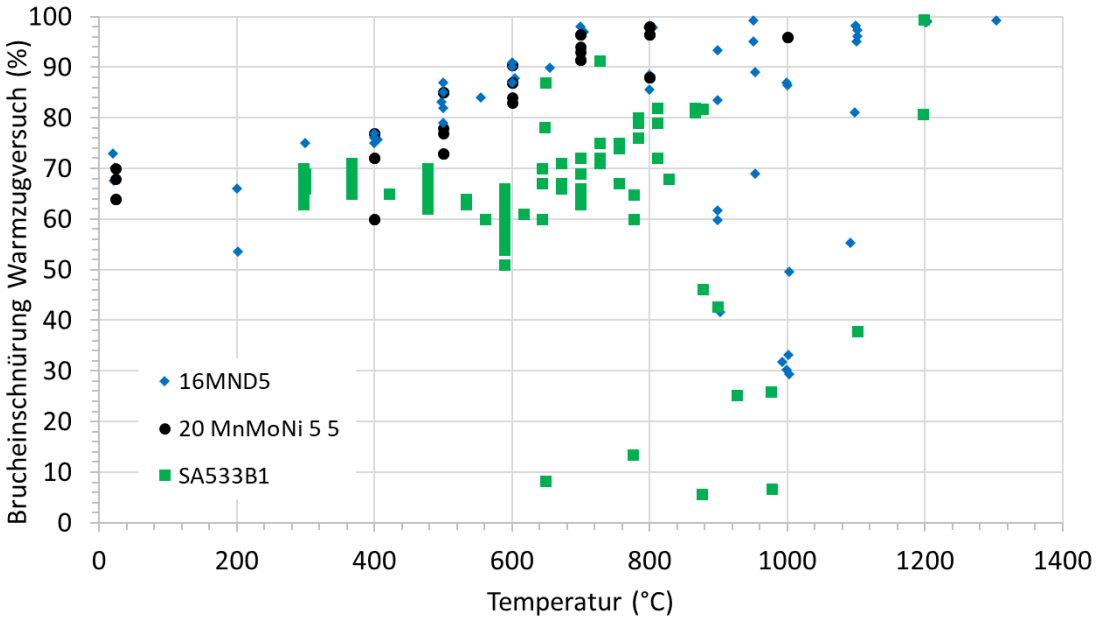


Abb. 6.13 Brucheinschnürung im Warmzugversuch der Stahlsorten 16MND5 /TUR 17/ /GUE 19/ /DEV 98/, SA533B1 /REM 93/ /SMI 71/ /SWI 73/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/

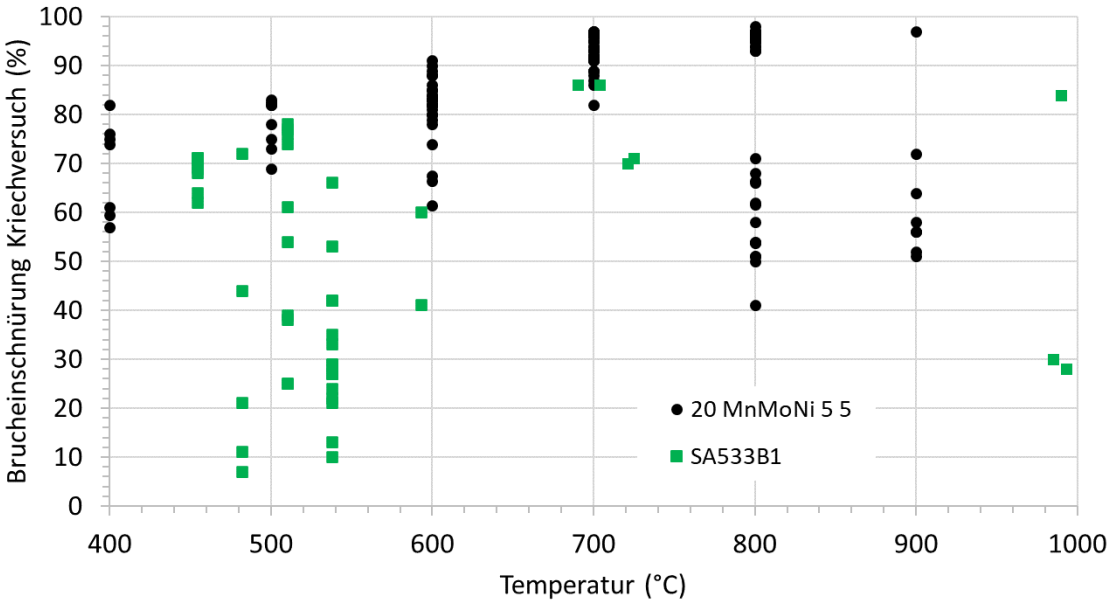


Abb. 6.14 Brucheinschnürung im Kriechversuch der Stahlsorten SA533B1 /HUM 02/ /SMI 71/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /DEV 98/ /MAI 90/

Austenitische Stähle und Nickelbasislegierungen weisen ebenfalls eine hohe Duktilität auf, die mit der Temperatur weiter steigt (Abb. 6.15).

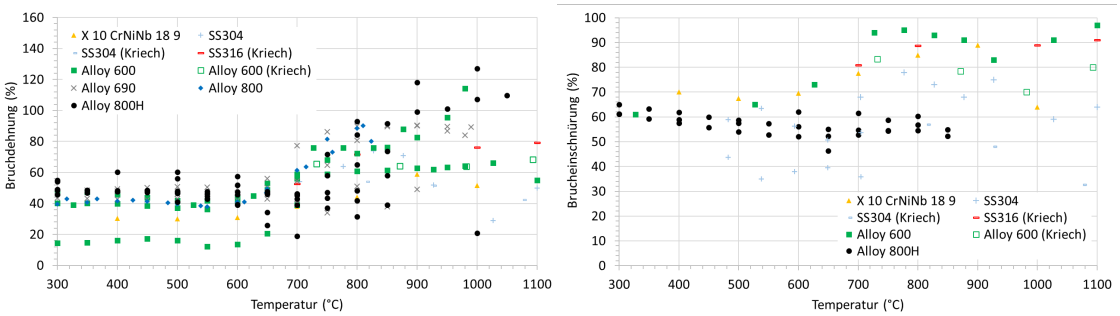


Abb. 6.15 Bruchdehnung (links) und Brucheinschnürung (rechts) der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/ , SS304 /REM 93/ /SHI 17/, SS316 /SAN 18/, Alloy 600 /CHA 94/ /SPE 08/, Alloy 690 /ASM 00/ /SPE 09/ /LEE 21/, Alloy 800 /SPE 04a/ und Alloy 800H /BOO 78/ /PEN 85/ /SPE 04b/ /ROY 07/ /WRI 12/ /EUR 15/

6.1.7 Identifizierung von Lücken in den Werkstoffdaten

Das mechanische Verhalten der betrachteten Stahlsorten ist über einen großen Parameterbereich gut charakterisiert. Charakterisierungen der strukturellen Eigenschaften oberhalb von 1200 °C sind schwierig durchzuführen und oft nur von begrenztem Nutzen,

da die Tragfähigkeit bei diesen Temperaturen äußerst gering ist und in Rechnungen oft keine Rolle mehr spielt. Spezifische Untersuchungen, wie Oberflächeneffekte, Bruchmechanik, Streuung oder Größeneinfluss, sind für einzelne Stähle verfügbar (Tab. 6.5).

Tab. 6.5 Überblick über verfügbare Werkstoffdaten ferritischer Stähle

Stahlsorte	Spezifikationen	Thermophysikalisch	Elastoplastisch	Kurzzeitkriechen	Spezifische Untersuchungen
15Kh2NMFA	✓	20-1100 °C	20-1200 °C	500-1200 °C	Oxidation/Entkohlung
16MND5	✓	20-1300 °C	20-1200 °C	600-1300 °C	Bruchmechanik
SA533B1	✓	20-1200 °C	20-1200 °C	450-1100 °C	Streuung
20 MnMoNi 5 5	✓	20-1200 °C	20-1200 °C	400-1200 °C	Größeneinfluss

Es konnte festgestellt werden, dass die betrachteten westlichen MnMoNi-Stähle (16MND5, SA533B1 und 20 MnMoNi 5 5) in ihrem Verformungsverhalten weitgehend vergleichbar sind. Beobachtete Abweichungen könnten das Ergebnis von Streuungen innerhalb der Spezifikationen der Wärmebehandlung und der chemischen Zusammensetzung sein. 15Kh2NMFA weist leichte Unterschiede zu den MnMoNi-Stählen auf, insbesondere eine etwas höhere Umwandlungstemperatur und eine etwas höhere Temperaturbeständigkeit in Bezug auf die Zug- und Kriechfestigkeit.

Während das Verformungsverhalten der betrachteten Stähle moderate Streuungen aufweist, wurden im Versagensverhalten erhebliche Streuungen festgestellt. Ursache sind eine Vielzahl von Einflussfaktoren wie Dauer, Orientierung, Triaxialität, Größeneffekten, Oberflächeneffekte, Oxidation oder Bestrahlung, die sich nicht auf einzelne Werkstoffspezifikationen zurückführen lassen.

Die meisten der hier gesammelten Daten wurden ursprünglich für die Versagensbewertung von RDB ohne Anwendung von IVMR Maßnahmen generiert. Bei der Bewertung der mechanischen Integrität unter IVMR-Bedingungen treten anstelle einer schnellen Entwicklung großer Kriechdehnungen eher langsame Relaxations- und Spannungsumverteilungseffekte innerhalb kleiner Dehnungsbereiche auf. Die relevanten Spannungen variieren stärker und können aufgrund von Biegung lokal sogar negative Werte erreichen. Da sich die Hauptbelastung auf den kälteren Teil der Wand konzentriert, können Kriechwerte bei niedrigeren Temperaturen bis zu 600 °C von größerer Bedeutung sein. Entsprechende Rechnungen könnten daher von einer zusätzlichen Charakterisierung in diesem Bereich profitieren. Für den Ausschluss bestimmter Versagensmechanismen, z.B. das Versagen der Schweißnaht/Wärmeeinflusszone oder vorhandener Makrorisse,

können weitere spezifische Daten erforderlich sein. Schließlich können bei neuen Werkstoffen, insbesondere bei fortgeschrittenen Reaktorkonzepten mit neuen Legierungskonzepten, weitere Prüfungen erforderlich werden.

Auch für Berechnungen zum Verhalten von Komponenten der Druckbarriere in HD-Kernschmelzunfällen bestehen noch Lücken in notwendigen Werkstoffdaten. Dazu gehört eine bessere Charakterisierung des temperaturabhängigen Emissionsgrads, eine Charakterisierung des Verhaltens von Schraubenwerkstoffen (z.B. für die Berechnung von Flanschen), Untersuchungen zum Einfluss von Oberflächenveränderungen auf das Bruchverhalten sowie Untersuchungen zum Reibverhalten zwischen den beweglichen Teilen von Sicherheits- und Entlastungsventilen. Ein Teil dieser Fragestellungen wird im nachfolgenden Unterkapitel aufgegriffen und experimentell untersucht.

6.2 Experimente zu Einzelphänomenen

6.2.1 Temperatursteigerungsversuche an Standard-Rundproben

Nachfolgend werden Ergebnisse von Untersuchungen beschrieben, die im Rahmen des Projekts im Unterauftrag durch die Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart durchgeführt wurden.

Zunächst wurden Temperatursteigerungsversuche an Proben aus dem ferritischen Stahl 20 MnMoNi 5 5 und dem Austenitischen Stahl X 6 CrNiNb 18 10 bei einer Spannung von 122,7 MPa und einem Temperaturgradienten von 0,2 K/s, angelehnt an realistische Unfalltransienten, durchgeführt. Dazu wurden Standard-Rundproben mit einem Durchmesser von 8,4 mm verwendet. Ziel war es, die im Vorhaben RS1555 /BLA 21/ an Flachproben aus Alloy 800 (mod.) erzielten Ergebnisse denen der beiden anderen hauptsächlichen Werkstoffe der Druckbarriere gegenüberzustellen. Die Verwendung von Flachproben für Alloy 800 (mod.) und Rundproben für die beiden anderen Stähle bildet dabei die reale Komponentenform (Dampferzeugerheizrohr bzw. dicke Rohrleitung) näherungsweise ab. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens im betreffenden Bereich werden üblicherweise keine Temperatursteigerungsversuche, sondern Warmzugversuche und Zeitstandversuche durchgeführt. Temperatursteigerungsversuche bilden den vorherrschenden Anwendungsfall jedoch besser ab. Daneben können Temperatursteigerungsversuche zur Validierung von Werkstoffmodellen dienen, die auf Daten aus klassischen Warmzug- und Zeitstandversuchen basieren. Abb. 6.16 zeigt die

Ergebnisse der beiden Versuche, in Abb. 6.17 werden diese untereinander und mit den in RS1555 an Alloy 800 (mod.) ermittelten Daten in Bezug gesetzt.

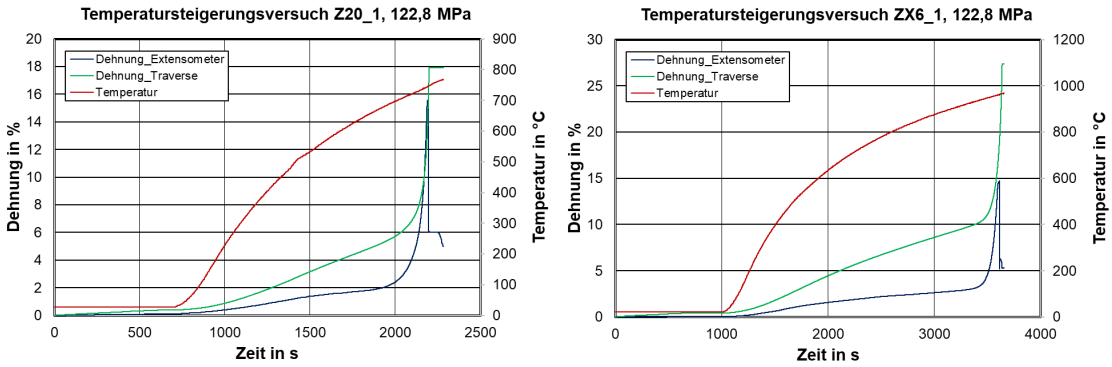


Abb. 6.16 Ergebnisse der Temperatursteigerungsversuche für 20 MnMoNi 5 5 (links) und X 6 CrNiNb 18 10 (rechts)

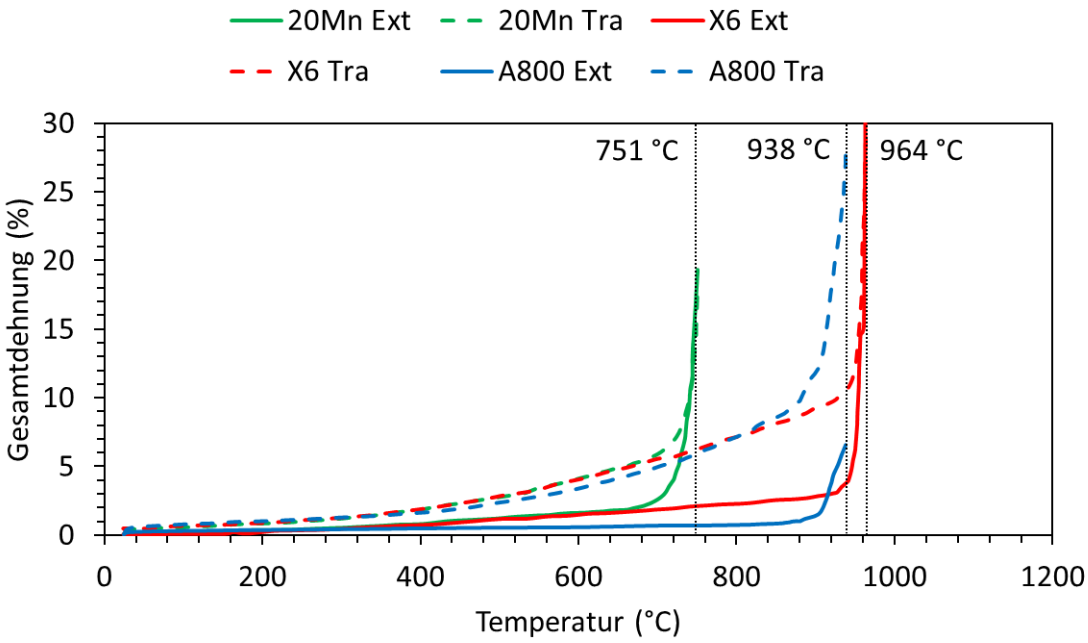


Abb. 6.17 Vergleich der Temperatursteigerungsversuche zwischen 20 MnMoNi 5 5, X 6 CrNiNb 18 10 und Alloy 800 (mod.) bei 122,7 MPa und 0,2 K/s

Man erkennt zunächst, dass die redundanten Messungen durch Extensometer und Traverse gut übereinstimmen. Ausnahme ist eine gewisse temperaturbedingte Dehnung in der Traverse ab etwa 400 °C. Als Versagenstemperaturen wurden 751 °C für 20 MnMoNi 5 5, 936 °C für Alloy 800 (mod.) und 964 °C für X 6 CrNiNb 18 10 ermittelt. Austenit und Nickelbasislegierung zeigen ein vergleichbares Verhalten, während der Ferrit bei einer deutlich niedrigeren Temperatur versagt.

6.2.2 Versuche zum Oxidationsverhalten an Standard-Rundproben

Phänomene, die sich an der Oberfläche abspielen, wie etwa Korrosion, Entkohlung oder Verzunderung werden in den Werkstoffmodellen üblicherweise vernachlässigt, da sich die Festigkeit aus dem gesamten Querschnitt ergibt. Kürzlich erschienene Arbeiten zum in WWER-Anlagen eingesetzten RDB-Stahl 15Kh2NMFA-A (siehe /LOK 21/ /LOK 22/) suggerieren jedoch einen möglichen Effekt. Dabei handelte es sich um eine Reduktion der Bruchdehnung um ca. 30 % zwischen Versuchen in Argon und Versuchen in Luft. Als mögliche Erklärung werden die unterschiedlichen Eigenschaften zwischen Werkstoff und Oxid sowie mögliche Bildung von Mikrorissen diskutiert.

Um vergleichbare Effekte für 20 MnMoNi 5 5 und X 6 CrNiNb 18 10 zu untersuchen, wurden jeweils 3 Proben einer Wärmebehandlung bis 600, 800 und 1000 °C in Luft unterzogen (Abb. 6.18). Danach wurden mit den Proben sowie einer unbehandelten Referenzprobe Zugversuche bei Raumtemperatur durchgeführt (Abb. 6.19). Sollten sich bei der Wärmebehandlung Risse im Werkstoff gebildet haben, z.B. durch intergranulare Oxidation, sollten die wärmebehandelten Proben entsprechende Änderungen der Bruchdehnung aufzeigen. Die Proben zeigten zwar eine signifikante Oxidation der Oberfläche, eine Reduktion der Bruchdehnung, die über die große Streuung hinausgeht, konnte jedoch nicht beobachtet werden.

Als unbeabsichtigter Nebeneffekt konnte in den Proben aus 20 MnMoNi 5 5 die Aufhebung der festigkeitssteigernden Wirkung der Vergütung beobachtet werden. Nach der Wärmebehandlung bewegten sich die Proben wieder auf dem Niveau des austenitischen Stahls, der keine signifikante Veränderung durch die Wärmebehandlung zeigte. Daraus kann einerseits geschlossen werden, dass ein Teil des signifikanten Festigkeitsabfalls bei ca. 500 °C auf die Umkehrung des Vergütens zurückgeführt werden kann. Andererseits kann daraus grob bestimmt werden, welche Festigkeit Komponenten, die im Verlauf des Unfalls auf bis zu 1000 °C erwärmt wurden, nach der Abkühlung wieder zurückerlangen, siehe auch /WOL 93/.

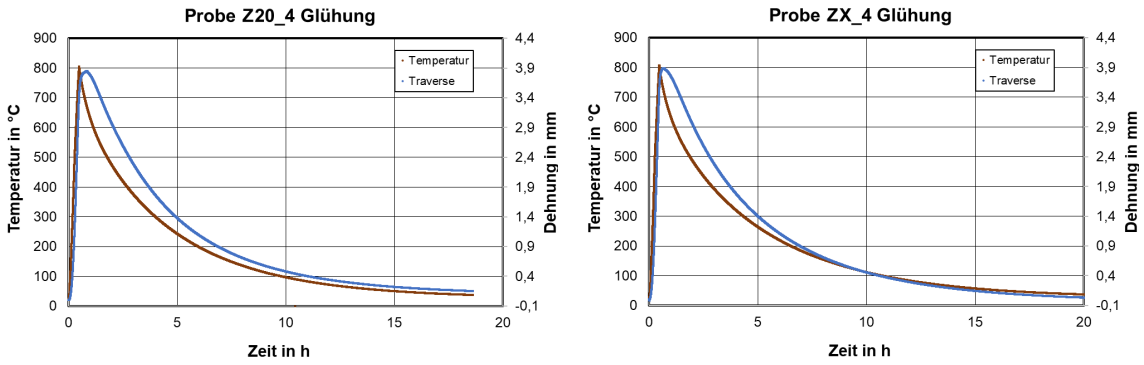


Abb. 6.18 Beispiel für Glühvorgänge an den Rundproben (hier bis 800 °C)

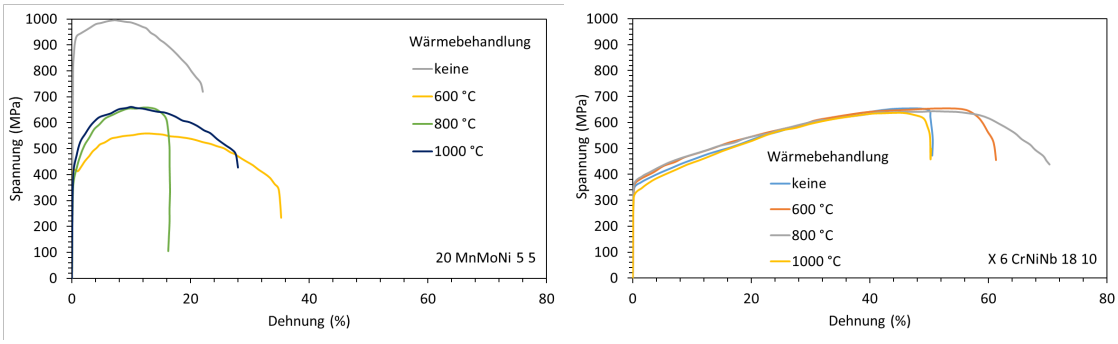


Abb. 6.19 Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Wärmebehandlung für 20 MnMoNi 5 5 (links) und X 6 CrNiNb 18 10 (rechts)

6.2.3 Relaxationsverhalten von Schraubenverbindungen

Das Versagensverhalten von Flanschverbindungen bei hoher Temperatur hängt maßgeblich von der Kriechrelaxation der Schraubverbindungen ab /BLA 21/. Untersuchungen in der Literatur bewegen sich typischerweise im Lebensdauerbereich, während Daten im Bereich < 10 h fehlen.

Im vorliegenden Projekt wurden entsprechende Relaxationsversuche an den Schraubenwerkstoffen 24 CrMoV 5 5, welcher unter anderem an dem Flansch zur Befestigung der Sicherheits- und Entlastungsventile verwendet wird, und 26 NiMoCr 14 6, welcher in der Deckelverschraubung des RDB verwendet wird, durchgeführt. Dazu wurden zunächst geeignete Proben aus den Werkstücken (Abb. 6.20) gefertigt. In einer speziellen Prüfmaschine wurden diese erwärmt und eine Vordehnung von 0,4 % aufgebracht. Dieser gegenüber dem Standardwert von 0,2 % erhöhte Wert wurde aufgrund der erwarteten schnellen Relaxation gewählt. Abb. 6.21 zeigt den anschließenden Verlauf der Spannung in den einzelnen Versuchen.



Abb. 6.20 Augenschrauben aus dem Werkstoff 24 CrMoV 5 5 (1.7733)

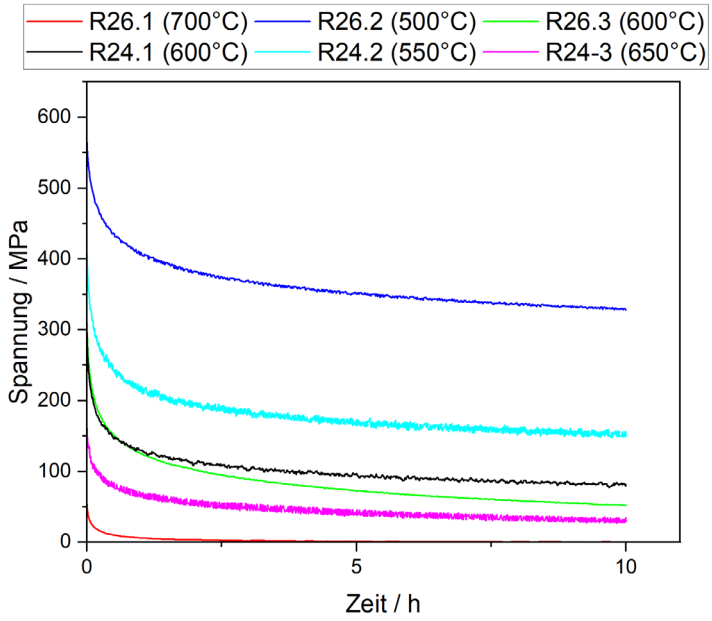


Abb. 6.21 Verlauf der Spannung im Prüfquerschnitt für verschiedene Relaxationsversuche mit den Werkstoffen 24 CrMoV 5 5 und 26 NiMoCr 14 6

Bei 600 °C wurden Versuche mit beiden Werkstoffen durchgeführt, wobei diese insbesondere in den ersten beiden Stunden vergleichbare Ergebnisse zeigten. Um etwa 650 °C bewegt sich die Restspannung der Schrauben in einer Größenordnung, die der Kraft entspricht, die für das Aufbringen der Dichtung in Flanschen notwendig ist. Dieser Wert kann daher ohne Rechnung als erster grober Anhaltspunkt dienen. Bei 700 °C klingt eine nennenswerte Restspannung innerhalb weniger Minuten ab.

6.2.4 Verhalten der Oberflächenpaarung in Ventilen

Ein möglicher Versagensmechanismus in Sicherheits- und Entlastungsventilen ist das Verklemmen beweglicher Teile (vgl. Abschnitt 4.1.6) /MAJ 03/. Dabei kommt es insbesondere auf das Haft- und Reibverhalten der Oberflächenpaarung an.

Um dieses zu untersuchen, wurde ein Versuchsaufbau angelehnt an DIN EN ISO 8295 aufgebaut (Abb. 6.22). Jeweils ein Werkstück aus Stellite 6 Kobaltlegierung und ein Werkstück aus 17-4 PH Edelstahl (Abb. 6.23, Tab. 6.6, Tab. 6.7), entsprechend der typischer Werkstoffpaarungen von Steuerkolben und Sitz, wurden innerhalb eines Ofens gestapelt und mit einem zusätzlichen Gewicht (hier 1 kg) beschwert (Abb. 6.22). Die Oberflächen wurden auf einen Rauheitswert geschliffen, der dem Zustand im Betrieb entspricht. Die Oberfläche des Edelstahls wurde nicht gehärtet. Der obere Reibpartner wurde über ein Seil von außen mit einer definierten Geschwindigkeit bewegt, wobei die notwendige Kraft gemessen wurde. Die Temperatur wurde mit 0,2 K/s, angelehnt an realistische Unfalltransienten, gesteigert und dann über die Dauer der Versuchsdurchführung konstant gehalten. Zunächst wurde ein Referenztest bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Temperaturen der beheizten Versuche mit 600 °C, 800 °C und 1000 °C orientierten sich an den Expertenschätzungen für die Versagenstemperaturen (vgl. Abschnitt 4.1.6). Beim letzten Test mit 1000 °C versagte dabei temperaturbedingt der Draht, sodass dieser Test nur eine eingeschränkte Aussagekraft hat. Abb. 6.24 zeigt den Weg- und Kraftverlauf für die jeweiligen Versuche.

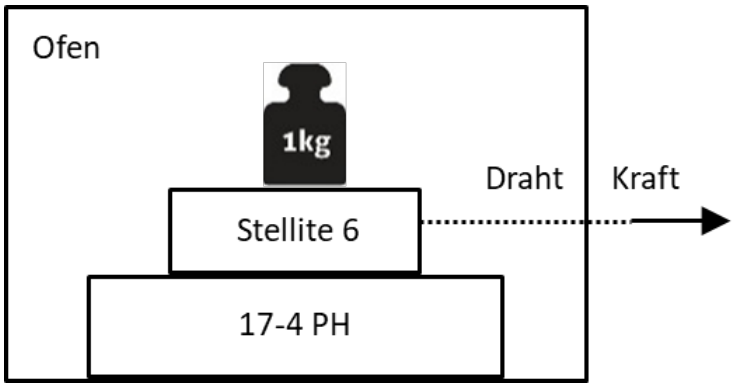


Abb. 6.22 Versuchsaufbau zur Beurteilung des Haft- und Reibverhaltens

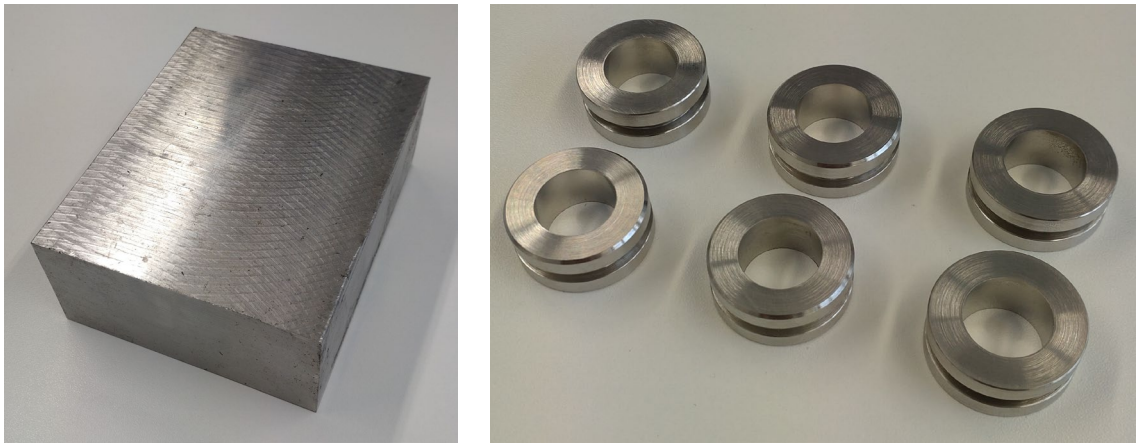


Abb. 6.23 Werkstücke aus 17-4 PH Edelstahl (links) und Stellite 6 (rechts) als Ausgangsbasis für den Versuch

Tab. 6.6 Chemische Analyse der Werkstücke aus Stellite 6

Co	Cr	W	Ni	Fe	Mn	Si
55.32	29.5	5.09	4.08	2.73	1.19	1.1

Tab. 6.7 Chemische Analyse des Werkstücks aus 17-4 PH Edelstahl

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Al	Nb	N
0.03	0.23	0.85	0.021	0.005	15.42	4.46	0.19	0.048	3.31	0.017	0.234	0.0546

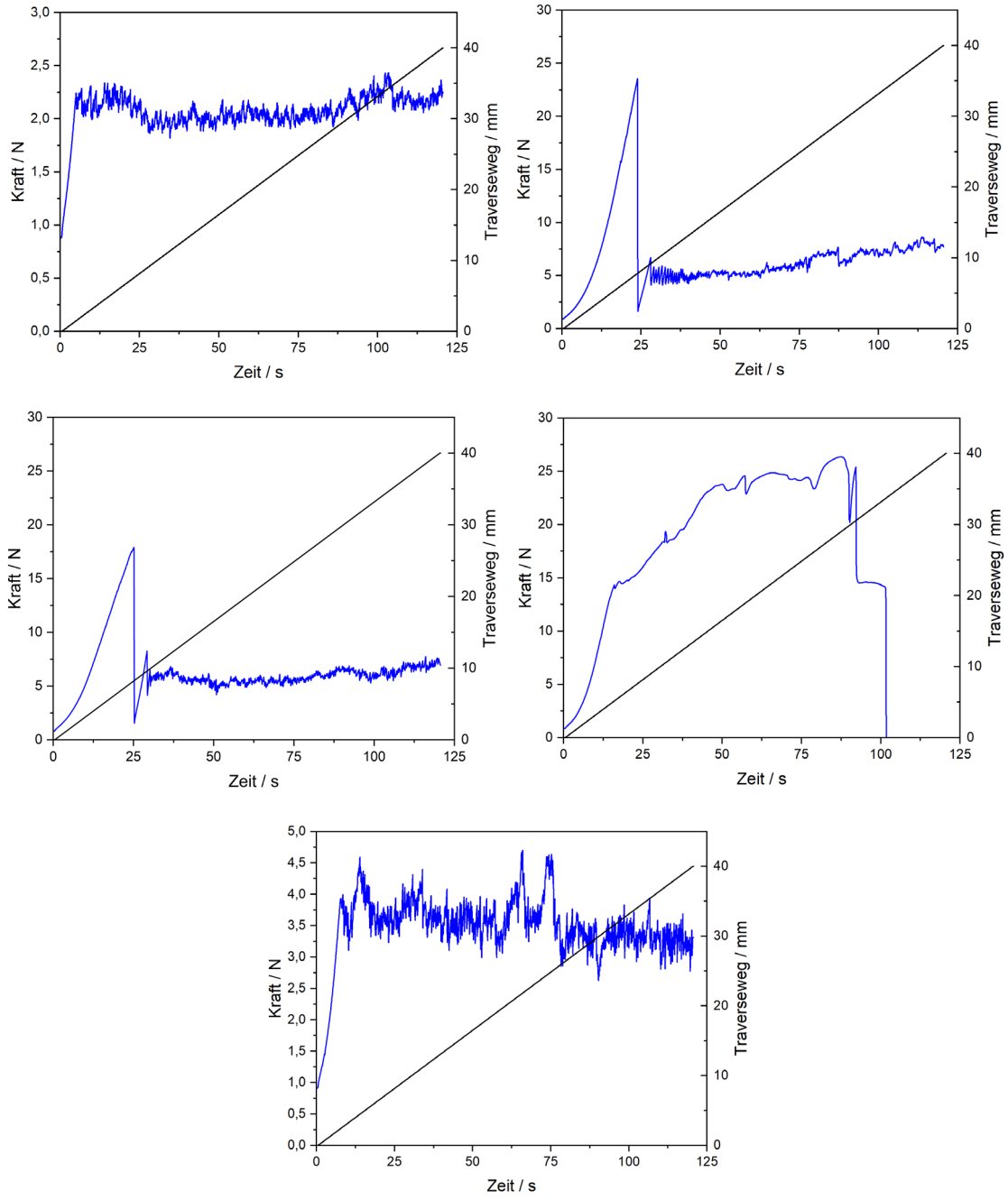


Abb. 6.24 Weg- und Kraftverlauf für den Versuch bei Raumtemperatur (oben links), 600 °C (oben rechts), 800 °C (mitte links), 1000 °C (mitte rechts) und nach Aufheizung auf 1000 °C und Abkühlung auf Raumtemperatur (unten)

Es lässt sich beobachten, dass es zunächst zu einer Haftung der beiden Reibpartner kommt, für deren Überwindung eine höhere Kraft aufgewendet werden muss, bevor sich das obere Werkstück bewegt. Interessanterweise ist die Kraft zum Lösen des Teils bei 800 °C geringer als bei 600 °C. Dies könnte ein Hinweis darauf sein, dass es nicht zu einer fortschreitenden Verfestigung der Kohäsion zwischen den Teilen kommt, sondern

die Oberflächen sich, z.B. durch die unterschiedliche Wärmeausdehnung, immer wieder voneinander lösen. Der Reibungskoeffizient in den beheizten Versuchen betrug 0,5 bis 0,7 gegenüber 0,2 bei Raumtemperatur. Nach Abkühlung des Versuchs mit 1000 °C wurde noch ein Reibungskoeffizient von ca. 0,4 gemessen.

6.3 Publikationen und internationale Zusammenarbeit

Im Rahmen des Projekts nahm die GRS an der internationalen OECD/NEA CSNI Aktivität *Status Report on Integrity Assessment for In-Vessel Retention* teil /OEC 25/. Dort übernahm die GRS die Leitung über die Erstellung des ersten Kapitels, welches die Sammlung von Werkstoffdaten relevanter Stähle beinhaltete. Die in Abschnitt 6.1 zusammengefassten Daten sind dort geordnet nach Stahlsorte in einer tieferen Detaillierung diskutiert. Weitere Informationen finden sich in /OEC 25/.

Die Ergebnisse des Arbeitspunkts wurden in insgesamt drei Publikationen der Fachöffentlichkeit vorgestellt. Der Journalartikel /BLA 25a/ enthält die Ergebnisse des von der GRS geleiteten Kapitels der OECD/NEA CSNI Aktivität. Darüber hinaus finden sich dort Ergebnisse zu Streuungen in den Werkstoffdaten, Unsicherheiten in der Werkstoffprüfung, Oberflächeneffekten, theoretischen Zusammenhängen zwischen Plastizität und Kurzzeitkriechen, Phänomenen auf Mikrostrukturebene, einer Systematisierung des Versagensverhaltens sowie Best Practices und Fallstricke bei der Werkstoffmodellierung. Weitere Informationen finden sich in /BLA 25a/. Frühe Ergebnisse des Projekts wurden im Konferenzbeitrag /BLA 22/ veröffentlicht. Der Journalartikel /BLA 25b/ enthält die in Abschnitt 6.1 zusammengefassten experimentellen Ergebnisse sowie weitere experimentelle Ergebnisse aus dem Vorhaben RS1555. Daneben wurde am Beispiel deutscher Stahlsorten Vorgehensweisen zur Erstellung eines Werkstoffmodells für den auslegungsüberschreitenden Bereich diskutiert. Weitere Informationen finden sich in /BLA 25b/.

7 Weiterentwicklung des Programms ASTOR

7.1 Beschreibung des Codes

Für die Entwicklung, Validierung und Anwendung analytischer Bewertungsmethoden zur Komponentenintegrität bei Belastungen aus Kernschmelzszenarien wird von der GRS das Softwaretool ASTOR (Approximated Structural Time Of Rupture) entwickelt. ASTOR enthält, komplementär zur Finite-Elemente-Methode, verschiedene aus der Literatur entnommene sowie selbst entwickelte analytische Bewertungsmethoden sowie ein Interface zur automatisierten Berechnung vorgefertigter Modelle mit Hilfe des frei verfügbaren FE Programms Code_Aster /EDF 21/. Daneben bietet das Programm zusätzliche Funktionen zur Unterstützung der Rechnung, wie beispielsweise eine GUI-unterstützte Ein-/Ausgabe (Abb. 7.1), eine Speicherfunktion und eine Datenbank, in der Daten für Geometrien, Transienten oder Werkstoffe hinterlegt sind. Das Programm kann alleinstehend oder im Postprocessing in Verbindung mit Berechnungsergebnissen von Systemcodes, z.B. AC^2 eingesetzt werden. Es lässt sich auch von anderen Programmen, wie dem GRS-Tool zur Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse SUSA /KLO 16/, extern ansteuern. Das Programm wird darüber hinaus als Laborumgebung für die Implementierung und Entwicklung von Methoden genutzt. Im Ansatz vergleichbare Codes werden vom EPRI (PROBFAIL) /KEN 07/ sowie EDF (als Methodensammlung) entwickelt.

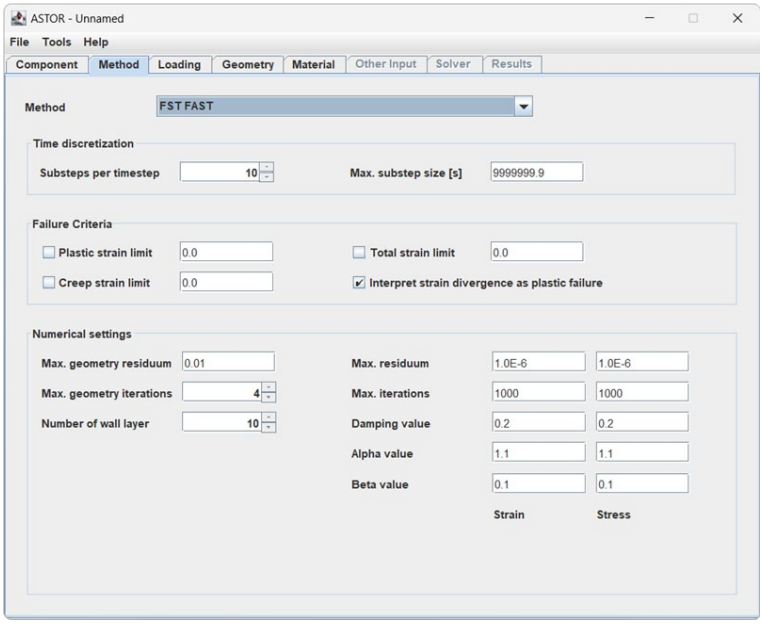


Abb. 7.1 Graphische Oberfläche von ASTOR

In /EIS 93/ wurden bereits in den 90er Jahren eigenständige Fortran-Programme entwickelt. Im Rahmen des Projekts RS1520 /BLA 17/ wurde begonnen, die Leistungsfähigkeit von ASTOR signifikant zu erweitern, um verschiedene analytische Methoden zur Bewertung der Komponentenintegrität bei Unfällen, in eine einzige Plattform basierend auf der Java-Technologie zu vereinen.

Im Projekt RS1555 /BLA 21/ wurde das Programm weiterentwickelt, wozu insbesondere die Verbesserung der allgemeinen Programmfunktionalität, das Refactoring der Programmstruktur durch Modularisierung, das Einbinden eines Plotprogramms, die Einführung einer Plausibilitätsprüfung sowie die Implementierung weiterer analytischer Methoden zählten. Darüber hinaus wurde ein Qualitätssicherungs-, Verifizierungs- und Validierungskonzept erstellt, das sich an dem Special Safety Guide SSG-2 /IAE 09/, der ISO-Norm für Qualitätsmanagement, ISO-9001 /ISO 15/ sowie der internen Qualitätsrichtlinie für Software der GRS /GRS 17/ orientiert /BLA 19/.

Im Rahmen des vorliegenden Projekts wurden weitere Methoden entlang der Erfordernisse des Projekts implementiert und Weiterentwicklungen bezüglich der Funktion und Benutzbarkeit durchgeführt (Abb. 7.2).

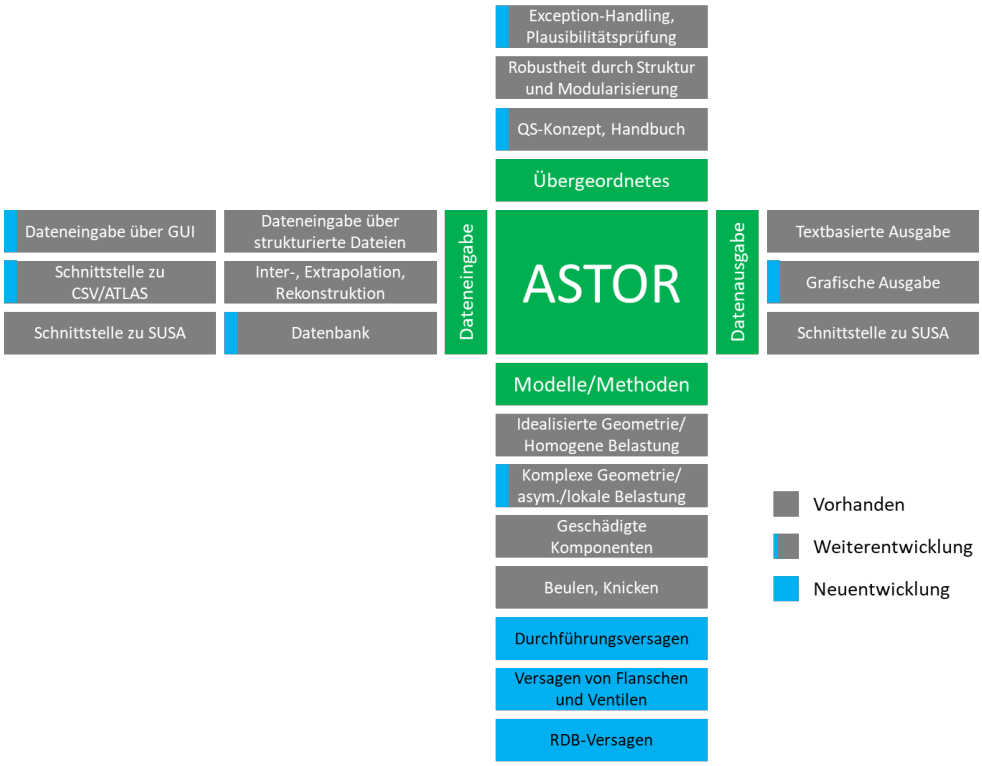


Abb. 7.2 Übersicht über existierende und neu-/weiterentwickelte Features

7.2 Verbesserung von Funktion und Benutzbarkeit

Im Rahmen der Arbeit wurden verschiedene Änderungen am Code zur Verbesserung von Funktion und Benutzbarkeit vorgenommen, darunter:

- Aktualisierung der verwendeten Bibliotheken und Arbeiten im Rahmen der Umstellung auf OpenJDK als Implementierung der Java-Plattform
- Verbesserung der Robustheit des Codes durch Fehlerbehebung, Refactoring und Restrukturierungen am Quellcode
- Verbesserung der Robustheit der Methoden durch Verbesserung des Exceptionhandlings und der Vollständigkeits-, Gültigkeits- und Plausibilitätsprüfung
- Abtrennung der fest codierten Datenbank in eine separate XML-Datei und Möglichkeiten zur Konvertierung von Einheiten
- Verbesserung der Eingabe in Form des Editors in der graphischen Oberfläche sowie der Schnittstelle zu CSV-Dateien
- Verbesserung der Ergebnisausgabe durch Erweiterung der Ergebnisgrößen und der Darstellung mehrerer Größen in einem Graphen
- Fortschreibung von Dokumentation und Qualitätssicherungsplan

7.3 Weiterentwicklung analytischer Methoden

Die an Temperatursteigerungsversuchen verschiedener Reaktorwerkstoffe gewonnenen Versagenszeiten (siehe Abschnitt 6.2.1) dienen als Ausgangspunkt für eine neuentwickelte Methode. Unter der Voraussetzung, dass die dort verwendete Normalspannung von 122,7 MPa und der Temperaturgradient von 0,2 K/s repräsentativ für das Unfallszenario sind und die Standardprobe stellvertretend für die Komponente stehen kann, kann die im Versuch ermittelte Versagenstemperatur als Versagenskriterium verwendet werden. Eine Anpassung der Versagenstemperatur an ein abweichendes Spannungsniveau kann mit Gleichung 7.2 erfolgen. Diese ergibt sich durch Gleichsetzen zweier Instanzen der Norton-Bailey-Gleichung mit Arrhenius-Ansatz (Gleichung 7.1) unter Eliminierung der Kriechdehnrate und Verwendung der Koeffizienten n und -R/(EaC) aus Werkstoffmodellen. Die Versagenstemperatur für die Volumenausgleichsleitung eines Konvoi-Reaktors (aus X 10 CrNiNb 18 9, ähnlich X 6 CrNiNb 18 10) bei einem Spannungsniveau von 70,8 MPa lässt sich mit Hilfe dieses Ansatzes aus den in Abschnitt 6.2.1

beschriebenen Temperatursteigerungsversuche (Abb. 6.17) errechnen. So ergibt sich 1080 °C statt 964 °C, wenn der bei 122,7 MPa durchgeführte Versuch auf das Spannungsniveau von 70,8 MPa umgerechnet wird.

$$K * \sigma_1^n * e^{\frac{-E_a * C}{RT_1}} = K * \sigma_{ref}^n * e^{\frac{-E_a * C}{RT_{ref}}} \tag{7.1}$$

$$T_1 = \frac{1}{\frac{R}{E_a C} ln\left(\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{ref}}\right)^n\right) + \frac{1}{T_{ref}}} \tag{7.2}$$

Eine weitere Methode basiert auf der in Abschnitt 6.1.4 und in /BLA 25a/ diskutierten Verwandtschaft zwischen Plastizität und Kurzzeitkriechen. Dabei wird ausgehend vom Zugfestigkeitskriterium (alternativ vom Fließspannungskriterium) das Kurzzeitkriechen durch eine Verschiebung hin zu niedrigeren Temperaturen pauschal berücksichtigt. T_{delta} kann dabei für einen repräsentativen Temperaturgradienten durch FE-Rechnungen oder anhand von Werkstoffdaten ermittelt werden.

$$\sigma > R_m(T + T_{delta}) \tag{7.3}$$

Eine weitere Verbesserung betrifft Modelle auf Basis der linearen Schadensakkumulation (siehe Abschnitt 7.5 zum Hintergrund der Methode). Hier wurde eine Verbesserung entwickelt, indem in der Gleichung zur Berechnung des Larson-Miller-Parameters /LAR 52/ (Gleichung 7.4) ein rekursiver Term ergänzt wurde (Gleichung 7.5), der die Rückwirkung der Schädigung bzw. Verformung auf die Spannung berücksichtigt. Dadurch können nichtlineare Einflüsse abgebildet werden, die etwa durch Wanddickenschwächung, Aufblähung oder innere Schädigung entstehen. Die Stärke der Rückwirkung kann mit Hilfe des Parameters m im Fitting justiert werden.

$$P = A - B * log(\sigma) \tag{7.4}$$

$$P = A - B * log\left(\left(\frac{1}{1-D}\right)^m \sigma\right) \tag{7.5}$$

7.4 Implementierung von Methoden und Daten

Im Rahmen der Arbeit wurden weitere Methoden aus der Literatur implementiert, bestehende verbessert und die Datenbank um weitere Geometrien, Lastverläufe und Werkstoffdaten ergänzt. Letztere betreffen insbesondere in Kapitel 6 erfasste Daten sowie Parametersätze für Modelle. Tab. 7.1 gibt einen Überblick über die implementierten Methoden sowie eine kurze Beschreibung des Hintergrunds und der Vorgehensweise.

Anders als ursprünglich vermutet, eignen sich die für das RDB-Versagen ohne Außenkühlung entwickelten Methoden, z.B. nach Koundy, Layered Necking, nicht für die Bewertung der Situation mit Außenkühlung. Das liegt insbesondere daran, dass im Fall der Außenkühlung das Phänomen der Wandabschmelzung das Versagensverhalten stark beeinflusst und nur geringe Kriechverformung zugelassen wird. Die Entwicklung von analytischen Methoden zur Bewertung der Integrität bei Außenkühlung, die über einfache Spannungskriterien hinausgehen, sollte daher in zukünftigen Projekten berücksichtigt werden.

Tab. 7.1 Beschreibung der in ASTOR implementierten Methoden

Gruppe	Name	Beschreibung
Thermische Methoden	Kennzahlen	Ausgehend von den Belastungs- und Werkstoffdaten werden Kennzahlen errechnet (Bi, Fo, α_i/α_a, …), um die Zulässigkeit von Vereinfachungen bzw. die Notwendigkeit komplexerer Methoden abzuschätzen.
	Arithmetische Mittelung	Es wird durch arithmetische Mittelung eine Globaltemperatur errechnet. Eine Korrektur zur Berücksichtigung der Plattierung ist möglich.
	Erweiterte Mittelung	Anstatt einer arithmetischen Mittelung wird eine gewichtete Mittelung verwendet, um dem nichtlinearen Zusammenhang zwischen Kriechdehngeschwindigkeit und Temperatur gerecht zu werden.
	Stationäre Lösung	Aus den Belastungsdaten wird der stationäre Temperaturverlauf über die Komponentenwand errechnet. Eine Berücksichtigung der Plattierung ist möglich.

Gruppe	Name	Beschreibung
	Instationäre Lösung	Berechnung des instationären Temperaturverlaufs über die Komponentenwand.
Einfache Methoden ohne Betrachtung der Historie	Simple Temp	Versagen bei Überschreiten einer Temperatur.
	Simple Plast	Versagen bei Überschreiten der Zugfestigkeit.
	Fließspannung	Versagen bei Überschreiten der Fließspannung.
	T+	Siehe Abschnitt 7.3.
	UTS+	Siehe Abschnitt 7.3.
Lineare Schadensakkumulation	Larson-Miller	Berechnung der Versagenszeit gemäß der Larson-Miller-Beziehung /LAR 52/.
	Manson-Haferd	Berechnung der Versagenszeit gemäß der Manson-Haferd-Beziehung /MAN 53/.
	Orr-Sherby-Dorn	Berechnung der Versagenszeit gemäß der Orr-Sherby-Dorn-Beziehung /ORR 54/.
	ASTOR Classic	Berechnung der Versagenszeit basierend auf der Interpolation in einer vorberechneten mehrdimensionalen Matrix /EIS 93/.
Weitere Korrelationen	Omega	Die Omega-Methode ist eine in API 579 standardisierte Methode, die ursprünglich zur Restlebensbestimmung Rohrleitungen in Chemieanlagen entwickelt wurde /PRA 95/.
	Wilshire	Die Methode wurde als physikalisch basierte, aber dennoch recht einfache Methode zur Ermittlung der Kriechlebensdauer als Funktion der angelegten Spannung und Temperatur entwickelt /WIL 89/.
	Monkman-Grant	Berechnung der Versagenszeit gemäß Monkman-Grant-Beziehung /MON 56/.

Gruppe	Name	Beschreibung
Nichtlineare Methoden	FAST	Die Methode FAST eignet sich für eine symmetrische Geometrie und Belastung und reduziert die Komponente auf einen 0-dimensionalen Zustand (Spannung, Dehnung) bei Berücksichtigung von Geometrieveränderung und komplexem Werkstoffverhalten /BLA 17/.
	LMP+	Siehe Abschnitt 7.3.
Methoden für Knicken und Beulen	Von Mises	Einfache elastische Stabilitätsanalyse von Rohren unter Außendruck.
	Methode der Uni Tokyo	Korrelation basierend auf experimentellen Ergebnissen an Proben, die SRM/IRM-Durchführungen angelehnt sind /LIU 13/.
Riss- und Schädigungsmethoden	ANL Methode	Die Methode wurde für die Bewertung rissbehafteter Heizrohre entwickelt, indem Korrelationen für Betriebstemperatur mit experimentellen Daten aus dem Hochtemperaturbereich gefittet wurden /MAJ 99/.
	Kiefner and Miller	Limitanalyse nach Kiefner und Miller /KIE 73/.
	Korrelationslösung	Die Methode basiert auf den mit FE-Modellen vorberechneten Lösungen für ein abrasiv geschädigtes Heizrohr.
Ankopplung FE	Code_Aster	Automatisierte Ansteuerung des FE-Codes Code_Aster /EDF 21/ unter Rückgriff auf vorbereitete parametrisierte Modelle. Zur Netzgenerierung und im Postprocessing wird das Programm Salome_MECA verwendet /SAL 21/.

7.5 Verifizierung und Validierung von Parametersätzen für die lineare Schadensakkumulation

Die bisher am weitesten verbreitete analytische Methode zur Bewertung der Komponentenintegrität im Unfallszenario stellt die lineare Schadensakkumulation in Verbindung mit der Korrelation nach Larson-Miller /LAR 52/ dar. Dabei wird für jeden Zeitschritt ∆t ein Schädigungsinkrement aufaddiert, das dem Invers der Versagenszeit t_f unter den gegenwärtigen Belastungen entspricht. Die Versagenszeit ist abhängig von der Spannung σ und der Temperatur T. Das Versagen wird dann für D = 1 angezeigt.

$$D(t) = \sum_i \frac{\Delta t}{t_f(\sigma, T)} \tag{7.6}$$

$$t_f = 10^{\left[\frac{LMP(\sigma)}{T} - C\right]} \tag{7.7}$$

$$LMP = A - B * log(\sigma) \tag{7.8}$$

Entsprechend der Verbreitung existieren für diese Methode in der Literatur viele Parametersätze. Zur Verifizierung und Validierung wurden etwa 100 Parametersätze zusammengestellt, wobei nur solche berücksichtigt wurden, die speziell für die Integritätsbewertung von Komponenten unter Unfallbelastungen generiert wurden.

In einem ersten Schritt wurden Dubletten, unplausible und nicht überprüfbare Werte aussortiert. Die überraschend hohe Anzahl unplausibler Werte könnte durch die Anfälligkeit der Korrelation für menschliche Fehler erklärt werden (Nachweisbare Übertragungsfehler zwischen Publikationen, Verwechslung von Einheiten in den numerischen Wertgleichungen, Verwendung unüblicher Einheiten oder Verwechslung von Parameterdefinitionen aufgrund unterschiedlicher Darstellungen derselben Gleichung, z.B. ln vs. log, Umstellen der Gleichung). Nach diesem Schritt verbleiben ca. 50 Parametersätze.

Die von den Korrelationen errechneten Versagenszeiten sind in Abb. 7.3 und Abb. 7.4 dargestellt. In Abb. 7.3 sind die Korrelationen entsprechend den Stahlgruppen (ferritisch, austenitisch, Nickelbasislegierung) eingefärbt, während in Abb. 7.4 die Gruppe der ferritischen Stähle nochmals in die einzelnen Stahlsorten aufgeteilt wird. Da die Korrelationen neben der Temperatur auch von der Spannung abhängen, wurde letzterer Wert hier exemplarisch auf 100 MPa festgelegt, was in etwa der Umfangsspannung der Hauptkühlmittelleitung im HD-Unfallszenario entspricht. Wo Gültigkeitsintervalle angegeben

waren, wurden die Graphen entsprechend gekappt. Dickere Kurven zeigen eine logarithmische Mittelung. Die Diagramme sind auf den interessierenden Temperatur- und Zeitbereich (10 s bis 10000 s ≈ 2,8 h) begrenzt.

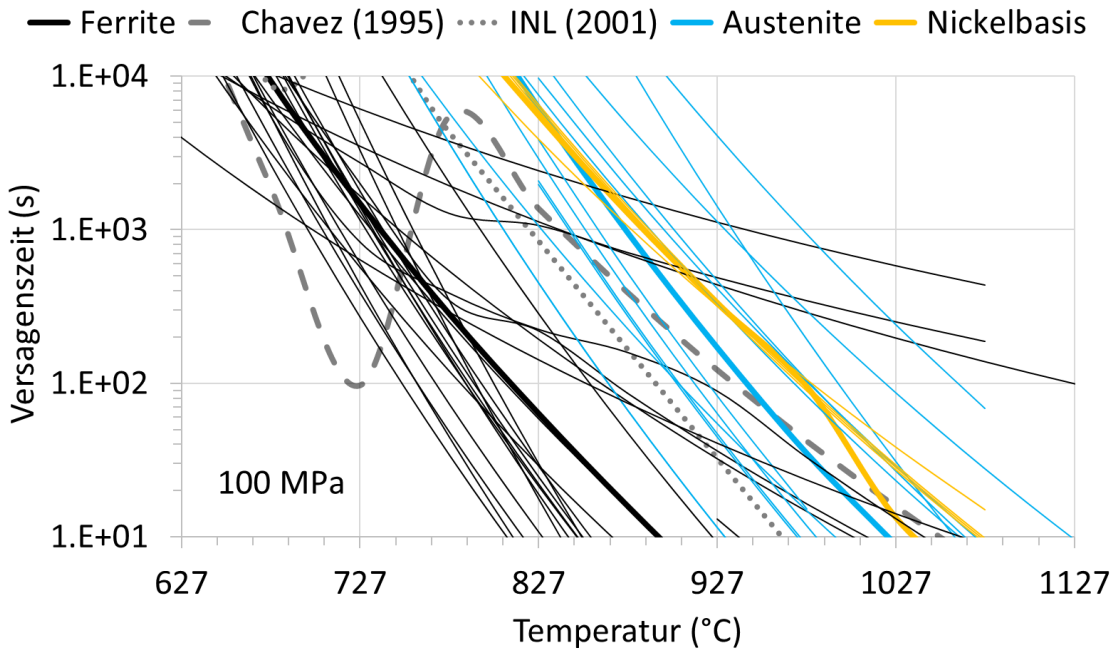


Abb. 7.3 Versagenszeiten, berechnet mit Larson-Miller-Parameter-Sätzen für verschiedene Stahlgruppen

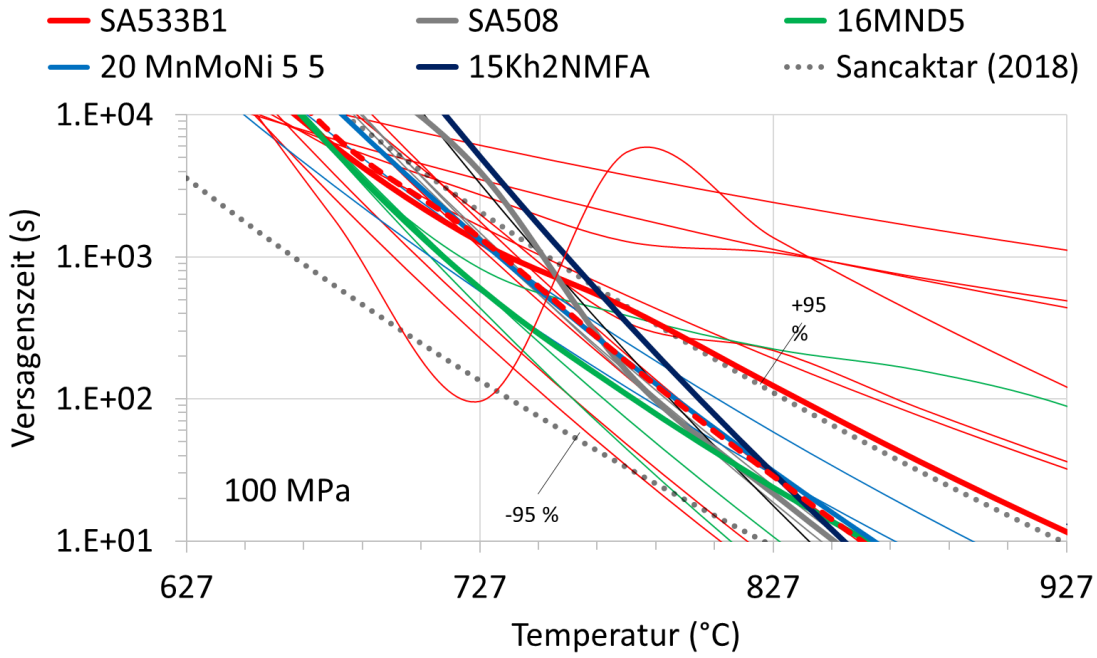


Abb. 7.4 Untergruppe der ferritischen Stähle aus Abb. 7.3

Abb. 7.3 zeigt zunächst, dass niedrig legierte ferritische Stähle im Allgemeinen eine geringere Temperaturbeständigkeit aufweisen als austenitische Stähle. Zwischen austenitischen Stählen und Nickelbasislegierungen ist der Unterschied geringer. Abb. 7.4 zeigt, dass die Stähle SA533B, 16MND5 und 20 MnMoNi 5 5 nahe beieinander liegen, was den Beobachtungen zur Festigkeit der Stähle entspricht (vgl. Abschnitt 6.1.4). Die Abweichung von SA533B1 oberhalb von etwa 720 °C entsteht wahrscheinlich aufgrund von Verzerrungen durch einzelne Kurven mit einem anderen Trend. Der Unterschied verschwindet, wenn diese Kurven weggelassen werden (gestrichelte rote Linie). Die etwas höhere Temperaturbeständigkeit von 15Kh2NMFA entspricht auch den Festigkeitsdaten (vgl. 6.1.4). Der Temperaturtrend der meisten Korrelationen, quantifiziert durch die Konstante C in Gleichung 2, liegt im Bereich von C = 12 bis 20, was unter dem Wert von 20 bis 30 liegt, der typischerweise für das Kriechen im Langzeitfall angenommen wird. Dies deutet darauf hin, dass kurzfristig andere Kriechmechanismen vorherrschen.

Eine einzelne Korrelation, bei der anstelle des Larson-Miller-Ansatzes ein Manson-Haferd-Ansatz /MAN 53/ verwendet wird (gestrichelte Linie, INL (2001) /INL 01/) weicht merklich von den anderen Kurven ab, obwohl bereits Fallunterscheidungen hinsichtlich Spannung und Temperatur vorgenommen wurden. Dies deutet darauf hin, dass der Ansatz insbesondere für die Beschreibung großer Parameterintervalle wenig geeignet ist.

Die Streuung innerhalb der Gruppen und Stahlsorten ist groß, insbesondere wenn die logarithmische Darstellung berücksichtigt wird. Sie ist größer als der Unterschied innerhalb der Stahlsorten der niedrig legierten ferritischen Stähle, so dass der Nutzen von werkstoffspezifischen Parametersätzen möglicherweise in Frage gestellt werden kann. Ein Teil davon kann durch die werkstoffimmanente Streuung erklärt werden, wie die -95%/+95% Unsicherheitsgrenzen für die Stahlsorte 70 (gestrichelte Linien, Sancaktar, et al. (2018) /SAN 18/) nahelegen. Weitere Unsicherheitsquellen können aus Unterschieden in den Randbedingungen und Umständen der Messung, aufgrund von unterschiedlich geformten und unterschiedlich großen Proben, fehlenden Gültigkeitsgrenzen und einer zu weiten Extrapolation entstehen. Streuungen können sich auch aus der Tatsache ergeben, dass das Materialverhalten auf nur drei Werte heruntergebrochen wird, während Änderungen des Kriechmechanismus und mikrostrukturelle Veränderungen dazu führen, dass das reale Verhalten von den idealen Korrelationen abweicht. Während die realen Prozesse innerhalb weniger Minuten bis Stunden ablaufen, stehen entsprechende Experimente nicht immer zur Verfügung, so dass Experimente mit längeren Laufzeiten verwendet wurden, was den vorherrschenden Kriechmechanismus beeinflusst.

Die Umwandlung von niedrig legierten ferritischen Stählen in eine austenitische Konfiguration im Bereich zwischen 720 und 850 °C, die mit einer deutlichen Verbesserung der Temperaturbeständigkeit verbunden ist (vgl. Abschnitt 6.1.4), kann nicht durch einen einzigen Parametersatz abgebildet werden. Einige Parametersätze versuchen, dies durch die Verwendung von Fallunterscheidungen zu überwinden, wobei am Übergang zwischen den Zonen Diskontinuitäten entstehen (gestrichelte Kurve, Chavez (1995) /CHA 95/).

Zusammen mit weiteren Nachteilen des Larson-Miller-Ansatzes, wie z.B. der Notwendigkeit, einen skalaren Spannungswert aus einem dreiachsigen, potenziell inhomogenen Spannungsfeld zu generieren, der Nichtberücksichtigung des tertiären Kriechstadiums und der Nichtberücksichtigung der Plastizität bei Erreichen der Fließspannung, besteht Potenzial für eine Verbesserung der Bewertungsgenauigkeit durch die Verwendung fortschrittlicherer Ansätze.

In Anbetracht der beobachteten großen Streuung der Versagenszeiten und der weit verbreiteten Nutzung der Methode in Systemcodes, ergeben sich Hinweise für den zukünftigen Umgang mit der Methode in der Unfallanalyse. Zum einen muss dort sichergestellt werden, dass fehlerhafte Parameter und Ausreißer sicher erkannt werden, etwa indem eine zweite Methode (z.B. nach Abschnitt 7.3 basierend auf der verschobenen Streckgrenze) zur Verifizierung verwendet wird. Zum anderen würde eine Best-Estimate Aussage durch die Verwendung einer genaueren Methode, wie beispielsweise FE-Analysen oder der Mittelung der Rechnung mit mehreren LMP-Parametersätzen möglicherweise verbessert. Zuletzt könnte eine Einhüllende der LMP-Parametersätze oder eine Bildung von Quantilen eine konservative Abschätzung im Hinblick auf ein frühes Versagen (Zeitpunkt sicherer Integrität) und ein spätes Versagen (Zeitpunkt sicheren Versagens) verbessern. Der Einfluss auf den Unfallablauf und die entscheidenden Ergebnisse der Gesamtanalyse sollte daher auf Ebene der Unfallanalyse untersucht werden.

7.6 Publikationen und internationale Zusammenarbeit

Im Rahmen der Arbeit wurden Übersichten über relevante Versagensmodi der Druckführenden Umschließung und beispielhafte Anwendungen der Methoden im Rahmen von Seminaren und Konferenzen der Fachöffentlichkeit präsentiert, darunter ein Vortrag auf dem 47. MPA-Seminar /BLA 23b/, ein Konferenzbeitrag auf der SMiRT Konferenz 2023 /BLA 24a/ sowie ein Poster auf der ERMSAR Konferenz 2024 /BLA 24b/.

Zielgruppe der Publikationen /BLA 23b/ und /BLA 24b/ waren insbesondere Vertreter aus dem Bereich der Unfallanalyse, denen die entwickelten Methoden präsentiert wurden. In begleitenden Gesprächen mit Anwendern von Unfallcodes und leitenden Experten konnten Impulse für zukünftige Entwicklungen gesetzt werden.

Im Konferenzbeitrag /BLA 24a/ wurde darüber hinaus eine Übersicht besonders relevanter Phänomene gegeben, die die Gesamtanalyse wesentlich beeinflussen können. Weitere Informationen finden sich in /BLA 23b/ /BLA 24a/ /BLA 24b/.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen des Projekts wurden strukturmechanische Analysemethoden zur Bewertung der Integrität von Komponenten der Druckführenden Umschließung weiterentwickelt. Dabei lag der Schwerpunkt auf fortschrittlichen Konzepten, wie der Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung des RDB (In-Vessel Melt Retention) oder innovativer Konzepte zur Druckentlastung während eines Unfalls.

In den beiden ersten Arbeitspunkten wurden, aufbauend auf vergangene Arbeiten der GRS, Methoden zur Bewertung der RDB-Integrität mit und ohne Außenkühlung sowie mit und ohne Durchführungen weiterentwickelt. Dazu wurde zunächst der Wissensstand zum Versagensverhalten des RDB unter Berücksichtigung der vergangenen internationalen Projekte zum Thema dargestellt. Die bisherige Forschung hat ein gutes Verständnis des Versagensmodus hervorgebracht. Allerdings verbleiben Fragen zur Integrität von RDB mit Durchführungen, insbesondere bei der Anwendung von Konzepten zur Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung.

Um diese Forschungslücke zu adressieren, wurden zunächst Methoden zur Bewertung der Integrität von Durchführungen entwickelt und anhand verfügbarer Experimente validiert. Parameterstudien zeigen die wichtigsten Einflussfaktoren und bilden verschiedene Typen von Durchführungen ab.

Parallel dazu wurden Methoden entwickelt, um die Integrität des RDB bei Anwendung der Schmelzerückhaltung durch Außenkühlung bewerten zu können. Zur Modellierung der Abschmelzung wurde eine Modifizierung des Werkstoffmodells verwendet. Es zeigte sich, dass die Integrität bereits im 1D-Modell gut bewertet werden kann, das vollständige Modell aber weitere Einflussfaktoren wiedergibt. Die Rechnungen waren eingebettet in eine Benchmark Aktivität innerhalb des IAEA CRP J46002 /IAE 25/, wodurch Vergleich mit Vorgehensweisen anderer Institutionen möglich war. Die Methode wurde anschließend auch auf Durchführungsmodelle angewendet, welche in AP 1 entwickelt wurden.

Im Rahmen der Arbeitspunkte 3 und 4 wurde die Thematik Druckentlastung zur Überführung eines HD-Kernschmelzunfalls in den Niederdruckpfad untersucht. Die Zuverlässigkeit dieser Maßnahme, die teilweise als Accident Management Maßnahme implementiert ist und für die nur ein definiertes Zeitfenster zur Verfügung steht, wird bereits seit langem diskutiert und ist durch die Ereignisse während des Unfalls in Fukushima Daiichi nochmals in den Mittelpunkt gerückt.

In Arbeitspunkt 3 wurde das Verhalten etablierter Sicherheits- und Entlastungsventile im Unfallszenario untersucht. Ein frühzeitiges Versagen wäre hier sicherheitsgerichtet und wird in einigen Analysen angenommen. Da die Komponenten sehr komplex sind und sich in ihrer Ausführung stark unterscheiden, wurde zunächst basierend auf Experteneinschätzung eine Systematisierung, Diskussion und Bewertung der Versagensmechanismen vorgenommen. Diese zeigten, dass für eigenmediumgesteuerte Ventile insbesondere ein Versagen durch Verklemmen und Versagen der Steuerung bzw. des Vorventils und für federbelastete Ventile insbesondere eine Verschiebung des Ansprechdrucks besonders relevante Versagensmechanismen darstellen.

Basierend auf den identifizierten Versagensmechanismen und auf experimentellen Arbeiten, die in Arbeitspunkt 5 durchgeführt wurden, wurden exemplarische CFD-Rechnungen für die instationäre Strömung sowie Rechnungen für die Temperaturverteilung und das mechanische Verhalten der Struktur eines Ventils durchgeführt. Es wurde festgestellt, dass CFD-Simulationen plausible Ergebnisse für solche Geometrien und Randbedingungen liefern können. Ein komplexes Strömungsbild mit sehr hohen Geschwindigkeiten (über Machzahl 2,7) und Fluidentspannung herrscht in Verbindung mit hohem Druckverlust. Aus einer anschließenden thermischen und mechanischen Rechnung konnten Aussagen über ein mögliches Verklemmens abgeleitet werden.

In Arbeitspunkt 4 wurden innovative Konzepte zur Druckentlastung, die über die manuelle Druckentlastung hinausgehen, wurden gesichtet und bewertet. Darunter befinden sich explosionsbetätigte Ventile („Squib-Valves“), durch passive Impulsgeber angesteuerte Ventile oder diversitäre Ventile, die für hohe Belastungen ausgelegt sind. Außerdem gibt es Überlegungen zum Einbringen einer dedizierten Schwachstelle in die Druckführende Umschließung. Daneben wurde untersucht, ob die Druckführende Umschließung bereits über Konstruktionsmerkmale verfügt, die durch Verschiebung oder geringfügige Änderung als Schwachstelle dienen können.

Im Rahmen der Arbeitspunkte 5 und 6 wurden Grundlagen weiterentwickelt. In Arbeitspunkt 5 wurde eine umfangreiche Übersicht über verfügbare Werkstoffdaten relevanter Stahl-sorten im relevanten Belastungsbereich zusammengestellt. Neben Daten für ferritische Stähle wurden auch Daten zu austenitischen Stählen und Nickelbasislegierungen ausgewertet. Die Daten wurden untereinander verglichen und Besonderheiten in diesem Belastungsbereich herausgearbeitet. Dabei zeigte sich insbesondere eine starke Verwandtschaft zwischen den europäischen bzw. U.S.-amerikanischen MnMoNi-Stählen hinsichtlich des Verformungsverhaltens. Die Arbeiten waren eingebunden in die

OECD/NEA CSNI Aktivität *Status Report on RPV Integrity Assessment for In-Vessel Retention* /OEC 25/. Identifizierte Lücken in den Werkstoffdaten, z.B. hinsichtlich des Oberflächenverhaltens, des Relaxationsverhaltens von Schraubenverbindungen sowie des Reibverhaltens in Sicherheits- und Entlastungsventilen wurden in experimentellen Arbeiten untersucht, die im Unterauftrag durch die MPA der Universität Stuttgart im Rahmen des Projekts durchgeführt wurden.

In Arbeitspunkt 6 wurde das Softwaretool ASTOR weiterentwickelt, welches analytische Methoden zur Integritätsbewertung bei Unfallszenarien bündelt. Neben der Verbesserung der Benutzbarkeit und Implementierung weiterer Methoden aus der Literatur wurden bestehende Methoden modifiziert, um den Phänomenen im relevanten Belastungsbereich besser gerecht zu werden. Schwerpunkt war darüber hinaus die Validierung der aus der Literatur entnommenen Parametersätze für Methoden basierend auf linearer Schadensakkumulation. Im Hinblick auf die Praxis in der Unfallanalyse ergeben sich verschiedene Implikationen. So muss sichergestellt werden, dass fehlerhafte Parameter und Ausreißer, z.B. durch Vergleich mit einer weiteren Methode, sicher erkannt werden. Weiterhin sollte untersucht werden, welche Auswirkungen die Streuung der Parameter auf den Unfallablauf und die Endergebnisse der Unfallanalyse haben und ob die gesammelten Parametersätze verwendet werden können, um daraus übergreifende Best-Estimate und konservative Parametersätze zu erzeugen. Mit den Untersuchungen konnten bestehende Wissenslücken im Bereich des Verhaltens der Komponenten im auslegungsüberschreitenden Bereich, insbesondere im Hinblick auf innovative Methoden zur Unfallmitigation, geschlossen werden. Verbleibender Forschungsbedarf besteht insbesondere bei den Methoden für den Nachweis der mechanischen Integrität bei IVMR. Neben einer grundlegenden Verbesserung der Analysemethodik, z.B. hinsichtlich des Node-Killings, könnte hier erstmals eine vollständige Sensitivitätsanalyse derartiger Berechnungen durchgeführt werden.

Literaturverzeichnis

/AFC 22/ AFCEN, RCC-MRx – Design and construction rules for mechanical components of nuclear installations: high temperature, research and fusion reactors, 2022

/ALT 04/ Altstadt, E., Willschütz, H.-G., Müller, G., FE-Simulation of the Viscoplastic Behaviour of Different RPV Steels, 30. MPA-Seminar, Stuttgart, 2004

/ALT 05/ Altstadt, E., Willschütz, H.-G., Beitrag zur Modellierung der Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum: Berechnung des Temperaturfeldes und der viskoplastischen Verformung der Behälter, Abschlussbericht zum Vorhaben Nr. 150 1254, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-412, 2005

/AMI 21/ Amidu, M. et al., Investigation of the pressure vessel lower head potential failure under IVR-ERVC condition during a severe accident scenario in APR1400 reactors, Nuclear Engineering and Design, Vol. 376, 111107, 2021

/ANS 16/ An, S., Lee, J., Kim, H., Song, J., Corium Configuration and Penetration Tube Failure for Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant, Transactions of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Gyeongju, Korea, 2016

/ANS 20/ An, S., Jung, J., Kim, H., Experimental investigations on penetration failure by tube ejection for an APR1400 ICI nozzle during a severe accident, Annals of Nuclear Energy, Vol. 149, 107810, 2020

/API 02/ American Petroleum Institute, API Standard 526 – Flanged Steel Pressure Relief Valves, 5. Ausgabe, 2002

/API 14/ American Petroleum Institute, API Standard 521 – Pressure-relieving and Depressuring Systems, 6. Ausgabe, 2014

/ARE 03/ AREVA, SWR 1000 – An Advanced Boiling Water, Reactor with Passive Safety Features, General Description, 2003

/ASM 00/ ASM, ASM Specialty Handbook: Nickel, Cobalt, and Their Alloys, 2000

/ASM 20/ ASM, High-Temperature Characteristics of Stainless Steels, A Designers' Handbook Series No. 9004, 2020

/AST 77/ ASTM A 533 GRADE B: Steel for Pressure Vessels, Alloy Digest 1, Vol. 26 (1), SA-328, 1977

/AST 99/ ASTM A 533/A 533M – 93 (Reapproved 1999) Standard Specification for Pressure Vessel Plates, Alloy Steel, Quenched and Tempered, Manganese-Molybdenum and Manganese-Molybdenum-Nickel, 1999

/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 mbH, GRS-A-2264, Juni 1995

/AZO 96/ Azodi, D., Eisert, P., Gruner, P., Jendrich, U., Kuntze, W.M., Verifizierung und internationaler Vergleich von Strukturanalysemethoden zur Beschreibung des Verhaltens des Reaktordruckbehälters bei Belastungen jenseits der Auslegungsgrenzen, GRS mbH, GRS-A-2338, 1996

/BAJ 07/ Bajorek, S., AP1000 Passive Safety Systems, AP1000 Design Workshop, Office of Nuclear Regulatory Research, U.S.NRC, 2007

/BES 95/ Beskorovayniy, N.M., Kalin, B.A., Platonov, P.A., Chernov, I.I., Konstrukcionniy materialy yadernyh reaktorov. Moscow, Energoatomizdat 704, 1995

/BIX 13/ Bixler, N., Gauntt, R., Jones, J., State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project, Volume 1: Peach Bottom Integrated Analysis, U.S.NRC, NUREG/CR-7110, Rev. 1, 2013

/BLA 17/ Bläsius, C., Arndt, J., Bahr, L., Sievers, J., Komponentenverhalten bei auslegungsüberschreitenden Belastungen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1520, GRS gGmbH, GRS-459, 2017

/BLA 19/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J., Quality Management, Verification, and Validation of Structure Mechanical Computer Codes at GRS, SMiRT-25 Konferenz, Charlotte, NC, USA, August 2019

/BLA 21/ Bläsius, C., Arndt, J., Sievers, J., Weiterentwicklung der Analysemethoden zur Bestimmung des Komponentenversagens bei Unfallbelastungen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1555, GRS gGmbH, GRS-654, 2021

/BLA 22/ Bläsius, C., Udoh, A., Sievers, J., Material Properties and Models for the Assessment of Pressure Barrier Failure in High-Pressure Core Melt Accident Scenarios, SMiRT-26 Konferenz, Potsdam, 2022

/BLA 23a/ Bläsius, C., Failure Modes and Failure Criteria, Präsentation auf einem Online-Workshop zum Thema Versagensmechanismen und -kriterien, 17. Januar, 2023

/BLA 23b/ Bläsius, C. Sievers, J., Weihe, S., Failure modes of the reactor coolant pressure boundary in high-pressure core melt accident scenarios, Präsentation auf dem 47. MPA-Seminar, Stuttgart, 2023

/BLA 24a/ Bläsius, C. Sievers, J., Weihe, S., Under-Recognized Phenomena and Uncertainties in the Integrity Assessment of the Reactor Coolant Pressure Boundary in High-Pressure Core Melt Accident Scenarios, SMiRT-27 Konferenz, Yokohama, Japan, 2024

/BLA 24b/ Bläsius, C. Sievers, J., Weihe, S., Failure modes of the reactor coolant pressure boundary in high-pressure core melt accident scenarios, ERMSAR-11 Konferenz, Stockholm, Schweden, 2024

/BLA 25a/ Bläsius, C., Sievers, J., Gao, J., Weihe, S., Behavior of low alloy reactor pressure boundary steels in the loading range relevant for severe accidents and implications for material modeling in FE analyses, Nuclear Materials and Energy, Vol. 42, 101873, 2025

/BLA 25b/ Bläsius, C., Sievers, J., Udoh, A., Weihe, S., Material Properties and Models for the Assessment of Pressure Barrier Failure in High-Pressure Core Melt Accident Scenarios, Nuclear Engineering and Design, Vol. 439, 114109, 2025

/BLO 67/ Bloom, E.E., Martin, W.R., Stiegler, J.O., Weir, J.R., The Effect of Irradiation Temperature on Strength and Microstructure of Stainless Steel, Journal of Materials Science, Vol. 22, 1967

/BOO 78/ Booker, M., Baylor, V., Booker, B., Survey of available creep and tensile data for alloy 800H, Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-602 9, 1978

/BOP 16/ Bopp & Reuther, Product Range Valves and Systems for Nuclear Power Plants, Broschüre, 2016

/BOT 91/ Bothe, K., Maile, K., Obst, V., Untersuchung der Materialeigenschaften unter auslegungsüberschreitenden Bedingungen, MPA Stuttgart, Abschlussbericht zum Vorhaben 1500 806, 1991

/BRU 20/ Brumm, S., San Giorgi, M., Mechanical Resistance of RPV under IVMR, EU-IVMR Deliverable D2.4, 2020

/BRY 19/ Bryk, R., Mull, T., Schmidt, H., Experimental investigation of LWR passive safety systems performance at the INKA test facility, E3S Web of Conferences, Vol. 137, 01035, 2019

/BUN 05/ Bundesamt für Strahlenschutz, Daten zur probabilistischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, BfS-SCHR-38/05, ISBN 3-86509-415-5, 2005

/BUN 15/ Bunt, R. et al., Reactor Safety Gap Evaluation of Accident Tolerant Components and Severe Accident Analysis, Argonne National Laboratory, ANL/NE-15/4, 2015

/CAR 20/ Carénini, L. et al., Main outcomes from the IVR code benchmark performed in the European IVMR project, Annals of Nuclear Energy, Vol. 146, 107612, 2020

/CHA 94/ Chavez, S., Korth, G., Harper, D., Walker, T., High-temperature tensile and creep data for Inconel 600, 304 stainless steel and SA106B carbon steel, Nuclear Engineering and Design, Vol. 148, pp. 351-363, 1994

/CHA 95/ Chavez, S., Kelly, D., Witt, R., Stirn, D., Comparison of stress-based and strain-based creep failure criteria for severe accident analysis, Nuclear Engineering and Design, Vol. 155, pp. 603-622, 1995

/CHU 96/ Chu, T., Bentz, J., Simpson, R., A Preliminary Assessment of the Effects of Heat Flux Distribution and Penetration on the Creep Rupture of a Reactor Vessel Lower Head, Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, MD, USA, 1996

/CHU 98/ Chu, T.Y., Pilch, M.M., Bentz, J.H., Ludwigsen, J.S., Lu, W.Y., Humphries, L.L., Lower Head Failure Experiments and Analyses, Sandia National Laboratory, NUREG/CR-5582, 1998

/COM 93/ Combustion Engineering, Advanced Light Water Reactor Requirements Document, Volume III, Appendix A to Chapter 1, PRA Key Assumptions and Groundrules, Revisions 5 and 6, 1993

/DAV 99/ Davies, L.M., A comparison of Western and Eastern nuclear reactor pressure vessel steels, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 76, pp. 163-208, 1999

/DAW 09/ Daw, J.E., Rempe, J.L., Knudson, D.L., Thermal Properties of Structural Materials Found in Light Water Reactor Vessels, Idaho National Laboratory, INL/EXT-09-16121, 2009

/DEC 23/ Diskussion mit den Delegierten des DECHEMA Arbeitsausschusses Sicherheitsgerechtes Auslegen von Chemieanlagen am 02.11.2023, 2023

/DEV 98/ Devos, J., et al., REVISA (REactor Vessel Integrity in Severe Accidents) Project, Final Report (Extended Version), SEMT/DIR/RT/02-002/A, 1998

/DIE 94/ Diercks, D.R., Neimark, L.A., Results of mechanical tests and supplementary microstructural examinations of the TMI-2 lower head samples, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6187, 1994

/DIN 76/ DIN 17240 Warmfeste und hochwarmfeste Werkstoffe für Schrauben und Muttern; Gütevorschriften, 1979

/DOR 15/ Van Dorsselaere, J.-P. et al., Recent severe accident research Synthesis of the major outcomes from the SARNET network, Nuclear Engineering and Design, Vol. 291, pp. 19-34, 2015

/DUP 96/ Dupas, P., Schneiter, J.R., Simplified Methods Applied to the Complete Thermal and Mechanical Behaviour of a Pressure Vessel During a Severe Accident, EDF, ISSN 1161-0611, 1996

/DÜW 77/ Düwer, O., Hermann, J., Hoffmeister, N., Krenz, S., Erfahrungsbericht über Sicherheits- und Entlastungsventile, GRS mbH, GRS-A-1, 1977

/EDF 21/ EDF R&D, Code_Aster Onlinedokumentation, Version 15, https://www.code-aster.org/V2/doc/v15/en/, 2021

/EIS 93/ Eisert, P., Gruner, P., Kuntze, W.M., Estimation of PWR lower head failure times using the method ASTOR, SMIRT-12 Konferenz, Stuttgart, 1993

/EIS 03/ Eisert, P. Bachmann, P., Sievers, J., Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung des Kriechverhaltens von Komponenten, Abschlussbericht zum Vorhaben RS 1115, GRS mbH, GRS-A-3104, 2003

/EME 18/ Emerson, Data Sheets & Bulletin: SEMPELL Model PSRV, https://www.askalon.com/uploads/downloads/sempell_model_psrv_pressurizer_s.pdf, abgerufen am 10. Juli 2020

/EPR 94/ Electric Power Research Institute, Experiments to Adress the Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, TR-103389S-V1, 1994

/EPR 10/ Electric Power Research Institute, Technical Foundation of Reactor Safety - Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, 1020497, 2010

/EUR 15/ EURATOM, ARCHER project – Advanced High-Temperature Reactors for Cogeneration of Heat and Electricity R&D, Grant Agreement Number 269892, 2015

/EVE 71/ Everhart, J., Engineering Properties of Nickel and Nickel Alloys, Plenum Press, 1971

/FIS 13/ Fischer, M., Henning, A., Surmann, R., Mitigation of severe accidents in AREVA's Gen 3+ nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design, Vol. 269, pp. 323-329, 2013

/FRE 09/ Freis, D., Tietsch, W., AP1000^{TM} Nuclear Power Plant - Passive Safety System Actuation using Explosively Opening "Squib Valves", International Conference on Opportunities and Challenges for Water Cooled Reactors in the 21st Century, Wien, 2009

/GAL 05/ Galyean, B., Rempe, J., Accident Progression Analysis (P-300), Presentation at Idaho National Laboratory, 2005

/GAL 22/ Gál, P., Gabriel, D., Dymáček, P., Private Kommunikation zu Ergebnissen des Projekts TITSSUJB938 "A method to estimate integrity of nuclear reactor pressure vessel in severe accident with core melting", UJV Řež, a. s., 16.November, 2022

/GHO 19/ Ghosh, S. et al., State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project: Uncertainty Analyses for Station Blackout Scenarios, Prag, Tschechische Republik, 2019

/GRS 17/ Maßnahmen zur Qualitätssicherung von Computerprogrammen der GRS (QM-Richtlinie Computerprogramme), QM-Handbuch Teil 3: FA03, Revision 12.10.2017, GRS gGmbH, 2017

/GUE 19/ Guery, A., Marchenko, A., IVMR European project - experimental characterization of tensile and creep behavior of an RPV steel under IVR conditions, EDF SA, 6125-2111-2019-03307-EN, 2019

/HAR 00/ Harada, Y. et al., Evaluation of High Temperature Tensile and Creep Properties of Light Water Reactor Coolant Piping Materials for Severe Accident Analyses. Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 37(6), pp. 518-529, 2000

/HAU 95/ Hauptmanns, U., Kreuser, A., Gemeinsam verursachte Ausfälle, GRS mbH, GRS-A-2227, 1995

/HEI 10/ Heinrich, M., Kilian-Hülsmeyer, Y., Der Einsatz passiver Sicherheitssysteme in fortschrittlichen LWR der Generation III/III+, Bericht zum Vorhaben 3608R01700, GRS-A-3649, Band 2, 2010

/HEI 12/ Heinrich, M., et al., Bewertung neuer Reaktorkonzepte und der Übertragbarkeit sicherheitstechnischer Lösungen auf in Betrieb befindliche Anlagen, Abschlussbericht zum Vorhaben 3608R01700, GRS-A-3649, Band 1, 2012

/HEJ 18/ He, J., et al., Reliability assessment and data processing techniques of the squib valve in pressurized water NPPs, Nuclear Engineering and Design Vol. 332, pp. 59-69, 2018

/HEN 95/ Henry, R., Overview: uncertainties remaining in severe accident phenomenology, Specialist meeting on severe accident management implementation, Niantic, CT, USA, NEA-CSNI-R-1995-5, 1995

/HIT 11/ GE Hitachi Nuclear Energy, ESBWR Plant General Description, 2011

/HIT 14/ GE Hitachi Nuclear Energy, ESBWR Design Control Document, Tier 2, Chapter 6, Engineered Safety Features, 2014

/HUM 02/ Humphries, L.L., et al., OECD Lower Head Failure Project Final Report, NEA/CSNI/R(2002)27, 2002

/HUM 08/ Humphries, L.L. et al., MELCOR Best Practices - An Accident Sequence Walkthrough, 2008

/IAE 91/ IAEA, Safety related terms for advanced nuclear plants, IAEA-TECDOC-626, 1991

/IAE 06/ IAEA, Thermophysical properties database of materials for light water reactors and heavy water reactors, TECDOC-1496, 2006

/IAE 08a/ IAEA, Approaches and Tools for Severe Accident Analysis for Nuclear Power Plants, Vienna: Safety Reports Series No. 56, 2008

/IAE 08b/ IAEA, Thermophysical Properties of Materials For Nuclear Engineering. A Tutorial and Collection of Data, THPH, 2008

/IAE 09/ IAEA, Deterministic safety analysis for nuclear power plants, Specific Safety Guide No. SSG-2, IAEA, 2009

/IAE 16/ IAEA, Safety of Nuclear Power Plants: Design, IAEA Safety Standards Series No. SSR-2/1 (Rev. 1), ISBN 978-92-0-109315-8, 2016

/IAE 25/ IAEA, Developing a Phenomena Identification and Ranking Table, and a Validation Matrix, and Performing a Benchmark for In-Vessel Melt Retention – Final Report of a Coordinated Research Project, Mechanical Benchmark, IAEA-TECDOC, 2025, in Veröffentlichung

/INL 01/ Idaho National Labs, SCDAP/RELAP5/MOD 3.3 Code Manual, NUREG/CR-6150, Vol. 2, Rev. 2, 2001

/IRS 07/ IRSN/CEA, Research and development with regard to severe accidents in pressurised water reactors: Summary and Outlook, IRSN-2007/83, CEA-2007/351, 2007

/ISO 15/ ISO, Quality management systems – Requirements, EN ISO 9001:2015, 2015

/ISR 90/ Israel, S., Crosby Low Pressure Relief Valves Nozzle Ring Problems, s.l.: Office for Analysis and Evaluation of Operational Data, AE0D/E90-02, 1990

/JAC 15/ Jacquemain, D. et al., Nuclear Power Reactor Core Melt Accidents – Current State of Knowledge, IRSN, ISBN 978-2-7598-1835-8, 2015

/JEO 98/ Jeong K.J., Creep Rupture Behavior of a Reactor Pressure Vessel Lower Head Forging, ASME PVP, Vol. 365, 1998

/KAS 19/ Kasahara, N., Sato, T., Wakai, T., Nakamura, I., Application of fracture control to nuclear components for mitigation of accident consequence, SMiRT-25 Konferenz, Charlotte, NC, USA, 2019

/KAS 24/ Kasahara, N., Sato, T., Narumi, K., Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures, SMiRT-27 Konferenz, Yokohama, Japan, 2024

/KAT 08/ Kato, S., Hasebe, S., Yoshida, E., Expansion of high temperature creep test data for failure evaluation of BWR lower head, JAERI, 2007-091, 2008

/KAT 17/ Katsuyama, J. et al., Creep Damage Evaluations for BWR Lower Head in Severe Accident, SMiRT-24 Konferenz, Busan, Korea, 2017

/KEN 07/ Kenton, M., EPRI Perspective on Thermally Induced Steam Generator Tube Rupture Issues, Präsentation, 2007

/KER 98/ Kersting, E., Löffler, H., Sicherheitsanalytische Untersuchungen zu schweren Störfällen in SWR, GRS mbH, GRS-A-2519 Teil 2, 1998

/KET 24/ Kettler, K., Klenk, A., Weihe, S., Experimental investigations on a model of a power plant flange under steady state and transient load, Materials at high temperatures, Vol. 41(1), pp. 145-157, 2024

/KIE 73/ Kiefner J.F., Maxey W.A., Eiber R.J., Duffy A.R., Failure stress loads of flaws in pressurized cylinders, ASTM STP, Vol. 536, pp. 461-81, 1973

/KIM 75/ Kim, C., Thermophysical Properties of Stainless Steels, Argonne National Laboratory, ANL-75-55, 1975

/KIM 15/ Kim, T.H., Kim, S.H., Chang, Y.-S., Structural Assessment of Reactor Pressure Vessel Under Multi-Layered Corium Formation Conditions, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 47, pp. 351-361, 2015

/KLE 14/ Klein-Heßling, W. et al., Conclusions on severe accident research priorities, Annals of Nuclear Energy, Vol. 74, pp. 4-11, 2014

/KLO 16/ Kloos, M., SUSA Version 4.0 Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, User's Guide and Tutorial, GRS gGmbH, GRS-P-5 Rev. 2, 2016

/KTA 17/ Kerntechnischer Ausschuss, KTA 3201.1: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen, Fassung 2017-11, 2017

/KOR 89/ Korbach, W., Maßnahmen zur Verhinderung eines RDB-Versagens unter hohem Druck in DWR-Anlagen, GRS gGmbH, GRS-A-1552, 1989

/KOT 20/ Kotouc, M., EU-IVMR Seminar, IVS-UJV-NRC-KI, 2020

/KOU 08/ Koundy, V., et al., Study of tearing behaviour of a PWR reactor pressure vessel lower head under severe accident loadings, Nuclear Engineering and Design, Vol. 238, pp. 2411-2419, 2008

/KUB 15/ Kubota, R., Kiyotoki, Y., Ensuring alternative air supplies for safety relief valves (SRV) in the event of a station blackout (SBO) at a Nuclear Power Plant (NPP), SMiRT-23 Konferenz, Manchester, UK, 2015

/LAP 05/ Laporte, T., Mongabure, P., Simplified Model of PWR Vessel Tearing Under Severe Accident Conditions. Application to LHF Tests and Reactor Simulations, SMiRT-18 Konferenz, Peking, VR China, 2005

/LEE 21/ Lee, B.-S. et al., A practical power law creep modeling of alloy 690 SG tube materials. Nuclear Engineering and Technology, Vol. 53(9), pp. 2953-2959, 2021

/LEE 15/ Lee, R., Thoughts on Fukushima Forensic on BWR Accident Analysis, Technical Meeting on Post-Fukushima Research and Development Strategies and Priorities, Präsentation, 2015

/LES 24/ LESER GmbH & Co. KG, Gespräch auf der Valveworld Expo Messe am 5. Dezember, Düsseldorf, 2024

/LIU 13/ Liu, M., Ishiwatari, Y., Okamoto, K., Estimation of the Depressurization Process of Fukushima Daiichi Unit 1 with SAMPSON, Nuclear Technology, Vol. 186(2), pp. 216-228, 2013

/LIU 15/ Liu, M., Erkan, N., Ishiwatari, Y., Okamoto, K., Passive depressurization accident management strategy for boiling water reactors, Nuclear Engineering and Design, Vol. 284, pp. 176-184, 2015

/KRI 99/ Krieg, R., Reactor Pressure Vessel under Severe Accident Loading (RPVSA), Final Report of EU-Project Contract FI4S-CT95-0002, 1999

/KRI 03/ Krieg R., Seidenfuß, M., Limit Strains for Severe Accident Conditions - Final Report of the EU project LISSAC, Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 6854, 2003

/KYM 97/ Kymäläinen, O., Tuomisto, H., Theofanous T.G., In-vessel retention of corium at the Loviisa plant, Nuclear Engineering and Design, Vol. 169(1-3), pp. 109-130, 1997

/LAR 52/ Larson, F.R., Miller, J., A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses, Transactions of the ASME, Vol. 74, pp. 765-775, 1952

/LIH 94/ Lihachov, Y.I., Yershov, E.A., Korolyov, V.N., Troyanov V.M., Rechnerische und experimentelle Forschung thermomechanischer Prozesse im Reaktordruckbehälter, Physikalisch-Energetisches-Institut A. I. Leipunski, Obninsk, 1994

/LIM 99/ Lim, J., Jeong, K.J., Hwang, I.S., Kim, H.D., Creep Behavior of SA533B1 LHF Vessel Material, Seoul National University, Korea Atomic Energy Research Institute, CSARP Meeting, 1999

/LÖF 00/ Löffler, H., Meier, S., Scharfe, A., Untersuchung auslegungsüberschreitender Anlagenzustände mittels Ereignisbaumtechnik am Beispiel einer Konvoi Anlage, GRS gGmbH, GRS-A-2849, 2000

/LÖF 18/ Löffler, H. et al., Ergänzung der bestehenden PSA der Stufe 2 um Ereignisbaumstruktur, -quantifizierung und mitigative menschliche Handlungen, GRS gGmbH, GRS-489, 2018

/LOK 19/ Loktionov, V., Lyubashevskaya, I., Sosnin, O., Terentyev, E., Short-term strength properties and features of high-temperature deformation of VVER reactor pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A within the temperature range 20-1200 °C, Nuclear Engineering and Design, Vol. 352, 110188, 2019

/LOK 21/ Loktionov, V., Lyubashevskaya, I., Terentyev, E., The regularities of creep deformation and failure of the VVER's pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A in air and argon at temperature range 500-900 °C, Nuclear Materials and Energy, Vol. 28, 101019, 2021

/LOK 22/ Loktionov, V., Lyubashevskaya, I., Terentyev, E., Regularities of the creep deformation and failure of 15Kh2NMFA-A steel within the temperature range of 900-1200 °C, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 199, 104745, 2022

/LOV 22/ Lovasz, L., Tiborcz, L., Pandazis, P., D'Alessandro, C., Perin, Y., Hollands, T., Wong, K.W., Wielenberg, A., Further development of the module ATHLET-CD of the code package AC2, GRS gGmbH, GRS-670, 2022

/MAI 88/ Maile, K., Obst, V., Klenk, A., Julisch, P., Versuche zum Versagen einer Hauptkühlmittelleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck, MPA Stuttgart, Abschlussbericht zum Vorhaben 1500771 2, 1988

/MAI 90/ Maile, K., Klenk, A., Obst, V., Sturm, D., Load Carrying Behaviour of the Primary System of PWRs for Loads Beyond the Design Limits, Nuclear Engineering and Design, Vol. 119, pp. 131-137, 1990

/MAJ 99/ Majumdar, S., Prediction of structural integrity of steam generator tubes under severe accident conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 194, pp. 31-55, 1999

/MAJ 03/ Majumdar, S., Shack, W., Behavior of PWR Reactor Coolant System Components, Other than Steam Generator Tubes, under Severe Accident Conditions - Phase I Final Report, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6792, 2003

/MAN 53/ Manson, S. S., Haferd, A.M., A linear time-temperature relation for extrapolation of creep and stress rupture data, NACA TN 2890, 1953

/MAN 96/ Mansani, L., Saiu, G., A Passive Injection and Depressurization System for Next Generation of Nuclear Power Plant, Energia Nucleare, 1996

/MAN 19/ Manara, D. et al., Severe Accident Research Priority Ranking – A new Assessment Eight Years After the Fukushima Daiichi Accident, Prag, Tschechische Republik, 2019

/MAO 16/ Mao, J.F., Zhu, J.W., Bao, S.Y., Luo, L.J., Gao, Z.L., Creep deformation and damage behavior of reactor pressure vessel under core meltdown scenario, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 139-140, pp. 107-116, 2016

/MAW 16/ Ma, W., Yuan, Y., Sehgal, B.R., In-Vessel Melt Retention of Pressurized Water Reactors: Historical Review and Future Research Needs, Engineering, Vol. 2, pp. 103-111, 2016

/MDE 10/ Multinational Design Evaluation Programme (MDEP), MDEP Common Position No AP1000-01, 2010

/MEL 22/ Melnikov, I., IAEA-CRP IVR Task 4, VVER Integral Benchmark, 2022

/MEG 05/ Megallon, D. et al., European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE), Nuclear Engineering and Design, Vol. 235, pp. 309-346, 2005

/MIT 13/ Advanced PWR by Mitsubishi Heavy Industries, IAEA INPRO 7th Dialogue Forum, 2013

/MIY 21/ Miyata, Y., Okugawa, M., Koizumi, Y., Nakano, T., Inverse Columnar-Equiaxed Transition (CET) in 304 and 316L Stainless Steels Melt by Electron Beam for Additive Manufacturing (AM), Crystals, Vol. 11, p. 856, 2021

/MON 56/ Monkman, F., Grant, N., An empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep-rupture tests, Proceeding of the ASTM, pp. 593-620, 1956

/MPA 81/ MPA Stuttgart, Festigkeitsberechnung der Schrauben der Flanschverbindung des Reaktordruckbehälters von Leichtwasserreaktoren, Technischer Bericht zum Vorhaben SR 163, MPA Stuttgart, 1981

/NAI 18/ Naitoh, M., Suzuki, H., Pellegrini, M., An, S.M., Song, J.H., Melting test of penetrating tube through BWR-RPV bottom wall, Annals of Nuclear Energy, Vol. 118, pp. 212-219, 2018

/NOU 05/ Nourbakhsh, H., Kress, T., Assessment of Phenomenological Uncertainties in Level 2 PRAs, Issy les Moulineaux, France, 2005

/OBS 89/ Obst, V., Maile, K., Versuche zur Schaffung einer Datenstruktur für die inelastische Berechnung von Kriechvorgängen in thermisch belasteten Komponenten, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 1500785, MPA Stuttgart, 1989

/OEC 02/ OECD/NEA, ICDE Project Report: Collection and Analysis of Common-Cause Failure of Safety and Relief Valves, NEA/CSNI/R(2002)19, 2002

/OEC 08/ OECD/NEA, Proposal for Future Activities in the Area of Severe Accidents, NEA/SEN/SIN/AMA(2008)3, 2008

/OEC 12/ OECD/NEA, Main Benefits from 30 Years of Joint Projects in Nuclear Safety, NEA No. 7073, 2012

/OEC 17/ OECD/NEA, Safety Research Opportunities Post-Fukushima, Initial Report of the Senior Expert Group, NEA/CSNI/R(2016)19, 2017

/OEC 25/ OECD/NEA, Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment for In-Vessel Retention (Status Report prepared by WGAMA and WGIAGE), NEA/CSNI/R(2025)3, 2025, im Druck

/OGA 16/ Ogawa, H., Machida, H., Kasahara, N., Analytical Study on Failure Mode Map for Lower Head of Reactor Pressure Vessel under BDBE, Vancouver, British Columbia, Canada, 2016

/OHY 07/ Oh, Y., Lim, J., Jeong, K. , Hwang, I., Bottom nozzle failure mechanism of water reactor pressure vessel under severe accident conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, pp. 16-27, 2007

/ONI 19/ Onizawa, T., Wakai, T., Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel, SMiRT-25 Konferenz, Charlotte, NC, USA, 2019

/ORR 54/ Orr, R., Sherby, O., Dorn, J., Correlations of rupture data for metals at elevated temperatures, Transitions of the ASM, Vol. 46, pp. 113-118, 1954

/PAN 19/ Pandazis, P., IVR analyses on BWR-69 design with ATHLET-CD, IVMR 4th annual meeting, Trnava, 11.-13.06., 2019

/PAR 02/ Park, R.-J. et al., Experimental and Analytical Studies on Penetration Integrity of the Reactor Vessel Under External Vessel Cooling. ICONE-10 Konferenz, Arlington, VA, 2002

/PAR 12/ Park, R.J., Kang, K., Hong, S., Kim, S., Song, J., Corium Behavior in the Lower Plenum of the Reactor Vessel under IVR-ERVC Condition: Technical Issues, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 44(3), pp. 237-248, 2012

/PAR 23/ Park, E.K., Kim, J.S., Park, J.W., Kim, Y.J., Takahashi, Y., Lim, K., Failure simulation of nuclear pressure vessel under severe accident conditions: Part I – Material constitutive modeling, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 55(11), pp. 4146-4158, 2023

/PAT 93/ Patorski, J., Hirschmann, H., Peters, K., CORVIS: Investigation of the LWR Lower Head Failure Modes – Experimental Programme, SMiRT-12 Konferenz, Stuttgart, 1993

/PEI 19/ Peinador, M., Operating experience with valves related to safety at nuclear power plants, JRC Petten, JRC117097, 2019

/PEN 85/ Penkalla, H. J., Franzke, K., Schubert, F., Nickel, H., Untersuchungen an Rohrproben aus INCOLOY 800 H bei einachsiger und mehrachsiger Beanspruchung, KFA Jülich, 1985

/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

/RAT 21/ Rathbun, H., Three-Stage Target Rock Safety Relief Valve Performance and Reliability in Long-Term Station Blackout Accident Scenario for State of the Art Reactor Consequence (SOARCA) Program, Technical Letter Report, Office of Nuclear Regulatory Research, 2021

/REM 93/ Rempe, J.L., Chavez, S.A., Thinnes, G.L., Allison, C.M., Korth, G.E., Witt, R.J., Sienicki, J.J., Wang, S.K., Stickler, L.A., Heath, C.H., Snow, S.D., Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis, Idaho National Laboratory, NUREG/CR-5642, 1993

/REM 94/ Rempe, J., Thinnes, G., Chavez, S., A simpler approach for predicting LWR vessel failure during severe accident conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 148 , pp. 365-383, 1994

/REM 08/ Rempe, J., Knudson, D., High temperature thermal properties for metals used in LWR vessels. Journal of Nuclear Materials, Vol. 372, pp. 350-357, 2008

/REM 24/ Rempe, J., Progress in Predicting Reactor Pressure Vessel Failure, ERMSAR 2024 Konferenz, Stockholm, Schweden, 2024

/REN 10/ Ren, W., Swindeman, R., A Review of Alloy 800H for Applications in the Gen IV Nuclear Energy Systems. Bellevue, Washington, USA, ASME PVP Konferenz, PVP2010-25278, 2010

/RIN 05/ Ringel, M., Stelling, O., Beschreibung des Kurzzeitstandverhaltens bei auslegungsüberschreitenden Temperaturen bis 1200 °C auf der Basis von Schädigungsmechanismen, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 1501257, MPA Stuttgart, 2005

/ROY 05/ Roy, A. K., Virupaksha, V., Yelavarthi, J., Use of Alloy 800H as a Heat-Exchanger Material, 2005 AIChE Annual Meeting and Fall Showcase, American Institute of Chemical Engineers, 2005

/ROY 07/ Roy, A.K., Virupaksha, V., Performance of alloy 800H for high-temperature heat exchanger applications, Materials Science and Engineering, Vol. 452-453, pp. 665-672, 2007

/SAL 21/ OPEN CASCADE, The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation, https://www.salome-platform.org/, 2021

/SAN 12/ Sandia National Laboratory, State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project, Volume 2: Surry Integrated Analysis, NUREG/CR-7110, Vol. 2, 2012

/SAN 14/ Sandia National Laboratory, State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project – Uncertainty Analysis of the Unmitigated Long-Term Station Blackout of the Peach Bottom Atomic Power Station, Presentation, SAND2014-20575PE, 2014

/SAN 18/ Sancaktar, S. et al., Consequential SGTR Analysis for Westinghouse and Combustion Engineering Plants with Thermally Treated Alloy 600 and 690 Steam Generator Tubes, NUREG-2195, 2018

/SCH 99/ Schemmel, J., Schellenberg, D., Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsialer Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400 °C bis 1000 °C, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben 1501010, MPA Stuttgart, 1999

/SCH 01/ Schimpfke, T., Bachmann, P., Sievers, J., Verformung der RDB-Bodenkalotte und Bestimmung von Versagensort und -zeitpunkt, GRS-A-2932, 2001

/SCH 10/ Schwinges, B. et al., Ranking of Severe Accident Research Priorities, Progress in Nuclear Energy, Vol. 52, pp. 11-18, 2010

/SEH 01/ Sehgal, B., Accomplishments and challenges of the severe accident research, Nuclear Engineering and Design, Vol. 210(1-3), pp. 79-94, 2001

/SEH 05/ Sehgal, B. et al., Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), Nuclear Engineering and Design, Vol. 235(2-4), pp. 213-232, 2005

/SEH 08/ Sehgal, B. et al., SARNET Lecture Notes on Nuclear Reactor Severe Accident Phenomenology, CEA Saclay, CEA-R-6194, 2008

/SEH 12/ Sehgal, B., Nuclear Safety in Light Water Reactors - Severe Accident Phenomenology, Academic Press, ISBN 978-0-12-388446-6, 2012

/SEM 08/ Sempell, Sicherheitsventile – Lieferübersicht, Broschüre, 2008

/SHI 17/ Shimomura, K. et al., The Formulation of Material Characteristics of Austenitic Stainless Steels at Extremely High Temperature, 2017 ASME PVP Konferenz, PVP2017-65666, Waikoloa, Hawaii, USA, 2017

/SMI 71/ Smith, G.V., Evaluations of the elevated temperature tensile and creep rupture properties of C-Mo, Mn-Mo, and Mn-Mo-Ni steels, ASTM Data Series Publication No. DS47, 1971

/SPE 04a/ Special Metals, INCONEL alloy 800, Datenblatt SMC-046, 2004

/SPE 04b/ Special Metals, INCONEL alloy 800H & 800HT, Datenblatt SMC-047, 2004

/SPE 08/ Special Metals, INCONEL alloy 600, Datenblatt SMC-027, 2008

/SPE 09/ Special Metals, INCONEL alloy 690, Datenblatt SMC-079, 2009

/STA 95/ Staunton, R.H., Aging and Service Wear of Spring-Loaded Pressure Relief Valves Used in Safety-Related Systems at Nuclear Power Plants, Oak Ridge National Laboratory, NUREG/CR-6192, 1995

/STE 98/ Stempniewicz, M., Analysis of Reactor Vessel Lower Head Penetration Tube Failure, Workshop on In-Vessel Debris Retention and Coolability, Garching, 1998

/STE 12/ Steinrötter, T., Existing Severe Accident Management Measures for German NPP and Current Activities for Improvement as Consequences of the Fukushima Accident, LAS/ANS Symposium „Fukushima Outcomes“, 2012

/STI 94/ Stickler, L.A. et al., Calculations to Estimate the Margin to Failure in the TMI-2 Vessel, NUREG/CR-6196, 1994

/STR 08/ Structural Integrity Associates, Inc., Evaluation of Uncertainties in ASME Code Coefficient of Thermal Expansion Properties for Low Alloy Steel and Alloy 600, 2008

/SUZ 98/ Suzuki, K., Reactor pressure vessel materials, IAEA International Working Group on Life Management of Nuclear Power Plants, IWG-LMNPP--98/3, pp. 70-164, 1998

/SWI 73/ Swift, R.A., Gulya, J.A., An Evaluation of the Mechanical Properties of Mn-Mo and Mn-Mo-Ni Steels, Journal of Engineering for Industry, 1973

/SWI 95/ Swindeman, R., Compilation of Materials Data Base for Very High Temperature, Cromtech, PVRC 94-07, 1995

/TAK 19/ Takahashi, Y., Unified constitutive modeling of three alloys under a wide range of temperature, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 172, pp. 166-179, 2019

/TAR 10/ Tardif, N., Combescure, A., Coret, M., Matheron, P., Stable crack propagation in steel at 1173K: Experimental investigation and simulation using 3D cohesive elements in large-displacements, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77(5), pp. 776-792, 2010

/TAR 11/ Tardif, N., Coret, M., Combescure, A., Experimental study of the fracture kinetics of a tubular 16MnNiMo5 steel specimen under biaxial loading at 900 and 1000 °C: Application to the rupture of a vessel bottom head during a core meltdown accident in a pressurized water reactor, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241(3), pp.755-766, 2011

/THI 94/ Thinnes, G.L., Korth, G.E., Chavez, S.A., Walker, T.J., High-temperature creep and tensile data for pressure vessel steels SA533B1 and SA508-CL2, Nuclear Engineering and Design, Vol. 148, pp. 343-350, 1994

/TUR 17/ Turquais, B., Influence of the steel properties on the progression of a severe accident in a nuclear reactor, CEA, ISSN 0280-316X, 2017

/UKE 07/ UK-EPR, Fundamental safety overview, Volume 2: Design and safety, Chapter E: The reactor coolant system and related systems, 2007

/USN 98/ U.S. NRC, Risk Assessment of Severe Accident-Induced Steam Generator Tube Rupture, NUREG-1570, 1998

/VAL 18/ Valinius, M., Kaliatka, T., Kaliatka, A., Uspuras, E., Modelling of Severe Accident and In-Vessel Melt Retention Possibilities in BWR Type Reactor, Science and Technology of Nuclear Installations, Vol. 2018, 2018

/VDM 20/ VDM Metals, VDM Alloy 800, Werkstoffdatenblatt Nr. 4028, Revision 1, 2020

/VIL 12a/ Villanueva, W., Tran, C.-H., Kudinov, P., Analysis of Instrumentation Guide Tube Failure in a BWR Lower Head, NUTHOS-9 Konferenz, Kaohsiung, Taiwan 2012

/VIL 12b/ Villanueva, W., Tran, C.-T., Kudinov, P., Coupled thermo-mechanical creep analysis for boiling water reactor pressure vessel lower head, Nuclear Engineering and Design, Vol. 249, pp. 146-153, 2012

/VIL 22/ Villanueva, W., Wang, H., VVER-1000 Mechanical FEA benchmark, Division of Nuclear Power Safety, Royal Institute of Technology (KTH), 2022

/WAG 98/ Wagner, W., Kruse, A., Properties of Water and Steam, The Industrial Standard IAPWS-IF97 for the Thermodynamic Properties and Supplementary Equations for Other Properties, Springer, 1998

/WIE 07a/ Wierman, T., Gentillon, C., Brady, B., Industry Performance of Relief Valves at U.S. Commercial Nuclear Power Plants through 2007, Idaho National Laboratory, NUREG/CR-7037, 2007

/WIE 07b/ Wierman, T., Rasmuson, D., Mosleh, A., Common-Cause Failure Database and Analysis System: Event Data Collection, Classification, and Coding, NUREG/CR-6268, Revision 1, 2007

/WIL 89/ Wilshire, B., New high-precision creep procedures for accurate life extension of plant, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 39(1-2), pp. 73-82, 1989

/WIL 02a/ Willschütz, H.-G., Altstadt, E., Generation of a High Temperature Material Data Base and its Application to Creep Tests with French or German RPV-steel, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-353, ISSN 1437-322X, 2002

/WIL 02b/ Willschütz, H.-G., Altstadt, E., Generation of a High Temperature Material Data Base and its Application to Creep Tests with French or German RPV-steel, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-353, ISSN 1437-322X, 2002

/WIL 03/ Willschütz, H.-G., Altstadt, E., Sehgal, B., Weiss, F.-P., Simulation of creep tests with French or German RPV-steel and investigation of a RPV-support against failure, Annals of Nuclear Energy, Vol. 30, pp. 1033-1063, 2003

/WIL 04/ Willschütz, H.-G., Simulation of scaled vessel failure experiments and investigation of a possible vessel support against failure. Nuclear Engineering and Design, Vol. 228 , pp. 401-414, 2004

/WIL 05/ Willschütz, H.G., Thermomechanische Modellierung eines Reaktordruckbehälters in der Spätphase eines Kernschmelzunfalls, Dissertation, Technischen Universität Dresden, 2005

/WOL 93/ Wolf, J., Rempe, J., OECD-NEA-TMI-2 Vessel Investigation Project, Calculations to Estimate the Margins to Failure in the TMI-2 Vessel, Idaho National Laboratory, NUREG/CR-6197, 1993

/WOL 03/ Wolf, J.R., Rempe, J.L., et al., OECD-NEA-TMI-2 Vessel Investigation Project, Calculations to Estimate the Margins to Failure in the TMI-2 Vessel, 1993

/WRI 12/ Wright, J. et al., Characterization of elevated temperature properties of heat exchanger and steam generator alloys, Nuclear Engineering and Design, Vol. 251, pp. 252-260, 2012

/WRI 14/ Wright, R.N., Creep of A508/533 Pressure Vessel Steel, Idaho National Labs, INL/EXT-14-32811, 2014

/XIN 23/ Xing, J. et al., Depressurization strategy of automatic depressurization system for advanced pressurized water reactor, Annals of Nuclear Energy, 191, 109911, 2023

/YAM 15/ Yamaguchi, Y. et al., Development of Failure Evaluation Method for BWR Lower Head in Severe Accident; (1) High Temperature Creep Test and Creep Damage Model, ICONE-23 Konferenz, Chiba, Japan, 2015

/YAM 17/ Yamaguchi, Y., et al., Development of failure evaluation method for BWR Lower head in severe accident; high temperature creep test and creep damage model, Mechanical Engineering Journal, Vol.4(6), 2017

/YAM 20/ Yamaguchi, Y., et al., Expansion of high temperature creep test data for failure evaluation of BWR lower head in severe accident, Mechanical Engineering Journal, Vol. 7(3), 2020

/YAM 22/ Yamashita, T., Sato, T., Madokoro, H., Nagae, Y., BWR lower head penetration failure test focusing on eutectic melting, Annals of Nuclear Energy, Vol. 173, 109129, 2022

/YUP 20/ Yu, P., Modelling and Simulation of Reactor Pressure Vessel Failure during Severe Accidents, Dissertation, KTH Royal Institute of Technology Stockholm, 2020

/ZHU 22/ Zhu, J., Wang, D., Bao, S., Zhou, Q., Qin, Z., Zhong, F., Mao, J., Experimental and numerical study on multiaxial creep behavior of 16MND5 steel at 700 °C, Journal of Nuclear Materials, Vol. 558, 153387, 2022

Abkürzungen

ADS	Automatic Depressurization System
ANL	Argonne National Labs
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
ASTOR	Approximated Structural Time Of Rupture
ATHLET	Analysis of Thermal Hydraulics of Leaks and Transient
ATWS	Anticipated Transient Without Scram
APWR	Advanced Pressurized Water Reactor
BWR	Boiling Water Reactor
CAD	Computer Aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
CGNPC	China General Nuclear Power Group
CNPRI	China Nuclear Power Technology Research Institute
CRP	Coordinated Research Project
C-SGTR	Consequential Steam Generator Tube Rupture
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
CSV	Comma-separated values
DECHEMA	Dechema Gesellschaft für Chemische Technik und Biotechnologie
DES	Detached Eddy Simulation
DfU	Druckführende Umschließung
DWR	Druckwasserreaktor
EDF	Électricité de France
EPR	European Pressurized Water Reactor
EPRI	Electric Power Research Institute
ERMSAR	European Review Meeting on Severe Accident Research
ESBWR	Economic Simplified Boiling Water Reactor
FAI	Fauske Industries
FAST	Fast Assessment of Symmetric components rupture Time
FE	Finite-Elemente
FMEA	Fehlermöglichkeits- und -Einflussanalyse
GDCS	Gravity-Driven Cooling System
GUI	Graphical User Interface
HD	Hochdruck
HPME/DCH	High-Pressure Melt Ejection/ Direct Containment Heating
HPR	Hualong Pressurized Reactor

IAEA	Internationale Atomenergieagentur
IAPWS	International Association for the Properties of Water and Steam
IBRAE	Nuclear Safety Institute of the Russia Academy of Sciences
IVMR	In-Vessel Melt Retention
JAEA	Japan Atomic Energy Agency
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute
KINS	Korea Institute of Nuclear Safety
KKW	Kernkraftwerk
KTH	Kungliga Tekniska högskolan
LBLOCA	Large Break Loss of Coolant Accident
LES	Large Eddy Simulation
LHF	Sandia Lower Head Failure Project
LMP	Larson-Miller Parameter
LOCA	Loss of Coolant Accident
ND	Niederdruck
NEA	Nuclear Energy Agency
OECD	Organisation for Economic Cooperation and Development
OLHF	OECD Lower Head Failure Project
PANAS	Passive Nachzerfallwärme-Abfuhrsysteme
PCCS	Passive Core Cooling System
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Table
PORV	Pilot-operated relief valve
PPPT	Passive Pressure Pulse Transmitter
PSRV	Pressurizer Safety Relief Valve
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RDB	Reaktordruckbehälter
REVISA	Reactor vessel integrity in severe accidents
RMS	Root Mean Square
SADV	Severe Accident Depressurization Valves
SBLOCA	Small Break Loss Of Coolant Accident
SLC	Standby Liquid Control System
SMiRT	Structural Mechanics in Reactor Technology
SRM/IRM	Source Range Monitor/Intermediate Range Monitor
SRV	Safety Relief Valve
SSR	Specific Safety Requirements
SST	Shear Stress Transport

SUSA	Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse
SWR	Siedewasserreaktor
URANS	Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes
UTS	Ultimate Tensile Stress
WAKIKU	Weiterentwicklung von Analysemethoden zur Bewertung der Komponentenintegrität bei Kernschmelzunfällen unter Einbezug fortschrittlicher Konzepte
WGAMA	Working Group on Analysis and Management of Accidents
WGIAGE	Working Group on Integrity and Ageing of Components and Structures
WWER	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1 Struktur des Projekts und Informationsaustausch zwischen den Arbeitspunkten 2

Abb. 2.1 Versagensmodi der skalierten Versuche im LHF-Projekt /REM 93/ 5

Abb. 2.2 Versagensmodi der skalierten Versuche im OLHF-Projekt /HUM 02/ 5

Abb. 2.3 Versagen eines skalierten Versuchs im FOREVER-Projekt /SEH 05/ 5

Abb. 2.4 Visualisierung globalen (links) und lokalen (rechts) Versagens /REM 24/ 6

Abb. 2.5 Diskutierte Konfigurationen des Schmelzepools /IRS 07/ 7

Abb. 2.6 Beispiele für Durchführungen in SWR von General Electric /REM 24/ 8

Abb. 2.7 Illustration (links) /SEH 05/ und Foto (rechts) /LEE 15/ der Steuerstabdurchführung in GE SWR 8

Abb. 2.8 Beispiele für Durchführungen in DWR von Babcock & Wilcox /REM 24/ /ANS 20/ 8

Abb. 2.9 Ort der höchsten Belastung (links) und Zustand der Durchführungen (rechts) im Reaktor TMI Block 2 nach dem Unfall /BUN 15/ 9

Abb. 2.10 Durchführungen im LHF-4 Test vor Versagen (links) /CHU 98/ und nach Versagen in Schnittdarstellung (rechts) /OHY 07/ 11

Abb. 2.11 Durchführungen im OLHF-4 Test vor Versagen (links) und nach Versagen in Schnittdarstellung (rechts) /HUM 02/ 11

Abb. 2.12 Versuchsaufbau des KAERI (links) und Durchführung vor/nach dem Experiment /ANS 20/ 12

Abb. 2.13 Parametrisiertes Modell einer Durchführung mit geometrischen Abmessungen (schwarz) und Belastungsrandbedingungen (rot) 14

Abb. 2.14 Vernetzung des Modells mit Verfeinerungen im Bereich der Schweißnaht und im Ende der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte 14

Abb. 2.15 Temperatur- und Druckrandbedingungen für den LHF4-Versuch, extrahiert aus /CHU 98/ 15

Abb. 2.16 Berechneter Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung und Vergleich mit Experiment und Nachrechnung in /OHY 07/ 16

Abb. 2.17 Dehnungsfeld in der Schweißnaht kurz vor dem berechneten Versagen 16

Abb. 2.18 Berechnete Globalumfangsdehnung in der Kalotte und der Naht des LHF-4 Versuchs 17

Abb. 2.19 Temperatur- und Druckrandbedingungen für den OLHF4-Versuch, extrahiert aus /HUM 02/ 18

Abb. 2.20 Berechneter Verlauf der Vertikalverformung am unteren Ende der Durchführung und Vergleich mit Experiment 18

Abb. 2.21 Dehnungsfeld in der Schweißnaht kurz vor dem berechneten Versagen 19

Abb. 2.22 Berechnete Globalumfangsdehnung in Kalotte und Naht des OLHF-4 Versuchs 19

Abb. 2.23 Maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Schweißnaht bei Variation des Durchführungsradius und gleichbleibender Schweißnahtstärke, Kurve 0.25/0.02* mit doppelter Wandstärke der Durchführung 20

Abb. 2.24 Maximale Gesamtvergleichsdehnung in der Schweißnaht bei Variation der Schweißnahtstärke und gleichbleibendem Durchführungsradius 21

Abb. 2.25 Unterschiedliche Ausprägung der beiden Versagensmodi „Globale Aufweitung“ und „Scherung der Schweißnaht“ hinsichtlich Scherspannung und Gesamtverformung kurz vor dem errechneten Versagen 22

Abb. 2.26 Steuerstabdurchführung und Entwässerung in einigen GE BWR /GAL 05/ 23

Abb. 2.27 Berechnung der Gesamtvergleichsdehnung bei Versagen für ausgewählte Sonderformen von Durchführungen 23

Abb. 3.1 Geometrie des RDB und Unterteilung in Sektoren für die Aufbringung der Lastrandbedingungen /VIL 22/ 26

Abb. 3.2 Zeitverlauf des Innen- und Außendrucks in MPa /VIL 22/ 26

Abb. 3.3 Wärmestromdichte auf der Innenseite in kW/m² /VIL 22/ 27

Abb. 3.4 Temperatur auf der Außenseite in K /VIL 22/ 27

Abb. 3.5 Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15Ch2NMFA abgeleitet aus /LIH 94/, /LOK 21/ 28

Abb. 3.6 Künstlich modifizierter Verlauf der Wärmeleitfähigkeit 29

Abb. 3.7 Einfaches Balkenmodell zur Verifizierung des Node-Killing-Ansatzes 30

Abb. 3.8 Lage des Teilmodells innerhalb des RDB (links), Geometrie und Randbedingungen (rechts) 30

Abb. 3.9 Geometrie und Unterteilung des Gesamtmodells 31

Abb. 3.10 Geometrie des Gesamtmodells mit Durchführung 32

Abb. 3.11 Verlauf der Abschmelzung und Temperaturverteilung zu definierten Zeitpunkten für Ausgangsrechnung und Diskretisierungsstudien 34

Abb. 3.12 Übersicht der zu- und abgeführten Wärmestromdichten 35

Abb. 3.13 Temperaturrandbedingung an der Außenseite 35

Abb. 3.14 Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung für Ausgangsszenario (a) und den Parameterstudien mit geringerer Schmelztemperatur (b) und Berücksichtigung der Schmelzenthalpie (c) 36

Abb. 3.15 Verlauf der an der Außenseite abgeführten Wärmestromdichten für Ausgangsszenario (a) und den Parameterstudien mit geringerer Schmelztemperatur (b) und Berücksichtigung der Schmelzenthalpie (c) 37

Abb. 3.16 Verlauf der Abschmelzung und der Temperaturverteilung zu den Zeitpunkten t = 6000 s (links) und t = 14792 s (rechts) 38

Abb. 3.17 Vergleich von Teilmodell und Gesamtmodell, Teilmodell innerhalb des umrahmten Bereichs über dem Ausschnitt des Gesamtmodells 38

Abb. 3.18 Ergebnis der strukturmechanischen Berechnung mit dem Gesamtmodell zum Zeitpunkt t = 14792 s mit Verformung (links), Vergleichsspannung (mittig) und Gesamtvergleichsdehnung (rechts) 39

Abb. 3.19 Vergleich der Varianten entlang der Wanddicke zum Zeitpunkt t = 14792 s 40

Abb. 3.20 Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs über die Wand für die Varianten mit und ohne Node-Killing in der thermischen Rechnung 40

Abb. 3.21 Temperaturverteilung ohne (links) und mit (rechts) Kühlung der Lücke zwischen Durchführung und Kalotte zum Ende der Transiente 41

Abb. 3.22 Gesamtverformung zum Ende der Transiente 42

Abb. 3.23 Gesamtvergleichsdehnung im Bereich der Schweißnaht zum Ende der Transiente, Verformung in realer Größe zeigen die Quetschung 42

Abb. 4.1 FE-Modell zur Berechnung der Strukturtemperatur /RAT 21/ 47

Abb. 4.2 Bopp & Reuther SiH 3112 /BOP 16/ 50

Abb. 4.3 Sempell VS99 mit Anbauten (links) und im Längsschnitt (rechts) /SEH 08/ 51

Abb. 4.4 Eigenmediumgesteuertes Sicherheitsventil von Target Rock /RAT 21/ 52

Abb. 4.5 Federbelastetes Sicherheitsventil von Crosby /ISR 90/ 53

Abb. 4.6 Sempell VS66 Vorventil für Ventil VS99 /SEM 08/ 58

Abb. 4.7 Sicherheitsventil Sempell VS99 /EME 18/ 60

Abb. 4.8 Rechendomäne und Randbedingungen 61

Abb. 4.9 Rechengitter auf der YZ-Schnittebene 62

Abb. 4.10 Strömungslinie im Rechenvolumen 63

Abb. 4.11 zeitlich gemittelter Druck auf der YZ-Schnittebene 64

Abb. 4.12 Dampfdichte auf der YZ-Schnittebene 65

Abb. 4.13 zeitlich gemittelte Machzahl auf der YZ-Schnittebene 65

Abb. 4.14 zeitlich gemittelte Temperatur auf der YZ-Schnittebene 66

Abb. 4.15 zeitlich gemittelter Druck auf der Oberfläche des Ventilstempels 66

Abb. 4.16 Modellierter Modellausschnitt eines generischen Ventils angelehnt an die Geometrie des Sempell VS99 /SEH 08/ 67

Abb. 4.17 Verlauf der Gas- und maximalen Strukturtemperatur (links), Verlauf des Spalts zwischen Ventilkolben und -zylinder für beide Varianten (rechts) 68

Abb. 4.18 Verlauf der Kontaktpressung (links) und Reibkraft (rechts) für die Variante mit unterschiedlichem Werkstoff 69

Abb. 4.19 Temperaturverteilung zum Zeitpunkt des Verschwindens des Spalts (links), Gesamtvergleichsspannung zum Zeitpunkt maximaler Belastung (rechts) für die Variante mit unterschiedlichem Werkstoff 69

Abb. 5.1 3D Darstellungen eines Squib-Valves /HEJ 18/ 72

Abb. 5.2 Einsatz von Squib-Valves im AP1000 /FRE 09/ 73

Abb. 5.3 Einsatz von Squib-Valves im ESBWR /HIT 11/ 73

Abb. 5.4 Squib-Valves für den Einsatz im automatischen Druckentlastungssystem (ADS) in geschlossenem (links) und geöffnetem (rechts) Zustand /BAJ 07/ 74

Abb. 5.5 Squib-Valves des ESBWR Gravity-driven cooling system (GDCS) in geschlossenem (links) und geöffnetem (rechts) Zustand /HIT 11/ 75

Abb. 5.6 Teststände für Squib-Valves /HIT 11/ (links), /HEJ 18/ (rechts) 76

Abb. 5.7 Einsatz von passiven Impulsgebern in Kombination mit herkömmlicher Entlastungsstrategie /BRY 19/ 77

Abb. 5.8 Schematische Darstellung der Auslösung eines passiven Druckimpulsgebers /ARE 03/ 78

Abb. 5.9 Schematische Darstellung der Funktionsweise des in /LIU 15/ vorgeschlagenen Systems zur passiven Auslösung der Druckentlastung 79

Abb. 5.10 Redundante und diversitäre Druckentlastung durch zusätzliche dedizierte Ventile für Unfallszenarien /FIS 13/ 80

Abb. 5.11 Dedizierte Druckentlastungsventile im HPR1000 /UKE 07/ 81

Abb. 5.12 Beispiel einer Sollbruchstelle basierend auf Kriechbeulen als Versagensmodus /KAS 19/ 82

Abb. 5.13 Durchführung am SWR-Boden, die bei Kontakt mit der Schmelze versagen würde 83

Abb. 5.14 Schaltplan der in /KUB 15/ vorgeschlagenen Entlastungseinrichtung mit behelfsmäßiger Betätigung von außen 84

Abb. 6.1 Maximaler Massenanteil ausgewählter chemischer Elemente gemäß den Spezifikationen der Stahlsorten 15Kh2NMFA /BES 95/, 16MND5 /AFC 22/, SA533B1 /AST 99/ und 20 MnMoNi 5 5 /KTA 17/ 87

Abb. 6.2 Massenanteil ausgewählter Elemente verschiedener Schmelzen der MnMoNi-Stahlsorten 16MND5 /WIL 02a/ /WIL 02b/ /TAR 10/ /GUE 19/ /DEV 98/ /YUP 20/ /ZHU 22/ /TUR 17/, SA533B1 /SUZ 98/ /SMI 71/ /SWI 73/ /HUM 02/ /WIL 05/ /YAM 17/ /WRI 14/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /KRI 99/, Mittelwerte als große Symbole 88

Abb. 6.3 Thermophysikalische Eigenschaften spezifische Wärme, Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Wärmeausdehnungskoeffizient der Stahlsorten 15Kh2NMFA /IAE 08b/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02a/, SA533B1 /PAR 23/ /DAW 09/ und 20 MnMoNi 5 5 /SCH 99/ 89

Abb. 6.4 Thermophysikalische Eigenschaften spezifische Wärme, Dichte, Wärmeleit-fähigkeit und Wärmeausdehnungskoeffizient der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/, SS304 /KIM 75/ /DAW 09/ /ONI 19/ /KAT 17/, SS316 /KIM 75/ /IAE 08b/, Alloy 600 /IAE 06/ /SPE 08/ /STR 08/ /DAW 09/ /KAT 17/, Alloy 690 /ASM 00/ /SPE 09/, Alloy 800 /SPE 04a/ und Alloy 800H /VDM 20/ 90

Abb. 6.5 E-Modul der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WILL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /PAR 23/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /RIN 05/ /SCH 01/ 91

Abb. 6.6 Gleichmaßdehnung der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/, 16MND5 /DEV 98/, SA533B1 /EIS 03/ und 20 MnMoNi 5 5 /SCH 01/..... 92

Abb. 6.7 Streckgrenze der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /YAM 20/ /WOL 03/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/ /RIN 05/ 92

Abb. 6.8 Zugfestigkeit der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/ /GAL 22/, 16MND5 /WIL 02b/ /GUE 19/, SA533B1 /PAR 23/ /HUM 02/ /YAM 20/ /WOL 03/ /REM 93/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /RIN 05/ /KRI 99/..... 93

Abb. 6.9 E-Modul (oben links), Gleichmaßdehnung (oben rechts), Streckgrenze (unten links) und Zugfestigkeit (unten rechts) der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/, SS304 /REM 93/ /SWI 95/ /KAT 08/ /SHI 17/ /ONI 19/, SS316 /HAR 00/ /YAM 15/ /ONI 19/ /TAK 19/ /ASM 20/, Alloy 600 /EVE 71/ /CHA 94/ /SPE 08/ /YAM 15/ , Alloy 690 /OHY 07/ /SPE 09/ /LEE 21/ , Alloy 800 /SPE 04a/, Alloy 800H /EVE 71/ /BOO 78/ /PEN 85/ /SPE 04b/ /ROY 05/ /ROY 07/ /REN 10/ /WRI 12/ /EUR 15/ /VDM 20/ 94

Abb. 6.10 Übersicht über in der Literatur beschriebene Kriechversuche in Bezug auf Temperatur und Spannung für MnMoNi-Stahlsorten 16MND5 /WIL 02a/ /GUE 19/ /KRI 99/, SA533B1 /HUM 02/ /REM 93/ /YAM 20/ /DIE 94/ /DIE 94/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/ /RIN 05/ /DEV 98/ /KRI 03/ 95

Abb. 6.11 Bruchdehnung im Warmzugversuch der Stahlsorten 15Kh2NMFA /LOK 21/, 16MND5 /GUE 19/ /DEV 98/, SA533B1 /PAR 23/ /REM 93/ /SMI 71/ /CHU 98/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ /SCH 99/ 96

Abb. 6.12 Bruchdehnung im Kriechversuch der Stahlsorten 16MND5 /DEV 98/, SA533B1 /HUM 02/ /SMI 71/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /AZO 96/ /DEV 98/ /MAI 90/ 96

Abb. 6.13 Brucheinschnürung im Warmzugversuch der Stahlsorten 16MND5 /TUR 17/ /GUE 19/ /DEV 98/, SA533B1 /REM 93/ /SMI 71/ /SWI 73/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /OBS 89/ 97

Abb. 6.14 Brucheinschnürung im Kriechversuch der Stahlsorten SA533B1 /HUM 02/ /SMI 71/ und 20 MnMoNi 5 5 /MAI 88/ /DEV 98/ /MAI 90/ 98

Abb. 6.15 Bruchdehnung (links) und Brucheinschnürung (rechts) der Stahlsorten X 10 CrNiNb 18 9 /BOT 91/ , SS304 /REM 93/ /SHI 17/, SS316 /SAN 18/, Alloy 600 /CHA 94/ /SPE 08/, Alloy 690 /ASM 00/ /SPE 09/ /LEE 21/ , Alloy 800 /SPE 04a/ und Alloy 800H /BOO 78/ /PEN 85/ /SPE 04b/ /ROY 07/ /WRI 12/ /EUR 15/ 98

Abb. 6.16 Ergebnisse der Temperatursteigerungsversuche für 20 MnMoNi 5 5 (links) und X 6 CrNiNb 18 10 (rechts) 101

Abb. 6.17 Vergleich der Temperatursteigerungsversuche zwischen 20 MnMoNi 5 5, X 6 CrNiNb 18 10 und Alloy 800 (mod.) bei 122,7 MPa und 0,2 K/s 101

Abb. 6.18 Beispiel für Glühvorgänge an den Rundproben (hier bis 800 °C) 103

Abb. 6.19 Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Wärmebehandlung für 20 MnMoNi 5 5 (links) und X 6 CrNiNb 18 10 (rechts) 103

Abb. 6.20 Augenschrauben aus dem Werkstoff 24 CrMoV 5 5 (1.7733) 104

Abb. 6.21 Verlauf der Spannung im Prüfquerschnitt für verschiedene Relaxationsversuche mit den Werkstoffen 24 CrMoV 5 5 und 26 NiMoCr 14 6 104

Abb. 6.22 Versuchsaufbau zur Beurteilung des Haft- und Reibverhaltens 105

Abb. 6.23 Werkstücke aus 17-4 PH Edelstahl (links) und Stellite 6 (rechts) als Ausgangsbasis für den Versuch 106

Abb. 6.24 Weg- und Kraftverlauf für den Versuch bei Raumtemperatur (oben links), 600 °C (oben rechts), 800 °C (mitte links), 1000 °C (mitte rechts) und nach Aufheizung auf 1000 °C und Abkühlung auf Raumtemperatur (unten) 107

Abb. 7.1 Graphische Oberfläche von ASTOR 109

Abb. 7.2 Übersicht über existierende und neu-/weiterentwickelte Features 110

Abb. 7.3 Versagenszeiten, berechnet mit Larson-Miller-Parameter-Sätzen für verschiedene Stahlgruppen 117

Abb. 7.4 Untergruppe der ferritischen Stähle aus Abb. 7.3..... 117

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1 Hydrostatische Belastung auf der Innenseite in Pa /VIL 22/ 27

Tab. 3.2 Werkstoffdaten für 15Ch2NMFA /LIH 94/, /LOK 21/, /BRU 20/, /KOT 20/ 28

Tab. 6.1 Spezifikationen für die Wärmebehandlung verschiedener Stahlsorten 88

Tab. 6.2 Weitere thermophysikalische Eigenschaften ferritischer Stähle 89

Tab. 6.3 In der Literatur angegebene Umwandlungstemperatur 89

Tab. 6.4 Weitere thermophysikalische Eigenschaften austenitischer Stähle und Nickelbasislegierungen 90

Tab. 6.5 Überblick über verfügbare Werkstoffdaten ferritischer Stähle 99

Tab. 6.6 Chemische Analyse der Werkstücke aus Stellite 6 106

Tab. 6.7 Chemische Analyse des Werkstücks aus 17-4 PH Edelstahl 106

Tab. 7.1 Beschreibung der in ASTOR implementierten Methoden 113

Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

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

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

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

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

www.grs.de

ISBN 978-3-911727-23-5