



KIT SCIENTIFIC REPORTS 7687

Auswirkungen eines postulierten Druckrohrversagens während des SCWR Fuel Qualification Tests

Tobias Zeiger

Tobias Zeiger

**Auswirkungen eines postulierten Druckrohrversagens
während des SCWR Fuel Qualification Tests**

Auswirkungen eines postulierten Druckrohrversagens während des SCWR Fuel Qualification Tests

von
Tobias Zeiger

Report-Nr. KIT-SR 7687

Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Fakultät für Maschinenbau, 2014
Tag der mündlichen Prüfung: 5. Dezember 2014

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark of Karlsruhe
Institute of Technology. Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover – is licensed under the
Creative Commons Attribution-Share Alike 3.0 DE License
(CC BY-SA 3.0 DE): <http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/de/>*



*The cover page is licensed under the Creative Commons
Attribution-No Derivatives 3.0 DE License (CC BY-ND 3.0 DE):
<http://creativecommons.org/licenses/by-nd/3.0/de/>*

Print on Demand 2015

ISBN 978-3-7315-0314-9
DOI: 10.5445/KSP/1000044861

Auswirkungen eines postulierten Druckrohrversagens während des SCWR Fuel Qualification Tests

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte Dissertation
von
Dipl.-Ing. Tobias Zeiger

Institut für Kern- und Energietechnik (IKET)

Erstgutachter:	Prof. Dr.-Ing. Thomas Schulenberg, IKET
Zweitgutachter:	Prof. Dr.-Ing. Xu Cheng, IFRT
Betreuender Mitarbeiter:	Dipl.-Ing. Manuel Raqué, EnBW/ENSI

Bearbeitungszeit: 1. September 2011 – 25. September 2014
Tag der mündlichen Prüfung: 5. Dezember 2014

Zusammenfassung

Der SCWR (supercritical water-cooled reactor) ist eines der Reaktorkonzepte der vierten Generation, deren Entwicklung im Rahmen des GEN-IV International Forum (GIF) verfolgt wird. Der SCWR ist dabei das einzige Konzept, das Wasser als Kühlmittel oder Moderator einsetzt, wodurch es sowohl von neueren Entwicklungen bei überkritischen konventionellen Kraftwerken, als auch von Bau- und Betriebserfahrungen bisheriger Kernreaktoren profitiert. In den letzten Jahren wurde in Europa mit dem High Performance Light Water Reactor (HPLWR) ein SCWR mit einer elektrischen Leistung von 1000 MW entwickelt, allerdings wurde bisher keine vergleichbare Anlage betrieben. Aus diesem Grund wurde das Projekt SCWR-FQT (Supercritical Water Cooled Reactor - Fuel Qualification Test) ins Leben gerufen. Die Zielsetzung war hierbei nicht nur die Beantwortung wissenschaftlicher und technischer Fragen, besonders auf den Gebieten Materialwissenschaft, Wärmeübertragung und allgemeine Betriebserfahrung, sondern auch, erstmals einen Zulassungsprozess für eine derartige kerntechnische Anlage zu durchlaufen.

Das Gesamtsystem besteht zum einen aus der Meßstrecke, zum anderen aus einem Hochdruckkreislauf inklusive Versorgungs-, Kühlungs- und Notfallsystemen, in dem ein kleines Testbrennelement Reaktorbedingungen (25 MPa, bis zu 385°C) ausgesetzt und durch Kernspaltung beheizt wird. Um die Kernspaltung aufrechterhalten zu können, wird die Meßstrecke in den bei Atmosphärendruck betriebenen Forschungsreaktor LVR-15 des Forschungszentrums CVR (Řež, Tschechische Republik) eingesetzt. Diese zwei sehr unterschiedlichen Betriebsbedingungen werden durch ein thermisch isoliertes Druckrohr getrennt. Die Isolierung wird durch einen Luftspalt bewirkt, der durch ein das Druckrohr in kleinem Abstand umgebendes Außenrohr aus Aluminium erzeugt wird.

Ein nicht sehr wahrscheinliches, aber grundsätzlich mögliches Versagen dieses Druckrohrs löste Bedenken hinsichtlich möglicher Konsequenzen aus – besonders unter Berücksichtigung möglicher Folgeschäden an sicherheitsrelevanten Reaktorkomponenten, verursacht durch Fragmente, die in Folge eines spröden Versagens entstehen. Um die Auswirkungen des Auftreffens dieser Fragmente auf das Außenrohr zu bewerten, besonders mit Blick auf die Möglichkeit eines Durchschlagens des Außenrohrs und direkter Beschädigung umliegender Komponenten, wurde dieses Ereignis mit ANSYS Workbench simuliert. Ein zweiter Aspekt war die Druckwelle, verursacht durch die Bewegung des Außenrohrs nach einem erfolgreichen Zurückhalten des Fragments. Zur Ermittlung der Druckverläufe im Kern von LVR-15, sowohl nahe an der Teststrecke als auch in größerer Entfernung, wurde die Ausbreitung der Druckwelle mit SIMMER-III simuliert, wobei ANSYS Ergebnisse als Randbedingung verwendet wurden. Die Auswirkungen dieser Druckverläufe wurden mit weiteren Simulationen in ANSYS ermittelt.

Beide Programme wurden für diese Anwendung durch Nachsimulieren vergleichbarer, dokumentierter und veröffentlichter Experimente validiert.

Das zur Validierung von ANSYS ausgewählte Experiment war der Aufprall eines modellierten Bohrgestänges (ein langer, schlanker Zylinder) auf einen Lukendeckel (Metallplatten mit verschiedenen Dicken und aus verschiedenen Materialien), der dem Einschlag entweder standhielt oder nicht. In der zum Vergleich herangezogenen Experimentserie wurde die selbe

Legierung wie für das Außenrohr verwendet, allerdings in einem anderen Werkstoffzustand. In der Simulation konnte das Experiment relativ genau reproduziert werden. Daher wird davon ausgegangen, dass dieser Ansatz für den Einschlag von Fragmenten im Außenrohr ebenfalls anwendbar ist.

SIMMER wurde mit einem Wasserhammerexperiment validiert. Es zeigte sich, dass SIMMER in der Lage ist, hochgradig instationäre Strömungsphänomene in Wasser zu simulieren, auch wenn für die korrekte Abbildung eines Wasserhammers bei geringen Temperaturen Parameteranpassungen notwendig waren.

In diesen Simulationen zeigte das Außenrohr eine unerwartete Widerstandsfähigkeit gegen einschlagende Fragmente und kann wahrscheinlich auch relativ großen Fragmenten standhalten (simuliert wurden Größen bis zu 30 mm Kantenlänge (bei Quadraten) bzw. Durchmesser (bei Kreiszylindern). Gleichzeitig sind die Auswirkungen der Druckwelle minimal: In der Simulation wurden nur lokale und geringfügige plastische Deformationen beobachtet. Es werden folglich weder nennenswerte Beeinträchtigungen der Kühlung noch beschädigte oder blockierte Regelstäbe erwartet.

Abstract

As part of the development of Generation IV reactors by the GEN-IV International Forum (GIF), the supercritical water-cooled reactor (SCWR) is one of the pursued concepts. The SCWR is the only GEN IV concept cooled or moderated by water and benefits from recent developments in conventional supercritical power plants, as well as experience gained in construction and operation of current nuclear reactors. Recently, the High Performance Light Water Reactor (HPLWR), an SCWR with an electrical power output of 1000 MW, was designed in Europe but no comparable facility has been operated so far. Consequently, the project Supercritical Water Cooled Reactor - Fuel Qualification Test (SCWR-FQT) was initiated, not only to answer scientific and technical questions related to materials, heat transfer and general operation experience, but also to address questions of licensing.

The entire system consists not only of the test section itself, but also of an entire high-pressure loop with supply, cooling and emergency systems, exposing a small scale fuel element to reactor operating conditions (25 MPa, up to 385°C) while heated by fission. To allow heating by nuclear fission, the test section is mounted inside the pool type LVR-15 research reactor of the Research Centre CVR (Řež, Czech Republic) operating at atmospheric pressure. These two very different operating regimes are separated by a pressure tube and an air gap formed by a surrounding aluminium displacer tube.

The very unlikely but possible failure of the pressure tube raised concerns about the consequences, especially with respect to secondary damage to safety-relevant reactor components from fragments formed during a brittle failure. To evaluate the consequence of such fragments impacting the displacer tube, simulations of fragment impacts were performed with ANSYS Workbench to evaluate the potential ability of fragments to penetrate the displacer and cause direct damage. A second concern was the pressure wave potentially generated by the displacer moving due to the impact even when the fragment was successfully retained. Using ANSYS results as boundary condition, the expansion of this pressure wave in the LVR-15 core was simulated in SIMMER-III to determine the pressure transients experienced by both neighbouring and more distant components. The consequences of these pressure transients were in turn determined by another ANSYS simulation. Both programs were validated for this application by simulating similar documented and published experiments.

To validate the impact simulation, the experiment selected involved dropping a modelled drill-collar (effectively a long, slender cylinder) vertically onto aluminium plates of varying thicknesses, which either withstood the impact or not. In two experimental series, the alloy used was even the same as that used for the displacer, only in a different mechanical state. The simulation was able to reproduce the experiment with reasonable accuracy, leading to the assumption that this approach is applicable for fragments of the pressure tube impacting the displacer tube as well.

Similarly, SIMMER was validated using a water hammer experiment. As a conclusion, SIMMER is able to simulate transient flow phenomena in water, although some tuning has been required to correctly depict a water hammer at low temperatures.

In these simulations, the displacer showed an unexpected level of resistance to the impact of fragments and is expected to be able to stop even relatively large ones (simulations were performed up to 30×30 mm squares and circles with a diameter of 30 mm, respectively). At the same time, the calculated effects from secondary damage due to the pressure wave were small. Only small and local plastic deformations occurred and neither permanent coolant flow obstructions nor damaged or blocked control rods are expected.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken, die bei der Erstellung dieser Arbeit eine unschätzbare Hilfe waren.

Meine Familie, die mich jederzeit unterstützt hat.

Manuel Raqué und Michael Flad, die mir immer mit Rat und Tat zur Seite standen.

Den über ganz Europa verteilten Projektpartnern, ohne die das Projekt und damit diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre.

Abkürzungen und Variablen

AISI	American Iron and Steel Institute
CANDU	Canada Deuterium Uranium
CFD	Computational Fluid Dynamics
CVR	Centrum výzkumu Řež (Forschungszentrum Rez)
DFR	Dounreay Fast Reactor
dpa	Displacements per Atom
DWR	Druckwasserreaktor
EBR-II	Experimental Breeder Reactor-II
FEM	Finite-Elemente-Methode
FQT	Fuel Qualification Test
GFR	Gas-cooled Fast Reactor
GIF	GEN-IV International Forum
HDR	Heißdampfreaktor
HPLWR	High Performance Light Water Reactor
IAPWS-IF97	International Association for the Properties of Water and Steam – Industrial Formulation 1997
IASCC	Irradiation-Assisted Stress Corrosion Cracking
LFR	Lead-cooled Fast Reactor
MSR	Molten Salt Reactor
ppb	parts per billion
RDB	Reaktordruckbehälter
SCWL	Supercritical Water Loop
SCWR	Supercritical Water-cooled Reactor
SFR	Sodium-cooled Fast Reactor
SWR	Siedewasserreaktor
VHTR	Very High Temperature Reactor

A	Fläche, Querschnitt
A_g	Gleichmaßdehnung
a	Beschleunigung
C	Dämpfungsmatrix
c	Schallgeschwindigkeit
c_p	isobare spezifische Wärmekapazität
d	Durchmesser
E	Elastizitätsmodul
E_n	Neutronenenergie
e	innere Energie
F	Kraft
f	Frequenz
G	Schubmodul
g	Gravitationsbeschleunigung (Vektor)
g	Zwischengröße

H	Höhe, Dicke
h	Wanddicke
I_y	Flächenträgheitsmoment
J_c	Kerbschlagarbeit
K	Schadensrate
K	Steifigkeitsmatrix
l	Länge
M	Massenmatrix
m	Masse
\dot{m}	Massenstrom
M, M_b	Moment, Biegemoment
p	Druck
R, r	Radius
R_{eS}	elastische Streckgrenze
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$, R_{p1}	0,2%/1% Dehngrenze
r	angreifende Kräfte (Vektor)
S	Spannweite
s	Strecke
T	Temperatur
t	Zeit
u	Geschwindigkeit
V	Volumen
v	spezifisches Volumen
w, w	Auslenkung, Verschiebung (Skalar bzw. Vektor)
x	Dampfmassenanteil

α	(Dampf-)Volumenanteil
β	Kompressibilität
Γ	Verdampfungsrate
Δ	Unterschied, Schrittweite
ε	Dehnung
ε_u	Bruchdehnung
ζ	Druckverlustbeiwert
η	dynamische Viskosität
λ	Lösung Eigenwertproblem
ν	Querkontraktionszahl
ξ	Zwischengröße
ρ	Dichte
σ	mechanische Spannung
$\sigma_{dis./at.}$	mikroskopischer Wirkungsquerschnitt
τ	Schubspannung
Φ	Schadenszahl nach Johnson
φ	Neutronenfluss
χ	dimensionslose Koordinate
ψ	Geometrieparameter
ω	Kreisfrequenz
Ω	dimensionslose Energie

Indices

<i>*</i>	kritisch, im kritischen Querschnitt
<i>0</i>	Ausgangszustand
<i>a</i>	Austritt, außen
<i>E</i>	Einlass
<i>e</i>	adiabat
<i>F</i>	Fließ-
<i>f</i>	Fluid-
<i>fl</i>	Strömungsquerschnitt
<i>G</i>	Gas
<i>g</i>	Grenzfläche
<i>H</i>	isenthalp
<i>h</i>	Scharnier (hinge)
<i>i</i>	innen
<i>j</i>	Zählvariable
<i>krit</i>	kritisch
<i>k</i>	Komponente
<i>L</i>	Flüssigkeit
<i>l</i>	Längsrichtung
<i>max</i>	Maximum
<i>mix</i>	Mischung
<i>n</i>	Neutronen
<i>p</i>	Projektil
<i>pu</i>	Pumpe
<i>R</i>	Rohr
<i>r</i>	Radialrichtung
<i>s</i>	isentrop
<i>sat</i>	Sättigungszustand
<i>SM</i>	Schwermetall
<i>t</i>	Ziel (target)
<i>th</i>	thermisch
<i>u</i>	Umfangsrichtung
<i>V</i>	Vergleichs-
<i>va</i>	Ventil (valve)
<i>vM</i>	von Mises
<i>W</i>	wahr
<i>w</i>	Wand

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	i
Abstract	iii
Danksagung	v
Abkürzungen und Variablen	vii
1. Einführung	1
1.1. SCWR	2
1.2. HPLWR – der europäische SCWR	4
1.2.1. HPLWR Brennelemente	6
1.2.2. Überkritisches Wasser	7
2. SCWR-FQT, Supercritical water reactor – fuel qualification test	9
2.1. Forschungsreaktor LVR-15	10
2.2. Testsystem	13
2.3. Fragestellung	16
3. Methodikübersicht	17
3.1. Projektile – analytisch	19
3.2. Projektile – FE-Simulation, ANSYS	21
3.3. Berechnung einer Druckwelle	23
3.3.1. SIMMER	25
3.4. Strahlenschädigung der Werkstoffe	26
3.5. Schallgeschwindigkeit und kritischer Massenstrom im zweiphasigen Zustand	27
3.5.1. APROS	30
3.5.1.1. Sechsgleichungsmodell	30
4. Werkstoffe	33
4.1. 08Ch18N10T / X6 CrNiTi 18-10 / 1.4541 / 321	33
4.2. AW-6082 / AlSi1MgMn / 3.2315	36
5. Berechnung	39
5.1. Austretender Massenstrom	40
5.1.1. Simulation des Gesamtsystems (APROS)	40
5.1.2. Duktiles Versagen des Fußstücks	41
5.2. Mechanische Spannungen im Druckrohr	43
5.2.1. FEM Berechnung mit ANSYS	43
5.2.2. Innendruck	43
5.2.3. Eigengewicht	46
5.2.4. Biegung bei duktilem Versagen unter Betriebsdruck	46
5.3. Sprödes Versagen des Druckrohrs bei Betriebsdruck	49
5.3.1. Validierung der Simulation	50

5.3.2.	Simulation des Außenrohrs	56
5.3.3.	Verstärkungsmöglichkeiten des Außenrohrs	62
5.4.	Druckwelle	63
5.4.1.	Validierung SIMMER	65
5.4.2.	Simulation Druckwelle	70
5.5.	Schwingungen, Seismik	73
5.6.	Abstützung an benachbarten Brennelementen	76
5.6.1.	Seismische Anregung	77
5.6.2.	Fragment	79
6.	Fazit	83
6.1.	Validierung SIMMER	83
6.2.	Validierung ANSYS	83
6.3.	Fragment, direkte Schäden	83
6.4.	Fragment, indirekte Schäden	84
	Literaturverzeichnis	85
	Anhang	93
A.	Längsschnitt	93
B.	SIMMER Input	97
B.1.	Druckwelle im LVR-15 Kern	97
B.2.	Wasserhammer	102

1. Einführung

Das GEN-IV International Forum (GIF) wurde im Jahr 2000 initiiert, als auf Initiative des US Energieministeriums ein Treffen zwischen Regierungsvertretern mehrerer Länder stattfand, mit dem Ziel der internationalen Zusammenarbeit bei der Entwicklung innovativer Reaktoren der nächsten, vierten, Generation. Zunächst waren neun Länder beteiligt – Argentinien, Brasilien, Frankreich, Großbritannien, Japan, Kanada, Südafrika, Südkorea und die USA – die im Juli 2001 die GIF Charta unterzeichneten. Weitere Unterzeichner sind die Schweiz (2002), Euratom (2003) sowie China und Russland (beide 2006).

Die Ziele für Reaktorkonzepte der Generation IV lauten [Kel14]:

- Hohe Sicherheit und Zuverlässigkeit
 - Kernschäden nur mit sehr geringer Wahrscheinlichkeit und in kleinen Ausmaßen
 - Keine Notwendigkeit für Notfallmaßnahmen außerhalb des Anlagengeländes
- Nachhaltigkeit
 - Verbesserte Brennstoffausnutzung
 - Minimierung von radioaktivem Abfall und langfristigen Lasten
- Wirtschaftlichkeit
 - Über die gesamte Lebensdauer klare Kostenvorteile gegenüber anderen Energiequellen
 - Finanzielle Risiken vergleichbar mit anderen Energieprojekten
- Proliferationsresistenz und Widerstandsfähigkeit
 - Geringe Attraktivität als Quelle für waffenfähiges Spaltmaterial
 - Erhöhte Widerstandsfähigkeit gegenüber terroristischen Angriffen

Aus den eingereichten Konzepten wurden im Jahr 2002 sechs zur Weiterentwicklung ausgewählt: Schnelle Reaktoren gekühlt mit Natrium (SFR), Blei (LFR) oder Gas (Helium, GFR), der gasgekühlte Hochtemperaturreaktor (VHTR), der Flüssigsalzreaktor (MSR) und der Überkritische Leichtwasserreaktor (SCWR). Das Ziel ist es, diese Reaktortypen zwischen 2020 und 2030 zur Einsatzreife zu entwickeln.

Bei allen diesen Konzepten, mit Ausnahme des VHTR, wird zumindest die Möglichkeit des Betriebs mit einem schnellen Neutronenspektrum erwogen, womit einerseits das Potenzial besteht, im Betrieb zusätzlichen Brennstoff zu erbrüten. Andererseits können momentan nicht verwendbare (weil nicht thermisch spaltbare) Transurane verbrannt werden.

Tabelle 1.1.: Übersicht der Gen IV Reaktorkonzepte [NG02], [GEN14], Vergleich mit DWR [PWR84] und SWR [ESB11]

	Kühlmittel	Neutronenspektrum	Kernaustritts- temperatur	Brennstoff- kreislauf
VHTR	He	thermisch	800-1000°C	offen
GFR	He	schnell	850°C	geschlossen
MSR	Fluoride	thermisch/schnell	700°C	geschlossen
SFR	Na	schnell	530-550°C	geschlossen
LFR	Pb, Pb-Bi	schnell	550°C (800°C)	geschlossen
SCWR	Wasser	thermisch/schnell	510°C	offen/geschlossen
DWR	Wasser	thermisch	$\approx 325^\circ\text{C}$	offen
SWR	Wasser	thermisch	287°C	offen

Bei allen diesen Reaktorkonzepten liegt die Kernaustrittstemperatur auf einem höheren Niveau als bei momentanen Druck- und Siedewasserreaktoren (DWR bzw. SWR). Hierdurch wird nicht nur der elektrische Wirkungsgrad erhöht, die direkte Nutzung der erzeugten Wärme wird mit steigendem Temperaturniveau ebenfalls attraktiver. Abhängig von der Austrittstemperatur des Reaktors und der Anlagenauslegung reicht das Spektrum der Anwendungen hierbei von Fernwärme und Meerwasserentsalzung mit ihren relativ geringen Temperaturanforderungen (bis ca. 140°C [NEA02] [Nuc10]), über verschiedene industrielle und (petro-)chemische Prozesse bis hin zur Wasserstoffproduktion bei einer Temperatur von bis zu 1000°C [NEA99]. Höhere Temperaturen, wie sie beispielsweise zur Produktion von Stahl, Glas oder Zement benötigt werden, liegen hingegen außerhalb der momentan in der Kerntechnik betrachteten Bereiche.

1.1. SCWR

Der SCWR ist ein wassergekühlter Reaktor, der unter überkritischen Bedingungen betrieben wird und das einzige Gen IV Konzept, das Wasser als Kühlmittel oder Moderator verwendet. Momentan geplant sind eine Kernaustrittstemperatur von 500°C und ein Druck am Kerneintritt von 250 bar. Zum Vergleich: der kritische Punkt liegt bei $373,9^\circ\text{C}$ und 220,64 bar. Hierdurch können Erfahrungen und gegebenenfalls bereits existierende technische Lösungen aus unterkritischen Kern- und überkritischen konventionellen Kraftwerken angewendet werden, so dass dieses Konzept eher eine Weiterentwicklung bekannter und bewährter Techniken als einen radikalen Neuanfang darstellt.

Wie auch bei den anderen Konzepten für Reaktoren der vierten Generation stammt die Grundidee bereits aus der Zeit der ersten Generation von Kernkraftwerken, also aus den späten 1950er und 60er Jahren [Oka10], wurde allerdings im Unterschied zu vielen anderen Konzepten aus dieser Zeit nie auch nur als Versuchsreaktor realisiert. Als Annäherung an das Konzept wurde der HDR¹ Grosswelzheim gebaut, der aber wegen Kernschäden nach 18 Monaten Betrieb – davon nur die Hälfte im kommerziellen Leistungsbetrieb – wieder abgeschaltet wurde. Die Weiterentwicklung wurde in der Folge zugunsten normaler SWR eingestellt [SS12].

Auch die gleichzeitig entwickelten konventionell befeuerten Kraftwerke mit überkritischen Drücken waren durch die höheren Baukosten bei den damals geringen Brennstoffpreisen zunächst wirtschaftlich wenig attraktiv. Bemühungen zur Erhöhung des Wirkungsgrades waren primär auf Dampfüberhitzung bei nach wie vor unterkritischem Druck konzentriert.

¹Heißdampfreaktor, ein SWR mit nuklearer Dampfüberhitzung

Erst ab den 1980er Jahren führten steigende Brennstoffpreise zur Errichtung einer größeren Anzahl von Kraftwerken mit überkritischen Dampfparametern. Im Rahmen dieser Entwicklung wurde in den 1990er Jahren das SCWR-Konzept an der Universität von Tokio wieder aufgegriffen [OKY92].

Während sich die Kernaustrittsparameter von Kernkraftwerken in den letzten Jahrzehnten kaum verändert haben, sind überkritische Dampfzustände für fossil befeuerte Kraftwerke mittlerweile bewährter Stand der Technik. Damit wird deren Entwicklung grundsätzlich nachvollzogen und die einzige fundamental neue Komponente ist der Reaktor selbst. Aus diesem Entwicklungspfad ergibt sich auch die Möglichkeit einer graduellen Entwicklung aus aktuellen Druckwasserreaktoren, indem der Primärkreisdruck auf 25 MPa angehoben wird, während die Kernaustrittstemperatur zunächst nur mäßig steigt [VFS⁺10]. Die endgültigen Parameter des SCWR werden damit allerdings erst im Laufe folgender Entwicklungsschritte erreicht, da die Temperatur am Kernaustritt die kritische Temperatur zunächst nicht überschreitet. Gleichzeitig nimmt das Kostenrisiko aufgrund der graduellen Weiterentwicklung zwar ab, die Anlagen dieser voraussichtlich nur in wenigen Exemplaren gebauten Zwischenschritte müssen aber entwickelt und genehmigt werden, wodurch die Gesamtkosten steigen.

Aufgrund der Kombination aus hohem Druck (25 MPa) und hoher Kernaustrittstemperatur (über 500 °C) hat ein derartiges Kraftwerk einen prognostizierten thermischen Wirkungsgrad von 44 %. Gleichzeitig reduziert die hohe Frischdampfenthalpie den notwendigen Dampfmassenstrom für eine gegebene Turbinenleistung und damit die notwendige Pumpenleistung sowie die Baugröße der dampfführenden Armaturen. Hierdurch sinkt der Eigenbedarf des Kraftwerks und der Nettowirkungsgrad steigt. Gleichzeitig werden die betroffenen Komponenten kleiner und das Gesamtsystem trotz des gesteigerten Betriebsdrucks damit preisgünstiger.

Generell ist das Containmentvolumen relativ klein; zusammen mit dem verhältnismäßig einfach aufgebauten Gesamtsystem ergibt sich dadurch eine Verringerung der Kosten für Anlagen und Gebäude gegenüber bisherigen Reaktoren gleicher elektrischer Leistung. Ähnlich wie bei einem Siedewasserreaktor gibt es nur einen Kreislauf, aber der Druckbehälter ähnelt dem eines Druckwasserreaktors. Damit entfallen einerseits Wärmetauscher oder Dampferzeuger zwischen Primär- und Sekundärkreis, andererseits gibt es im Reaktordruckbehälter (RDB) weder interne Umwälzpumpen (kein innerer Umlauf) noch Dampfabscheider und -trockner (einphasiger Zustand am Kernaustritt).

Gegenwärtig existieren in Europa, Kanada und Japan verschiedene Entwicklungslinien, die sich zwar in (auch grundlegenden) Details unterscheiden, aber aufgrund bestehender gemeinsamer Aspekte wie Wärmeübergang oder Betriebsparametern und den daraus resultierenden Anforderungen an Materialien tauschen die entwickelnden Institutionen im Rahmen des GIF entsprechende Forschungsergebnisse aus. China und Russland sind auf diesem Gebiet ebenfalls aktiv. Die großen Unterschiede zwischen den verschiedenen Entwürfen bestehen in der genauen Auslegung des Kerns: Die relativ ähnlichen, von konventionellen Druck- und Siedewasserreaktoren abgeleiteten japanischen und europäischen Entwürfe sehen einen Reaktor mit Druckbehälter vor, der mit leichtem Wasser gekühlt und moderiert wird. Hierbei ist der vorgeschlagene europäische HPLWR rein auf einen thermischen Reaktor ausgerichtet, während in Japan auch die Idee eines SCWR mit schnellem Neutronenspektrum verfolgt wird [JOK93]. Kanada baut ebenfalls auf bereits etablierter Technologie auf, hält dabei allerdings an seinem technischen Sonderweg eines schwerwassermoderierten Druckröhrenreaktors fest, bei dem Kühl- und Moderationsmedium voneinander unabhängig sind. [SMLS12]

Die Einstellung des Neutronenspektrums erfolgt über die Moderatormenge im Kern. Für ein weicheres Spektrum sind die Brennstababstände vergrößert und die Moderation wird durch speisewasserdurchströmte Wasserkanäle – ähnlich den Atrium SWR Brennelementen – weiter

verbessert. Hierdurch verschärft sich für schnelle Auslegungen das Problem des geringen Wasserinventars im Druckbehälter [BSS⁺03]. Bei einem großen Kühlmittelverluststörfall müssen die Einspeisesysteme aufgrund des sehr schnellen Wasserverlustes innerhalb weniger Minuten ansprechen, um ein Austrocknen des Kerns oder eine zu starke Überhitzung zu verhindern.

Eine zusätzliche Komplikation ist die Neutronenbilanz: Hüllrohre aus Zirkoniumlegierungen verlieren bei Temperaturen im hier vorgesehenen Bereich erheblich an Korrosionsbeständigkeit und sind daher hier nicht einsetzbar. Die Alternativen rostfreier Stahl und Nickelbasislegierungen weisen aber eine stärkere Neutronenabsorption auf².

1.2. HPLWR – der europäische SCWR

Der HPLWR (High Performance Light Water Reactor) ist in seiner momentanten Konzeption ein vollständiger Kraftwerksentwurf mit einer elektrischen Gesamtleistung von 1000 MW. Das Projekt ist der Beitrag der Europäischen Union zur Entwicklung des SCWR im Rahmen des GIF und war in zwei Phasen unterteilt. In Phase 1 erfolgte die grundsätzliche Auslegung und der Entwurf der Brennelemente sowie des Reaktorkerns [SSS⁺03], in Phase 2 wurde das gesamte Kraftwerk erheblich detaillierter ausgelegt und optimiert [SS12].

Die Sicherheitssysteme basieren auf Konzepten für Siedewasserreaktoren. In den verschiedenen Arbeitsgruppen (Europa, Japan, Korea und Kanada) sind aktive bzw. passive Systeme oder eine Kombination aus beiden vorherrschend. Das europäische Containmentkonzept basiert auf dem des SWR 1000 [SBS08]: das Hochdruck-Einspeisesystem, die Flutung von Druckbehälter und Drywell sowie die Wärmeabfuhr aus dem Containment (Gebäudekondensatoren) sind passiv. Zusätzliche aktive Systeme sind das Niederdruck-Einspeisesystem und das Nachkühlsystem.

Ein besonders für thermische Reaktoren grundsätzliches Problem sind die sich um den pseudokritischen Punkt stark verändernden physikalischen Eigenschaften des Wassers (veranschaulicht in Abbildung 1.4) und die dadurch bedingte ungleichmäßige radiale und axiale Leistungs- und Temperaturverteilung: Der maximale Heißkanalfaktor ist hoch und ohne besondere Maßnahmen sinkt die Moderation und damit die Leistung vom unteren zum oberen Kernende erheblich ab, prinzipbedingt bei thermischen Reaktoren stärker als bei schnellen. Zudem sind Neutronik und Thermohydraulik durch diese schnellen Eigenschaftsänderungen ähnlich wie bei einem SWR eng miteinander gekoppelt ³

Die in späteren japanischen Entwürfen und dem europäischen HPLWR genutzte Möglichkeit, den Heißkanalfaktor zu verringern ist, das Wasser mehrfach in verschiedenen Zonen durch den Kern strömen zu lassen und bei jeder Umlenkung durch eine Durchmischung des Wassers die Temperatur zu homogenisieren. Der HPLWR leitet hierbei, wie in den Abbildungen 1.1 bzw. 2.1 dargestellt, das gesamte Wasser durch Reflektor, Moderatorkanäle und den Ringspalt um den Reaktorkern (Downcomer) nach unten, wonach es drei verschiedene Kernbereiche durchläuft: den inneren Verdampfer (nach oben), den Überhitzer 1 (nach unten) und den Überhitzer 2 (wieder nach oben).

Die Nachteile dieses Konzepts sind erstens eine mögliche Strömungsinstabilität, da die Strömung in Teilen des Kerns gezwungen wird, beheizt abwärts – d. h. entgegen der

²Besonders nachteilig wirkt sich dies bei Druckröhrenreaktoren aus: Dort ist prinzipbedingt zusätzlich jedes einzelne Brennelement von einem eigenen Druckgefäß umschlossen, das dem Systemdruck standhalten muss.

³Das kanadische CANDU-SCWR Konzept vermeidet diese starken Schwankungen der Moderatordichte, indem der Moderator (schweres Wasser unter Atmosphärendruck) vom Kühlmittel (leichtes Wasser bei 250 bar) thermisch isoliert wird [TSP06]. Zur zusätzlichen Kompensation der ungleichmäßigen Moderationswirkung des Kühlwassers wurde vorgeschlagen, benachbarte Druckrohre entgegengesetzt zu durchströmen [Tor00], allerdings würde dies die Komplexität des Leitungssystems beträchtlich erhöhen.

Richtung der Naturkonvektion – zu fließen; und zweitens längere Strömungspfade, die bei einem großen Kühlmittelverluststörfall die Zeitspanne verlängern, bis alle Kernbereiche wieder mit flüssigem Wasser geflutet sind. Besonders problematisch ist dies für Vorgänge, die – wie bei den meisten passiven Sicherheitssystemen der Fall – nur eine geringe Druckdifferenz zur Verfügung haben, wie Kühlung durch Naturkonvektion oder die passive Kernflutung bzw. Niederdruckeinspeisung. In beiden Fällen muss Wasser abwärts durch Kanäle strömen, die – weil möglicherweise unzureichend gekühlt – eine höhere Oberflächentemperatur haben können als im Normalbetrieb. Zudem legt der jeweilige Mechanismus des Druckaufbaus (Dichteunterschiede bzw. Höhendifferenz) dem Einspeisedruck enge Grenzen auf, was zusätzlich den Druckverlust aufgrund des mehrfachen Kerndurchlaufs und der hohen notwendigen Strömungsgeschwindigkeit besonders kritisch macht.

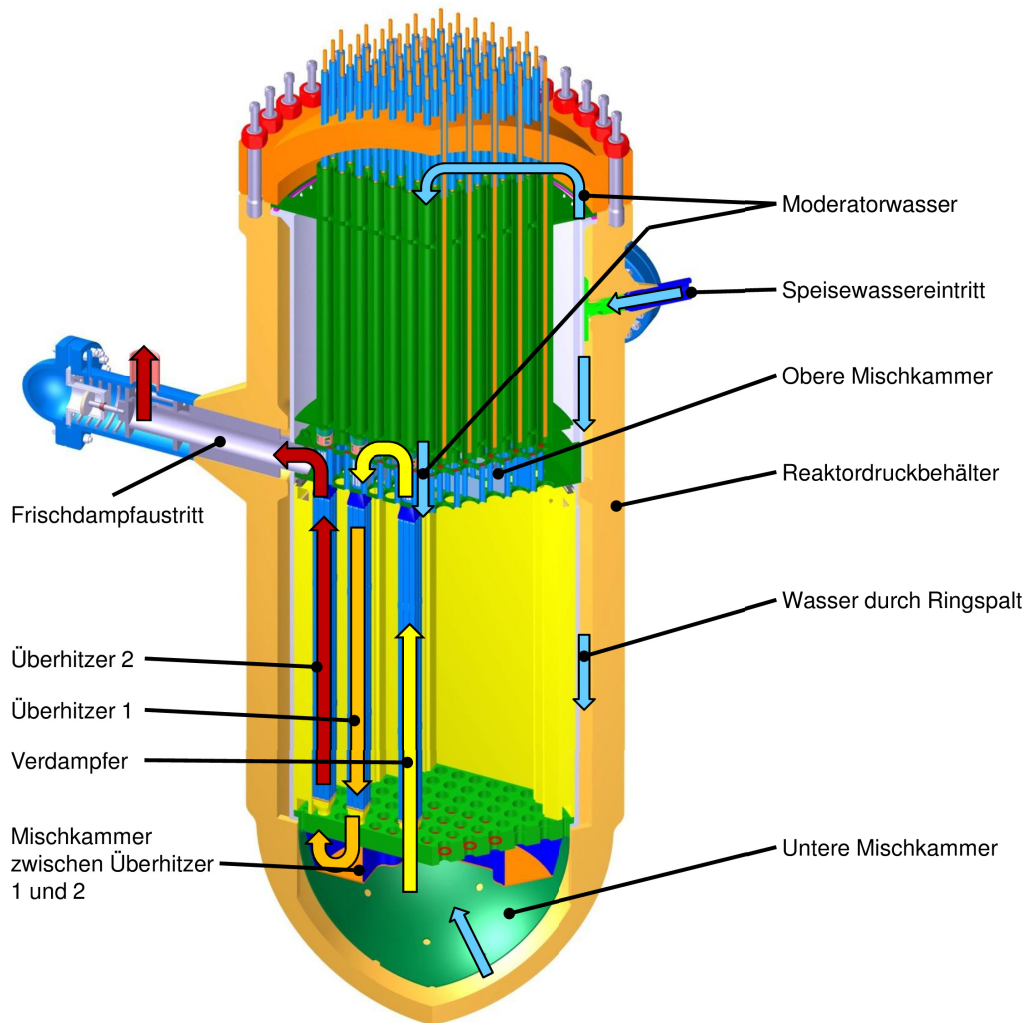


Abbildung 1.1.: Reaktordruckbehälter des HPLWR mit eingezeichnetem Weg des Kühlwassers (vereinfacht), nach [KSS09]

1.2.1. HPLWR Brennelemente

Wie bereits erwähnt, enthalten die Brennelemente Konstruktionsmerkmale zur Verbesserung der Neutronenmoderation und ähneln äußerlich den von Siemens entwickelten Atrium-Brennelementen. Der endgültige Entwurf für den HPLWR besteht aus 40 Brennstäben mit einem Außendurchmesser von 8 mm, die durch Drahtwendelabstandshalter und Befestigungen an beiden Enden auf einem Abstand von 9,44 mm gehalten werden. Ein Brennelement besteht aus einer quadratischen Anordnung von 7×7 Brennstäben mit einem 3×3 Moderationskanal in der Mitte und ist außen ebenfalls von einem Kasten umgeben [SH06], wobei 50% des Kühlwassermassenstroms zwischen den Brennelementen oder innerhalb der Moderatorkanäle nach unten geführt werden. Um zu verhindern, dass das abwärtsströmende Wasser hierbei zu stark erwärmt wird und damit Dichte und Moderationsfähigkeit verliert, sind die flachen Teile der Wände wie in Abbildung 1.2 angedeutet doppelwandig ausgeführt, der Zwischenraum ist zur thermischen Isolierung mit einer Wabenstruktur und Zirkonoxid gefüllt.

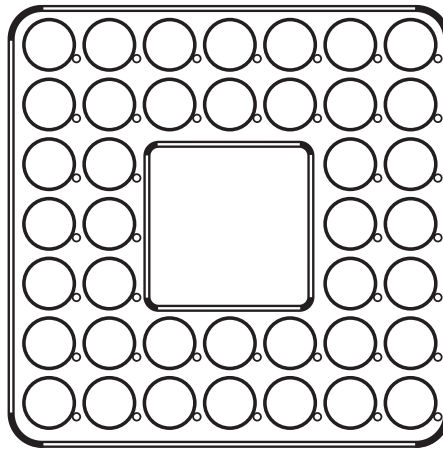


Abbildung 1.2.: Schematischer Querschnitt durch ein Brennelement des HPLWR

Der vorgesehene Kern des HPLWR besteht aus ca. 1400 dieser relativ kleinen Brennelemente (Zum Vergleich Atrium 10: 10×10 mit 3×3 Moderatorkanal [SBS08], GE14: 10×10 mit zwei 2×2 Moderatorkanälen [ABW07]). Um die für den regelmäßigen Brennstoffwechsel benötigte Zeit und damit potenziell die Dauer der Stillstandsperioden zu verringern, wurden jeweils neun Brennelemente zu einem Bündel mit gemeinsamen Kopf- und Fußstücken zusammengefasst. Diese Handhabungsvereinfachung bringt jedoch auch erhebliche Nachteile mit sich, da diese Bündel während ihrer Einsatzdauer nur unter erheblichem Aufwand demontiert und neu zusammengestellt werden können, wodurch entweder die Stillstandszeiten zur Revision verlängert werden müssten, oder die Flexibilität der Neupositionierung nach Ende eines Zyklus erheblich eingeschränkt wird.

Nimmt man zugunsten minimierter Stillstandszeiten den Nachteil der verringerten Flexibilität in Kauf, tritt als Konsequenz hieraus ein ungleichmäßiger Abbrand auf, der die Brennstoffausnutzung verschlechtert (nach vier Zyklen liegt der Abbrand in einem extrem betroffenen Cluster über jedes Brennelement gemittelt zwischen 30 und 43 MWd/kg_{SM}) und der maximale Heißkanalfaktor ist hoch. Zusätzlich treten beide Phänomene sowohl auf der Ebene der Brennelemente eines Clusters als auch zwischen den Brennstäben eines Brennelements auf. [SMBS11] [SSM⁺10]

1.2.2. Überkritisches Wasser

Überkritisches Wasser bzw. überkritische Fluide generell befinden sich in einem Zustand, bei dem Flüssigkeit und Gas nicht voneinander getrennt werden können. Dieser Zustand tritt ein, wenn kritischer Druck und kritische Temperatur überschritten werden (Wasser: $T_{krit} = 647,096 \text{ K} = 373,946^\circ\text{C}$, $p_{krit} = 220,64 \text{ bar}$).

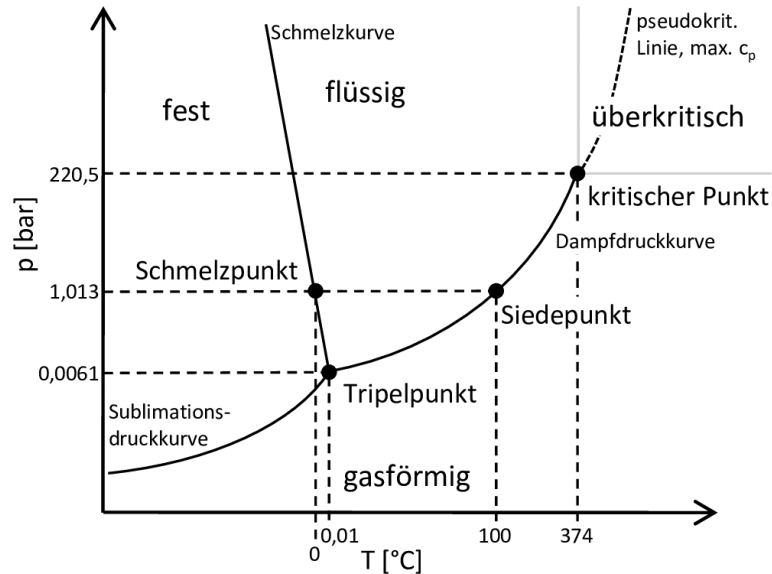


Abbildung 1.3.: p-T Diagramm von Wasser

Es gibt zwar auch im überkritischen Zustand eher flüssige und eher gasförmige Zustände (erkennbar in Abbildung 1.4), aber der Unterschied zwischen ihnen ist geringer und der Übergang (für einen bestimmten Druck um die jeweilige pseudokritische Temperatur) ist nicht sprunghaft sondern kontinuierlich.

Neben der Verwendung als Arbeitsmedium in Wärmekraftwerken werden überkritische Fluide oft als Lösungsmittel eingesetzt. Sie können andere Stoffe wie normale Flüssigkeiten lösen, haben aber eine erheblich geringere Viskosität und können durch Druckverringering rückstandsfrei entfernt werden. Diese Eigenschaften werden unter anderem eingesetzt, um Stoffe zu entfernen (Entkoffeinierung oder Entfettung mit CO_2) oder gezielt abzulagern (hydrothermale Kristallzüchtung).

Die Verwendung von überkritischem Wasser in Kraftwerken verbessert den Wirkungsgrad und verringert die Turbinenschaufelerosion aufgrund von Kondensation in den Turbinen, wirft aber auch neue Probleme auf: Sowohl für Turbinen als auch für Leitungen werden Werkstoffe benötigt, die bei hohen Temperaturen ihre Festigkeit bewahren und den Korrosionsangriffen des sehr aggressiven überkritischen Wassers standhalten können.

Die Korrosionsraten werden stark durch die Wasserchemie beeinflusst. Um einen sicheren Betrieb über lange Zeiträume zu gewährleisten, ist daher eine genaue Überwachung und Kontrolle notwendig. Besonders kritisch sind pH-Wert, gelöster Sauerstoff sowie Chlorid- und Fluoridionen.

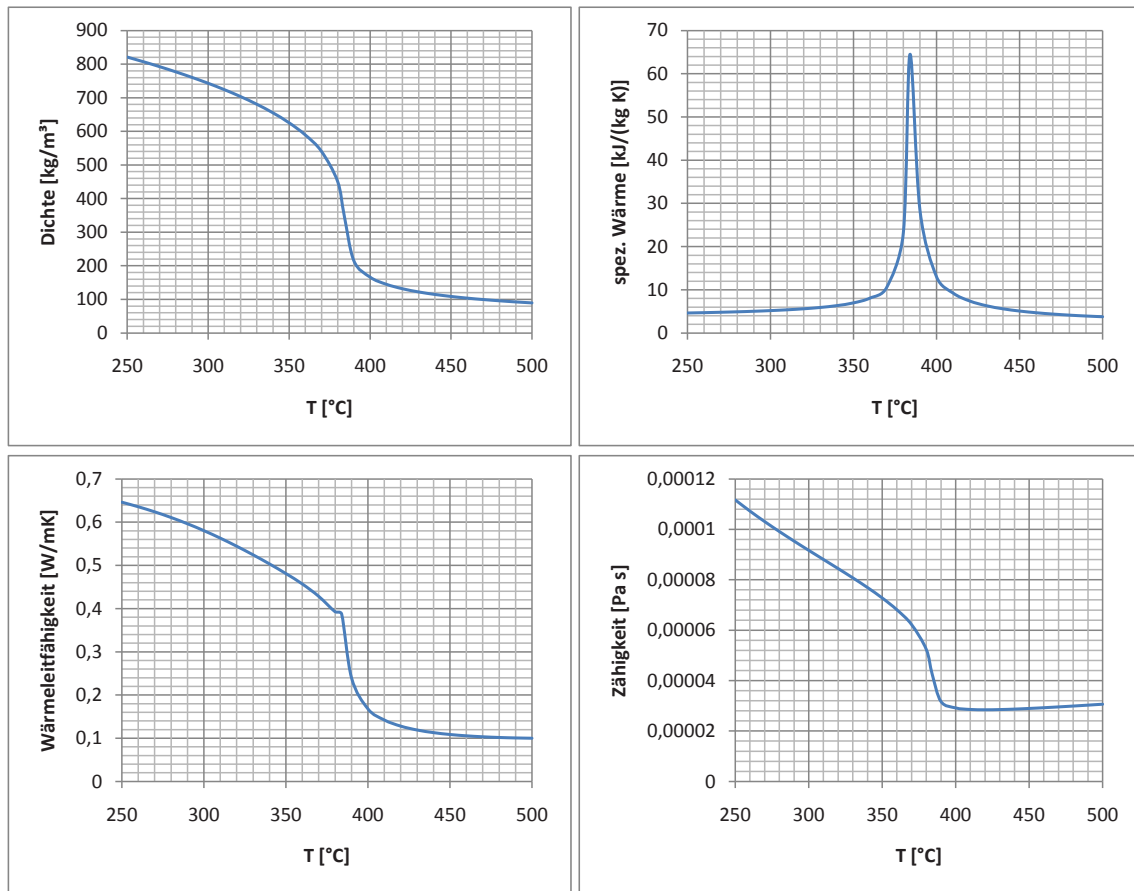


Abbildung 1.4.: physikalische Eigenschaften des Wassers bei 25 MPa nach IAPWS-IF97 [XSt11]
(pseudokritische Temperatur bei diesem Druck: 384°C)

2. SCWR-FQT, Supercritical water reactor – fuel qualification test

Das SCWR-FQT Projekt ist der europäische Teil einer Kooperation zwischen europäischen und chinesischen Partnern mit dem Ziel, ein Brennelement für einen SCWR unter Reaktorbedingungen zu testen [RSV⁺14]. Zu diesem Zweck wird ein Versuchskreislauf verwendet, der bei einem Druck von 25 MPa betrieben wird und dessen Meßstrecke zuerst elektrisch, später durch Kernspaltung nuklear beheizt wird. Da die Meßstrecke allein stark unterkritisch ist, muss sie von außen einem Neutronenfluß ausgesetzt werden, um einen Betrieb zu ermöglichen. Hier soll dies erfolgen, indem sie im Forschungsreaktor LVR-15 des Nuklearforschungsinstituts CVR (Tschechische Republik, Rez, nahe Prag) betrieben wird.

Betrachtet man den Strömungsweg des Kühlwassers im HPLWR (Abbildungen 2.1 und 1.1), erkennt man drei Zonen: eine Verdampferzone und zwei Überhitzer. Prinzipbedingt treten die maximalen Temperaturen am oberen Ende des zweiten Überhitzers auf, aber im Verdampfer sind Leistungsdichte, Energieeintrag und aufgrund der Lage des pseudokritischen Punktes auch die Eigenschaftsänderungen maximal. Überhitzerbedingungen werden bereits im Supercritical Water Loop (SCWL) simuliert [ZVR⁺13], das Projekt SCWR-FQT konzentriert sich dagegen auf die Bedingungen im Verdampfer.

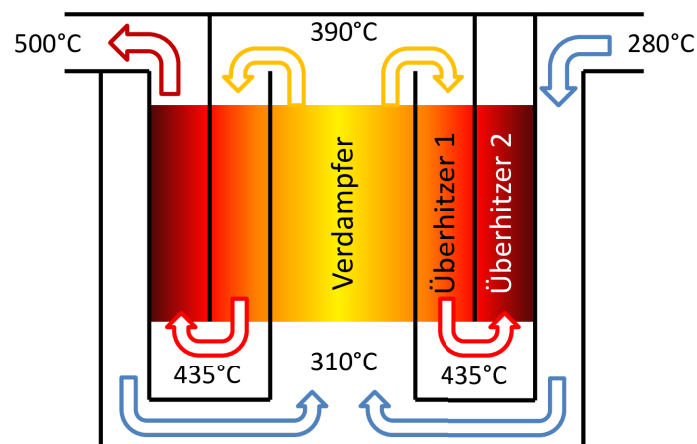


Abbildung 2.1.: dreifacher Kerndurchlauf des HPLWR, nach [WSL09]

2.1. Forschungsreaktor LVR-15

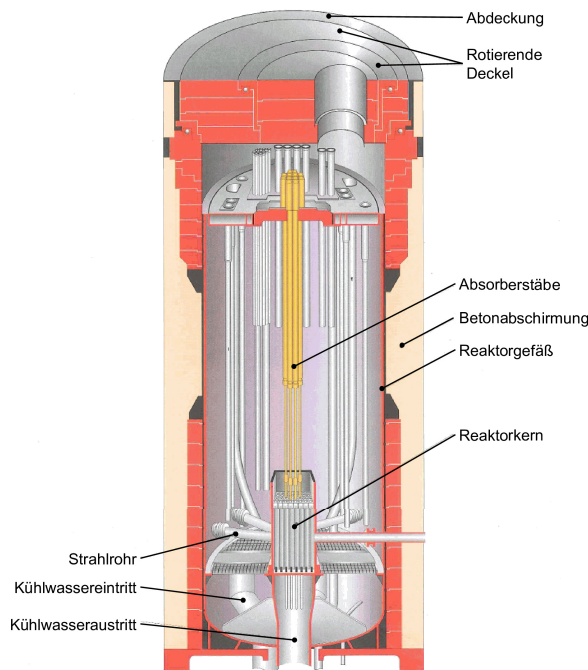


Abbildung 2.2.: Reaktor LVR-15 [LVR96], [CVR14], mit freundlicher Genehmigung von CVR

Der Forschungsreaktor LVR-15 ist ein leichtwassermoderierter Forschungsreaktor mit einer thermischen Maximalleistung von 10 MW (weitere technische Daten in Tabelle 2.1). Da der Betrieb bei Atmosphärendruck und einer Kühlmitteltemperatur um 50°C stattfindet, wird kein Druckbehälter benötigt. Der Zugang zu internen Komponenten des Reaktors erfolgt durch ineinander exzentrisch gelagerte, drehbare Stahldeckel. Dadurch ist es möglich, die Zugangsöffnung senkrecht über einem großen Teil des Reaktorbehälters zu positionieren.

Tabelle 2.1.: Daten zum LVR-15 [CVR14]

Maximale Leistung	10 MW _{th}
Brennstoff (NZCHK Novosibirsk, Russland)	IRT-4M (Anreicherung 19,75 %)
Außendurchmesser / Höhe Reaktorbehälter	2300 mm / 5760 mm
Aktive Kernhöhe	600 mm
Maximale Kernaustrittstemperatur	56°C
Maximaler Kühlmitteldurchfluß	2000 $\frac{m^3}{h}$
Absorberstäbe	12 (B ₄ C)
Maximaler Neutronenfluß im Kern (thermisch)	10 ¹⁴ $\frac{n}{cm^2 s}$

Der Reaktor dient als Strahlenquelle für verschiedene wissenschaftliche und medizinische Zwecke. Einerseits können Proben in den Reaktor eingebracht werden, andererseits wird die Strahlung durch Strahlröhren außerhalb zugänglich gemacht.

Neben einer einfachen Bestrahlung in Probenhaltern können Materialien auch Bedingungen ausgesetzt werden, wie sie beispielsweise in Leistungsreaktoren herrschen. Zudem können mit einem Kurzzeitbestrahlungssystem Proben im laufenden Betrieb jederzeit eingebracht und entfernt werden. Weitere Aktivitätsfelder sind die Herstellung von Radioisotopen, primär für medizinische Anwendungen, sowie die Dotierung von Silizium.

Der Kern hat eine aktive Höhe von 600 mm und besteht aus 80 quadratischen Kanälen mit einer Kantenlänge von 69,6 mm, deren Konfiguration bei jedem Brennstoffwechsel

den Anforderungen von Abbrand und Experimenten angepasst und dementsprechend umgebaut wird. Um die Kernkomponenten an ihren jeweiligen Positionen zu halten – die Brennelemente haben untereinander nur einen Abstand von 1,9 mm – sind sie am unteren Ende in eine Gitterplatte eingehängt und stützen sich an ihrem oberen Ende durch hervorstehende Kontaktflächen gegenseitig ab. Der SCWR-FQT Versuchsaufbau wird voraussichtlich an Position D3 platziert, um den Neutronenfluß zu maximieren. Wie in Abbildung 2.3 erkennbar, ist es das einzige Experiment direkt *im* Kern; alle anderen sind an der Kernperipherie (H6) oder außerhalb des durch die Berylliumblöcke gebildeten Neutronenreflektors platziert.

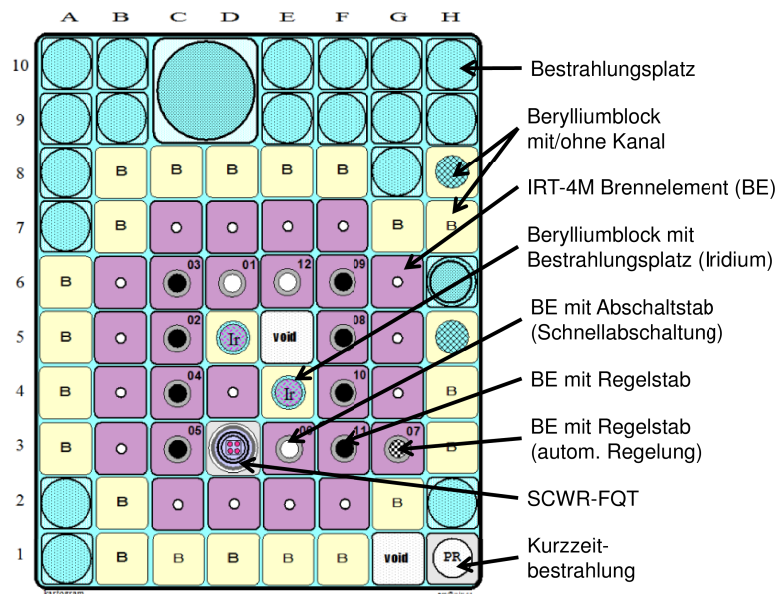


Abbildung 2.3.: Voraussichtliche Kernkonfiguration für den Betrieb des SCWR-FQT [RVHS12], mit freundlicher Genehmigung von CVR

Die Brennelemente bestehen nicht, wie bei großen Leistungsreaktoren üblich, aus Bündeln von Brennstäben, sondern aus sechs bzw. acht konzentrisch ineinander angeordneten, quadratischen Röhren (Abbildung 2.5). Diese Röhren sind geschichtet aufgebaut: Der Brennstoff, UO_2 , ist fein verteilt in einer Aluminiummatrix, während eine brennstofffreie Deckschicht, ebenfalls aus Aluminium, die Abgabe von Spaltprodukten verhindert.

Die insgesamt zwölf Absorberstäbe, deren Antriebe oberhalb des Wasserspiegels im Reaktor befestigt sind, verlaufen dabei in der Mitte der Brennelemente. Acht dienen als Neutronenabsorber und sind im Betrieb bereits in den Kern eingefahren (schwarze Punkte in Abbildung 2.3), drei sind als Abschaltstäbe während des Normalbetriebs nicht im Kern und einer wird vom automatischen Regelungssystem des Reaktors angesteuert.

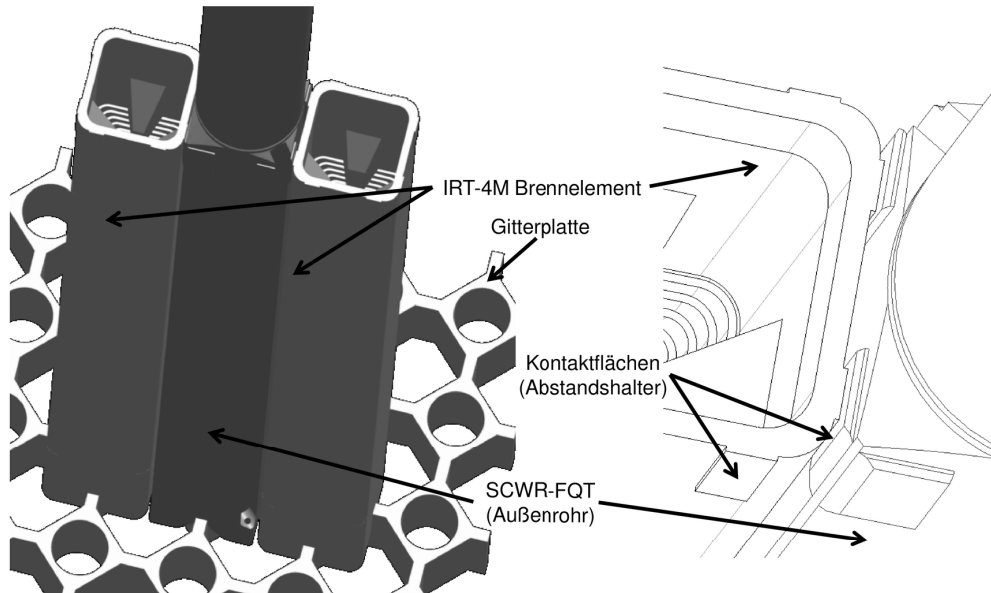


Abbildung 2.4.: Außenrohr mit Brennelementen in der Gitterplatte, gegenseitige Abstützung im oberen Bereich, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

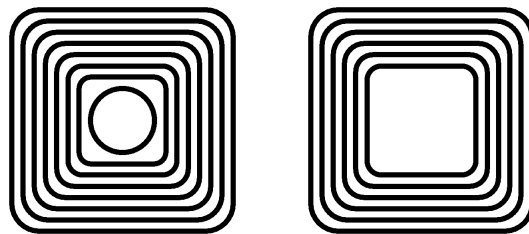


Abbildung 2.5.: IRT-4M Brennelemente mit acht bzw. sechs Röhren [IRT04]

2.2. Testsystem

Die äußeren Abmessungen des Testbrennelements, dargestellt in Abbildung 2.6 und Anhang A, sind durch die geometrischen Randbedingungen im Kern des LVR-15 Reaktors vorgegeben. Wie bereits im vorhergehenden Abschnitt angedeutet, wird eines der Brennelemente durch die Meßstrecke ersetzt.

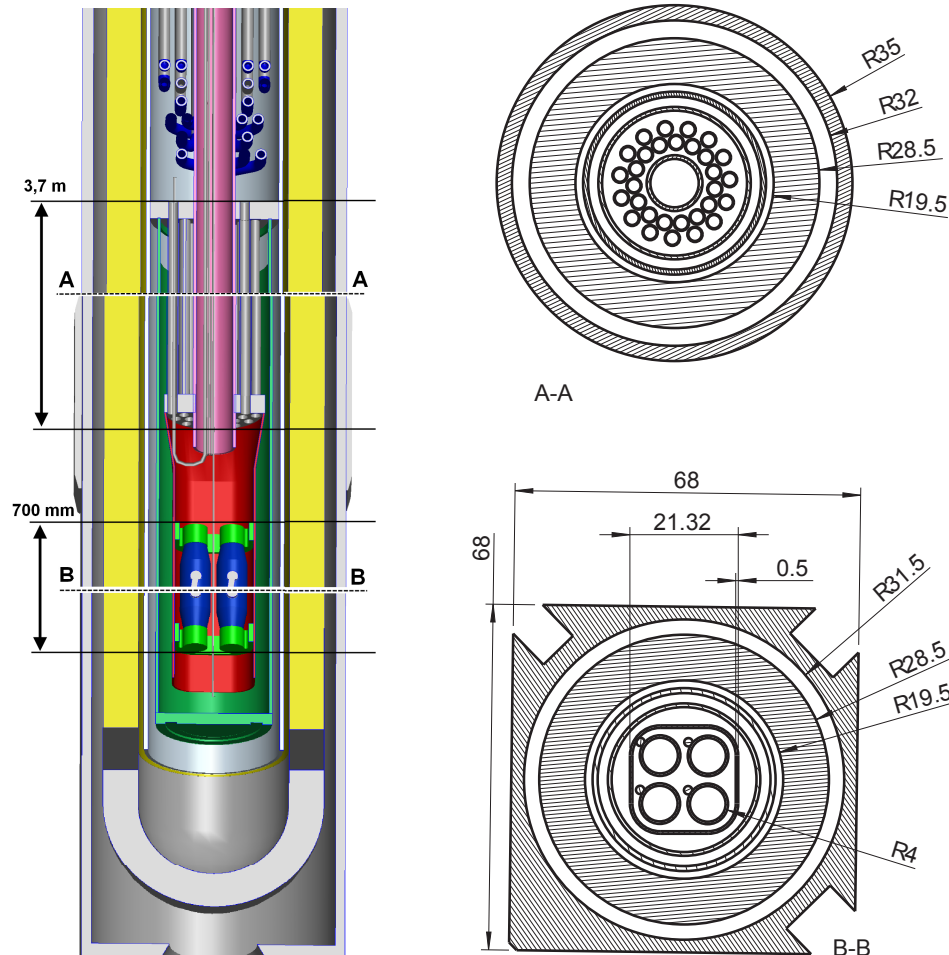


Abbildung 2.6.: Längsschnitt durch das Druckrohr, Querschnitte an den markierten Stellen durch Rekuperator (A-A) und Meßstrecke (B-B), einheitenlose Bemaßungen in mm, Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Aufgrund des sehr begrenzten Bauraums und der notwendigen Isolierung zum Wasser des Reaktorpools mit einem äußeren Rohr aus Aluminium und einem Luftspalt, beträgt der Außendurchmesser des Druckrohrs nur 57 mm. Im ca. 4,7 m langen Druckrohr, das dem Systemdruck von 25 MPa widerstehen muss, verlaufen praktisch auf der gesamten Länge vier durch relativ dünne Wände voneinander getrennte Kanäle. Der innerste Kanal, im Kernbereich ein quadratisches Rohr (Brennstabkasten), enthält vier Brennstäbe mit einer 600 mm langen aktiven Zone; der Brennstoff ist UO_2 mit einer Anreicherung von 19,7 %. Die Geometrie der Brennstäbe entspricht dabei einem verkürzten 2×2 Ausschnitt aus einem HPLWR Brennelement (Abbildung 1.2): der Aufbau soll 600 mm des Verdampfers in einer Ecke eines Brennelements nachstellen.

Die Kanäle werden von außen nach innen vom Kühlwasser des Primärkreises durchströmt, welches durch das Kopfstück (in Abb. 2.6 nicht sichtbar) in das Druckrohr ein- und wieder austritt. Zunächst strömt das Wasser im ersten Ringspalt zwischen Druckrohr (gelb) und erstem Innenrohr (grau) nach unten und erwärmt sich primär aufgrund der im Druckrohr durch absorbierte Gammastrahlung freiwerdenden Wärme. Im zweiten Kanal verläuft die

Strömung wieder nach oben bis zum Beginn des Kühlers, wobei die Temperatur absinkt. Das Wasser strömt durch Fenster im zweiten Leitrohr (grün) in den Rekuperator ein, fließt außen an den Rekuperatorrohren wieder abwärts und wird dabei weiter aufgeheizt. Schließlich tritt es vorgewärmt von unten in die Meßstrecke ein, wo die Temperatur des Wassers auf das Maximum von 385°C ansteigt.

Nach der aktiven Zone strömt das Wasser in den Rekuperatorrohren wieder nach oben und wärmt das nachströmende Speisewasser vor. Nach dem Rekuperator gibt das Primärwasser im U-Rohrkühler (in Abbildung 2.6 größtenteils abgeschnitten) weitere Wärme an den Sekundärkreislauf ab, wodurch ein- und ausströmendes Wasser näherungsweise die gleiche Temperatur von 300°C haben. [RVHS12]

Durch diese recht aufwendige Konstruktion wird einerseits das im Kernbereich zusätzlich durch absorbierte Strahlung beheizte Druckrohr vor zu hohen Temperaturen geschützt¹, andererseits können damit bei fester Heizleistung und Anfangstemperatur höhere Kühlmitteltemperaturen im aktiven Bereich erreicht werden. Die Grenze des Energieeintrags in der Meßstrecke ist durch die Leistung der vier Brennstäbe (64 kW) sowie des Druckrohrs (10 kW) begrenzt, wobei Gesamtleistung und deren Verteilung durch den Neutronenfluß im Kern vorgegeben sind. Die Temperatur im restlichen Kreislauf ist aufgrund der Umwälzpumpe auf maximal 300°C begrenzt.

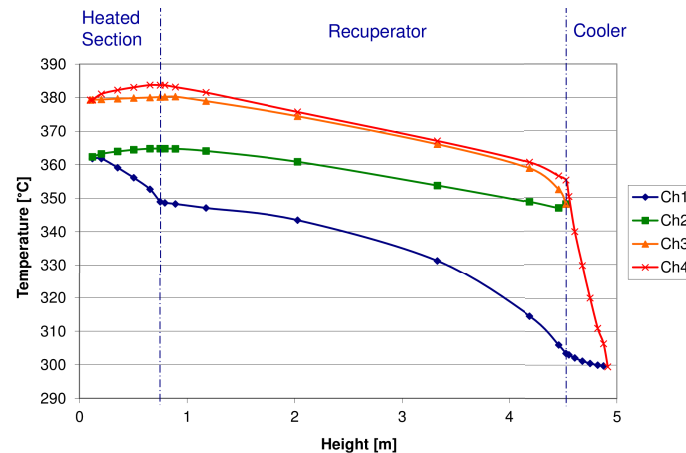


Abbildung 2.7.: Räumlicher Verlauf der gemittelten Wassertemperatur im Druckrohr. Nullpunkt der Höhe am unteren Ende des Druckrohrs. [RVHS12]

Im Zentrum des Druckrohrs verläuft eine Notkühlleitung, die oberhalb der Brennstäbe endet und bei Bedarf kaltes Wasser direkt in die aktive Zone einspeist. Mögliche Gründe hierfür sind ein Kühlmittelverluststörfall oder der Ausfall des normalen Kühlmittelflusses aus anderen Gründen, z. B. aufgrund versperrter Strömungswege oder eines Leitrohrbruchs, der den Primärkreis kurzschließt [Raq14]. Durch in dieser Leitung verlaufende Kabel erfolgt zudem die Übertragung von Meßsignalen aus der aktiven Zone.

Die Systeme zur Versorgung der Testsektion – Pumpen, Druckspeicher, Wasserreinigung, endgültige Wärmeabfuhr, Notsysteme etc. – befinden sich, zu Modulen (Blöcken) zusammengefasst, außerhalb des Reaktorgebäudes, mehrere Meter von der Testsektion entfernt (skizziert in Abbildung 2.8). Da das Wasser des Primärkreises durch Verunreinigungen und Aktivierung des Wassers selbst radioaktiv wird, sind Versorgungssysteme und Leitungen des Primärkreises außerhalb des Reaktors mit Blei abgeschirmt.

¹Ein vergleichbarer Aufbau wird für den CANDU-SCWR diskutiert, um das Druckrohr vor der maximalen Temperatur des Wassers zu schützen und weiterhin Zr-basierte Legierungen verwenden zu können: Das Kühlmittel strömt zunächst in einem äußeren Ringspalt bis zum Ende des Druckrohrs und durchströmt dann in Gegenrichtung in einem konzentrischen inneren Kanal das eigentliche Brennelement. [CK07]

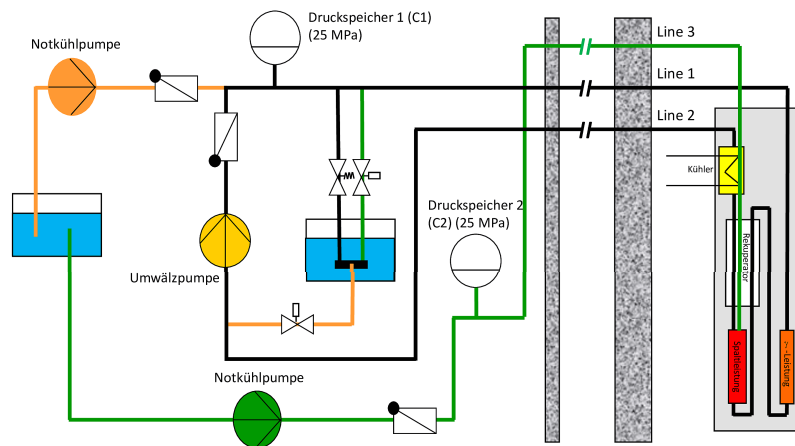


Abbildung 2.8.: FQT-Loop: Primärkreis und Notkühlssysteme (nach [SSS10])

In Abbildung 2.9 ist der Verlauf der Leitungen des Primärkreises (grün), des Sekundärkreises (gelb) und der Notkühlleitung (orange) in der Umgebung des Reaktors dargestellt, die Abschirmungen sind dort transparent sichtbar (Bleikanal grün, Beton grau). Hierbei ist nur der Primärkreis abgeschirmt, Sekundärkreis und Notkühlleitung befinden sich zum Schutz vor gegenseitiger bzw. gleichzeitiger Beschädigung an gegenüberliegenden Seiten der Bleiabschirmung und treten auch getrennt vom Primärkreis in den Reaktor ein.

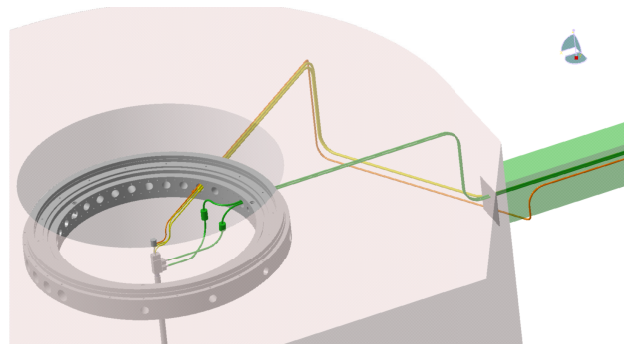


Abbildung 2.9.: Anschlußleitungen für das Druckrohr, Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Wie weiter oben dargestellt ist das Druckrohr zur thermischen Isolierung von einem Luftspalt umgeben (Abbildung 2.6), der nach Störfällen zur Verbesserung der passiven Wärmeabfuhr geflutet werden kann. Dieser Spalt wird durch ein Außenrohr mit einem Abstand von 3 mm (Kernbereich) bzw. 3,5 mm (oberer Bereich) zum Druckrohr gebildet. Dieses Außenrohr wird am unteren Ende wie die Brennelemente gehalten und hat deshalb auch eine ähnliche äußere Form (quadratischer Querschnitt mit an den Ecken eingefrästen Taschen, Abbildung 2.6 Schnitt B-B). Es wird in das Gitter des Reaktors eingehängt und stützt sich an der Oberseite an den benachbarten Brennelementen ab. Oberhalb des Bereichs des Reaktorkerns hat das Rohr einen einfachen Kreisquerschnitt (Abbildung 2.6 Schnitt A-A) und ist nicht weiter befestigt. Im Gegensatz dazu ist das Druckrohr nur am oberen Ende aufgehängt, um eine problemlose Wärmeausdehnung zu ermöglichen.

Außerhalb der Versorgungssysteme bestehen sämtliche dem überkritischen Wasser ausgesetzten Komponenten aus rostfreiem, austenitischem Stahl: Vorwiegend (Druckrohr, Einbauten, Zuleitungen) aus 08Ch18N10T, Hüllrohre und Drahtwendeln aus 316L. Für das Außenrohr ist die Aluminiumlegierung AW-6082 T651 vorgesehen.

2.3. Fragestellung

Den Betriebsparametern des Testsystems von 25 MPa und bis zu 400 °C stehen die des Reaktors selbst gegenüber: Atmosphärischer Druck und eine Temperatur von ca. 50 °C. Um diesen Unterschied der Parameter aufrechtzuerhalten, wird eine drucktragende Umhüllung (das Druckrohr) und eine Isolierung (Außenrohr mit Luftspalt) benötigt. Prinzipiell ist jedoch eine Rissbildung im Druckrohr möglich, zum Beispiel aufgrund von Spannungsrisskorrosion. Bildet sich ein Netz untereinander kreuzender Anrisse und versagt eine geschlossene Schleife dieser Anrisse gleichzeitig, würde ein freies Fragment des Druckrohrs entstehen, das in der Folge vom Innendruck des Druckrohrs beschleunigt wird.

In der Umgebung des Druckrohrs befinden sich nicht nur andere Experimente, sondern auch Komponenten des Versuchsreaktors, deren Beschädigung oder Funktionsbeeinträchtigung die Sicherheit des Reaktors beeinträchtigen könnte. Aus diesem Grund ist die Vorabschätzung der Folgen eines derartigen Ereignisses für den Reaktor wichtig zur Beurteilung des Risikos durch den Betrieb des Testsystems.

In dieser Arbeit werden die Konsequenzen verschiedener Versagensarten des Druckrohrs betrachtet und Möglichkeiten zur Prävention oder Schadensminimierung diskutiert. Das Außenrohr spielt als einzige Umschließung des Druckrohrs hierbei in vielen Szenarien eine wesentliche Rolle. Da, wie im folgenden Kapitel 3 erläutert, das Auftreten von Drücken, die nennenswert oberhalb des Betriebsdrucks liegen, praktisch ausgeschlossen werden kann, ist das kritische Szenario ein Versagen bei Betriebsdruck, beispielsweise aufgrund von Spannungsrisskorrosion. Es ergeben sich zwei verschiedene mögliche Versagensmechanismen.

Eine Möglichkeit ist ein **duktils Versagen**, bei dem sich ein Leck durch Verformung des Materials öffnet und Dampf ausströmt. In diesem Fall geht die Gefahr von dem heißen Dampf bzw. dessen Auswirkungen aus, primär indem die Reaktionskraft des Dampfstrahls oder ein Druckaufbau im Außenrohr das Druckrohr oder dessen Befestigung verformt, wodurch andere Komponenten beschädigt werden können. Wie in Abschnitt 5.1.2 und [ZRS13] erläutert, ist das Szenario mit der höchsten Belastung ein Versagen des unteren Druckrohrabschlusses, wodurch das Druckrohr wie ein Hydraulikkolben mit bis zu 24 kN nach oben gedrückt wird. Nachdem der Druckrohrhalter verstärkt wurde um dieser Belastung standzuhalten, bewirken die durch ein seitliches Leck verursachten erheblich geringeren horizontalen Kräfte keine nennenswerte Verformung mehr.

Das Auftreten von Kondensationsschlägen im Reaktorpool wird durch das Außenrohr verhindert, da kein Dampfstrahl in das umgebene Wasser eintreten kann.

Die andere Möglichkeit ist ein **sprödes Versagen** des Druckrohrs, bei dem ein Fragment gebildet werden kann, das vom Innendruck beschleunigt auf das Außenrohr trifft (Die Reaktionskraft des Dampfstrahls ist hierbei nur von untergeordneter Bedeutung). Als konservative Grundannahme wird ein plötzliches Versagen des Druckrohrs im regulären Betrieb und ohne Vorwarnung angenommen. Die primäre Frage ist: Kann durch ein derartiges Versagen ein sicherheitsrelevanter Schaden am Reaktor entstehen?

Zur Beantwortung dieser Frage werden hauptsächlich die folgenden beiden Fragen betrachtet:

- Kann ein Fragment des Druckrohrs das Außenrohr durchschlagen und benachbarte Komponenten beschädigen?
- Auch ein erfolgreich zurückgehaltenes Fragment überträgt seinen Impuls auf das umgebende Wasser, wodurch eine Druckwelle entsteht. Was sind die Auswirkungen dieser Druckwelle?

3. Methodikübersicht

Das Ziel dieser Arbeit ist die Betrachtung verschiedener Versagensarten des Druckrohrs, sowie Findung und Bewertung etwaiger Möglichkeiten zur Schadensminimierung. Bei dieser Betrachtung nimmt das Außenrohr als einzige Umschließung des Druckrohrs eine erhebliche Rolle ein. Zweckmäßigerweise unterteilt man für die Beurteilung und Berechnung eines Druckrohrversagens die Versagensszenarien in verschiedene Gruppen.

Mögliche zu betrachtende Szenarien sind:

- Hochdruckversagen aufgrund eines Druckanstieges über den Betriebs- beziehungsweise Auslegungsdruck hinaus
- Versagen bei Betriebsdruck und
- Versagen bei Drücken unterhalb des Betriebsdrucks.

Ein Hochdruckversagen aufgrund eines langsamen Druckanstiegs wird im Kreislauf durch ein passives Druckentlastungsventil verhindert, das bei Überschreiten einer Druckschwelle öffnet und Wasser in den Abblasetank austreten lässt. Für den Fall, dass das Ventil nicht öffnet, wäre ein Bypass mit einer Berstscheibe vorstellbar.

Ein anderes Szenario ist ein schneller, lokaler Druckanstieg beispielsweise infolge einer Dampfexplosion, wenn der Brennstoff nach Ausfall der Kühlung zuerst schmilzt und die Schmelze anschließend unter Fragmentierung in den verbleibenden Wasserpool stürzt. Dieser Ablauf kann hier allerdings ebenfalls nicht stattfinden, da der Brennstoff nie seinen Schmelzpunkt erreicht: Die Temperatur kann zwar auf Werte ansteigen, die zur Zerstörung der Hüllrohre führen, aber die Wärmeabfuhr durch Wärmeleitung und -strahlung reicht aus, um die Temperatur der Brennstoffpellets unter ihrer Schmelztemperatur zu halten, wenn der Luftspalt zwischen Druck- und Außenrohr zur Verbesserung des Wärmeübergangs mit Wasser gefüllt wird.

Der dritte und drastischste Störfall ist die Detonation von Radiolysegas, besonders in Volumina, die im Normalbetrieb nicht durchströmt werden. Diese Möglichkeit wurde bereits für die Notkühlleitung detailliert untersucht [ZRK⁺12a], mit dem Ergebnis, dass dieses Ereignis ausgeschlossen werden muss. Als Lösung bietet es sich an, das größte Totvolumen (eben diese Notkühlleitung) ständig oder periodisch zu spülen indem, idealerweise am höchsten Punkt als natürliche Blasenfalle, Wasser entnommen und in das Wasseraufbereitungssystem des Kreislaufs geleitet wird. Um eine Gasfreisetzung mit anschließend möglicher Detonation auch im Fall einer Druckentlastung zu verhindern, muss die Konzentration des gelösten Gases so gering gehalten werden, dass auch bei erheblich geringerem Druck keine nennenswerten Gasmengen freigesetzt werden (siehe auch [ZRK⁺12b]). Hierdurch wird sichergestellt, dass eine Detonation durch den verringerten Ausgangsdruck keine Schäden der drucktragenden Komponenten bewirkt, selbst wenn es bei Umgebungsdruck zur Bildung eines explosionsfähigen Gemisches kommen sollte, beispielsweise durch eine Kombination aus Wasserstoffbildung durch Oxidation der Hüllrohre und Eindringen von Luft in den Kreislauf. Eine Wasserstoffexplosion bei Umgebungsdruck ist nicht in der Lage, einen Druck zu erzeugen, der den Betriebsdruck überschreitet. Beispielsweise ergeben sich für

eine Mischung aus 30 % H_2 und 70 % Luft bei 285 K und 0,965 bar in Abhängigkeit von der Geometrie Maximaldrücke von ca. 20 (durchlaufende Detonation) bis 50 bar (Reflektion an Hindernis im rechten Winkel zur Ausbreitung) [Red08].

Da ein Hochdruckversagen damit praktisch ausgeschlossen ist, bleibt ein Versagen bei oder unterhalb des Betriebsdrucks aufgrund einer Schwächung des Druckrohrs, beispielsweise als Folge von strahlungsunterstützter Spannungsrisskorrosion. Besonders anfällig hierfür sind die Schweißnähte, die das eigentliche (nahtlose) Druckrohr mit Kopfstück und unterer Kappe verbinden. Letztere Naht ist besonders gefährdet, da sie sich im Bereich des Reaktorkerns befindet und damit zusätzlich zu Druck und Wasser auch der Neutronenbestrahlung ausgesetzt ist. Grundsätzlich kann jedoch Spannungsrisskorrosion an beliebigen Stellen auftreten und das Druckrohr lokal so weit schwächen, dass ein Versagen eintritt. Ein aktuelles Beispiel sind 2010 innerhalb weniger Wochen nach Inbetriebnahme durch wasserstoffinduzierte Spannungsrisskorrosion aufgetretene Risse in den Schweißnähten von Verdampferrohren der Steinkohlekraftwerke Walsum 10 und Boxberg R. Diese Rohe bestehen nicht wie das Druckrohr aus einem bekannten (rostfreien) Stahl sondern dem relativ neuen T24: Ein Material, das durch seine Eigenschaften, besonders die Widerstandsfähigkeit gegen Kriechversagen, für die Verwendung in modernen Kohlekraftwerken mit ihren hohen Dampftemperaturen¹ geeignet ist. Ein Nachteil ist allerdings eine relativ empfindliche Reaktion gegenüber Abweichungen von den idealen Schweißparametern [NGH11]. Diese Vorfälle zeigen trotz des anderen Materials, dass das Auftreten unerwarteter Schädigungsmechanismen besonders bei hohen Temperaturen oder in herausfordernden Medien wie überkritischem Wasser eine reale Möglichkeit ist, deren Folgen berücksichtigt werden müssen. In dieser Arbeit wird allerdings nicht auf die Ursachen eingegangen; ein Versagen des Druckrohrs wird als Grundannahme unterstellt.

Öffnen sich hierbei – wie in den Kraftwerken geschehen – nur ein oder mehrere Risse, fällt der Systemdruck und (im Fall des Versuchskreislaufs radioaktiver) Dampf strömt aus, der durch das Außenrohr nach oben in den luftgefüllten Teil des Reaktors geführt wird, während ein Teil kondensiert wird. Da der Dampf hierbei nicht direkt in den umgebenden Reaktorpool eingeblasen wird, treten dort keine Kondensationsschläge (Druckwellen durch kollabierende Dampfblasen) auf. Allerdings wird das Außenrohr sowohl durch den Dampfstrahl als auch durch den erhöhten Innendruck belastet. Da aufgrund des geringen Wasservolumens im Kreislauf der Systemdruck bei größeren Lecks schnell abfällt und eine Schnellabschaltung für Reaktor und Versuchskreislauf durchgeführt wird, wirkt diese Belastung nur kurzzeitig. Ein ähnliches Szenario wurde für die kanadischen CANDU Reaktoren betrachtet [KM88].

Wächst hingegen ein Muster sich kreuzender Risse bevor ein Leck auftritt, kann ein derartiges Rissystem gleichzeitig versagen. In diesem Fall wird ein Fragment des Druckrohrs regelrecht ausgeschnitten und durch den Betriebsdruck mit einer hohen Anfangsbeschleunigung weggeschleudert, bevor es nach wenigen Millimetern auf das Außenrohr trifft, während der Wasser-/Dampfstrahl weiter eine Kraft ausübt. Zunächst stellt sich hierbei die Frage, ob das Außenrohr das Fragment zurückhalten kann. Ist dies der Fall, ist anzunehmen, dass das Außenrohr ebenfalls schlagartig bewegt wird, wodurch in der wassergefüllten Umgebung eine Druckwelle entsteht. Sowohl Fragment als auch Druckwelle könnten benachbarte Experimente oder sicherheitsrelevante Komponenten des Reaktors in ihrer Funktion beeinträchtigen oder beschädigen. Die gefährdetsten Komponenten sind hierbei einerseits die Kontrollstäbe mit ihrem mehrere Meter langen Gestänge von den Antrieben oberhalb des Reaktorpools bis zu den Absorbern oberhalb bzw. im Kern, andererseits die Brennelemente, bei denen eine permanente Verformung Kühlkanäle verschließen und dadurch die Wärmeabfuhr lokal verschlechtern könnte.

Zu beiden Fragestellungen – die Durchschlagskraft von Objekten sowie Schäden durch Druckwellen in Wasser – existieren Publikationen, auf die in den folgenden Abschnitten

¹In modernen Dampfkraftwerken treten Dampftemperaturen von über 600°C auf

näher eingegangen wird. Im hier vorliegenden Fall treten allerdings zusätzliche, dort nicht abgedeckte Aspekte auf, wodurch die Anwendung der dort geschilderten Methoden problematisch ist.

- Die Auftreffgeschwindigkeit ist vergleichsweise gering.
- Die Druckwelle wird durch das Auftreffen eines (nicht frei fliegenden) Projektils erzeugt.
- Die Form des Projektils ist nur teilweise bestimmt (Ausschnitt aus dem Druckrohr mit praktisch beliebigen Konturen).
- Das Ziel ist keine flache Platte sondern ein (von innen beschossener) Hohlkörper mit einer im Kernbereich sehr unregelmäßigen Wandstärke.

3.1. Projektile – analytisch

Bei Berechnung und Simulation der Durchschlagskraft von Projektilen stehen oft militärische Anwendungen mit entsprechenden Parametern im Vordergrund: Auftreffgeschwindigkeiten von mehreren hundert Metern pro Sekunde (Geschwindigkeiten bis $500 \frac{m}{s}$ werden beispielsweise in [CRJ96] als moderat bezeichnet) und entsprechende Auswahl von Projektil- und Zieleigenschaften. Beispielhaft hierfür sind Simulationen, Berechnungen und reale Beschusstests mit militärischer Hartkernmunition (Stahl bzw. Wolframcarbid) an Platten aus Al6061-T6 mit einer Dicke zwischen 25 und 100 mm [MSP⁺14]. Übertragbar sind hier primär grundsätzliche Erkenntnisse wie die Schwierigkeit zuverlässige Ergebnisse zu erzielen, wenn auch im Projektil Verformungen auftreten, die die Maximaldehnung des Materials überschreiten: Um das Versagen des Materials abzubilden, werden Zellen in denen eine derartige Verformung auftritt in der Simulation üblicherweise erodiert, womit aber auch die Masse des Projektils abnimmt [BODL11].

Auch weniger an dieser speziellen Anwendung orientierte Arbeiten wie [LSI12] befassen sich mit schlanken Projektilen bei Geschwindigkeiten über $100 \frac{m}{s}$, auch wenn hier zumindest der Fall einer flachen Spitze berücksichtigt ist: Wie [OYCS82] für Projektile und Ziele aus Stahl zeigt, hat die Form der Spitze einen erheblichen Einfluß auf die zur Durchdringung notwendige Energie und den Versagensmodus. Der Übergang von einem vollständig zylindrischen Projektil (flache Spitze) auf ein zylindrisch-konisches (Spitzenwinkel 40°) verringert die kritische Energie um den Faktor 10, während gleichzeitig im Ziel kein sauberer Kreis mehr ausgestanzt wird (plugging failure), sondern die Projektilspitze das Material lokal verformt.

Allgemeinere und umfassendere Quellen wie Backmann und Goldsmith [BG78] unterscheiden dagegen verschiedene Durchdringungsmechanismen sowie (relative) Plattendicken und befassen sich auch mit erheblich geringeren Geschwindigkeiten, bei denen eine Wirkung nicht nur am bzw. nahe dem Auftreffort sondern global auftritt. Die grundsätzliche Zielgeometrie ist bei allen diesen Berechnungen eine am Rand unterstützte bzw. festgehaltene Platte mit einer gegebenen Dicke und, wo betrachtet, einer einfachen Form (Kreis oder Quadrat).

Gleichung 3.1 [BG78] beschreibt dabei eine relativ direkte Unterscheidung mit dem Produkt aus dem Verhältnis der Schallgeschwindigkeiten in Ziel (c_t) und Projektil (c_p) und dem Verhältnis der Projektillänge l und Dicke des Ziels H , die auf der Annahme beruht, dass sich die Effekte des Einschlags als Wellen elastischer mechanischer Spannungen ausbreiten.

$$n = \frac{c_t}{c_p} \cdot \frac{l}{H} \quad (3.1)$$

Ist dieses Produkt $n \gg 1$, kann man davon ausgehen, dass der elastische Spannungszustand im Auftreffgebiet des Ziels gleichförmig ist, bevor die Spannungsfront die gesamte Länge

des Projektils durchlaufen hat: Das Ziel ist dünn und es tritt eine großräumige Verformung auf (ausbeulen). In [BG78] wurde der entsprechende Schwellenwert mit 5 angegeben. Für Konstellationen bei denen gilt $n < 1$, ist die Platte dick und lokale Verformung dominiert. $5 > n > 1$ ist ein Übergangsbereich, wobei die auftretende Ausbeulung mit fallendem n bis $n = 2$ abnimmt.

Diese Abschätzung ist unabhängig von der Auftreffgeschwindigkeit und nur für Geschwindigkeiten erheblich unter den Schallgeschwindigkeiten in beiden Körpern gültig. Bei höheren Geschwindigkeiten tritt einerseits zunehmend plastische Verformung auf, andererseits dominieren zunehmend lokale elastische und plastische Effekte, da sich die Störungen des Ausgangszustands nicht schnell genug ausbreiten, um entferntere Bereiche zu beeinflussen, bevor gegebenenfalls ein lokales Versagen auftritt.

Eine Berücksichtigung der Geschwindigkeit erfolgt bei der Schadenszahl nach Johnson [Joh72] Φ , die sich nach Gleichung 3.2 aus Auftreffgeschwindigkeit u_0 und den Materialparametern Dichte ρ_t und Fließspannung $\sigma_{F,t}$ des Ziels errechnet.

$$\Phi = \rho_t \cdot \frac{u_0^2}{\sigma_{F,t}} \quad (3.2)$$

Tabelle 3.1.: Schadenszahlen Φ für Baustahl mit $\sigma_F = 275,1$ MPa [Joh72]

u_0 [$\frac{m}{s}$]	Φ	dynamischer Verformungsmechanismus, Beispiele
0,762	10^{-5}	quasistatisch
7,62	10^{-3}	erste lokale plastische Verformung
76,2	10^{-1}	langsame Geschosse
762	10	ausgeprägte lokale plastische Verformung übliche militärische Geschosse
7620	10^3	fluidartiges Verhalten Hohlladungen, (Mikro-)Meteorite

Mit dieser Schadenszahl ist für kreisförmige Ziele eine Abschätzung des Verhältnisses aus der Durchdringungzeit t_p und der Ausbreitungzeit einer plastischen Verformungsfront (plastisches Scharnier) durch die Platte t_h möglich (Gleichung 3.3, [JP13]). R ist hierbei der Plattenradius, H die Plattendicke.

$$\frac{t_h}{t_p} = \frac{\Phi}{6} \cdot \left(\frac{R}{H} \right)^2 \quad (3.3)$$

Das Ergebnis erlaubt eine ähnliche Aussage wie Gleichung 3.1: Wenn gilt $t_h \ll t_p$, also $\frac{t_h}{t_p} \ll 1$, spielt die gesamte Platte eine wichtige Rolle, bei der gegenteiligen Aussage $t_h \gg t_p$, also $\frac{t_h}{t_p} \gg 1$, dominieren lokale Effekte.

Unabhängig vom genauen Mechanismus der Durchdringung tritt ein Versagen erst ab einer (geometrieabhängigen) kritischen kinetischen Energie auf, die zur Verallgemeinerung als dimensionslose kritische Energie Ω_{krit} (Gleichung 3.4 [JP13]) mit dem Produkt aus Streckgrenze R_{eS} und Plattendicke H hoch drei normiert wird.

$$\Omega_{krit} = \frac{m \cdot u_{krit}^2}{2 \cdot R_{eS} \cdot H^3} \quad (3.4)$$

Für diese kritische Energie existieren verschiedene geometrie- und materialabhängige Gleichungen. Für Aluminium erzielten die folgenden zwei eine relativ gute Übereinstimmung

mit Experimenten [JP12], vor allem bei den in [LL94] beschriebenen Fallversuche, bei denen Ziele aus der selben Legierung wie das Außenrohr verwendet wurden.

$$\Omega_{krit} = (1 + 0,2 \cdot (\psi - 2)) \cdot \left(\pi \cdot \frac{\psi}{4} + 0,1 \cdot \left(\frac{S}{d} \right)^{0,6} \cdot \psi^{1,3} \right) \text{ für } 2 \leq \psi \leq 10 \quad (3.5)$$

$$\Omega_{krit} = \frac{0,35 \cdot 10^9}{R_{eS}} \cdot \psi^{1,5} \quad (3.6)$$

Beide Gleichungen sind von dem Geometrieparameter $\psi = \frac{d}{H}$ abhängig, dem Verhältnis aus Projektildurchmesser d und Plattendicke H , aber Gleichung 3.5 verwendet als weitere Eingangsgröße die Spannweite des Ziels S . Im hier vorliegenden Anwendungsfall kann man für diesen Wert ein Äquivalent finden, bei einer Abstützung am Druckrohr beispielsweise den Umfang des Außenrohrs. Die weniger geometrieabhängige Formel 3.6 kommt dagegen ohne diese Annahme aus.

Zusammenfassend ist es mit diesen Gleichungen eventuell möglich grob zu schätzen, ob eine Platte von der Dicke des Außenrohrs im oberen Bereich in der Lage ist, ein Druckrohrfragment aufzuhalten. Allerdings begrenzen die empirische Natur der Formeln und besonders die andersartige Geometrie die Aussagekraft eine derartigen Abschätzung erheblich. Dies gilt in besonderem Maße für den aufgrund der direkten Nachbarschaft wichtiger Komponenten eigentlich interessanteren Kernbereich, der aber mit seiner ungleichmäßigen Form und stark variierenden Wandstärke definitiv außerhalb des Anwendungsbereichs dieser analytischen Modelle liegt. Aus diesen Gründen wurde von Anfang an eine Finite-Elemente-Simulation verwendet.

3.2. Projektile – FE-Simulation, ANSYS

Die Finite-Elemente-Simulation ist ein häufig genutzter Weg, um komplexe, analytisch nicht oder nicht sinnvoll abbildbare Systeme zu analysieren. Die bekanntesten Aufgabenstellungen stammen aus den Gebieten Strukturmechanik und Fluidodynamik. Die mathematischen Grundlagen und Methoden sind beispielsweise im entsprechenden Buch von K.-J. Bathe zu finden [Bat02], während C. Gebhardt in seinem Praxisbuch [Geb11] stärker anwendungsorientiert ist.

Vereinfacht wird die komplizierte Gesamtgeometrie mit ihren vielen möglichen äußeren Einflüssen in viele mechanisch einfache Einzelemente aufgeteilt, die in ihrem Zusammenspiel das Verhalten des ursprünglichen Körpers abbilden. Diese Zerlegung (Vernetzung) ist offensichtlich von entscheidender Bedeutung, sowohl für die benötigte Rechenzeit als auch für die Aussagekraft des Ergebnisses und überführt das Gesamtproblem in ein lösbares wenn auch potenziell sehr großes Gleichungssystem nach dem Muster der Gleichung 3.7 [Bat02].

$$\mathbf{M} \frac{\partial^2 \mathbf{w}}{\partial t^2} + \mathbf{C} \frac{\partial \mathbf{w}}{\partial t} + \mathbf{K} \mathbf{w} = \mathbf{r} \quad (3.7)$$

Hierbei sind \mathbf{M} , \mathbf{C} und \mathbf{K} die Massen-, Dämpfungs- und Steifigkeitsmatritzen, die das System beschreiben, \mathbf{w} ist der Vektor der Verschiebungen und \mathbf{r} der Vektor der angreifenden Kräfte. Bei statischen Betrachtungen werden die von einer Zeitableitung abhängigen Komponenten allerdings vernachlässigt und Gleichung 3.7 vereinfacht sich zu $\mathbf{K} \mathbf{w} = \mathbf{r}$.

An das jeweilige Problem angepasste Elementtypen wie Schalen- oder Membranelemente (SHELL181 in Tabelle 3.2) können Geschwindigkeitsvorteile bieten, indem das Elementverhalten auf eben diesen Fall abgestimmt ist. Hierdurch kann die Anzahl an Elementknoten und Freiheitsgraden an jedem Knoten verringert werden und durch eine Anpassung an

das Elementverhalten bleibt bei größeren Gittern die Genauigkeit besser erhalten als bei allgemeineren Elementen wie SOLID185 oder SOLID186.

Tabelle 3.2.: Vergleich verschiedener Elementtypen in ANSYS Mechanical [ANS12]

Elementname	Knoten	Freiheitsgrade an jedem Knoten
SOLID186	20	3: x, y, z Verschiebung
SOLID185	8	3: x, y, z Verschiebung
SHELL181 (Schale)	4	6: x, y, z Verschiebung; x, y, z Rotation
SHELL181 (Membran)	4	3: x, y, z Verschiebung
FLUID220	20	4: x, y, z Verschiebung, Druck
FLUID30	8	4: x, y, z Verschiebung, Druck

Der Nachteil dieser spezialisierten Elemente ist, dass die Verringerung des Aufwands mit einem Informationsverlust einhergeht, besonders wenn der jeweilige Gültigkeitsbereich verlassen wird und vernachlässigte Phänomene wie Biegung² oder eine nichtlineare bzw. inhomogene Spannungsverteilung in Richtung der Dicke eines Bauteils³ nicht mehr vernachlässigbar sind.

Ein Spezialfall sind die ebenfalls in Tabelle 3.2 aufgeführten FLUID Elemente, die ein akustisches Fluid beschreiben. Wie die Bezeichnung andeutet, handelt es sich hierbei um Elemente zur Simulation akustischer Phänomene und Wechselwirkungen zwischen Strukturen und näherungsweise stationärem Fluid, aber nicht von Strömungen. Sie sind damit zwar für die Ermittlung der Auswirkung des Wassers auf das Außenrohr einsetzbar, aber, auch aufgrund der relativ großen, komplexen und dreidimensionalen Geometrie und der resultierenden erheblichen Rechenzeit, nur bedingt für die hier im zweiten Schritt vorgesehene Simulation der Ausbreitung einer Druckwelle geeignet.

Nach der Vernetzung, für die hier allgemeine Elemente verwendet wurden, steht die Lösung des resultierenden Gleichungssystems. Bei nichtlinearen Systemen sind hierbei als zusätzliche Schwierigkeit besonders \mathbf{K} , aber potenziell auch \mathbf{C} und \mathbf{M} nicht mehr konstant oder rein zeitabhängig, sie können zusätzlich von den Verschiebungen beeinflusst werden. Hierzu gibt es zwei Ansätze: das Implizite und das Explizite Verfahren genannt werden.

Im **Impliziten Verfahren** erfolgt die Lösung iterativ: Mit den Matrizen des unverformten Ausgangszustands oder des vorhergehenden Zeitschritts \mathbf{K}_0 wird ein Verformungszustand \mathbf{w}_0 ermittelt. Mit diesem wird wiederum eine neue Steifigkeitsmatrix \mathbf{K}_1 bestimmt, für die das Gleichungssystem wieder gelöst wird. Dieser Zyklus wird fortgesetzt, bis die Änderung zwischen zwei Schritten vernachlässigbar klein wird (das Vorgehen für \mathbf{M} und \mathbf{C} ist analog). Dieses Verfahren erlaubt abhängig von den Nichtlinearitäten relativ große Zeitschritte, erfordert aber aufgrund der Iterationsschritte – besonders bei nichtlinearen Systemen – eine lange Rechenzeit für jeden Schritt und das Auftreten stark nichtlinearer Effekte kann die numerische Stabilität beeinträchtigen. Zudem werden prinzipbedingt Schwingungen mit einer Periodendauer unter der Zeitschrittweite sowie relativ zu den Zeitschritten kurzzeitige Phänomene nicht korrekt oder überhaupt nicht berücksichtigt.

Das **Explizite Verfahren** verwendet dagegen die Steifigkeitsmatrix aus der Verformung des vorherigen Zeitpunkts ohne Iteration. Damit sinkt der Rechenaufwand pro Zeitschritt erheblich ab. Da die Auswirkungen der Verformung des dazwischenliegenden Zeitschritts nicht berücksichtigt werden, nimmt die mögliche Zeitschrittweite allerdings stark ab. Zu-

²Membranelemente vernachlässigen Biegesteifigkeit

³zumindest problematisch bei allen einschichtigen Modellierungen

sätzlich ist die maximale Zeitschrittgröße Δt an die Schallgeschwindigkeit im Material c und die *minimale* Elementgröße l gekoppelt:

$$\Delta t = \frac{l}{c} \quad (3.8)$$

Damit kann, im Gegensatz zum impliziten Verfahren, eine lokale Netzverfeinerung oder im Extremfall schon ein einziges kleines oder extrem deformiertes Element die benötigte Rechenzeit drastisch erhöhen [Geb11].

Zusammengefasst ist das Implizite Verfahren vorteilhaft bei langsamen Abläufen, die große Zeitschritte erlauben, bei lokal sehr feinen Netzen und bei Vorgängen mit vernachlässigbaren Masseneffekten (quasistatische Systeme).

Andererseits bietet das Explizite Verfahren offensichtliche Vorteile bei nichtlinear-transienten Analysen mit hohen Eigenfrequenzen und/oder schnellen Belastungsänderungen, bei denen ohnehin kleine Zeitschritte erforderlich sind, z.B. Crashsimulation oder Druckwellen. Weniger offensichtlich sind die Vorteile bei Prozessen oder Zuständen, die auch gut quasistatisch berechnet werden können, aber stark nichtlinear sind (Materialversagen, Umformung).

Aufgrund dieser Eigenschaften wurde für die Simulation des auftretenden Fragments ein explizites Lösungsverfahren angewendet (ANSYS Explicit Dynamics).

3.3. Berechnung einer Druckwelle

Auch wenn das Außenrohr das Fragment stoppt und verhindert, dass der Dampfstrahl aus dem Druckrohr kollabierende Blasen bildet, findet trotzdem ein Impulsaustausch statt, wodurch sich das Außenrohr plötzlich bewegt. Diese Bewegung verdrängt Wasser, wodurch sich im Reaktor Druckwellen ausbreiten, die wiederum eine Belastung für benachbarte und weiter entfernte Bauteile darstellen.

Eine grobe Abschätzung des maximalen Druckanstiegs Δp_{max} in Folge einer Geschwindigkeitsänderung Δu ist mit den Stoffgrößen Fluidichte ρ und Schallgeschwindigkeit c nach der Formel für den Joukowski-Stoss möglich (Formel 3.9, [uGFTG13]), die Annahme einer schlagartigen Beschleunigung bzw. Abbremsung ist hier am Außenrohr näherungsweise erfüllt.

$$\Delta p_{max} = \rho \cdot c \cdot \Delta u \quad (3.9)$$

Wie in Abbildung 3.1 für ein einfaches Rohr mit einem Reservoir mit festem Druck p_0 illustriert, ist der Wasserhammer im Allgemeinen ein zyklisches Phänomen, das allerdings in der Realität Energie durch den Strömungswiderstand verliert und dessen steile Gradienten zunehmend verschmieren. Beide Mechanismen verringern mit der Zeit die Höhe der Druckspitzen.

- Eine Strömung mit der Geschwindigkeit u_0 wird schlagartig gestoppt, $\Delta u = u_0$
- Druckanstieg auf $p_0 + \Delta p_{max}$ breitet sich entgegen der ursprünglichen Strömung aus
- Strömung vollständig gestoppt, erhöhter Druck auf ganzer Länge des Rohrs
- Rückströmung mit Geschwindigkeit u_0 setzt ein, Druck fällt auf p_0
- Rückströmung wird gestoppt, Druck fällt auf $p_0 - \Delta p_{max}$
- Rückströmung vollständig gestoppt, verringerter Druck auf ganzer Länge des Rohrs
- Vorwärtsströmung mit Geschwindigkeit u_0 setzt ein, Druck steigt auf p_0
- Strömung mit Geschwindigkeit u_0 , Zyklus beginnt neu

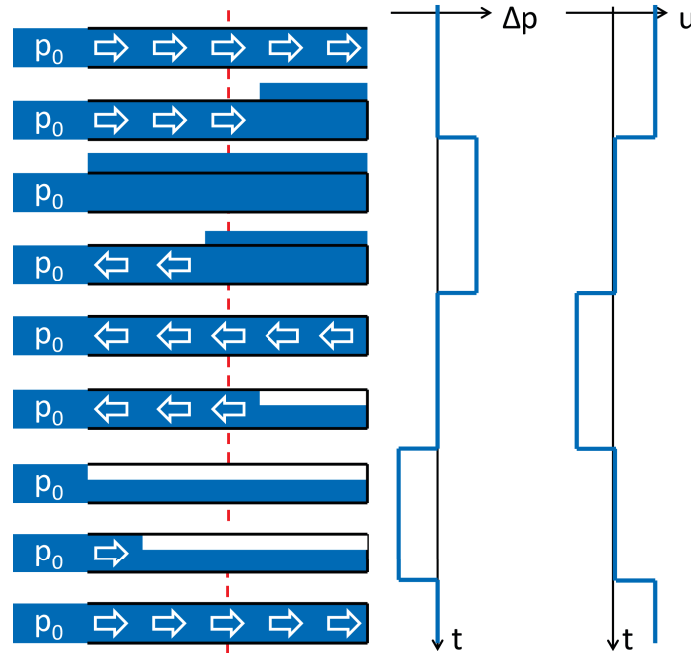


Abbildung 3.1.: Schematischer Ablauf eines Wasserhammers mit Druck- und Geschwindigkeitsverläufen an der markierten Stelle

In einer verformbaren Rohrleitung ist die Schallgeschwindigkeit zusätzlich keine reine Stoffgröße in Abhängigkeit von Dichte ρ und Elastizitätsmodul E_f des Fluids mehr, sondern wird nach Formel 3.10 von den Parametern Wandstärke h , Innendurchmesser d_i und Elastizitätsmodul E_R eben dieses Rohres mitbestimmt [uGFTG13].

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \cdot \left(\frac{d_i}{h \cdot E_R} + \frac{1}{E_f} \right)}} \quad (3.10)$$

Für den Reaktorkern ist diese Formel allerdings vermutlich erheblich zu konservativ, da das Wasser nicht (wie in einem geschlossenen Rohr, für das die Näherung üblicherweise angewendet wird) vollkommen zum Stillstand kommt, sondern zur Seite ausweichen kann. Gleichzeitig findet die Ausbreitung nicht in einer näherungsweise eindimensionalen, sondern einer relativ komplexen dreidimensionalen Geometrie statt. Dies führt einerseits dazu, dass sich die Druckwelle während der Ausbreitung abschwächt, andererseits ist auch eine Überlagerung der Druckwellenfronten vorstellbar, was zu lokal erhöhten Drücken führt.

Eine ähnliche Fragestellung ist die Reaktion von Moderatortank und besonders den Calandriarohren⁴ in schwerwassermodierten Druckröhrenreaktoren auf Druckwellen durch eine Wechselwirkung von heißem Kühlwasser und erheblich kälterem Moderator. Wie in [Hir99] gezeigt, benötigt man für eine derartige Simulation keine volle 3D-CFD Rechnung, um Ergebnisse von annehmbarer Genauigkeit zu erzielen; das dort beschriebene relativ grobe AUTODYN-2D Modell erzielte eine relativ gute Annäherung an Experimente. Zur Modellierung des LVR-15 Kerns wurde daher ebenfalls auf einen grobmaschigen 2D-CFD Code zurückgegriffen, allerdings wurde das am Institut verbreitetere SIMMER-III verwendet. Ein weiterer Unterschied betrifft die Modellierung: Sowohl die in [Hir99] simulierte Calandria wie auch der LVR-15 Reaktor sind in ihrer inneren Struktur durch vertikale Komponenten dominiert, aber im Fall der Calandria war das Ziel, Drücke an der Außenwand in verschiedenen Höhen zu bestimmen. Aus diesem Grund verlief die Schnittebene

⁴Calandriarohre haben eine ähnliche Funktion wie das Außenrohr des SCWR-FQT: Thermische Isolierung des innenliegenden Druckrohrs gegen umgebendes kälteres Wasser

vertikal und die inneren Strukturen wurden nicht umströmt sondern durch Kreisringe mit entsprechender Porosität ersetzt. Im Gegensatz dazu ist der Schnitt durch die Geometrie des LVR-15 horizontal und die Wände sind undurchlässig.

3.3.1. SIMMER

SIMMER-III ist ein zweidimensionaler Multiphasen- und Multikomponentencode für fluidodynamische und thermohydraulische Simulationen, der primär für die Unfallanalyse schneller flüssigmetallgekühlter Reaktoren entwickelt und daher mit Neutronik- und Struktursimulationskomponenten gekoppelt wurde. Der Code ist jedoch nicht nur auf dieses Anwendungsgebiet festgelegt, sondern aufgrund seiner Flexibilität durch die Verwendung relativ allgemeiner Modelle auch für eine Vielzahl anderer Aufgaben einsetzbar. Aufgrund der Komplexität der Strömungsphänomene nimmt dieser Teil auch einen erheblichen Anteil des Quellcodes ein [YFT⁺03]. Im Gegensatz dazu ist die Struktursimulation relativ spezialisiert und befasst sich mit Wärmeleitung und Erosion von Hüllrohren und Brennstoff [CMR02], berücksichtigt aber keine Verformung oder Verschiebung fester Körper.

Ein wesentliches Merkmal der Modellierung in SIMMER ist, dass in einer Simulation maximal fünf verschiedene Grundmaterialien verwendet werden können: Brennstoff, Kühlmittel, Gas, Stahl und Neutronenabsorber (B_4C), wobei für die ersten drei verschiedene Optionen zur Auswahl stehen⁵. Das im Hintergrund verwendete Modell der Zustandsgleichungen zur Berechnung der Materialeigenschaften, beschrieben in [MTK⁺99], bleibt dabei konstant, lediglich der verwendete Satz von Variablen (hinterlegt in der Datei `default.f` [OAEC]) wird umgeschaltet. Während der Simulation können diese Materialien verschiedene Zustände annehmen, die gleichzeitig existieren und miteinander interagieren können: Allein für die flüssige Phase werden zwölf verschiedene Komponenten berücksichtigt, die für die Berechnung der inneren Energien und Strömungsgeschwindigkeiten zu sieben bzw. zwei Gruppen zusammengefasst werden.

Grundsätzlich löst SIMMER in seiner fluiddynamischen Komponente für jede Simulationszelle die üblichen Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie, führt dabei aber einen komplexeren Lösungsprozess als üblich aus. Zunächst werden Energie- und Massentransfers aufgrund verschiedener Mechanismen innerhalb einer Gitterzelle sowie deren innerer Zustand berechnet und erst danach die Strömung zwischen den Zellen bestimmt [YFT⁺03]. Dies erhöht zwar den Rechenaufwand pro Zelle und Zeitschritt und macht die Erstellung des Modells komplizierter, erlaubt es aber, auch mit einem relativ groben Gitter gute Ergebnisse zu erzielen.

⁵Das Kühlmittel ist in der Softwaredokumentation oft nicht allgemein, sondern mit Natrium (Natrium) bezeichnet

3.4. Strahlenschädigung der Werkstoffe

In den Abschnitten 4.1 und 4.2 wird das Ausmaß der Bestrahlung in verschiedenen Größen angegeben. Eine Größe ist die Anzahl an Partikeln, mit der das Material durchstrahlt wurde (hier Neutronen), wobei üblicherweise nur ein Teil des Energiespektrums gezählt wird. Das andere verwendete Maß ist die durchschnittliche Anzahl, wie oft jedes Atom im Durchschnitt aus seinem Platz im Gefüge geschossen wurde (dpa, displacements per atom).

Der Zusammenhang zwischen diesen Größen ist abhängig von der vorliegenden Neutronenflußdichte einer bestimmten Energie $\varphi(E_n)$ und dem (ebenfalls energieabhängigen) mikroskopischen Wirkungsquerschnitt des Materials für die Bildung eines Frenkel-Paars $\sigma_{dis./at.}(E_n)$. Mit diesen Größen kann man durch Integration über die gesamte Neutronenenergie die Schadensrate K in $\frac{dpa}{s}$ berechnen [PKP⁺06]. In praktischen Anwendungen werden oft Neutronenenergiegruppen gebildet und die jeweiligen Schädigungen aufsummiert.

$$K = \int_0^{\infty} \varphi(E_n) \cdot \sigma_{dis./at.}(E_n) dE_n \quad (3.11)$$

Je nach Umgebungsbedingungen setzen Materialschäden nach unterschiedlichen Strahlendosen ein. Die Dosis, bei der Spannungsrissskorrosion auftritt, unterscheidet sich beispielsweise in Druck- und Siedewasserreaktoren erheblich: Unter SWR Bedingungen (im Wasser gelöster Sauerstoff) tritt IASCC beispielsweise ab einem schnellen Neutronenfluss (Neutronenenergie > 1 MeV) von $5 \cdot 10^{20} \frac{n}{cm^2}$ (entspricht ca. 0,7 dpa) auf, in mit Wasserstoff angereichertem Wasser erst bei etwa der vierfachen Bestrahlungsdosis [BSS⁺99]. Diese Schadensart ist bei der in Abschnitt 4.1 genannten Einsatzgrenze von $5 \cdot 10^{24} \frac{n}{m^2} = 5 \cdot 10^{19} \frac{n}{cm^2}$ ausschlaggebend.

Diese Einsatzgrenze ist um den Faktor 10 geringer als die Dosis, bei der die Schädigungen beginnen aufzutreten und legt die maximale Bestrahlungsdosis auf ca. 0,07 dpa fest. Bei den hier vorliegenden Bestrahlungstemperaturen um 400 °C fällt die Zähigkeit zwischen null und 20 dpa und bleibt dann auf dem sich einstellenden niedrigen Niveau (Abbildung 4.1). Die Dosisbegrenzung ist hier allerdings so restriktiv, dass keine nennenswerte Versprödung auftritt.

In Anbetracht der üblichen Kerbschlagarbeit im unbestrahlten Zustand (typische Werte bei Raumtemperatur ≥ 200 J) ist es äußerst unwahrscheinlich, dass die in Tabelle 3.3 spezifizierten Werte im bestrahlten Zustand unterschritten werden, besonders da die Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur unter Bestrahlung bei 400°C bei ca. $\frac{3}{4}$ des Ausgangswerts in den oben erwähnten Sättigungszustand eintritt (Abbildung 4.1).

Tabelle 3.3.: geforderte Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur für austenitische Stähle [KTA98]

Wärmebehandlungszustand	Probenrichtung	Kerbschlagarbeit [J] (Charpy V-Probe)	
		min. Mittelwert aus 3 Proben	min. kleinster Einzelwert
geglüht	quer/tangential	55	40
	längs	85	60
lösungsgeglüht und abgeschreckt	quer/tangential	70	60
	längs	100	90

3.5. Schallgeschwindigkeit und kritischer Massenstrom im zweiphasigen Zustand

Die Massenstromdichte einer Strömung $\frac{\dot{m}}{A}$ an einem bestimmten Ort lässt sich aus lokaler Dichte ρ und Geschwindigkeit u oder aus Massenstrom \dot{m} und Querschnitt A berechnen, wobei im Falle einer stationären Strömung der Massenstrom entlang der Strömung konstant ist und Veränderungen von $\frac{\dot{m}}{A}$ durch Querschnittsänderungen erzeugt werden.

$$\rho \cdot u = \frac{\dot{m}}{A}. \quad (3.12)$$

Offensichtlich hat damit die Massenstromdichte ihr Maximum im engsten bzw. kritischen Querschnitt, in diesem ist die maximale Strömungsgeschwindigkeit aber die (lokale) Schallgeschwindigkeit c , die damit die maximal mögliche Massenstromdichte $\frac{\dot{m}}{A}^*$ und damit den maximalen Massenstrom begrenzt⁶:

$$\frac{\dot{m}}{A}^* = \rho^* \cdot c^* \quad (3.13)$$

Grundsätzlich gilt dies auch bei zweiphasigen Strömungen. Allerdings treten hier zusätzliche Phänomene auf und es zeigen sich erhebliche Unterschiede im Verhalten [Wal80], [EL94].

- Die Schallgeschwindigkeit eines zweiphasigen Mediums ist geringer als die der Einzelkomponenten (genauer erläutert auch von S. W. Kieffer [Kie77]).
- Die Einzelkomponenten können unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten aufweisen (mechanisches Ungleichgewicht, Schlupf).
- Die Interaktion der Phasen ist abhängig von der Art der Strömung.
- Der kritische Querschnitt ist nicht mehr notwendigerweise der engste.
- Zwischen den Phasen kann ein Massenaustausch stattfinden.

Der letzte Punkt ist besonders für den speziellen aber nicht seltenen Fall relevant, dass beide Phasen aus der gleichen Substanz bestehen (häufig Wasser und Wasserdampf), da hier nicht nur ein Massenaustausch sondern eine Phasenumwandlung stattfinden kann: Unter Sättigungsbedingungen und im thermodynamischen Gleichgewicht sind Druck und Temperatur fixiert, während die Aufteilung der Phasenanteile und damit die (gemittelte) Dichte variiert. Diese Gleichgewichtseinstellung ist ein schnell aber nicht schlagartig ablaufender Prozess: Besonders bei schneller Expansion in einer kurzen Düse ist zwar der Schlupf $S = \frac{u_G}{u_L}$ nahe 1 (homogene Strömung, mechanisches Gleichgewicht), aber die Einstellung des thermodynamischen Gleichgewichts ist unvollständig: Der Dampfanteil am Düsenende ist zu gering, die Dichte zu hoch⁷. Um diesem Zusammenhang Rechnung zu tragen, existieren verschiedene Modelle zur Bestimmung der kritischen Massenstromdichte. [SMJM05]

Grundsätzlich ist die Schallgeschwindigkeit eine Funktion der Kompressibilität bei konstanter Entropie:

$$\frac{1}{c^2} = \left(\frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_s \quad \text{bzw.} \quad c^2 = \left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_s \quad (3.14)$$

⁶Der Fall einer von Anfang an überschallschnellen Strömung wird hier nicht betrachtet.

⁷In Anwendungen, bei denen am Düsenaustritt möglichst reiner Dampf gefordert wird, beispielsweise eine Heißwasserrakete, müssen entsprechende konstruktive Maßnahmen ergriffen werden. Zwei einfache Möglichkeiten sind eine möglichst lange Düse und eine zusätzliche Drosselung am Düsen Eintritt [Sän60].

Die Dichte einer homogenen Strömung ρ_H berechnet sich genauso wie die Dichte einer Mehrkomponentenmischung in Ruhe als Funktion der Einzeldichten ρ_L , ρ_G und des Dampfmasseanteils x :

$$\frac{1}{\rho_H} = \frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L} \quad \text{bzw.} \quad \rho_H = \left(\frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L} \right)^{-1} = \left[\frac{1}{\rho_L} + x \cdot \left(\frac{1}{\rho_G} - \frac{1}{\rho_L} \right) \right]^{-1} \quad (3.15)$$

Setzt man die Dichte aus Gleichung 3.15 in Gleichung 3.14 ein, erhält man den folgenden Ausdruck für die Schallgeschwindigkeit eines homogenen Gemisches in Abhängigkeit von Massenanteilen, Dichten und Schallgeschwindigkeiten der Komponenten.

$$\begin{aligned} \frac{1}{c_H^2} &= \left(\frac{\partial \rho_H}{\partial p} \right)_s \\ &= \rho_H^2 \cdot \left[\frac{1}{\rho_L^2 \cdot c_L^2} + x \left(\frac{1}{\rho_G^2 \cdot c_G^2} - \frac{1}{\rho_L^2 \cdot c_L^2} \right) - \left(\frac{\partial x}{\partial p} \right)_s \cdot \left(\frac{1}{\rho_G} - \frac{1}{\rho_L} \right) \right] \end{aligned} \quad (3.16)$$

Um den Dampfmasseanteil zu berechnen, existieren verschiedene Modelle, die auch Auswirkungen auf die druckabhängige Änderung von x haben:

Das **homogene Gleichgewichtsmodell** [Wal80] nimmt ein thermodynamisches Gleichgewicht an, es ist daher eher für lange Rohr- oder Düsenströmungen geeignet. x und $\left(\frac{\partial x}{\partial p} \right)_s$ ergeben sich dabei aus der als konstant angenommenen spezifischen Entropie s .

$$s_0 = x \cdot s_G + (1-x) \cdot s_L \quad \text{bzw.} \quad x = \frac{s_0 - s_L}{s_G - s_L} \quad (3.17)$$

Das andere Extrem ist das **homogene gefrorene Modell** nach Henry und Fauske [HF71]: Wie der Name andeutet wird hier davon ausgegangen, dass keine Phasenumwandlung stattfindet, x ist damit konstant gleich dem Ausgangswert x_0 und $\left(\frac{\partial x}{\partial p} \right)_s$ wird null. Als Gegenstück zum Gleichgewichtsmodell ist sein Anwendungsgebiet eher die Durchströmung kurzer Blenden.

Wie in Abbildung 3.2 sichtbar, nimmt die Absenkung der Schallgeschwindigkeit mit steigendem Druck ab, da der Unterschied in der Kompressibilität der Phasen stetig abnimmt; nahe des kritischen Punktes ist die Schallgeschwindigkeit damit praktisch unabhängig vom Dampfanteil.

Allgemeine und flexible numerische Codes setzen dagegen auf allgemeinere Modelle. APROS [Hän09] verwendet beispielsweise das **Moody-Modell**, dessen Ergebnisse zwischen denen von gefrorenem Modell und Gleichgewichtsmodell liegen. Bei diesem Modell wird von einem thermodynamischen Gleichgewicht ausgegangen, aber der Schlupf ist eine Funktion der relativen spezifischen Volumina bzw. Dichten. Es wird angenommen, dass

$$S = \left(\frac{v_G}{v_L} \right)^{\frac{1}{3}} \quad \text{wie im Originalartikel [Moo65] bzw.} \quad S = \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad (3.18)$$

Die Strömung ist damit nicht mehr homogen und Dampfmasseanteil x und Dampfvolumenteil α sind nicht mehr nur über das Dichteverhältnis, sondern nach Gleichung 3.19 auch über den Schlupf verknüpft.

$$\frac{x}{1-x} = \frac{\rho_G}{\rho_L} \cdot S \cdot \frac{\alpha}{1-\alpha} \quad [\text{SMJM05}] \quad (3.19)$$

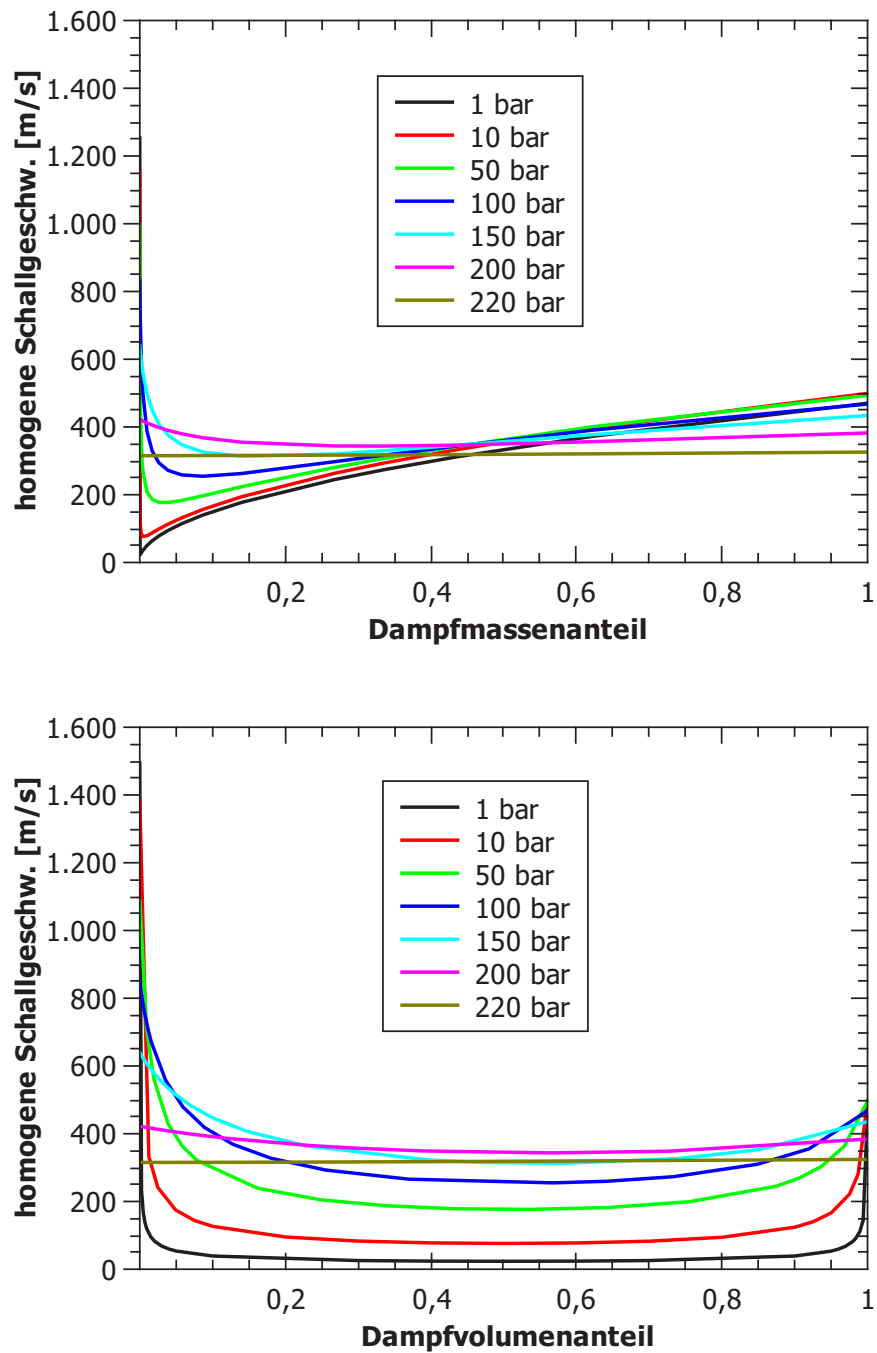


Abbildung 3.2.: Schallgeschwindigkeit in Wasser für verschiedene Drücke und Dampfmassen- bzw. Dampfvolumenanteile für das homogene gefrorene Modell nach Formel 3.16

3.5.1. APROS

Zur Simulation des gesamten Kreislaufs wurde außerhalb dieser Arbeit ein eindimensionales Modell erstellt, mit dem unter anderem die Auslegung der Sicherheitssysteme optimiert und Sicherheitsanalysen durchgeführt wurden [Raq14]. Hierfür wurde der gemeinsam von VTT Technical Research Centre of Finland und Fortum entwickelte, kommerzielle Systemcode APROS verwendet, der zur dynamischen Simulation vieler verschiedener Anlagen eingesetzt wird. Die Anwendungsgebiete erstrecken sich dabei von konventionellen und nuklearen Kraftwerken über Meerwasserentsalzung bis zur Papierherstellung [APR14]. Der Aktivitätsschwerpunkt liegt allerdings auf dem Gebiet der Kraftwerke, wobei auch hier von Forschung und Lehre über Kraftwerkssimulatoren bis hin zu von Behörden als Sicherheitsnachweis anerkannte Analysen ein weites Gebiet abgedeckt wird.

APROS simuliert dabei nicht nur ein- und zweiphasige Strömungen, sondern ist auch in der Lage elektrische- sowie Automatisierungssysteme abzubilden. Spezifisch interessant für Kernkraftwerke ist die Fähigkeit zur Berechnung der Neutronenphysik eines Reaktorkerns und die Modellierung eines Reaktorcontainments [Kur08]. Mit der Erweiterung des zweiphasigen Sechsgleichungsmodells auf überkritische Zustände ist auch die Simulation der hier im Kreislauf vorliegenden überkritischen Bedingungen möglich. Das überkritische Wasser wird dabei weiterhin als Flüssigkeit bzw. Dampf behandelt, wobei der enge Übergangsbereich, in dem sich die Eigenschaften stark verändern, als zweiphasiger Zustand betrachtet wird [HK08].

Um die Anwendbarkeit von APROS im hier vorliegenden Anwendungsfall sicherzustellen, wurde das Programm ebenfalls durch Nachsimulieren entsprechender Experimente validiert. Neben dem Wasserhammerexperiment von T. Fujii und K. Akagawa [FA93] zur Untersuchung der Druckwellenausbreitung dienten hierzu Experimente zur Naturkonvektion in geschlossenen Kreisläufen (K. M. Becker et al [BMEN64] und R. P. Mathisen [Mat67]). In beiden Fällen erbrachte die Simulation mit APROS zufriedenstellende Ergebnisse.

Im Gegensatz dazu stellte sich für eine Experiment zur Wärmeübertragung nach einer Siedekrise (W. Köhler und D. Hein, [KH86]), wie sie trotz des im normalen Betrieb überkritischen Wassers bei einer Druckentlastung auftreten kann, heraus, dass APROS nicht in der Lage ist, dieses Phänomen zu simulieren. Aus diesem Grund wurde für dessen Betrachtung auf ein analytisches Modell zurückgegriffen [Raq14].

3.5.1.1. Sechsgleichungsmodell

In Sicherheitsanalysen wird in APROS üblicherweise das Sechsgleichungsmodell eingesetzt, da schnelle und erhebliche Zustandsänderungen auftreten [HK11]. Zusätzlich ist dieses Modell in der Lage, die flüssige und gasförmige Phase getrennt voneinander zu betrachten, indem die üblichen drei Erhaltungsgleichungen für Masse (3.20), Impuls (3.21) und Energie (3.22) für beide Komponenten separat gelöst werden⁸, während ihre Interaktion untereinander und mit der Umgebung durch empirische Korrelationen für Wärmeübertragung und Reibung beschrieben werden [HY07].

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k)}{\partial s} = \Gamma_k \quad (3.20)$$

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k^2)}{\partial s} + \alpha_k \frac{\partial p}{\partial z} = \Gamma_k u_{gk} + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + F_{w,k} + F_{gk} + F_{va} + F_{fl} + \Delta p_{pu} \quad (3.21)$$

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k h_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k h_k)}{\partial s} = \alpha_k \frac{\partial p}{\partial t} + \Gamma_k h_{gk} + q_{gk} + q_{wk} + F_{gk} u_{gk} \quad (3.22)$$

⁸hieraus ergeben sich die namensgebenden sechs Gleichungen

Hierbei steht der Index k für die Komponente (Flüssigkeit oder Gas), g kennzeichnet Grenzflächen zwischen Komponenten und w Wände. α ist der Volumenanteil der jeweiligen Phase, ρ deren Dichte, h die Enthalpie (einschließlich Bewegungsenergie), u die Geschwindigkeit und p der Druck. Γ ist die Verdampfungsrate, q der Wärmestrom und F Reibungskräfte an Grenzflächen bzw. Wänden (Die letzten drei Variablen in Gleichung 3.21 sind Reibungskräfte in Ventilen $_{va}$ bzw. durch Querschnittsänderungen $_{fl}$ sowie die Förderhöhe einer etwaigen Pumpe Δp_{pu}). t ist die Zeit, s die Strecke entlang der Strömung und \mathbf{g} die Gravitationsbeschleunigung⁹. Für reine Flüssigkeit und Zweiphasenströmung wird der kritische Massenstrom dabei mit dem Moody-Modell bestimmt.

⁹die potenzielle Energie ist in Gleichung 3.22 vernachlässigt

4. Werkstoffe

Die mechanischen Eigenschaften von Werkstoffen werden durch Spannungs-Dehnungs-Diagramme oder Kennwerte wie beispielsweise 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$, Zugfestigkeit R_m oder Bruchdehnung ε_u beschrieben. Diese Werte und Kurven sind Nennwerte und auf die Länge bzw. den Querschnitt zu Beginn des Versuchs bezogen. Bis zum Beginn der Probeneinschnürung lassen sich aus diesen Werten gemäß Formel 4.1 [Hei03] jedoch wahre Spannung und Dehnung berechnen.

$$\sigma_W = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \qquad \varepsilon_W = \ln(1 + \varepsilon) \qquad (4.1)$$

Die Werkstoffeigenschaften können beispielsweise durch die momentane Temperatur, vergangene Wärmebeeinflussung, Veränderungen der chemischen Zusammensetzung oder Bestrahlung vorübergehend oder dauerhaft verändert werden.

4.1. 08Ch18N10T / X6 CrNiTi 18-10 / 1.4541 / 321

Der für die Rohrleitungen im Kreislauf, das Druckrohr und dessen Einbauten verwendete Werkstoff ist der mit Titan stabilisierte austenitische Edelstahl 08Ch18N10T (vergleichbar mit X6 CrNiTi 18-10, 1.4541 oder AISI 321). Seine Legierungselemente sind in Tabelle 4.1 angegeben, seine mechanischen Eigenschaften für verschiedene Temperaturen in Tabelle 4.2.

Diese Werkstoffkennwerte wurden an frischen Materialproben ermittelt. Sie können sich jedoch durch äußere Beanspruchung während des Betriebs verändern. Die vorherrschenden Einflüsse sind in diesem Fall eine erhöhte Temperatur (ca. 350°C, siehe Abbildung 2.7) und die Strahlung aufgrund des Betriebs innerhalb eines Atomreaktors.

Im LVR-15 Reaktor ist die erlaubte Einsatzdauer dieses Materials aufgrund der strahlungsbegünstigten Spannungsrisskorrosion (IASCC) begrenzt. Die für diese Anlage herangezogene Grenze für SWR Bedingungen (200 ppb gelöster Sauerstoff) beträgt beispielsweise $5 \cdot 10^{24} \frac{n}{m^2}$ bei einer Neutronenenergie $E_n > 1$ MeV oder ca. 0,07 dpa (displacements per atom). Da schon bei geringeren Bestrahlungen Veränderungen der Materialparameter auftreten können, müssen diese ebenfalls betrachtet werden.

Tabelle 4.1.: Anteile der Legierungselemente (Massen%) für 08Ch18N10T nach [AKU98]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Ti	Fe
< 0,08	< 0,8	< 2	< 0,035	< 0,02	17–19	9–11	< 0,7	Rest

Eine dieser Veränderungen ist, wie auch in Abbildung 4.1 erkennbar, der Abfall der Bruchzähigkeit bei einem gleichzeitigen Anstieg der Streckgrenze, wobei die Versprödung hauptsächlich zwischen 0 und 20 dpa (displacements per atom) stattfindet. Bei höheren Dosen tritt eine Sättigung auf.

Tabelle 4.2.: Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften für Walz- und Schmiedeteile aus 08Ch18N10T mit einer Dicke oder einem Durchmesser unter 200 mm [AKU98]

T [°C]	20	100	200	300	400	500
ε_u [%]	38	36	31	26	22	20
A_g [%]	40	40	40	40	40	40
R_{eS} [MPa]	196	189	181	172	162	152
R_m [MPa]	491	461	417	377	328	289

Findet die Bestrahlung bei geringeren Temperaturen statt, ist dieser Effekt verlangsamt, wirkt sich aber bei hohen Dosen stärker aus. Besonders auffällig ist dies bei der Kerbschlagarbeit J_C , wo bei Messungen bei 23°C ein erheblich unterschiedliches Verhalten erkennbar ist: Bei Bestrahlung zwischen 370 und 410°C sinkt die Bruchzähigkeit nach einer Dosis von 20 dpa lediglich auf 300 $\frac{kJ}{m^2}$ und bleibt bei weiterer Bestrahlung konstant, während der Wert unter Bestrahlung bei 230-265°C bis auf 70 $\frac{kJ}{m^2}$ fällt.

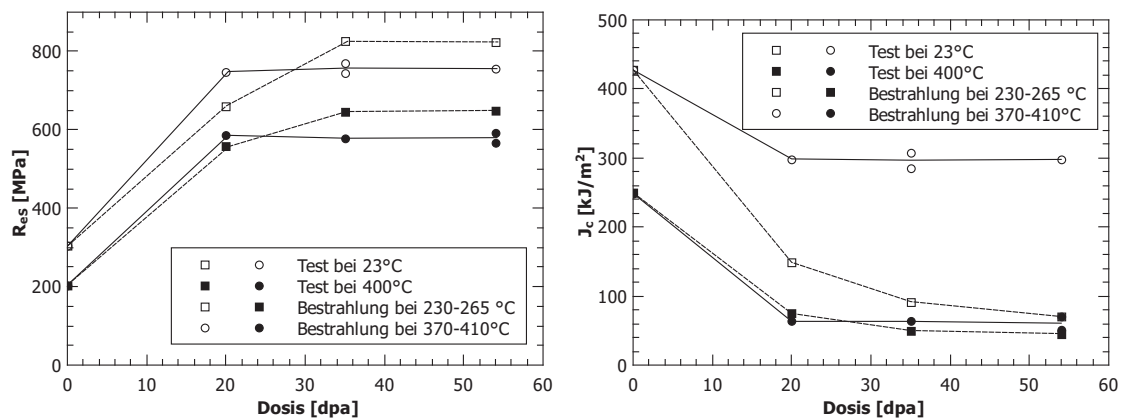


Abbildung 4.1.: Streckgrenze und Kerbschlagarbeit J_C von 321 Stahl für verschiedene Strahledosen und Temperaturen im Dounreay Fast Reactor (DFR), Ausgangszustand lösungsgeglüht [Lit85]

Zusätzlich liegen Zugprüfungsergebnisse für dieses Material sowie den ähnlichen Stahl 316 vor, bei denen unbestrahlte und bestrahlte Proben miteinander verglichen werden ([GPK76]). Die Bestrahlung fand im EBR-II (Experimental Breeder Reactor-II) statt, die Dosis betrug $3,8 \cdot 10^{22} \frac{n}{cm^2}$ (Neutronenenergie $E_n > 0,1$ MeV), Bestrahlung und Messung erfolgten bei einer Temperatur von 500°C. Sowohl Streckgrenze als auch Zugfestigkeit nehmen stark zu, die plastische Verformbarkeit nimmt hingegen stark ab. Bei vor der Bestrahlung durch erhebliche Kaltverformung verfestigten Proben nimmt die Festigkeit dagegen leicht ab und die Verformbarkeit zu.

Tabelle 4.3.: Veränderung der Werkstoffparameter von 316 und 321 (1.4541) nach einer Neutronenbestrahlung von $3,8 \cdot 10^{22} \frac{n}{cm^2}$ ($E_n > 0,1$ MeV) bei 500°C [GPK76]

Probe	Zustand	R_{eS} [MPa]	R_m [MPa]	A_g [%]	ε_u [%]
316 (A)	unbestrahlt	146	479	36,4	37,0
	bestrahlt	482	545	6,5	6,9
316 (B)	unbestrahlt	616	694	3,0	3,5
	bestrahlt	557	625	3,9	4,1
316 (C)	unbestrahlt	825	863	2,9	3,1
	bestrahlt	595	667	3,2	3,6
321 (E)	unbestrahlt	220	442	15,0	16,3
	bestrahlt	604	653	3,7	4,2

(A): lösungsgeglüht und ausgelagert

(B): lösungsgeglüht, ausgelagert und kaltverformt (22%)

(C): lösungsgeglüht und kaltverformt (25%)

(E): Anlieferungszustand

4.2. AW-6082 / AlSi1MgMn / 3.2315

Aluminium ist, besonders bei Forschungsreaktoren, ein häufig anzutreffender Werkstoff. Seine positiven Eigenschaften für dieses Einsatzgebiet sind unter anderem der kleine Neutronenabsorptionsquerschnitt, einfache Verarbeitung, geringe Dichte, gute Korrosionsbeständigkeit (bei entsprechender Legierungsauswahl) und eine geringe Anfälligkeit gegen Versprödung. Die Korrosionsbeständigkeit kommt dadurch zustande, dass an der Oberfläche bei Kontakt mit Luft eine dichte, fest anhaftende Schicht aus Aluminiumoxid gebildet wird, die den Rest des Materials vor Korrosion schützt (Selbstpassivierung). Bestimmte Umgebungsmedien können diese Schutzschicht allerdings zerstören.

Der quadratische Kasten und das darüberliegende Rohr, das das Druckrohr trocken hält, bestehen aus der aushärtbaren Aluminiumknetlegierung AW-6082. Diese Legierung zeichnet sich durch eine gute Schweißbarkeit und hohe Korrosionsbeständigkeit aus.

Tabelle 4.4.: Anteile der Legierungselemente (Massen%) für AW-6082 nach EN 573-3 wie angegeben in [häu02]

Si	Mg	Mn	Fe	Cr	Cu	Zn	Ti	übrige	Al
0,7–1,3	0,6–1,2	0,4–1,0	0,5	0,25	0,25	0,2	0,10	0,15	Rest

Ähnlich wie bei Vergütungsstahl hat der Wärmebehandlungszustand einen beträchtlichen Einfluß auf die Materialparameter. Diese können sich bei identischer chemischer Materialzusammensetzung erheblich verändern (Tabelle 4.5).

Tabelle 4.5.: Festigkeitskennwerte für AW-6082 bei verschiedenen Werkstoffzuständen (angegebene Spanne von Normwerten bis üblicherweise erreichten Werten) [AMA]

Werkstoffzustand	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$A_{g,50}$ [%]
weich	45–82	110–150	14–35
T4	110–200	206–285	12–25
T6	240–315	296–356	6–19

Für das Material im hier verwendeten – relativ spröden – Zustand gibt der Hersteller die Werte in Tabelle 4.6 an.

Tabelle 4.6.: Werkstoffkennwerte für AW-6082 T651 bei Raumtemperatur [häu02]

E [GPa]	ρ [$\frac{g}{cm^3}$]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$A_{g,50}$ [%]
69	2,7	240–255	275–300	6–9

Tabelle 4.7.: Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften für AlMg1Si1 im Zustand F 32 (warmausgehärtet) [Bey82]

T [°C]	50	100	150	200	250	300	350
$R_{p0,2}$ [MPa]	245	240	180	110	44	18	14
R_m [MPa]	290	280	220	130	64	32	24

Da die hier betrachteten Aluminiumteile maximal einer Temperatur von 50°C ausgesetzt sein werden, ist das Verhalten bei höheren Temperaturen hier eher unbedeutend, auch wenn bei einer sehr ähnlichen Legierung, wie in Tabelle 4.7 erkennbar, bereits zwischen 100 und 150°C erste Festigkeitsverluste auftreten und die Festigkeit ab 200°C regelrecht abstürzt [Bey82].

Diese Werkstoffkennwerte gelten für unbestrahltes Material. Im Falle von Aluminiumlegierungen ist der Effekt der Neutronenbestrahlung jedoch gering und praktisch nicht von den Effekten der Alterung bei moderat erhöhten Temperaturen zu unterscheiden. In entsprechenden Versuchen ([MSC⁺98]) mit einer ähnlichen Legierung (AW-6063 T6) werden die Auswirkungen eines thermischen Neutronenflusses von bis zu $45 \cdot 10^{24} \frac{n}{m^2}$ mit einer Alterung bei 52°C über bis zu 30 Monate auf kaltverformte Proben verglichen (Tabelle 4.8 bzw. Abbildung 4.2). In beiden Fällen tritt eine Erhöhung der Festigkeit zusammen mit einer (leichten) Erhöhung der Bruchdehnungen auf, so dass mit zunehmender Bestrahlung sogar eine Zunahme der Widerstandsfähigkeit des Außenrohres zu erwarten ist.

Die Hauptunsicherheit bei dieser Einschätzung ist, dass im Reaktor Bestrahlung und erhöhte Temperatur gleichzeitig auftreten und die tatsächlich verwendete Legierung eine etwas andere Zusammensetzung hat, aber grundsätzlich wird keine nennenswerte Versprödung erwartet.

Tabelle 4.8.: Werkstoffeigenschaften AW-6063 kaltverformt für verschiedene thermische Neutronenflüsse bzw. Alterung bei 52°C [MSC⁺98]

therm. Neutr. fluß [$10^{24} \frac{n}{m^2}$]	Gleichmaß- dehnung [%]	Bruch- dehnung [%]	R_{eS} [MPa]	R_m [MPa]	Flächenabn. bei Bruch [%]
0	7,9	11,5	189	239	73
1,5	9,6	11	222	291	50
4,7	11,2	13,5	222	282	45
8,8	10,6	13,4	234	289	47
11,5	9,7	11,2	224	277	45
14,9	12,3	13,5	240	301	43
19	11,3	14,1	235	294	35
21,5	10,5	12,8	236	267	32
33,5	10	12,5	235	309	30
45	10	12,5	255	314	25

Alterungs- zeit [Monate]	Gleichmaß- dehnung [%]	Bruch- dehnung [%]	R_{eS} [MPa]	R_m [MPa]	Flächenabn. bei Bruch [%]
0	7,9	11,9	189	238	73
1	9,8	13,2	189	240	72
2	10,6	13,2	202	258	73
6	11,1	12,8	222	282	50
8	11,1	12,9	229	289	51
13	11,1	12,85	234	293	45
15	11,9	14,2	228	287	42
18	11,8	12,5	245	304	37
22	10,8	12,5	242	300	37
24	11	12,2	243	301	35
27	11,1	12,7	247	306	30
30	10,9	11,3	245	302	27

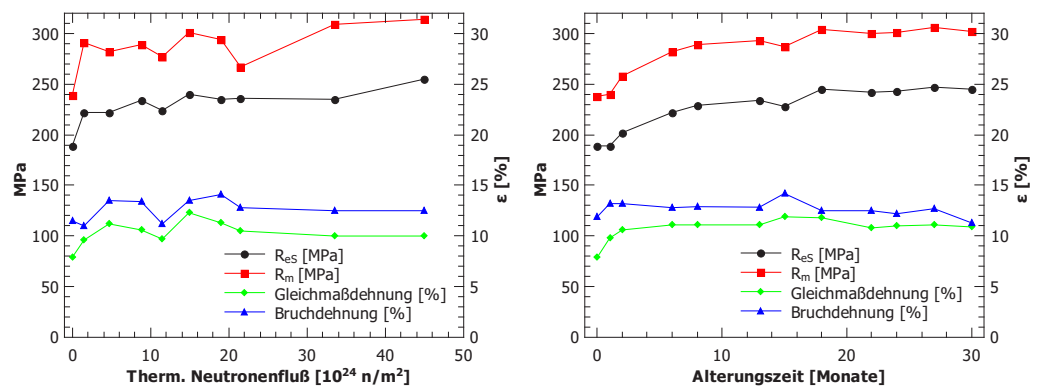


Abbildung 4.2.: Veränderung der Werkstoffeigenschaften von kaltverformtem AW-6063 für verschiedene thermische Neutronenflüsse bzw. Alterung bei 52°C [MSC+98]

Aufgrund der im hier verwendeten Werkstoffzustand relativ geringen Bruchdehnung von AW-6082 (6–9 %) wurde in Erwägung gezogen, andere Legierungen mit einer größeren Duktilität bei vergleichbarer Festigkeit zu verwenden. Die Eigenschaftsänderungen dieser Legierungen unter Neutronenbestrahlung sollten ebenfalls bekannt sein. Nach diesen Kriterien wurde die Legierung AW-5154 für eine weitere Überprüfung ausgewählt, auch wenn für diese nur Werte für hohe Strahlendosen vorliegen (ab ca. $10^{25} \frac{n}{m^2}$). Zusammensetzung und Eigenschaften im unbestrahlten Zustand sind in Tabelle 4.9 bzw. 4.10 angegeben.

Tabelle 4.9.: Anteile der Legierungselemente (Massen%) für AW-5154 nach [oA67] ([vW81])

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
5154	–0,45–	0,10	0,10	3,1–3,9	0,15–0,35	0,20	0,20	

Tabelle 4.10.: Werkstoffkennwerte für 5154-0 bei 50°C (unbestrahlt) [vW81]

	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A _g [%]	ε _u [%]
5154-0	95	226	21	29

5. Berechnung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Betrachtung verschiedener Versagensarten des Druckrohrs sowie Findung und Bewertung etwaiger Möglichkeiten zur Schadensminimierung. Wie bereits erwähnt spielt bei dieser Betrachtung das Außenrohr, als einzige Umschließung des Druckrohrs, eine erhebliche Rolle.

Da das Auftreten von Drücken die den Betriebsdruck nennenswert übersteigen praktisch ausgeschlossen ist (siehe Abschnitt 3), kann ein Versagen nur bei oder unterhalb des Betriebsdrucks auftreten. Da hierbei der Auslegungsdruck des Druckrohrs nicht überschritten wird, muss dem Versagen eine Schwächung des Druckrohrs, beispielsweise als Folge von strahlungsunterstützter Spannungsrisskorrosion, vorausgehen. Besonders anfällig hierfür ist die Schweißnaht des unteren Abschlusses des Druckrohrs, da dies die einzige ist, die sich im Bereich des Reaktorkerns befindet. Grundsätzlich kann jedoch Spannungsrisskorrosion auch an anderen Stellen auftreten und das Druckrohr lokal so weit schwächen, dass ein Versagen eintritt. Ein Versagen bei Betriebsdruck ist dabei offensichtlich das Ausgangsszenario mit den maximalen resultierenden Beanspruchungen.

Neben den Gründen des Versagens ist eine weitere Unterscheidung des Ausmaßes des Versagens vorstellbar:

- Ein **kleines Loch**, bei dem Wasser aus dem Druckrohr austritt, aber der Druck aufgrund des geringen Massenstroms längerfristig auf dem Niveau des Betriebsdrucks bleibt.
- Ein **großes Loch**, bei dem die Druckverringerung nicht vernachlässigbar ist.
- Ein **Komplettversagen**, bei dem Wasser über den gesamten Querschnitt des Druckrohrs ausströmen kann.

Eine genaue Abgrenzung zwischen diesen Fällen ist schwierig, da sie graduell ineinander übergehen, aber eine ungefähre Unterteilung ist möglich.

Das Kriterium für kleine Löcher (anhaltend hoher Druck) ist für Durchmesser bis zu ca. 2 Millimeter erfüllt. Bei dieser Größe ist der austretende Massenstrom klein genug, um von der Pumpe bzw. den Druckspeichern ausgeglichen zu werden, so dass der Druckabfall sehr langsam verläuft.

Bei größeren Lecks bis in den Bereich des Querschnitts der Leitungen des Primärkreises (Innendurchmesser 9 mm) ist der Wasserverlust so schnell, dass aufgrund der im Vergleich zum Betriebszustand stark erhöhten Strömungsgeschwindigkeit auch Druckspeicher mit unbegrenztem Inhalt den Betriebsdruck nicht aufrechterhalten könnten.

Bei noch größeren Lecks (ab ca. 15 mm) sinkt der Druck an der Versagensstelle zunächst schlagartig ab, das weitere Ausströmen wird aber durch den Querschnitt der Leitungen sowie die Einbauten im Druckrohr (vor allem Kühler und Rekuperator) begrenzt.

Innerhalb des Versuchskreislaufs entspricht der Ablauf in Folge eines Lecks, abgesehen vom Ort der Leckage, etwa dem nach einem Leitungsbruch im Primärkreis. Zusätzlich kann jedoch ein Fragment des Druckrohrs mit hoher Beschleunigung weggeschleudert

werden. Die Form dieses entstehenden Fragments ist grundsätzlich abhängig von den zugrundeliegenden Rissen, aber aufgrund der durch Form und Innendruck erzeugten Spannungen 5.2.2 scheint eine eckige Form wahrscheinlich: Die dominanten Spannungen in der Rohrwand sind Zugspannungen in Umfangsrichtung der Rohrwand, wodurch die Bildung von Längsrissen begünstigt wird. Werden zwei parallele Anrisse durch Querrisse verbunden, definiert diese geschlossene Kette ein Rechteck wie es in der Mehrzahl der Simulationen angenommen wurde. Als Ausgangszustand für jeden dieser Fälle werden die normalen Betriebsbedingungen angenommen: Ein Systemdruck von 25 MPa und Temperaturen wie im normalen stationären Betrieb.

5.1. Austretender Massenstrom

5.1.1. Simulation des Gesamtsystems (APROS)

Zusätzlich zu den Zuständen außerhalb des thermodynamischen Gleichgewichts ist bei größeren Löchern die Druckänderung im System nicht mehr vernachlässigbar. Aus diesem Grund wurden sowohl kleine als auch große Lecks in einem Modell des Gesamtsystems simuliert. Insgesamt wurden die Lochdurchmesser 1; 2; 5; 7; 9; 20; 25 und 30 mm von M. Raqué in einem in Abschnitt 3.5.1 sowie [RWSH10] und [Raq14] beschriebenen APROS Modell mit einer Zeitschrittweite von 10 μ s simuliert.

Bei diesen Simulationen wurde das Loch als Rohrstück mit einem Ventil am äußeren Ende nahe dem Kopfstück in die Simulation eingebaut. Dieses Ventil ist zunächst geschlossen, wird aber nach einer Einlaufzeit innerhalb von 10 ms geöffnet und ermöglicht danach ein freies Ausströmen nach außen. Ausgelesen wurden jeweils die Verläufe des Massenstroms durch das Leck, des Drucks am Leckeintritt und der Dichte am Leckaustritt. Die Reaktionskraft wurde nach Formel 5.1 berechnet aus Massenstrom \dot{m} und Austrittsgeschwindigkeit u_a bzw. Austrittsdichte ρ_a und Querschnittsfläche A berechnet. Die zeitlichen Verläufe des Drucks am Leckeintritt, Massenstrom, Austrittsdichte und Reaktionskraft sind für die ersten 500 ms nach der Lecköffnung in Abbildung 5.1 gezeigt.

$$F_R = \dot{m} \cdot u_a = \frac{\dot{m}^2}{A \cdot \rho_a} \quad \text{wobei gilt} \quad u_a = \frac{\dot{m}}{A \cdot \rho_a}. \quad (5.1)$$

Bei einem Lochdurchmesser von einem und zwei Millimetern ist auf dieser Zeitskala die Abschätzung eines konstanten Innendrucks noch zutreffend, es stellt sich ein relativ stationärer Zustand ein. Die Austrittsdichte bleibt bei relativ konstanten $740 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$, was auf einen Dampfanteil von oder nahe null hinweist, der Massenstrom beträgt ebenfalls konstante 0,07 bzw. 0,29 $\frac{\text{kg}}{\text{s}}$.

Wird das Loch in mehreren Schritten auf 9 mm vergrößert, schwanken Druck und Massenstrom aufgrund der durch den schnellen Druckverlust erzeugten Druckwelle entlang von Kanal 1 und Versorgungsleitung (Line 1) zunächst stark. Diese Schwankungen klingen aber nach ca. 0,2 s ab und der Druck fällt langsam weiter. Die Dichte bleibt weiterhin hoch und nahezu konstant, da der Druck vor dem Austritt nie den Sättigungsdruck unterschreitet.

Für große Löcher ab 15 mm ergibt sich ein sehr schneller Druckabfall auf den Sättigungsdruck, der dann mit nur kleinen Schwankungen gehalten wird. Trotz der unterschiedlichen Öffnungsquerschnitte sind die Verläufe der Massenströme beinahe identisch, da bei diesen Lochgrößen nicht mehr das Leck, sondern der Rest des Kreislaufs, vor allem die Einbauten im Druckrohr, den Wasseraustritt bestimmt. Wie bei den kleineren Löchern laufen auch hier Störungen durch Kanal 1 und Line 1. Da hier kein reines flüssiges Wasser sondern ein Zweiphasengemisch vorliegt, manifestiert sich diese Störung weniger als Druck- sondern primär als Dichtewelle, die sich mit der – jetzt erheblich niedrigeren – Schallgeschwindigkeit ausbreitet.

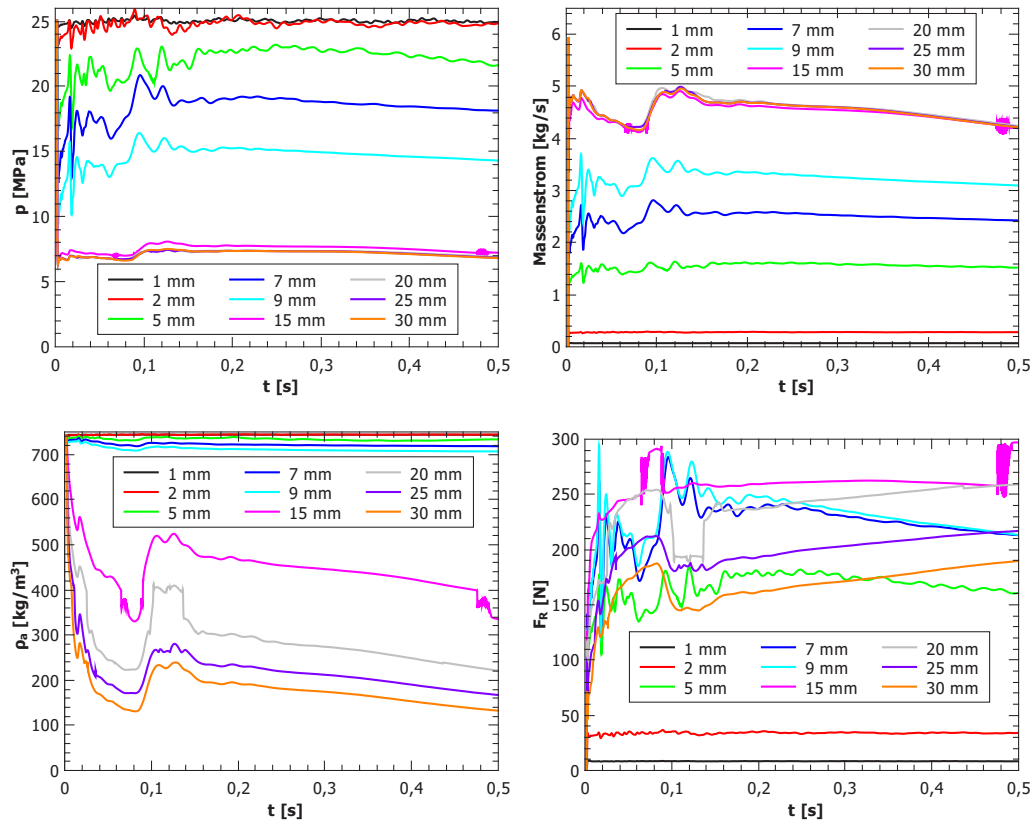


Abbildung 5.1.: Verlauf von Druck, Massenstrom, Austrittsdichte und Reaktionskraft für verschiedene Lochdurchmesser [ZRS13]

Die Reaktionskraft des Strahls F_R wurde aus Massenstrom \dot{m} , Querschnittsfläche A und Dichte ρ berechnet. Hierbei fällt auf, dass die Kraft nie 300 N überschreitet: Bei kleinen Lecks sind die Dichte und der Druck vor dem Leck hoch, während Querschnitt und damit Massenstrom gering sind und erst mit zunehmender Leckgröße steigen. Da der Massenstrom quadratisch in die Kraft eingeht, steigt die Kraft stetig an. Bei großen Lecks ist dagegen der Massenstrom konstant, während die Dichte bei zunehmender Leckgröße fällt. Da die fallende Dichte durch den zunehmenden Querschnitt überkompensiert wird, fällt die Reaktionskraft hier bei zunehmender Leckgröße, so dass sich die maximale Reaktionskraft im Bereich zwischen 10 und 15 mm ergibt.

5.1.2. Duktiles Versagen des Fußstücks

Das maximale angenommene Versagen ist ein Abreißen des unteren Abschlusses des Druckrohrs mit bzw. ohne einem gleichzeitigen Versagen der Trennung zwischen den Kanälen 1/2 und 3/4 (Abbildung 5.2 viertes Bild unten) aufgrund eines Versagens der umlaufenden Schweißnaht. Nach dem Verlassen des Druckrohrs muss das Wasser noch den Ringspalt zwischen Druck- und Außenrohr durchqueren um ins Freie, d. h. in den Reaktor auszutreten. Dieser Fall erzeugt zwar eine sehr hohe Belastung für die Befestigung des Druckrohrs, erzeugt aber kein horizontal weggeschleudertes Fragment. Da dieser Fall damit außerhalb des Kernthemas der Arbeit steht, wird er hier nur angerissen.

Unterstellt man ein duktiles Versagen der Schweißnaht am unteren Ende des Druckrohrs, klappt die abschließende Kappe seitlich weg und ein Leck mit erheblichem effektiven Querschnitt öffnet sich. Aufgrund des daraus resultierenden sehr schnellen Druckabfalls versagt in der Folge wahrscheinlich auch das innere Leitrohr und sämtliche Kanäle entleeren sich in den unteren Teil des Außenrohrs. Da Druckrohr und Leitungen mit über 300°C

heißem Wasser gefüllt sind, füllt sich dieses Volumen zunächst mit Dampf, durch die Wärmeabfuhr nach außen in den Reaktorpool und das aus den Druckspeichern nachgespeiste kalte Wasser fällt die Temperatur allerdings schnell.

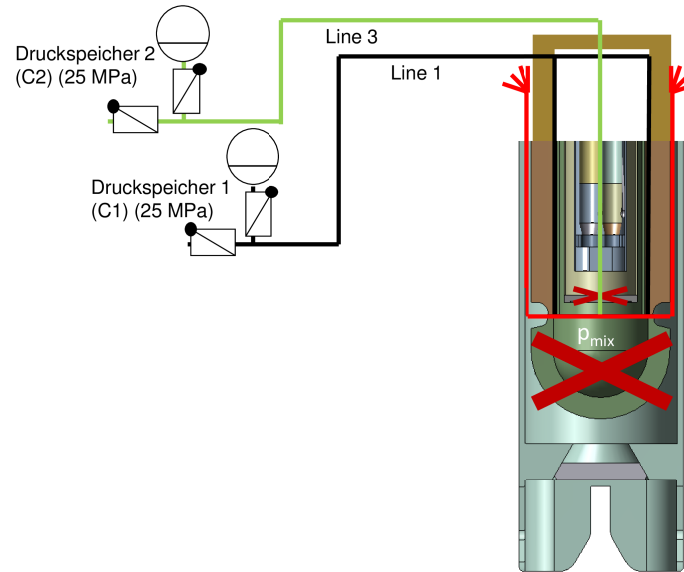


Abbildung 5.2.: Strömung bei einem Versagen des unteren Druckrohrabschlusses und der Trennung zwischen den Kanälen 1/2 und 3/4 [ZRS13], Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Simuliert man den transienten Druckverlauf zweiphasig in APROS, ergibt sich der Druck- und Massenstromverlauf in Abbildung 5.3 (links): Ein schneller Anstieg nachdem der Leerraum gefüllt ist, ein kurzes Druckplateau mit einem Maximum von ca. 9,4 MPa und ein langsamer Druckabfall.

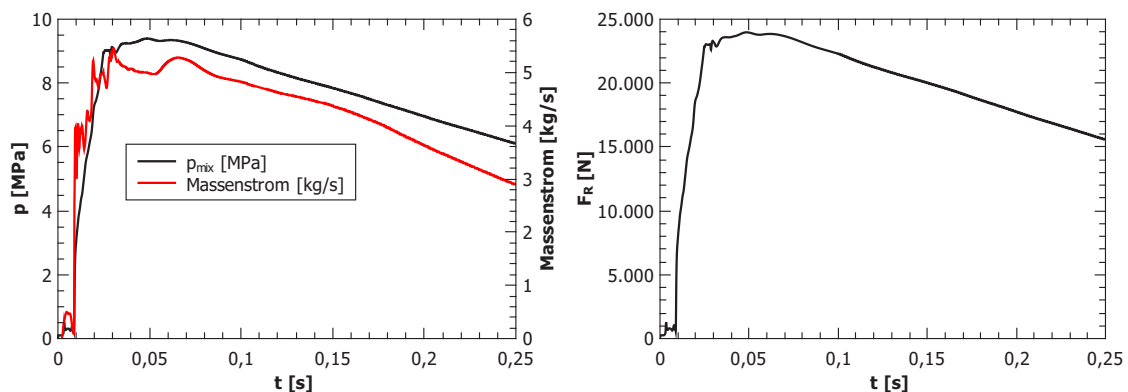


Abbildung 5.3.: Zeitlicher Verlauf von Massenstrom, Druck im unteren Bereich des Außenrohrs p_{mix} (links, [ZRS13]) und Reaktionskraft F_R bei einem Versagen des unteren Druckrohrabschlusses

Wie bei einem Hydraulikzylinder wirkt durch diesen Druck eine nach oben gerichtete Kraft von ca. 24 kN. Wie in [ZRS13] erläutert, ist ein entsprechend ausgelegter Druckrohrhalter in der Lage, dieser Belastung unter minimaler Verformung standzuhalten. Für einen derartigen Halter stellen die erheblich geringeren horizontalen Kräfte bei einem duktilen Versagen in der Rohrwand kein größeres Problem dar, auch eine horizontale Kraft von 1000 N bewirkte nur minimale und lokale Verformungen, die maximale Verschiebung betrug weniger als 2 mm.

5.2. Mechanische Spannungen im Druckrohr

Für die Bestimmung der Deformation des Druckrohres wird die Verformung zunächst grob abgeschätzt und danach verschiedene Belastungsfälle in ANSYS simuliert. Wie in Abschnitt 2.2 vorgestellt, besteht das Rohr aus 08Ch18N10T und ist bei einem Außenradius von 28,5 mm und einer Wandstärke von 9 mm ca. 4,7 m lang.

Auf das Rohr wirken verschiedene, sich überlagernde Belastungen: im Normalbetrieb Innendruck und Eigengewicht. Bei einem Leck kommt noch die Reaktionskraft des entweichenden Wasserstrahls hinzu, die eine einseitige Verformung des Druckrohrs bewirkt.

Zunächst wird zum Vergleich der FE-Simulation mit analytischen Berechnungen ein sehr stark vereinfachter Fall betrachtet: Das Druckrohr ist am oberen Ende fest eingespannt und hängt ansonsten frei ohne weitere Hindernisse im Raum. Hierbei wird weder die Elastizität der Befestigung noch das Vorhandensein irgendwelcher anderer Komponenten berücksichtigt.

5.2.1. FEM Berechnung mit ANSYS

Die beiden relevanten statischen Belastungen Innendruck und Biegung wurden statisch in ANSYS Workbench simuliert. Die verwendete Randbedingung war eine feste Einspannung an oberen Ende. Die Kraft für die Biegung wurde so angesetzt, dass der Hebelarm maximal ist, nämlich am unteren Ende: dem Übergang zwischen zylindrischer und halbkugelförmiger Geometrie. Die Gewichtskräfte wurden hier vernachlässigt.

Um die Berechnungen zu beschleunigen, wurde für die Simulation des ganzen Rohrs zunächst ein relativ grobes Netz verwendet (dargestellt in Abbildung 5.4). Genauere Spannungswerte, die mit den Ergebnissen der analytischen Rechnung sehr gut übereinstimmen, wurden erzielt, indem ein kurzes Rohrstück mit feinerem Netz (Abbildung 5.5) und den entsprechenden Randbedingungen (Innendruck, Biegemoment) simuliert wurde.

5.2.2. Innendruck

Aufgrund der im Vergleich zum Durchmesser nicht vernachlässigbaren Wandstärke sind die bekannten Formeln für dünnwandige Kessel hier nicht anwendbar. Die durch den Innendruck p bei vernachlässigtem Außendruck induzierten Spannungen in Umfangs- (σ_u) und Radialrichtung (σ_r) variieren innerhalb der Wandung in Abhängigkeit von der Radiuskoordinate r , die Spannung in Längsrichtung σ_l bleibt konstant¹.

Die Beziehungen lauten folgendermaßen ([Sch70]):

$$\sigma_u(r) = p \cdot \frac{(r_a/r)^2 + 1}{(r_a/r_i)^2 - 1} \quad \sigma_r(r) = -p \cdot \frac{(r_a/r)^2 - 1}{(r_a/r_i)^2 - 1} \quad \sigma_l = p \cdot \frac{1}{(r_a/r_i)^2 - 1} \quad (5.2)$$

Wie auch in Abbildung 5.6 ersichtlich, erreichen die Spannungen in Umfangs- und Radialrichtung ihre Extremwerte $\hat{\sigma}$ jeweils an der Innenwand.

$$\hat{\sigma}_u = 69,01 \text{ MPa} \quad \hat{\sigma}_r = -p = -25 \text{ MPa} \quad \sigma_l = 22 \text{ MPa} \quad (5.3)$$

Hieraus ergibt sich gemäß Gleichung 5.4 ([GF07]) eine maximale von Mises Vergleichsspannung $\hat{\sigma}_{V,vM}$ von 81,42 MPa.

$$\sigma_{V,vM} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - (\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_x \cdot \sigma_z + \sigma_y \cdot \sigma_z) + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (5.4)$$

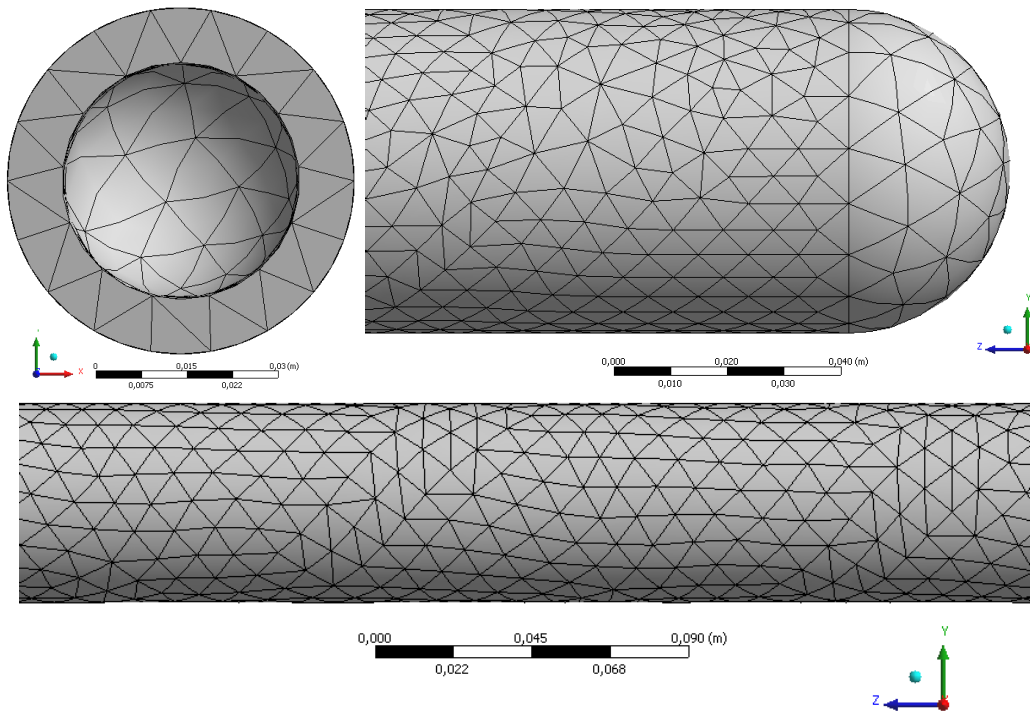


Abbildung 5.4.: grobes Netz

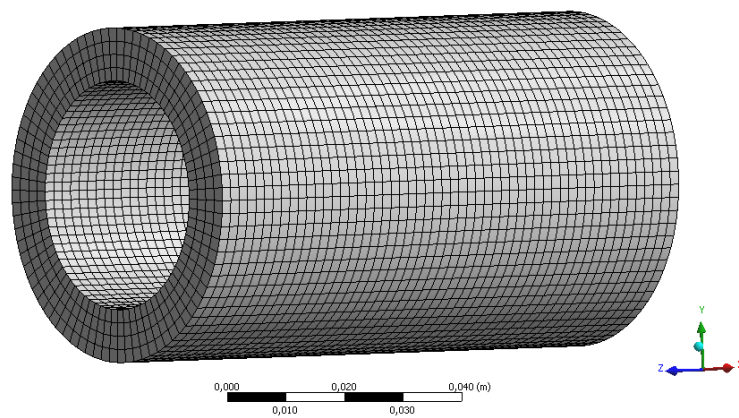


Abbildung 5.5.: feines strukturiertes Netz

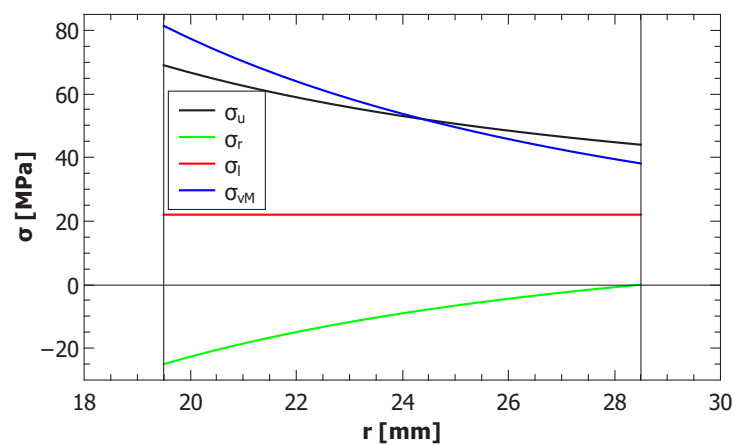


Abbildung 5.6.: Spannungen in der Rohrwand aufgrund des Innendrucks

Am unteren Ende ist das Rohr durch eine Hohlhalbkugel mit denselben Innen- und Außenradien verschlossen. Für diese Geometrie gelten die folgenden Beziehungen ([Sch70])²:

$$\sigma_u(r) = p \cdot \frac{0,5 \cdot (r_a/r)^3 + 1}{(r_a/r_i)^3 - 1} \quad \sigma_r(r) = -p \cdot \frac{(r_a/r)^3 - 1}{(r_a/r_i)^3 - 1} \quad (5.5)$$

Auch hier werden die Spitzenwerte an der Innenwand erreicht.

$$\hat{\sigma}_u = 30,17 \text{ MPa} \quad \hat{\sigma}_r = -p = -25 \text{ MPa} \quad \hat{\sigma}_{V,vM} = 55,17 \text{ MPa} \quad (5.6)$$

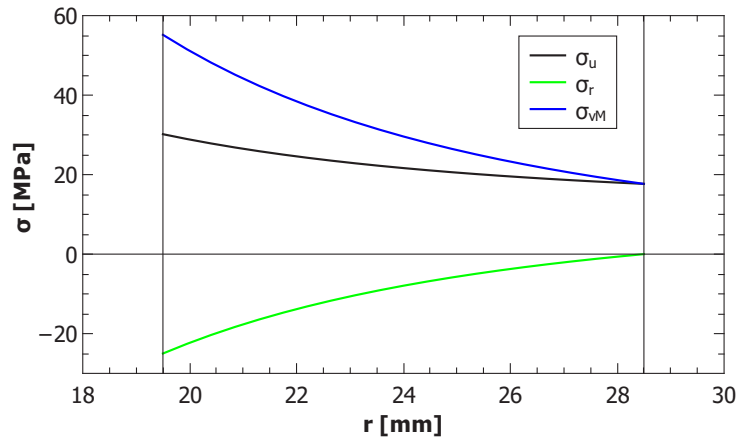


Abbildung 5.7.: Spannungen in der Hohlhalbkugel aufgrund des Innendrucks

Die Simulation der Belastung der Zylindergeometrie durch den Innendruck ergibt mit dem feineren Netz eine sehr genaue Übereinstimmung mit der analytischen Rechnung (5.2.2). Vergleichsspannung und Komponenten zeigen, abgesehen von den Zugspannungsbereichen der kleinsten Hauptspannung, die erwarteten Werte und Verläufe.

¹Zum Vergleich: Für dünnwandige Kessel gilt nach [Gro14] $\sigma_u = p \cdot \frac{r_i}{r_a - r_i}$ und $\sigma_l = \frac{1}{2} \cdot p \cdot \frac{r_i}{r_a - r_i}$, σ_r wird vernachlässigt. Diese Spannungen sind über den Querschnitt konstante 54,16 MPa (σ_u) bzw. 27,08 MPa (σ_l).

²Für dünne Kugelschalen gilt entsprechend nach [Gro14] $\sigma_u = \frac{1}{2} \cdot p \cdot \frac{r_i}{r_a - r_i} = 27,08 \text{ MPa}$.

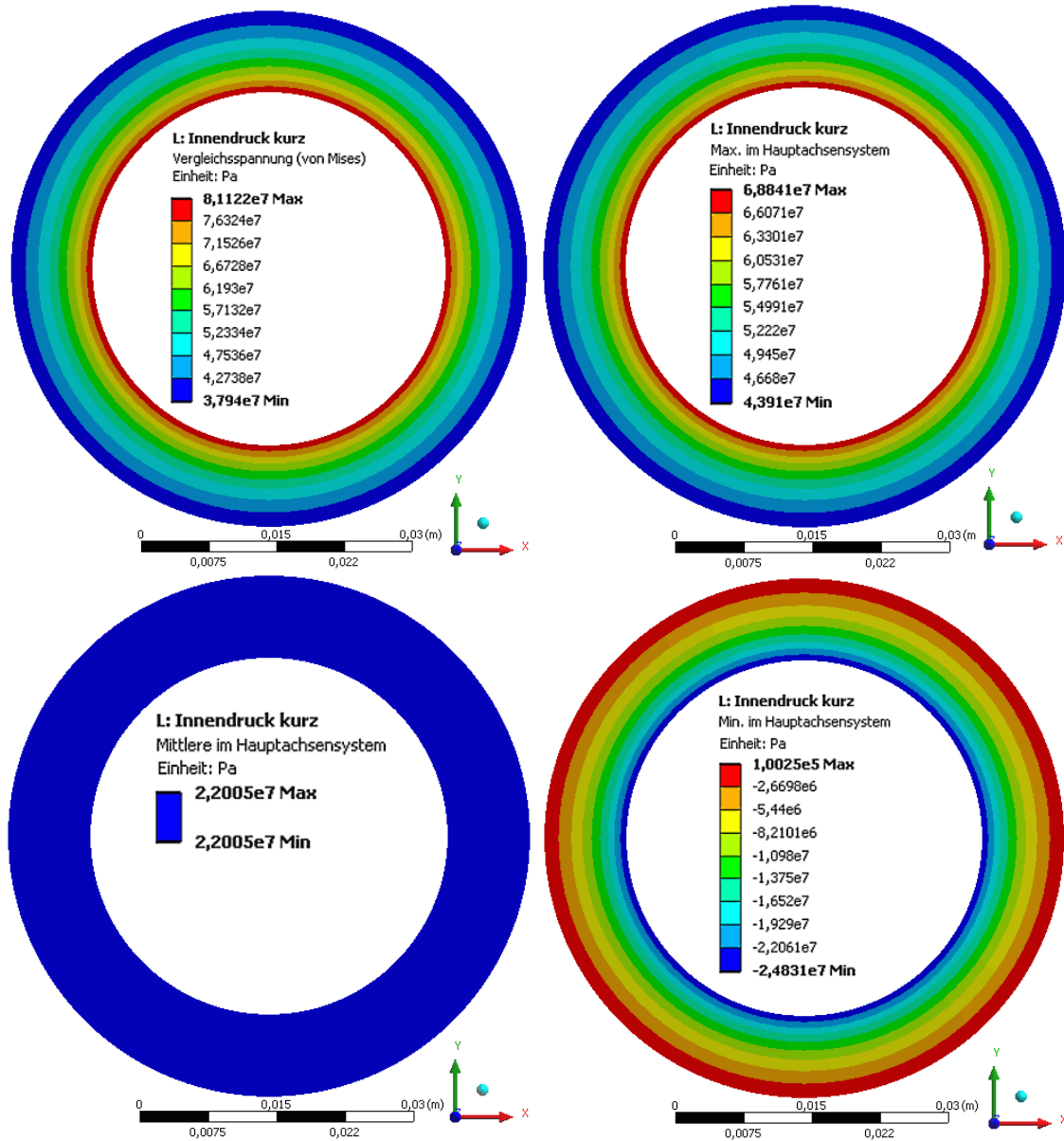


Abbildung 5.8.: Vergleichs- und Hauptspannungen für einen Innendruck von 25 MPa, simuliert mit feinem Netz

5.2.3. Eigengewicht

Der zylindrische Querschnitt des Druckrohrs hat eine Fläche von 1357 mm^2 . Bei einer Dichte des Materials von $7,85 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ ergibt sich daraus ein Längengewicht von $10,654 \frac{\text{kg}}{\text{m}}$. Der untere Abschluss des Druckrohrs besteht aus einer halben Hohlkugel mit einem Volumen gemäß Formel 5.7 und damit einer Masse von 259 g.

$$V_{\text{Hohlhalbkugel}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot (r_a^3 - r_i^3) \quad (5.7)$$

Das 4,7 m lange Druckrohr hängt senkrecht. Damit tritt die maximale aus dem Eigengewicht (50,33 kg) resultierende Zugspannung von 0,364 MPa am oberen Ende auf.

5.2.4. Biegung bei duktilem Versagen unter Betriebsdruck

Im Normalbetrieb hängt das Druckrohr senkrecht und ist daher keinen Biegekräften ausgesetzt. Bildet sich allerdings ein Leck, durch das Wasser ausströmt, würde sich das Druckrohr

unter Vernachlässigung der Umgebung aufgrund der dann wirkenden Reaktionskräfte (angegeben in Abbildung 5.1) nach den Gesetzen der technischen Mechanik ([Gro11], [Gro14]) verbiegen. In der Realität ist das Druckrohr allerdings fast auf seiner ganzen Länge vom Außenrohr umgeben, das am unteren Ende festgehalten wird. Dies behindert einerseits das Ausströmen aus dem Leck, da das Wasser nicht frei entweichen kann, andererseits wird durch die Abstützung eine Auslenkung der Druckrohrspitze um mehr als 3 mm verhindert. Die Ausführungen in diesem Abschnitt illustrieren daher zwar als Gedankenexperiment die Verformbarkeit eines derartig langen und schlanken Rohres, sind aber für dessen reales Verhalten eher unbedeutend.

Eine Kraft F , die an einem einseitig eingespannten Balken in der Entfernung l von der Befestigung angreift, erzeugt ein Biegemoment M_b . Dieses Biegemoment erzeugt Spannungen im Material, die sich mit den Spannungen aufgrund anderer Belastungen zur Gesamtbelastung überlagern.

Die Normalspannungen infolge des Biegemoments nehmen mit dem Abstand z zur Mittelebene und der Entfernung zum Angriffspunkt der Kraft zu.

$$M_b = F \cdot l \quad (5.8)$$

$$\sigma_N(z) = \pm \frac{M_b}{I_y} \cdot z \quad (5.9)$$

$$I_y = \frac{\pi}{64} \cdot (d_a^4 - d_i^4) \quad (5.10)$$

Die Querkraft erzeugt auch Schubspannungen τ im Material. Diese sind aber bei langen Körpern nur von untergeordneter Bedeutung. Falls die Verlängerung des Kraftvektors nicht durch den Mittelpunkt des Profils verläuft, kann zusätzlich Torsion auftreten.

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (5.11)$$

Das Druckrohr ist an seinem oberen Ende befestigt, der maximale Hebelarm (4,7 m) und damit maximale Spannungen ergeben sich daher für ein Leck am unteren Ende. Mit dieser Situation als Ausgangspunkt ergeben sich für beispielhafte Reaktionskräfte folgende Momente und Spannungen:

Tabelle 5.1.: Biegespannungen für verschiedene Kräfte

F_R [N]	0,722	6,32	88,6	100	300
$M_{b,max}$ [Nm]	3,393	29,70	416,4	470,0	1410
$\sigma_{N,max}$ [MPa]	0,239	2,092	29,33	33,10	99,319
τ [kPa]	0,532	4,6568	65,283	73,683	221,05
$\sigma_{V,vM}$ [MPa]	0,239	2,092	29,33	33,11	99,320

Die Auslenkung $w(s)$ sowie deren Steigung $w'(s)$ können mit den Formeln 5.12 ([GF07]) und 5.13 berechnet werden.

$$w(s) = \frac{F \cdot l^3}{6 \cdot E \cdot I_y} \cdot \left[2 - 3 \cdot \frac{s}{l} + \left(\frac{s}{l} \right)^3 \right] \quad (5.12)$$

$$w'(s) = \frac{F \cdot l^3}{6 \cdot E \cdot I_y} \cdot \left[-\frac{3}{l} + 3 \cdot \frac{s^2}{l^3} \right] \quad (5.13)$$

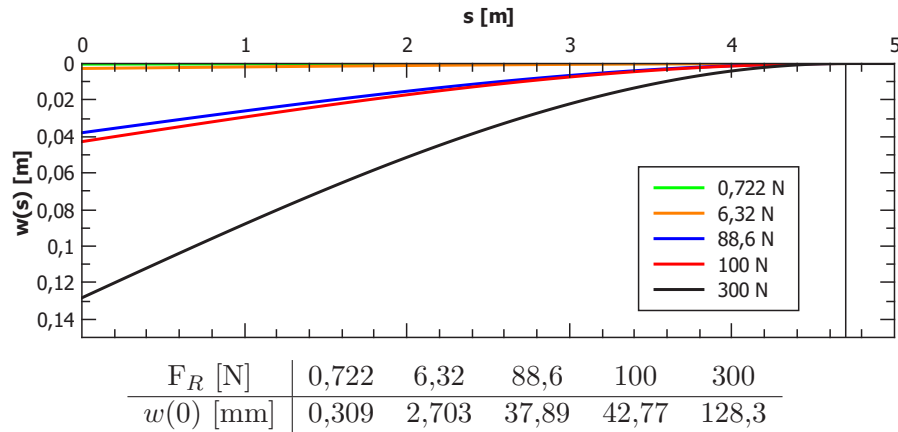


Abbildung 5.9.: Biegelinien infolge verschiedener Reaktionskräfte

Hierbei ist E der Elastizitätsmodul des Materials und x die Entfernung vom Kraftangriffspunkt in Richtung der Einspannung. Wenn im Bereich $x < 0$ keine zusätzlichen Biegemomente wirken, ist die weitere Biegelinie eine Gerade mit der Steigung $w'(x = 0)$.

Zur besseren Veranschaulichung wurde das am oberen Ende eingespannte Druckrohr in ANSYS modelliert, wobei eine Biegekraft von 100 N am unteren Ende des Druckrohrs angreift. Die Verlängerung des Kraftvektors verläuft durch den Mittelpunkt des Querschnitts. Die Dehnung ist mit 0,01% gering, aber aufgrund der großen Länge tritt, wie in Abbildung 5.10 erkennbar, am Ende trotzdem eine Verschiebung von 51,8 mm auf. Unabhängig von der Abweichung zum analytisch berechneten Ergebnis, vermutlich in Folge der sehr groben Vernetzung, zeigen diese Ergebnisse sowohl die geringe Biegesteifigkeit des Druckrohrs als auch die begrenzte Relevanz dieser Modellierung: Nach Gleichung 5.12 würde bereits eine Kraft von 7 N am unteren Ende des Druckrohrs zu einer Auslenkung von 3 mm und damit zu einer Berührung des Außenrohrs führen.

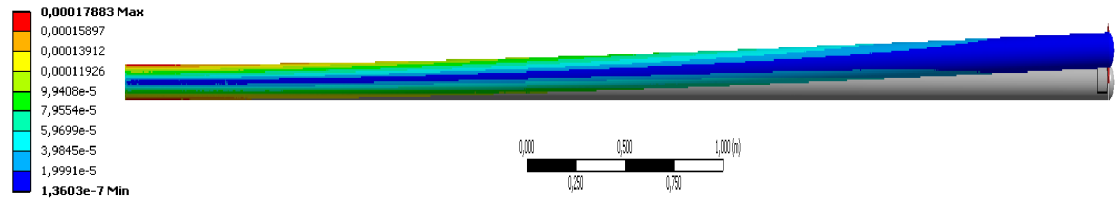


Abbildung 5.10.: Verschiebung (maßstabsgerecht) und Dehnung (Farbskala) bei einer Biegekraft von 100 N, unverformte Geometrie grau, Bild in Längsrichtung gestaucht

5.3. Sprödes Versagen des Druckrohrs bei Betriebsdruck

Es wurde in einer vereinfachten Geometrie (kurzer Ausschnitt, zunächst kein umgebendes Wasser) simuliert, ob das Außenrohr in der Lage ist, Fragmente, wie sie bei einem spröden Versagen des Druckrohrs auftreten können, zu stoppen. Diese Versagensart ist aufgrund des verwendeten Materials zwar unwahrscheinlich, die Folgen müssen aber trotzdem betrachtet werden.

Für die Festigkeit des äußeren Aluminiumrohrs wurden die unteren Werte der Bereiche für Streckgrenze und Zugfestigkeit aus Tabelle 4.6 verwendet, das Versagenskriterium war eine plastische Dehnung von 8 %. Aufgrund der geringen erwarteten Eigenschaftsveränderungen im Kernbereich und der Tatsache, dass der überwiegende Teil des Außenrohrs sich außerhalb des Kerns befindet, wurden immer die Materialeigenschaften für unbestrahltes Material verwendet. Die simulierte Geometrie besteht aus zwei konzentrischen Zylindern, die Druck- und Außenrohr repräsentieren. Der unbewegt bleibende Teil des Druckrohrs wird festgehalten, während sich Fragment und Außenrohr frei bewegen können. Zur Erzeugung der Fragmente wurden in der Geometrie einfach die entsprechenden Stücke vom restlichen Druckrohr getrennt und die Simulation mit der mit APROS berechneten, der Lochgröße entsprechenden Betriebsdrucktransiente (Abschnitt 5.1.1, Abbildung 5.1) gestartet.

Der Druck beschleunigt das Fragment zunächst frei, bis es auf das Außenrohr trifft und dieses ebenfalls beschleunigt. Beide werden abgebremst, sobald die dem Austrittsort abgewandte Seite des Außenrohrs das Druckrohr berührt. Jetzt gibt es prinzipiell drei Möglichkeiten:

- Das Außenrohr hält stand und stoppt das Fragment.
- Das Außenrohr reißt an der Kontaktlinie mit dem Druckrohr.
- Das Außenrohr wird vom Fragment durchschlagen.

Eine einfache Abschätzung der auftretenden Geschwindigkeiten ist möglich, indem eine freie Beschleunigung über 3,5 mm (Spaltbreite) bzw. 7 mm (doppelte Spaltbreite) angenommen wird. Die Bremswirkung des Aluminiumrohrs aufgrund seiner Masse, nachdem das Fragment den Luftspalt durchquert hat, wird bei den 7 mm vernachlässigt.

Wie aus Formel 5.14 ersichtlich, kann man die Abhängigkeit der Beschleunigung a des Fragments von seiner Masse m und der treibenden Kraft F umformulieren in eine Funktion von Druck p , Wanddicke h und Materialdichte ρ . Die Fläche, hier die normal zum Bewegungsvektor projizierte Fläche \bar{A} , wird herausgekürzt. Die Umformung der Formel für die zurückgelegte Strecke s bei konstanter Beschleunigung a beziehungsweise konstantem Druck p ergibt die Beschleunigungszeit t (Formel 5.15). Aus dieser kann man die Auftreffgeschwindigkeit u für die Annahme einer konstanten Beschleunigung berechnen.

$$F = m \cdot a \quad \Rightarrow \quad a = \frac{F}{m} = \frac{p \cdot \bar{A}}{\bar{A} \cdot h \cdot \rho} = \frac{p}{h \cdot \rho} \quad (5.14)$$

$$s = \frac{1}{2} a \cdot t^2 \quad \Rightarrow \quad t = \sqrt{2 \cdot \frac{s}{a}} \quad (5.15)$$

$$u = a \cdot t \quad (5.16)$$

Setzt man diese Geschwindigkeiten sowie die Geometrieparameter aus Tabelle 5.3 in die Formeln aus Abschnitt 3.1 ein, erhält man die in Tabelle 5.4 angegebenen Ergebnisse.

Die Werte der Schadenszahl (Gl. 3.2) liegen in dem Bereich, in dem die Wichtigkeit lokaler Effekte zunimmt, aber gleichzeitig das globale Verhalten des Ziels noch wichtig ist. Schon das Einsetzen in die nächste Formel (3.3) ist allerdings problematisch, da das Außenrohr zwar einen Radius hat, der aber kein (direktes) Maß für die Größe des Ziels darstellt.

Tabelle 5.2.: geschätzte Auftreffgeschwindigkeiten für verschiedene Beschleunigungsstrecken und einen konstanten Druck von 25 MPa

Beschleunigungsstrecke	$a \left[\frac{m}{s^2} \right]$	$t \left[s \right]$	$u \left[\frac{m}{s} \right]$
3,5 mm	353 857	$1,411 \cdot 10^{-4}$	49,61
7 mm		$1,995 \cdot 10^{-4}$	70,16

Wickelt man das Außenrohr unter Vernachlässigung des Kernbereichs zu einer ebenen Fläche ab, erhält man ein 3 mm dickes, 21,7 cm breites und ca. 4 m langes Rechteck, dessen Fläche einem Kreis mit dem Radius R oder einem Quadrat der Kantenlänge S entspricht. Formel 3.3 liefert für diesen Radius in beiden Fällen ein $\frac{t_h}{t_p} \gg 1$, also die Aussage, dass lokale Effekte das Ergebnis dominieren.

Die kritischen Energien und resultierenden kritischen Geschwindigkeiten unterscheiden sich abhängig von der verwendeten Gleichung allerdings erheblich; diese Modelle sind daher für diesen Fall nicht zuverlässig. Da zusätzlich selbst diese unzuverlässige Abschätzung im (interessanteren) Kernbereich aufgrund der geometriebedingt schwankenden Wandstärke nicht anwendbar ist, wurde eine Finite-Elemente-Simulation mit ANSYS Workbench durchgeführt.

Tabelle 5.3.: Geometrieparameter für Abschätzungen nach Abschnitt 3.1

$\rho_{Projektil} = 7920 \frac{kg}{m^3}$	$l = 0,009 \text{ m}$	$d = 0,03 \text{ m}$	$R_{eS,Ziel} = 240 \text{ MPa}$
$\rho_{Ziel} = 2700 \frac{kg}{m^3}$	$H = 0,003 \text{ m}$	$R = 0,525 \text{ m}$	$S = 0,931 \text{ m}$

Tabelle 5.4.: Ergebnisse für Gleichungen aus Abschnitt 3.1

	$v_0 = 50 \frac{m}{s}$	$v_0 = 70 \frac{m}{s}$			
Gl. 3.2	$\Phi = 0,0281$	$\Phi = 0,0551$	Gl. 3.5	$\Omega_{krit} = 14,12$	$v_{krit} = 12,04 \frac{m}{s}$
Gl. 3.3	$\frac{t_h}{t_p} = 143,75$	$\frac{t_h}{t_p} = 281,75$	Gl. 3.6	$\Omega_{krit} = 46,11$	$v_{krit} = 21,77 \frac{m}{s}$

5.3.1. Validierung der Simulation

Um die Simulation des Fragmenteinschlags zu validieren, wurden möglichst ähnliche Experimente nachsimuliert und die Ergebnisse verglichen. Hierzu diente eine Reihe von Experimenten, durchgeführt von Langseth und Larsen [LL94], bei denen das Auftreffen eines fallenden Bohrgestänges auf eine Luke im Deck einer Ölbohrplattform nachgestellt wurde. Hierbei traf eine Modellmasse mit einer zylindrischen Spitze mit verschiedenen Auftreffgeschwindigkeiten auf eine nachgestellte Luke, deren Material und Dicke ebenfalls variiert wurden. Eines der Materialien war die Legierung des Außenrohrs, allerdings mit abweichenden Werkstoffeigenschaften (Tabelle 5.5, Abbildung 5.11).

Der Fallkörper hatte eine Gesamtmasse von 49,54 kg, der Durchmesser des auftreffenden Endes betrug 36,5 mm. Das Ziel war eine quadratische Platte mit einer Kantenlänge von 620 mm mit einem verstärkenden Rahmen an der Unterseite. Diese wurde entlang eines Quadrats mit einer Kantenlänge von 530 mm abgestützt.

Abhängig von der Auftreffgeschwindigkeit des Fallkörpers wurde die Platte unterschiedlich stark verformt, es traten Risse um den Fallkörper auf oder es wurde sogar ein Stopfen herausgelöst (Versagenkriterium). Aus den Experimenten wurde die kritische Energie

bestimmt, bei der ein Versagen der Platte auftritt. Betrachtet wurden die Ergebnisse der Experimentserie B10 (Plattendicke 9,93 mm, Material AW-6082 T6).

Tabelle 5.5.: Werkstoffkennwerte für AW-6082 T6 für Plattendicken zwischen 10 und 25 mm [LL94]

E [GPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	ε_u [%]	$\frac{R_m}{R_{p0,2}}$
71–72	271–303	298–327	18–20	1,1

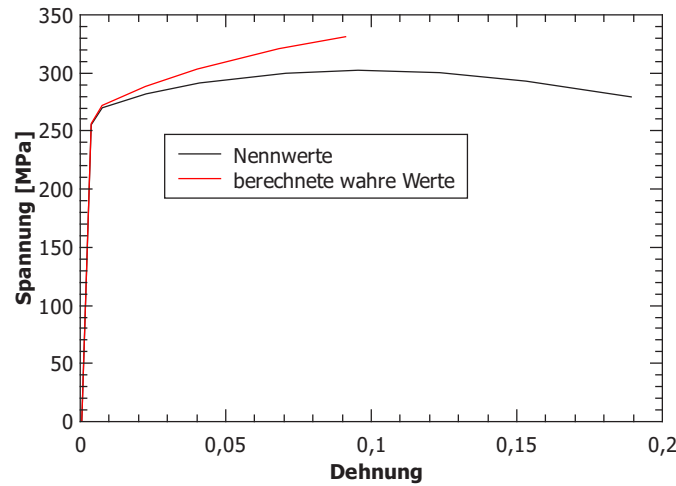


Abbildung 5.11.: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für AW-6082 T6 für eine Plattendicke von 10 mm [LL94] und berechnete wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve bis zum Beginn der Einschnürung (Gleichung 4.1)

Zunächst eine Abschätzung nach Abschnitt 3.1:

Die experimentell ermittelte, kritische kinetische Energie beträgt 2355 J. Daraus ergibt sich eine kritische Auftreffgeschwindigkeit von $u_k = 9,75 \frac{m}{s}$ und ein $\Omega_k = 9,251$. Liest man aus Abbildung 5.11 die Streckgrenze ab und setzt den Wert von 260 MPa als Fließspannung in Formel 3.2 ein, erhält man für die kritische Auftreffgeschwindigkeit ein Φ von 0,00099. Nach Tabelle 3.1 wäre also ein quasistatisches Verhalten mit ersten lokalen Effekten zu erwarten. Weiteres Einsetzen in Formel 3.3 ergibt in Übereinstimmung mit den Experimenten, bei denen die gesamte Platte durch das auftreffende Projektil verformt wurde, ein $\frac{t_h}{t_p} = 0,15$. Die Formel gilt für kreisförmige Platten, es wurde der Radius einer Platte mit der gleichen Fläche wie das abgestützte Quadrat eingesetzt.

Quantitativ zeigte Formel 3.6 wie erwartet mit einem $\Omega_k = 9,487$ eine gute Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Wert. Der mit Formel 3.5 errechnete Wert war dagegen bei einer größeren Abweichung kleiner ($\Omega_k = 7,466$). Da beide Formeln auch an diesem Experiment kalibriert wurden, ist es allerdings problematisch, aus diesem Vergleich auf die generelle Anwendbarkeit zu schließen, besonders bei abweichenden Materialeigenschaften.

Diese Experimente wurden wie das Außenrohr in ANSYS simuliert. Für das Aluminium wurden Werkstoffkennwerte aus der Veröffentlichung [LL94] verwendet, während der Fallkörper mit dem in der ANSYS Standardbibliothek enthaltenen Baustahl nachgebildet und als Anfangsbedingung mit verschiedenen Auftreffgeschwindigkeiten versehen wurde. Um die Länge des als einfachen Zylinder modellierten Fallkörpers zu verringern, wurde allerdings die Dichte verzehnfacht. Die Geometrie wurde zur Einsparung von Rechenzeit zu einem Viertel modelliert, wobei Bewegungen der Schnittflächen senkrecht zur Schnittebene

gesperrt wurden, während die äußeren Ränder fest eingespannt waren (In Abbildung 5.12 rot bzw. blau gekennzeichnet). Zusätzlich war die Platte kleiner als im Original und ohne Rahmen modelliert.

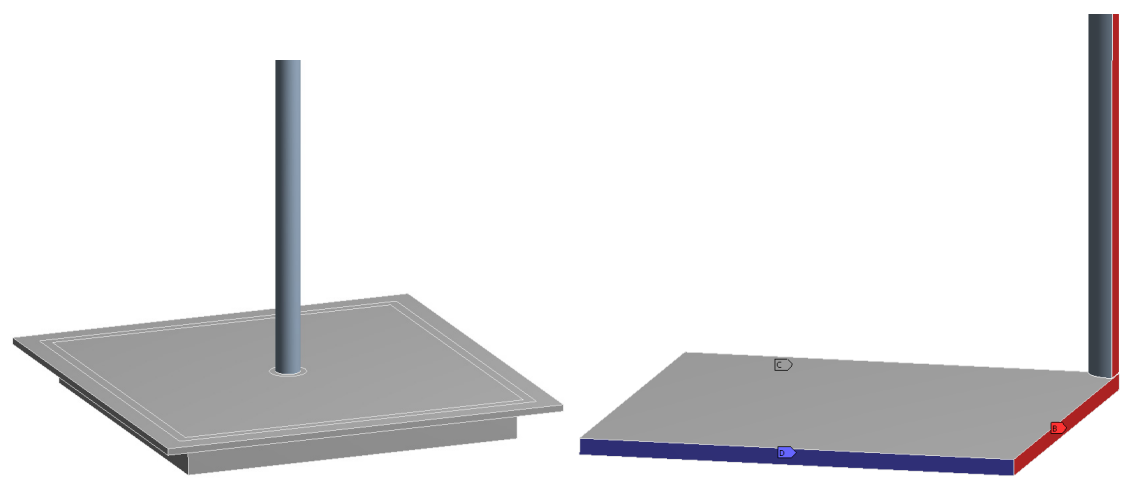


Abbildung 5.12.: Originale und für Simulation reduzierte Geometrie des Fallkörpertests beschrieben in [LL94]

Nachsimuliert wurden die Experimente mit nominal 10 mm dicken Platten (Fall B10 real 9,93 mm dick), wobei die Auftreffgeschwindigkeit 9 bzw. $10 \frac{m}{s}$ betrug. Die Vernetzung erfolgte als Strukturiertes Netz, dessen Maschenweite variiert wurde. Die Plattendicke dividiert durch die Maschenweite ergibt dabei die Anzahl von Elementschichten in der Platte, eine von absoluten Maßen unabhängige Größe, die zur Beschreibung des Netzes genutzt werden kann (Abbildung 5.13). Wie im Vergleich der Ergebnisse verschiedener Netze in Tabelle 5.6 und Abbildung 5.14 erkennbar, führte ein feineres Gitter zu einem Versagen bei geringeren Auftreffgeschwindigkeiten.

Tabelle 5.6.: Simulationsergebnisse für die Verifizierungsfälle: maximale Totaldehnung in der Platte bzw. Beschädigung

Plattendicke	Element- schichten	Auftreffgeschwindigkeiten		
		$9 \frac{m}{s}$	$9,5 \frac{m}{s}$	$10 \frac{m}{s}$
B10	1	7,7 %		9,9 %
	2	11 %		13,5 %
	3	13,2 %		16,2 %
	4	14,7 %	16,5 %	Anriss
	5	16,7 %	Anriss	Durchschlag
	6	17,5 %	Durchschlag	Durchschlag
	7	Anriss	Durchschlag	Durchschlag

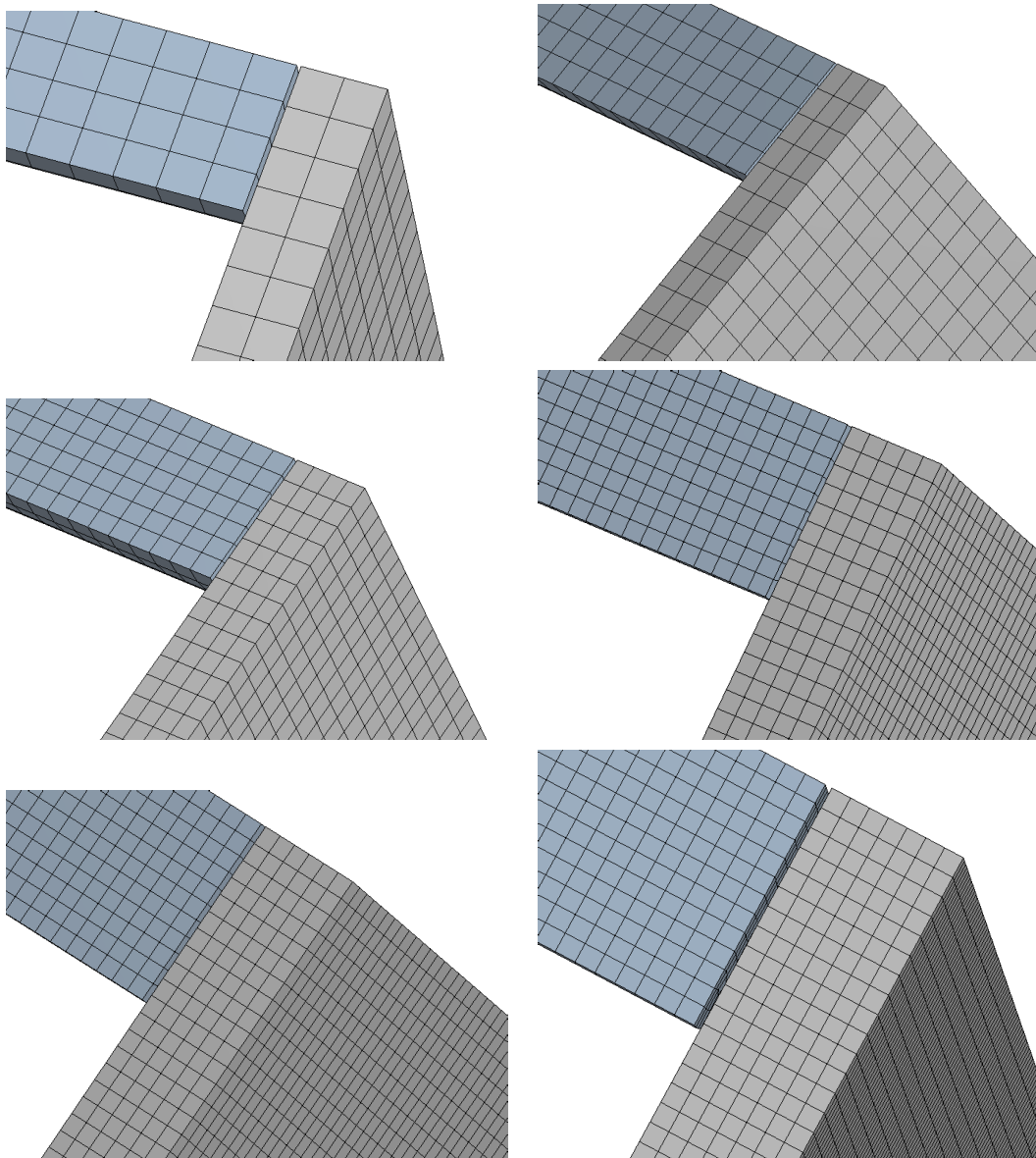


Abbildung 5.13.: Netze mit verschiedenen Netzgrößen: 2 – 7 Schichten

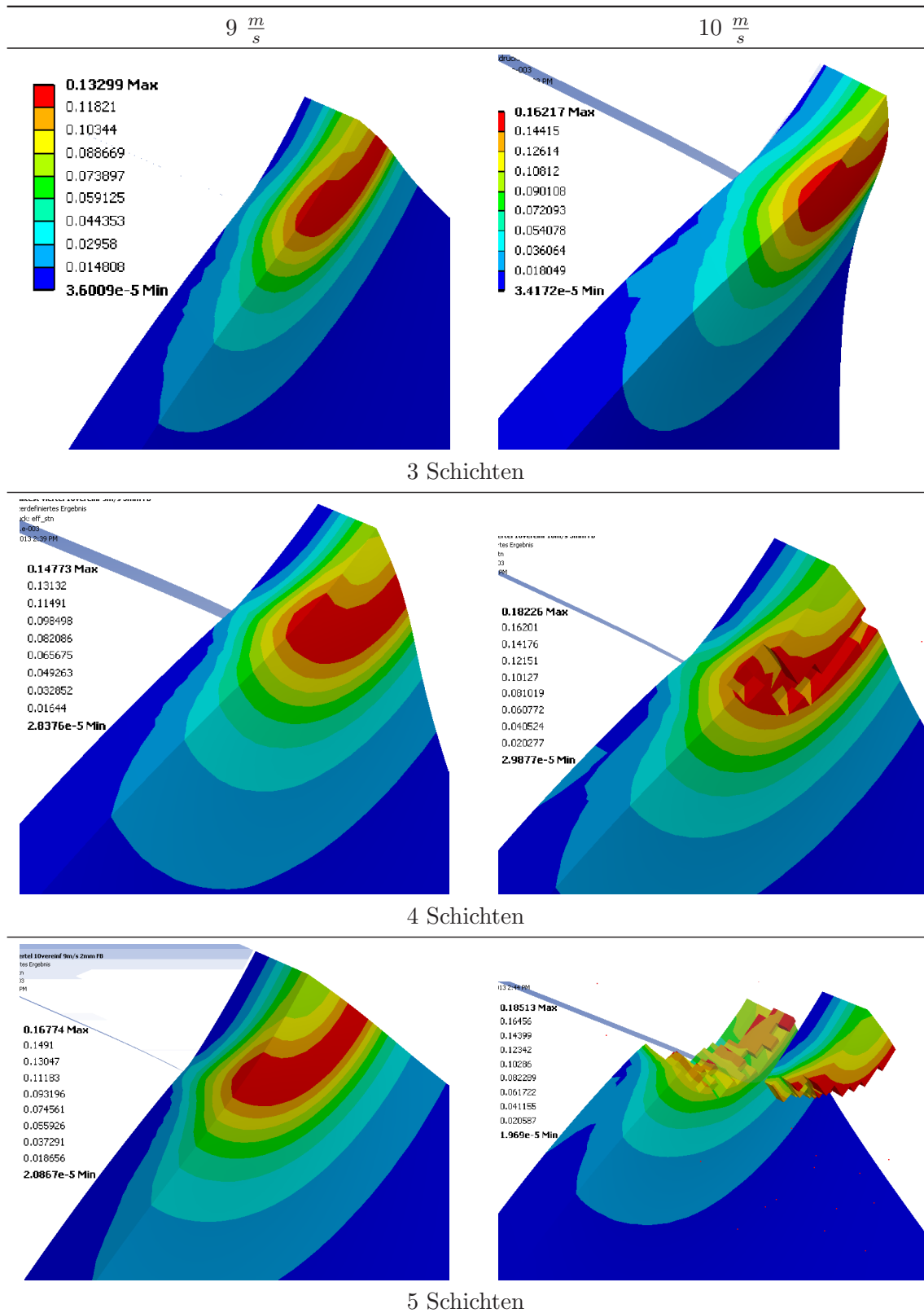


Abbildung 5.14.: Simulationsergebnisse für den Falltest mit verschiedenen Auftreffgeschwindigkeiten und Netzgrößen im Auftreffgebiet. Farbskala ist Totaldehnung.

Für den Fall B10 beträgt die kritische kinetische Energie 2355 J [LL94]. Daraus ergibt sich eine Auftreffgeschwindigkeit von $9,75 \frac{m}{s}$, ab der ein Versagen der Platte zu erwarten ist. Wie in Tabelle 5.6 zu erkennen ist, bildet ein lokales Gitter mit 5 oder 6 Schichten in der Platte (entsprechend einer Zellgröße von ca. 2 bzw. 1,66 mm) dies korrekt ab. Für eine genauere Betrachtung wurde für Netze ab 4 Schichten zusätzlich der Fall einer Geschwindigkeit von $9,5 \frac{m}{s}$ simuliert. Allerdings wurde die Platte bei 6 Schichten durchgeschlagen, so dass hier tendenziell von einer zu hohen resultierenden Dehnung ausgegangen werden kann. Daher werden die Ergebnisse für fünfschichtige Netze (in Abb. 5.16 links grün hinterlegt) als korrekt angenommen.

Zusätzlich wurde eine Netzverfeinerungsstudie am Beispiel eines 40 mm langen Ausschnitts des Druckrohrs mit einem zylindrischen 20 mm Fragment durchgeführt, wobei vergleichbare Ergebnisse erzielt wurden: Mit Ausnahme des einschichtigen Netzes nimmt die maximale Totaldehnung mit zunehmender Netzverfeinerung zu (Abbildungen 5.15, 5.16), möglicherweise aufgrund der sehr scharfen Ecke mit einem Winkel von 90° , die bei feinerer Vernetzung überhöhte Spannungen ergibt. Eine feinere Vernetzung des Fragments wirkt diesem Effekt in Grenzen entgegen.

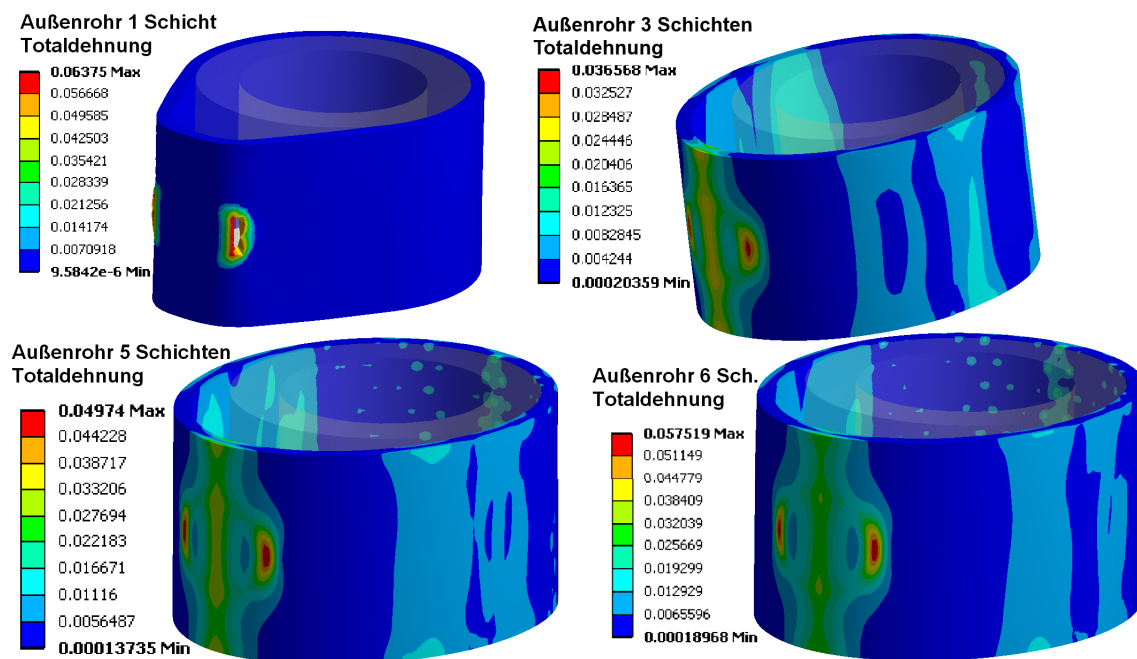


Abbildung 5.15.: Netzverfeinerungsstudie für die FQT-Geometrie, 40 mm Rohrlänge, Fragment 20 mm Zylinder mit 1, 3, 5 und 6 Schichten im Außenrohr. Farbskala ist Totaldehnung.

Abbildung 5.16 zeigt einen Vergleich der Ergebnisse beider Verfeinerungsstudien, aufgetragen sind jeweils die maximale in der Simulation aufgetretene Totaldehnung über der Anzahl der Zellschichten in der Platte bzw. dem Außenrohr. Bei (auch lokalem) Materialversagen wurde dabei der Datenpunkt oberhalb der markierten Versagensgrenze an den oberen Rand des Diagramms gesetzt. In beiden Fällen steigt die maximal auftretende Dehnung mit feineren Netzen an, allerdings verringert eine feinere Vernetzung des Fragments diesen Effekt.

Als Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit wurde ein dreischichtiges Netz für Außenrohr und Fragment verwendet, im zylindrischen Bereich des Außenrohrs ergibt sich damit eine Elementgröße von 1 mm, die auch auf die Geometrie im Kernbereich angewendet wurde. Bei der Analyse der Simulationsergebnisse muss die Abweichung der Ergebnisse zu den (als genau angenommenen) fünfschichtigen Netzen berücksichtigt werden. Da der Verlauf dieses Anstiegs sehr ähnlich ist (in der Darstellung in Abbildung 5.16 ein relativ linearer Verlauf), wird davon ausgegangen dass sich hierdurch keine zu großen

Ungenauigkeiten ergeben: Aus dem Vergleich der Ergebnisse für drei und fünf Schichten im Außenrohr, mit einem 1 mm Netz für das Fragment, ergibt sich eine Unterschätzung der Maximaldehnung um 26 %.

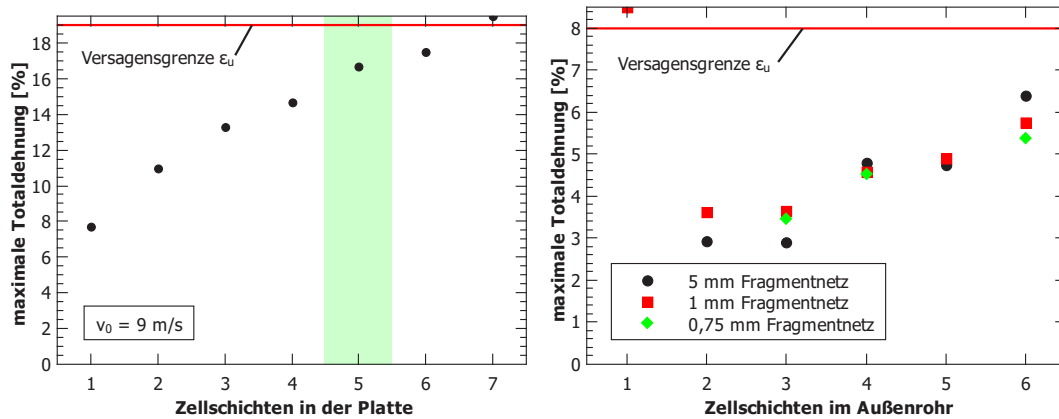


Abbildung 5.16.: Ergebnisvergleich der Netzverfeinerungsstudien, maximale Totaldehnung für simulierten Falltest bei $9 \frac{m}{s}$ (l) bzw. für einen 20 mm Zylinder bei einer gesamten Geometrielänge von 40 mm (r)

5.3.2. Simulation des Außenrohrs

Aufgrund der sehr schnellen Phänomene wurde der Fragmenteinschlag im Außenrohr mit ANSYS Workbench mit dem Lösungssystem „Explizite Dynamik“ simuliert. Größe und Form des Fragments, sowie die Gesamtlänge der Geometrie wurden variiert, später wurde das Außenrohr wie in der Realität mit Wasser umgeben. Für den beschleunigenden Druck wurde jeweils der zur Lochgröße passende Verlauf aus Abschnitt 5.1.1 verwendet. Fragment und Außenrohr wurden jeweils dreischichtig vernetzt (Elementgröße im Außenrohr 1 mm). Als Randbedingung wurde das Druckrohr am oberen und unteren Ende an jeweils zwei Punkten festgehalten (eine dieser Stellen ist in Abbildung 5.17 blau markiert), alle anderen Komponenten schweben frei.

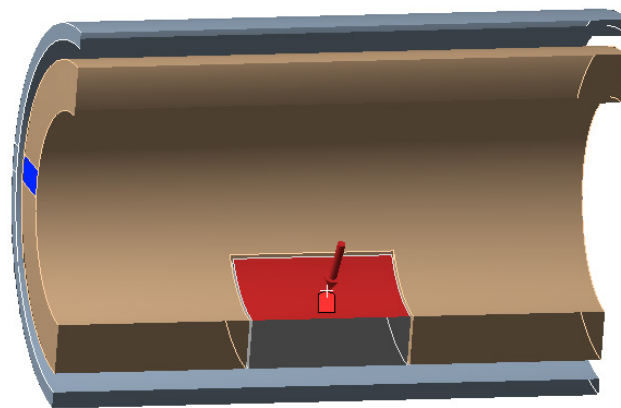


Abbildung 5.17.: Schnitt durch beispielhafte 100 mm lange Simulationsgeometrie, beschleunigender Druck wirkt auf rot gekennzeichnete Oberfläche, feste Einspannung an blauer Markierung

Da der Druck für größere Fragmente nicht konstant ist, steigt die Geschwindigkeit des Fragments wie in Abbildung 5.18 aufgetragen nur auf $32 \frac{m}{s}$ an und bleibt damit unterhalb der geschätzten Werte in Tabelle 5.2. Sobald es das Außenrohr berührt, fällt die Geschwindigkeit zunächst abhängig von Länge also Masse des Außenrohrs, um dann langsamer

wieder zu steigen. Der zweite Abfall ergibt sich durch den Aufprall des Außenrohrs auf das festgehaltene Druckrohr, wodurch Außenrohr und Fragment an einer weiteren Vorwärtsbewegung gehindert werden und aufgrund der Anregung und der Elastizität des Außenrohrs eine Schwingung angeregt wird. Mit zunehmender simulierter Rohrlänge steigt die Masse und damit die Trägheit des Außenrohrs, wodurch das Fragment stärker abgebremst wird.

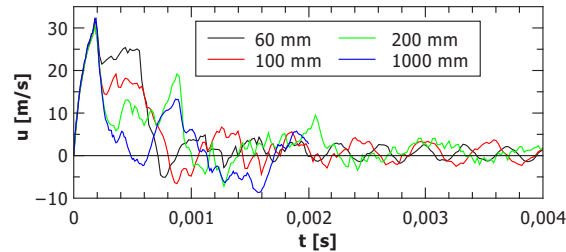


Abbildung 5.18.: Geschwindigkeitsverlauf eines quadratischen 30 mm Fragments bei verschiedenen simulierten Rohrlängen

Absolut gesehen kleine Fragmente bewirken zwar eine räumlich konzentriertere Verformung, diese erreicht aber trotz weniger stark abfallender Innendrucke erheblich geringere Maximalwerte (Abbildung 5.19). Hierbei ist auch im Verlauf der maximal auftretenden Dehnung der Übergang zwischen 9 und 15 mm deutlich: In diesem Durchmesserbereich verlagert sich die maximale Dehnung von der Mitte der Fragmentfläche zu den Rändern (Abbildung 5.20) und der Druckverlauf fällt stark ab (Abbildung 5.1). Da für weiter zunehmende Leckdurchmesser die Druckverläufe nahezu gleich bleiben, nimmt das Schadenspotenzial für größere Fragmente wieder zu, bis für einen Durchmesser von 30 mm lokales Versagen auftritt (Abbildung 5.21 links).

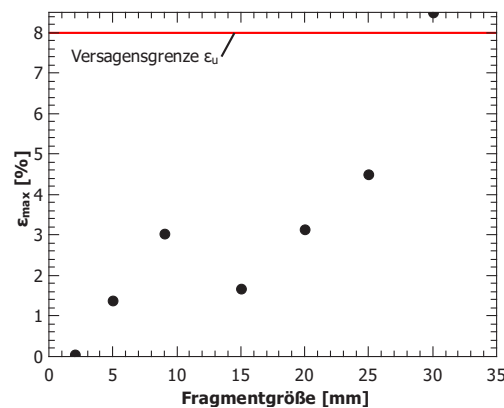


Abbildung 5.19.: Maximaldehnungen für ein zylindrisches Fragment mit Durchmessern von 2 bis 30 mm und eine simulierte Geometrielänge von 60 mm

Fragmente mit Abmessungen über 30 mm (Durchmesser bzw. Kantenlänge) wurden allerdings nicht mehr ernsthaft betrachtet, da mit zunehmender Fragmentgröße die Grundannahmen eines über die Fläche zu jedem Zeitpunkt gleichen Drucks sowie das schlagartige Entstehen des Fragments zunehmend ungenau werden: Einerseits kann nur von den Rändern des Lecks frischer Dampf nachströmen, wodurch der Druck zur Mitte hin abnimmt; andererseits benötigt auch die sehr schnelle instabile Rissausbreitung Zeit. Je länger der sich öffnende Riss ist, desto geringer ist der Druck, wenn sich das Fragment löst, da bereits vorher Wasser bzw. Dampf ausströmen kann.

Die Simulationen ergeben, dass das Versagen stark von der Länge des simulierten Außenrohrs und damit der Größe des Fragments relativ zur simulierten Gesamtgeometrie abhängig ist.

Im Vergleich zur Länge der simulierten Geometrie große Fragmente können das Außenrohr beschädigen oder sogar durchschlagen, während kleinere Fragmente unter lokaler plastischer Verformung des Außenrohrs gestoppt werden. Die Form des Fragments spielt ebenfalls eine Rolle, da die Kanten lokal die Verformung erhöhen können, wodurch sich ein Startpunkt für ein Materialversagen ergibt. Besonders deutlich tritt dies im direkten Vergleich der Auswirkungen eines zylindrischen mit einem quadratischen Fragment in Abbildung 5.21 zutage. Unter ansonsten identischen Randbedingungen bewirkt das zylindrische Fragment ein lokales Überschreiten des Versagenskriteriums von 8 %, während das Quadrat mit gleicher Querschnittsfläche stärker verteilt und damit geringere maximale plastische Dehnungen bewirkt.

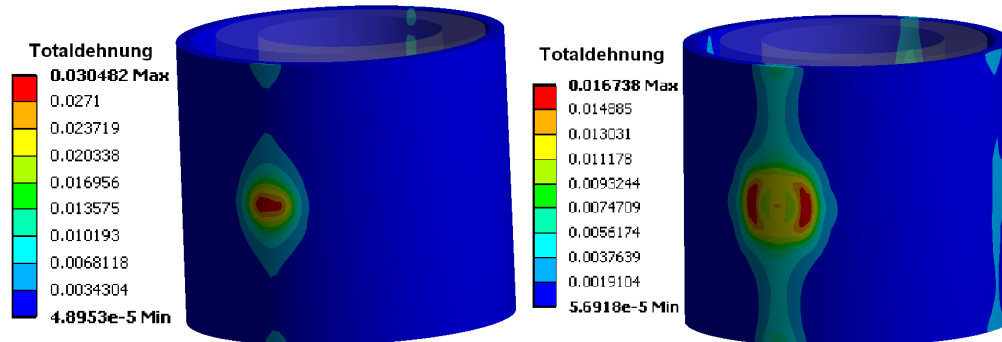


Abbildung 5.20.: Simulationen für zylindrisches Fragment mit einem Durchmesser von 9 bzw. 15 mm und Geometrielänge von 60 mm

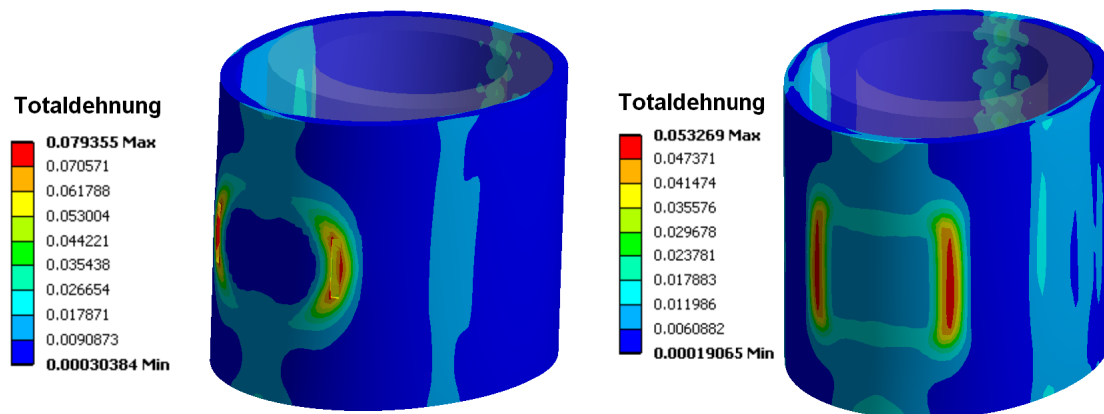


Abbildung 5.21.: Simulationen für zylindrisches Fragment mit einem Durchmesser von 30 mm und ein Quadrat mit gleicher Querschnittsfläche für eine Gesamtlänge der Geometrie von 60 mm

Wie in Abbildung 5.22 erkennbar, wird die Widerstandsfähigkeit des Außenrohrs erheblich erhöht, wenn es von Wasser umgeben ist: Der erhöhte Geschwindigkeitsverlust des Fragments ist in Abbildung 5.23 sichtbar. Zusätzlich wurde in weiteren, hier nicht gezeigten Simulationen bei ansonsten unveränderten Werkstoffeigenschaften und Rohrlänge die Dichte des Außenrohrs verändert, wobei sich die auftretende Maximaldehnung wie erwartet veränderte (geringere Dichte – höhere Dehnung). Bei einem mit Wasser umgebenen Außenrohr hatte eine Verringerung dessen Dichte und damit seiner Trägheit auf 10 % des Ausgangswerts dagegen nur geringe Auswirkungen.

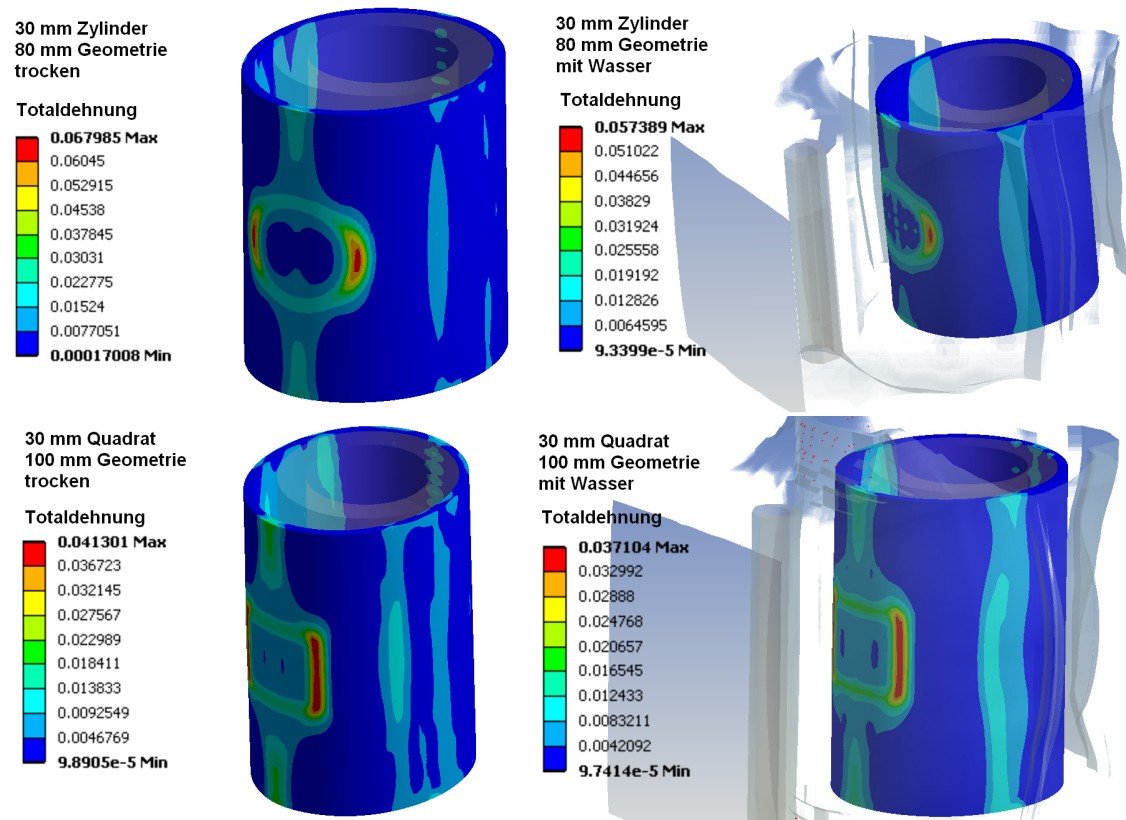


Abbildung 5.22.: Simulationen für zylindrisches Fragment mit einem Durchmesser von 30 mm und Geometrielänge von 80 mm bzw. ein 30 mm Quadrat und 100 mm Geometrie. Vergleich ohne und mit umgebendes Wasser

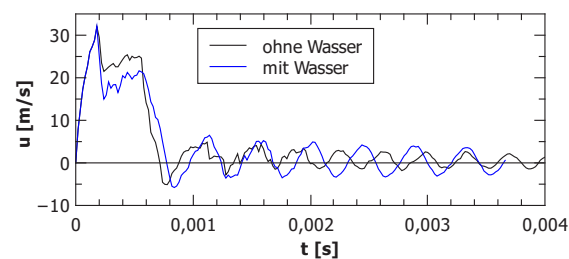


Abbildung 5.23.: Geschwindigkeitsverlauf eines quadratischen 30 mm Fragments bei einer simulierten Geometrielänge von 60 mm ohne und mit umgebendes Wasser

Für das Außenrohr im Kernbereich ergibt sich grundsätzlich ein ähnliches Bild, allerdings führt die quadratische Außenkontur besonders in der vereinfachten Simulationsgeometrie zu einer erheblichen Versteifung an den Ecken und damit, wie in Abbildung 5.24 erkennbar, zu einer starken Konzentration der Dehnung an den dünnen und damit weichen Stellen. Dieser Effekt wäre in der Realität allerdings weniger stark ausgeprägt, da in drei der vier Ecken praktisch auf ganzer Länge Taschen eingefräst sind.

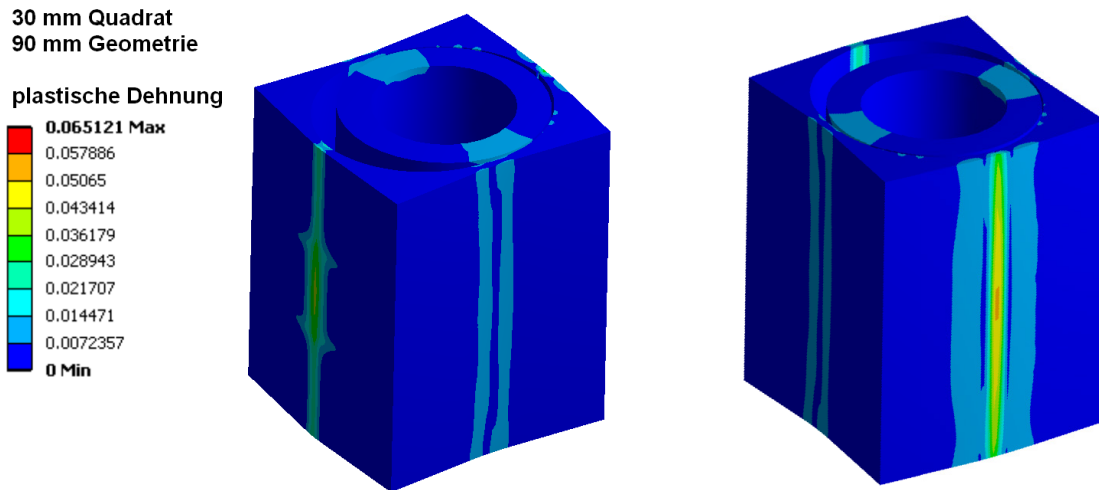


Abbildung 5.24.: Simulationen für quadratisches Fragment mit einer Kantenlänge von 30 mm für eine simulierte Gesamtlänge der Geometrie von 90 mm und die Geometrie des Außenrohrs im Kernbereich.

Als Zusammenfassung wurde in Abbildung 5.25 die Maximaldehnung durch ein quadratisches Fragment mit einer Kantenlänge von 30 mm über die simulierte Geometrielänge aufgetragen (der Aufprall erfolgte immer in der Mitte des simulierten Abschnitts), vorwiegend der einfachste Fall mit zylindrischem Außenrohr und ohne umgebendes Wasser. Wie deutlich zu sehen, ergibt sich für längere simulierte Geometrien ein Abfall der maximalen Dehnung, der besonders im Längenbereich zwischen 60 und 100 mm sehr schnell verläuft und sich (mit einem Ausreißer bei 200 mm) danach abflacht. Der Grund hierfür ist die zu Beginn dieses Abschnitts erläuterte erste Abbremsung: Ein Fragment mit konstanter Masse und Impuls muss ein mit zunehmender Länge der simulierten Geometrie ein immer schwereres Außenrohr beschleunigen. Hierdurch nimmt die Maximaldehnung, die bei versagenskritischen Fällen erst bei der Abbremsung von Außenrohr und Fragment durch das festgehaltene Druckrohr auftritt, mit der Geschwindigkeit ab.

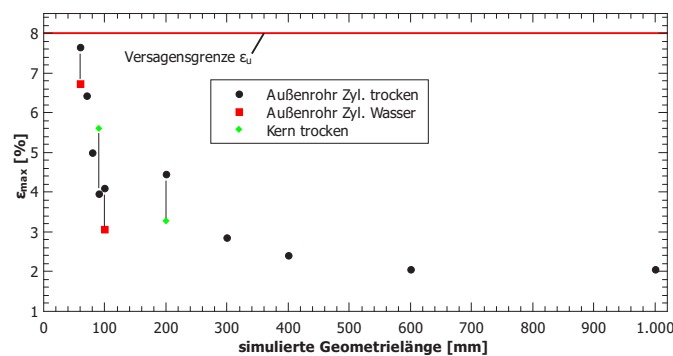


Abbildung 5.25.: Maximaldehnung für ein quadratisches 30 mm Fragment bei verschiedenen simulierten Geometrielängen.

In Abbildung 5.25 verlangsamt sich die Abnahme der Maximaldehnung mit zunehmender Rohrlänge erheblich und strebt gegen einen Grenzwert um 2 % (2,7 % unter Berücksichtigung der im Rahmen der Netzverfeinerungsstudie festgestellten Abweichung). Der wesentliche Grund hierfür ist vermutlich der abnehmende relative Längenzuwachs bei einer Verlängerung der Geometrie in konstanten Schritten: Der Schritt von 60 auf 120 mm ist eine Verdoppelung, weitere 60 mm erhöhen die Länge dagegen nur um 50 %. Die Darstellung der gleichen Daten über einer logarithmischen x-Achse mit der Basis 2 stützt diese Vermutung (Abbildung 5.26).

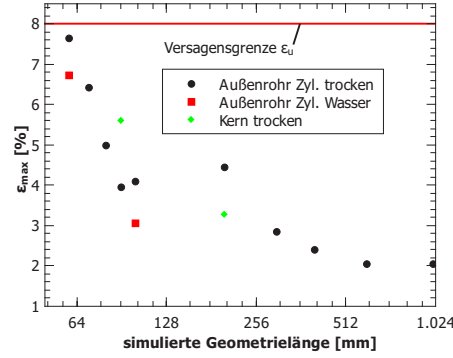


Abbildung 5.26.: Maximaldehnung für ein quadratisches 30 mm Fragment bei verschiedenen simulierten Geometrielängen, x-Achse logarithmisch.

Auch in dieser Darstellung flacht das Absinken der maximalen Dehnung allerdings ab, so dass weitere Faktoren existieren müssen. Eine Möglichkeit ist die Größe der Geometrie, besonders die Distanz zwischen Auftreffort des Fragments und weiter entfernten Teilen des Außenrohrs: Spannungen und Verformungen breiten sich mit einer begrenzten Geschwindigkeit aus, wodurch schnell ablaufende Prozesse primär von lokalen Bedingungen beeinflusst werden. Diese Geschwindigkeit ist die nach Formel 5.17 von Dichte ρ und Elastizitätsmodul E abhängige Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c . Hierbei existieren in Festkörpern zusätzlich zu den sich mit der üblichen Schallgeschwindigkeit ausbreitenden Kompressionswellen noch Transversalwellen, deren Ausbreitungsgeschwindigkeit identisch berechnet wird, indem Elastizitätsmodul durch Scher- oder Schubmodul G ersetzt wird. E und G können nach Formel 5.18 mit der Querkontraktionszahl ν (0,34 für Aluminium) ineinander umgerechnet werden. [Mes10]

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (5.17)$$

$$E = 2 \cdot G \cdot (1 + \nu) \quad (5.18)$$

Für AW-6082 ergeben sich $5055 \frac{m}{s}$ (Kompressionswellen) bzw. $3087 \frac{m}{s}$ (Transversalwellen). Geht man zur Veranschaulichung davon aus, dass der Stoß bei der Abbremsung des Außenrohrs durch das Druckrohr innerhalb von 0,1 ms abgeschlossen ist und sich die Einflüsse als Transversalwellen ausbreiten, haben die Teile des Außenrohrs die weiter als 309 mm vom Auftreffort entfernt sind, auf den unmittelbaren Ablauf keinen Einfluß mehr. Im Gegensatz dazu ist die Stoßzeit des ersten Kontakts zwischen Fragment und Außenrohr nicht fix, da es nicht unmittelbar durchschlagen, sondern in seiner gesamten Ausdehnung in Bewegung versetzt wird. Wie in Abbildung 5.18 zu erkennen, wird das Fragment in allen vier Fällen etwa gleich stark abgebremst, aber die Abbremszeit verlängert sich.

Unabhängig von den genauen Mechanismen lässt sich folgendes Fazit ziehen: Die maximale Dehnung nimmt mit der simulierten Rohrlänge ab. Auch die durch das größte betrachtete Fragment verursachte *maximale* Dehnung für lange simulierte Geometrien, die immer noch erheblich kürzer sind als das reale Außenrohr, beträgt, unter Berücksichtigung der

netzbedingten Abweichungen in den Ergebnissen, etwas weniger als die Hälfte der vom Hersteller angegebenen *minimalen* Bruchdehnung, bzw. ein Drittel des für die Simulation angenommenen Werts. Aus diesem Grund kann davon ausgegangen werden, dass das Außenrohr einen wirksamen Splitterschutz darstellt.

5.3.3. Verstärkungsmöglichkeiten des Außenrohrs

Trotz der ermittelten Widerstandsfähigkeit des Außenrohrs gegenüber Fragmenten des Druckrohrs ist das verwendete AW-6082 T651 relativ spröde. Um die Auswirkungen der Verwendung eines duktileren Materials zu ermitteln, wurde eine Auswahl der durchgeführten Simulationen wiederholt, wobei der feste aber relativ spröde Originalwerkstoff ersetzt wurde. Weitere Auswahlkriterien waren eine dem Originalmaterial vergleichbare Zugfestigkeit und ein bekanntes Verhalten unter Neutronenbestrahlung. Exemplarisch ausgewählt wurde die Legierung 5154-0, deren mechanische Eigenschaften in Tabelle 5.7 angegeben sind. Eine Neutronenbestrahlung bis zu dem durch das Druckrohr vorgegebenen Grenzwert von $5 \cdot 10^{24} \frac{n}{m^2}$ ($E_n > 1\text{MeV}$) bewirkt, wie von E. Lijbrink gemessen und in [vW81] wiedergegeben, nur geringe Veränderungen der mechanischen Eigenschaften.

Tabelle 5.7.: zur Simulation verwendete Werkstoffkennwerte in unbestrahltem Zustand für AW-6082 T651 bei Raumtemperatur [häu02] und 5154-0 bei 50°C [vW81]

	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_g [%]	ε_u [%]
6082 T651	240	275		8
5154-0	95	225	21	29

Um den Vergleich der Simulationen so aussagekräftig wie möglich zu gestalten, war das Material des Außenrohrs der einzige Unterschied zwischen zusammengehörigen Fällen: Weder Druckverlauf noch Randbedingungen oder Netz wurden verändert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.8 zusammengefasst.

Tabelle 5.8.: Vergleich der Simulationsergebnisse für 6082-T651 und 5051-0

	6082-T651		5154-0		relative Änderung
	ε_{max} [%]	$\frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_u}$ [%]	ε_{max} [%]	$\frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_u}$ [%]	$\frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_u}$ [%]
Q 30/60 trocken	7,7	95,6	16,6	57,2	-40,1
Q 30/60 Wasser	6,5	80,9	15,2	52,3	-35,4
Q 30/80 trocken	5,0	62,5	14,6	50,5	-19,2
Q 30/300 trocken	2,9	35,6	9,9	34,1	-4,2
Q 30/400 trocken	2,4	30,0	9,3	31,9	6,4
BE Q 30/90 trocken	5,6	70,0	5,3	18,4	-73,7
BE Q 30/200 trocken	3,3	41,1	5,0	17,1	-58,3
Längsteilung trocken	Versagt	>100	8,9	30,7	(-69,3)
BE Längsteilung trocken	Versagt	>100	15,0	51,7	(-48,3)

In diesen Simulationen war das Fragment, außer im Fall der Längsteilung des Druckrohrs, ein Quadrat mit einer Kantenlänge von 30 mm (Q 30). Die Zahl nach dem Schrägstrich gibt die Länge der simulierten Geometrie in mm an, BE kennzeichnet ein kastenförmiges Außenrohr, wie es im Bereich des Reaktorkerns vorliegt und mit einer Ausnahme wurde kein umgebendes Wasser simuliert.

Bei der Auswertung wurde die maximale Dehnung des Außenrohrs ε_{max} mit der Bruchdehnung ε_u verglichen, um ein materialunabhängiges Maß für die Schädigung des Außenrohrs

$\left(\frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_u}\right)$ zu erhalten. In der letzten Spalte wurde die relative Änderung der Schädigung erfasst. Mit einer Ausnahme wurde die Schädigung des Materials verringert, wobei der Rückgang bei kurzen Geometrien, bei denen auch die größten Schädigungen auftraten, erheblich ausgeprägter war: Selbst für den absoluten Extremfall einer Längsteilung des Druckrohrs, bei dem das halbe Druckrohr auf gesamter Länge auf das Außenrohr trifft, hält das Material stand. Bei langen Geometrien mit ihren geringeren auftretenden Schädigungen ist der Rückgang erheblich schwächer ausgeprägt, in einem Fall ergibt sich sogar eine Zunahme, allerdings nur geringfügig und ausgehend von einem relativ niedrigen Niveau.

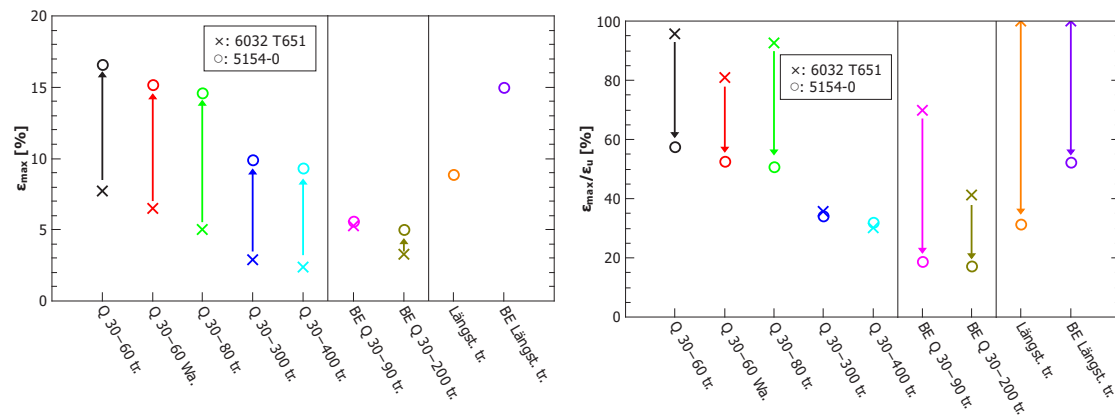


Abbildung 5.27.: Vergleich der Simulationsergebnisse für 6082-T651 und 5051-0: Maximale Gesamtdehnung absolut und im Verhältnis zur Bruchdehnung

Im Fall der Längsteilung des Druckrohrs war das Außenrohr aus dem ursprünglichen Material nicht in der Lage standzuhalten, weshalb eine Schädigung von 100 % angenommen wurde. Da das Fragment jedoch vermutlich die Energie gehabt hätte, das Material weiter zu verformen, ist die Aussagekraft eines Vergleichs hier zusätzlich eingeschränkt. Trotzdem lässt sich aus diesen Ergebnissen die Schlußfolgerung ziehen, dass die Verwendung eines duktileren Materials, trotz der etwas geringeren Festigkeit, den Widerstand des Außenrohrs gegen Druckrohrfragmente erheblich erhöhen kann. Das Außenrohr hat auch bei den hier angenommenen Extremfällen einen Sicherheitsfaktor von ca. 2 gegen Versagen, wäre also ein noch wirksamerer Splitterschutz.

5.4. Druckwelle

Auch wenn das Außenrohr in der Lage ist, das Fragment zu stoppen, versetzt der Aufprall es in Bewegung. Dadurch wird eine Druckwelle erzeugt, die Auswirkungen auf umliegende Komponenten haben kann. Um diese Auswirkungen abzuschätzen, wurde wie zuvor mit ANSYS eine vereinfachte Kerngeometrie simuliert, die in einem Wasserbecken steht. Die Gesamtlänge der simulierten Geometrie entsprach der Kernhöhe von 600 mm; das Fragment war ein Quadrat mit einer Kantlänge von 30 mm. Die angenommenen Randbedingungen (Abbildung 5.28) sind ein an den blauen Stellen fixiertes Druckrohr, ein der Reaktorpooltiefe entsprechender hydrostatischer Druck des Wassers und eine Fixierung des Brennstoffs in Flugrichtung des Fragments (beide rot). Das Außenrohr, hier mit einem quadratischen Außenprofil, konnte sich frei bewegen, wodurch als sehr konservative Annahme die Abstützung an der Gitterplatte sowie den benachbarten Brennelementen vernachlässigt wurde³, so dass Geschwindigkeiten sowie Druckpeaks maximale Werte annehmen. Die Materialeigenschaften wurden gegenüber den anderen Simulationen in

³Der selbe Fall mit Abstützung durch Nachbarbrennelement und Gitterplatte aber ohne umgebendes Wasser wurde ebenfalls simuliert, siehe Abschnitt 5.6.2.

Abschnitt 5.3.2 nicht verändert, wobei auch für das Brennelement AW-6082 T651 als Material angenommen wurde.

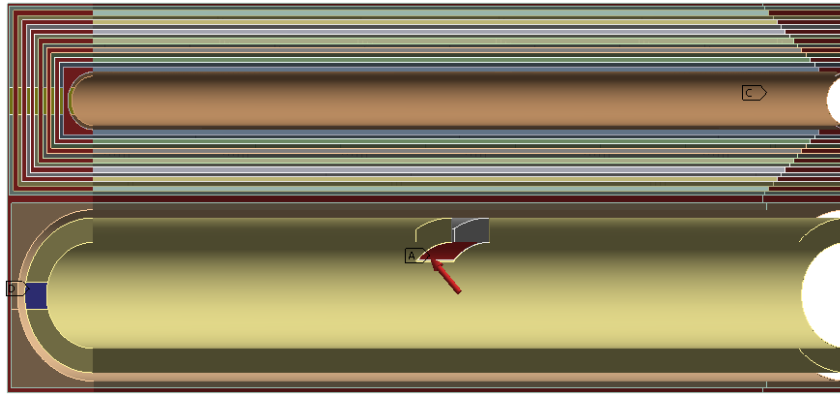


Abbildung 5.28.: Schnitt durch die simulierte Geometrie mit hervorgehobenen Randbedingungen, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Die resultierende Geschwindigkeit des Außenrohrs (Maximum $1,34 \frac{m}{s}$) wurde geglättet als Eingangsgröße für weitere Berechnungen mit SIMMER-III V3E [SIM] verwendet (Zeitverläufe in Abbildung 5.29). Aufgrund einer Beschränkung von SIMMER – feste Komponenten sind unbeweglich – wurde die Geschwindigkeit in diesen Simulationen als Einstromgeschwindigkeit des Wassers behandelt.

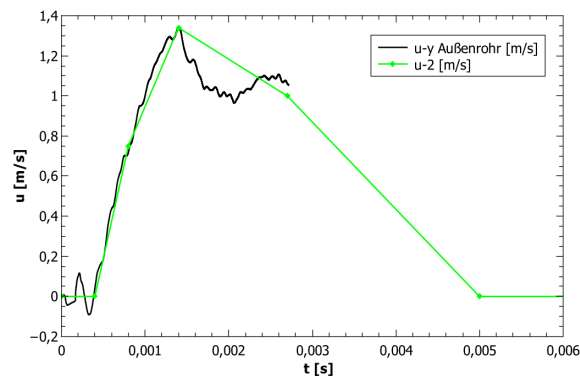


Abbildung 5.29.: Geschwindigkeit des Außenrohrs und für SIMMER geglättete Geschwindigkeit u-2

5.4.1. Validierung SIMMER

SIMMER-III ist ein zweidimensionaler Multiphasen- und Multikomponentencode, der primär für die Unfallanalyse schneller flüssigmetallgekühlter Reaktoren entwickelt wurde, aber auch für andere Aufgaben einsetzbar ist. Hier wurde dieser Code verwendet, um die Ausbreitung einer Druckwelle durch den Kern des LVR-15 Reaktors nach einer bekannten Anregung zu simulieren, zur Validierung wurde ein Wasserhammerexperiment in SIMMER nachsimuliert. Das Experiment, durchgeführt von T. Fujii und K. Akagawa [FA93], bestand aus einem Kreislauf mit zwei ebenfalls durchströmten Behältern, gefüllt mit Wasser, Freon R113 oder Ethanol. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.30 skizziert.

Für die Durchführung einer Messung wurden die Ausgangsbedingungen – (gemittelte) Strömungsgeschwindigkeit, Druck und Temperatur – eingestellt. Zum Zeitpunkt $t = 0$ wurde das Ventil an einem Ende der 16,17 m langen Meßstrecke geschlossen (Schließzeit zwischen 9 und 15 ms) und die Druckverläufe an verschiedenen Stellen der Meßstrecke gemessen.

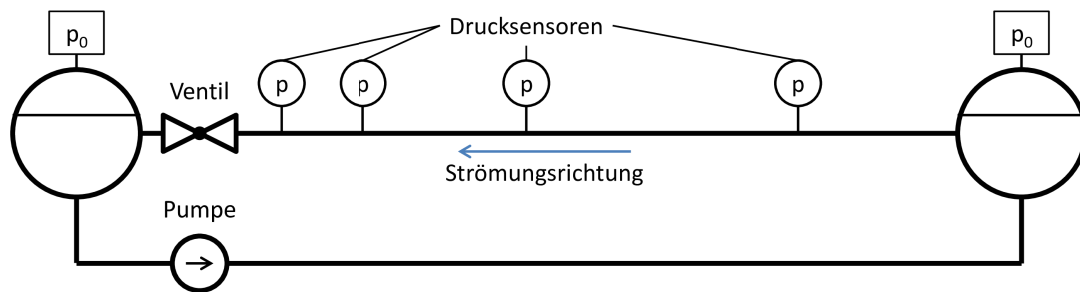


Abbildung 5.30.: Schema des Versuchskreislaufs von Fujii und Akagawa [FA93]

Der maximale zu erwartende Druckanstieg für eine schlagartige Geschwindigkeitsänderung auf null (Joukowski-Stoß Δp_{max}) lässt sich aus der Dichte des Fluids ρ , der Schallgeschwindigkeit c und der Geschwindigkeitsänderung Δu gemäß Formel 3.9 berechnen. Da SIMMER keine Festkörperbewegung berücksichtigt, wird der Einfluß des Rohrs auf die Schallgeschwindigkeit nach Formel 3.10 in der Simulation allerdings nicht wiedergegeben.

Die hier zum Vergleich herangezogenen Experimente wurden mit Wasser bei einem Ausgangsdruck von 1,3 MPa, einer Temperatur von 160°C und einer gemittelten Strömungsgeschwindigkeit von $1 \frac{m}{s}$ durchgeführt. Die in diesen Experimenten auftretenden Maximalwerte der ersten Druckspitze (Abbildung 5.32, Oben) stimmen dabei relativ gut mit den errechneten Werten in Tabelle 5.9 überein.

Tabelle 5.9.: Zu erwartende Maximaldrücke und -druckanstiege (Schallgeschwindigkeit hier reine Stoffgröße des Wassers ohne Berücksichtigung des Rohres)

T [°C]	p_0 [MPa]	c [$\frac{m}{s}$]	Δu [$\frac{m}{s}$]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	Δp_{max} [MPa]
160	1,3	1445	1	907,9	1,312

In SIMMER wurde nicht der gesamte Kreislauf, sondern nur die instrumentierte Meßstrecke als einfache gerade Leitung simuliert. Als Randbedingungen wurden ein konstanter Druck am Eintritt, sowie eine gegebene Geschwindigkeit am Austritt gewählt, zu Beginn wurde als Anfangsbedingung eine Strömungsgeschwindigkeit von $1 \frac{m}{s}$ gesetzt. 0,5 s nach Simulationsbeginn wurde die Ausströmgeschwindigkeit innerhalb von 10 ms auf null gesetzt um das schließende Ventil zu modellieren.

Im Gegensatz zu den experimentell ermittelten Ergebnissen oder den geschätzten Druckmaxima in Tabelle 5.9 sind die Druckanstiege in SIMMER zu hoch (Abbildung 5.32, Mitte). Sie sind allerdings konsistent mit der ebenfalls zu hohen Schallgeschwindigkeit von ca. $1800 \frac{m}{s}$, die von SIMMER in diesem Druck- und Temperaturzustand errechnet wird (rote Linie in Abbildung 5.31).

Intern berechnet SIMMER zuerst die Schallgeschwindigkeit einer Flüssigkeit im Sättigungszustand und berechnet von diesem Ausgangspunkt ausgehend die Werte für beliebige Bedingungen. Da hier keine nennenswerte Temperaturänderung stattfindet und die Schallgeschwindigkeit bei Flüssigkeiten relativ druckunabhängig ist, wurde zunächst dieser Wert (programmintern XVSLM) mit Werten der Dampftafel IAPWS-IF97 verglichen (Abbildung 5.31). Hierbei ergab sich besonders für geringe Temperaturen eine erhebliche Abweichung. Als Reaktion auf diese Abweichung wurde das von SIMMER zur Ermittlung der Schallgeschwindigkeit verwendete System aufeinander aufbauender Gleichungen untersucht und versucht, die Ergebnisse mit möglichst geringen Eingriffen an die korrekten Werte anzupassen.

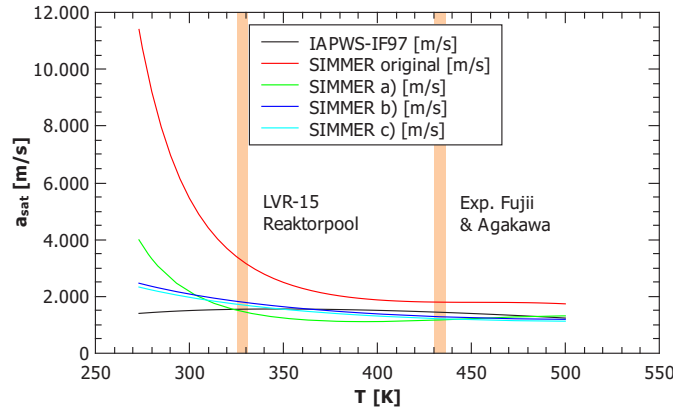


Abbildung 5.31.: Schallgeschwindigkeiten für Wasser im Sättigungszustand bei verschiedenen Temperaturen gemäß IAPWS-IF97 [XSt11] und SIMMER mit verschiedenen Koeffizienten

Für die Schallgeschwindigkeit einer gesättigten Flüssigkeit c_{sat} gilt ([YFT⁺03]),

$$c_{sat} = \sqrt{\frac{v}{\beta_{sat}}} \quad (5.19)$$

$$\beta_{sat} = -\frac{1}{v} \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_s = \frac{1}{v} \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_e \left\{ \frac{p}{T} \left[\left(\frac{\partial T}{\partial p} \right)_e - \frac{p}{c_p} \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_e \right] - 1 \right\} \quad (5.20)$$

wobei die Druckableitung des spezifischen Volumens v bei konstanter Entropie $\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_s$ und konstanter innerer Energie $\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_e$ näherungsweise identisch sind und letztere Größe unter unterkritischen Bedingungen von SIMMER folgendermaßen bestimmt wird ([MTK⁺99]):

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_e = \min \left\{ \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_M^o, \max[g(\xi), f_{L6,M}] \right\}. \quad (5.21)$$

Hierbei ist

$$g(\xi) = f_{L1,M} \exp[f_{L2,M}(1-\xi)^{-0,5} + f_{L3,M}(1-\xi) + f_{L4,M}(1-\xi)^3 + f_{L5,M}(1-\xi)^4] \quad (5.22)$$

mit den Konstanten $f_{L1,M}$, $f_{L2,M}$, $f_{L3,M}$, $f_{L4,M}$, $f_{L5,M}$ (Tabelle 5.11) und $f_{L6,M}$ sowie $\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_M^o$ (Tabelle 5.10). Der Index M kennzeichnet dabei die Zuweisung zu einem bestimmten

Material, die Modelle in SIMMER sind generisch und werden, mit unterschiedlichen Variablen, für alle Materialien verwendet.

Weiterhin gilt

$$\xi = \frac{e}{e_{krit,M}} \quad [\text{YFT}^+03] \quad (5.23)$$

mit in diesem Temperaturbereich folgendermaßen berechneter spezifischer innerer Energie e ($e_{krit,M}$ ist die spezifische innere Energie am kritischen Punkt)

$$\begin{aligned} e = & e_{liq,M} + c_{Sat1,M}(T_{Sat,GM} - T_{liq,M}) + c_{Sat2,M}(T_{Sat,GM} - T_{liq,M})^2 \\ & + c_{Sat3,M}(T_{Sat,GM} - T_{liq,M})^3 \quad \text{für } T_{liq,M} < T_{Sat,GM} \leq c_{Sat4,M}T_{krit,M} \quad [\text{MTK}^+99] \end{aligned} \quad (5.24)$$

und den Konstanten $c_{Sat1,M}$, $c_{Sat2,M}$, $c_{Sat3,M}$ und $e_{Liq,M}$ (gegeben in Tabelle 5.10). $T_{liq,M}$ ist die Schmelztemperatur, $T_{krit,M}$ die kritische Temperatur und $T_{Sat,GM}$ die Sättigungstemperatur in der Gasphase.

Um unbeabsichtigte Nebeneffekte durch die gleichzeitige Beeinflussung anderer Zustandsgleichungen möglichst zu vermeiden, wird im Folgenden versucht, Parameter zu verwenden, die in der Berechnungsabfolge dem Endergebnis möglichst nahe sind: die Konstanten $f_{L1...5,M}$. Eine Vereinfachung ergibt sich daraus, dass in den hier betrachteten Fällen die Wassertemperatur 50 bzw. 160°C beträgt und sich nicht nennenswert ändert. Das Verhalten außerhalb der Umgebung dieser Bereiche (in Abbildung 5.31 hellorange markiert) ist damit eher von untergeordneter Bedeutung.

In der zur Festlegung der variierten Parameter verwendeten Nachrechnung wurde vereinfachend angenommen, dass gilt $\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_s = \left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_e$. SIMMER nimmt diese Vereinfachung intern nicht vor, aber wie im Vergleich der Ergebnisse in Tabelle 5.11 ① (eigene Rechnung) und ② (SIMMER) erkennbar, ist die sich daraus ergebende Ungenauigkeit minimal.

Tabelle 5.10.: Nicht veränderte SIMMER-Parameter zur Berechnung der Schallgeschwindigkeit in Wasser im Sättigungszustand [OAEC]

$f_{L6,M}$	$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_M^o$	$e_{liq,M}$	$e_{krit,M}$
$5,18389 \cdot 10^{-11}$	$-7,70118 \cdot 10^{-15}$	-105 000	1 910 000
$c_{Sat1,M}$	$c_{Sat2,M}$	$c_{Sat3,M}$	$c_{Sat4,M}$
4764,09	-2,40058	0,0106644	0,942629

Die Konstanten $e_{liq,M}$ und $e_{krit,M}$ sind dabei die Unterschiede in den spezifischen inneren Energien zwischen einer Bezugstemperatur (25°C) und 0°C bzw. der kritischen Temperatur. $f_{L6,M}$ und $\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_M^o$ sind dem Modell vorgegebene Grenzen der Kompressibilität, $c_{Sat1...4,M}$ und $f_{L1...4,M}$ sind Fittingkonstanten.

Wird die Schallgeschwindigkeit angepasst – bei den Ergebnissen in Abbildung 5.32 unten wurde der Parametersatz c) verwendet – sinkt der Druckanstieg des ersten Wasserhammers auf den erwarteten Wert ab und die Zeit zwischen erstem und zweitem Druckmaximum stimmt mit dem Experiment überein. Trotz der weiterhin etwas flacheren Flanken des ersten Druckmaximums und der schnellen Oszillationen in den Druckminima, ist SIMMER damit in der Lage, ein derartig schnelles Strömungsphänomen zu simulieren.

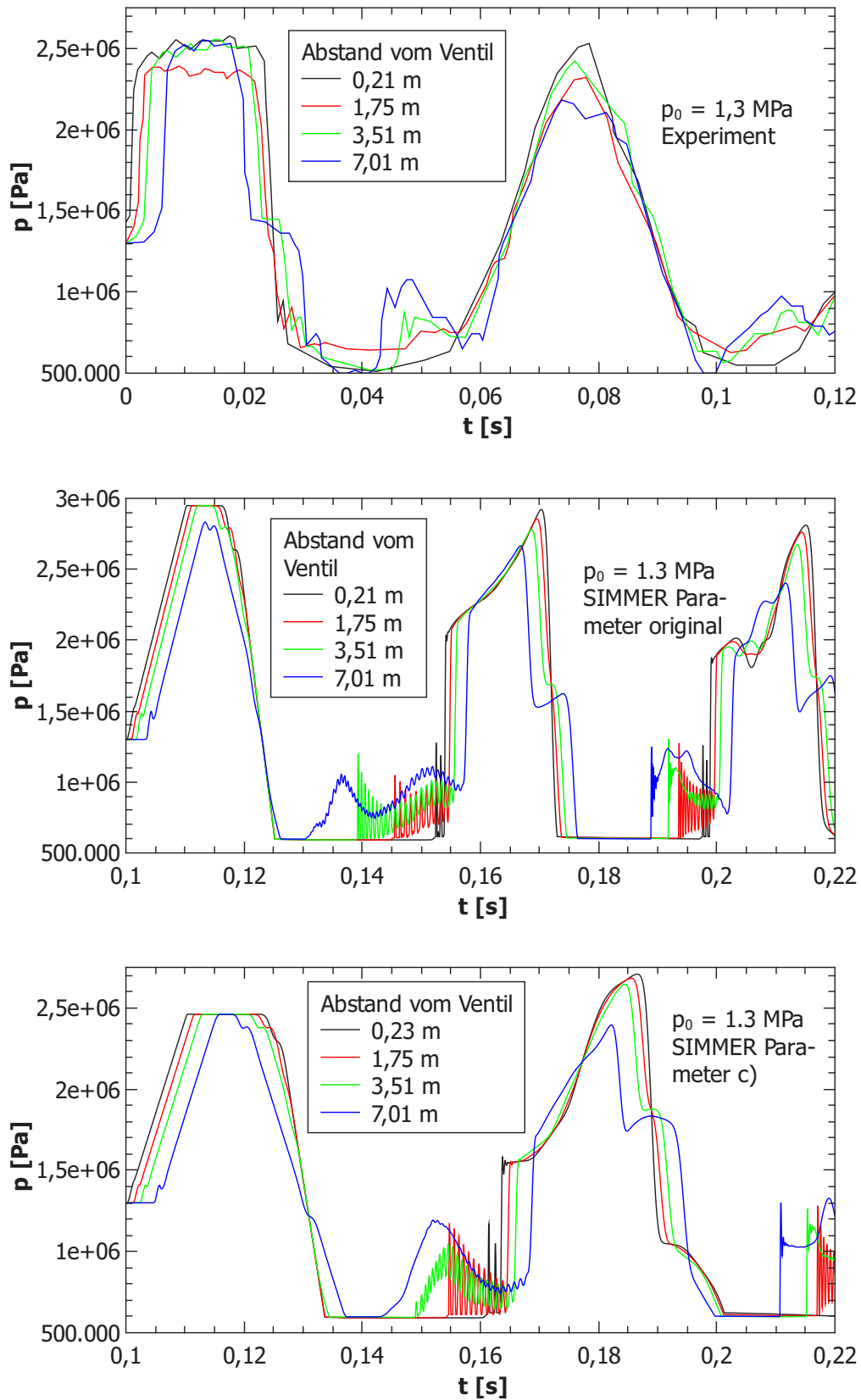


Abbildung 5.32.: Druckverläufe für $p_0=1,3$ MPa im Experiment [FA93] und SIMMER Simulationen mit ursprünglichen und modifizierten Variablen $f_{L1...5,M}$, Zeitskalen von Experiment und Simulation um 0,1 s gegeneinander verschoben

Tabelle 5.11.: Veränderte SIMMER-Parameter zur Berechnung der Schallgeschwindigkeit in Wasser im Sättigungszustand und ihre Auswirkungen im Vergleich mit Dampftafelwerten. Originalparameter aus [OAEC]

	$f_{L1,M}$	$f_{L2,M}$	$f_{L3,M}$	$f_{L4,M}$	$f_{L5,M}$	$c_{sat} \left[\frac{m}{s} \right]$ (50°C)	$c_{sat} \left[\frac{m}{s} \right]$ (160°C)
①						eigene Rechnung	
original	-2,19863e-11	0,210295	-13,0727	31,9227	-25,7188	3439	1805
a)	-2,19863e-11	0,2	-12	32	-25	1548	1171
b)	-1,263e-12	0	0	-2	0,25	1844	1284
c)	-1,414e-12	0	0	-2	0,25	1743	1214
②						SIMMER	
original	-2,19863e-11	0,210295	-13,0727	31,9227	-25,7188	3404	1798
a)	-2,19863e-11	0,2	-12	32	-25	1540	1170
b)	-1,263e-12	0	0	-2	0,25	1850	1280
c)	-1,414e-12	0	0	-2	0,25	1743	1205
③	IAPWS-IF97					1545	1443

5.4.2. Simulation Druckwelle

Nach der Validierung wurde mit SIMMER-III, unter Verwendung der veränderten Variablen, die Ausbreitung einer Druckwelle durch den Kern des LVR-15 Reaktors simuliert. Wie in Abbildung 2.4 zu erkennen, ist der Kern grundsätzlich aus Kästen mit einer quadratischen Grundfläche aufgebaut, die an ihrem unteren Ende in einer Gitterplatte eingehängt sind und an ihrem oberen Ende über angeformte Abstandshalter verfügen. Die Kanäle zwischen den Brennelementen sind dabei nur 1,9 mm breit.

Eine Abschätzung der auftretenden Kräfte am wahrscheinlich kritischsten Ort, die Außenfläche des benachbarten Brennelements, ist von Hand anhand des Joukowski-Stoßes nach Gleichung 3.9 aus Dichte, Schallgeschwindigkeit und Geschwindigkeitsänderung möglich. Für die hier geltenden Werte von $\Delta v = 1,34 \frac{m}{s}$, $\rho = 988 \frac{kg}{m^3}$ und $c = 1545 \frac{m}{s}$ ergibt sich ein maximaler erwarteter Druckanstieg von 1,984 MPa.

Diese Geometrie ist sehr gut geeignet, um in SIMMER abgebildet zu werden, da Rechtecke die einzige Form sind, die die Elemente des Diskretisierungsgitters annehmen können. Weitere Randbedingungen sind das ebenfalls rechteckige Berechnungsgebiet und die begrenzte Anpassbarkeit der Gitterzellen: Alle Zellen einer Zeile haben die gleiche Höhe, alle Zellen einer Spalte die gleiche Breite.

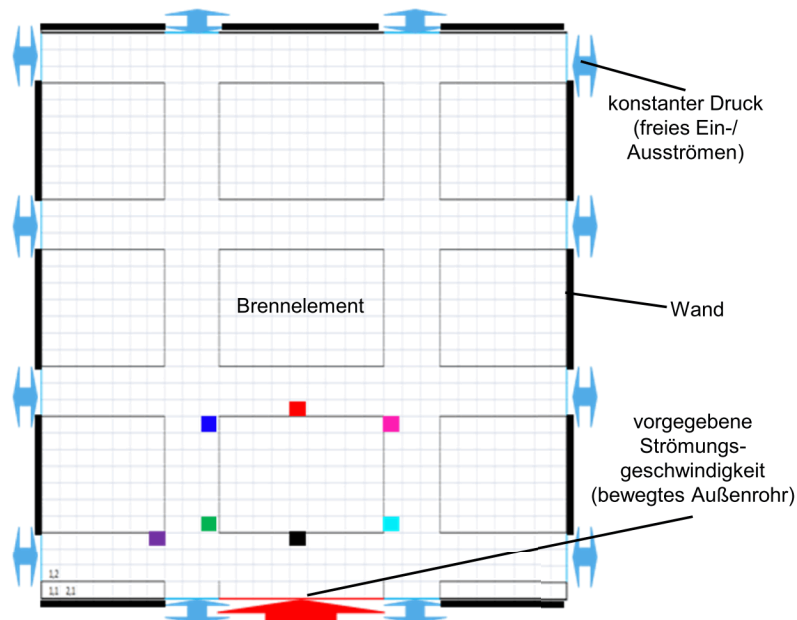


Abbildung 5.33.: Rechennetz für die Simulation des LVR-15 Kerns in SIMMER

Wie in der (nicht maßstabsgetreuen) Skizze in Abbildung 5.33 erkennbar, wurden die Kanäle mit einer Breite von drei Zellschichten modelliert. Die Randbedingung an den blau markierten Rändern war ein konstanter Außendruck, während die Bewegungsgeschwindigkeit des Außenrohres (Abbildung 5.29) entlang der roten Linie als Einströmgeschwindigkeit aufgeprägt wurde. Die Druckverläufe für die farblich markierten Zellen sind in Abbildung 5.29 rechts aufgetragen.

Die Parameter zur Berechnung der Schallgeschwindigkeit wurden hier, wie in Abschnitt 5.4.1 erläutert, korrigiert. Wie der Vergleich zwischen Ergebnissen ohne (Abb. 5.34, links) und mit (Abb. 5.34, rechts) dieser Korrektur zeigt, werden dadurch während des Einströmens allerdings etwas *größere* Druckschwankungen errechnet – das erste Maximum steigt beispielsweise um ca. 50 kPa. Ein möglicher Grund für dieses Phänomen ist, dass hier kein klassischer Wasserhammer auftritt, bei dem eine Strömung gestoppt wird. Stattdessen ist der Druckanstieg hier die Folge einer Strömungsumleitung und -beschleunigung.

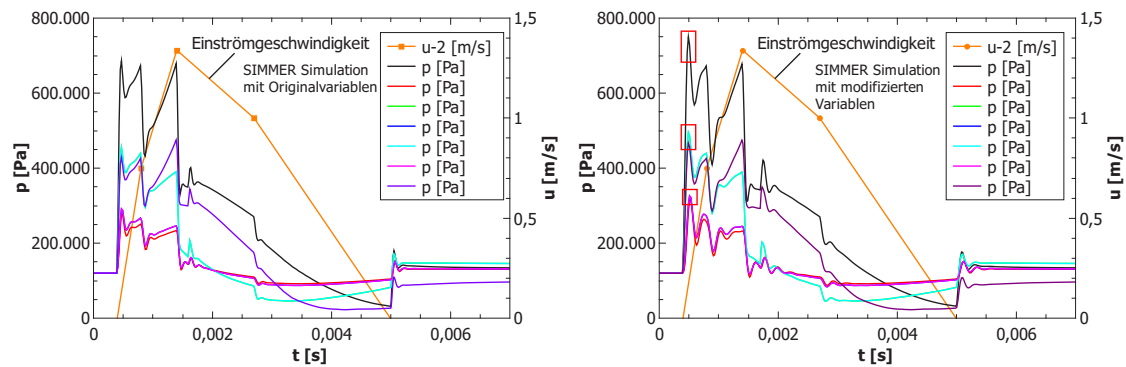


Abbildung 5.34.: Einströmungsgeschwindigkeit $u-2$ und von SIMMER mit den ursprünglichen und modifizierten Variablen errechnete Druckverläufe an den in Abbildung 5.33 markierten Punkten

Diese Drücke wurden anschließend in einer ANSYS Simulation des benachbarten Brennelements als orts- und zeitabhängige Druckrandbedingung verwendet, wobei das Brennelement an der dem Druckrohr abgewandten Seite auf der gesamten Fläche festgehalten wurde. In Abbildung 5.35 ist die Unterteilung der Außenfläche sichtbar, auf jedes dieser Felder wirkte der Druckverlauf der entsprechenden Gitterzelle ein. Die inneren Komponenten des Brennelements waren freischwebend, wodurch sich in der Simulation für diese erheblich verringerte Spannungen und übertriebene Verschiebungen ergaben.

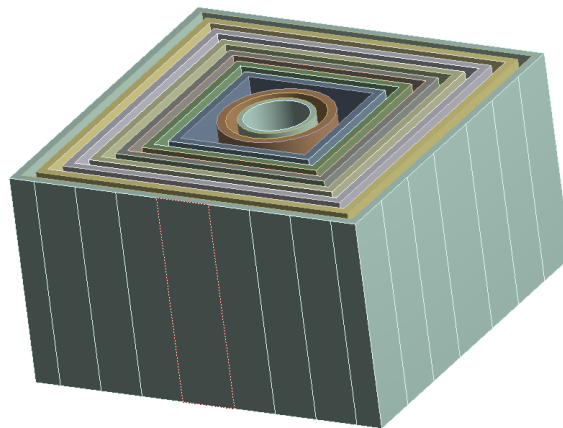


Abbildung 5.35.: Verwendete Brennelementgeometrie für die Simulation der Auswirkungen der Druckwelle

Wie in Abbildungen 5.36 und 5.37 erkennbar, führt die Druckwelle nur zu minimalen und sehr lokalen plastischen Verformungen (weißer Pfeil), während die inneren, frei schwebenden Komponenten selbst bei dieser erheblich zu weich simulierten Innenstruktur nur minimale Verschiebungen erfahren. Hieraus ergibt sich die Schlussfolgerung, dass die Druckwelle keine bleibenden Einflüsse auf Regelstäbe oder Kernkühlung ausübt.

Anmerkung: Da das Wasser hier nur als akustisches Fluid mit Volumen und Masse (also Dichte) aber ohne Oberflächenspannung oder Viskosität simuliert wurde, sind die in Abbildung 5.36 abgebildeten Wasserspritzer ein Indikator für verdrängtes Wasser, aber keine genaue Beschreibung.

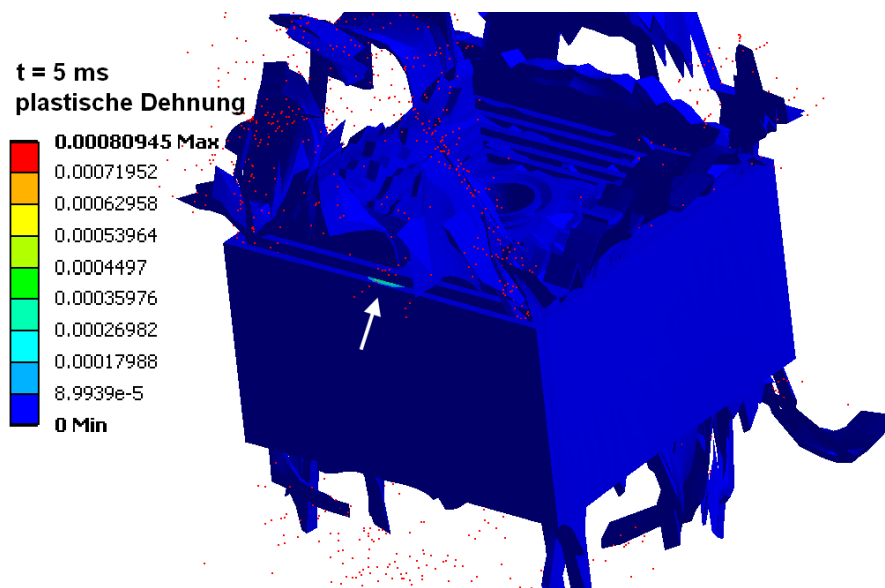


Abbildung 5.36.: Auswirkungen der Druckwelle: verformte Struktur zum Zeitpunkt $t=5 \text{ ms}$, Farbskala ist plastische Dehnung

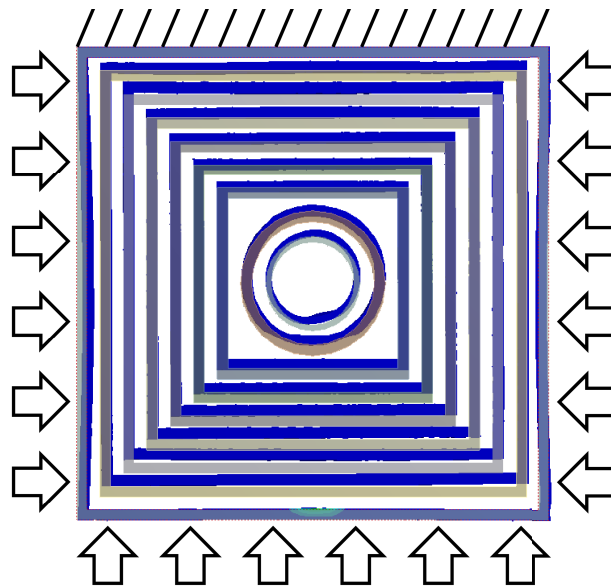


Abbildung 5.37.: Auswirkungen der Druckwelle: verformte Struktur zum Zeitpunkt $t=5 \text{ ms}$, Ansicht von oben, ohne sichtbares Wasser, mit angedeuteten Randbedingungen und überlagert mit der unverformten Geometrie

5.5. Schwingungen, Seismik

Als Nebenaspekt wurde die Reaktion des Druckrohrs auf eine Schwingungsanregung von außen, beispielsweise durch ein Erdbeben, überprüft. Hierzu erfolgte zunächst eine Untersuchung des Schwingungsverhaltens, bei der das Druckrohr vereinfachend als einfaches Rohr der Länge $l = 4677$ mm angenommen wurde. Eine Berücksichtigung der Masse des Wassers, beziehungsweise des Brennstoffs und der Einbauten im Druckrohr erfolgte durch eine Anpassung der Materialdichte, kleinere Komponenten wie Thermolemente sowie die unterschiedlichen Wassertemperaturen wurden vernachlässigt.

Für Wasser bei einer Temperatur von 350°C und der daraus resultierenden Dichte bei Betriebsdruck von $625,47 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ sowie einer Brennstoffdichte von $10\,300 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ ergibt sich ein längenspezifisches Gewicht des Druckrohrs von $13,36 \frac{\text{kg}}{\text{m}}$ (wassergefülltes Druckrohr mit Einbauten) bzw. $13,57 \frac{\text{kg}}{\text{m}}$ (wassergefülltes Druckrohr mit Einbauten und Brennstoff). Die Werkstoffdichte steigt damit von 7920 auf 9845 bzw. 9999 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$.

Nimmt man als weitere Annäherung die Dichte auf ganzer Länge als konstant an und vernachlässigt die Nachgiebigkeit des Halters, erhält man einen einseitig eingespannten Biegebalken, dessen Eigenschwingungen als Euler-Bernoulli-Stab analytisch bestimmbar sind. Für diesen Fall lassen sich die Eigenschwingungsformen folgendermaßen berechnen[SP95]: Für die Auslenkung w_j der j -ten Eigenform gilt an der Stelle χ (dimensionslose Längenkoordinate)

$$w_j(\lambda_j, \chi) = (\cosh(\lambda_j \chi) - \cos(\lambda_j \chi)) - \frac{\cosh(\lambda_j) + \cos(\lambda_j)}{\sinh(\lambda_j) + \sin(\lambda_j)} (\sinh(\lambda_j \chi) - \sin(\lambda_j \chi)). \quad (5.25)$$

Hierbei sind λ_j die Lösungen des Eigenwertproblems $1 + \cos(\lambda) \cdot \cosh(\lambda) = 0$, für die bei größeren j gilt $\lambda_j = \frac{2 \cdot j - 1}{2} \cdot \pi$, während $\chi = \frac{x}{l}$. Aus diesen Werten lassen sich wiederum Eigenkreisfrequenzen ω_j sowie Eigenfrequenzen f_j berechnen. Die Frequenzen sind in Tabelle 5.12 angegeben und die zugehörigen Eigenformen in Abbildung 5.38 aufgetragen.

$$\omega_j = \lambda_j^2 \sqrt{\frac{E \cdot I_y}{\rho \cdot A \cdot l^4}} \quad [\text{SP95}] \quad f_j = \frac{\omega_k}{2 \cdot \pi} \quad I_y = \frac{\pi}{4} \cdot (r_a^4 - r_i^4) \quad [\text{Gro14}] \quad (5.26)$$

Tabelle 5.12.: Eigenfrequenzen des Druckrohrs

j	1	2	3	4	5	6
λ_j	1,8751	4,6941	7,8548	10,9955	14,1372	17,2788
f_j [Hz]	2,04	12,77	35,75	70,06	115,81	173,00

Mit einem FE-Programm ergeben sich sehr ähnliche Ergebnisse: Die ersten drei Eigenfrequenzen werden mit 1,99 Hz, 12,45 Hz und 34,80 Hz berechnet, übereinandergelegt sind die Eigenformen auch praktisch identisch (Abbildung 5.39).

Die Berücksichtigung des Halters sowie der erhöhten Dichte im Bereich der Brennstäbe hat Auswirkungen auf das Schwingungsverhalten. Einerseits sinken die Frequenzen aufgrund der teilweise erhöhten Dichte und der verringerten Steifigkeit leicht ab, andererseits ist das ruhende System nicht mehr rotationssymmetrisch, wodurch für jeden Schwingungsmodus ein Fall orthogonal \perp und ein zweiter parallel \parallel zum Halter auftritt, deren Frequenzen sich unterscheiden.

Aufbauend auf dieser Analyse der Schwingungsmoden wurde eine Untersuchung der Erdbebenantwort des Druckrohrs durchgeführt, indem das Antwortspektrum des Reaktors (Abbildung 5.41) als Anregung verwendet wurde. Die Antwort des Druckrohrs ist hierbei praktisch vollständig durch den ersten Schwingungsmodus dominiert.

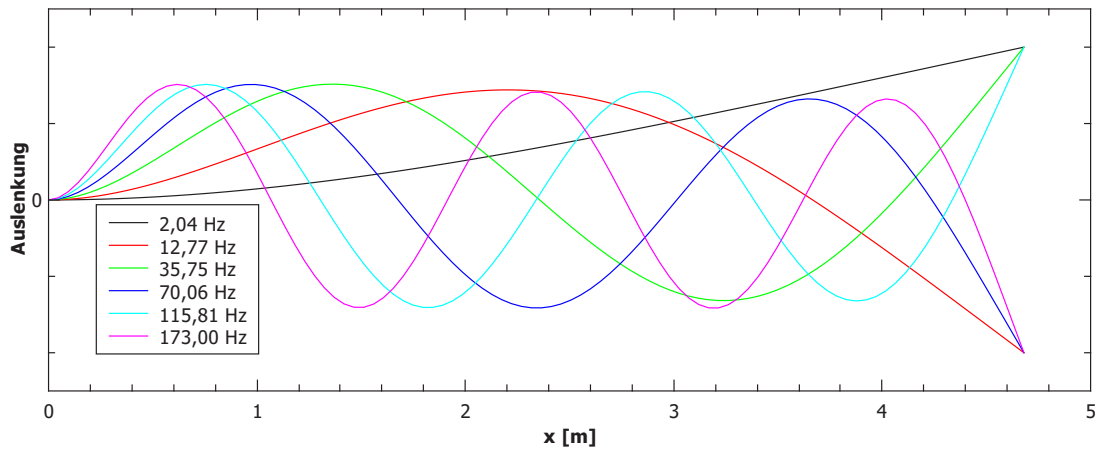


Abbildung 5.38.: Die ersten sechs Eigenschwingungsformen des Druckrohrs

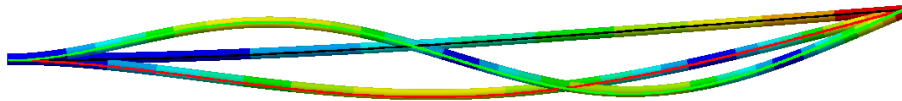


Abbildung 5.39.: Die ersten drei Eigenschwingungsformen des Druckrohrs simuliert mit ANSYS Workbench, überlagert mit den ersten drei analytisch berechneten, die zweite Eigenform hier mit umgekehrtem Vorzeichen

Tabelle 5.13.: Eigenfrequenzen des Druckrohrs mit Halter

k	1 \perp	1 \parallel	2 \perp	2 \parallel	3 \perp	3 \parallel
f_k [Hz]	1,70	1,86	10,59	11,65	28,13	31,23

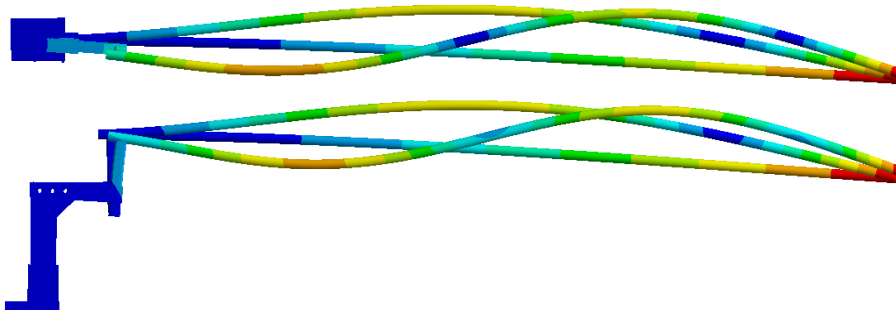


Abbildung 5.40.: Die ersten drei Eigenschwingungsformen des Druckrohrs orthogonal und parallel zum Halter, simuliert mit ANSYS Workbench, Bild basiert auf CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

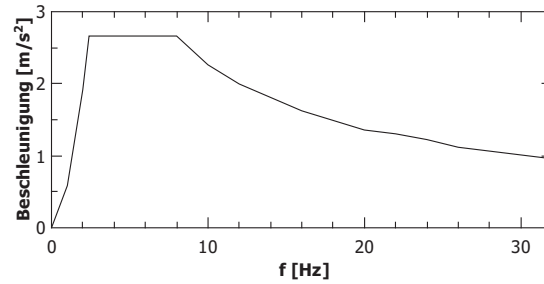


Abbildung 5.41.: Antwortspektrum des LVR-15 Reaktors auf ein 0,1 g Erdbeben, gleichzeitig Anregung des Druckrohrs, Bild basiert auf Informationen von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Lässt man die Anregung gleichzeitig orthogonal und parallel auf den Halter einwirken, ergibt sich an der freien Spitze eine maximale Auslenkung von $w_{max} = 20$ mm, sowie an einer vereinfachten Komponentenverbindung eine maximale von Mises Vergleichsspannung von 40 MPa. Aus dieser Auslenkung und der Frequenz f des ersten Eigenschwingungsmodus (1,7 bzw. 1,86 Hz) ergibt sich unter der vereinfachenden Annahme einer freien Schwingung nach Formel 5.28 die maximale Geschwindigkeit u_{max} von $0,23 \frac{m}{s}$.

$$w(t) = s_{max} \cdot \sin(2\pi ft) \quad (5.27)$$

$$u(t) = 2\pi f s_{max} \cos(2\pi ft) \quad (5.28)$$

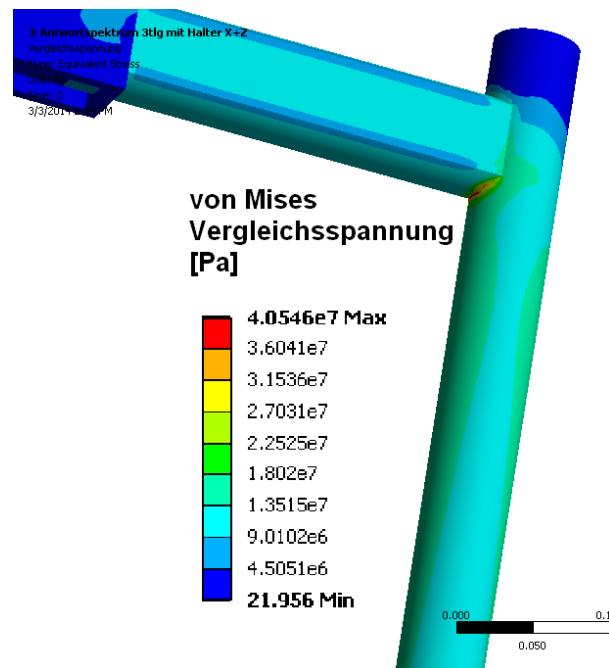


Abbildung 5.42.: von Mises Vergleichsspannung für Anregung in beide horizontalen Richtungen am (vereinfachten) Kontakt zwischen Halter und Druckrohr, Bild basiert auf CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

Ähnlich wie bei der Simulation des Fragmenteinschlags wurde hier ebenfalls die resultierende Bewegung eines frei schwebenden Außenrohrs aufgrund des auftreffenden Druckrohrs simuliert. In diesem Fall wurde wieder ein 600 mm langes Außenrohr angenommen, aber da sich hier das gesamte Druckrohr bewegt, wurde dieses in seiner gesamten Länge simuliert. Anfangs- und Randbedingungen waren die oben angegebene (maximale) Geschwindigkeit des unteren Rohrendes von $0,23 \frac{m}{s}$ und ein fixiertes oberes Ende.

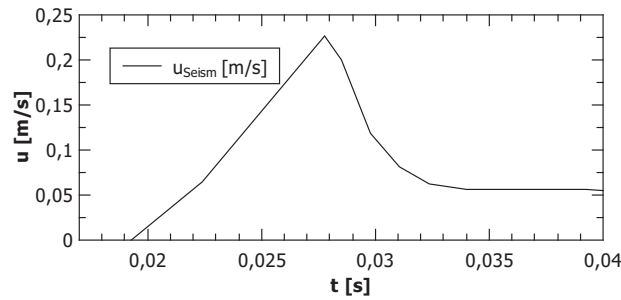


Abbildung 5.43.: Schwerpunktgeschwindigkeit des Außenrohrs nach Kontakt mit seismisch angeregtem Druckrohr

Wie zuvor wurde auch hier die durch diesen Geschwindigkeitsverlauf erzeugte Druckwelle in SIMMER berechnet, wobei der Druckanstieg mit 15 kPa (0,15 bar) wie erwartet minimal ausfiel. Auf eine anschließende Simulation der mechanischen Auswirkungen dieser Druckwelle wurde daher verzichtet.

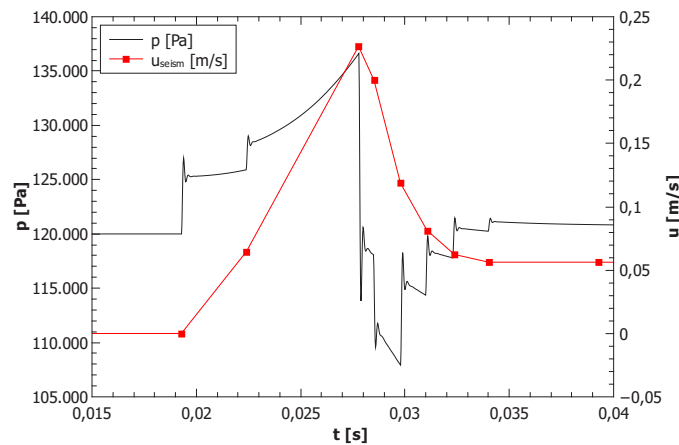


Abbildung 5.44.: Einströmungsgeschwindigkeit u_{Seism} und resultierender maximaler Druckverlauf in SIMMER

5.6. Abstützung an benachbarten Brennelementen

Für die Simulation der Druckwelle durch Bewegung des Außenrohrs wurde zur Vereinfachung und zur Maximierung des Effekts angenommen, dass das Außenrohr von Wasser umgeben, aber ansonsten frei beweglich ist. Im folgenden wird die dabei vernachlässigte Abstützung an benachbarten Brennelementen betrachtet, wobei hier zur Verringerung der Rechenzeit wiederum das Wasser vernachlässigt wurde. Zusätzlich wurde, wie in Abbildung 5.45 dargestellt, nur ein Teil der Nachbarkomponente und nur die Kernsektion des Außenrohrs simuliert. Aufgrund einer geometriebedingt nicht vermeidbaren lokalen Netzverfeinerung wurde hier ein impliziter Löser verwendet (ANSYS Transient Structural).

Die verwendeten Randbedingungen sind feste Einspannung der Gitterplatte an allen Schnittflächen und reibungsfreie Auflager⁴ an den frei dargestellten Abstützungsflächen des Nachbarbrennelements, alle Kontakte sind reibungsfrei. Zu Beginn der Simulation hat das Außenrohr oben Kontakt mit dem Nachbarbrennelement, während die in der Gitterplatte eingehängte Nut zu beiden Seiten 0,25 mm Spiel hat.

⁴Es werden Druck- aber keine Zugkräfte rechtwinklig zur Fläche übertragen

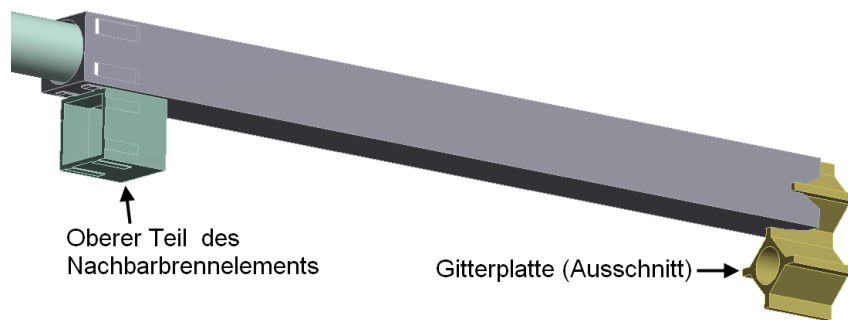


Abbildung 5.45.: Außenrohr mit Ausschnitt des Nachbarbrennelements und Gitterplatte zur Abstützung oben und unten, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

5.6.1. Seismische Anregung

Zur Simulation der Auswirkungen einer seismischen Anregung wurde das Druckrohr in voller Länge simuliert, am oberen Ende fixiert und die in Abschnitt 5.5 ermittelte Geschwindigkeit im Scheitelpunkt als Anfangsbedingung aufgeprägt. Die Berechnung erfolgte aufgrund der geringen Geschwindigkeit und der daraus resultierenden Anzahl der Zeitschritte mit einem zeitabhängigen impliziten Löser (ANSYS Transient Mechanical). Wie in Abbildung 5.46 erkennbar, führt das auftreffende Druckrohr zwar am unteren Ende zu einer Verschiebung des Außenrohrs in der Größenordnung des zu Beginn vorhandenen Spalts⁵, aber es erfolgt nur eine elastische und keine plastische Verformung: Das Maximum der Vergleichsspannung ist relativ lokal und bleibt unterhalb der 0,2%-Dehngrenze des Materials.

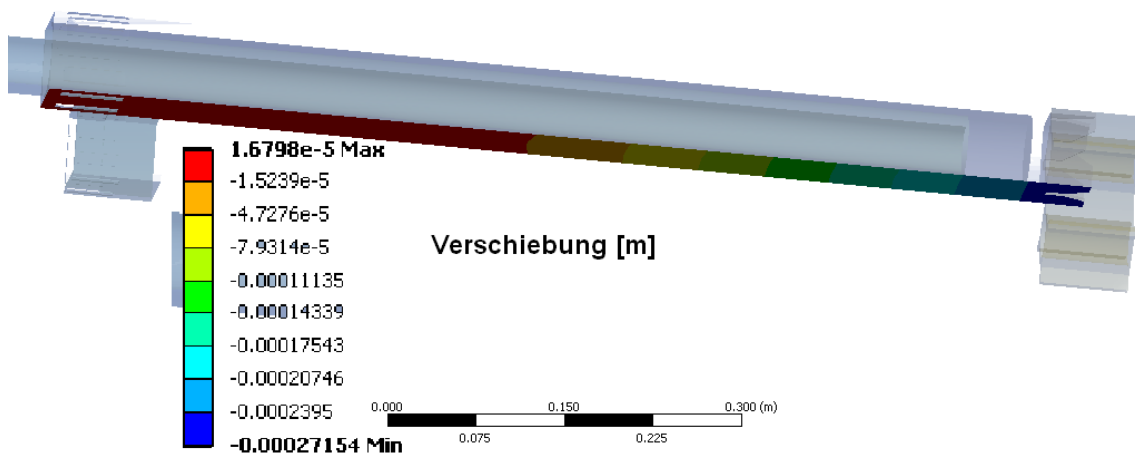


Abbildung 5.46.: Verschiebung der Stirnfläche des Außenrohrs in Bewegungsrichtung des Druckrohrs, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

⁵ Aufgrund der Ausrichtung des Modells hat die als Betrag maximale Verschiebung ein negatives Vorzeichen

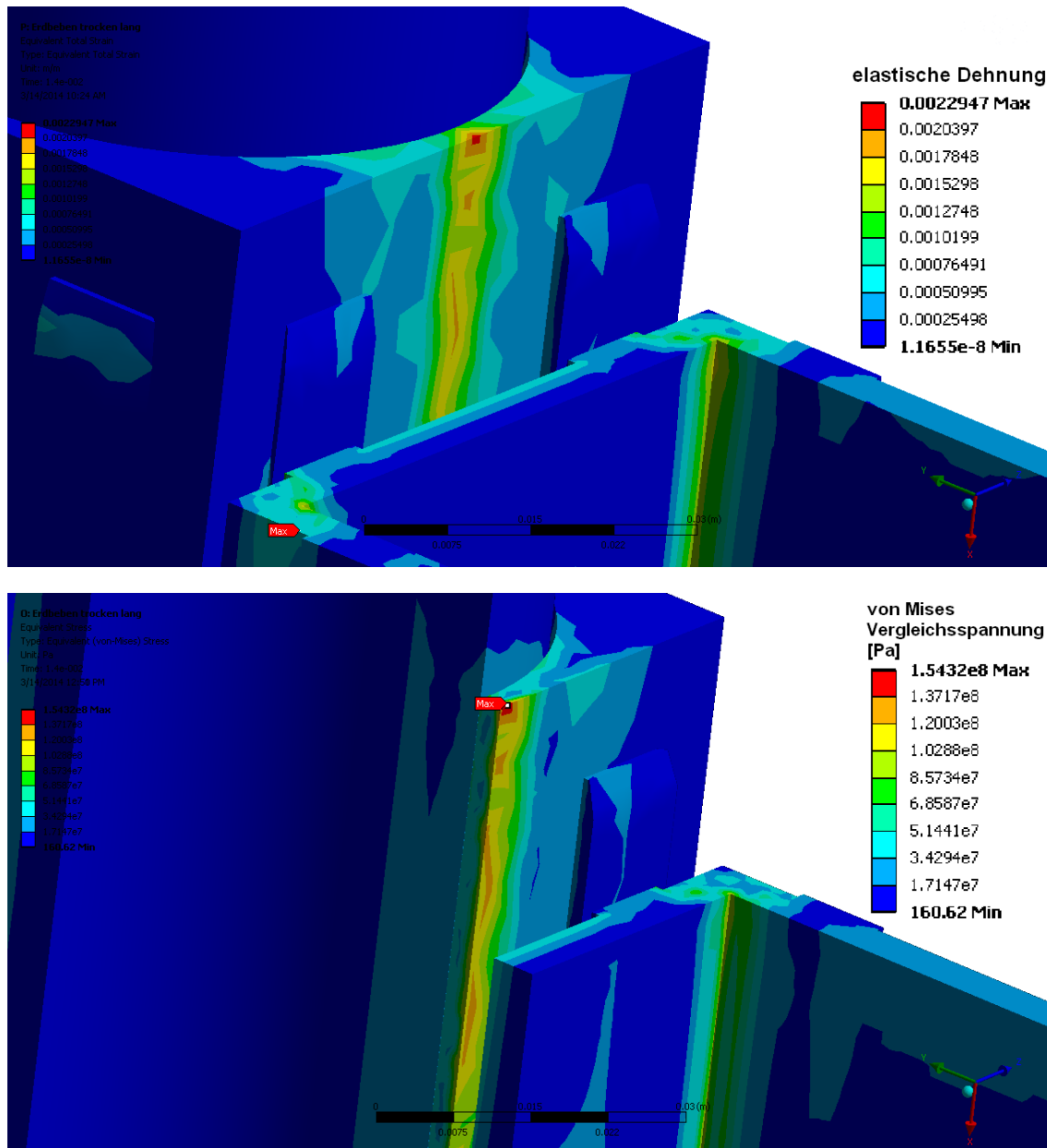


Abbildung 5.47.: elastische Dehnung und von Mises Vergleichsspannung aufgrund des auftretenden Druckrohrs, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

5.6.2. Fragment

Eine ähnliche Simulation wurde für das Auftreffen eines beschleunigten Fragments durchgeführt. Die verwendete Geometrie wurde dabei nur wenig verändert. Es wurde lediglich das Druckrohr durch ein 30×30 mm Fragment ersetzt, das durch den Druckverlauf bei einem entsprechenden Leck aus der Ruhe beschleunigt wurde.

Aufgrund des erheblich lokalisierteren Kontakts und der höheren Geschwindigkeit ist hier zusätzlich zur Bewegung des Außenrohrs eine Ausbeulung zu erwarten, die das benachbarte Brennelement verformt oder die Kühlung durch örtliche Verengung des Strömungsquerschnitts beeinträchtigt. Um diesen Effekt besser zu erfassen, wurde mit Explicit Dynamics wieder ein (feiner vernetzter) Ausschnitt simuliert. Dadurch ist das Außenrohr allerdings wieder frei beweglich und es wird notwendig, Starrkörperbewegung von Verformung zu trennen. Wie in Abbildung 5.48 erkennbar, tritt in der Außenfläche eine Verschiebung zwischen 2,36 und 3,56 mm auf, also eine Ausbeulung um 1,2 mm.

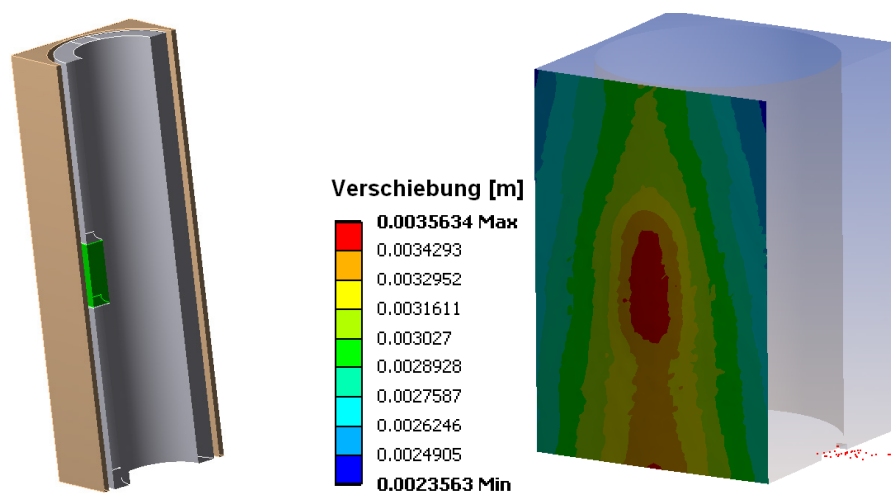


Abbildung 5.48.: Ausbeulung des Außenrohrs, 200 mm Segment in nicht sichtbarem Wasser, getroffen von einem quadratischen 30 mm Fragment

Wie in Abbildung 5.49 erkennbar, wird eine nennenswerte Bewegung des Außenrohrs auch hier durch die Umgebung verhindert, wobei die maximale Verschiebung wie zu erwarten am Auftreffort des Fragments auftritt. Zusätzlich zur lokalen Ausbeulung biegt sich das Außenrohr allerdings durch und es ergibt sich eine maximale Verschiebung von 2,8 mm (Abbildung 5.49, 1,8 ms). Diese Verschiebung ist größer als die Spaltbreite von 2,7 mm und eine Berührung des benachbarten Brennelements ist möglich (wie erwähnt wurde der abstützende Effekt des Wassers hier vernachlässigt). Da allerdings die Verformung zum Großteil elastisch ist, ist die Berührung nur kurzzeitig, so dass keine nennenswerte dauerhafte Beeinträchtigung der Kühlung auftritt. Unabhängig davon löst ein derartiges Versagen des Druckrohrs eine Reaktorschnellabschaltung aus, wodurch der Kühlbedarf auf die Nachzerfallswärme absinkt.

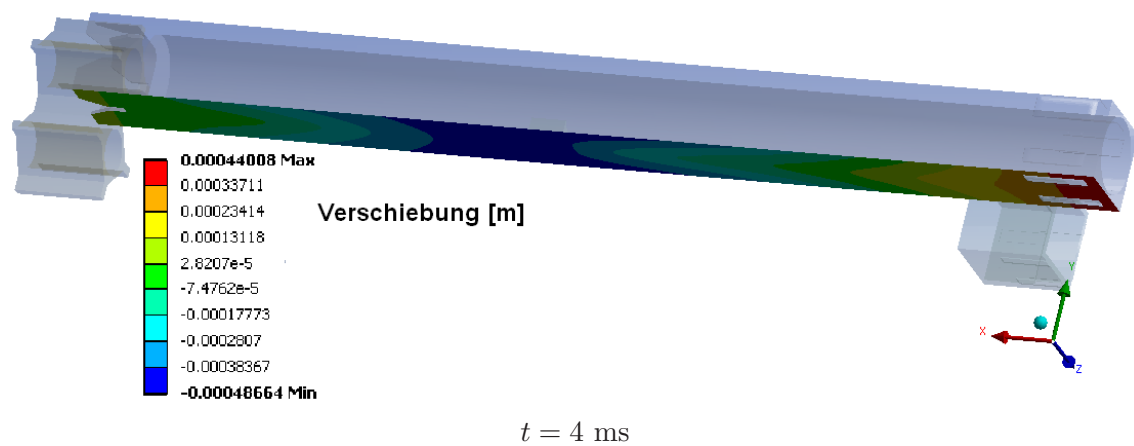
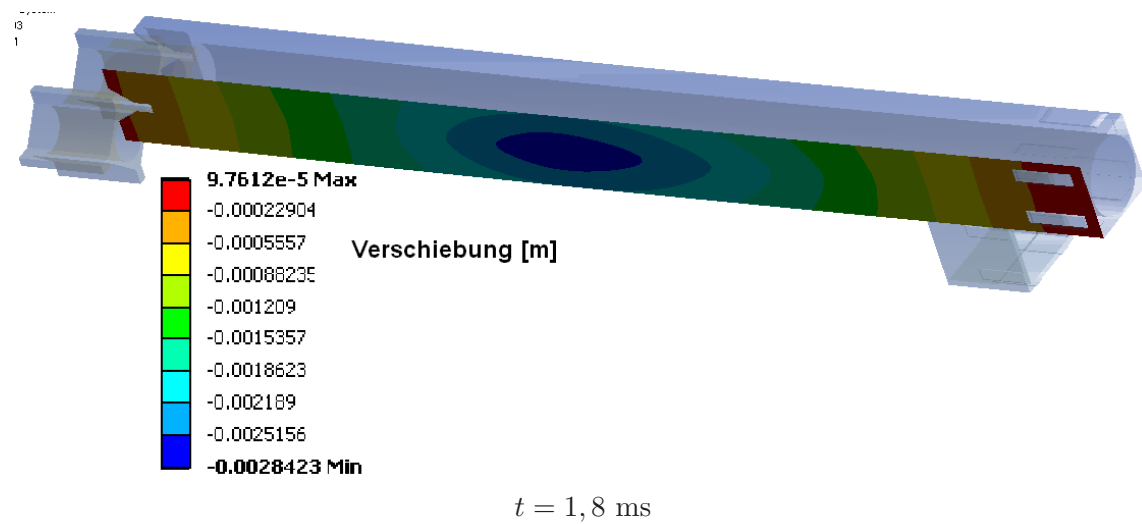


Abbildung 5.49.: Verschiebung der Stirnfläche des Außenrohrs in Bewegungsrichtung des Fragments, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

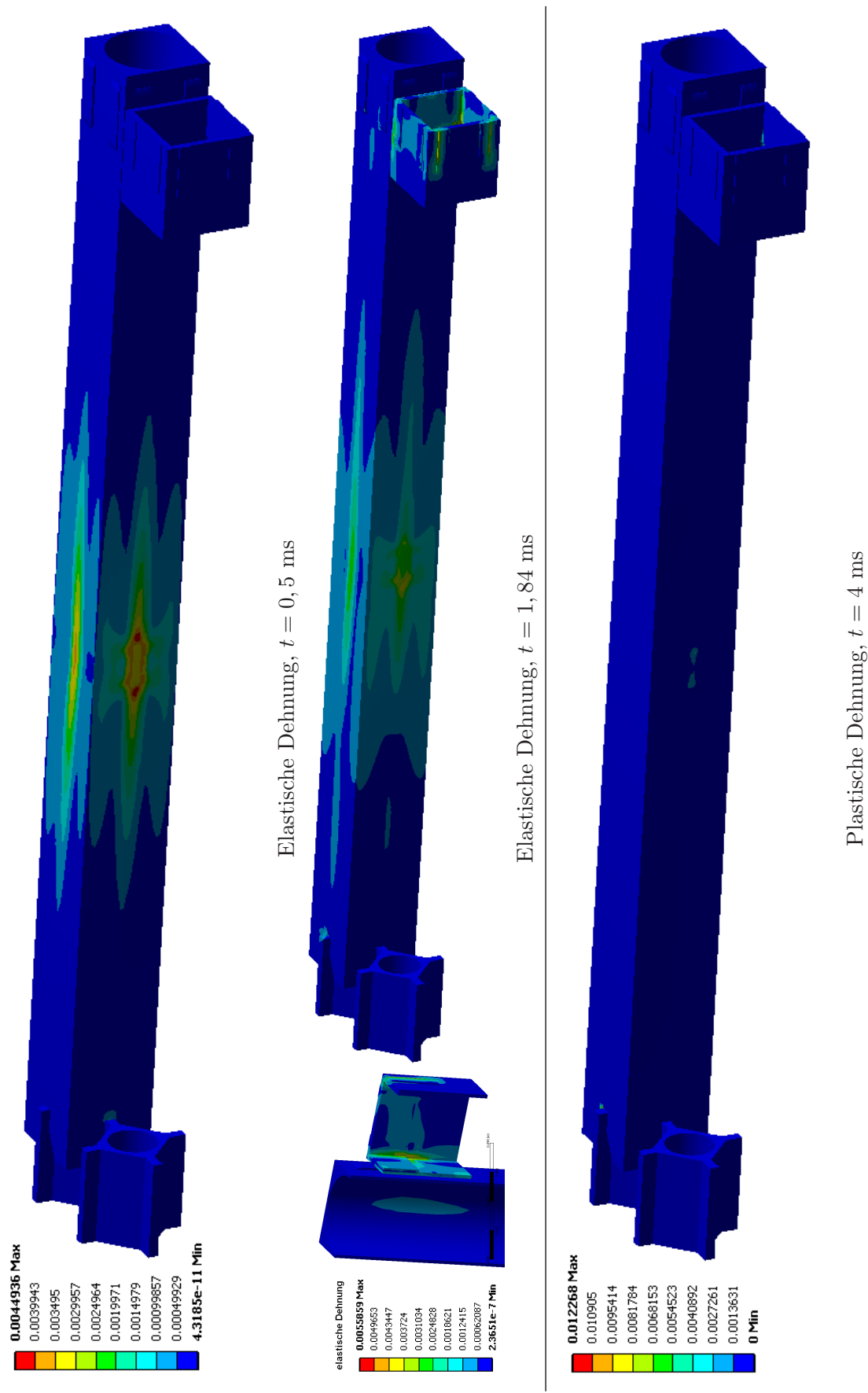


Abbildung 5.50.: Dehnung aufgrund des auftretenden Fragments, Bild basiert auf Informationen und CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

6. Fazit

Zusammenfassend wurden im Rahmen dieser Arbeit die Auswirkungen eines Druckrohrversagens des SCWR Fuel Qualification Tests auf die Umgebung im Betrieb simuliert, die hierfür verwendeten Programme – ANSYS Workbench und SIMMER-III – wurden für diese Anwendung durch Nachsimulieren von Experimenten aus der Literatur validiert. Als Schlussfolgerung aus diesen Simulationen werden keine sicherheitsrelevanten Konsequenzen für den Reaktor durch ein Versagen des Druckrohrs erwartet, Abschaltbarkeit oder Kühlbarkeit werden nicht oder nicht nennenswert beeinträchtigt.

6.1. Validierung SIMMER

SIMMER-III V3E wurde durch Nachsimulieren eines Wasserhammerexperiments von T. Fujii und K. Akagawa [FA93] für diesen außerhalb der üblichen Anwendungen liegenden Fall¹ validiert. Nachdem Modellparameter zur Berechnung der Kompressibilität angepasst wurden, zeigten die Ergebnisse von SIMMER eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten. Die Auswirkungen dieser Korrektur auf die eigentliche Simulation waren allerdings gering und veränderten die Ergebnisse in eine andere Richtung als erwartet: Die Schallgeschwindigkeit und damit der Druck des Wasserhammers wurde auf den korrekten Wert abgesenkt, aber der in der Kernsimulation errechnete Druck stieg geringfügig an.

6.2. Validierung ANSYS

Zur Validierung der Simulation des Fragmenteneinschlags in ANSYS wurden Experimente von M. Langseth und P. K. Larsen [LL94] nachsimuliert, bei denen ein simuliertes Bohrgestänge senkrecht auf Platten aus verschiedenen Materialien einschlug. Verwendet wurde der Fall mit dem ähnlichsten Material (AW-6082 T6, die gleiche Legierung wie das Außenrohr wenn auch in einem anderen Werkstoffzustand) und der geringsten Plattendicke (ca. 10 mm). In der Betrachtung der Ergebnisse stellte sich eine starke Netzabhängigkeit heraus, wobei eine zunehmende Verfeinerung nicht automatisch zu einer besseren Abbildung der Realität führte: Eine zunehmende Netzverfeinerung bewirkte bei ansonsten gleichen Rand- und Anfangsbedingungen eine monoton wachsende maximale Dehnung, wobei die Schädigung der Platte zuerst unter-, dann überschätzt wurde. Eine Vernetzung der Platte mit fünf Zellschichten in Dickenrichtung reproduzierte das Experiment korrekt.

Eine Netzverfeinerungsstudie an der SCWR-FQT Geometrie erbrachte grundsätzlich die gleichen Ergebnisse, als Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit wurde allerdings ein dreischichtiges Netz für Außenrohr und Fragment verwendet. Die dadurch bedingte Abweichung der Ergebnisse wurde in der Interpretation berücksichtigt.

6.3. Fragment, direkte Schäden

Die Simulationen haben für Fragmente fester Größe eine mit längerer simulierter Geometrie abnehmende maximale Dehnung ergeben, die gegen einen minimalen Wert von ca. 2 %

¹relativ kaltes Wasser im Gegensatz zu heißem Flüssigmetall

konvergiert. Wasser um das Druckrohr hat hierbei eine zusätzliche Stützwirkung und verringert die unter sonst gleichen Bedingungen errechnete maximale auftretende Dehnung. Das Außenrohr ist mit seiner realen Länge von 4,7 m damit – auch unter Berücksichtigung der festgestellten Abweichungen aufgrund der gewählten Vernetzung – voraussichtlich in der Lage, auch große Fragmente zu stoppen.

Zusätzlich wurde die Auswirkung eines duktileren Materials untersucht. Hierbei nahm bei sonst identischen Bedingungen die absolute plastische Dehnung aufgrund der geringeren Streckgrenze zu, die Ausschöpfung der Bruchdehnung dagegen ab, da das Material durch die größere plastische Verformung besser in der Lage war, die eingebrachte kinetische Energie aufzunehmen. Besonders ausgeprägt ist diese Veränderung prinzipbedingt bei Belastungen, bei denen schon im ursprünglichen Material eine ausgeprägte plastische Verformung auftrat, d.h. nahe der Versagensgrenze.

Damit würde ein duktileres Material auch bei einer etwas geringeren Festigkeit die Widerstandsfähigkeit des Außenrohrs gegen auftreffende Fragmente weiter verbessern.

6.4. Fragment, indirekte Schäden

Auch wenn das Fragment vom Außenrohr gestoppt wird, wird ein Teil der kinetischen Energie auf das umgebende Wasser übertragen, wodurch eine Druckwelle erzeugt wird. Diese breitet sich im Reaktor aus, bewirkt aber selbst bei der sehr konservativen Annahme, dass das Außenrohr nicht von benachbarten Komponenten abgestützt wird, im benachbarten Brennelement nur geringe und lokale plastische Verformungen. Da zusätzlich das Außenrohr auch bei einer Simulation ohne umgebendes Wasser das benachbarte Brennelement nur leicht und kurzzeitig berührt, werden die Kernkühlung und Kernkontrollierbarkeit durch ein erfolgreich zurückgehaltenes Fragment nicht beeinträchtigt.

Literaturverzeichnis

- [ABW07] *ABWR Plant General Description*. GE Hitachi Nuclear Energy, 2007.
- [AKU98] K. Almenas, A. Kaliatka und E. Uspuras: *Ignalina RBMK-1500 - A Source Book*. Ignalina Safety Analysis Group, Lithuanian Energy Institute, Kaunas, 1998, ISBN 9986-492-35-1. <http://www.lei.lt/insc/sourcebook/index.html>, Extended and updated version.
- [AMA] AMAG Rolling: *Spezialprodukte – Hochfeste Aluminiumlegierungen für Sport- und Spezialanwendungen*. http://www.amag.at/fileadmin/AMAG/AMAG/Documents/brochures/amag_specialproduct_dt_web.pdf, zuletzt abgerufen am 11.7.2014.
- [ANS12] *Ansys 14.5 Help*. Ansys Inc., 2012.
- [APR14] *APROS - Process Simulation Software*, 2014. <http://www.apros.fi/en/>, zuletzt abgerufen am 24.7.2014.
- [Bat02] K. J. Bathe: *Finite-Elemente-Methoden*. Springer, Berlin, 2., vollst. neu bearb. u. erw. Auflage, 2002, ISBN 3-540-66806-3.
- [Bey82] B. Beyer (Herausgeber): *Tabellenbuch Aluminiumwerkstoffe : Eigenschaften und Verarbeitung*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1. Auflage, 1982. Mit 148 Bildern u. zahlr. Tab.
- [BG78] M. E. Backman und W. Goldsmith: *The mechanics of penetration of projectiles into targets*. International Journal of Engineering Science, 16(1):1 – 99, 1978, ISSN 0020-7225.
- [BMEN64] K. M. Becker, R. P. Mathisen, O. Eklind und B. Norman: *Hydrodynamic instabilities, flow oscillations and burnout in a natural circulation loop*. Aktiebolaget Atomenergi, Stockholm, Sweden, 1964. AE-131.
- [BODL11] T. Børvik, L. Olovsson, S. Dey und M. Langseth: *Normal and oblique impact of small arms bullets on AA6082-T4 aluminium protective plates*. International Journal of Impact Engineering, 38(7):577 – 589, 2011, ISSN 0734-743X.
- [BSS⁺99] S. M. Bruemmer, E. P. Simonen, P. M. Scott, P. L. Andresen, G. S. Was und J. L. Nelson: *Radiation-induced material changes and susceptibility to intergranular failure of light-water-reactor core internals*. Journal of Nuclear Materials, 274(3):299 – 314, 1999, ISSN 0022-3115.
- [BSS⁺03] D. Bittermann, D. Squarer, T. Schulenberg, Y. Oka, P. Dumaz, R. Kyrki-Rajamäki, N. Aksan, C. Maraczy und Y. Souyri: *Potential plant characteristics of a high performance light water reactor*. In: *Proc. of ICAPP 03, Paper 3046, Cordoba, Spain, May 4-7, 2003*, 2003.
- [CK07] C. K. Chow und H. F. Khartabil: *Conceptual Fuel Channel Designs for CANDU-SCWR*. Nuclear Engineering and Technology, 40(2):139 – 146, 2007. Special Issue on the 3rd International Symposium on SCWR.

- [CMR02] T. Cadiou, W. Maschek und A. Rineiski: *SIMMER-III : Applications to reactor accident analysis*. In: *Joint IAEA/NEA Technical Meeting on the Use of Computational Fluid Dynamic Codes for Safety Analysis of Reactor Systems, Including Containment, Pisa, Italy, November 11-15, 2002*, 2002.
- [CRJ96] G.G. Corbett, S.R. Reid und W. Johnson: *Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles: A review*. International Journal of Impact Engineering, 18(2):141 – 230, 1996, ISSN 0734-743X.
- [CVR14] *Research Reactor LVR-15*, 2014. <http://www.cvrez.cz/en/infrastructure/research-reactor-lvr-15/>, zuletzt abgerufen am 31.7.2014.
- [DV80] F. D’Auria und P. Vigni: *Two-Phase Critical Flow Models*. Comitato Nazionale per l’Energia Nucleare, Rom, 1980. CSNI Report No. 49.
- [EL94] E. Elias und G. S. Lellouche: *Two-Phase Critical Flow*. Int. J. Multiphase Flow, 20:91 – 168, 1994.
- [ESB11] *ESBWR Plant General Description*. GE Hitachi Nuclear Energy, 2011.
- [FA93] T. Fujii und K. Akagawa: *Water hammer phenomena in a one-component two-phase bubbly flow*. Nuclear Engineering and Design, 141:101–110, 1993, ISSN 0029-5493.
- [Geb11] C. Gebhardt: *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench : Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*. Hanser, München, 2011, ISBN 978-3-446-42517-0 ; 3-446-42517-9.
- [GEN14] *Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems*. Generation IV International Forum (GIF), OECD Nuclear Energy Agency, 2014.
- [GF07] K. H. Grote und J. Feldhusen (Herausgeber): *Dubbel : Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 22. Auflage, 2007, ISBN 978-3-540-68191-5.
- [GPK76] K. R. Garr, A. G. Pard und D. Kramer: *Effect of Neutron Irradiation on Types 316 and 321 and Sandvik 12R72 Stainless Steels*. ASTM special technical publication 570: Properties of reactor structural alloys after neutron or particle irradiation [7. ASTM International Symposium on Effects of Radiation on Structural Marterials, Gatlinburg, Tenn., 11-13 June 1974], Seiten 143–155, Philadelphia, Pa., 1976. American Society for Testing and Materials.
- [Gro11] Dietmar Gross: *Technische Mechanik 1 : Statik*, 2011, ISBN 978-3-642-13806-5.
- [Gro14] Dietmar Gross: *Technische Mechanik 2 : Elastostatik*, 2014, ISBN 978-364-24096-6-0.
- [Hei03] B. Heine: *Werkstoffprüfung: Ermittlung von Werkstoffeigenschaften: mit 338 Bildern und zahlreichen Tabellen*. Hanser, 2003, ISBN 9783446222847.
- [HF71] R. E. Henry und H. K. Fauske: *The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices, and Short Tubes*. Journal of Heat Transfer, Seiten 179 – 187, 1971. Argonne National Laboratory, Argonne, Ill.
- [Hir99] M. Hiroyasu: *Response of a water filled calandria vessel to pressure tube rupture*. 7. International conference on nuclear engineering, Tokyo (Japan), 19-23 Apr 1999, ICONE-7018, 1999.

- [HK08] M. Haänninen und J. Kurki: *Simulation of flows at supercritical pressures with a two-fluid code*. In: *Proc. of NUTHOS-7, Seoul, Korea, October 5-9, 2008*, 2008.
- [HK11] M. Haänninen und J. Kurki: *Thermal-Hydraulic Simulation of Supercritical-Water-Cooled Reactors*. InTech, 2011, ISBN 978-953-307-506-8.
- [Hän09] M. Hänninen: *Phenomenological extensions to APROS six-equation model - Non-condensable gas, supercritical pressure, improved CCFL and reduced numerical diffusion for scalar transport calculation*. VTT, Finland, 2009. VTT Publications 720.
- [häu02] häuselmann metall: *EN AW-6082 (AlMgSi1) T651*, 2002. <http://www.haeuselmann.ch/webautor-data/23/EN6082.pdf>, zuletzt abgerufen am 11.7.2014.
- [HY07] M. Hänninen und J. Ylijoki: *The constitutive equations of the APROS six-equation model*, 2007.
- [IRT04] *Brennelemente IRT-4M, Katalogbeschreibung, P 0019.20.00.000 DKO*. NZ-CHK, Novosibirsk, 2004. auf Russisch.
- [Joh72] W. Johnson: *Impact strength of materials*. Arnold, London, 1972, ISBN 0-7131-3266-3.
- [JOK93] T. Jevremovic, Y. Oka und S. Koshizuka: *Design of an indirect-cycle fast breeder reactor cooled by supercritical steam*. Nuclear Engineering and Design, 144(2):337 – 344, 1993, ISSN 0029-5493.
- [JP12] N. Jones und J. K. Paik: *Impact perforation of aluminium alloy plates*. International Journal of Impact Engineering, 48(0):46 – 53, 2012, ISSN 0734-743X.
- [JP13] N. Jones und J. K. Paik: *Impact perforation of steel plates*. Ships and Offshore Structures, 8(5):579–596, 2013. <http://dx.doi.org/10.1080/17445302.2012.704163>.
- [Kel14] J. E. Kelly: *Generation IV International Forum (Overview)*. Generation IV International Forum (GIF), Januar 2014. https://www.gen-4.org/gif/jcms/c_60638/generation-iv-international-forum-overview, zuletzt abgerufen am 23.9.2014.
- [KH86] W. Köhler und D. Hein: *Influence of the Wetting State of a Heated Surface on Heat Transfer and Pressure Loss in an Evaporator Tube*. Kraftwerk Union AG, Erlangen, 1986. NUREG/IA-0003.
- [Kie77] S. W. Kieffer: *Sound speed in liquid-gas mixtures: Water-air and water-steam*. Journal of Geophysical Research, 82(20):2895 – 2904, 1977, ISSN 2156-2202. <http://dx.doi.org/10.1029/JB082i020p02895>.
- [KM88] P.S. Kundurpi und A.P. Muzumdar: *Structural response of calandria tube to a spontaneous rupture of the pressure tube*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 31(4):241 – 253, 1988, ISSN 0308-0161.
- [KSS09] C. Köhly, T. Schulenberg und J. Starflinger: *Design Concept of the HPLWR Moderator Flow Path*. In: *Proc. of 2009 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '09), Paper 9187, Shinjuku Tokyo, Japan, May 10-14, 2009*, 2009.
- [KTA98] *KTA 3201.1 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen*, Juni 1998.

- [Kur08] J. Kurki: *Simulation of Thermal Hydraulic at Supercritical Pressures with APROS*. In: *Proc. of IYNC 2008, Interlaken, Switzerland, 20 - 26 September 2008*, 2008. Paper No. 145.
- [Lit85] E. A. Little: *Dynamic J-Integral Toughness and Fractographic Studies of Fast Reactor Irradiated Type 321 Stainless Steel*, Seiten 563–579. Effects of radiation on materials; ASTM special technical publication 870. 1985, ISBN 0-8031-0450-2.
- [LL94] M. Langseth und P. K. Larsen: *Dropped objects' plugging capacity of aluminium alloy plates*. International Journal of Impact Engineering, 15(3):225 – 241, 1994, ISSN 0734-743X.
- [LSI12] Z.S. Liu, S. Swaddiwudhipong und M.J. Islam: *Perforation of steel and aluminium targets using a modified Johnson-Cook material model*. Nuclear Engineering and Design, 250(0):108 – 115, 2012, ISSN 0029-5493.
- [LVR96] *Light Water Reactor LVR-15*. Nuclear Research Institute Řež, Reactor Services Division, 1996.
- [Mat67] R. P. Mathisen: *Out of pile channel instability in the loop Skälvan*. In: *Proc. Symp. on Two Phase Flow Dynamics, Eindhoven*, Seiten 19–64, 1967.
- [Mes10] D. Meschede: *Gerthsen Physik*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 24. Auflage, 2010, ISBN 978-3-642-12894-3.
- [Moo65] F. J. Moody: *Maximum Flow Rate of a Single-Component, Two-Phase Mixture*. Journal of heat transfer, 87:134 – 142, 1965, ISSN 0022-1481.
- [MSC⁺98] A. Munitz, A. Shtechman, C. Cotler, M. Talianker und S. Dahan: *Mechanical properties and microstructure of neutron irradiated cold worked Al-6063 alloy*. Journal of Nuclear Materials, 252(1-2):79 – 88, 1998, ISSN 0022-3115.
- [MSP⁺14] A. Manes, F. Serpellini, M. Pagani, M. Saponara und M. Giglio: *Perforation and penetration of aluminium target plates by armour piercing bullets*. International Journal of Impact Engineering, 69(0):39 – 54, 2014, ISSN 0734-743X.
- [MTK⁺99] K. Morita, Y. Tobita, Sa. Kondo, E. A. Fischer und K. Thurnay: *SIMMER-III Analytic Equation-of-State Model*. O-Arai Engineering Center, Japan Nuclear Cycle Development Institute, May 1999. JNC TN9400 2000-005.
- [NEA99] *Hydrogen as an energy carrier and its production by nuclear power*. International Atomic Energy Agency - Tecdoc 1085, Wien, 1999.
- [NEA02] *Market potential for non-electric applications of nuclear energy*. International Atomic Energy Agency - Technical reports series 410, Wien, 2002.
- [NG02] U.S. Nuclear Energy Research Advisory Committee (NERAC) und Generation IV International Forum (GIF): *A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems*. 2002. <http://www.gen-4.org/PDFs/GenIVRoadmap.pdf>.
- [NGH11] R. Nowack, C. Götte und S. Heckmann: *Quality management at RWE using T24 boiler material as an example*. VGB PowerTech, 2011.
- [Nuc10] *Introduction of nuclear desalination: a guidebook*. International Atomic Energy Agency - Technical reports series 400, Wien, 2010.
- [oA67] Aluminum Company of America: *Alcoa aluminum handbook*. Pittsburgh, 1967.
- [OAEC] Japan Nuclear Cycle Development Institute O-Arai Engineering Center: *default.f, Default Input Block of SIMMER-III V3E source code*.

- [Oka10] Y. Oka: *Super light water reactors and super fast reactors : supercritical-pressure light water cooled reactors*. Springer, New York [u.a.], 2010, ISBN 978-1-4419-6034-4.
- [OKY92] Y. Oka, S. Koshizuka und T. Yamasaki: *Direct Cycle Light Water Reactor Operating at Supercritical Pressure*. Journal of Nuclear Science and Technology, 29(6):585–588, 1992. <http://dx.doi.org/10.1080/18811248.1992.9731568>.
- [OYCS82] S. Ohte, H. Yoshizawa, N. Chiba und S. Shida: *Impact Strength of Steel Plates Struck by Projectiles : Evaluation Formula for Critical Fracture Energy of Steel Plate*. Bulletin of JSME, 25(206):1226–1231, aug 1982, ISSN 00213764. <http://ci.nii.ac.jp/naid/110002363817/en/>.
- [PKP⁺06] V. Pechenkin, Yu. Konobeev, I. Pyshin, É. Petrov, V. Khoromskii, V. Kryuchkov, A. Voloshchenko, V. Tsofin und K. Rozanov: *Method for calculating the characteristics of the damaging dose for VVER vessel steel*. Atomic Energy, 100:332–339, 2006, ISSN 1063-4258. <http://dx.doi.org/10.1007/s10512-006-0090-8>, 10.1007/s10512-006-0090-8.
- [PWR84] *the westinghouse pressurized water reactor nuclear power plant*. Westinghouse Electric Corporation, Water Reactor Divisions, Pittsburgh, Pennsylvania, 1984.
- [Raq14] M. Raqué: *Safety Analysis for a Fuel Qualification Test with Supercritical Water*. 2014. Dissertation KIT.
- [Red08] R. Redlinger: *DET3D—A CFD tool for simulating hydrogen combustion in nuclear reactor safety*. Nuclear Engineering and Design, 238(3):610 – 617, 2008, ISSN 0029-5493. Benchmarking of CFD Codes for Application to Nuclear Reactor Safety.
- [RSV⁺14] M. Ruzickova, T. Schulenberg, D. Visser, C. Maraczy, A. Toivonen, A. Kiss und R. Novotny: *Overview and Progress in the European Project: "Supercritical Water Reactor - Fuel Qualification Test"*. In: *Proc. of the 19 th Pacific Basin Nuclear Conference (PBNC 2014), Hyatt Regency Hotel, Vancouver, British Columbia, Canada, August 24-28, 2014*, 2014. PBNC2014-107.
- [RVHS12] M. Raqué, A. Vojacek, P. Hajek und T. Schulenberg: *Design and 1D Analysis of the Safety Systems for the SCWR Fuel Qualification Test*. In: *Proc. of the 9 th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012*, 2012. N9P0124.
- [RWSH10] M. Raqué, A. Wank, T. Schulenberg und P. Hajek: *Thermal Analysis of a Test Fuel Element for a Reactor with Supercritical Water*. In: *Proc. of the 8th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-8), Shanghai, China, October 10-14, 2010*, 2010. N8P0153.
- [SBS08] Z. V. Stosic, W. Brettschuh und U. Stoll: *Boiling water reactor with innovative safety concept: The Generation III+ SWR-1000*. Nuclear Engineering and Design, 238(8):1863 – 1901, 2008, ISSN 0029-5493. ICONE-14 - 14th International Conference on Nuclear Energy.
- [Sch70] S. Schwaigerer: *Festigkeitsberechnung von Bauelementen des Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbaues*. Springer, Berlin [u.a.], 2., neubearb. Auflage, 1970.
- [SH06] T. Schulenberg und J. Hofmeister: *Brennelement und Brennelementbündel*, 2006. Patent, DE 102005008848 A1.

- [SIM] *SIMMER-III. A Computer Program for LMFR Safety Analysis*. <http://www.jaea.go.jp/jnc/zooarai/ejooarai/simmer/index.html>.
- [SMBS11] T. Schulenberg, C. Maráczy, W. Bernnat und J. Starflinger: *Assessment of the HPLWR core design*. The 5th Int. Symp. SCWR (ISSCWR-5), Vancouver, Canada, March 13 - 16, 2011, P057, 2011.
- [SMJM05] T. Schulenberg, U. Müller und G. Janssens-Maenhout: *Zweiphasenströmung mit Wärmeübertragung*, 2005. Vorlesungsmanuskript.
- [SMLS12] T. Schulenberg, H. Matsui, L. Leung und A. Sedov: *Supercritical Water Cooled Reactors*. In: *2012 Annual Report: GIF Symposium Proceedings, San Diego, California, USA, 14-15 November 2012*. Generation IV International Forum (GIF), 2012.
- [Sän60] E. Sängler: *Heißwasserrakete, insbesondere Starthilfe für bemannte oder unbemannte Flugkörper*, 1960. Patent, DE 000000973448 B.
- [SP95] W. Stephan und R. Postl: *Schwingungen elastischer Kontinua*. Leitfäden der angewandten Mathematik und Mechanik ; 72. Teubner, Stuttgart, 1995, ISBN 3-519-02377-6.
- [Spu10] J. H. Spurk: *Strömungslehre : Einführung in die Theorie der Strömungen*, 2010, ISBN 978-3-642-13143-1.
- [SS12] T. Schulenberg und J. Starflinger (Herausgeber): *High Performance Light Water Reactor Design and Analyses*. 2012, ISBN 978-3-86644-817-9.
- [SSM⁺10] T. Schulenberg, J. Starflinger, C. Maráczy, J. Heinecke und W. Bernnat: *Recent Analyses of the HPLWR Three Pass Core*. 2010 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '10), San Diego, Calif., June 13-17, 2010, 10157, 2010.
- [SSS⁺03] D. Squarer, T. Schulenberg, D. Struwe, Y. Oka, D. Bittermann, N. Aksan, C. Maraczy, R. Kyrki-Rajamäki, A. Souyri und P. Dumaz: *High performance light water reactor*. Nuclear Engineering and Design, 221(1 - 3):167 – 180, 2003, ISSN 0029-5493. Mid-Term Symposium on Shared-Cost and Concerted Actions.
- [SSS10] R. Schneider, M. Schlagenhauser und T. Schulenberg: *Conceptual Design of the Safety System for a SCWR Fuel Qualification Test*. In: *Proc. of the 8th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-8), Shanghai, China, October 10-14, 2010*, 2010. N8P0191.
- [Tor00] D.F. Torgerson: *Next Generation CANDU Technology*. In: *Proc. of 21st Annual CNS Conference, Toronto, Canada, 2000*.
- [TSP06] D.F. Torgerson, B. A. Shalaby und S. Pang: *CANDU technology for Generation III+ and IV reactors*. Nuclear Engineering and Design, 236(14-16):1565 – 1572, 2006, ISSN 0029-5493. 13th International Conference on Nuclear Energy.
- [uGFTG13] VDI Gesellschaft Bauen und Gebäudetechnik Fachbereich Technische Gebäudeausrüstung: *VDI 6006 Druckstöße in Trinkwasserleitungen - Ursachen, Geräusche und Vermeidung*. Beuth, 2013.
- [VFS⁺10] B. Vogt, K. Fischer, J. Starflinger, E. Laurien und T. Schulenberg: *Concept of a pressurized water cooled reactor cooled with supercritical water in the primary loop*. Nuclear Engineering and Design, 240:2789–2799, 2010.

- [vW81] W. van Witzenburg: *Tensile Properties of Neutron Irradiated Aluminium Alloys. Literature Survey and Comparison of HFR Surveillance Tensile Test Results with Literature Data*. Stichting Energieonderzoek Centrum Nederland, Petten, 1981. ECN-81-035.
- [Wal80] G. B. Wallis: *Critical two-phase flow*. International Journal of Multiphase Flow, 6(1 - 2):97 – 112, 1980, ISSN 0301 - 9322.
- [WSL09] A. Wank, T. Schulenberg und E. Laurien: *Mixing of cooling water at supercritical pressures in the HPLWR - Three Pass Core*. In: *Proc. of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), Kanazawa City, Ishikawa Prefecture, Japan, September 27 - October 2, 2009*, 2009. N13P1003.
- [XSt11] *X Steam 2.6 – Freeware IF97 properties for water and steam.*, 2011. <http://web.archive.org/web/20110207185019/http://www.x-eng.com/>, Originalseite offline.
- [YFT⁺03] H. Yamano, S. Fujita, Y. Tobita, K. Kamiyama, Sa. Kondo, K. Morita, E. A. Fischer, D. J. Brear, N. Shirakawa, X. Cao, M. Sugaya, M. Mizuno, S. Hosono, T. Kondo, W. Maschek, E. Kiefhaber, G. Buckel, A. Rineiski, M. Flad, T. Suzuki, P. Coste, S. Pigny, J. Louvet und T. Cadiou: *SIMMER-III: A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis - Version 3.A Model Summary and Program Description* -. O-Arai Engineering Center, Japan Nuclear Cycle Development Institute, August 2003. JNC TN9400 2003-071.
- [ZRK⁺12a] T. Zeiger, M. Raqué, M. Kuznetsov, R. Redlinger und T. Schulenberg: *Risiko einer Radiolysegasdetonation in einem aktiven Versuchskreislauf mit überkritischem Wasser*. In: *Proc. of Jahrestagung Kerntechnik 2012, Stuttgart*, 2012.
- [ZRK⁺12b] T. Zeiger, M. Raqué, M. Kuznetsov, R. Redlinger und T. Schulenberg: *Risk Analysis for a Radiolysis Gas Detonation in an Active Test Loop using Supercritical Water*. In: *Proc. of the 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012*, 2012. N9P0069.
- [ZRS13] T. Zeiger, M. Raqué und T. Schulenberg: *Study of consequences of a pressure tube failure for an SCWR in-pile fuel assembly test*. In: *Proc. of the 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal - Hydraulics (NURETH-15), Pisa, Italy, May 12-17, 2013*, 2013. NURETH15-207.
- [ZVR⁺13] M. Zychova, A. Vojacek, M. Ruzickova, R. Fukac und E. Krecanova: *New research infrastructure for SCWR in Centrum Vyzkumu Rez*. In: *Proc. of the 6th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-6), March 03-07, 2013, Shenzhen, Guangdong, China*, 2013. ISSCWR6-031.

Anhang

A. Längsschnitt

Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

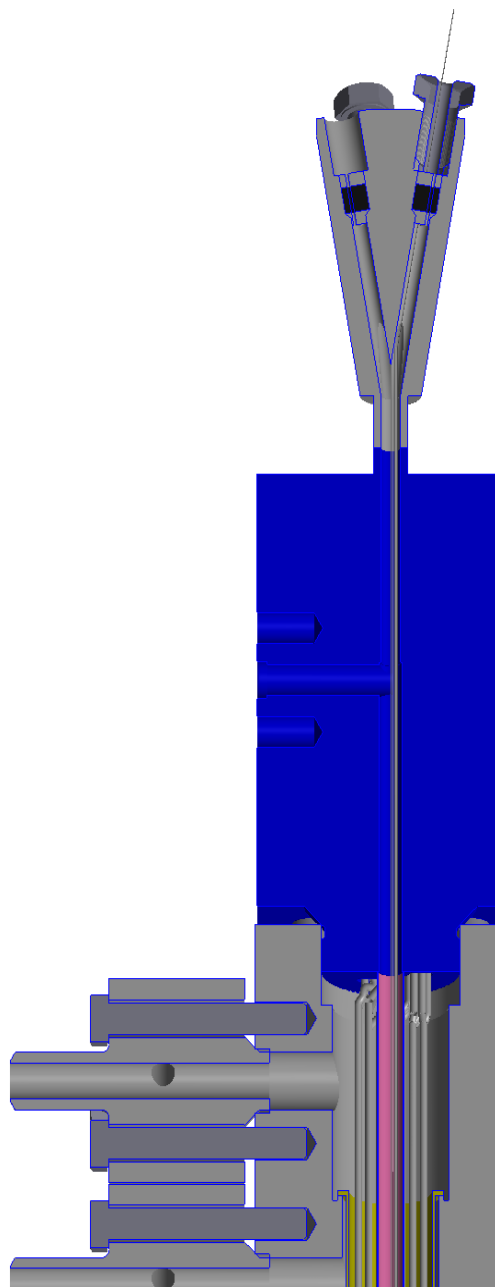


Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

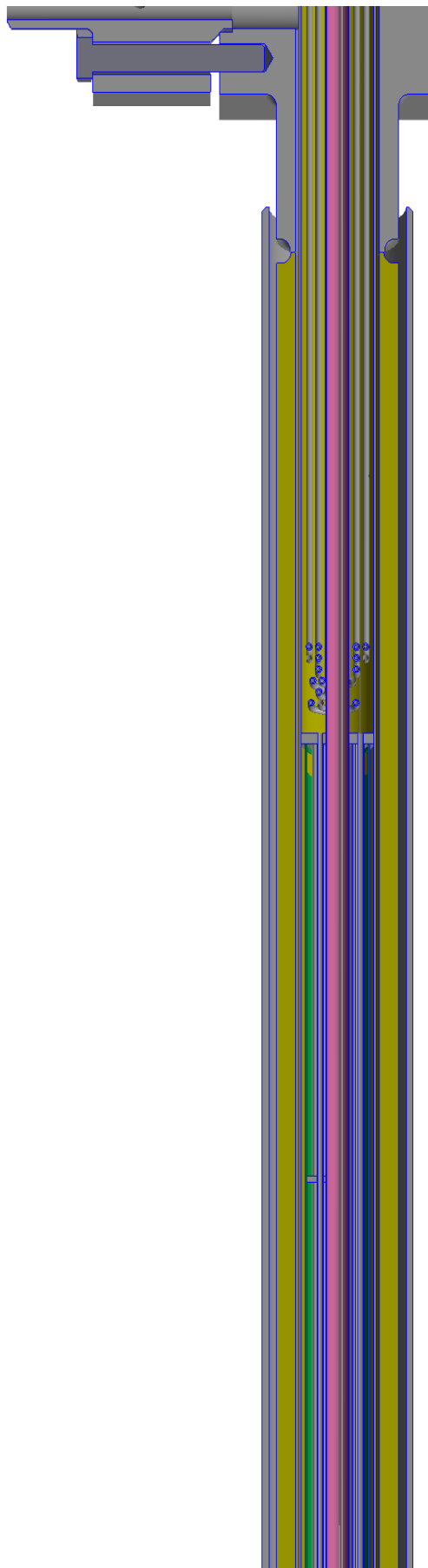


Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR

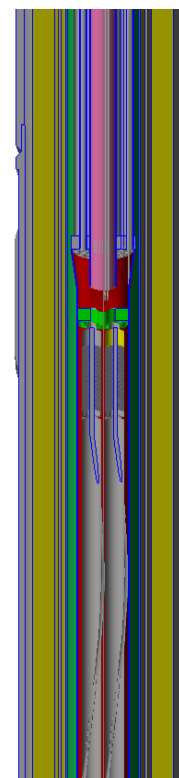
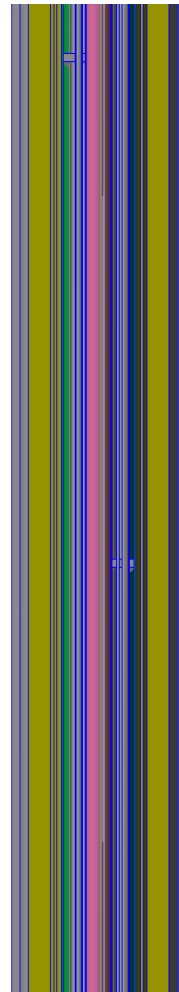
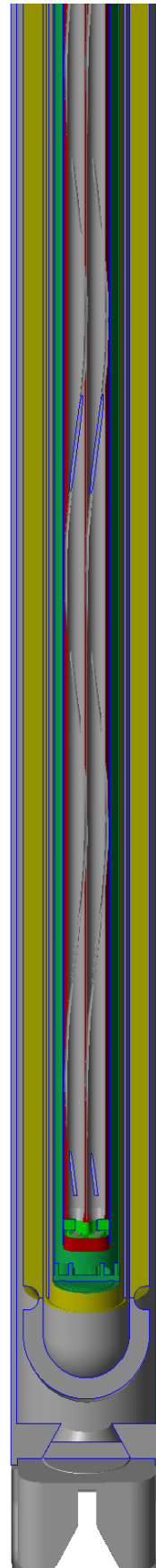


Bild erzeugt aus CAD-Daten von CVR, mit freundlicher Genehmigung von CVR



B. SIMMER Input

B.1. Druckwelle im LVR-15 Kern

START : PROBLEM LVR-15 CORE SHOCKWAVES FOR S-III VER.3.F

```

&XCNTL
  !HMTOPT(31)=0,
  HMTOPT(61)=1,
  EDTOPT(6)=2,
  EDTOPT(7)=2,
/

&XMSH
  IB=29,JB=34,IGEOM=1, !IB Breite, JB Hoehe, IGEOM Zyl oder
    Kartes
  DRINP(1)=7*9.61D-3, 3*0.83D-3, 5D-3, 7*8.19D-3, 5D-3, 3*0.83
    D-3, 7*9.61D-3,
  DZINP(1)=1*9.61D-3, 3*0.83D-3, 7*9.61D-3, 3*0.83D-3, 7*9.61D
    -3, 3*0.83D-3, 7*9.61D-3, 3*0.83D-3,
/

&XMSC
  G=0.0,
/

&XTME
  TWFIN=0.1,DTSTRT=1.0D-5,
  DTMIN=1.0D-9,DTMAX=2.0D-5,
  NDT0=1,TCPU=100000.0,
/

&XERG
  REGN=1,
  REGC(1,1)=1,1,29,34,
  MATEOS(1,1)=1,1,2,1,2,
/

&XEOS
  ALPHA0=0.05,
  !IFREE(3,2)=1,
  !Parameter Wasser aendern
  !ELIQUUS(2,3)= 379779.3936,
  FL(1,2,3)= -1.414D-12,
  FL(2,2,3)= 0,
  FL(3,2,3)= 0,
  FL(4,2,3)= -2,
  FL(5,2,3)= -0.25,
  !CSAT(1,2,3)= 4000,
/

&XRGH
  LRGN=0,
  IRMAP(1,34)=29*1,

```

```

IRMAP(1,33)=29*1,
IRMAP(1,32)=29*1,
IRMAP(1,31)=29*1,
IRMAP(1,30)=29*1,
IRMAP(1,29)=29*1,
IRMAP(1,28)=29*1,
IRMAP(1,27)=29*1,
IRMAP(1,26)=29*1,
IRMAP(1,25)=29*1,
IRMAP(1,24)=29*1,
IRMAP(1,23)=29*1,
IRMAP(1,22)=29*1,
IRMAP(1,21)=29*1,
IRMAP(1,20)=29*1,
IRMAP(1,19)=29*1,
IRMAP(1,18)=29*1,
IRMAP(1,17)=29*1,
IRMAP(1,16)=29*1,
IRMAP(1,15)=29*1,
IRMAP(1,14)=29*1,
IRMAP(1,13)=29*1,
IRMAP(1,12)=29*1,
IRMAP(1,11)=29*1,
IRMAP(1,10)=29*1,
IRMAP(1,9)=29*1,
IRMAP(1,8)=29*1,
IRMAP(1,7)=29*1,
IRMAP(1,6)=29*1,
IRMAP(1,5)=29*1,
IRMAP(1,4)=29*1,
IRMAP(1,3)=29*1,
IRMAP(1,2)=29*1,
IRMAP(1,1)=29*1,

```

/

&XBND ! 0 Wand, 2 Einlass, 9 Offen Aussendruck, 8 Druck

Nebenzelle

```

NBC=0,
LBCSET(1086)=1*0,7*0,3*9,9*0,3*9,
LBCSET(1055)=9,LBCSET(1085)=9,
LBCSET(1024)=9,LBCSET(1054)=9,
LBCSET(993)=9,LBCSET(1023)=9,

```

```

LBCSET(745)=9,LBCSET(775)=9,
LBCSET(714)=9,LBCSET(744)=9,
LBCSET(683)=9,LBCSET(713)=9,

```

```

LBCSET(435)=9,LBCSET(465)=9,
LBCSET(404)=9,LBCSET(434)=9,
LBCSET(373)=9,LBCSET(403)=9,

```

```

LBCSET(125)=9,LBCSET(155)=9,
LBCSET(94)=9,LBCSET(124)=9,

```

LBCSET(63)=9,LBCSET(93)=9,

LBCSET(1)=1*0,7*0,3*9,1*2,7*2,1*2,3*9,

!Virtual Walls

LWASET(1,31) =1001,5*0001,0101, 3*0000, 1001,7*0001,0101,
3*0000, 1001,5*0001,0101,

LWASET(1,30) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,29) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,28) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,27) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,26) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,25) =1010,5*0010,0110, 3*0000, 1010,7*0010,0110,
3*0000, 1010,5*0010,0110,

LWASET(1,21) =1001,5*0001,0101, 3*0000, 1001,7*0001,0101,
3*0000, 1001,5*0001,0101,

LWASET(1,20) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,19) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,18) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,17) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,16) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,15) =1010,5*0010,0110, 3*0000, 1010,7*0010,0110,
3*0000, 1010,5*0010,0110,

LWASET(1,11) =1001,5*0001,0101, 3*0000, 1001,7*0001,0101,
3*0000, 1001,5*0001,0101,

LWASET(1,10) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,9) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,8) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,7) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,6) =1000,5*0000,0100, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1000,5*0000,0100,

LWASET(1,5) =1010,5*0010,0110, 3*0000, 1010,7*0010,0110,
3*0000, 1010,5*0010,0110,

LWASET(1,1) =1011,5*0011,0111, 3*0000, 1000,7*0000,0100,
3*0000, 1011,5*0011,0111,

/

&XBND !transiente Druckrandbedingung

NBC=1,

LBCS=2,

LBCP=3,

PTME(1)=0.0, 0.05, 10.0,

PTAB(1)=1.3e+05,1.4e+05,1.4e+05,

/

&XBND !transiente Geschwindigkeitsrandbedingung

NBC=2,

LBCS=2,

%

%!LBCV(2)=7, !Schwerpunktsgeschw 30-600 wasser

%!VTME(1,2)=0.0, 0.0004, 0.0008, 0.0014, 0.0027, 0.0028,
0.1,

%!VTAB(1,2)=0, 0, 0.75, 1.34, 1, 0, 0,

LBCV(2)=7, !Schwerpunktsgeschw 30-600 wasser% Ende
geglatttet

VTME(1,2)=0.0, 0.0004, 0.0008, 0.0014, 0.0027, 0.005, 0.1,

VTAB(1,2)=0, 0, 0.75, 1.34, 1, 0, 0,

!LBCV(2)=11, !Seismik

!VTME(1,2)=0, 0.0193, 0.0224, 0.0278, 0.0285, 0.0298, 0.031,
0.0323, 0.034, 0.0393, 1,!VTAB(1,2)=0, 0, 0.0646, 0.2266, 0.2, 0.1187,
0.0814, 0.0624, 0.0563, 0.0563, 0.054,

!LWASET(11,2) =9*0010,

!LWATME(1,11,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,12,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,13,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,14,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,15,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,16,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,17,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,18,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LWATME(1,19,2) = 0, 0, 0.0003, 1,

!LBCV(2)=7, !Schwerpunktsgeschw 30-200 wasser

!VTME(1,2)=0.0, 0.0003, 0.0011, 0.0022, 0.00245, 0.003, 0.1,

!VTAB(1,2)=0, 0, 3.9, 0, -1.5, 0, 0,

!LBCV(2)=8, !BE p Q30/200 wasser

!VTME(1,2)=0.0, 0.00017, 0.00019, 0.00025, 0.00041, 0.0045,
0.005, 0.1,!VTAB(1,2)=0, 0, 10, -4, 2.6, -0.2,
1, 0,

/

```

&XBND !freier Auslass
NBC=9,
LBCP=1, ! 1: fest Ausgangswert          0: Druck Nebenzelle,
      laeuft durch
LBCS=2,
LBCT(2)=0,
/

&XBND !freier Auslass
NBC=8,
LBCP=0, ! 1: fest Ausgangswert          0: Druck Nebenzelle,
      laeuft durch
LBCS=2,
LBCT(2)=0,
/

&XRGN
LRGN=1, !fl. Wasser
ALMINB(3)=1.00, TLMINB(3)=323.0, TGINB=323.0,
PSFINB=1.2D+05,
/

&XRGN
LRGN=2, !Dampf
ALMINB(3)=0.00, TLMINB(3)=323.0, TGINB=323.0,
PSFINB=1.2D+05,
/

&XRGN
LRGN=3, !Wand
ASMINB(3)=1.00, TSMINB(3)=323.0, TGINB=323.0,
PSFINB=1.2D+05,
/

&XEDT
PRTC=99999, PPFC=99999, DMPC=99999, PPFC=99999, BSFC=99999,
DTPPF(1)=1.00D-1,
DTBSF(1)=1.0D-5,
DTEOS(1,3)=273.0, 5.0, 500.0,
DTTPP(1,3)=273.0, 5.0, 500.0,
NPRINT(3)=2,
SN='ALPLK1','ALPLK2','ALPLK3',
  'ALPLK4','ALPLK5','ALPLK6','ALPGK',
  'ALPNFK1','ALPNFK2','ALPNFK3','DHK',
  'PK','PGMK1','PGMK2','PGMK3','PGMK4',
  'RBLK1','RBLK2','RBLK3','RBLK4','RBLK5','RBLK6',
  'RBLK7','RBLK8','RBLK9','RBLK10','RBIK1','RBIK2',
  'RBGK1','RBGK2','RBGK3','RBGK4','RBGK5',
  'SIELK1','SIELK2','SIELK3','SIELK4','SIELK5','SIELK6',
  'TLK1','TLK2','TLK3','TLK4','TLK5','TLK6','TGK','SIEGK',
  'VK1','VK2','VK3','UK1','UK2','UK3','VWALL',
/

```

B.2. Wasserhammer

START : Water Hammer Fuji Akagawa FOR S-III VER.3.F

&XCNTL

ALGOPT(20)=1,
HMTOPT(31)=1,
HMTOPT(61)=1,
EDTOPT(6)=2,
EDTOPT(7)=2,

/

&XMSH

IB=3,JB=100,IGEOM=0, *!IB Breite, JB Hoehe, IGEOM 0 Zyl oder*
1 Kartes
DRINP(1)=3*3.57D-3,
DZINP(1)=100*161.7D-3, *!orig 100*161.7D-3*
NREG=2

/

&XMSC

G=0.0,

/

&XEOS

ALPHA0 = 0.1,
IFREE(3,2)=1,
!Parameter Wasser aendern
!!ELIQUUS(2,3)= 379779.3936,
FL(1,2,3)= -1.414D-12,
FL(2,2,3)= 0,
FL(3,2,3)= 0,
FL(4,2,3)= -2,
FL(5,2,3)= -0.25,
!!CSAT(1,2,3)= 4000,

/

&XTME

TWFIN=0.3,DTSTRT=1.0D-6,
DTMIN=1.0D-7,DTMAX=2.0D-5,
NDT0=1,TCPU=100000.0,

/

&XERG

REGN=1,
REGC(1,1)=1,1,3,100,
MATEOS(1,1)=1,1,2,1,2,

/

&XRGN

LRGN=0,
IRMAP(1,100)=3*1,
IRMAP(1,99)=3*1,
IRMAP(1,98)=3*1,


```
IRMAP(1,97)=3*1,
IRMAP(1,96)=3*1,
IRMAP(1,95)=3*1,
IRMAP(1,94)=3*1,
IRMAP(1,93)=3*1,
IRMAP(1,92)=3*1,
IRMAP(1,91)=3*1,
IRMAP(1,90)=3*1,
IRMAP(1,89)=3*1,
IRMAP(1,88)=3*1,
IRMAP(1,87)=3*1,
IRMAP(1,86)=3*1,
IRMAP(1,85)=3*1,
IRMAP(1,84)=3*1,
IRMAP(1,83)=3*1,
IRMAP(1,82)=3*1,
IRMAP(1,81)=3*1,
IRMAP(1,80)=3*1,
IRMAP(1,79)=3*1,
IRMAP(1,78)=3*1,
IRMAP(1,77)=3*1,
IRMAP(1,76)=3*1,
IRMAP(1,75)=3*1,
IRMAP(1,74)=3*1,
IRMAP(1,73)=3*1,
IRMAP(1,72)=3*1,
IRMAP(1,71)=3*1,
IRMAP(1,70)=3*1,
IRMAP(1,69)=3*1,
IRMAP(1,68)=3*1,
IRMAP(1,67)=3*1,
IRMAP(1,66)=3*1,
IRMAP(1,65)=3*1,
IRMAP(1,64)=3*1,
IRMAP(1,63)=3*1,
IRMAP(1,62)=3*1,
IRMAP(1,61)=3*1,
IRMAP(1,60)=3*1,
IRMAP(1,59)=3*1,
IRMAP(1,58)=3*1,
IRMAP(1,57)=3*1,
IRMAP(1,56)=3*1,
IRMAP(1,55)=3*1,
IRMAP(1,54)=3*1,
IRMAP(1,53)=3*1,
IRMAP(1,52)=3*1,
IRMAP(1,51)=3*1,
IRMAP(1,50)=3*1,
IRMAP(1,49)=3*1,
IRMAP(1,48)=3*1,
IRMAP(1,47)=3*1,
IRMAP(1,46)=3*1,
IRMAP(1,45)=3*1,
```

```

IRMAP(1,44)=3*1,
IRMAP(1,43)=3*1,
IRMAP(1,42)=3*1,
IRMAP(1,41)=3*1,
IRMAP(1,40)=3*1,
IRMAP(1,39)=3*1,
IRMAP(1,38)=3*1,
IRMAP(1,37)=3*1,
IRMAP(1,36)=3*1,
IRMAP(1,35)=3*1,
IRMAP(1,34)=3*1,
IRMAP(1,33)=3*1,
IRMAP(1,32)=3*1,
IRMAP(1,31)=3*1,
IRMAP(1,30)=3*1,
IRMAP(1,29)=3*1,
IRMAP(1,28)=3*1,
IRMAP(1,27)=3*1,
IRMAP(1,26)=3*1,
IRMAP(1,25)=3*1,
IRMAP(1,24)=3*1,
IRMAP(1,23)=3*1,
IRMAP(1,22)=3*1,
IRMAP(1,21)=3*1,
IRMAP(1,20)=3*1,
IRMAP(1,19)=3*1,
IRMAP(1,18)=3*1,
IRMAP(1,17)=3*1,
IRMAP(1,16)=3*1,
IRMAP(1,15)=3*1,
IRMAP(1,14)=3*1,
IRMAP(1,13)=3*1,
IRMAP(1,12)=3*1,
IRMAP(1,11)=3*1,
IRMAP(1,10)=3*1,
IRMAP(1,9)=3*1,
IRMAP(1,8)=3*1,
IRMAP(1,7)=3*1,
IRMAP(1,6)=3*1,
IRMAP(1,5)=3*1,
IRMAP(1,4)=3*1,
IRMAP(1,3)=3*1,
IRMAP(1,2)=3*1,
IRMAP(1,1)=3*1,
/

&XRGN
LRGN=1,
ALMINB(3)=1, !Ausgangsdampfvolumenteil Komp 3
TLMINB(3)=433.0, !Ausgangsfluess.temperatur Komp 3
TGINB=433.0, !Dampf temp
PSFINB=1.3D+06, !Ausgangsdruck in Pa
VINB(1)=1, !axiale Geschw lq fuel, fuel, steel

```

```

VINB(2)=1, !axiale Geschw lq steel, Na,
VINB(3)=1, !axiale Geschw Vapor Mix
ANFILB=0.1,
/

&XRGN
LRGN=2,
ALMINB(3)=0.00, TLMINB(3)=323.0, TGINB=323.0,
PSFINB=1.2D+05,
/

&XBND ! 0 Wand, 2 Ventil auf zu, 9 Offen p const
NBC=0,
LBCSET(507)=3*2,

LBCSET(2)=3*9,

/

&XBND !transiente Druckrandbedingung
NBC=1,
LBCS=2,

LBCP=3,
PTME(1)=0.0, 0.05, 10.0,
PTAB(1)=1.3e+05, 1.4e+05, 1.4e+05,
/

&XBND !transiente Geschwindigkeitsrandbedingung
NBC=2,
LBCS=2,

LBCV(2)=4,
VTME(1,2)=0.0, 0.1, 0.11, 1,
VTAB(1,2)=1, 1, 0, 0,

!LBCV(2)=7, !Schwerpunktsgeschw 30-600 wasser
!VTME(1,2)=0.0, 0.0004, 0.0008, 0.0014, 0.0027, 0.0028, 0.1,
!VTAB(1,2)=0, 0, 0.75, 1.34, 1, 0, 0,

!LBCV(2)=7, !Schwerpunktsgeschw 30-600 wasser Ende
geglatttet
!VTME(1,2)=0.0, 0.0004, 0.0008, 0.0014, 0.0027, 0.005, 0.1,
!VTAB(1,2)=0, 0, 0.75, 1.34, 1, 0, 0,
/

&XBND !freier Ein-Auslass
NBC=9,
LBCP=1,
LBCS=2,
/

```

&XEDT

```

PRTC=99999,PPFC=99999,DMPC=99999,PPFC=99999,BSFC=99999,
DTPPF(1)=1.00D-1,
DTBSF(1)=1.0D-5,
DTEOS(1,3)=273.0, 5.0, 500.0,
DTTPP(1,3)=273.0, 5.0, 500.0,
NPRINT(3)=2,
SN='ALPLK1','ALPLK2','ALPLK3',
    'ALPLK4','ALPLK5','ALPLK6','ALPGK',
    'ALPNFK1','ALPNFK2','ALPNFK3','DHK',
    'PK','PGMK1','PGMK2','PGMK3','PGMK4',
    'RBLK1','RBLK2','RBLK3','RBLK4','RBLK5','RBLK6',
    'RBLK7','RBLK8','RBLK9','RBLK10','RBIK1','RBIK2',
    'RBGK1','RBGK2','RBGK3','RBGK4','RBGK5',
    'SIELK1','SIELK2','SIELK3','SIELK4','SIELK5','SIELK6',
    'TLK1','TLK2','TLK3','TLK4','TLK5','TLK6','TGK','SIEGK',
    'VK1','VK2','VK3','UK1','UK2','UK3','VWALL',
/

```




ISBN 978-3-7315-0314-9

