

**Thermohydraulisches
Verhalten und
Komponentenverhalten
eines DWR bei
ausgewähltem
Kernschmelzszenarium
infolge Station Blackout
(SBO)**

Thermohydraulisches Verhalten und Komponentenverhalten eines DWR bei ausgewähltem Kernschmelzszenarium infolge Station Blackout (SBO)

Abschlussbericht

Sebastian Band
Christoph Bläsius
Martina Scheuerer
Thomas Steinrötter

September 2017

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB) unter dem Kennzeichen 3614R01307 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

Deskriptoren

ANSYS-CFD, ATHLET-CD/COCOSYS, DE-Heizrohre, Gegenströmung, HD-Kernschmelzen, thermisch induziertes Heizrohrversagen, Zirkulationsströmung

Kurzfassung

Internationale Untersuchungen zeigen, dass während HD-Kernschmelzsequenzen im Druckwasserreaktor (DWR) mit freigelegtem Kern, geschlossenem Primärkreis (Druckhalter(DH)-Abblaseventil und -Sicherheitsventile geschlossen) sowie einem durch Wasser isolierten Pumpenbogen sich eine freie Zirkulationsströmung von einem Wasserdampf/Gasgemisch innerhalb des Dampferzeugers der DH-Kühlmittelschleife einstellt, wodurch unterschiedliche thermische Belastungen der Heizrohre im Dampferzeuger auftreten. Dadurch werden einzelne Heizrohre in bestimmten Bereichen des Heizrohrbündels höher thermisch belastet, was ein früheres Versagen dieser Heizrohre durch Kriechversagen zur Folge haben kann.

„ANSYS-CFD“-Analysen wurden für einen generischen deutschen DWR durchgeführt, um das Ausmaß der freien Zirkulationsströmung bei dem konstruktiven Loop-Design und den zu berücksichtigenden Randbedingungen darzustellen. Ferner wurde die maximal zu unterstellende thermische Belastung der Heizrohre quantifiziert. Die Anfangs- und Randbedingungen der CFD-Analysen wurden durch ATHLET-CD/COCOSYS-Analysen eines HD-Kernschmelzunfalles bestimmt.

Die CFD-Analysen zeigen, dass sich die Zirkulationsströmung in der Kühlmittelschleife ausbildet, so dass es im heißen Strang zu einer Gegenströmung eines heißen und kälteren Wasserdampf/Gas-Gemisches sowie einer Vermischung in der Eintrittskammer des Dampferzeugers kommt. In der Eintrittskammer strömt heißes Gas in Richtung Austrittskammer und kälteres Gas strömt zurück in die Eintrittskammer. Die Bewertung der Ergebnisse zeigt, dass einige Heizrohre stärker thermisch belastet werden als andere (maximale Gastemperatur ist das 1,15-fache von der mittleren Temperatur des in die Heizrohre einströmenden Gases), dass das zyklische Abblasen über das DH-Sicherheitsventil nur eine geringe Auswirkung auf die Strömungsverhältnisse und thermische Belastung der Heizrohre hat und dass eine Neubewertung der bisherigen Annahmen der PSA Stufe 2 hinsichtlich des Kriechversagens der Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung und DE-Heizrohre bei HD-Kernschmelzabläufen nicht notwendig ist.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Darstellung des Standes von Wissenschaft und Technik (W&T).....	5
3	Analyse eines Hochdruck-Kernschmelzzenariums mit ATHLET- CD für einen generischen deutschen DWR ausgehend vom auslösenden Ereignis „Station Blackout“	9
3.1	Modellierung der DWR-Referenzanlage	9
3.1.1	Modellierung Primär- und Sekundärseite	9
3.1.2	Modellierung Sicherheitsbehälter (SB).....	14
3.2	Anfangs- und Randbedingungen	15
3.3	ATHLET-CD/COCOSYS-Ergebnisse zum langfristigen Station Blackout (Hochdruck-Szenarium)	15
3.4	„ATHLET-CD/MELCOR“-Vergleich	23
4	Dreidimensionale "Computational Fluid Dynamics (CFD)"- Analysen der Druckhalter-Kühlmittelschleife eines generischen deutschen DWR	27
4.1	Erstellen eines Geometriemodells	29
4.1.1	Geometrie am Eintritt zum heißen Strang	32
4.1.2	Geometrie der U-Rohre und des Rohrbodens.....	33
4.2	Erstellen eines Rechennetzes.....	34
4.3	Mathematische Modelle	37
4.3.1	Turbulenz- und Wärmeübergangsmodell	37
4.3.2	Stoffwerte	37
4.3.3	Poröses Medium Modell	37
4.4	Numerische Modelle	39
4.5	Analyseergebnisse	40
4.5.1	Quasistationäre Rechnung (Testfall 1).....	40
4.5.2	Transiente Rechnung mit dem Öffnen des DH-Sicherheitsventils (Testfälle 2.1 und 2.2).....	49

4.5.3	Testfälle 3.1 und 3.2	58
4.6	Zusammenfassung und Schlussfolgerung	65
5	Bewertung des thermohydraulischen DE-Verhaltens und dessen Auswirkungen auf die involvierten Primärkreis-komponenten.....	69
5.1	Vorüberlegungen und Studien zur Strukturtemperatur	69
5.1.1	Theoretische Überlegungen für den stationären Fall.....	69
5.1.2	Numerische Vorstudien für den instationären Fall (Beispiel HKL)	73
5.2	Rechnungen zur Strukturintegrität	79
5.2.1	Hauptkühlmittelleitung (HKL) und Volumenausgleichsleitung (VAL)	79
5.2.2	DE-Heizrohr (DEH)	83
5.3	Schlussfolgerungen	86
6	Zusammenfassung	89
	Literaturverzeichnis.....	93
	Abbildungsverzeichnis.....	95
	Tabellenverzeichnis.....	99
A	Anhang	101
A.1	ATHLET-CD/COCOSYS-Ergebnisse für langfristigen Station Blackout (HD-Szenario).....	101
A.2	Vergleich „ATHLET-CD“- und „MELCOR 2.1“-Ergebnisse für langfristigen Station Blackout (HD-Szenario)	110

1 Einleitung

In den PSA-Analysen der Stufe 2 haben Hochdruck(HD)-Kernschmelz Szenarien (beim deutschen Druckwasserreaktor (DWR) nur unter dem Postulat des Ausfalls der primärseitigen Druckentlastung möglich) einen nicht zu vernachlässigenden Beitrag an den Freisetzungen von Radionukliden in die Umgebung. Sie sind beim DWR gekennzeichnet durch ein längerfristiges zyklisches Abblasen von sehr heißem Wasserdampf/Gasgemisch über das Druckhalter-Sicherheitsventil. Während des gesamten Unfallablaufes gelangen die heißen Gase in den heißen Strang, die Volumenausgleichsleitung sowie die DE-Heizrohre der mit dem Druckhalter verbundenen Kühlmittelschleife des Primärkreises. Charakteristisch für diese Abläufe sind eine gleichzeitige Beanspruchung der Primärkreis Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung und DE-Heizrohre durch einen hohen Primärkreisdruck bei gleichzeitig hohen Gastemperaturen. Diese Bedingungen können zu einem frühzeitigen Kriechversagen der genannten Komponenten führen. Bei den deterministischen Analysen derartiger HD-Kernschmelzabläufe sowie ebenso bei der PSA der Stufe 2 stellt sich die Frage, welche Komponente zuerst durch Kriechen versagt. Bei einem Versagen der heißen Leitung oder der Volumenausgleichsleitung erfolgt die Freisetzung von Radionukliden in den Sicherheitsbehälter. Versagen dagegen zuerst einzelne DE-Heizrohre, so kommt es zu einer so genannten Bypass-Sequenz und die Freisetzung von Radionukliden erfolgt unter Umgehung der Barriere Sicherheitsbehälter über die Sekundärseite des defekten Dampferzeugers in die Umgebung. Hierbei ist eine sehr viel höhere Freisetzung von Aktivität in die Umgebung zu besorgen.

Internationale Untersuchungen zeigen während derartiger HD-Kernschmelzsequenzen, einem geschlossenen Primärkreis (in der Phase, wenn das DH-Abblaseventil bzw. die DH-Sicherheitsventile geschlossen sind) sowie einem durch Wasser isolierten Pumpenbogen eine freie Zirkulationsströmung von einem Wasserdampf/Gasgemisch innerhalb des Dampferzeugers, wodurch unterschiedliche thermische Belastungen der Heizrohre im Dampferzeuger entstehen. Dadurch werden einzelne Heizrohre in bestimmten Bereichen des Heizrohrbündels höher thermisch belastet, was ein früheres Versagen der Heizrohre durch Kriechversagen zur Folge haben kann, insbesondere bei Berücksichtigung von ggf. vorgeschädigten DE-Heizrohren. Dieses könnte zu einem frühzeitigen Versagen von Heizrohren führen, welches zeitlich vor dem Kriechversagen von heißer Leitung oder Volumenausgleichsleitung liegt.

Für einen generischen deutschen Druckwasserreaktor wird im Rahmen dieses Vorhabens untersucht, mit welchem Ausmaß die oben genannte freie Zirkulationsströmung bei dem umgesetzten konstruktiven Anlagendesign und den zu berücksichtigenden Randbedingungen auftritt. Des Weiteren wird die maximal zu unterstellende thermische Belastung der Heizrohre quantifiziert. Dazu werden CFD-Analysen mit dem Programm ANSYS-CFD für den involvierten Bereich der DH-Kühlmittelschleife (oberes Plenum, heißer Strang, Volumenausgleichsleitung, Heizrohre, Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers sowie ein Teil des kalten Stranges maximal bis zum durch Kühlmittel isolierten Pumpenbogen) durchgeführt. Da anzunehmen ist, dass das zyklische Abblasen über den Druckhalter die Ausbildung und das Ausmaß der freien Strömung wesentlich beeinflusst, wird ein Abblasezyklus in der CFD-Analyse als Randbedingung berücksichtigt. Die Anfangs- und Randbedingungen der CFD-Analysen werden durch voraus gehende ATHLET-CD/COCOSYS-Analysen eines HD-Kernschmelzunfalles bestimmt. Die hinsichtlich der strukturmechanischen Belastungen der Heizrohre ungünstigsten Randbedingungen entstehen bei einem Ereignis "Station Blackout" mit postuliertem Ausfall der primärseitigen Druckentlastung, so dass dieser Ereignisablauf für die ATHLET-CD/COCOSYS-Analyse gewählt wird.

Anhand der deterministischen CFD-Analysen, die die Eintrittstemperaturen der heißen Gasströmung in den entsprechenden Heizrohrbereich liefern, wird bewertet, ob bei HD-Kernschmelzsequenzen in Druckwasserreaktoren deutschen Designs und unter Berücksichtigung des berechneten Ausmaßes der freien Konvektionsströmung eine höhere thermische Belastung einzelner Heizrohre unterstellt werden muss. Eine strukturmechanische Bewertung unter Berücksichtigung der erarbeiteten thermohydraulischen Ergebnisse wird durchgeführt, um das zu erwartende Heizrohrverhalten zu bewerten und um zu klären, ob bei HD-Kernschmelzabläufen ggf. Heizrohre aufgrund höherer thermischer Belastungen vor den anderen Primärkreis Komponenten versagen könnten. Bei der Bewertung werden auch mögliche Vorschädigungen der Heizrohre mit berücksichtigt. Es werden strukturmechanische Analysen der Heizrohre mit einem „Finite-Element“-Modell durchgeführt, welches im Rahmen der BMWi-Forschungsvorhaben RS 1520 und RS 1555 in der GRS entwickelt wurde.

Das Ziel des Vorhabens ist zum einen zu zeigen, ob eine Relevanz hinsichtlich der oben genannten freien Zirkulationsströmung, die zu einer höheren thermischen Belastungen von einzelnen Heizrohren führt, besteht. Dabei wird auch der Einfluss des Abblasens über die DH-Sicherheitsventile mit berücksichtigt. Wenn eine Relevanz dargestellt werden kann, dann soll die erhöhte thermische Belastung der Heizrohre

quantifiziert werden. Zum anderen wird anhand der Analyseergebnisse zur thermischen Belastung der Heizrohre und der strukturmechanischen Bewertung geprüft, ob eine Neubewertung der bisherigen Annahmen der PSA Stufe 2 für deutsche DWR-Anlagen hinsichtlich des Kriechversagens der involvierten Komponenten bei HD-Kernschmelzabläufen notwendig sein könnte.

2 Darstellung des Standes von Wissenschaft und Technik (W&T)

Das Phänomen der Zirkulation von einem Wasserdampf/Gas-Gemisch innerhalb von U-Rohr-Dampferzeugern ist in /BAY 95/ erwähnt. Dort werden verschiedene freie Konvektionsströmungen im Primärkreislauf von Druckwasserreaktoren amerikanischer Bauart untersucht, die während schwerer Kernschmelzunfälle innerhalb des Reaktordruckbehälters sowie in den Primärkreisschleifen auftreten können. Der Einfluss der unterschiedlichen freien Konvektionsströmungen auf den Kernschmelzablauf wird dort im Rahmen eines Rankings bewertet. Das Phänomen der Zirkulationsströmung innerhalb der DE-Heizrohre – im Bericht als „Hot Leg Countercurrent Natural Circulation“ bezeichnet – wird durch die rechte Seite der Abb. 2.1 schematisch dargestellt und im Bericht wie folgt beschrieben.

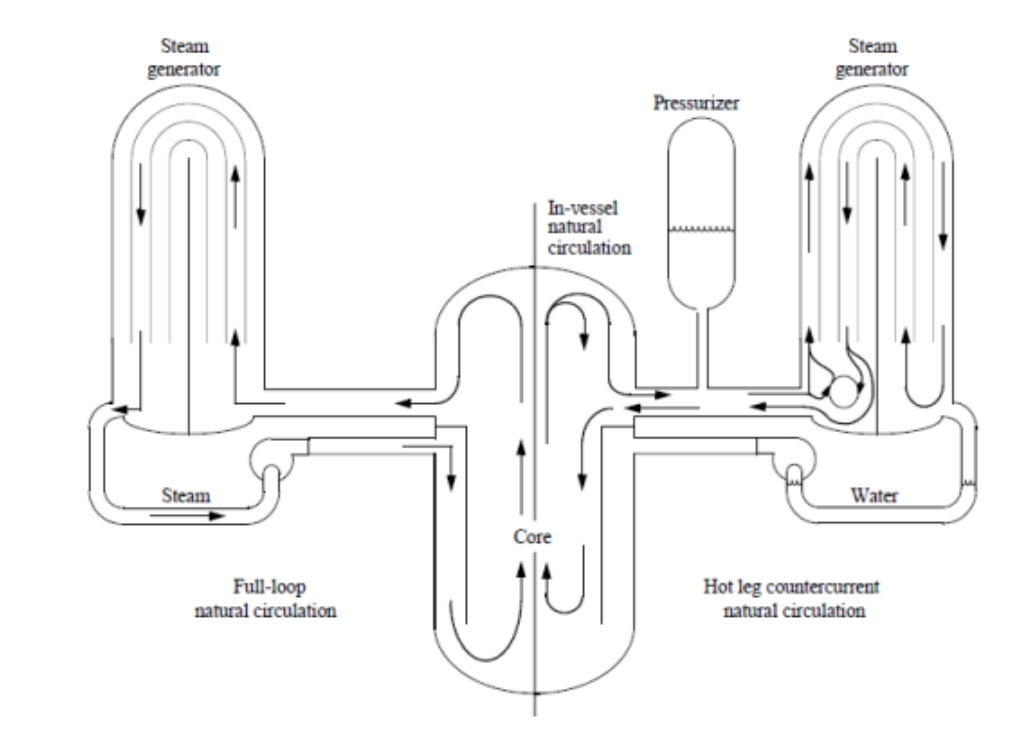


Abb. 2.1 Darstellung der freien Zirkulationsströmung innerhalb eines U-Rohr-Dampferzeugers (rechte Seite) aus /KNU 98/

Bei HD-Kernschmelzabläufen kommt es zum stetigen Ausdampfen des Kernbereichs, wodurch der Primärkreisdruck ansteigt. Bei geschlossenem Primärkreis gelangt das heiße Wasserdampf/Gas-Gemisch in den heißen Strang. Dort strömt das heiße Gasgemisch im Gegenstrom zu kühlerem Gasgemisch in Richtung Dampferzeuger(DE)-Heizrohre. In der Eintrittskammer des Dampferzeugers vermischt sich das heiße Gemisch teilweise mit dem aus den Heizrohren zurück strömenden kühleren Gasgemisch. Innerhalb der Heizrohre stellt sich eine freie Zirkulationsströmung ein. So strömt heißeres Gas durch einen begrenzten

Heizrohrbereich in Richtung Austrittskammer des Dampferzeugers und kühlt auf dem Weg dorthin ab. In der Austrittskammer erfolgt eine Umlenkung und kühleres Gasgemisch strömt durch einen anderen Heizrohrbereich zurück in Richtung Eintrittskammer. Dort erfolgt eine teilweise Vermischung mit dem aus dem RDB kommenden heißen Gasgemisch. Der andere Teil des kühleren Gasgemisches strömt dagegen im Gegenstrom zum heißen Gasgemisch durch den heißen Strang in Richtung Reaktordruckbehälter zurück.

Im Rahmen von Arbeiten der amerikanischen Arbeitsgruppe „SGTR Severe Accident Working Group“ der U.S. NRC wurden Studien zur Risikoabschätzung eines Sicherheitsbehälter-Bypasses ausgelöst durch Druck bzw. thermisch induziertes Heizrohrversagen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in /NUR 98/ dokumentiert. Dort wurden unter anderem HD-Kernschmelzabläufe mit unterschiedlichen Randbedingungen untersucht, wobei neben den für amerikanische Anlagen typischen Dichtungsleckagen an den Hauptkühlmittelpumpen auch die freie Zirkulationsströmung im Dampferzeuger der DH-Kühlmittelschleife in SCDAP/RELAP5-Analysen berücksichtigt wurde. Die Zirkulation wurde nicht explizit durch SCDAP/RELAP5 berechnet, sondern durch die Darstellung des heißen Stranges sowie der DE-Eintrittskammer mittels paralleler Strömungskanäle erzwungen, um die Gegenströmung von heißem und kühlerem Gasgemisch darstellen zu können. Die Justierung der in den Analysen verwendeten Strömungsverhältnisse erfolgte durch Vergleich mit den Hochdruckversuchen einer Westinghouse-Versuchsreihe zur experimentellen Untersuchung der freien Konvektion in Druckwasserreaktoren (DWR) bei Kernschmelzunfällen unter Hochdruck, die in einer DWR-Versuchsanlage im Maßstab 1:7 durchgeführt wurden. Neben den thermohydraulischen Analysen beinhaltet der oben genannte Bericht zudem die Entwicklung eines Versagensmodells für vorgeschädigte DE-Heizrohre, die Entwicklung eines Ereignisbaums für Bypass-Kernschmelzsequenzen sowie die Bestimmung von Häufigkeiten für das Auftreten von Bypass-Sequenzen bei HD-Kernschmelzabläufen.

In /KNU 98/ sind SCDAP/RELAP5-Analysen zur freien Konvektion während Unfallabläufen für verschiedene amerikanische Druckwasserreaktor-Anlagen dokumentiert. Dort wird das Phänomen der freien Zirkulationsströmung im Dampferzeuger untersucht, um Aussagen zu einem möglichen induzierten Heizrohrversagen zu erhalten. Als auslösendes Ereignis wurde auch hier das Ereignis "Station Blackout" herangezogen, da es bei entsprechenden postulierten Randbedingungen zu Abläufen mit gleichzeitigem hohem Druck und hohen Temperaturen führt, das eine erhebliche Gefährdung der Heizrohrintegrität bedeutet. Wie bereits in /NUR 98/ dokumentiert, wurde auch hier die Zirkulation nicht explizit durch SCDAP/RELAP5 berechnet, sondern durch eine spezielle Modellierung des heißen Stranges sowie der DE-Eintrittskammer durch Aufteilung in parallele Strömungskanäle quasi erzwungen, um die Ge-

genströmung von heißem und kühlerem Gasgemisch darstellen zu können. Die Ergebnisse zeigen auch eine höhere thermische Belastung der Heizrohre. Die Schlussfolgerung hinsichtlich eines möglichen Kriechversagens der involvierten Primärkreis Komponenten ist, dass bei intakten Heizrohren in allen untersuchten Anlagen die Volumenausgleichsleitung zuerst versagt.

Analysen mit einem CFD-Programm sind in /BOY 04/ für Druckwasserreaktoren amerikanischen Designs dokumentiert. Dort wird das Mischungsverhalten in der Eintrittskammer der Dampferzeuger bei freier Zirkulationsströmung für einen Westinghouse- sowie einen „Combustion Engineering“-Druckwassertyp untersucht. Das Mischungsverhalten in der DE-Eintrittskammer zwischen heißem eintretendem und kühlerem zurückströmendem Gasstrom ist eine wesentliche Einflussgröße für die thermische Belastung der Heizrohre. Ein geringes Mischungsverhalten führt zur höheren thermischen Belastungen einiger Heizrohre, welche von dem heißen Gasgemisch in Richtung Austrittskammer durchströmt werden. Das Mischungsverhalten wird als abhängig von der jeweiligen Geometrie der DE-Kammern angenommen, so dass im Rahmen dieser Arbeiten Analysen mit dem CFD-Programm FLUENT durchgeführt wurden, um das dreidimensionale Mischverhalten in Eintrittskammern unterschiedlichen amerikanischen Designs sowie der freien Konvektion in den Heizrohren zu untersuchen. Die Untersuchungen zeigen die wesentlichen Einflussparameter auf das Mischverhalten in der Eintrittskammer und auf die freie Konvektionsströmung innerhalb der Heizrohre auf. Des Weiteren wird anhand der Untersuchungen auch der erhebliche Einfluss des Designs des Primärkreises und der Dampferzeuger auf das Ausmaß der Zirkulationsströmung deutlich.

Eine erneute Zusammenfassung der o. g. amerikanischen Arbeiten und Neubewertung der Problematik des thermisch induzierten Heizrohrversagens durch eine freie Zirkulationsströmung ist in /SAL 16/ zu finden. Dort wird auf Ergebnisse von Thermohydraulik-Analysen mit SCDAP/RELAP5, MELCOR und CFD eingegangen, die für die Baureihen Westinghouse und Combustion Engineering durchgeführt wurden. Wesentlich abweichende Ergebnisse von den älteren Untersuchungen sind aber nicht zu finden.

Die Ergebnisse der hier dargestellten Untersuchungen zeigen, dass das Ausmaß der sich bei HD-Szenarien im Dampferzeuger der DH-Kühlkreislaufschleife einstellenden freien Zirkulationsströmung stark vom Design der jeweiligen Anlage abhängt. Zudem wurde in den oben genannten Untersuchungen der Einfluss des zyklischen Abblasens über den Druckhalter nicht mit untersucht. Dieses Abblasen wird einen Einfluss auf die Ausbildung und Auswirkung der freien Zirkulationsströmung und damit auch auf die thermische Belastung der DE-

Heizrohre haben. Ggf. kann es die erhöhte thermische Belastung der Heizrohre mindern bzw. sogar vermeiden. Aus oben genannten Gründen wird das thermohydraulische Verhalten des Dampferzeugers eines generischen deutschen Druckwasserreaktors vom Typ Konvoi unter Bedingungen eines Hochdruck-Kernschmelzablaufes im Rahmen des Vorhabens 3614R01307 untersucht, um einerseits die freie Zirkulationsströmung unter Berücksichtigung der Konvoi-typischen Geometrie der DH-Kühlmittelschleife nachzuweisen, die potentielle thermische Belastung der Heizrohre aufgrund einer derartigen Zirkulationsströmung zu quantifizieren und den Einfluss des Abblasens über die Druckhalter-Armaturen auf die Strömung darzustellen.

3 Analyse eines Hochdruck-Kernschmelzszenariums mit ATHLET-CD für einen generischen deutschen DWR ausgehend vom auslösenden Ereignis „Station Blackout“

Die Anfangs- und Randbedingungen für die durchzuführenden CFD-Analysen werden durch die Unfallanalyse eines langfristigen Station Blackout, der aufgrund der postulierten Ausfälle in ein Hochdruck-Kernschmelzszenarium hinein läuft, mit dem gekoppelten detaillierten GRS-Programmsystem ATHLET-CD/COCOSYS für eine „Druckwasserreaktor (DWR)“-Referenzanlage bereitgestellt. Das verwendete Anlagenmodell wird in Kapitel 3.1 beschrieben. Die Anfangs- und Randbedingungen zur Berechnung des ausgewählten Unfallablaufes sind in Kapitel 3.2 erläutert. Die Ergebnisse der „ATHLET-CD/COCOSYS“-Analyse werden in Kapitel 3.3 diskutiert. Zur Validierung der „ATHLET-CD/COCOSYS“-Ergebnisse werden diese mit den Ergebnissen einer Analyse desselben Szenarios, die mit dem Integralcode MELCOR durchgeführt wurde, verglichen. Die vergleichende Bewertung ist in Kapitel 3.4 gegeben.

3.1 Modellierung der DWR-Referenzanlage

Für die Unfallanalyse des HD-Kernschmelzablaufes ausgehend vom postulierten Ereignis langfristiger „Station Blackout“ wird das gekoppelte GRS-Programm ATHLET-CD/COCOSYS verwendet. Mit dem Programmteil ATHLET-CD wird der Reaktor mit seinen vier Kreisläufen, die Sekundärseite sowie die relevanten Sicherheitssysteme modelliert. Das Kernverhalten im Verlauf von Kernschmelzunfällen wird durch den CD-Teil berechnet. Der Sicherheitsbehälter (SB) wird mit COCOSYS simuliert. Durch die feine Nodalisierung des SBs im COCOSYS-Teil können die Temperaturen an den Außenseiten des Primärkreises genauer simuliert werden und damit das thermische Verhalten der Wandstrukturen des Primärkreises detaillierter bestimmt werden.

3.1.1 Modellierung Primär- und Sekundärseite

In Abb. 3.1 ist die verwendete Nodalisierung des Primärkreises dargestellt. Im Zentrum der Abbildung ist der Reaktordruckbehälter (RDB) dargestellt, der durch verschiedene ATHLET-typische Thermofluidobjekte (TF...) modelliert wird. Über dem unteren Plenum (TFJAAUP00) wird der Kern durch vier Kernkanäle (TFJKA0KE10 bis TFJKA0KE40) sowie einen Bypass (TFJAC0REFL) abgebildet. Oberhalb des Kerns befindet sich das obere Plenum (TFJAAAOP10) und der Deckelraum (TFJAA0DR00). Aus dem oberen Plenum strömt das Kühlmittel durch die vier heißen Leitungen (TFJEC10HL0 bis TFJEC40HL0) in Richtung

Dampferzeuger. An die heißen Leitungen schließt jeweils die Eintrittskammer der Dampferzeuger, die z. B. für den Dampferzeuger von Loop 10 durch TFJEA10E11 und TFJEA10E12¹ dargestellt wird, an. Die detaillierte Modellierung der U-Rohre ist in einem „Lump-Parameter“-Code wie ATHLET(-CD) nicht praktikabel bzw. sinnvoll. Daher werden die U-Rohre zu drei Gruppen zusammengefasst und durch drei Thermofluidobjekte (TFO) zusammengefasst, um die unterschiedlichen Rohrlängen der Heizrohre mit ihren Oberflächen und Volumina innerhalb des Rohrbündels grob zu erfassen und zu simulieren. Die innenliegenden Heizrohre sind kürzer und im oberen Punkt haben sie einen kleineren Radius, als die weiter außenliegenden Heizrohre. TFJEA10UR1 simuliert die inneren Heizrohre während die außenliegenden Heizrohre durch TFJEA10UR3 und die mittleren durch TFJEA10UR2 abgebildet werden. Jedes dieser TFOs simuliert 1.362 Heizrohre. An die U-Rohre schließt die Austrittskammer des Dampferzeugers an (dargestellt durch TFJEA10AU2 und TFJEA10AU1), an die wiederum der kalte Strang (TFJEC10KL0) mit dem Pumpenbogen anschließt. Die kalten Stränge enden im oberen Bereich des Rückstromraumes (TFJAA0RR10) und von dort strömt der größte Teil (99,5 %) durch den unteren Teil des Rückstromraums (TFJAA0RR30) in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters. Ein kleiner Teil des Massenstroms wird über den Deckelbypass (TFJAA0RR20) in den RDB-Deckel umgeleitet, um eine Durchmischung in diesem Bereich zu gewährleisten. An den heißen Strang von „Loop 10“ schließt die Volumenausgleichsleitung (TFJEF10BR1) an, die den Druckhalter (TFJEF10BB1) mit dem heißen Strang von „Loop 10“ verbindet.

Abb. 3.2 zeigt die Nodalisierung des Kerns. Abwechselnd von links startend sind ein repräsentativer Brennstab (ROJKAOKE10 / ROJKAOKE20 / ROJKAOKE30 / ROJKAOKE40) und ein repräsentativer Steuerstab zu sehen. Alle Stäbe sind in 21 axialen Maschen unterteilt. Für die Simulation in ATHLET-CD sind die repräsentativen Stäbe in vier konzentrischen Ringen angeordnet. Dass nur drei Steuerstäbe zu erkennen sind, liegt an der Nodalisierung des Kerns, da im äußersten Kernbereich, der durch ROJKAOKE40 dargestellt wird, keine Steuerstäbe vorhanden sind. Dargestellt ist der Kern zum Zeitpunkt direkt nach RESA, so dass alle Temperaturen im Bereich von ca. 330 – 340 °C liegen. Die Linien, die auf beiden Seiten der Steuerstäbe zu erkennen sind, stellen die Steuerstabführungsrohre dar. Diese bestehen genau wie die Hüllrohre der Brennelemente aus Zirkaloy-4 (einer Zirkonium-Zinn-Legierung mit einem Zr-Massenanteil von mindestens 90 %).

¹ Die Namen beziehen sich hier und im weiteren auf Loop10. Für Loop 20 – 40 ist die 10 im Namen der Thermofluidobjekte jeweils durch eine 20, 30 bzw. 40 zu ersetzen.

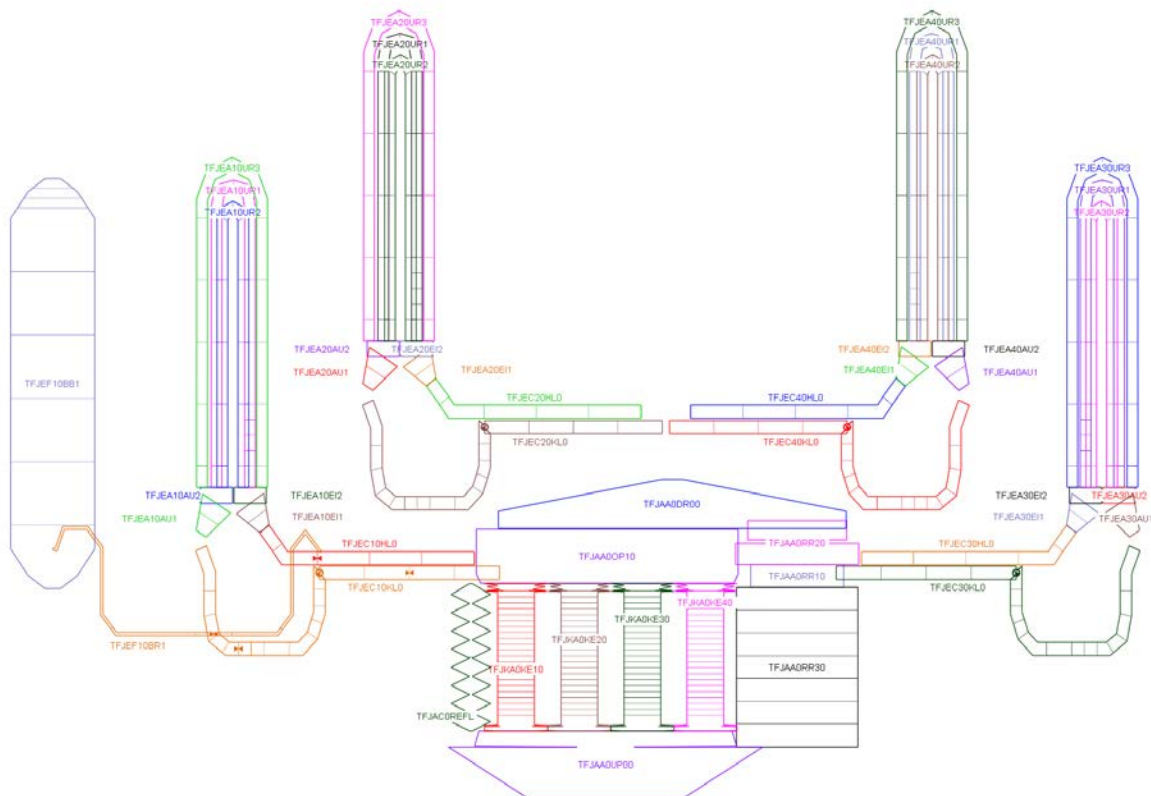


Abb. 3.1 Nodalisierung des Primärkreises

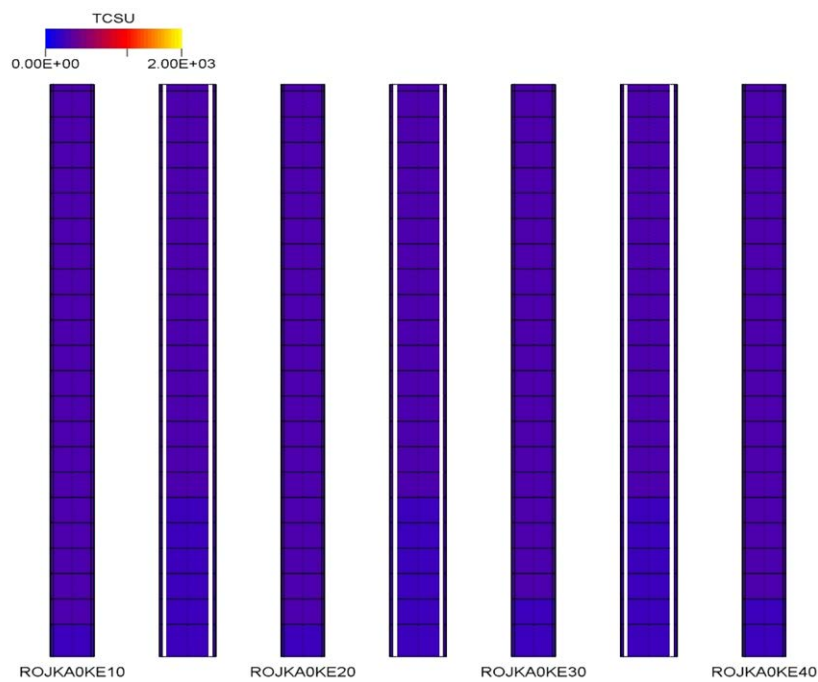


Abb. 3.2 Nodalisierung der Brenn- und Steuerstäbe des Kerns in Form von konzentrischen Ringen

Die sekundärseitige Nodalisierung der Dampferzeuger von „Loop 10“ ist in Abb. 3.3 dargestellt. Der unterste Teil der U-Rohre läuft durch den Rohrboden, diese Struktur trennt auch

die heiß- und kaltseitige Eintrittskammer von der Sekundärseite des Dampferzeugers. Innerhalb des Dampferzeugers wird durch das Strömungshemd ein Rückströmraum (auch Downcomer genannt) gebildet, der durch ein einzelnes Thermofluidobjekt abgebildet wird. Am unteren Ende ist der Downcomer mit dem Innenraum des Strömungshemds verbunden, in welchem sich auch die U-Rohre befinden. Ganz oben ist der Dom des Dampferzeugers (TFJEA10DOM) dargestellt und darunter ist der Separator angeordnet (TFJEA10SEP). Der abgetrennte Wasseranteil des zweiphasigen Gemischs wird in den unteren Teil der Zone TFJEA10FR2 und der Dampf in die Gasphase dieser Zone geleitet.

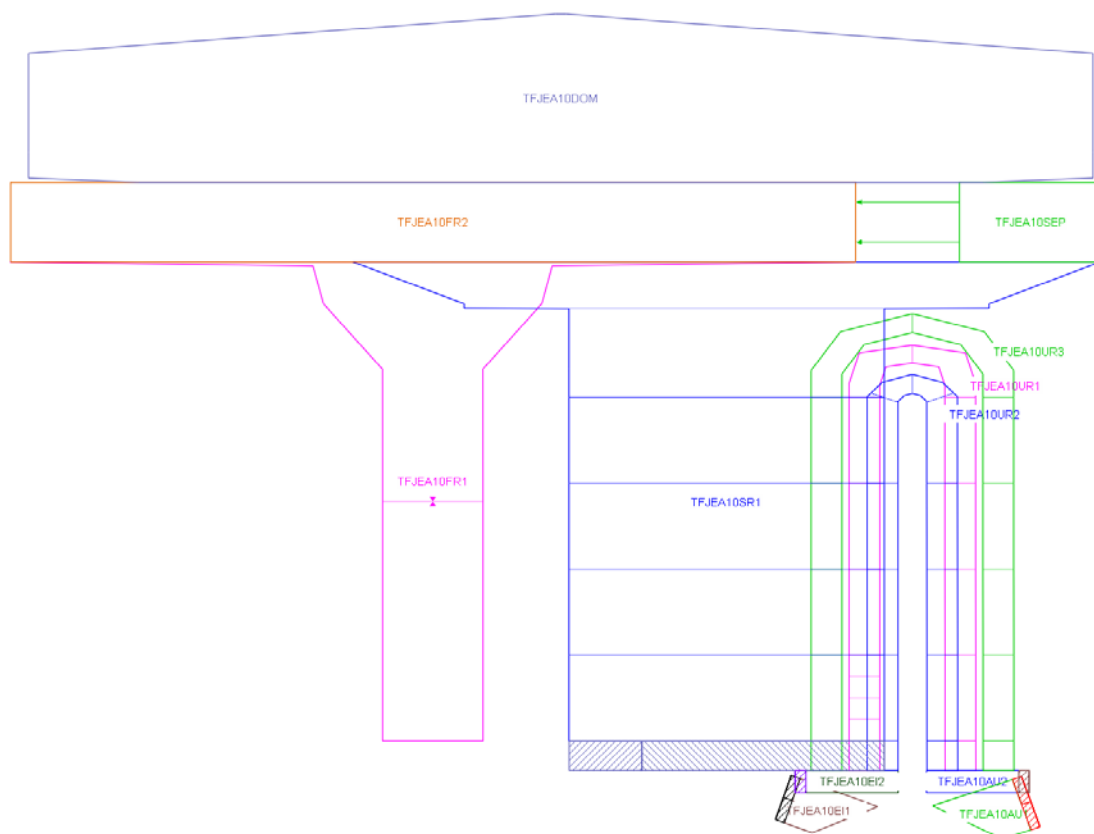


Abb. 3.3 Nodalisierung der Dampferzeuger (4-mal für die 4 Dampferzeuger vorhanden)

Das Verhalten der Anlage bzw. des Reaktorschutzes wird mit Hilfe von GCSM (General Control System Modul), welcher Teil des ATHLET-Programms ist, simuliert. Abhängig von Prozessgrößen – wie z. B. Füllständen in Dampferzeugern oder dem Druck im Primärkreis – werden entsprechende Maßnahmen, wie sie in der Anlage vom Reaktorschutz eingeleitet werden, initiiert. Aber auch Folgen wie z. B. der Ausfall der Stromversorgung und die daraus resultierende Nichtverfügbarkeit von Systemen wird durch GCSM simuliert. Für diese Arbeiten wurden im Rahmen des Vorhabens zusätzliche präventive Notfallmaßnahmen des Notfallhandbuches (NHB) der Referenzanlage in GCSM abgebildet. Dazu werden Prozessvariablen entsprechend des NHB während der Simulation überwacht und nach dem Erreichen

der im NHB dokumentierten Einleitungskriterien die Maßnahmen in der Simulation realisiert. Dabei werden in der Analyse auch die zur Durchführung der Maßnahmen benötigten Vorbereitungszeiten berücksichtigt, bevor die jeweiligen Maßnahmen in der Simulation ausgeführt werden.

Der „ATHLET-CD“-Datensatz musste erweitert werden, um die laut Notfallhandbuch (NHB) der Referenzanlage durchzuführenden Maßnahmen abzubilden. Entsprechend wurden folgende Randbedingungen im Datensatz implementiert:

- Kriterien zur Einleitung der Vorbereitung
 - Wegfall der Spannungsversorgung oder
 - Füllstand Dampferzeuger unter 4 m.
- Zeiten zur Vorbereitung der Maßnahmen (laut NHB sind 40 – 50 Minuten notwendig)
- die Kriterien zur Einleitung der präventiven Notfallmaßnahmen:
 - Kerneintrittstemperatur größer als 310 °C oder
 - Druckhalterfüllstand höher 9,5 m oder
 - Druckhalterabblaseventil hat wiederholt (Postulat: 5-mal) angesprochen.
- Zeiten zur Durchführung (z. B. 300 s zur Durchführung der Druckentlastung der Dampferzeuger) der Notfallmaßnahmen (Zeiten wurden dem NHB entnommen).

Im Datensatz können diese Aktionen mittels Verfügbarkeitssignalen auf Wunsch auch einfach deaktiviert werden. Die Implementierung sieht dabei entsprechend dem NHB wie folgt aus:

Mit dem Wegfall der Spannungsversorgung beim SBO wird unmittelbar mit der Vorbereitung der Maßnahmen zur sekundärseitigen Druckentlastung und Bespeisung der Dampferzeuger begonnen. Diese sind nach NHB frühestens nach 40 Minuten abgeschlossen. Mit der Druckentlastung wird begonnen, sobald die Einleitungskriterien erreicht sind, d. h. entweder der Druckhalterfüllstand 9,5 m erreicht oder die Kernaustrittstemperatur 310 °C beträgt oder das Druckhalterabblaseventil fünfmal angesprochen hat. Aufgrund der notwendigen Vorbereitungszeit kann die sekundärseitige Druckentlastung aber frühestens 40 Minuten nach Auftreten des SBO durchgeführt werden. Die Durchführung benötigt dann nochmal eine entsprechende Zeit, die im Fall der sekundärseitigen Druckentlastung der Dampferzeuger 5 min beträgt. Die primärseitige Druckentlastung, die nach NHB der sekundärseitigen Druckentlastung und Bespeisung nachgelagert ist, ist ebenfalls modelliert. Da im Rahmen des Vorhabens aber ein Hochdruck-Kernschmelzverlauf untersucht wird, wird diese als ausgefallen postuliert. Diese Nichtverfügbarkeit wird über das entsprechende Verfügbarkeitssignal im Eingabedatensatz vorgegeben.

3.1.2 Modellierung Sicherheitsbehälter (SB)

Obwohl die hier diskutierten Analysen hauptsächlich auf die Vorgänge im Primärkreis gerichtet sind, ist eine feinere Nodalisierung des SB auch für diese Aufgabenstellung von Vorteil. Die detaillierte Abbildung des SBs erlaubt es unterschiedliche Temperaturen auf den Außenseiten von Primärkreiskomponenten zu berechnen. Das ermöglicht eine realistischere Bestimmung der Wärmeströme der interessierenden Komponenten heißer Strang und Volumenausgleichsleitung. Eine Abbildung des SBs durch eine einzelne Zone würde zu einer thermischen Kopplung sämtlicher Primärkreisstrukturen mit einer einzigen Außentemperatur führen, d. h. ein Anstieg der RDB-Außentemperatur hätte direkte Rückwirkungen auf das Temperaturverhalten von z. B. dem Druckhalter, was in der realen Anlage in dieser direkten Art und Weise nicht der Fall ist. Das SBO-Szenario (Ausfall der Stromversorgung) führt zudem dazu, dass bedingt durch das Aufheizen des Primärkreises und dem damit verbundenen Druckanstieg das Druckhalterabblaseventil zyklisch ein Wasserdampf-Gas-Gemisch in den Abblasebehälter des Druckhalters leitet. In diesem steigt der Druck an, so dass es letztendlich zu einem Versagen der Berstscheibe kommt. Die Freisetzung erfolgt an einer erhöhten Stelle innerhalb des Containments (dargestellt in Abb. 3.4, in der Anlage liegt der Abblasetank eine Schnittebene vor dem dargestellt Querschnitt), so dass sich eine thermische Stratifikation innerhalb des SBs einstellt. Um dieser Rechnung zu tragen, ist diese detaillierte Nodalisierung des SBs notwendig. Der verwendete COCOSYS-Datensatz der Referenzanlage besteht aus insgesamt 282 Zonen, verteilt auf 18 Ebenen. Die Anlagenräume sind in Quadranten eingeteilt und die Dampferzeugertürme/-räume werden ebenfalls mittels eigener Zonen simuliert (jeweils unterteilt in mehreren Ebenen). Die Zonen der äußeren Peripherie (der Raum zwischen Trümmerschutzzylinder und dem SB) werden ebenfalls durch eigene thermohydraulische Zonen abgebildet. Dies ist vor allem im Bereich unterhalb des Beckenflurs von Bedeutung, da diese Zonen aufgrund der geringen Durchströmung thermodynamisch vom Rest des Sicherheitsbehälters eher isoliert sind. Die Details der verwendeten Nodalisierung werden in /BAS 12/ erläutert, und werden hier nicht weiter erläutert.

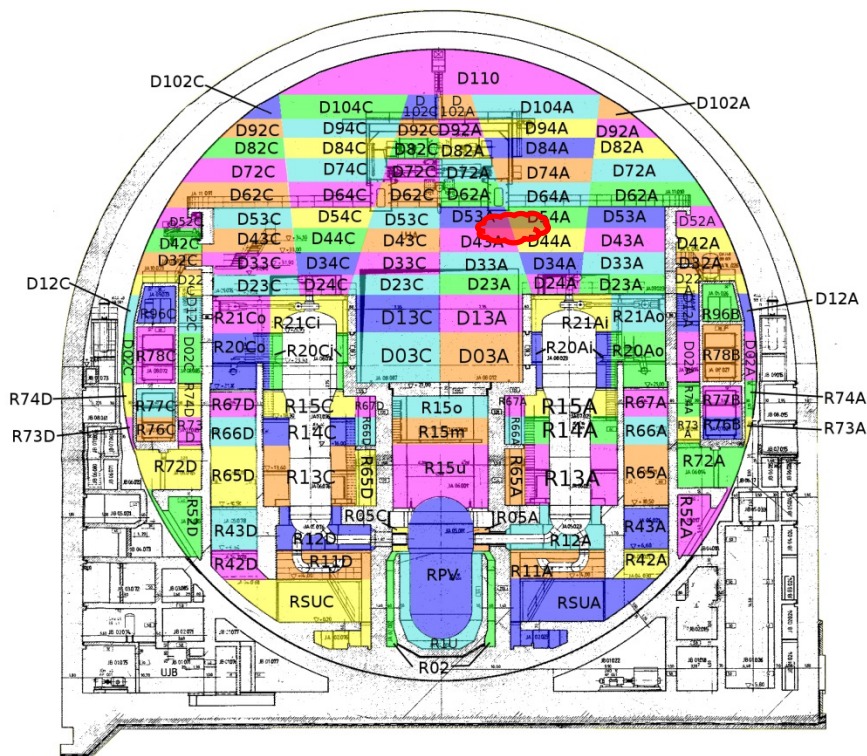


Abb. 3.4 Nodalisierung des Sicherheitsbehälters (Höhe der Freisetzung markiert)

3.2 Anfangs- und Randbedingungen

Bei dem untersuchten Szenario handelt es sich um einen langfristigen „Station Blackout“, der aufgrund der postulierten Randbedingungen in einen Hochdruck-Kernschmelzablauf mündet. Es wird postuliert, dass als präventive Notfallmaßnahme nur die sekundärseitige Druckentlastung zur Verfügung steht. Die passive sekundärseitige Einspeisemöglichkeit aus den SPW-Leitungen und -Behälter sowie die Bespeisung der Dampferzeuger mittels mobiler Pumpe werden als nicht verfügbar postuliert. Ebenso ist die Nichtverfügbarkeit der primärseitigen Druckentlastung angenommen.

3.3 ATHLET-CD/COCOSYS-Ergebnisse zum langfristigen Station Blackout (Hochdruck-Szenarium)

Die Ergebnisse der ATHLET-CD/COCOSYS-Analyse des Ereignisses langfristiger „Station Blackout“ in der DWR-Referenzanlage sind in Abb. A.1 bis Abb. A.17 dargestellt.

Durch den postulierten Ausfall der Spannungsversorgung sinkt die Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen (HKMP), wodurch die Reaktorschnellabschaltung (RESA) ausgelöst wird (Drehzahl 2 von 4 HKMP < 94 %), wodurch die thermische Leistung des Reaktors auf die

Nachzerfallsleistung abfällt (siehe Abb. A.1). Durch die RESA wird zudem eine Turbinenschnellabschaltung (TUSA) ausgelöst. Die RESA reduziert die Leistung deutlich, während die Hauptkühlmittelpumpen (HKMP) aufgrund der großen Schwungmassen langsam auslaufen. Die Abnahme des Massenstroms ist in Abb. A.8 deutlich zu erkennen. Da der Kerndurchsatz anfänglich langsamer als die Leistung sinkt, sinkt auch die mittlere Kühlmitteltemperatur, so dass das Kühlmittel kontrahiert. Dadurch strömt Kühlmittel aus dem Druckhalter (DH) in den Primärkreis (siehe Abb. A.10). Dadurch wird der Dampfraum im Druckhalter vergrößert, so dass der Druck im Druckhalter sinkt, wodurch Kühlmittel im Druckhalter verdampft. Als Folge sinkt die Kühlmitteltemperatur im Druckhalter. Die Temperatur des Kühlmittels im DH und der Druck im DH sind gemäß den Sättigungsbedingungen gekoppelt; insgesamt sinkt durch den beschriebenen Prozess unmittelbar nach der RESA der Druck im Primärkreis (siehe Abb. A.2) sehr schnell ab.

Der Ausfall der Spannungsversorgung führt dazu, dass weder Lüftungssysteme noch ihre Kühlungsunterstützung im Sicherheitsbehälter weiterarbeiten, so dass die Temperatur (Abb. A.17) und damit auch der Druck (Abb. A.16) in der ersten Phase leicht ansteigen.

In den Dampferzeugern (DE) kommt es bedingt durch die Turbinenschnellabschaltung zu einem raschen Anstieg des Frischdampfdrucks (Abb. A.4). Dies bedingt ein Kollabieren der Dampfblasen innerhalb des Dampferzeugers und führt zu einem starken Abfall des Dampferzeuger-Füllstands (Abb. A.5). Da weiterhin Wärme über die U-Rohre aus dem Primärkreislauf in die Dampferzeuger übertragen wird und der Dampf aber nicht weiter an die Turbine (oder über die Frischdampfumleitstation direkt in die Kondensatoren) abgegeben werden kann, steigt der Druck in den Dampferzeugern weiter an. Der damit verbunden schlechtere Energieübertrag zusammen mit der nach ca. 20 s deutlich gesunkenen Drehzahl der HKMPs sorgt dafür, dass die Kühlmitteltemperatur im Primärkreis wieder ansteigt. Das Kühlmittel wird, bedingt durch seine thermische Ausdehnung, wieder in den Druckhalter gedrückt. Das gerade entstandene Dampfpolster kann aber nicht am Wasser kondensieren, da die Temperatur der des Dampfes entspricht. Der Primärkreisdruck steigt bis auf ca. 165 bar an.

Ca. 250 s nach RESA erreicht der Druck in den Dampferzeugern 86 bar, ein weiterer Anstieg des Drucks in den DEs wird durch das Öffnen eines Sicherheitsventils in der Armaturenstation verhindert. Des Weiteren löst der Frischdampfdruck von 86 bar das Reaktorschutzsignal zum Teilabfahren der Dampferzeuger aus, d. h. der Druck in den Dampferzeugern wird durch gezielte Reduktion des Ansprechdrucks der Sicherheitsventile auf 75 bar (innerhalb von 5 min) abgesenkt. Die wesentlichen Teile des Reaktorschutzes werden durch die Batte-

rien weiterversorgt, so dass trotz des Ausfalls jedweder Spannungsversorgung – sei es aus dem Netz oder über Diesel – der Reaktorschutz weiterhin zur Verfügung steht.

Das Abblasen über Dach sorgt dafür, dass die Dampferzeuger wieder als Wärmesenke für den Primärkreis agieren. Da die Temperatur innerhalb der Dampferzeuger über den Druck in diesen festgehalten wird, die Nachzerfallsleistung des Kerns aber abnimmt, wird mehr Energie aus dem Primärkreis abgeführt, so dass der Druck im Primärkreis wieder sinkt (bis auf ca. 147 bar). Mit dem sinkenden Füllstand in den Dampferzeugern, nimmt die Fläche der U-Rohre, die auf der Außenseite mit Flüssigkeit bedeckt ist immer weiter ab. Dadurch wird der Wärmeübertrag von der Primär- auf die Sekundärseite stetig reduziert, der Druck im Primärkreis beginnt wieder zu steigen (von ca. 149 bar bei 3.100 s auf 153 bar bei 3.600 s). Etwa 4.100 s nach RESA führt die Ausdehnung des Kühlmittels (aufgrund der steigenden Temperatur) dazu, dass der Druckhalterfüllstand wieder ansteigt. Dadurch erfolgt eine Kompression des Dampfraums im Druckhalter, das zu einem sehr schnellen Anstieg des Primärkreisdrucks führt. Etwa 4.200 s nach RESA sind die Dampferzeuger komplett ausgedampft (siehe Abb. A.5). Da über die Dampferzeuger so gut wie keine Energie mehr abgeführt werden kann, sinkt die Temperaturdifferenz zwischen kaltem und heißem Strang, d. h. die resultierende Angleichung der Dichte in den beiden Strängen reduziert den Kerndurchsatz, der sich durch freie Konvektionsströmung eingestellt hatte (siehe Abb. A.8). Nach 4.250 s ist der Druck im Primärkreis soweit angestiegen, dass das Abblaseventil des Druckhalters zum ersten Mal anspricht (Ansprechdruck 166 bar). Oben am Druckhalter gibt es drei Ventile, das Abblaseventil (ABV) und zwei Sicherheitsventile, deren Ansprechdrücke gestaffelt sind, und die zur Druckbegrenzung Primärkreiskühlmittel aus dem Druckhalter in den Abblasebehälter abblasen. Der Massenstrom über das ABV (und die beiden Sicherheitsventile) ist in Abb. A.6 dargestellt. Gut zu erkennen ist, dass der Massenstrom über das ABV anfänglich bei ca. 21 kg/s liegt.

Durch das wiederholte Ansprechen des ABV wird ein Einleitungskriterium zur sekundärseitigen Druckentlastung der Dampferzeuger erreicht. Ca. 4.675 s nach RESA werden die Dampferzeuger durch das permanente Öffnen der FD-Abblaseregelventile der Dampferzeuger (Annahme: Stromversorgung Bleed-Schiene hergestellt) druckentlastet. Die Vorbereitung der notwendigen Handmaßnahmen wurde direkt mit RESA eingeleitet² und ist nach 2.400 s

² Im Datensatz wurde das Kriterium nicht Verfügbarkeit der Spannungsversorgung genutzt, um die Zeitspanne für die Vorbereitung der Notfallmaßnahme zu initiieren. In der Anlage würden möglicherweise noch ein paar Sekunden verstreichen, bevor die Mannschaft festgestellt hat, dass die Spannungsversorgung nicht mehr gewährleistet ist und die Dieselgeneratoren nicht gestartet haben.

(laut Notfallhandbuch sind 40 – 50 Minuten notwendig) abgeschlossen. Nach dem das Druckhalterabblaseventil fünfmal geöffnet hat, wird mit der Durchführung der Handmaßnahme begonnen und nach weiteren 300 s (zur Durchführung der Arbeiten) wird die Druckentlastung durchgeführt.

Die Dampferzeuger sind zu diesem Zeitpunkt bereits vollkommen ausgedampft, so dass der Einfluss der Druckentlastung auf den Primärkreis extrem gering ist, da hier postuliert wird, dass die Bespeisung der Dampferzeuger durch passive Einspeisung aus den Speisewasserleitungen und dem Speisewasser-Behälter bzw. mittels mobiler Pumpe, die nun eigentlich erfolgen könnte, nicht erfolgreich durchgeführt werden kann. Der Primärkreisdruck fällt durch die Druckentlastung kurz auf 160 bar, steigt aber sofort wieder an.

Der Füllstand im Druckhalter steigt kontinuierlich weiter, so dass ab ca. 5.460 s der Wasserstand mit 11,75 m die Höhe der DH-Ventile erreicht, über das Ventil wird nun ein zweiphasiges Wasser-Dampf-Gemisch abgeblasen, der Massenstrom steigt schlagartig auf etwas über 50 kg/s an.

Der kontinuierliche Eintrag von Masse und Energie in den Abblasebehälter erhitzt die Wasservorlage in diesem und lässt den Druck ansteigen. Sobald die Druckdifferenz zwischen Abblasebehälter und Sicherheitsbehälter 14 bar erreicht (bei ca. 5.960 s) versagt eine Berstscheibe zum Sicherheitsbehälter. Dadurch wird schlagartig Dampf (und damit auch Energie) in diesen eingetragen, so dass der Druck im Sicherheitsbehälter sprunghaft ansteigt. Da zu diesem Zeitpunkt ein Wasser-Dampf-Gemisch über die Druckhalterventile ausgetragen wird, steigt der Füllstand innerhalb des Abblasebehälters an und ab ca. 6.090 s strömt aus dem Abblasebehälter neben Dampf auch Wasser aus. Der Druck im Sicherheitsbehälter, der nach dem „Blowdown“ durch Kondensation wieder gesunken war, steigt durch den erhöhten Energieeintrag dort nun wieder an. Die erhöhte Lage der Freisetzung spielt dabei eine besondere Rolle, da die austretenden heißen Gase/Dämpfe nach oben steigen und dadurch viele Oberflächen im SB nicht im vollen Maße für Kondensation zur Verfügung stehen. Die Temperaturverteilung im Sicherheitsbehälter (siehe Abb. A.17) zeigt eine deutliche Stratifikation. Dadurch bleibt der tief liegende Sumpf (RSUA) deutlich kühler, als die Zonen nahe des Freisetzungsortes (R67B zwischen den DE liegend; nicht in Abb. 3.4 sichtbar) und im Dom des Sicherheitsbehälters. In den Anlagenräumen unterhalb des Freisetzungsortes liegen die Temperaturen zwischen den Temperaturen im Sumpf und am Freisetzungsort. Der Rohrkanal (R52A) sowie die unterste Zone in der äußeren Peripherie erfahren kaum einen Temperaturanstieg, da Wasserdampf oder heiße Gase durch Konvektionsprozesse nicht in diese Bereiche transportiert werden. Zudem war der Druckanstieg beim Versagen der Berstschei-

be nicht ausreichend, um entsprechende Druckausgleichsklappen im Trümmerschutzzylinder aufzudrücken, so dass sich große Konvektionsschleifen, die auch den Bereich der äußeren Peripherie durchströmen, bilden konnten.

Im Bereich unterhalb des RDB-Deckels kommt es, nach dem Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen, zu keiner nennenswerten Durchströmung. Das heiße Kühlmittel aus dem Kern steigt auf und heizt diesen Bereich immer weiter auf. Ca. 6.350 s nach RESA beginnt die sogenannte Deckelblase sich auszubilden, d. h. das Kühlmittel im Deckelbereich erreicht Sättigungsbedingungen, so dass sich dort eine Dampfblase bildet. Die Ausbildung der Deckelblase verdrängt Kühlmittel, welches in den Druckhalter gedrückt wird. Ab ca. 6.400 s bleibt das ABV des Druckhalters offen, der Massenstrom reicht aber nicht aus, um den Druck im Primärkreis zu begrenzen. Dadurch wird nach ca. 6 min der Ansprechdruck des ersten Sicherheitsventils am Druckhalter erreicht, so dass es zusätzlich zum Abblaseventil öffnet. Beim seinem ersten Öffnen strömen in der Spitze ca. 296 kg/s aus, wobei es sich auch hier um ein zweiphasiges Wasser-Dampf-Gemisch handelt. Durch diesen sehr hohen ausgetragenen Massenstrom beginnt der Druckhalterfüllstand zu fallen, wodurch wiederum der Massenstrom über das Sicherheitsventil reduziert wird, da weniger Wasser über das Ventil ausströmt. Zugleich beginnt sich in den oberen Bereichen der U-Rohre (zuerst in den inneren, dann in den äußeren) ein Dampfpolster auszubilden (ca. 6.800 s). Das sich ausbildende Dampfpolster unterbricht den ohnehin schon geringen – bedingt durch die sehr niedrige Wärmeabfuhr in den leer gedampften Dampferzeugern – Naturumlauf. Der Massenstrom aus dem Kern (siehe Abb. A.8) sinkt stark ab. Zuvor war der Dichteunterschied zwischen dem kalten und dem heißen Strang die treibende Kraft des Naturumlaufs. Insgesamt ist der Massenstrom in den heißen Strängen 20 – 40 negativ, d. h. die Fluid-Masse die in den Kern zurückströmt ist größer, als die Dampfmasse die in diese Loops einströmt. Da stetig Medium aus dem Druckhalter ausströmt, ist der Massenstrom im Strang 10 weiterhin positiv.

Nach ca. 7.550 s fällt der Füllstand im RDB unter die Unterkante der Kühlmittleitungen, wodurch der Dampfanteil in diesen nun stärker ansteigt. Dies hat zur Folge, dass mehr Dampf und weniger Wasser in den Druckhalter gedrückt wird, so dass dessen Füllstand beginnt abzusinken. Zu gleich geht auch der Massenstrom über das Sicherheitsventil am Druckhalter zurück, da der Dampfanteil des ausströmenden Gemisches zunimmt. Durch die Reduktion des ausströmenden Massenstroms sinken durch Kondensation und Konvektion im Sicherheitsbehälter der Druck und die Temperatur. Nur im Sumpf des Sicherheitsbehälters steigt die Temperatur weiter an, da das anfallende heiße Kondensat der Anlagenräume nach unten strömt und im Sumpf gesammelt wird (das Kondensat der Betriebsräume wird in separaten Sümpfen gesammelt, erst wenn diese einen gewissen Füllstand erreicht haben, läuft

das Kondensat von dort in den Hauptsumpf). Ab ca. 8.050 s wird nur noch Dampf aus dem Druckhalter abgeblasen. Noch immer öffnet das Sicherheitsventil zyklisch, während das Abblaseventil in Offenstellung verbleibt.

Etwa 8.085 s nach RESA kommt es zur Freilegung des Kerns³. Der Füllstand des Reaktor-druckbehälters fällt nun sehr schnell. Mit der zunehmenden Freilegung des Kerns steigt die Temperatur im heißen Strang der Druckhalter-Schleife sowie in der Volumenausgleichsleitung deutlich an (siehe Abb. A.9). Bedingt durch den sinkenden Füllstand wird immer weniger Wasser verdampft, so dass nach 8.700 s das Sicherheitsventil am Druckhalter vorläufig zum letzten Mal öffnet. Der Druck im Primärkreislauf kann nun alleine durch den Massenstrom über das Abblaseventil des Druckhalters, welches weiterhin kontinuierlich offen ist, begrenzt werden. Nach einem erneuten leichten kurzfristigen Anstieg, dessen Maximum aber weit unterhalb des Ansprechdrucks des DH-Sicherheitsventils liegt, beginnt der Druck auf einen mittleren Wert von ca. 164 bar zu fallen. Durch zyklisches Öffnen und Schließen des Abblaseventils pendelt der RDB-Druck um diesen mittleren Wert.

Da aus dem Kern die Nachzerfallsleistung nicht mehr abgeführt werden kann, heizt dieser sich weiter auf. Ca. 9.180 s nach Eintritt des Szenarios erreichen einige Hüllrohroberflächentemperaturen lokal 1.000 °C, so dass dort die Zirkon-Dampf-Oxidation einsetzt, wodurch Wasserstoff gebildet wird (Abb. A.12). Bedeutender für den Unfallfortschritt ist aber die durch die exotherme Oxidationsreaktion freigesetzte Energie (Abb. A.11), die die Kernaufheizung weiter beschleunigt.

Etwa 9.500 s nach dem Ausfall der Stromversorgung beginnt die Hüllrohroxidation zu eskalieren. Bei 9.850 s erreicht der Energieeintrag aus der Oxidation einen Wert von 5 MW, nach 10.002 s einen Wert von 10 MW, und nach 10.282 s wird schließlich durch die Oxidation genauso viel Leistung freigesetzt wie durch die Nachzerfallsleistung (siehe Abb. A.11). Die hohe Leistung beschleunigt die Aufheizung – und damit auch die Zerstörung – des Kerns. Zudem senken eutektische Reaktionen zwischen Silber, Indium, Cadmium und Eisen den Schmelzpunkt der Steuerstabmaterialien soweit ab, dass diese als erstes Schmelzen. Bei 10.038 s schmilzt die Steuerstabgruppe1. Die Steuerstabgruppe2 wird komplett durch Schmelzen bei 10.130 s verlagert und bei 10.185 s schmilzt die dritte und letzte Gruppe.

³ In einem Druckwasserreaktor gibt es keine wirkliche Füllstandmessung. Es gibt die Sonden Min1, Min2 und Min3, wobei Min1 und Min2 die Ausbildung der Deckelblase registrieren und Min3 das Abfallen des Füllstandes unter die Mitte der Hauptkühlmittelleitung anzeigt. Der hier angegebene Wert ist rein rechnerisch ermittelt und der Betriebsmannschaft in der Anlage nicht zugänglich. Für die Bestimmung der Freilegung wurde hier der Anstieg des Dampf volumenanteils auf über 0,5 im obersten Bereich der Kernkanäle verwendet.

Gleichzeitig steigt der Innendruck in den Brennelementen soweit an, dass sie bersten. Die Zeitpunkte des Versagens sind: innerer Ring 10.294 s, zweiter Ring 10.403 s, dritter Ring 10.435 s und zuletzt bei 10.536 s der äußere Ring. Durch das Versagen der Hüllrohre werden Gase und leichtflüchtige Spaltprodukte aus den Brennstäben freigesetzt. Dadurch beginnt ab ca. 10.400 s die Nachzerfallsleistung im Kern sichtbar abzunehmen (siehe Abb. A.1).

Der Eintrag von Spaltprodukten, vor allem aber der sehr heißen Gase aus der Kernzerstörung, bedingt einen Anstieg der Temperaturen im Sicherheitsbehälter. Die Masse der Aerosole und der Spaltgase die in den Sicherheitsbehälter freigesetzt wurden sind in Abb. A.15 dargestellt.

Noch immer kondensiert in geringen Mengen Wasserdampf in den U-Rohren der Dampferzeuger, dies fließt komplett in die Pumpenbögen der kalten Stränge, wodurch Wasser über die kalten Stränge in den Rückströmraum des Reaktordruckbehälters gedrückt wird. Der berechnete Dampfgehalt (Void) in den vier Kühlmittelschleifen 10.297 s nach Ereigniseintritt ist in Abb. A.14 dargestellt. Es ist für alle vier Schleifen zu erkennen, dass sich in den Pumpenbögen Wasser angesammelt hat (dunkelblaue Farbe bedeutet Void = 0,0), wodurch der Strömungsweg des Wasserdampf-Gas-Gemisches durch den heißen Strang und den Dampferzeuger zurück zum RDB über den kalten Strang getrennt ist. An der unteren Kerngitterplatte verdampft das Wasser und liefert so den Dampf für die Oxidation und zum Teil zur Abfuhr der in den Strukturen gespeicherten Energie. Bei 11.065 s kommt es zum maximalen Energieeintrag durch die Oxidation (229 MW). Ein großer Teil dieser Energie wird in Strukturen gespeichert, teilweise heizt sie aber auch die Gase im Primärkreislauf auf, so dass der Primärkreisdruck sprunghaft steigt. Die in den Strukturen gespeicherte Energie wird über ca. 20 s an das Gas bzw. den Wasserdampf abgegeben, was dazu führt, dass der Primärkreisdruck derart stark ansteigt, dass der Ansprechdruck des Sicherheitsventils am Druckhalter nochmals erreicht wird. Der Massenstrom durch die Volumenausgleichsleitung steigt damit nochmals auf knapp 18 kg/s an. Die Gastemperaturen in dieser und im heißen Strang steigen auf bis zu 1.600 °C an. Auch im Sicherheitsbehälter ist diese ausgeprägte Reaktion zu sehen, der Druck steigt schlagartig um fast 0,06 bar und die Temperatur um ca. 50 °C an. Da der Füllstand im Reaktordruckbehälter daraufhin unter den Bereich der unteren Kerngitterplatte fällt, sinkt die Oxidation aufgrund des Dampf mangels ab ca. 11.125 s drastisch ab. Bis zu diesem Zeitpunkt wurden 386,26 kg Wasserstoff produziert, was etwa 88 % des in der Analyse insgesamt produzierten Wasserstoffs entspricht. Der hohe Energieeintrag sorgt auch für eine starke Freisetzung von Aerosolen und Spaltgasen aus der Brennstoffmatrix über den Primärkreis in den Sicherheitsbehälter. Innerhalb kürzester Zeit werden ca.

50 kg Aerosole dorthin freigesetzt. Die Temperaturen im heißen Strang und in der Volumenausgleichsleitung steigen dabei sehr stark an, am Eintritt in den Druckhalter hingegen liegen die Temperaturen zu diesem Zeitpunkt noch unterhalb von 400 °C. Der Druckhalter ist teilweise noch mit Wasser gefüllt, wobei der Füllstand bis 11.680 s noch ausreichend hoch steht, um den Druckhalter Eintritt auf der Sättigungstemperatur zu halten. Das verdampfende Wasser kühlt Strukturen, und vermischt sich mit den heißen Gasen. Erst wenn der Druckhalterfüllstand soweit abgefallen ist, dass die Volumenausgleichsleitung im Dampfraum des Druckhalters endet, steigt die Temperatur im Druckhaltereintritt.

Im weiteren Unfallverlauf nimmt die Wasserstoffproduktion aus der Oxidation immer weiter ab, so dass die Frequenz, mit der das Abblaseventil öffnet, immer weiter abnimmt. Die Gase verweilen daher länger im Kern und werden stärker aufgeheizt, so dass die Temperatur im Druckhalter und dadurch auch die Temperaturen der Gase, die in den Sicherheitsbehälter abgegeben werden, immer weiter ansteigen.

Die Simulation wurde bei 15.580 s beendet. In der Analyse wurde das Kriechversagen der Primärkreis Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung, Heizrohre und Reaktor-druckbehälter, wodurch es zu einer Druckentlastung des Primärkreises kommt, nicht berechnet. Parallel zur thermo-hydraulischen Analyse wurde aber mittels GCSM-Signalen der Larson-Miller-Modellansatz zur Berechnung des Kriechversagens für die Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung sowie die drei Dampferzeugerheizrohr-Gruppen im Eingabedatensatz verwendet. Diese stellen einen Indikator für die genannten Primärkreisstrukturen dar, die aufzeigen ab welchem Zeitpunkt mit einem Versagen der Komponenten zu rechnen wäre. Diese erfolgt im Larson-Miller-Modell über den so genannten Schadensparameter, der über den Verlauf des Szenarios aus dem Innendruck, der Wand- und Gastemperatur und den Geometrie Größen der jeweiligen Komponente unter Verwendung des Larson-Miller-Modells durch aufsummieren berechnet wird. Er indiziert ein potentielles Kriechversagen der betrachteten Komponente, wenn er den Wert 1,0 erreicht. In Abb. A.13 sind die in der Analyse berechneten Schadensparameter für die Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung und eine Heizrohr-Gruppe dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das potentielle Kriechversagen für die Volumenausgleichsleitung bei 11.319 s und den heißen Strang bei 11.483 s berechnet wird. Für die Heizrohre wird kein potentielles Kriechversagen berechnet, da aufgrund der gewählten Modellierung des heißen Strangs mit nur einem Thermo-Fluid-Objekt die Fluidtemperatur in den Heizrohren stark unterschätzt wird, denn eine mögliche Zirkulationsströmung in den Heizrohren kann auf diese Art und Weise nicht dargestellt werden. Für die Analyse heißt das Auftreten eines Kriechversagens, dass der hier berechnete Zeitbereich nach ca. 11.500 s nur einen fiktiven Ablauf darstellt, da dieser auf-

grund eines zu erwartenden vorgelagerten Kriechversagens einer Primärkreiskomponente nie erreicht wird. Daher wird der nach 11.500 s berechnete Ablauf hier nicht weiter betrachtet und diskutiert.

3.4 „ATHLET-CD/MELCOR“-Vergleich

Zwecks Überprüfung der vorab dargestellten ATHLET-CD/COCOSYS-Ergebnisse wurde das Szenario auch mit dem Integralprogramm MELCOR 2.1 analysiert, für das ein Eingabedatensatz für die DWR-Referenzanlage aus dem BMUB-Vorhaben 3613R01397 /GRS 15/ vorhanden ist. Die Vergleichsrechnung soll zeigen, ob beide Programmsysteme den Unfallablauf qualitativ mit guter Übereinstimmung berechnen. Quantitative Unterschiede sind zu erwarten, da es sich bei MELCOR um einen Integralcode mit teilweise einfacheren bzw. anderen Modellansätzen – insbesondere auch die Thermohydraulik betreffend – handelt. Ferner ist die Modellierung des Primärkreislaufes in MELCOR nur durch eine so genannte 2-Loop-Darstellung realisiert, bei der ein Einzel-Loop und ein Dreier-Loop verwendet wird. Bei ATHLET-CD/COCOSYS sind dagegen alle vier Kühlmittelschleifen separat modelliert. Trotz der Unterschiede bei den implementierten Modellen und der Nodalisierung der Anlage sollten beide Programmsysteme den Unfallablauf qualitativ ähnlich beschreiben.

Der Ergebnisvergleich ist in Abb. A.18 bis Abb. A.27 anhand von ausgewählten Größen dargestellt. Dabei werden in jedem Diagramm die Ergebnisse der ATHLET-CD/COCOSYS- und MELCOR-Rechnung vergleichend gegenübergestellt. Die Ergebnisse sind bis zu einer Problemzeit von 12.000 s aufgetragen, da einerseits, wie bereits vorab diskutiert, bis zu diesem Zeitpunkt ein Kriechversagen am heißen Strang, an der Volumenausgleichsleitung oder an einem Heizrohr zu erwarten ist. Dieses wird bei beiden Programmen nicht berechnet. Andererseits berechnet MELCOR, aufgrund der fehlenden Berechnung des Kriechversagens an den Rohrleitungskomponenten, bei 12.277 s Problemzeit ein Hochdruck-Versagen des Reaktordruckbehälters, so dass ein Vergleich mit ATHLET-CD, bei der die Berechnung der Verlagerung von Schmelze und des RDB-Versagens ausgeschaltet war, nicht mehr sinnvoll ist.

Die berechneten Verläufe der Nachzerfallsleistung zeigt Abb. A.18. Die Berechnung erfolgt in den Programmen auf unterschiedliche Weise. In ATHLET-CD wird das Anfangsradionuklidinventar mit dem Programmteil OREST berechnet. Es bestimmt ausgehend von einer vorgegebenen Historie des Kerns die Radionuklidmassen sowie die Nachzerfallsleistung. Bei MELCOR werden Anfangsinventare für die Elemente sowie deren zeitlicher Verlauf der Nachzerfallsleistung vorgegeben, die auf Kerndaten der Referenzanlage beruhen. Daraus wird die zeitabhängige Nachzerfallsleistung des gesamten Kerns bestimmt. Das Diagramm

zeigt einen qualitativ gleichen Verlauf, wobei die von MELCOR berechnete Nachzerfallsleistung um etwa 4,5 MW höher liegt. Der berechnete Druck im Reaktordruckbehälter ist in Abb. A.19 gezeigt. Es ist für die Anfangsphase des Unfallablaufes zu erkennen, dass MELCOR einen geringeren Druck berechnet. Dies ist auf die viel frühere Einleitung des Teilabfahrens auf 76 bar zurückzuführen. Dieses beginnt bei MELCOR bereits 9 s nach Ereigniseintritt. Dagegen wird in der ATHLET-CD-Rechnung das Teilabfahren erst bei 216 s durch das Reaktorschutzsignal JR86 initiiert. Das von MELCOR berechnete Teilabfahren erscheint durch einen sehr schnellen Anstieg des FD-Druckes auf 86 bar zu früh eingeleitet zu werden. Ein Grund für dieses Verhalten ist in der im Vergleich zu ATHLET-CD einfacheren Modellierung der Dampferzeuger (nur 5 Kontrollvolumina und ohne Wasserabscheider-Modell) zu sehen. Dagegen nutzt ATHLET-CD eine sehr viel feinere Nodalisierung der sekundärseitigen Dampferzeugerbereiche (5 Thermo-Fluid-Objekte mit insgesamt 11 Kontrollvolumina) sowie ein spezielles Modell für den Wasserabscheider, so dass durch eine stärkere Kondensation durch den Druckanstieg und Wasserabscheidung der Druckanstieg verzögert berechnet wird. Im weiteren Verlauf des Szenarios berechnet ATHLET-CD das erste Öffnen des Abblaseventils des Druckhalters um ca. 450 s früher als MELCOR, was im Wesentlichen auf den durch MELCOR berechneten stärkeren Abfall des RDB-Druckes in der ersten Phase der Sequenz zurückzuführen ist. Die nachfolgende Abblase- und Druckhaltephase wird qualitativ ähnlich berechnet, wogegen in der ATHLET-CD-Rechnung in den Zeiträumen von 6.710 s bis 8.675 s und 11.063 s bis 11.260 s zusätzlich zum Abblaseventil noch ein Sicherheitsventil intermittierend öffnet, um den Primärkreisdruck zu begrenzen. Bei MELCOR reicht das Abblaseventil allein aus, da dort die Ausströmung über das Abblaseventil größere Massenströme zulässt. Dies wird auf Unterschiede bei den Modellen zur Berechnung der kritischen Ausströmung zurückgeführt. Der berechnete Abfall des Füllstandes im Reaktordruckbehälter ist Abb. A.20 zu entnehmen. Qualitativ stimmen die berechneten Verläufe gut überein, wobei der anfängliche Abfall von MELCOR früher und stärker berechnet wird, was auf die höhere berechnete Ausströmrates des Abblaseventils zurückzuführen ist. Das berechnete sekundärseitige Verhalten ist in Abb. A.21 und Abb. A.22 dargestellt. Der FD-Druck ist Abb. A.21 zu entnehmen. Hier ist zu erkennen, dass das Teilabfahren in der MELCOR-Rechnung durch einen sehr schnellen Druckanstieg sehr früh initiiert wird. Dagegen erfolgt der Anstieg des FD-Druckes in der „ATHLET-CD“-Rechnung langsamer, so dass auch das Teilabfahren später erreicht wird. Der Abfall des FD-Druckes durch die sekundärseitige Druckentlastung erfolgt bei der „ATHLET-CD“-Rechnung geringfügig später. Der Füllstand in den Dampferzeugern, der in Abb. A.22 gezeigt ist, wird von beiden Programmen mit guter Übereinstimmung bestimmt, wobei das vollständige Ausdampfen der Sekundärseiten der Dampferzeuger annähernd zum selben Zeitpunkt berechnet wird. Der berechnete Füllstand im Druckhalter ist in Abb. A.23 gezeigt. Qualitativ wird der Füllstandverlauf im Druckhalter von beiden Program-

men ähnlich berechnet. Der von MELCOR berechnete maximale Füllstand, der sich durch die thermische Ausdehnung des Primärkreis Kühlmittels aufgrund der nach der sekundärseitigen Druckentlastung nicht mehr vorhandenen Wärmeabfuhr einstellt, bedeutet ein vollständiges Auffüllen des Druckhalters mit Wasser. Dagegen verbleibt bei der „ATHLET-CD“-Rechnung eine Dampfblase im Druckhalter, so dass der maximale Füllstand hier ca. einen Meter niedriger liegt. Die Massenströme der DH-Armaturen sowie der mit dem Öffnen dieser Armaturen gekoppelte Massenstrom in der Volumenausgleichsleitung sind Abb. A.24 und Abb. A.25 zu entnehmen. Abb. A.24 zeigt die Massenströme des Abblaseventils sowie des ersten Sicherheitsventils des Druckhalters. Beide Rechnungen zeigen, dass das Abblaseventil zuerst öffnet und über einen längeren Zeitraum auch dauerhaft geöffnet bleibt, um den Primärkreisdruck zu begrenzen. Bei MELCOR zeigt das Abblaseventil eine fast doppelt so große Kapazität, so dass dieses ausreicht, um den Druck zu begrenzen. In der „ATHLET-CD“-Rechnung ist dagegen zusätzlich zum dauerhaft offen stehenden Abblaseventil auch das zyklische Öffnen des ersten Sicherheitsventils notwendig um den Druck begrenzen zu können. Bei beiden Rechnungen öffnet das zweite Sicherheitsventil nicht. Die unterschiedliche Kapazität des Abblaseventils wird auf die unterschiedlichen kritischen Ausströmmodelle der beiden Programme zurückgeführt. Da das Ausströmmodell des ATHLET-Teil intensiv anhand von Thermohydraulik-Versuchen validiert und erfolgreich in Ereignisanalysen zu Transienten und Auslegungsfällen eingesetzt wurde, wird von einer Überschätzung der Ausströmung bei MELCOR ausgegangen, zumal der Code vereinfachte Thermohydraulikmodelle nutzt und auch nicht für detaillierte Thermohydraulikanalysen ursprünglich entwickelt wurde. Diese Überschätzung wird auch anhand des berechneten Massenstromes in der Volumenausgleichsleitung, der in Abb. A.25 dargestellt ist, deutlich. Die berechneten Gastemperaturen am Eintritt in den heißen Strang, am Eintritt in die Volumenausgleichsleitung in der DE-Eintrittskammer sowie am Eintritt in die DE-Heizrohre sind in Abb. A.26 dargestellt. Durch die fortschreitende Freilegung des Kerns, die ca. ab 8.000 s nach Ereigniseintritt einsetzt, und die damit verbundene Ausströmung eines sehr heißen Wasserdampf-Gas-Gemisches, dessen Temperatur durch die Aufheizung im Kernbereich kontinuierlich steigt, sind hohe Gastemperaturen in der DH-Schleife zu erkennen. Der Verlauf dieser Temperaturen ist für den heißen Strang, die Volumenausgleichsleitung und die Heizrohre bis ca. 11.500 s bei beiden Programmen ähnlich. Nach 11.500 s steigen die Temperaturen bei ATHLET-CD weiter stetig an, da in dieser Rechnung keine Verlagerung von Schmelze - und damit auch Nachzerfallsleistung - berechnet wird. Bei MELCOR werden dagegen Schmelze bzw. feste Bruchstücke des Kerns als Träger von Nachzerfallsleistung ins wassergefüllte untere Plenum des Reaktordruckbehälters verlagert, so dass dadurch die Gase im Kernbereich nicht mehr so stark aufgeheizt werden, wodurch das dargestellte Stagnieren der Gastemperaturen in der MELCOR-Rechnung zu erklären ist. Da aber in beiden Rechnungen ein

Kriechversagen von Rohrleitungskomponenten, das ungefähr im Zeitbereich zwischen 11.300 s und 11.500 s zu erwarten ist (siehe Diskussion in Kapitel 3.3), handelt es sich um die hier dargestellten Verläufe nach 11.500 s um fiktive Verläufe, die somit nicht weiter diskutiert werden. Die Gastemperatur in den DE-Heizrohren wird von beiden Programmen stark unterschätzt, da sie bei der gewählten Nodalisierung der Anlage (nur ein Strömungskanal für den heißen Strang) eine Zirkulation innerhalb der Heizrohre nicht berechnen können.

Die berechnete Wasserstoffproduktion durch die Oxidation des Hüllrohrmaterials zeigt Abb. A.27. Für die MELCOR-Rechnung ist eine größere Menge an Wasserstoff von ca. 95 kg zu erkennen, die durch die Hüllrohroxidation entstand. Der Grund für den Unterschied ist im Wesentlichen durch die verschiedenen Modellansätze für die Berechnung der Kernzerstörung zu finden. Das Versagen der Brennelemente wird in MELCOR über ein sog. „Lifetime“-Modell berechnet, bei dem über eine Tabelle für verschiedenen Temperaturen so genannte Standzeiten vorgegeben werden, in denen die Hüllrohre intakt bleiben. Wird mindestens eine Standzeit überschritten, so versagen die Brennstäbe und ihr Material wird verlagert. Das hat zur Folge, dass in MELCOR die Verlagerung im Wesentlichen in Form von festen Bruchstücken (sog. Debris) stattfindet. Dadurch bleiben größere Oberflächen bestehen, die für die Oxidation zur Verfügung stehen. Bei ATHLET-CD erfolgt die Verlagerung im Wesentlichen in Form von Schmelzesträhnen, was zu einer geringeren Ausprägung der Oxidation von Hüllrohrmaterial führt.

Als Fazit kann festgestellt werden, dass beide Analyseprogramme die ausgewählte HD-Kernschmelzsequenz mit ähnlichem zeitlichem und phänomenologischem Verlauf nachbilden. Die Zeitpunkte der wesentlichen Ereignisse der untersuchten Sequenz, wie z. B. Einleitung sekundärseitige Druckentlastung, Ausdampfen Dampferzeuger, Freilegung RDB sowie Gastemperaturen in der DH-Schleife, werden mit guter Übereinstimmung berechnet. Daher ist für beide Programme anzunehmen, dass die Referenzanlage sowie die zu analysierende Unfallsequenz richtig modelliert ist. Die Gründe für die beobachteten Abweichungen werden im Wesentlichen in den unterschiedlichen Modellansätzen für die Thermohydraulik und Kernzerstörungsphase sowie dem Detaillierungsgrad einzelner Modelle gesehen.

4 Dreidimensionale "Computational Fluid Dynamics (CFD)"- Analysen der Druckhalter-Kühlmittelschleife eines generischen deutschen DWR

Für einen deutschen Druckwasserreaktor wird ein generisches CFD-Modell für das Programm ANSYS-CFD entwickelt, das den heißen Strang, den Anschluss der Volumenausgleichsleitung, die Heizrohre und die Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers mit dem Rohrboden darstellt, um für die Belange der hier auszuführenden thermohydraulischen Analysen ein geeignetes Rechengitter zu erstellen. Der heiße Strang mit dem Anschluss der Volumenausgleichsleitung und die Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers werden durch ein detailliertes Rechengitter dargestellt. Die Heizrohre und der Rohrboden werden als „poröses Medium“ im CFD-Modell abgebildet. ATHLET-CD-Berechnungen liefern die Anfangs- und Randbedingungen für die CFD-Analysen (siehe Kapitel 3.3). Diese sind z. B. die thermohydraulischen Größen Druck, Temperatur und Massenstrom am Eintritt des heißen Stranges sowie am Ende der Volumenausgleichsleitung. Ferner werden aus den „ATHLET-CD“-Analysen die Wärmeübergangsbedingungen an den inneren und äußeren Rohrwänden im CFD-Modell verwendet. Die Analysen werden sowohl ohne als auch mit Abblasen über den Druckhalter simuliert, um zum einen das Auftreten einer ungestörten Zirkulationsströmung nachzuweisen und zum anderen den Einfluss des Abblasens darzustellen.

Das Ziel der CFD-Analyse ist, zu zeigen, in welchem Ausmaß Zirkulationsströmung in den Heizrohren eines Dampferzeugers, der generisch einem deutschen Druckwasserreaktor vom Typ Konvoi entspricht, auftreten kann. Dabei wird von einem HD-Kernschmelz-Szenarium mit isoliertem Pumpenbogen ausgegangen. Abhängig vom Design der Anlage (siehe /BOY 04/) bildet sich in der horizontalen Hauptkühlmittelleitung (heißer Strang) eine Gegenströmung von einem heißen und kalten Wasserdampf/Gas-Gemisch sowie eine Zirkulationsströmung innerhalb der Heizrohre des Dampferzeugers aus. Dies kann zu einer unterschiedlichen thermischen Belastung der Heizrohre führen.

Im ersten Arbeitsschritt dieser Arbeiten ist der Anschluss zur Volumenausgleichsleitung geschlossen. Im zweiten Arbeitsschritt wird das Abblasen des DH-Sicherheitsventils berücksichtigt. Abschließend wird in einem dritten Arbeitsschritt das zyklische Öffnen und Schließen des Druckhalter-Sicherheitsventils in der CFD-Rechnung simuliert. Anhand der berechneten, dreidimensionalen Temperaturverteilung am Rohrboden wird anhand einer mechanischen Analyse (siehe Kapitel 4) die thermische Belastung quantifiziert.

Die definierten Arbeitsziele einer „3D CFD“-Analyse in einer Druckhalter-Kühlmittelschleife eines generischen deutschen DWR werden im Rahmen der Teilarbeiten, die in den nächsten Abschnitten beschrieben sind, erreicht. Diese umfassen das Erstellen eines Geometriemodells in Abschnitt 4.1 und eines Rechennetzes in Abschnitt 4.2. Die mathematischen und numerischen Modelle werden in den Abschnitten 4.3 und 4.4 beschrieben. In Abschnitt 4.5 werden die Ergebnisse der CFD-Analyse dargestellt. Die o. g. Arbeitsschritte werden in Form von Testfällen bearbeitet. Folgende Testfälle werden untersucht:

- Testfall 1: Quasi-stationärer Fall mit Eintritt eines konstanten Gasmassenstromes in den heißen Strang, isoliertem Pumpenbogen und geschlossenes DH-Sicherheitsventil.
- Testfall 2: Transienter Fall mit geöffnetem DH-Sicherheitsventil ausgehend von Testfall 1. Zwei Variationen werden untersucht:
 - Testfall 2.1: Öffnen des DH-Sicherheitsventils für 65 s. Danach erfolgt das Schließen des Ventils. Diese Sequenz wird von ATHLET-CD vorgegeben. Der Abblasemassenstrom wird aus der ATHLET-CD-Rechnung übernommen.
 - Testfall 2.2: Simulation mit geöffnetem DH-Sicherheitsventil bis 40 s. Am Ende der Simulation ist das Sicherheitsventil noch geöffnet. Der Abblasemassenstrom bis 40 s ist der ATHLET-CD-Rechnung entnommen. Ziel ist die Darstellung der Störung der freien Zirkulationsströmung durch das Abblasen.
- Testfall 3: Ausgehend vom Testfall 2 wird das DH-Sicherheitsventil wieder verschlossen. Die Simulation soll aufzeigen, wie lange es dauert, bis sich nach dem Abblasen die freie Zirkulationsströmung wieder einstellt. Es werden zwei Variationen durchgeführt:
 - Testfall 3.1: Ausgehend von Testfall 2.1 wird das Abströmen in die Volumenausgleichsleitung gestoppt und die Simulation bis zur Ausbildung der freien Zirkulationsströmung fortgesetzt.
 - Testfall 3.2: Ausgehend von Testfall 2.2 wird das Abströmen in die Volumenausgleichsleitung gestoppt und die Simulation bis zur Ausbildung der freien Zirkulationsströmung fortgesetzt.

Der quasistationäre Testfall 1 wird im Kapitel 4.5.1 dargestellt. Kapitel 4.5.2 beschreibt die beiden Varianten des Testfalles 2 und Kapitel 4.5.3 die Varianten von Testfall 3, in denen der Anschlussstutzen zum Druckhalter geöffnet bzw. geschlossen wird. Die Zusammenfassung und Schlussfolgerungen sind im Kapitel 4.6 zusammengefasst.

4.1 Erstellen eines Geometriemodells

Das Geometriemodell für die CFD-Rechnungen wird aus einem existierenden CAD-Modell, das in Abb. 4.1 dargestellt ist, extrahiert, das dem Design der DWR-Referenzanlage entspricht.

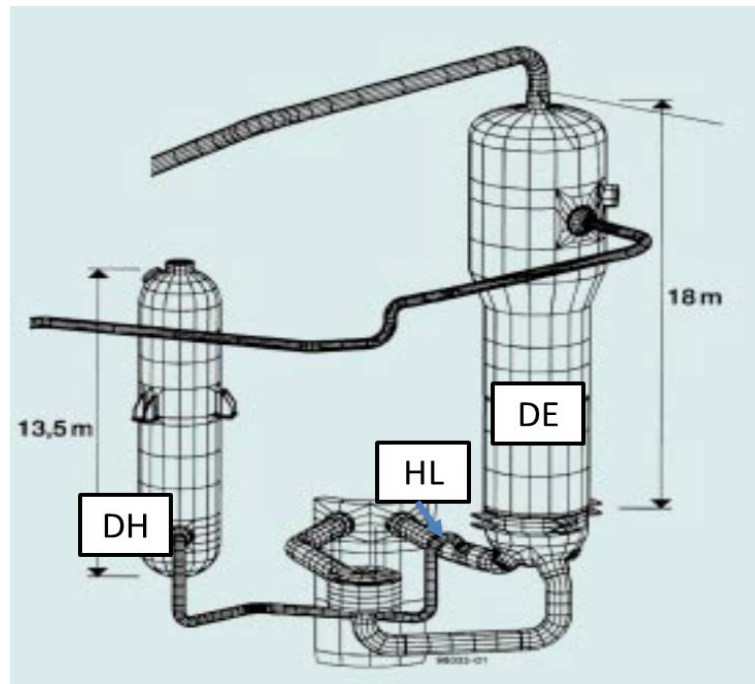


Abb. 4.1 CAD-Modell der Druckhalter-Kühlmittelschleife einer Referenzanlage

Die Druckhalter-Kühlmittelschleife besteht aus dem Dampferzeuger (DE), der mit dem oberen Plenum und dem Reaktorkern über den heißen Strang (HL) verbunden ist. Der kalte Strang (KL) verbindet den Dampferzeuger mit dem Rückströmraum im Reaktordruckbehälter. Am heißen Strang sind die Volumenausgleichsleitung (VAL) und der Druckhalter (DH) angeschlossen. Im kalten Strang befinden sich der Pumpenbogen und die Hauptkühlmittelpumpe.

Abb. 4.2 illustriert beispielhaft den Aufbau eines DEs in einem EPR-Reaktor /ARE 16/, welcher dem des deutschen DWR ähnlich ist. Die Eintrittskammer des DEs ist primärseitig mit dem heißen Strang und seine Austrittskammer mit dem kalten Strang verbunden. Aus der Eintrittskammer strömt das Reaktorkühlmittel unter Wärmeabgabe durch die U-Rohre zur Austrittskammer und von dort aus zum Pumpenbogen und zur Hauptkühlmittelpumpe. Im Rohrboden sind typischerweise mehr als 5.000 U-Rohre eingewalzt. Sekundärseitig strömt das eintretende kalte Speisewasser zwischen der Behälterwand und einem Führungsmantel, der das Rohrbündel umgibt, abwärts und steigt dann nach der Wärmeaufnahme zwischen

den Heizrohren unter Dampfbildung wieder nach oben. Im Dampfdom über dem Rohrboden wird die Restdampfneße abgeschieden, bevor der getrocknete Dampf über den Austrittsstutzen und der Frischdampfleitung zur Turbine abgeleitet wird.



Abb. 4.2 Aufbau eines EPR-Dampferzeugers

Bei diesen Arbeiten liegt der Schwerpunkt auf der dreidimensionalen Simulation der primärseitigen Geschwindigkeits-, Druck- und Temperaturverteilung im heißen Strang und in der Eintrittskammer des Dampferzeugers. Deshalb wird die Geometrie des heißen Strangs mit dem Anschluss der Volumenausgleichsleitung und der Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers mit den entsprechenden Wandstärken aus dem vorliegenden CAD-Modell direkt übernommen. Die Geometrie des oberen Plenums des Reaktordruckbehälters ist, wie in Abb. 4.3 dargestellt, vereinfacht abgebildet, da sie nur zur Bestimmung der Randbedingungen verwendet wird. Es wird als Viertelzylinder mit dem Stutzen für den heißen Strang modelliert. Die Einströmung des aus dem Kern kommenden heißen Gasgemisches erfolgt an der Unterseite.

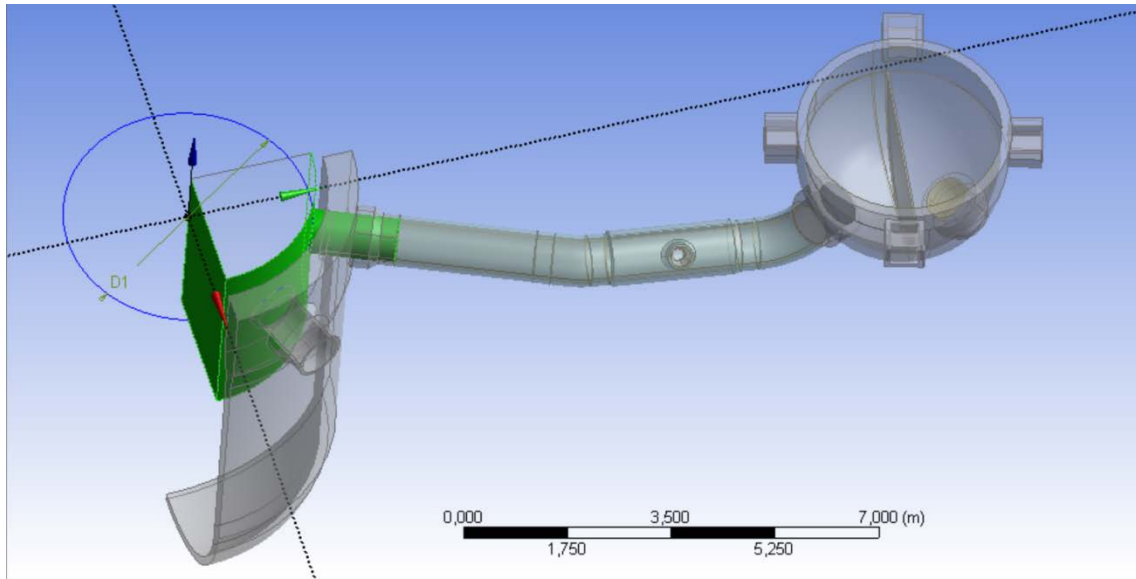


Abb. 4.3 Modellierung des oberen Plenums als Viertelzylinder

Die Strömung und der Wärmeübergang in den DE-Heizrohren werden als poröses Medium modelliert. Die U-Rohre werden gemäß der ATHLET-CD Vorgabe gruppiert. Eine weitere Unterteilung der U-Rohrgruppen wird untersucht. Die optimierte Geometrie des CFD Strömungsgebiets besteht aus den folgenden Komponenten, siehe Abb. 4.4:

- Vereinfachtes oberes Plenum (UP) und Verbindung zum heißen Strang (HL),
- horizontaler heißer Strang (HL) mit T-Stück-Verbindung zur Volumenausgleichsleitung (VAL) bzw. Druckhalter (DH),
- Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers (DE) mit Anschluss zum Pumpenbogen sowie
- DE-Rohre als poröses Modell.
- Der heiße Strang, die T-Stückverbindung zur Volumenausgleichsleitung und die DE-Kammern sind mit der korrekten Dicke der Stahlwände abgebildet, so dass die Wärmeleitung in den Wänden simultan mit der Strömung mitberechnet werden kann.

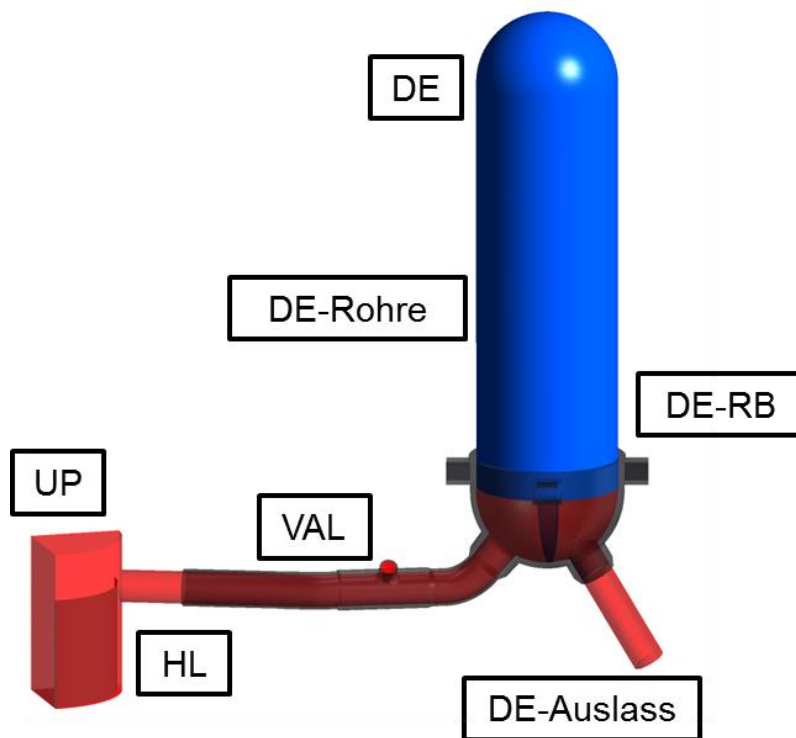


Abb. 4.4 Gesamte CFD-Geometrie der DH-Kühlmittelschleife

4.1.1 Geometrie am Eintritt zum heißen Strang

Da die Eintrittsrandbedingungen die thermische Schichtung im heißen Strang beeinflussen (siehe /BOY 04/), werden diese nicht direkt am Eintritt zum heißen Strang, sondern in einem vereinfachten oberen Plenum (UP), siehe Abb. 4.3 und Abb. 4.5, vorgegeben. Dadurch wird, abweichend zu den bisherigen internationalen Untersuchungen in /BOY 04/, die Gegenströmung von heißem und kaltem Fluid im heißen Strang durch das Rechenverfahren berechnet und nicht als Randbedingung vorgegeben werden.

Das obere Plenum besteht aus einem Viertelzylinder, mit einer Höhe von 3,65 m und einem Durchmesser von 4,22 m. Der Abstand zwischen der Mitte des heißen Strangs und der Abdeckung des oberen Plenums beträgt 1,13 m. Der heiße Strang hat einen Durchmesser von 0,76 m und ist insgesamt 9,34 m lang. Im oberen Plenum verhindert eine fiktive Wand, die bis zur Mitte des heißen Strangs reicht, die Vermischung des ein- und ausströmenden Wasserdampf-Gas-Gemisches. Im Bereich oberhalb des Reaktorkerns, am Eintrittsrand zum oberen Plenum, werden Temperatur und Eintrittsmassenstrom nach Vorgabe der „ATHLET-CD“-Berechnung bestimmt. Der durch die Wand abgetrennte Ringraum (in Abb. 4.5 gelb gekennzeichnet) ermöglicht das Ausströmen von Fluid, nachdem sich die Gegenströmung im heißen Strang eingestellt hat.

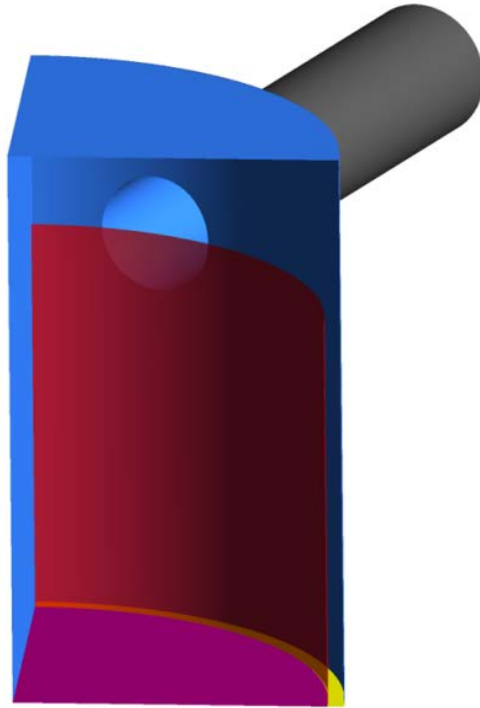


Abb. 4.5 CFD-Geometrie oberes Plenum mit Trennwand

4.1.2 Geometrie der U-Rohre und des Rohrbodens

Der Dampferzeuger-Rohrboden und die Primärseite der U-Rohre werden vereinfacht als poröses Medium dargestellt. Die Geometrie der U-Rohre des Dampferzeugers wird, nach Vorgabe der Modellierung in ATHLET-CD, in drei Gruppen von konzentrischen Zylindern mit unterschiedlichen Rohrlängen ($L_1 = 19,1$ m; $L_2 = 21,4$ m; $L_3 = 22,4$ m) und Durchmessern ($D_1 = 2,0$ m; $D_2 = 2,7$ m; $D_3 = 3,3$ m) unterteilt. Eine fiktive, massenlose und undurchlässige Wand durch das Zentrum der drei Zylinder, die es in der realen Anlage nicht gibt, trennt das aufsteigende heiße und abfallende kältere Fluid im U-Rohrbereich, siehe Abb. 4.6 linke Seite. Die Gruppierung wird durch den Einbau von jeweils drei fiktiven Trennwänden in azimuthaler Richtung weiter verfeinert. Mit dieser Maßnahme wird eine bessere Führung der Durchströmung in den U-Rohrbündeln erreicht. Insgesamt ergibt sich damit eine Unterteilung des U-Rohr- und Rohrbodenmodells in zwölf Gruppen, siehe mittleres Bild von Abb. 4.6. Auf der rechten Seite von Abb. 4.6 ist die Aufteilung in einem Schnitt der „XY“-Ebene oberhalb des Rohrbodens gezeigt. Das verwendete Porositätsmodell wird in Abschnitt 4.3.3 näher beschrieben.

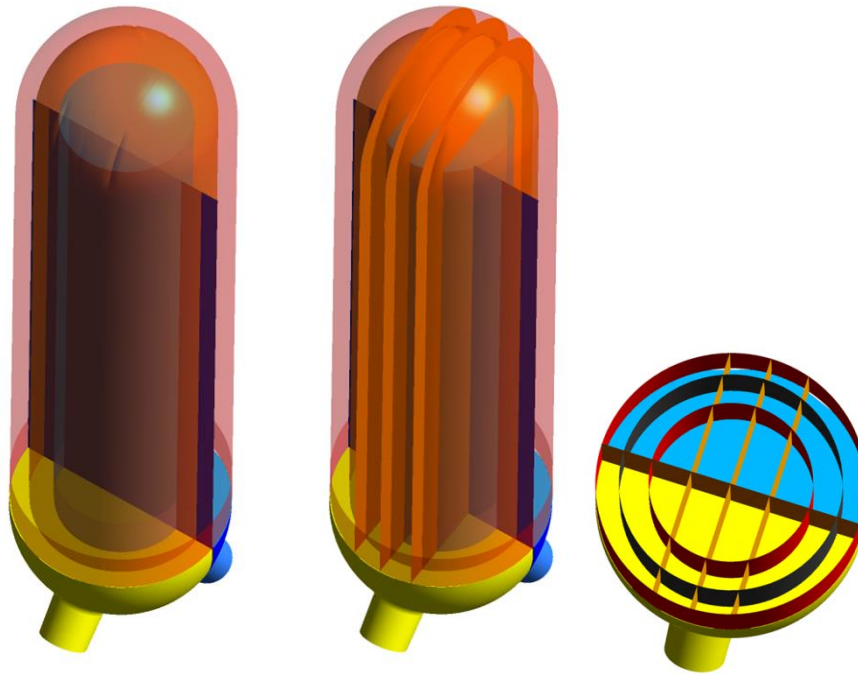


Abb. 4.6 Gruppierung im U-Rohrmodell

4.2 Erstellen eines Rechennetzes

Das Geometriemodell wird mit der ANSYS ICEM CFD-Software vernetzt. Dazu wird das durchströmte Volumen in Teilvolumen unterteilt und diese jeweils mit Hexaedern gefüllt. Der Hauptteil, bestehend aus heißem Strang mit Druckhalteranschluss, Dampferzeugerkammern sowie oberes Plenum mit Verbindung zum heißen Strang, ist mit dem porösen Teilvolumen (U-Rohre und Rohrboden) durch so genannte „General Grid Interfaces (GGI)“ verbunden. Der Wandbereich, in dem die Wärmeleitung mit dem so genannten „Conjugate Heat Transfer (CHT)“-Modell berechnet wird, ist mit einem Hexaeder dominanten Netz diskretisiert, siehe Abb. 4.7. Die modulare Unterteilung des Rechennetzes ermöglichte eine flexiblere Anpassung und Netzverfeinerung in den Teilbereichen.

Hexaeder-Netze haben eine gute Qualität und Vorteile gegenüber anderen Elementtypen in Bezug auf Genauigkeit und Speicherplatzeffizienz. Der Nachteil ist der manuelle Aufwand bei ihrer Erzeugung. Ausschnitte der Rechennetze für den heißen Strang und die Dampferzeuger-Eintrittskammern sind in Abb. 4.8 gezeigt. Der Bereich der Dampferzeuger-U-Rohre und des Dampferzeuger-Rohrbodens ist in Abb. 4.9 ohne Außenwand dargestellt, um die Gruppierung der U-Rohre zu zeigen. Die Netzcharakteristika für den Strömungsbereich (Fluid) und die Wände (Solid) sind in Tab. 4.1 zusammengefasst.

Tab. 4.1 Daten der Rechennetze

	Fluid	Solid
Knotenanzahl	974.259	2.559.365
Elementanzahl	895.850	1.008.073
Kleinster Netzwinkel	28,9°	5,3°
Größtes „Aspect Ratio“	296	16

Das so genannte „Aspect Ratio“ ist das Verhältnis des Radius einer Kugel, die das Element einschließt, gegenüber dem Radius einer Kugel, die vom Element umschlossen werden kann. Manche iterative Löser konvergieren bei Aspect Ratios größer als 10 ... 20 nur sehr langsam. Der in ANSYS-CFD verwendete algebraische Mehrgitteralgorithmus mit ILU-Glättung hat diese Beschränkung allerdings nicht, so dass höhere Verhältnisse realisierbar sind.

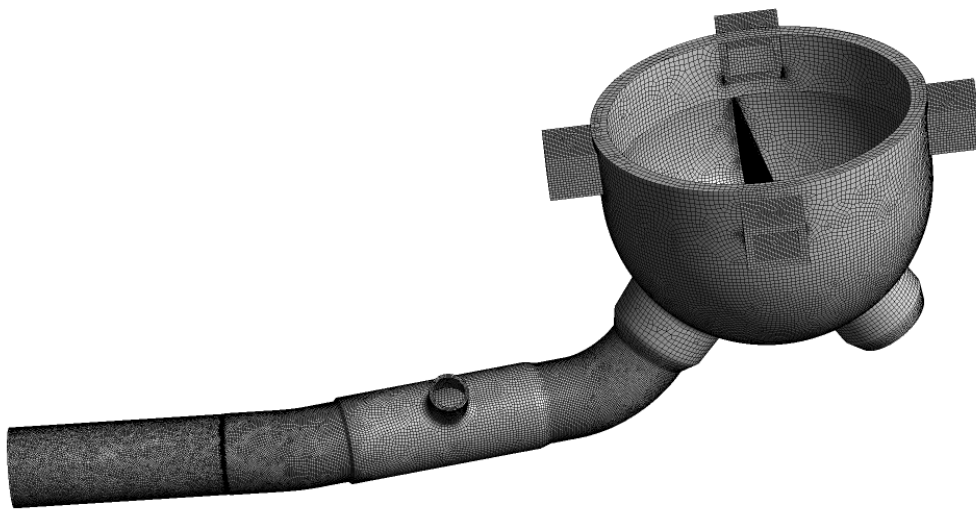


Abb. 4.7 Solid-Rechennetz zur Berechnung der festen Strukturen

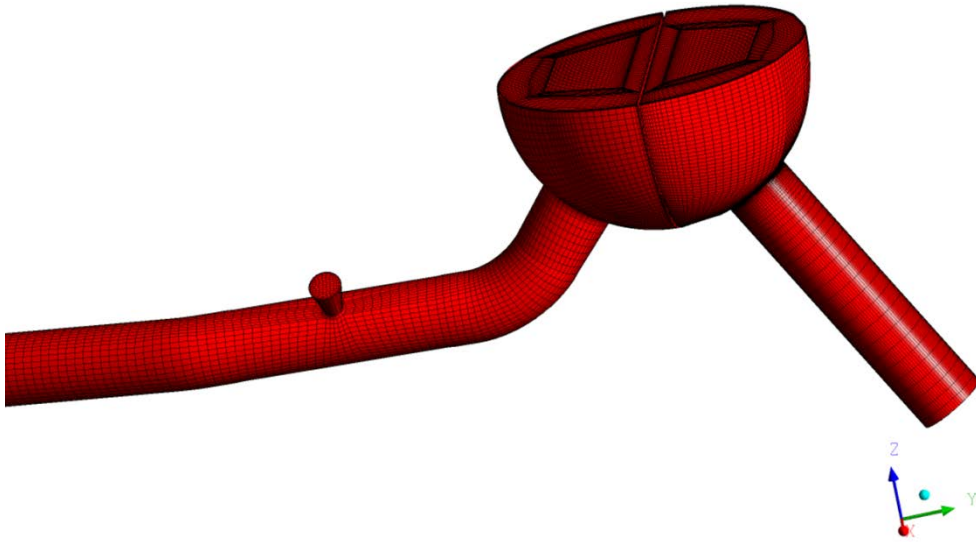


Abb. 4.8 Fluid-Rechennetz für den heißen Strang, Stutzen zur VAL, die Ein- und Austrittskammer des DE sowie einen Teil des kalten Strangs

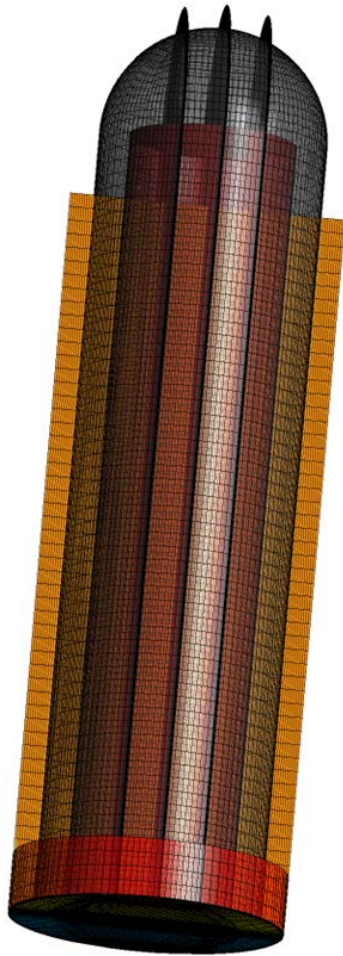


Abb. 4.9 Vernetzung im porösen Bereich zur Darstellung des Rohrbodens und der Heizrohre

4.3 Mathematische Modelle

4.3.1 Turbulenz- und Wärmeübergangsmodell

Für die Simulationen wird das „Shear Stress Transport“-Turbulenzmodell (SST) /MEN 94/ in Kombination mit „automatischen“ Wandfunktionen verwendet. Diese berechnen die Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung in Wandnähe auf der Basis einer linearen oder logarithmischen Wandfunktion in Abhängigkeit von der Position des wandnächsten Gitterpunktes. Auftriebsterme werden in den Impulserhaltungsgleichungen berücksichtigt. Die turbulenten Wärmeströme werden mit Hilfe der Wirbeldiffusivitätshypothese unter der Annahme einer konstanten, turbulenten Prandtlzahl von 0,9 aus der Wirbelviskosität ermittelt. Im Feststoff wird die Wärmeleitungsgleichung ohne Konvektionsanteile gelöst.

4.3.2 Stoffwerte

Die Wände der Anlage sind aus Stahl, siehe Abb. 4.7. Die Stoffwerte werden der Werkstoff-Bibliothek von ANSYS-CFD /ANS 16/ entnommen. Die Dichte des Stahls hat einen Wert von 7.854 kg/m^3 , die Wärmeleitfähigkeit hat einen Wert von $60,5 \text{ W/(m K)}$ und die spezifische Wärmekapazität beträgt 434 J/(kg K) .

Für die Strömungsberechnung des Gasgemisches aus Wasserdampf und Wasserstoff bei hohen Drücken und Temperaturen müssen die Stoffwerte in der „ANSYS-CFD“-Software angepasst werden. Zu diesem Zweck werden die Korrelationen zur Bestimmung von Dichte, Viskosität und Wärmeleitfähigkeit der IAPWS-IF97 Stoffwerte in einer einfachen Rohrströmung getestet. Dabei zeigt sich, dass die Stoffwerte nur bis zu Temperaturen von 900 °C berechnet werden können. Deshalb wird das Gasgemisch zunächst als ideales Gas modelliert. Ein Vergleich der berechneten Dichte am Zustandspunkt bei 1.022 °C und 166 bar zeigt, dass die Differenz der Dichte von idealem und realem Gas kleiner als $0,5 \%$ ist. Der Wasserstoffanteil wird vernachlässigt, da der Volumenanteil kleiner als 4% ist.

4.3.3 Poröses Medium Modell

Die U-Rohre im Dampferzeuger werden nicht im Detail dargestellt, sondern als homogenes, poröses Medium modelliert. Der Bereich der U-Rohre und des Rohrbodens wird dabei als ein Objekt im Strömungsgebiet dargestellt, das mit einem vorgegebenen Volumenanteil für die Strömung durchlässig ist.

Der Einfluss des porösen Mediums auf das Strömungsfeld wird durch einen zusätzlichen Verlustterm, die sog. Porosität ε in der Impulsgleichung (Glg. 4.1) simuliert. Dieser Term wird empirisch an das zu lösende Problem angepasst.

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon U_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\varepsilon U_j U_i)}{\partial x_j} = \dots - \left(\frac{\mu}{k_{perm}} + \frac{\rho}{2} k_{drag} |U| \right) U_i \quad (4.1)$$

In den vorliegenden Rechnungen ist die Porosität $\varepsilon = 0,9$. Die Kalibrierung des porösen Mediums erfolgt anhand einer stationären „ATHLET-CD“-Rechnung, die dem Nennbetrieb in einem Druckwasserreaktor wie folgt entspricht:

Das Dampferzeugermodell wird bei nicht-isoliertem Pumpenbogen kalibriert. Als Einströmrandbedingung wird im oberen Plenum des Reaktordruckbehälters ein konstanter Wassermassenstrom von 4.908 kg/s bei konstanter Temperatur von 597 K und einem Druck von 155 bar vorgegeben. Die Wände des Druckbehälters, der Hauptkühlmittelleitung und der Ein- und -Austrittskammer Dampferzeuger werden als adiabat angenommen. An den Wänden der U-Rohre im porösen Bereich werden ein Wärmeübergangskoeffizient von 100 W/(m²K) und eine Referenztemperatur von 493 K vorgegeben. Diese entspricht der sekundärseitigen Wassertemperatur im Nennbetrieb. Zusätzlich wird eine Energiesenke von 10 MW/m³ im gesamten U-Rohr-Bereich spezifiziert. Mit diesen Vorgaben beträgt am Rohrbodenein- und Rohrbodenaustritt die Differenz der mittleren Temperatur 30 K und die mittlere Druckdifferenz 3 bar. Die berechnete Temperaturverteilung in den U-Rohren ist im Nennbetrieb in Abb. 4.10 abgebildet. Die Ergebnisse sind in guter Übereinstimmung mit „ATHLET-CD“-Rechnungen des Nennbetriebes und zeigen, dass die Strömungsverluste und der Wärmetransport in den Dampferzeuger-U-Rohren inklusive Rohrboden durch das verwendete poröse Modell mit guter Genauigkeit approximiert werden können.

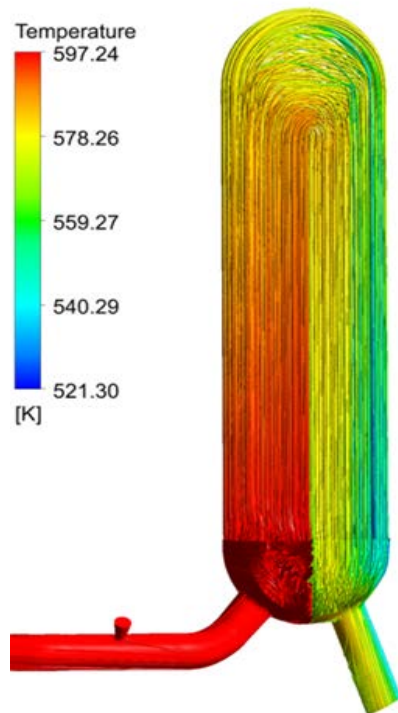


Abb. 4.10 Berechnete Temperaturverteilung im Nennbetrieb

4.4 Numerische Modelle

Das numerische Lösungsverfahren von ANSYS-CFD beruht auf einer konservativen, element-basierten Finite-Volumen-Methode mit nichtversetzter Variablenanordnung. Konvektive und diffusive Flüsse werden in den vorliegenden Berechnungen mit sog. „High Resolution Schemes“, das sind Diskretisierungsverfahren zweiter Ordnung, approximiert. Zeitableitungen werden mit einem impliziten Euler-Verfahren zweiter Ordnung diskretisiert.

Das System algebraischer Differenzgleichungen wird mit einem Picard-Verfahren linearisiert und iterativ gelöst. Bei jeder Iteration werden die Druck- und Geschwindigkeitsfelder als gekoppeltes Blocksystem gelöst. Als Lösungsverfahren wird eine algebraische Mehrgittermethode eingesetzt, die eine unvollständige Gauß-Eliminierung als Glättungsverfahren verwendet /RAW 96/. Diese Methode ist robust und effizient.

Das System der Massen-, Impuls-, und Energieerhaltungsgleichungen ist dann konvergent, wenn das quadratische Mittel der Residuen, sog. RMS Residuen der abhängigen Variablen, kleiner als ein vorgegebenes Konvergenzkriterium von 0,0001 sind. Das entspricht einer typischen Residuenreduktion von 3 – 4 Größenordnungen.

4.5 Analyseergebnisse

Nachfolgend sind für die vorab dargestellten Testfälle die mit dem CFD-Programm berechneten Ergebnisse dargestellt. Im ersten Testfall wird zunächst untersucht, ob sich bei den geometrischen Gegebenheiten der DWR-Referenzanlage eine freie Zirkulationsströmung in den Heizrohren des Dampferzeugers der DH-Kühlmittelschleife einstellt. Dafür werden mit Hilfe der dreidimensionalen CFD-Rechnung die Vermischung in der Eintrittskammer des Dampferzeugers und die Gegenströmung von heißem und kaltem Wasserdampf im horizontalen heißen Strang simuliert. Die Randbedingungen werden für die CFD-Rechnung der unter AP1 durchgeführten „ATHLET-CD“-Rechnung entnommen, die, von einem einleitenden Ereignis "Station Blackout" ausgehend, Kernschmelze bei hohem Druck und durch Wasser isoliertem Pumpenbogen (siehe auch Abb. A.14) darstellt. Um den Einfluss des Öffnens eines DH-Sicherheitsventils auf die Strömung in der Kühlmittelschleife abzubilden, wird im zweiten Testfall der Anschluss zum Druckhalter geöffnet. Dabei wird ein Öffnungszyklus von 65 s modelliert, wie er von ATHLET-CD für den ausgewählten Ventilzyklus berechnet wurde. Abschließend wird im dritten Testfall das Sicherheitsventils geschlossen und solange weitergerechnet bis sich wieder eine freie Zirkulationsströmung einstellt.

4.5.1 Quasistationäre Rechnung (Testfall 1)

In der CFD-Rechnung des ersten Testfalls wird angenommen, dass die Randbedingungen über einen längeren Zeitraum konstant sind, so dass sich eine quasistationäre Strömung im heißen Strang und im Dampferzeuger einstellt. Die Verbindung zum Druckhalter ist geschlossen.

4.5.1.1 Anfangs- und Randbedingungen

Aus der transienten „ATHLET-CD“-Rechnung wird der Zeitpunkt von 10.717 s (bedeutet 10.297 s nach Eintritt SBO, da eine stationäre Phase von 420 s der transienten Rechnung voraus ging) für die CFD-Rechnungen bei geschlossenem Druckhalter ausgewählt. Zu diesem Zeitpunkt strömt Wasserdampf, gemischt mit 4 % Wasserstoff, bei hohem Druck von 166 bar und hoher Temperatur von 1.295 K in den heißen Strang, siehe Abb. 4.11 und Abb. 4.12. Der ausgewählte Zeitpunkt liegt unmittelbar vor dem nächsten Öffnungszyklus des DH-Sicherheitsventils.

Zur Bestimmung der Anfangsbedingungen wird die Verteilung von Druck, Geschwindigkeit und Temperatur im gesamten Strömungsgebiet zunächst bei geöffnetem Pumpenbogen berechnet, siehe Abb. 4.13. Am Kernaustritt werden der Massenstrom und die Temperatur des überhitzten Wasserdampfs, die mit ATHLET-CD berechnet wurden, mit

- Massenstrom = 0,87 kg/s und
- Gastemperatur = 1.295 K

vorgegeben.

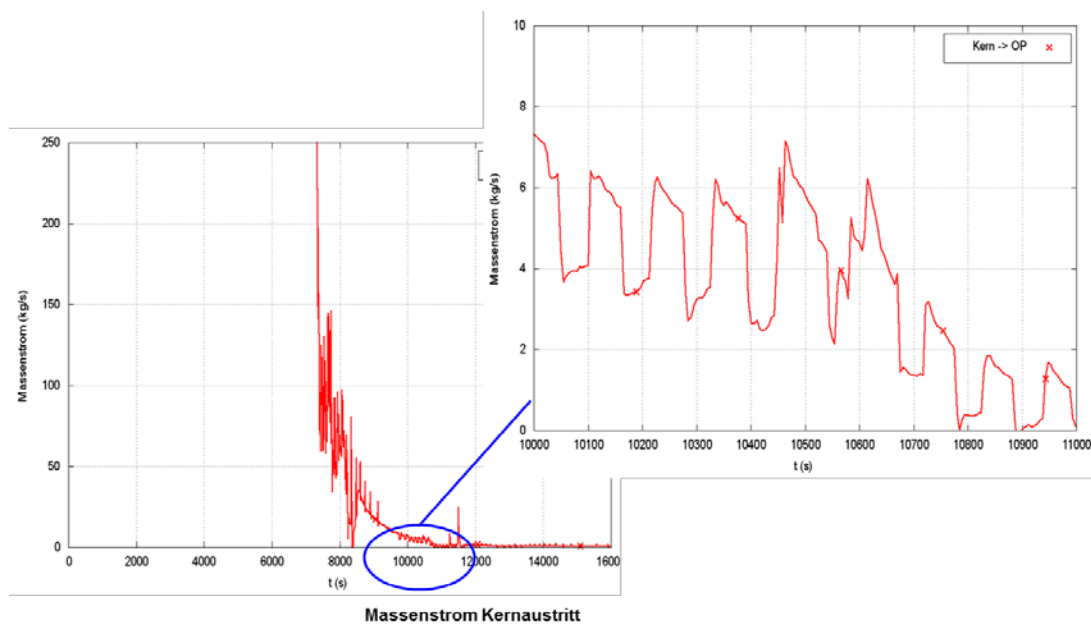


Abb. 4.11 Massenstrom Kernaustritt am ausgewählten Analysezeitpunkt für Testfall 1

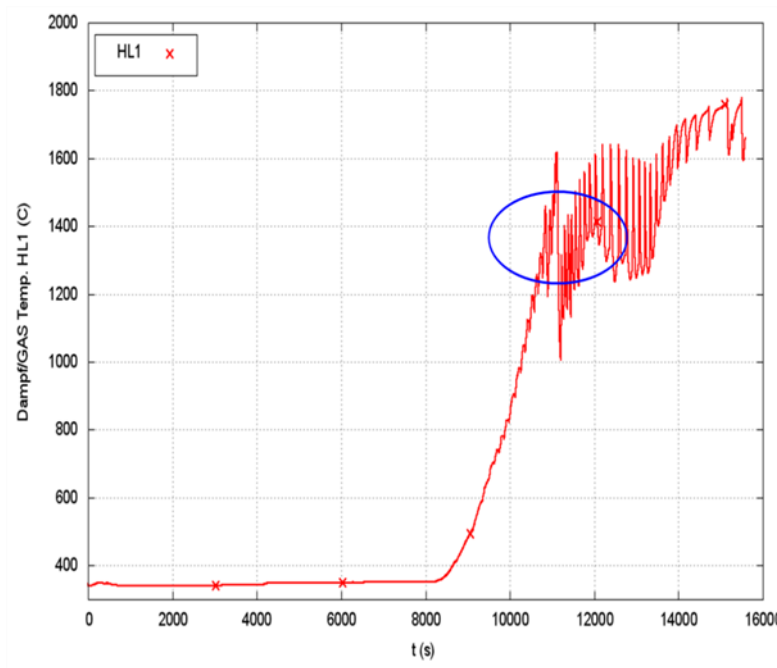


Abb. 4.12 Eintrittstemperatur heißer Strang am ausgewählten Analysezeitpunkt für Testfall 1

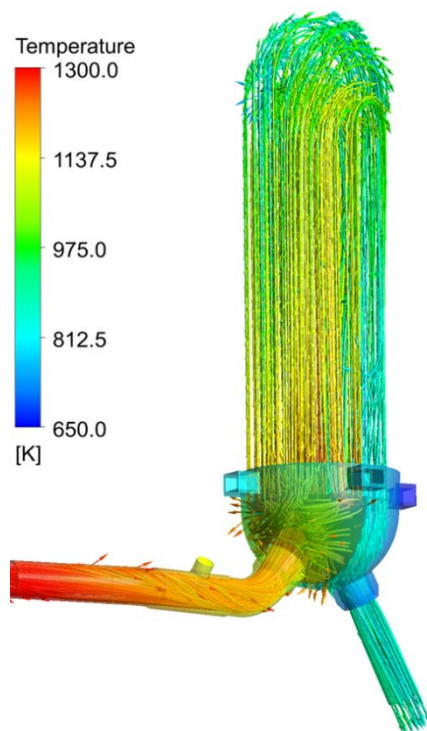


Abb. 4.13 Temperaturergebnisse bei der Bestimmung der Anfangsbedingungen

Für die Simulation der realen Störfallbedingung nach Einstellung der Anfangsrandbedingungen wird der Pumpenbogen verschlossen, da die Kühlmittelschleife durch Wasseransammlung im Pumpenbogen versperrt ist (siehe auch Abb. A.14). Der abgekühlte Wasserdampf

strömt aus dem DE in Richtung oberes Plenum mit dem Kernaustritt. Am äußeren Rand des Kernaustritts (siehe Abschnitt 4.1.1) ist eine so genannte „Opening“-Randbedingung vorgegeben, die sowohl das Ein- als auch das Ausströmen von Wasserdampf ermöglicht. Im Dampferzeuger und an den äußeren Stahlwänden wird Wärme abgeführt und der konvektive Wärmeübergang wie folgt berechnet:

- DE-Rohre: Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\text{Innen}} = 100 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$, $T_{\text{Sek}} = 623 \text{ K}$
- HL-Wände und DE-Kammern: $\alpha_{\text{Aussen}} = 7 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$, $T_{\text{Außenwand}} = 350 \text{ K}$.

In der CFD-Rechnung werden der Massenstrom und die Temperatur oberhalb des Reaktorkerns vorgegeben, um eine freie Entwicklung der Gegenströmung zu ermöglichen. Die CFD-Ergebnisse werden dann am Ein- (siehe Abb. 4.14 linker Pfeil) und Austritt des heißen Strangs (siehe Abb. 4.14 rechter Pfeil) mit den „ATHLET-CD“-Daten verglichen. Da jedoch der Nettomassenstrom der CFD-Rechnung auf Grund der Gegenströmung und die über die Anströmfläche des heißen Strangs gemittelte CFD-Temperatur immer niedriger sind als am Kerneintritt, müssen die Randbedingungen iterativ angepasst werden. Die beste Annäherung an die ATHLET-Daten wird bei einem Massenstrom von 1,8 kg/s und einer Temperatur von 1.600 K über dem Kern erzielt (siehe Tab. 4.2).

Tab. 4.2 Bestimmung der CFD-Randbedingungen

		ATLET-CD	CFD ₁	CFD ₂
UP-Eintritt	T [K]		1.295 K	1.600 K
	\dot{m} [kg/s]		0,9 kg/s	1,8 kg/s
HL-Eintritt	T [K]	1.295 K	1.062 K	1.202 K
	\dot{m} [kg/s]	0,9 kg/s	0,3 kg/s	0,6 kg/s
HL-Austritt	T [K]	829 K	733 K	753 K
	\dot{m} [kg/s]	0,9 kg/s	0,3 kg/s	0,6 kg/s

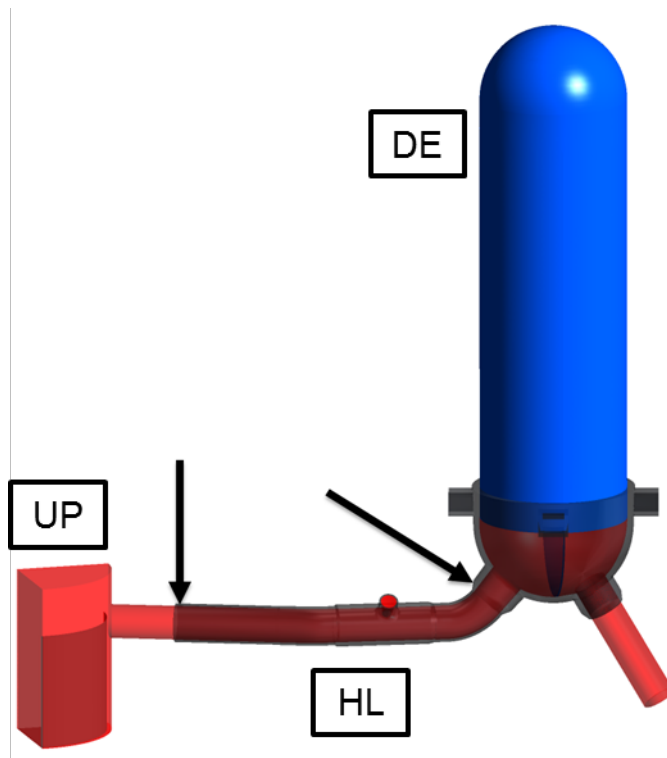


Abb. 4.14 Anordnung HL-Eintritt (links) und HL-Austritt (rechts) (markiert durch Pfeile)

4.5.1.2 Ergebnisse der quasistationären CFD-Simulation

Im Folgenden werden die Ergebnisse beschrieben, die mit dem Eintrittsmassenstrom von 1,8 kg/s und der Eintrittstemperatur von 1.600 K berechnet wurden (CFD₂). Im heißen Strang bildet sich eine thermische Schichtung aus. Der heiße Wasserdampf strömt im oberen Bereich des heißen Strangs zur Dampferzeuger-Eintrittskammer und das kältere Fluid fließt in Gegenströmung zurück zum Kern, siehe Abb. 4.15. Dabei tritt bereits am Ende des heißen Strangs (gekrümmter Bereich des heißen Stranges) Rezirkulation und Vermischung des heißen und kälteren Dampfes auf.

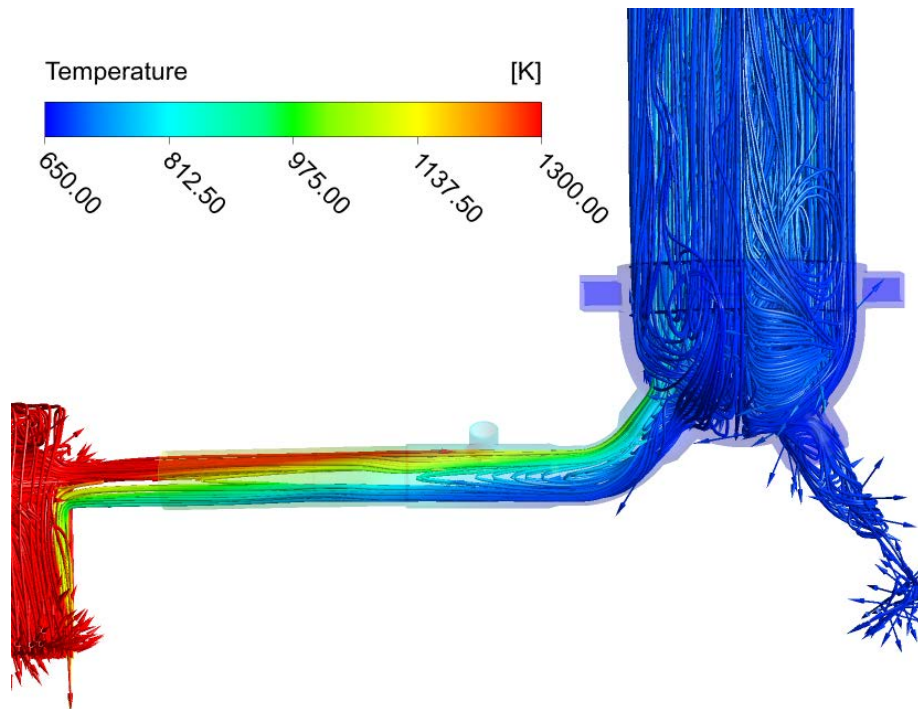


Abb. 4.15 Thermische Schichtung und Rezirkulation im heißen Strang und Dampferzeuger für den quasistationären Fall (Testfall 1)

In der Dampferzeuger-Eintrittskammer strömt kälteres Fluid im äußeren Bereich des Dampferzeugers aus den Heizrohren kommend in die Kammer ein, während wärmeres Fluid an der DE-Trennwand nach oben strömt. Abb. 4.16 zeigt einen Schnitt durch die (yz)-Mittellebene der DE-Eintrittskammer. Die Temperaturverteilungen in den Wänden und am Rohrboden sind in Abb. 4.17 dargestellt.

Ein Vergleich der Wandtemperaturen in Tab. 4.3 am Eintritt und am Austritt des heißen Strangs zeigt, dass die flächengemittelten Wandtemperaturen in der CFD-Rechnung höher sind als in der ATHLET-CD-Rechnung.

Tab. 4.3 Temperaturvergleich für den heißen Strang

Temperatur [K]	ATHLET-CD	CFD
HL Eintritt, innere Wand	750 K	1.040 K
HL Eintritt, äußere Wand	735 K	1.034 K
HL Austritt, innere Wand	622 K	737 K
HL Austritt, äußere Wand	619 K	727 K

Das strukturmechanische Verhalten durch die thermische Belastung der Heizrohre am Rohrbodenaugang wird in Kapitel 4 untersucht. Zu diesem Zweck sind die aus den Ergebnissen der CFD-Rechnung entnommenen Mittel-, Maximal- und Minimalwerte der Temperatur und die jeweils dazu gehörende Geschwindigkeitskomponente (W-Komponente in ANSYS-CFD) normal zum Rohrbodeneintritt in Tab. 4.4 gegeben. Die Werte wurden nur aus denjenigen Rechenzellen mit nach oben gerichteter W-Geschwindigkeitskomponente (positiver Wert) bestimmt, da zur Ermittlung der maximalen thermischen Belastung der Heizrohre nur das in Richtung DE-Austrittskammer strömende Gas interessiert. Es ergibt sich ein maximaler Temperaturunterschied zwischen dem am höchsten und dem am niedrigsten thermisch belasteten Heizrohr mit einströmendem (in Richtung Austrittskammer) Gasgemisch von 126 K. Der Mittelwert der Gastemperatur für diese Heizrohre beträgt 691,75 K. Der Bereich des in die Heizrohre einströmenden Gases innerhalb der Eintrittskammer erstreckt sich über 1.646 Rechenzellen, was ein Maß für die flächenmäßige Ausdehnung des einströmenden Bereiches darstellt.

Tab. 4.4 Testfall 1: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases (quasistationärer Fall)

	Temperatur [K]	Geschwindigkeit [m/s]
Mittelwert	691,75	0,58
Maximum	797,79	2,03
Minimum	671,75	0,01

Die Abb. 4.18 zeigt die Temperaturverteilung am Rohrboden. In der Abbildung stellt der untere Halbkreis den Rohrbodenbereich der DE-Eintrittskammer und der obere Halbkreis den Bereich der Austrittskammer dar. In der Eintrittskammer steigt das heiße Gasgemisch in der Mitte des Rohrbodens auf. Das kältere Fluid strömt am Rand zurück in die Eintrittskammer und anschließend in Richtung des heißen Strangs. Die Verteilung der Normalgeschwindig-

keit am Rohrboden ist in Abb. 4.19 dargestellt. Die roten Bereiche kennzeichnen das aufsteigende heiße Fluid im Zentrum der Eintrittskammer.

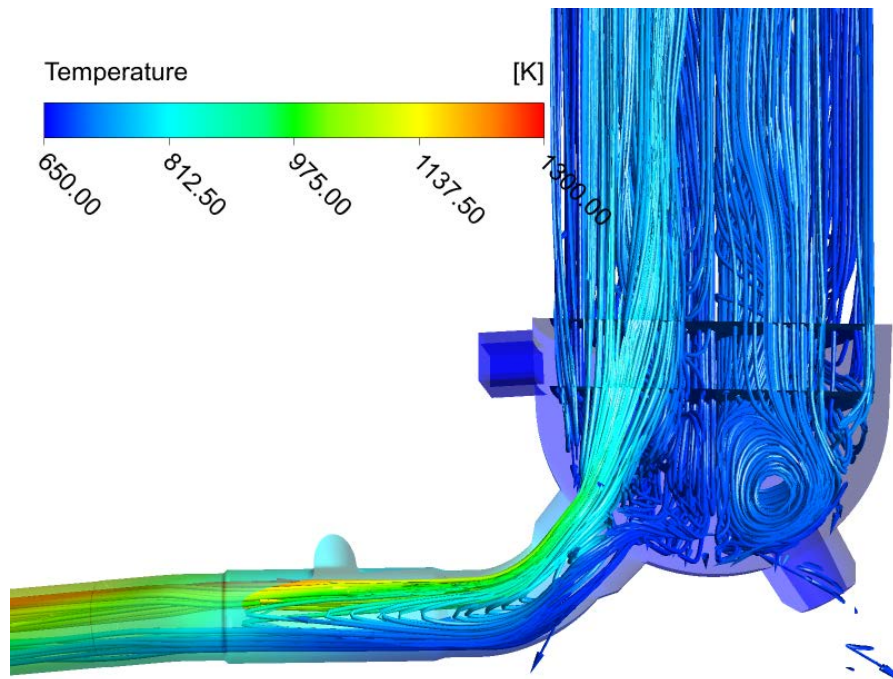


Abb. 4.16 (YZ)-Schnitt durch die DE-Ein- und Austrittskammer

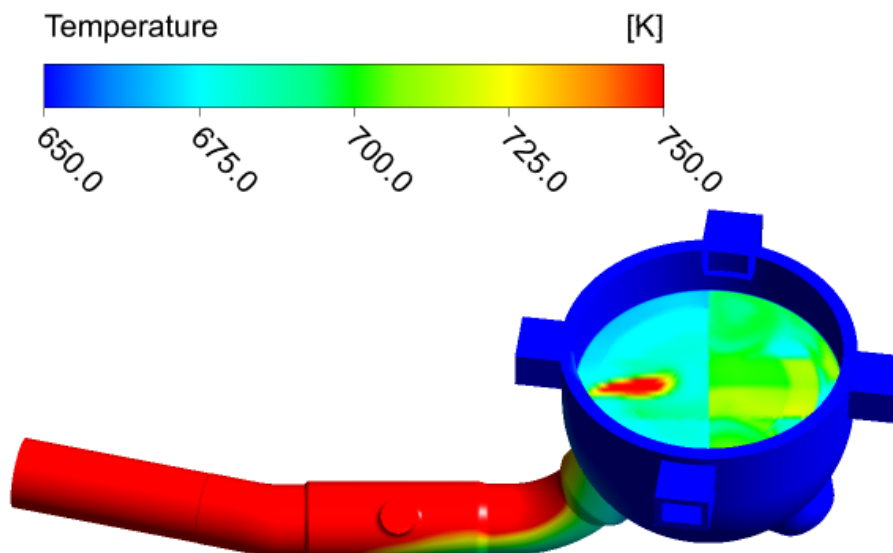


Abb. 4.17 Temperaturverteilung Solid und Gastemperaturen am Eintritt DE-Rohrboden

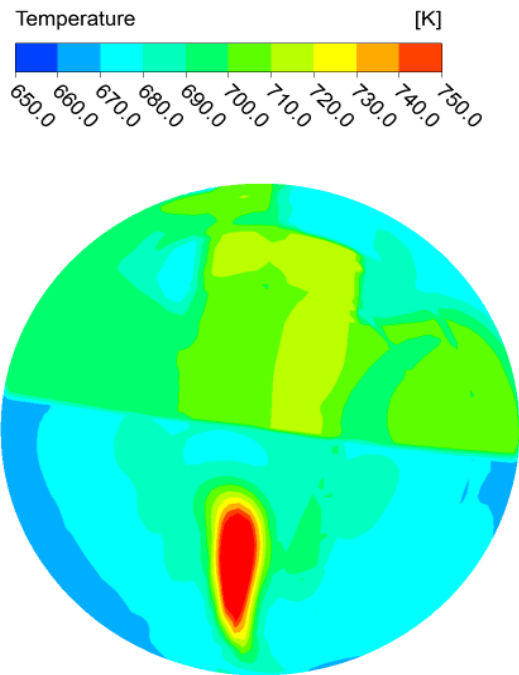


Abb. 4.18 Temperaturverteilung des Gases am Rohrboden (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

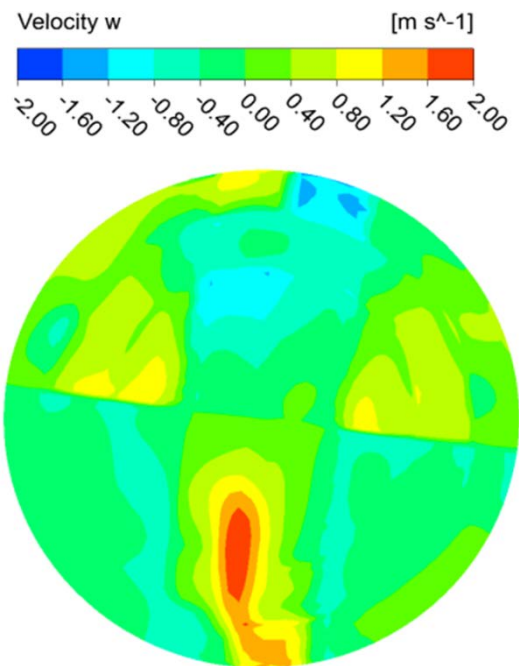


Abb. 4.19 Verteilung der Normalgeschwindigkeit am Rohrboden (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

Die Geschwindigkeitsverteilung im heißen Strang ist in Abb. 4.20 dargestellt. Es ist deutlich, dass sich eine Gegenströmung ausbildet, bei der kälteres Gas im unteren Rohrbereich zurück zum RDB strömt und das heiße Gas aus dem RDB im oberen Rohrbereich Richtung DE-Eintrittskammer strömt. Die Auswertung der Rechenzellen eines Querschnitts zeigt, dass die von CFD berechnete Strömungsaufteilung 50:50 beträgt, was zudem eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der amerikanischen Untersuchungen darstellt, die in /BOY 04/ dokumentiert sind.

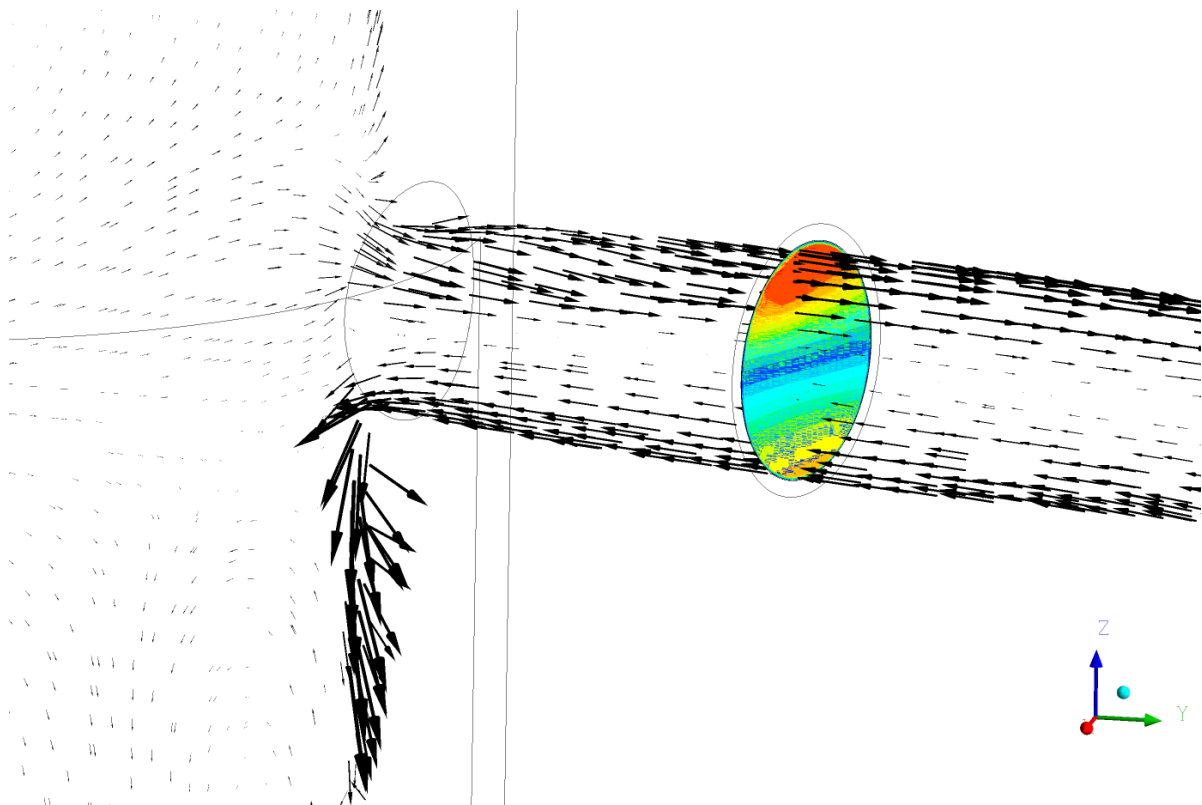


Abb. 4.20 Berechnete Geschwindigkeitsfeld der Gegenströmung im heißen Strang

4.5.2 Transiente Rechnung mit dem Öffnen des DH-Sicherheitsventils (Testfälle 2.1 und 2.2)

Um den Einfluss des Öffnens des DH-Sicherheitsventils auf die Zirkulationsströmung der Kühlmittelschleife darzustellen, wird eine transiente CFD-Analyse für einen ausgewählten Öffnungszyklus des DH-Sicherheitsventils durchgeführt. Die „ATHLET-CD“-Analyse zeigt, dass für den ausgewählten Abblasezyklus (Beginn 10.717 s) das Sicherheitsventil für 65 s geöffnet ist. Im Testfall 2.1 wird der DH-Anschluss daher in der Simulation über einen Zeitraum von 65 s geöffnet und das Strömungsverhalten in der Kühlmittelschleife berechnet. Im Testfall 2.2 wird die transiente Analyse bereits nach 40 s ausgewertet, um den Einfluss des Abblasens auf die Zirkulationsströmung bei hohem Abblasemassenstrom zu verdeutlichen.

4.5.2.1 Anfangs- und Randbedingungen

Die Anfangs- und Randbedingungen werden aus der Berechnung des quasistationären Testfalls 1 übernommen. Der Endzustand der CFD-Simulation des Testfalls 1 (Massenstrom von 1,8 kg/s und einer Temperatur von 1.600 K am Kernaustritt) liefert die Anfangs- und Randbedingungen für die transiente Berechnung der Testfälle 2.1 und 2.2. Bei beiden ist der Pumpenbogen verschlossen, die Verbindungsleitung zum Druckhalter ist jedoch geöffnet, d. h. am Stutzen der Volumenausgleichsleitung wird ein zeitabhängiger Massenstrom vorgegeben. Als Randbedingung wird dort der von ATHLET-CD berechnete zeitabhängige Abblasesmassenstrom verwendet, der in Abb. 4.21 dargestellt ist. Für den Testfall 2.1 wird das Massenstromprofil von 10.717 s bis 10.782 s (Dauer des Abblasens 65 s) verwendet. Beim Testfall 2.2 wird nur das Profil bis 10.757 s (Dauer des Abblasens 40 s) als Randbedingung für die Ausströmung benutzt.

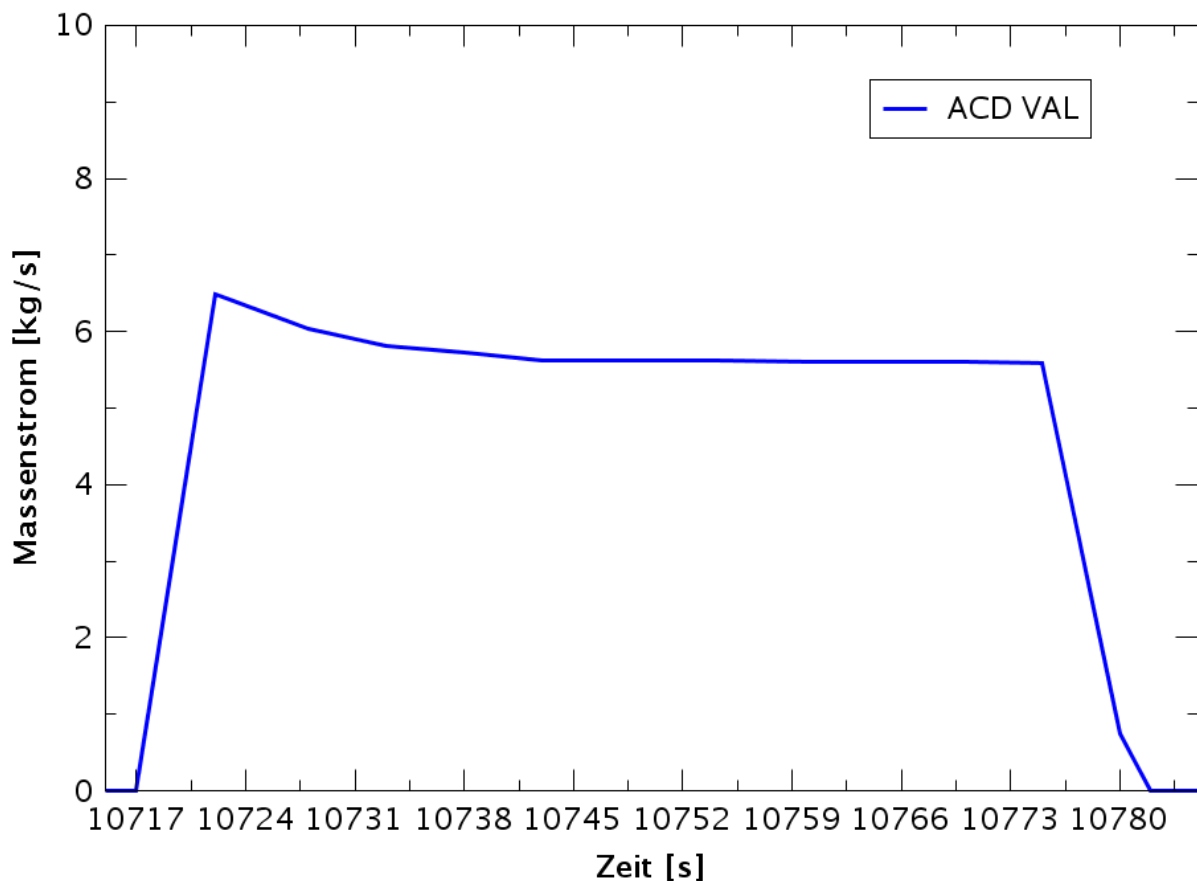


Abb. 4.21 Massenstrom des DH-Abblaseventils für den ausgewählten Abblasezyklus

Die transiente Berechnung wird mit einem Zeitschritt von $\Delta t = 0,1$ s ausgeführt.

Die Simulation der Ausströmung am geöffneten Druckhalteranschluss erfordert eine verbesserte geometrische Darstellung des Stutzens der Volumenausgleichsleitung (VAL) durch Modellierung eines kurzen Stückes der VAL zum Druckhalter sowie eine Anpassung des Rechenetzes (siehe Abb. 4.22).

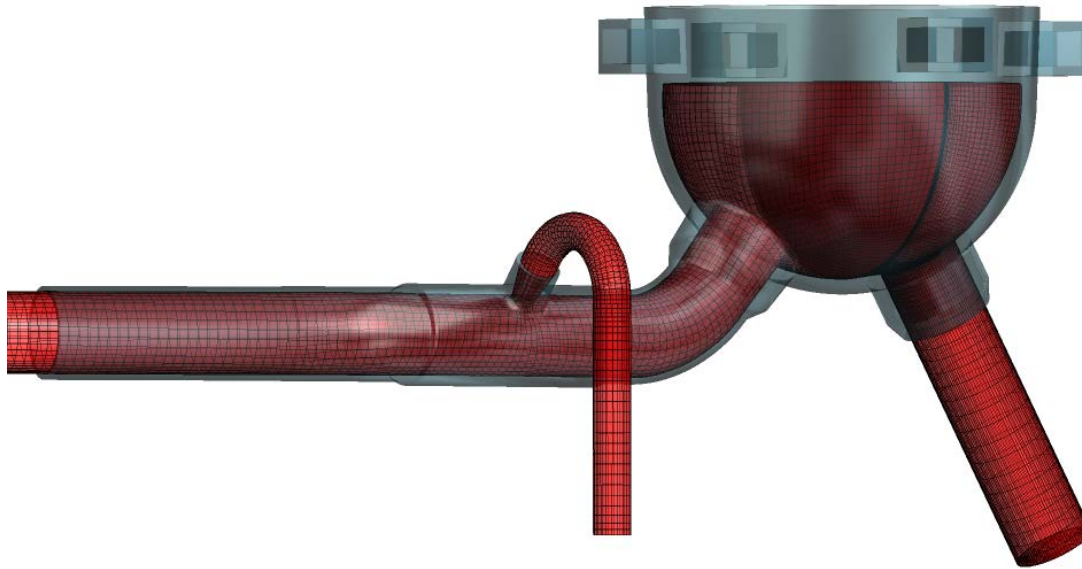


Abb. 4.22 Erweiterte Geometrie und Rechenetz der DH-Verbindungsleitung

4.5.2.2 Ergebnisse Testfall 2.1

Bei geöffnetem Anschluss zum Druckhalter strömt heißes und kälteres Fluid aus dem heißen Strang über den Stutzen der Volumenausgleichsleitung (VAL) in Richtung Druckhalter. Abb. 4.23 zeigt die berechneten Strömungsverhältnisse in der DH-Kühlmittelschleife nachdem das DH-Sicherheitsventil 65 s lang geöffnet war. Dieser Zeitpunkt liegt unmittelbar vor dem vollständigen Schließen des Sicherheitsventils und die gemittelte Temperatur am Stutzen der VAL beträgt 1.052 K.

Zu diesem Zeitpunkt fließt aber bereits wieder abgekühlter Wasserdampf im unteren Bereich des heißen Strangs aus der Eintrittskammer des Dampferzeugers kommend in Richtung Reaktordruckbehälter (siehe Abb. 4.23). Das ist darauf zurückzuführen, dass zu diesem Zeitpunkt, der unmittelbar vor dem Schließen des Sicherheitsventils liegt, der Massenstrom über das DH-Sicherheitsventil bereits wieder sehr klein ist (Abfall von 0,75 kg/ auf 0.0 kg/s in den letzten 2 s, siehe Abb. 4.21), so dass die Störung der Strömung in der Kühlmittelschleife gering ist und sich somit die freie Zirkulationsströmung wieder ausgebildet hat.

Abb. 4.24 zeigt die Temperaturverteilung in den Stahlwänden sowie das Temperaturprofil am Rohrboden. In Abb. 4.25 ist die Temperaturverteilung und in Abb. 4.26 ist die Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden für Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers dargestellt. Wie im Testfall 1 ist am Rohrbodeneintritt eine deutlich abgegrenzte Zone erkennbar, in der heißer Wasserdampf nach oben strömt, die sich aber im Gegensatz zu Testfall 1 an einem anderen Ort der Eintrittskammer ausbildet, was auf die voraus gegangene Störung der Strömung durch das Abblasen zurückzuführen ist.

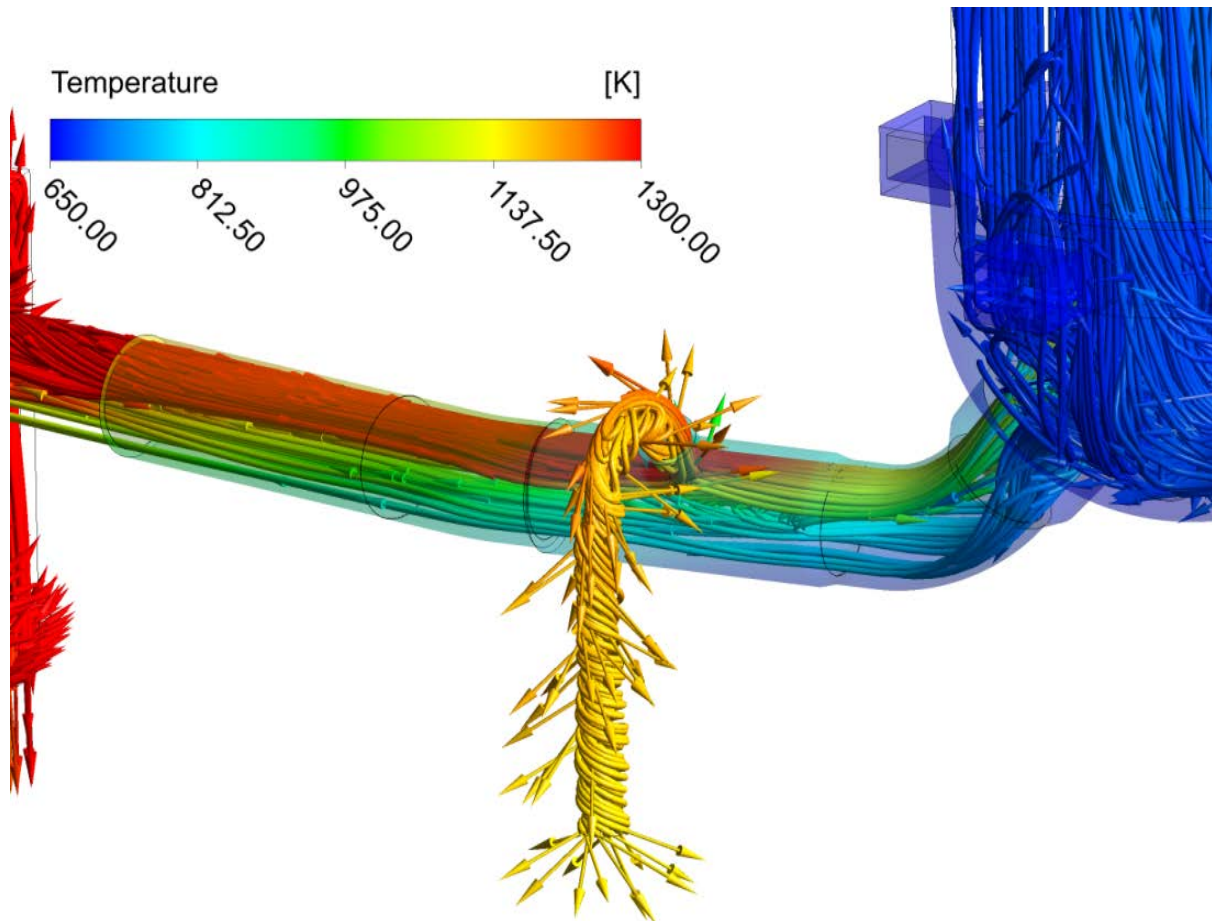


Abb. 4.23 Strömungsbild und Temperaturverteilung 65 s nach Öffnen DH-Sicherheitsventil

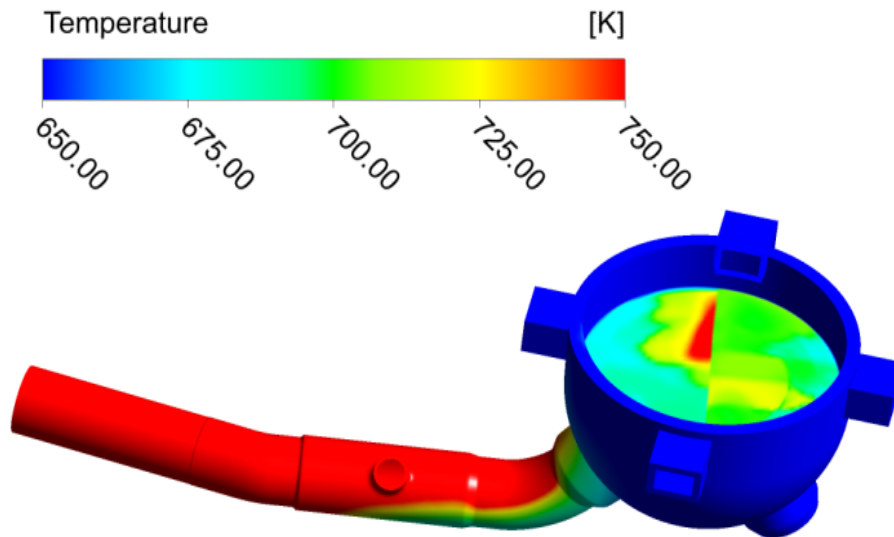


Abb. 4.24 Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung

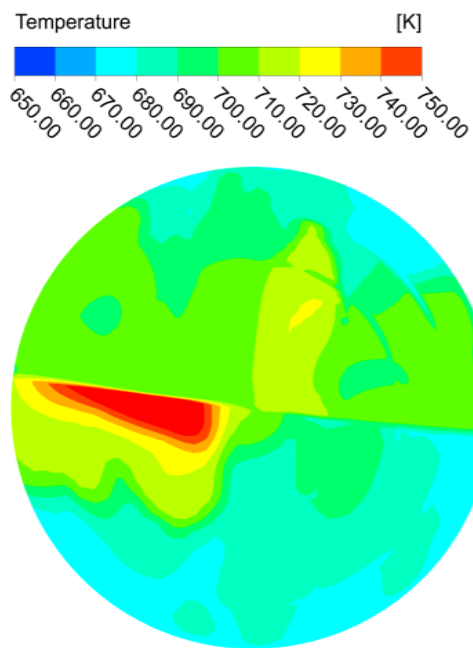


Abb. 4.25 Temperaturverteilung am Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

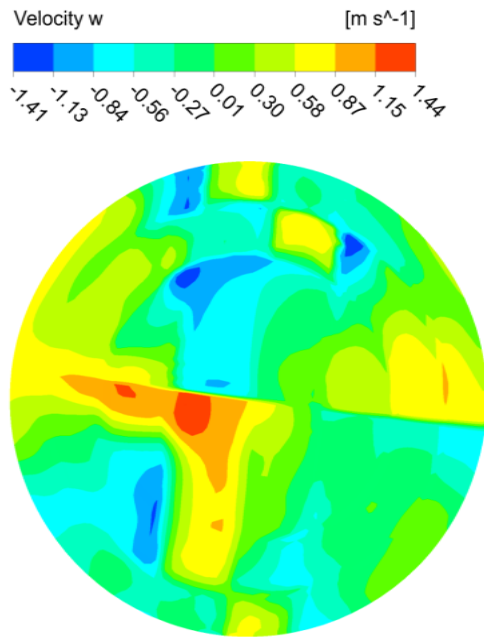


Abb. 4.26 Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

Die aus der CFD-Rechnung entnommenen bzw. abgeleiteten Werte zur Quantifizierung der thermischen Belastung am Rohrbodeneintritt der Eintrittskammer kurz vor Schließen des DH-Sicherheitsventils sind in Tab. 4.5 aufgelistet. Das innerhalb der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmende Gas erstreckt sich zu dem betrachteten Zeitpunkt über 2.178 Rechenzellen (1.646 Zellen im Testfall 1), d. h. der einströmende Bereich hat sich im Vergleich zum Testfall 1 ausgedehnt. Die maximale Temperatur liegt unterhalb derjenigen des Testfalls 1, was an der Ausströmung von Gas über den Stutzen der Volumenausgleichsleitung liegt. Die mittlere Temperatur liegt im Vergleich zu Testfall 1 etwas höher, was auf eine im Vergleich zum Testfall 1 stärkere Vergleichmäßigung der Gastemperaturen in dem Bereich der Einströmung in die Heizrohre hinweist. Diese wird auf die voran gehende Ausströmung, die in einem größeren Impulsaustausch zwischen den Rechenzellen resultiert, zurückgeführt. Bei dem Endzustand der Simulation handelt es sich noch um einen transienten Zustand, der bei Fortführung der Rechnungen sich noch zu einem stabilen stationären Zustand ausbildet, so dass in der Eintrittskammer noch Umverteilungen im Strömungsfeld stattfinden und der Bereich des in die Heizrohre einströmenden Gases sich verschiebt und kleiner wird (siehe Kapitel 4.5.3.1).

Tab. 4.5 Testfall 2.1: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases

	Temperatur [K]	Geschwindigkeit [m/s]
Mittelwert	707,40	0,64
Maximum	777,60	1,10
Minimum	672,84	0,02

4.5.2.3 Ergebnisse Testfall 2.2

Da sich beim Testfall 2.1 die freie Zirkulationsströmung bereits am Ende des Abblasezyklus aufgrund des geringen Massenstromes schon wieder stark ausgebildet hat, wird im Testfall 2.2 untersucht, wie sich die Strömung in der Kühlmittelschleife bei großem Abblasemas- senstrom einstellt. Dazu wird die transiente CFD-Rechnung 40 s nach dem Öffnen des DH- Sicherheitsventils ausgewertet. Das berechnete Strömungsbild und die Temperaturverteilung zu diesem Zeitpunkt ist in Abb. 4.27 dargestellt. Die Temperaturen der Wände und das Temperaturprofil am Rohrboden sind Abb. 4.28 zu entnehmen.

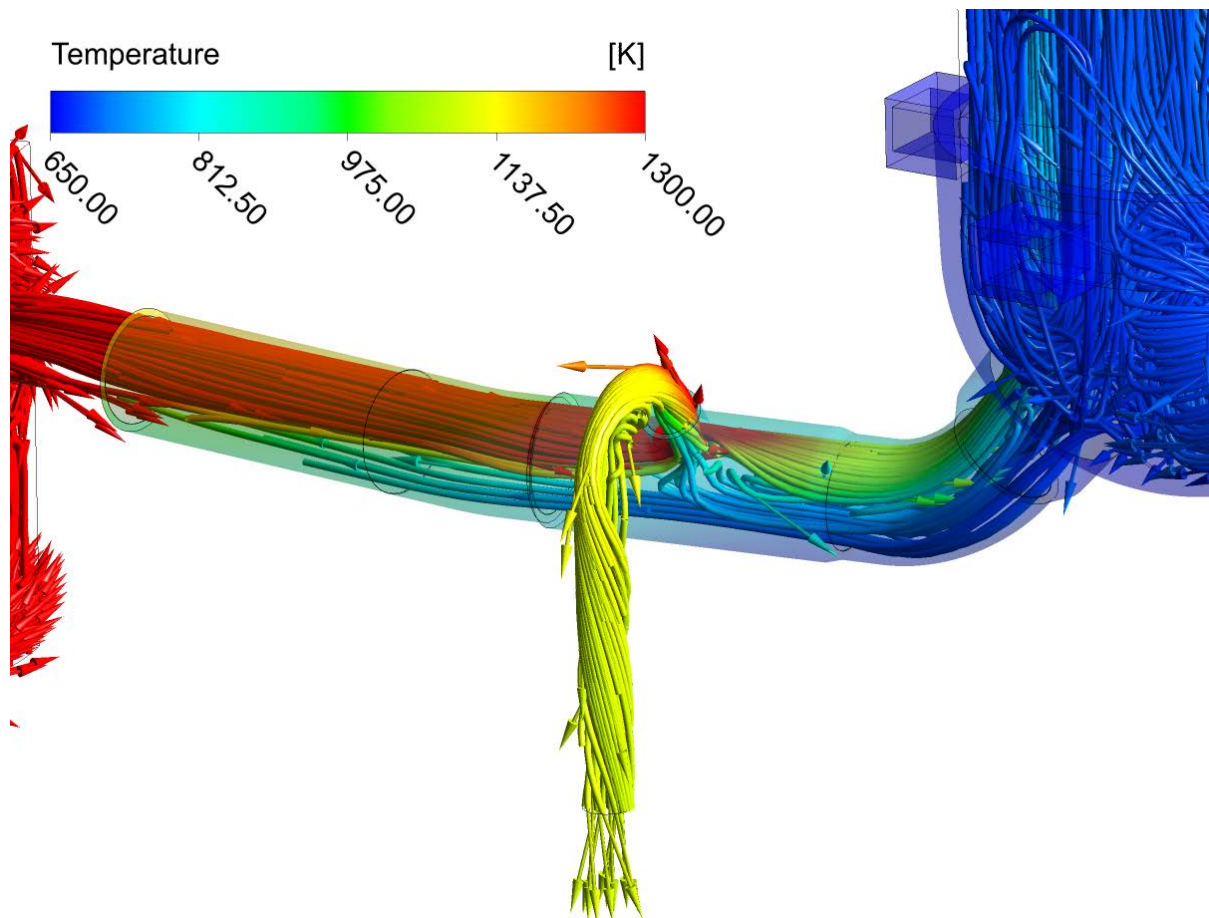


Abb. 4.27 Strömungsbild und Temperaturverteilung 40 s nach Öffnen DH-Sicherheitsventil

In Abb. 4.27 ist zu erkennen, dass bei einem Abblasemassenstrom von ca. 5,6 kg/s das Fluid sowohl aus Richtung des Reaktordruckbehälters als auch aus Richtung der DE-Eintrittskammer zum Stutzen der Volumenausgleichsleitung strömt. Dabei strömt ein großer Teil des aus dem Kern kommenden Gases in den Stutzen der Volumenausgleichsleitung. Ein geringer Teil strömt aus der Eintrittskammer in Richtung Stutzen. Eine ausgeprägte Gegenströmung im heißen Strang stellt sich unter diesen Bedingungen zu diesem Zeitpunkt nicht ein. Das restliche Fluid gelangt in die Eintrittskammer und strömt von dort teilweise auch in Richtung Austrittskammer, wie das in Abb. 4.29 und Abb. 4.30 anhand des Temperatur- und Geschwindigkeitsprofils dargestellt ist, so dass auch in diesem Fall noch eine Zirkulationsströmung in den Heizrohren zu erkennen ist.

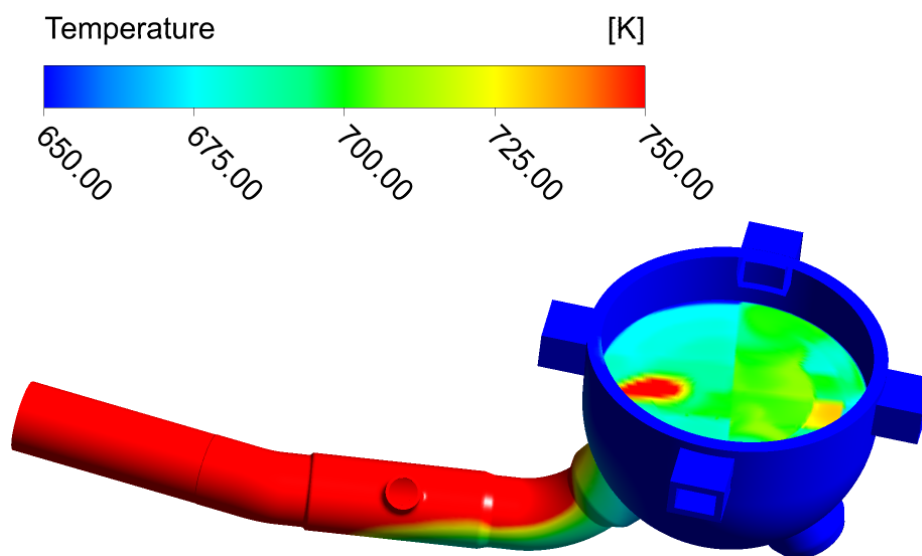


Abb. 4.28 Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung

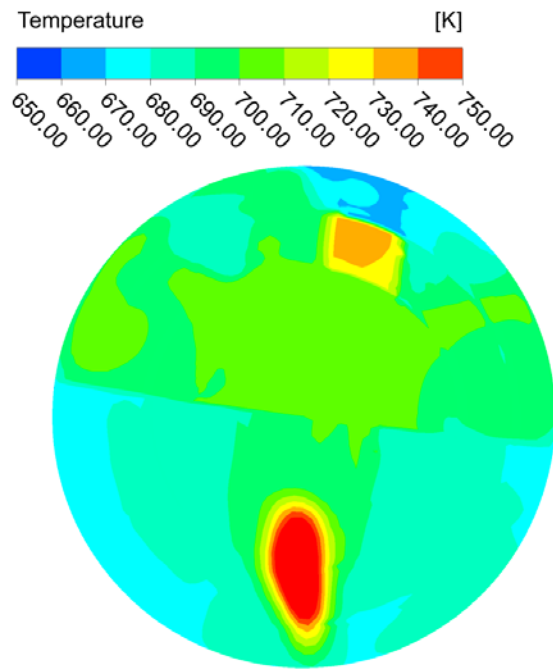


Abb. 4.29 Temperaturverteilung am Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

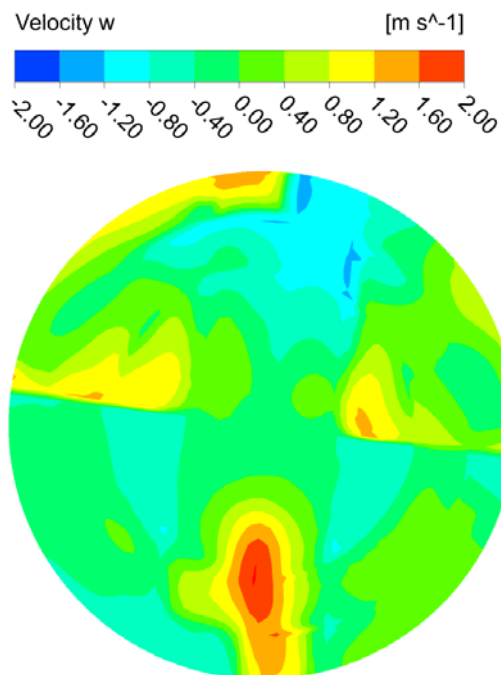


Abb. 4.30 Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

In Abb. 4.29 ist die Temperaturverteilung und in Abb. 4.30 ist die Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden in der Ein- und Austrittskammer des Dampferzeugers dargestellt. Wie im Testfall 1 ist am Rohrbodeneintritt eine deutlich abgegrenzte Zone erkennbar, in der heißer

Wasserdampf nach oben strömt. Die Werte zur Quantifizierung der thermischen Belastung am Rohrbodeneintritt sind in Tab. 4.6 aufgelistet. Das innerhalb der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmende Gas erstreckt sich zu dem betrachteten Zeitpunkt über 1.422 Rechenzellen (1.646 Zellen im Testfall 1). Dieser Bereich ist durch das Abblasen bei hohem Massenstrom im Vergleich zum Testfall 1 kleiner geworden. Die abgeleiteten Temperaturen liegen im Bereich der jeweiligen Temperaturen des Testfalls 1. Die etwas höhere mittlere Temperatur weist auf eine stärkere Vergleichmäßigung der Gastemperaturen in dem Bereich der Einströmung in die Heizrohre durch erhöhten Impulsaustausch hin.

Tab. 4.6 Testfall 2.2: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases

	Temperatur [K]	Geschwindigkeit [m/s]
Mittelwert	703,68	0,78
Maximum	802,79	2,02
Minimum	677,72	0,02

4.5.3 Testfälle 3.1 und 3.2

In den Testfällen 3.1 und 3.2 wird nach dem postulierten Schließen des Sicherheitsventils transient weitergerechnet und bewertet wann sich wieder eine stationäre freie Zirkulationsströmung einstellt. In beiden Testfällen strömt heißes Gas in den heißen Strang und der DH-Anschluss ist wieder geschlossen. Der Testfall 3.1 schließt an den Testfall 2.1 an und der Testfall 3.2 an den Testfall 2.2.

4.5.3.1 Ergebnisse Testfall 3.1

Der Testfall 3.1 schließt an den Testfall 2.1 an, bei dem das DH-Sicherheitsventil 65 s geöffnet war. Dieses wird für den Testfall 3.1 als geschlossen postuliert. Die transiente Berechnung erfolgt über einen Zeitraum von ca. 42 s. Nach dem Schließen des DH-Anschlusses stellt sich schnell wieder eine thermisch geschichtete Gegenströmung im heißen Strang ein. Abb. 4.31 zeigt das berechnete Strömungsbild und Temperaturprofil ca. 42 s nach Schließen des Sicherheitsventils. Dort ist die Ausbildung sowohl der heißen Gasströmung im oberen Rohrbereich der heißen Leitung als auch der kälteren Gegenströmung im unteren Bereich zu erkennen.

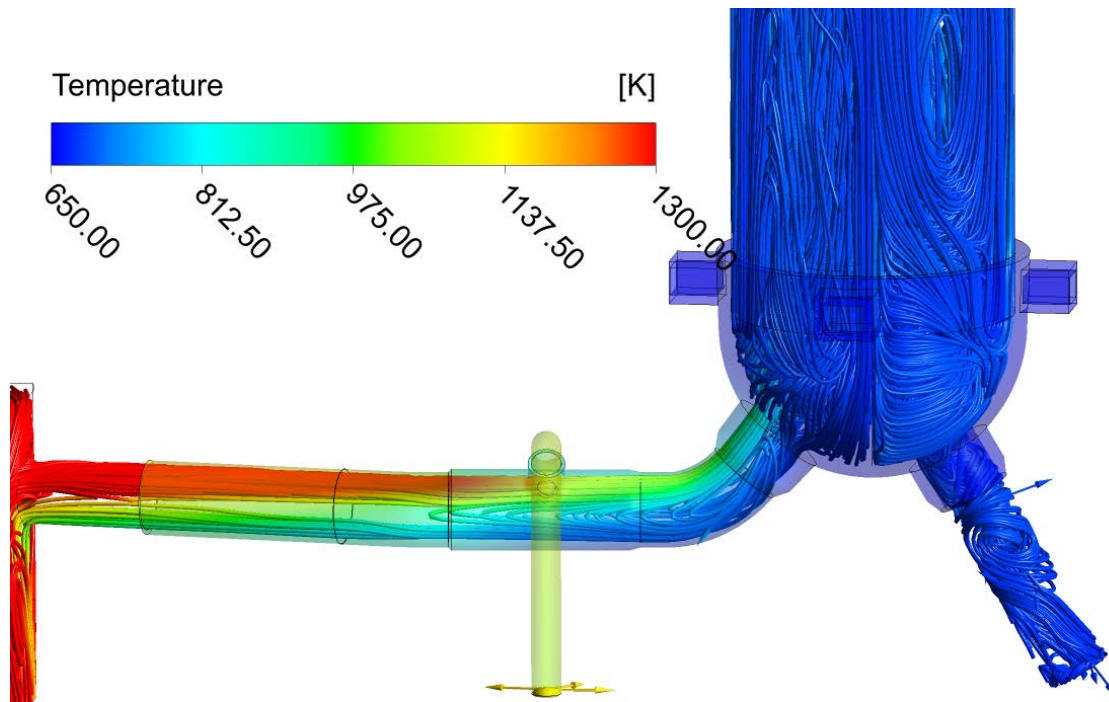


Abb. 4.31 Temperaturverteilung im heißen Strang 42 s nach Schließen der DH-Verbindung

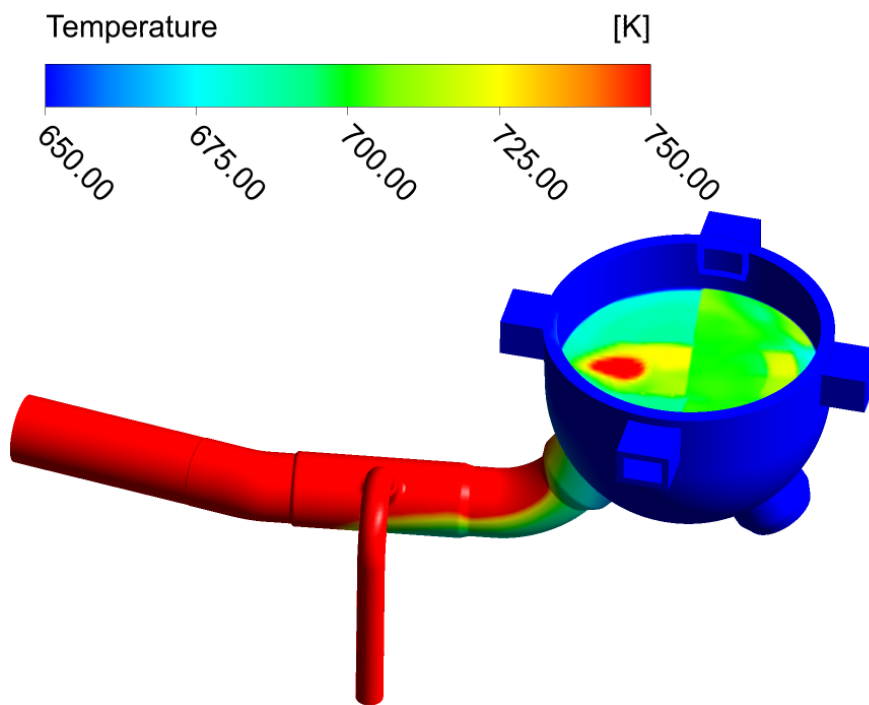


Abb. 4.32 Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung

Die Temperaturen der Wände sowie die Gastemperaturen am DE-Rohrboden sind in Abb. 4.32 dargestellt. Die heißen Gase strömen, ähnlich wie beim stationären Testfall 1, zentral aus der Eintrittskammer in die Heizrohre ein. Das kältere rückströmende Gas strömt in den äußeren Bereich der Eintrittskammer zurück. Das Temperatur- und Geschwindigkeitsprofil am Rohrboden sind zudem in Abb. 4.33 und Abb. 4.34 detailliert gezeigt. Dort ist zu erkennen, dass sich der einströmende Bereich wieder in das Zentrum der Eintrittskammer orientiert hat.

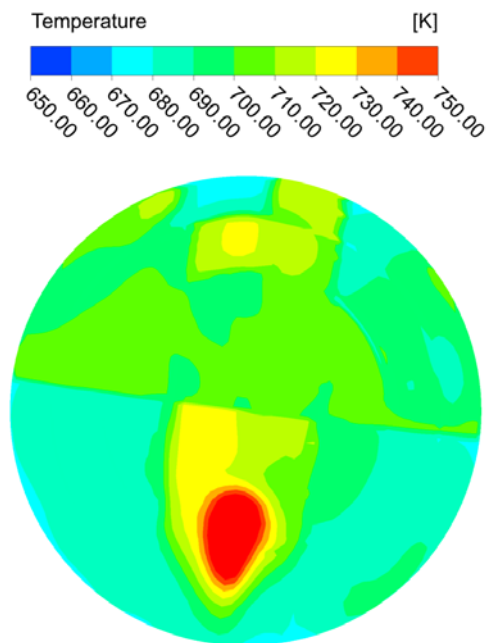


Abb. 4.33 Temperaturverteilung am Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

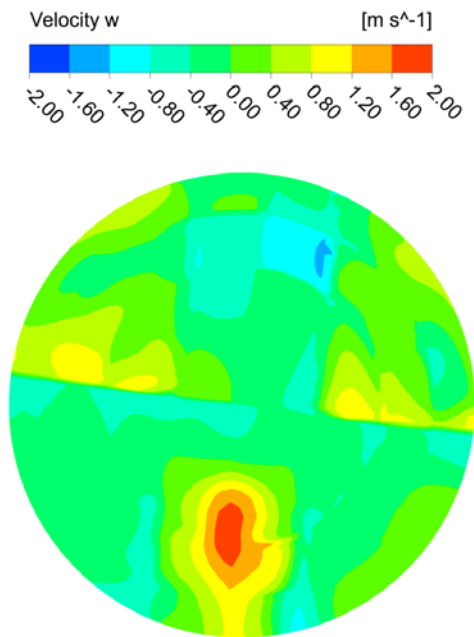


Abb. 4.34 Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)

Die Werte zur Quantifizierung der thermischen Belastung am Rohrbodeneintritt sind für den Testfall 3.1 in Tab. 4.7 aufgelistet. Der Strömungsbereich des in die Heizrohre einströmenden Bereiches erstreckt sich zu diesem Zeitpunkt über 1.328 Rechenzellen. Die Temperaturen der Tab. 4.7 stimmen annähernd mit denen des stationären Testfalls 1 überein. Die dazugehörigen W-Geschwindigkeiten sind gegenüber Testfall 1 geringfügig unterschiedlich, was darauf hinweist, dass sich ein vollständiges stationäres Strömungsbild nach 42 s noch nicht wieder vollständig eingestellt hat.

Tab. 4.7 Testfall 3.1: Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrbodeneintritt

	Temperatur [K]	W-Geschwindigkeit [m/s]
Mittelwert	707,8	1,2
Maximum	802,8	1,9
Minimum	677,7	0,7

4.5.3.2 Ergebnisse Testfall 3.2

Der Testfall 3.2 ist ein hypothetischer Fall und schließt an den Testfall 2.2 an, bei dem das DH-Sicherheitsventil bereits 40 s geöffnet ist und die Störung der Gegenströmung im heißen Strang maximal ist. Für Testfall 3.2 wird nun postuliert, dass das Sicherheitsventil geschlossen wird. Anschließend wird das Verhalten in der Kühlmittelschleife transient berechnet. Das Ziel ist die Darstellung der notwendigen Zeitdauer, bis sich wieder eine stationäre freie Zirkulationsströmung in der Kühlmittelschleife einstellt. Abb. 4.35 bis Abb. 4.40 zeigen die berechnete zeitliche Entwicklung in der Kühlmittelschleife nach dem Schließen des DH-Sicherheitsventils in Schritten von 2 s über eine Gesamtdauer von 10 s. Es zeigt sich, dass sich nach dem Schließen des DH-Sicherheitsventils die freie Zirkulationsströmung in der Kühlmittelschleife sehr schnell wieder ausbildet und 10 s nach dem Schließen des Sicherheitsventils bereits wieder von einer stabile Strömungssituation ausgegangen werden kann. Damit zeigt sich, dass das Abblasen nur einen geringen Einfluss auf die Zirkulation innerhalb der Kühlmittelschleife und damit auch auf die sich einstellende unterschiedliche thermische Belastung der Heizrohre hat.

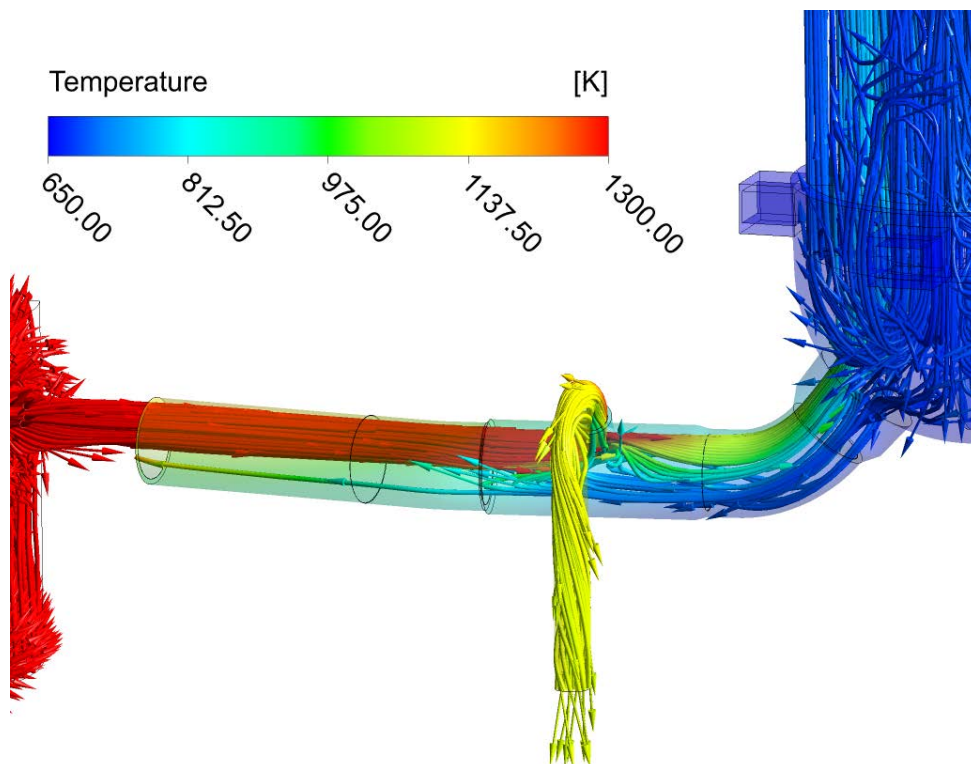


Abb. 4.35 Strömungsbild und Temperaturverteilung unmittelbar vor Schließen des DH-Sicherheitsventils

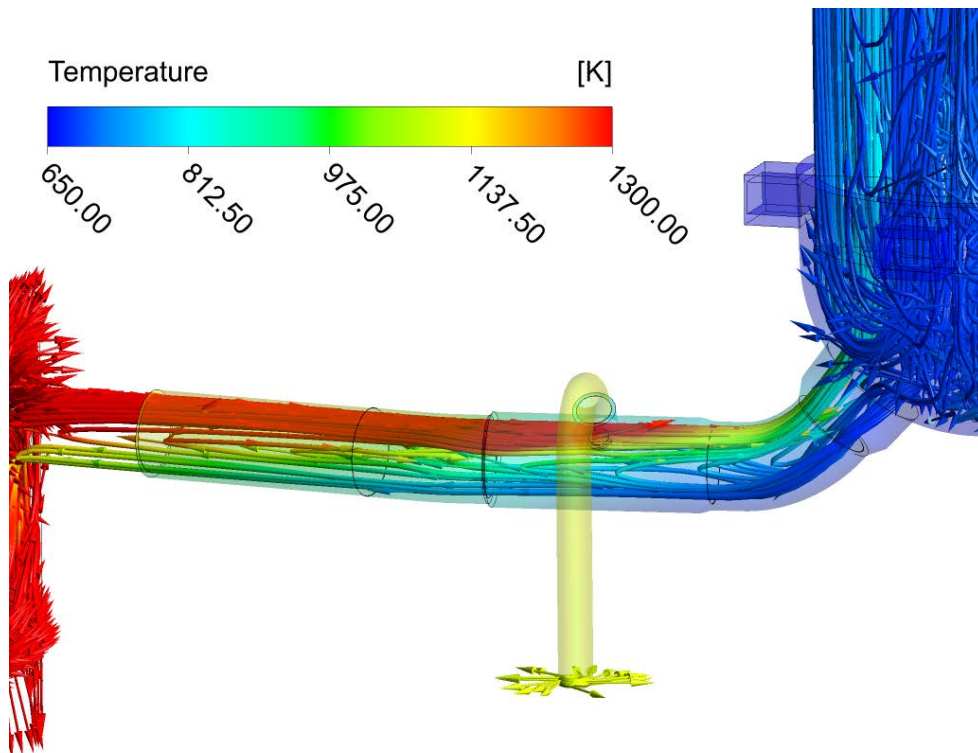


Abb. 4.36 Strömungsbild und Temperaturverteilung 2 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils

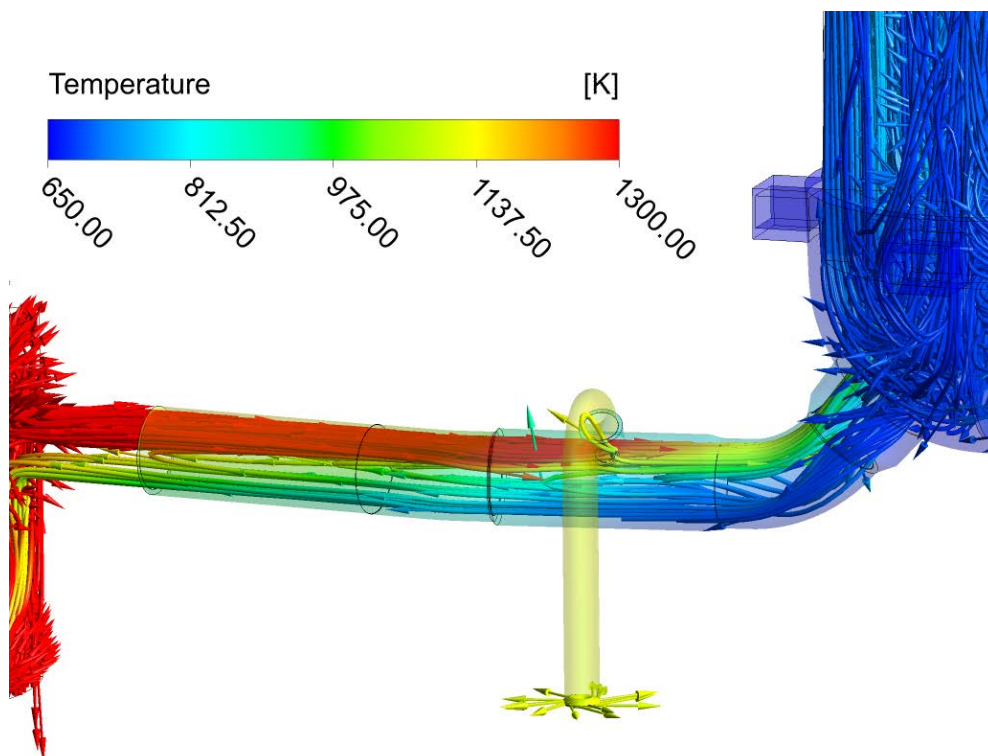


Abb. 4.37 Strömungsbild und Temperaturverteilung 4 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils

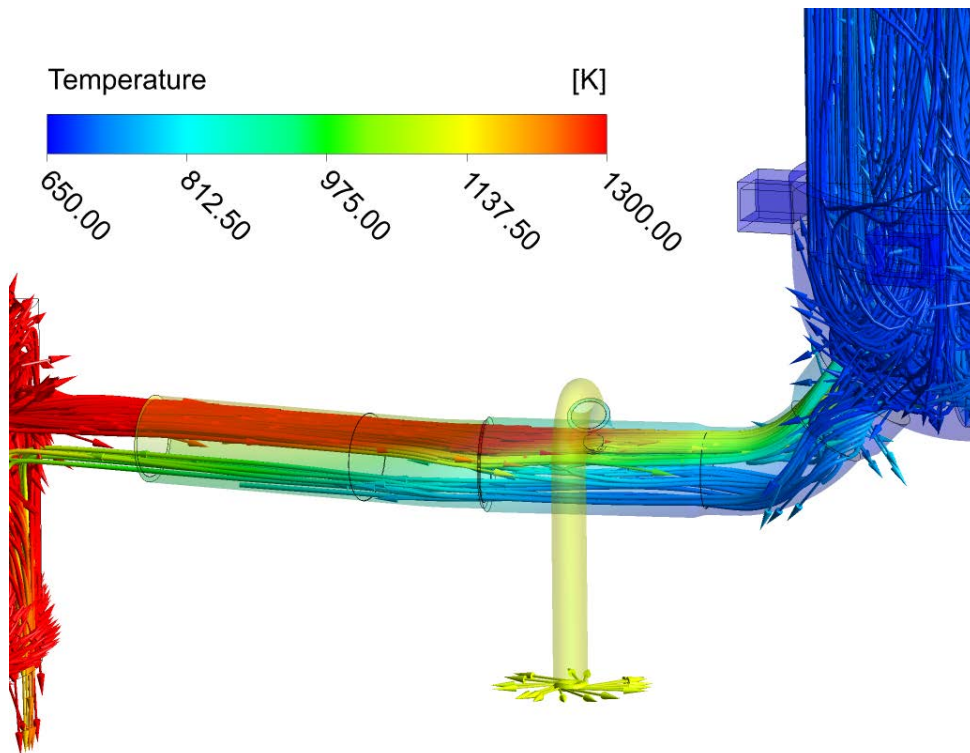


Abb. 4.38 Strömungsbild und Temperaturverteilung 6 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils

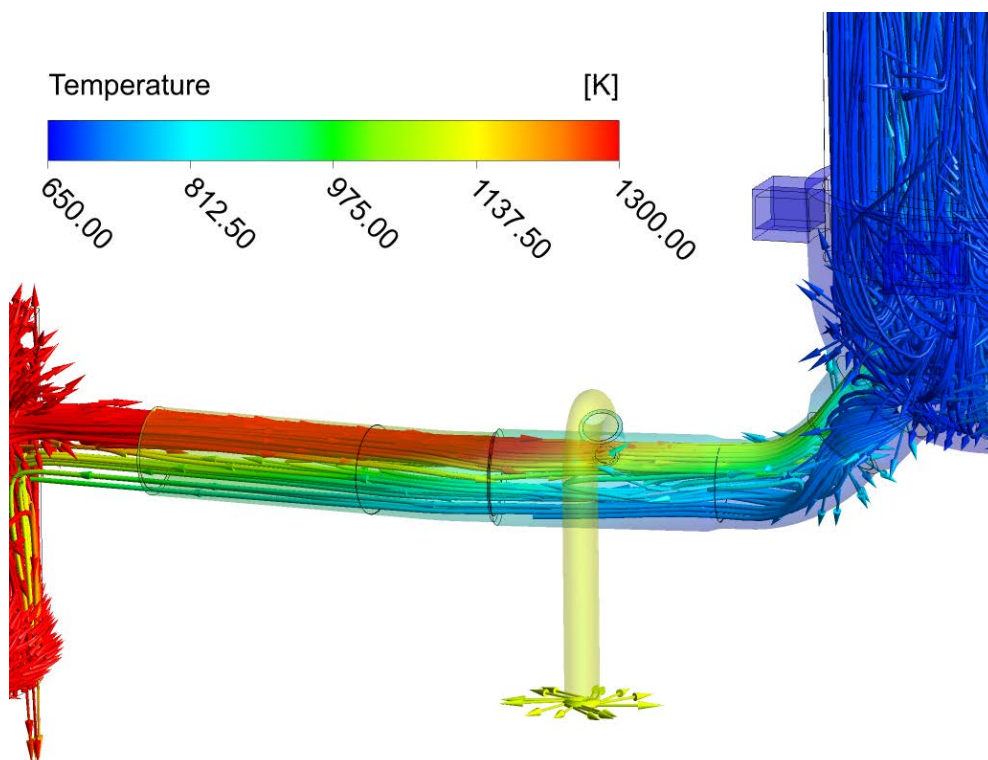


Abb. 4.39 Strömungsbild und Temperaturverteilung 8 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils

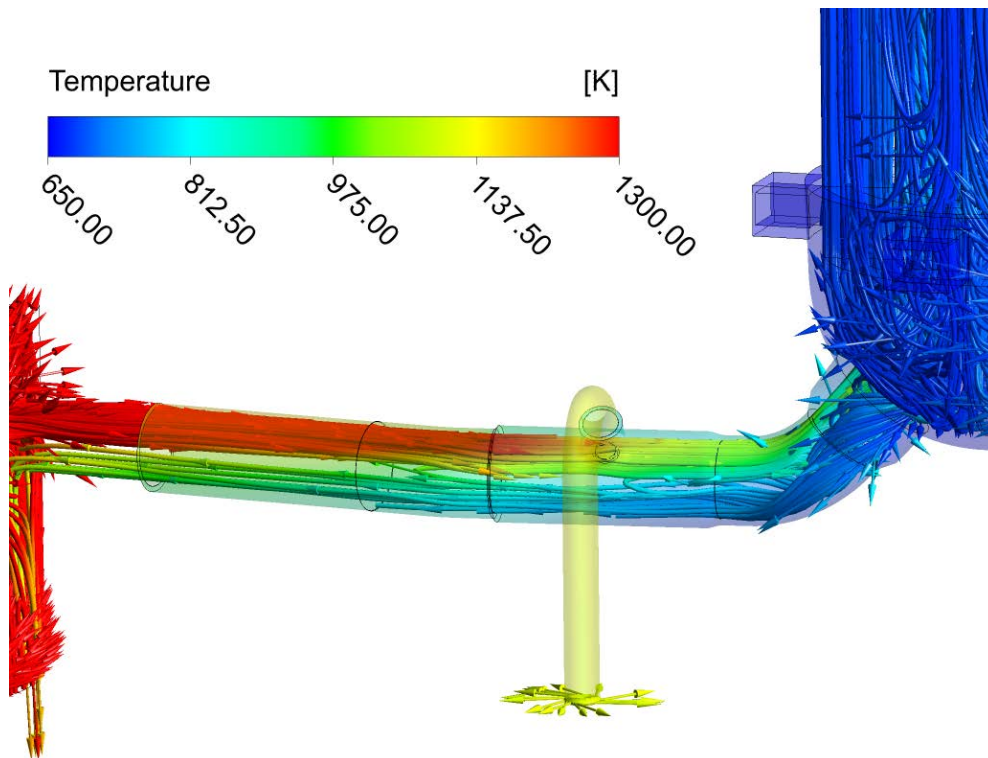


Abb. 4.40 Strömungsbild und Temperaturverteilung 10 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils

4.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Die dreidimensionalen CFD-Analysen der Druckhalter-Kühlmittelschleife eines generischen deutschen Druckwasserreaktors zeigen, dass sich in Folge eines HD-Kernschmelzablaufes bei durch Wasser isoliertem Pumpenbogen und bei geschlossenen DH-Armaturen eine Gegenströmung und thermische Schichtung im heißen Strang und Rezirkulation in den Dampferzeuger-Heizrohren einstellen. Dadurch werden einige Heizrohre höher thermisch belastet als andere. Die Rechnungen bestätigen die amerikanischen Untersuchungen, die für die zwei amerikanischen Druckwasserreaktor der Baureihen Westinghouse und „Combustion Engineering“ durchgeführt wurden. Das Flächenverhältnis im heißen Strang für die Gegenströmung ergibt sich ca. zu 50:50, das auch in guter Übereinstimmung mit den Literaturdaten („Cold flow split ratio“ für Westinghouse-Baureihe in /BOY 10/ und /SAL 16/) ist, das dort im Gegensatz zu den hier vorgestellten Analysen nicht berechnet sondern postuliert wurde. Die Temperaturdifferenz zwischen der maximalen und minimalen Temperatur des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases beträgt maximal 126 K. Das Verhältnis der maximalen zur mittleren Temperatur des einströmenden Gases beträgt 1,15. Durch die Vermischung von heißem Gas mit dem aus den Heizrohren zurückströmenden Gas in der

Eintrittskammer des Dampferzeugers ergibt sich eine maximale Gastemperatur am Rohrbo-
den von ca. 803 Kelvin.

Die transienten Analysen mit dem Öffnen und Schließen des DH-Sicherheitsventils zeigen, dass bei hohen Abblasemassenströmen die Gegenströmung im heißen Strang verhindert wird, dass aber eine Zirkulation innerhalb der Heizrohre weiter stattfindet. Nur ein geringer Massenstrom strömt von der Eintrittskammer Richtung Stutzen der Volumenausgleichsleitung. Nach dem Schließen des DH-Sicherheitsventils zeigen die CFD-Analysen, dass sich Gegenströmung im heißen Strang sowie die Zirkulationsströmung des quasi-stationären Zustandes innerhalb weniger Sekunden wieder ausbilden, so dass die thermische Belastung der Heizrohre nur geringfügig gestört wird.

Die Ergebnisse der CFD-Analyse können zudem für die Modellierung der Zirkulationsströmung mit so genannten eindimensionalen „Lumped parameter“-Programmen, wie es z. B. ATHLET-CD darstellt, verwendet werden. Die Zirkulationsströmung kann in diesen Programmen nur durch eine spezielle Nodalisierung dargestellt werden. Dabei wird der heiße Strang durch zwei parallele Kanäle dargestellt, in denen die Gegenströmung abgebildet wird. Diese Kanäle müssen aber in einem Kontrollvolumen enden, das die Eintrittskammer des Dampferzeugers und somit die Vermischung der Gasströme darstellt. Die o. g. CFD-Analyseergebnisse können dann zur Justierung dieser Modellierung benutzt werden. Nichtsdestotrotz stellt diese Modellierung eine vereinfachte Darstellung dar. Eine realistischere Modellierung wäre durch eine direkte Kopplung von ATHLET-CD mit der in diesem Vorhaben entwickelten CFD-Modellierung zu bewerkstelligen, die nachfolgend kurz diskutiert wird.

Die Randbedingungen für die CFD-Rechnungen wurden aus einer „ATHLET-CD“-Rechnung bestimmt, die ausgehend von einem einleitenden Ereignis „Station Blackout“ einen HD-Kernschmelzablauf simuliert. Dabei wurden Massenstrom- und Temperaturwerte am Kernaustritt für die CFD-Rechnung näherungsweise an die ATHLET-CD Rechnung zu einem vorgegebenen Zeitpunkt angepasst. Die entsprechende Verteilung von Druck und Temperatur im gesamten dreidimensionalen Strömungsgebiet zu Beginn der CFD-Rechnung musste dann iterativ approximiert werden. Damit ist die Übertragung der Randbedingungen aus der ATHLET-CD-Rechnung auf das CFD-Problem mit Unsicherheiten behaftet. Des Weiteren konnte das Verhalten des rückströmenden kälteren Gases im oberen Plenum und ggf. die Wechselwirkung mit den anderen drei Schleifen in der „Stand-alone“-CFD-Analyse nicht berücksichtigt werden. Eine noch realistischere dreidimensionale Analyse einer HD-Kernschmelzsequenz unter Berücksichtigung des Phänomens der freien Zirkulationsströmung in den DE-Heizrohren würde eine gekoppelte ATHLET-CD/CFD-Rechnung erfordern,

bei der in der „ATHLET-CD“-Modellierung der Referenzanlage die DH-Kühlmittelschleife durch das hier verwendete CFD-Rechennetz ersetzt wird und in jedem Zeitschritt Werte von Druck, Temperatur und Massenstrom zwischen dem Systemcode und dem CFD-Programm ausgetauscht werden. Dadurch könnten die oben angesprochenen Unsicherheiten durch die Übertragung der Daten für die Anfangs- und Randbedingungen sowie die vereinfachte Modellierung des oberen Plenums des Reaktordruckbehälters vermieden werden.

5 Bewertung des thermohydraulischen DE-Verhaltens und dessen Auswirkungen auf die involvierten Primärkreiskomponenten

Basierend auf den vorab dargestellten thermohydraulischen Ergebnissen werden strukturelle Untersuchungen zur Integritätsbewertung der Hauptkühlmittelleitung (HKL), der Volumenausgleichsleitung (VAL) sowie der Dampferzeugerheizrohre (DEH) durchgeführt, um eine Aussage über die erwartete Versagensreihenfolge, insbesondere unter Berücksichtigung der vorab nachgewiesenen und diskutierten Zirkulationsströmung in den Heizrohren, zu machen.

5.1 Vorüberlegungen und Studien zur Strukturtemperatur

Während bei der Bewertung der thermohydraulischen Aspekte insbesondere die Temperatur des Fluids im Fokus der Betrachtung steht, kann eine Bewertung der Strukturintegrität nur anhand der Strukturtemperaturen erfolgen. Zur Ermittlung der Strukturtemperatur aus der Temperatur des Fluids werden im Nachfolgenden theoretische Vorüberlegungen und numerische Studien durchgeführt.

5.1.1 Theoretische Überlegungen für den stationären Fall

Betrachtet man zunächst die Differentialgleichung für das Temperaturfeld im Material

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right) + \Phi^* \quad (5.1)$$

erhält man unter Vernachlässigung innerer Wärmequellen Φ^* (z. B. aus Dehnungsarbeit) sowie der Annahme einer konstanten Wärmeleitfähigkeit λ für den eindimensionalen Fall die vereinfachte Form

$$\frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (5.2)$$

Im stationären Fall ergibt sich

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0 \quad (5.3)$$

und damit für das eindimensionale Temperaturfeld z. B. einer ebenen Platte mit Dicke δ der bekannte lineare Verlauf der Temperatur mit T_1 an der Innenseite und T_2 an der Außenseite.

$$T = T_1 + \frac{T_2 - T_1}{\delta} x \quad (5.4)$$

Dabei ist x die Koordinate des betrachteten Ortes gemessen von der Plattenoberfläche, wobei gilt $0 \leq x \leq \delta$. Rohre mit einem großen Verhältnis von Durchmesser zu Dicke können in erster Näherung als Platten betrachtet werden. Für den Wärmestrom gilt

$$\dot{Q}^* = \lambda * \frac{T_1 - T_2}{\delta} \quad (5.5)$$

Dieser Wärmestrom wird aus dem Fluid mit Temperatur T_{Gas} aufgenommen und in die Umgebung mit Temperatur T_U abgeführt, so dass unter Berücksichtigung der konvektiven Wärmeübergänge gilt

$$\dot{Q}^* = \lambda * \frac{T_1 - T_2}{\delta} = \alpha_{innen} * (T_{Gas} - T_1) \quad (5.6)$$

$$\dot{Q}^* = \lambda * \frac{T_1 - T_2}{\delta} = \alpha_{außen} * (T_2 - T_U) \quad (5.7)$$

Eliminiert man nun jeweils eine Temperatur, erhält man nach mehrfachem Umformen

$$T_1 = \frac{Bi_{innen} * T_{Gas} + yT_{Gas} + T_U}{Bi_{innen} + y + 1} \quad (5.8)$$

$$T_2 = \frac{Bi_{au\ss en} * T_U + \frac{1}{y}T_U + T_{Gas}}{Bi_{au\ss en} + \frac{1}{y} + 1} = \frac{Bi_{innen} * T_U + yT_{Gas} + T_U}{Bi_{innen} + y + 1} \quad (5.9)$$

$$\text{mit } y = \frac{\alpha_{innen}}{\alpha_{au\ss en}}; \quad Bi_{innen} = \left(\frac{\delta\alpha_{innen}}{\lambda} \right); \quad Bi_{au\ss en} = \left(\frac{\delta\alpha_{au\ss en}}{\lambda} \right)$$

Mit der Einföhrung dimensionsloser Temperaturen

$$\theta_1 = \frac{T_1}{T_{Gas} - T_U} \quad \theta_2 = \frac{T_2}{T_{Gas} - T_U} \quad (5.10)$$

erhält man nach mehrfacher Umformung

$$\theta_1 - \theta_2 = \frac{T_1 - T_2}{(T_{Gas} - T_U)} = \frac{Bi_{au\ss en} * Bi_{innen}}{Bi_{au\ss en} * Bi_{innen} + Bi_{au\ss en} + Bi_{innen}} \quad (5.11)$$

Zur Pröfung des Einflusses der Wärmeleitung werden nun folgende Praxisbeispiele betrachtet:

Tab. 5.1 Differenz der relativen Temperaturen über die Wanddicke in Praxisbeispielen für den betrachteten Anwendungsfall

Bauteil	Δ [m]	λ^* [W/(m K)]	α_{innen} [W/(m ² K)]	Bi_{innen} [-]	$\alpha_{\text{au\ss en}}$ [W/(m ² K)]	$Bi_{\text{au\ss en}}$ [-]	$\theta_1 - \theta_2$ [-]
DEH	0.00123	19.5	100	0.00630	100	0.00630	0.00314
DEH	0.00123	19.5	1000	0.06307	1000	0.06307	0.03057
HKL	0.057	35.1	7	0.01136	7	0.01136	0.00564
HKL	0.057	35.1	70	0.11367	7	0.01136	0.01022
HKL	0.057	35.1	700	1.13675	7	0.01136	0.01112
HKL	0.057	35.1	7000	11.36752	7	0.01136	0.01122

* bei 500 °C

In den mehr oder weniger realistischen Beispielen beträgt im stationären Fall das Temperaturgefälle über die Wand ($T_1 - T_2$) höchstens 3 Prozent des gesamten Temperaturgefälles zwischen T_{Gas} und T_U . Somit kann im stationären Fall die Wärmeleitung in der Struktur vernachlässigt werden, d. h. die Näherung Biot-Zahl Bi gleich 0 und die daraus folgende Annahme $T_1 = T_2$ ist gerechtfertigt. Somit erhält man folgenden Verlauf für die Strukturtemperatur abhängig vom Verhältnis der Wärmeübergangszahlen (γ -Wert):

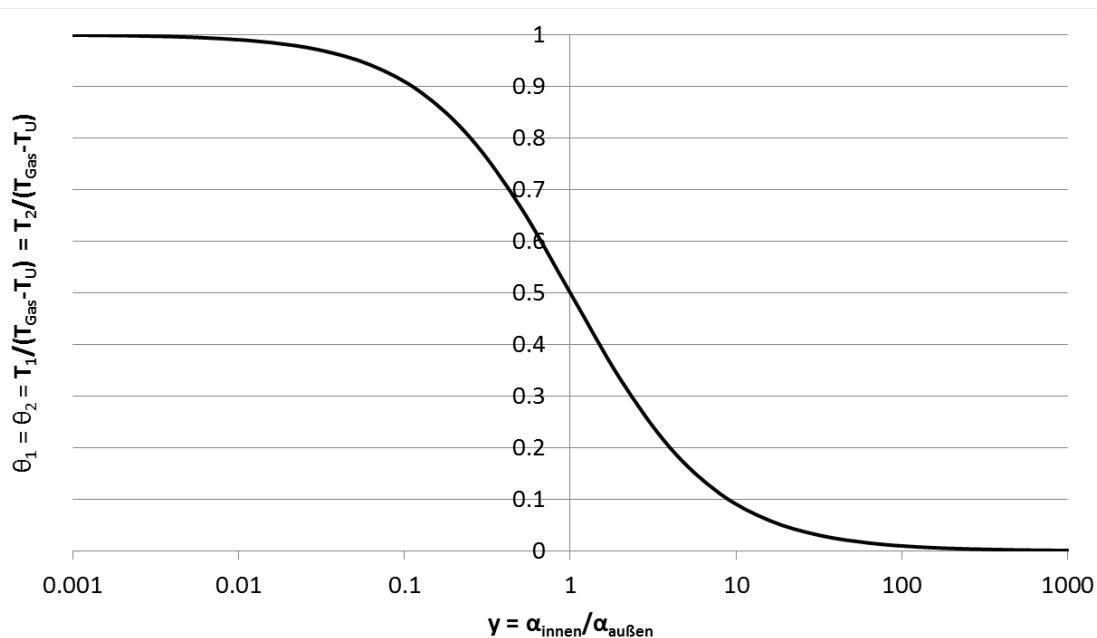


Abb. 5.1 Verlauf der Strukturtemperatur abhängig vom Verhältnis der Wärmeübergangszahlen (γ -Wert)

Demnach ergeben sich die folgenden Grenzfälle:

$$\begin{aligned} \text{Wenn } \alpha_{\text{au\ss en}} \ll \alpha_{\text{innen}} &\rightarrow T_{\text{Struktur}} = T_{\text{Gas}} \\ \text{wenn } \alpha_{\text{au\ss en}} \gg \alpha_{\text{innen}} &\rightarrow T_{\text{Struktur}} = T_U \end{aligned} \quad (5.12)$$

Der Übergangsbereich zwischen den Grenzfällen ist unter Berücksichtigung der logarithmischen Skala der Abb. 5.1 relativ klein, d. h. die Strukturtemperatur liegt im stationären Fall jeweils nahe bei der Temperatur des Fluides auf der Seite mit dem höheren Wärmeübergang.

5.1.2 Numerische Vorstudien für den instationären Fall (Beispiel HKL)

Berechnungen für den instationären Fall mit Berücksichtigung der thermischen Trägheit sind nur mit großem Aufwand analytisch zu lösen. Daher wurde ein eindimensionales Finite Elemente (FE)-Modell der HKL-Wand nahe des RDB (einschließlich einer 5 mm dicken Plattierung an der Innenoberfläche, siehe Abb. 5.2) erstellt.

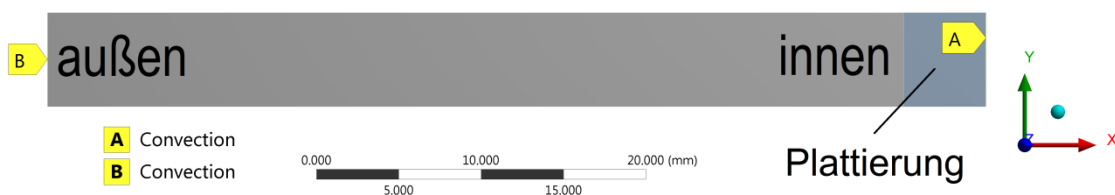


Abb. 5.2 Eindimensionales FE-Modell der HKL-Wand nahe des RDB

In Tab. 5.2 sind die verwendeten Werkstoffdaten gegeben:

Tab. 5.2 Werkstoffdaten für die thermische Berechnung

Werkstoff	ρ [kg/m ³]	λ [W/(m K)]	c_p [J/(kg K)]
20MnMoNi5-5	7.300 - 7.850*	24,3 – 58,1*	465 – 2.000*
X10CrNiNb18-9	7.840	15	452

* in Form von Temperaturabhängigkeit, Spitzenwerte nur im Bereich der Phasentransformation

An der Innenseite wurden die Gastemperaturen unter Beachtung des zeitabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten aus der „ATHLET-CD“-Rechnung aufgebracht, wobei ein Zeitschritt in der FE-Rechnung etwa fünf Zeitschritten in der „ATHLET-CD“-Rechnung entspricht,

d. h. jeweils fünf Datenpunkte der ATHLET-CD-Rechnung wurden gemittelt und stellen einen Punkt der FE-Rechnung dar. An der Außenseite wurde eine Umgebungstemperatur von 77 °C mit einem zeitlich konstanten Wärmeübergangskoeffizienten angenommen. Es fällt auf, dass ab ca. 9.000 s bedingt durch relativ niedrige Wärmeübergangskoeffizienten an der Rohrinneiseite (siehe Abb. 5.3) die Gastemperaturen in der HKL und auch in der VAL deutlich höher sind als die mit ATHLET-CD berechneten Strukturtemperaturen an der Innenoberfläche (siehe Abb. 5.4).

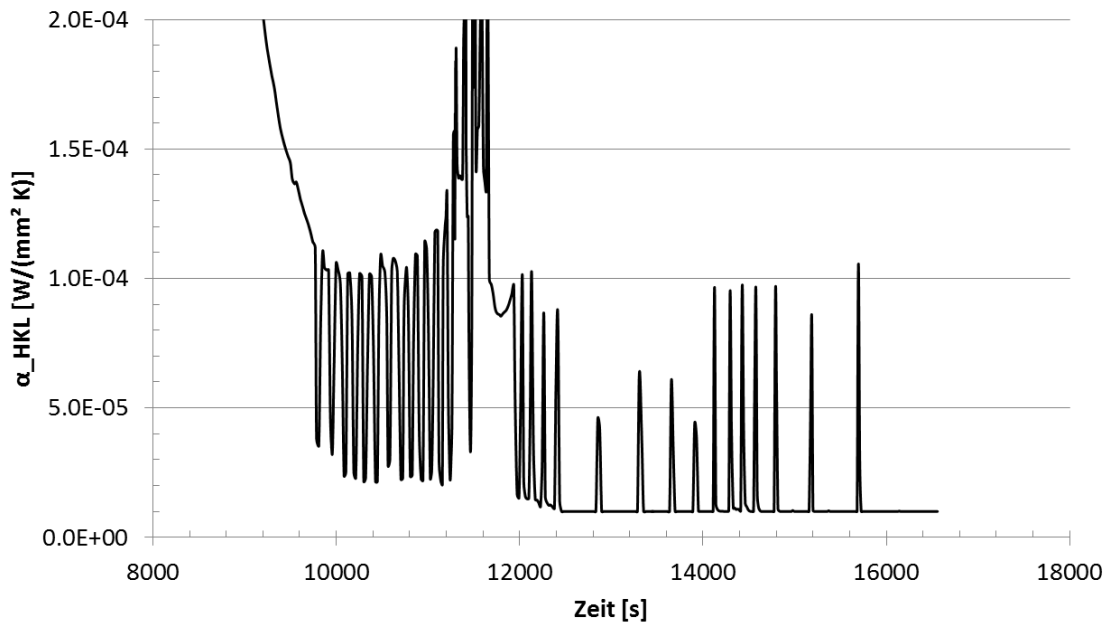


Abb. 5.3 Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Wärmeübergangskoeffizienten an der Rohrinneiseite

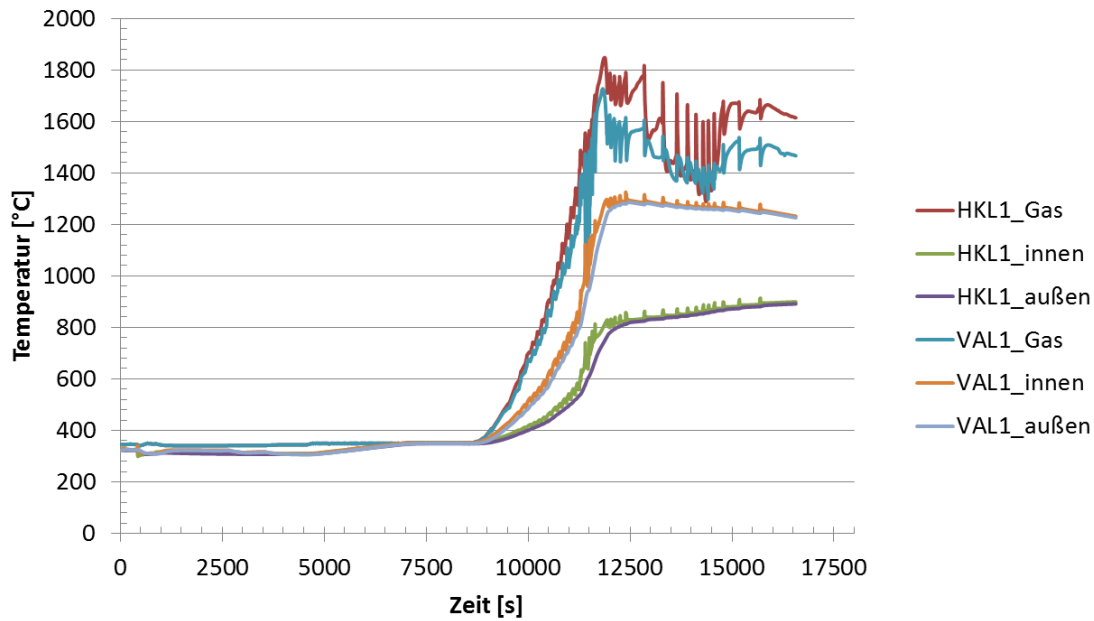


Abb. 5.4 Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Gas- und Strukturtemperaturen

Die thermischen FE-Berechnungen wurden mit den in Tab. 5.3 gezeigten Randbedingungen durchgeführt:

Tab. 5.3 Randbedingungen der durchgeführten thermischen Rechnungen

Bezeichnung	$\alpha_{\text{außen}}$	transient
S7	7 W/(m ² K)	nein
T7	7 W/(m ² K)	ja
T0	0 W/(m ² K)	ja

In Abb. 5.5 werden für die Fälle S7, T7 und T0 die mit dem FE-Modell errechneten Ergebnisse in Form von Strukturtemperaturen an der Innen-/Außenoberfläche (T_{in} und T_{out}) dargestellt und mit den Ergebnissen der „ATHLET-CD“-Rechnung (ACD) verglichen. Abb. 5.6 zeigt vergrößert den Zeitpunkt des starken Temperaturanstiegs ab ca. 11.000 s.

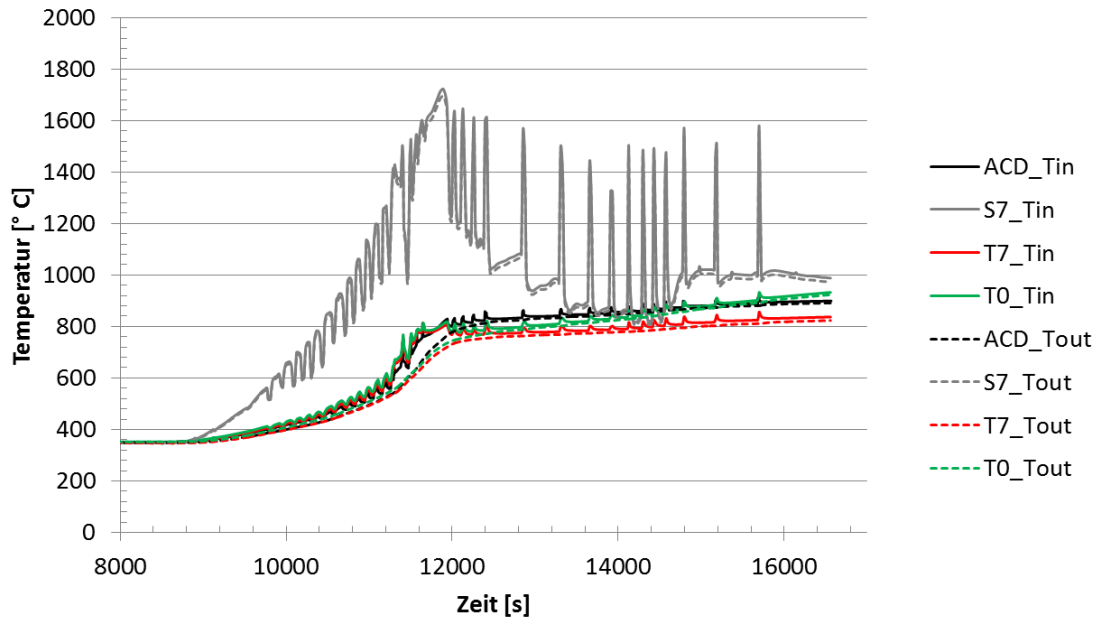


Abb. 5.5 Vergleich der mit FEM und ATHLET-CD errechneten Strukturtemperaturen

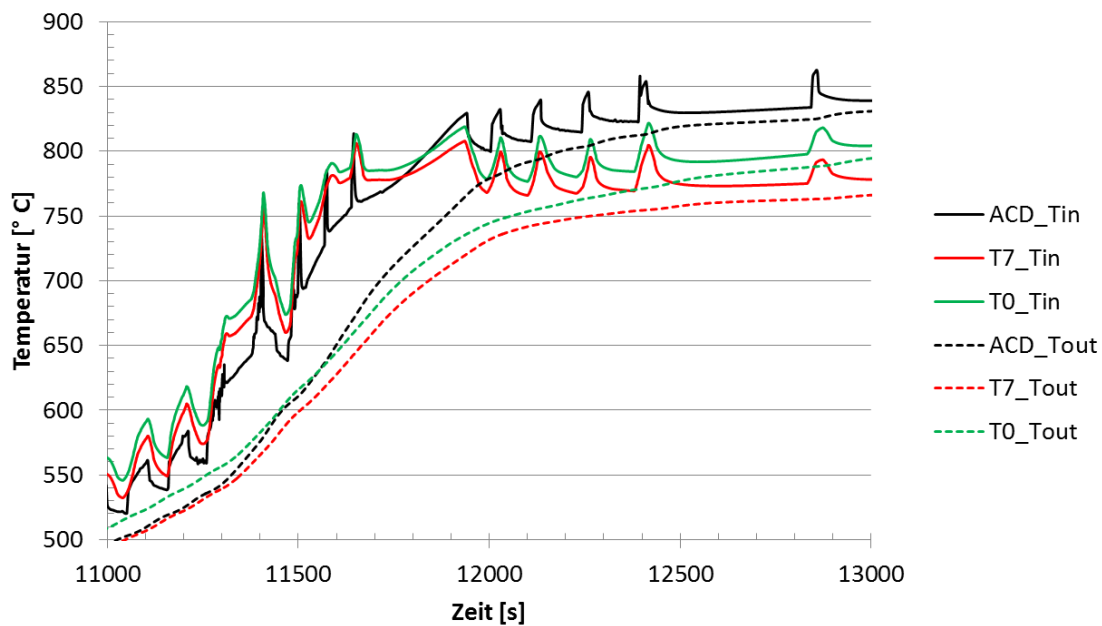


Abb. 5.6 Vergleich der mit FEM und ATHLET-CD errechneten Strukturtemperaturen (Vergrößerung)

Die stationäre Rechnung folgt gemäß den Überlegungen in Kapitel 5.1.1 unmittelbar der Gastemperatur. Die transienten Rechnungen folgen der Gastemperatur dagegen nur mit starker Trägheit. Innen- und Außentemperatur liegen mit Ausnahme der Region des steilen Gradienten ab ca. 11.000 s nahe zusammen. Zwischen der Rechnung T7, die einen konvektiven Wärmeübergang außen enthält und der Rechnung T0 mit isolierter Außenseite zeigt

sich gegen Ende ein geringer Unterschied im Trend aufgrund der im isolierten Fall sich anstauenden Wärme. Für die Diskrepanz der FE-Ergebnisse zu den ATHLET-CD-Ergebnissen ab ca. 12.000 s kommen verschiedene Erklärungen in Betracht:

In diesem Zeitbereich zeigt sich in der FE-Rechnung T7 ein asymmetrischer Temperaturverlauf über die Wand mit einer heißen dünnen Oberflächenschicht im Bereich der Plattierung.

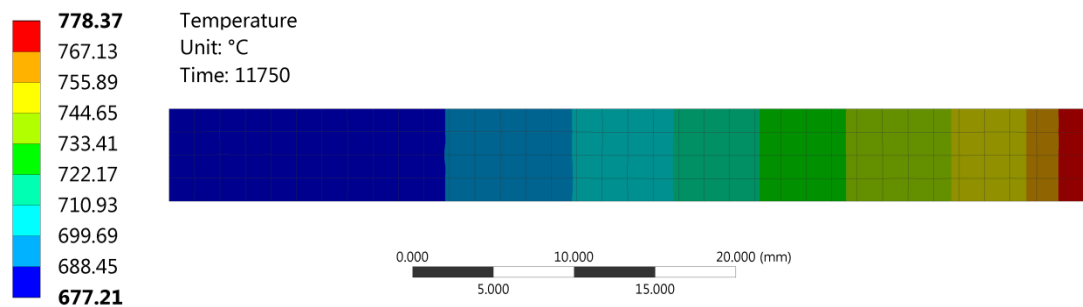


Abb. 5.7 Temperaturverteilung zum Zeitpunkt 11.750 s mit heißer dünner Oberflächenschicht

Die FE-Rechnung führt hier gegenüber der „ATHLET-CD“-Rechnung in zwei Punkten zu detaillierteren Ergebnissen: Zum einen berücksichtigt sie die geringere Wärmeleitung im Plattierungswerkstoff (siehe Tab. 5.2), welche die Bildung der dünnen heißen Schicht begünstigt. Zum anderen ermöglicht sie durch eine feinere Nodalisierung die dünne Schicht aufzulösen. Eine gröbere Nodalisierung „verschmiert“ den Temperaturverlauf, d. h. der Temperaturunterschied zwischen Fluid und Strukturoberfläche und damit der Wärmefluss in das Material wird größer, ohne dass dies der Realität entsprechen würde. Dadurch wird die Fluidtemperatur in der „ATHLET-CD“-Rechnung etwas überschätzt. Da in diesem Temperaturbereich die Versagenstemperatur liegt, haben kleine Abweichungen möglicherweise Einfluss auf den Versagenszeitpunkt. In Abb. 5.8 ist der mit FE berechnete Wärmestrom in die Rohrwand am Beginn des heißen Strangs dargestellt.

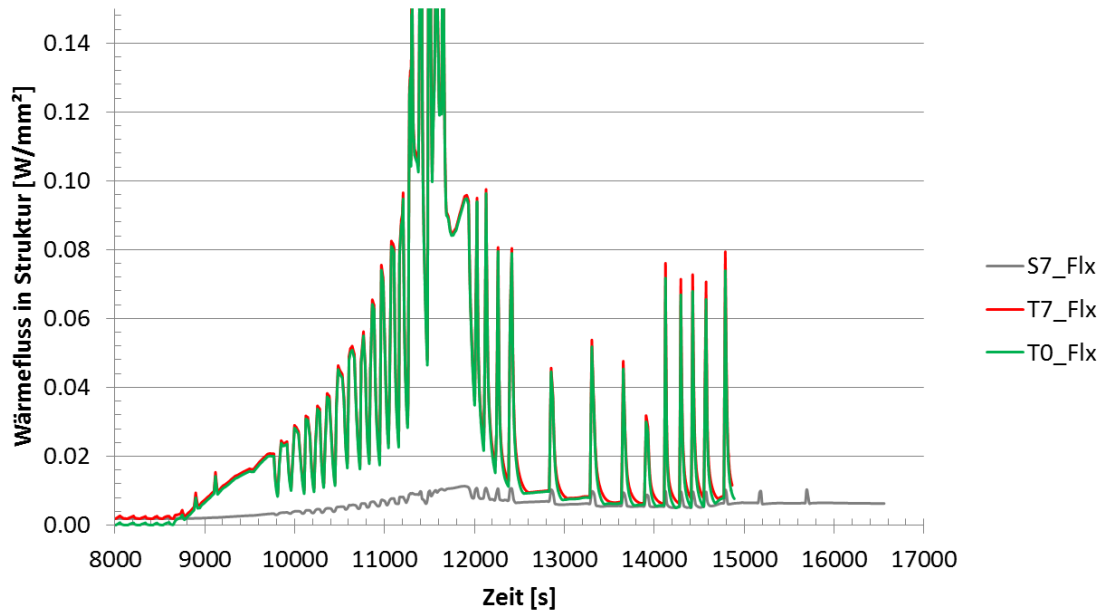


Abb. 5.8 Mit Hilfe von FE berechneter Wärmestrom in die Rohrwand

In der quasistatischen Rechnung (S7) ist der Wärmefluss aufgrund der vernachlässigten thermischen Trägheit im Vergleich zur transienten Rechnung sehr klein. Die Wand folgt der Gastemperatur und ist in jedem Zeitschritt bereits vollständig durchgewärmt (s. Abb. 5.5). Der größere Wärmestrom in den transienten Rechnungen (T7 und T0) wirkt in Form von Abkühlung des Fluids auf die Thermohydraulik zurück, so dass sich hier bei stationären thermohydraulischen Rechnungen möglicherweise eine signifikante Abweichung ergeben kann.

Die thermische Trägheit hat im Fall der Dampferzeugerheizrohre infolge der geringen Wanddicken einen wesentlich geringeren Einfluss, so dass die Rechnungen hier vereinfacht stationär durchgeführt werden können. Das zeigt sich insbesondere am Verhältnis der Fourier-Zahlen, die das Eindringen und die Ausbreitung der Wärme transienter thermischer Vorgänge beschreibt.

$$Fo = \frac{\lambda}{\rho c_p} \frac{t}{L^2} \tag{5.13}$$

Wobei λ = Wärmeleitkoeffizient, ρ = Dichte, c_p = spezifische Wärmekapazität, t = charakteristische Zeit des Vorgangs, L = Wanddicke sind.

$$\frac{F_{O_{DEH}}}{F_{O_{HKL}}} = \frac{\lambda_{DEH} \rho_{HKL} c_{p,HKL}}{\lambda_{HKL} \rho_{DEH} c_{p,DEH}} * \frac{L_{HKL}^2}{L_{DEH}^2} \approx \frac{L_{HKL}^2}{L_{DEH}^2} = \frac{0,057^2}{0,00123^2} = 2.147 \quad (5.14)$$

Somit erfolgt die Aufwärmung der Heizrohre im Vergleich zur HKL etwa um den Faktor 2 schneller.

5.2 Rechnungen zur Strukturintegrität

5.2.1 Hauptkühlmittelleitung (HKL) und Volumenausgleichsleitung (VAL)

Nachfolgend werden die Komponenten HKL und VAL bezüglich ihrer Integrität während des Störfalls bewertet. Die Temperaturverläufe wurden aus der „ATHLET-CD“-Rechnung übernommen.

Dazu wurden Rechnungen mit der „Finite Elemente“-Methode (FEM), der von der GRS entwickelten analytischen Methode FAST sowie mit der Methode nach Larson-Miller (LM) durchgeführt. Die verwendeten Methoden sind in /GRS 17/ beschrieben. Abb. 5.10 zeigt die mit FEM und FAST berechneten Zeitverläufe der Vergleichsdehnungen, die durch den nahezu senkrechten Anstieg der Dehnung die Versagenszeit bestimmen. Daraus ergibt sich für die HKL eine Versagenszeit von 11.832 s (FEM) bzw. 11.853 s (FAST) und für die VAL 11.486 s (FEM) und 11.494 s (FAST). Dabei leitet die jeweils zuerst versagende Komponente, hier die VAL, eine Druckentlastung ein und verhindert das Versagen der anderen Komponente, hier der HKL. Die Unterschiede in den Ergebnissen sind trotz der erheblichen Unterschiede im Berechnungsaufwand zwischen FEM und FAST sehr gering.

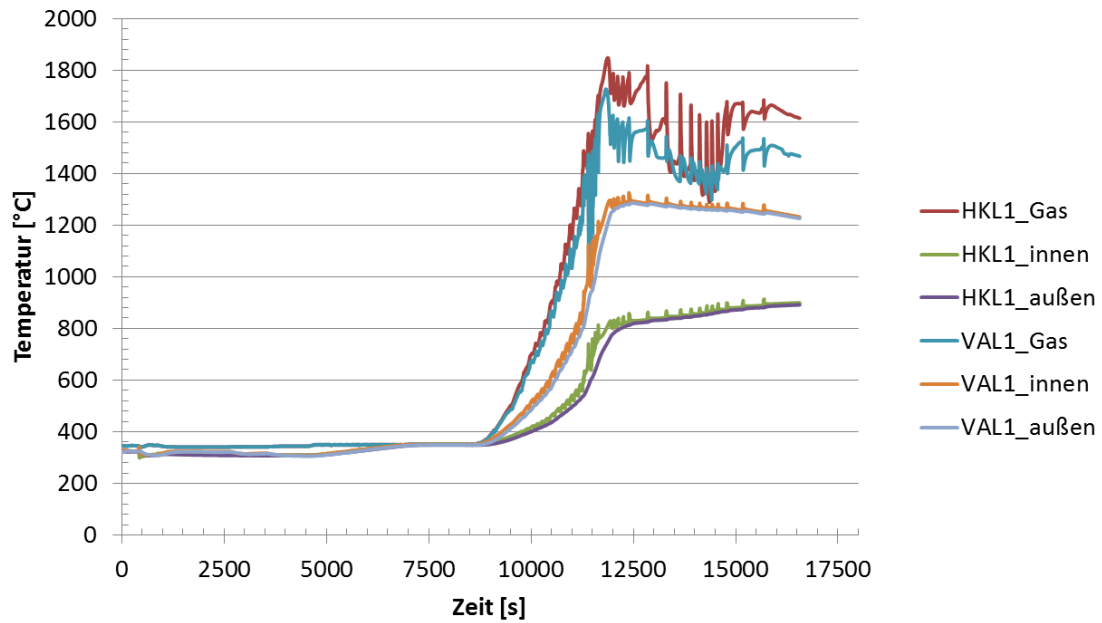


Abb. 5.9 Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Gas- und Strukturtemperaturen

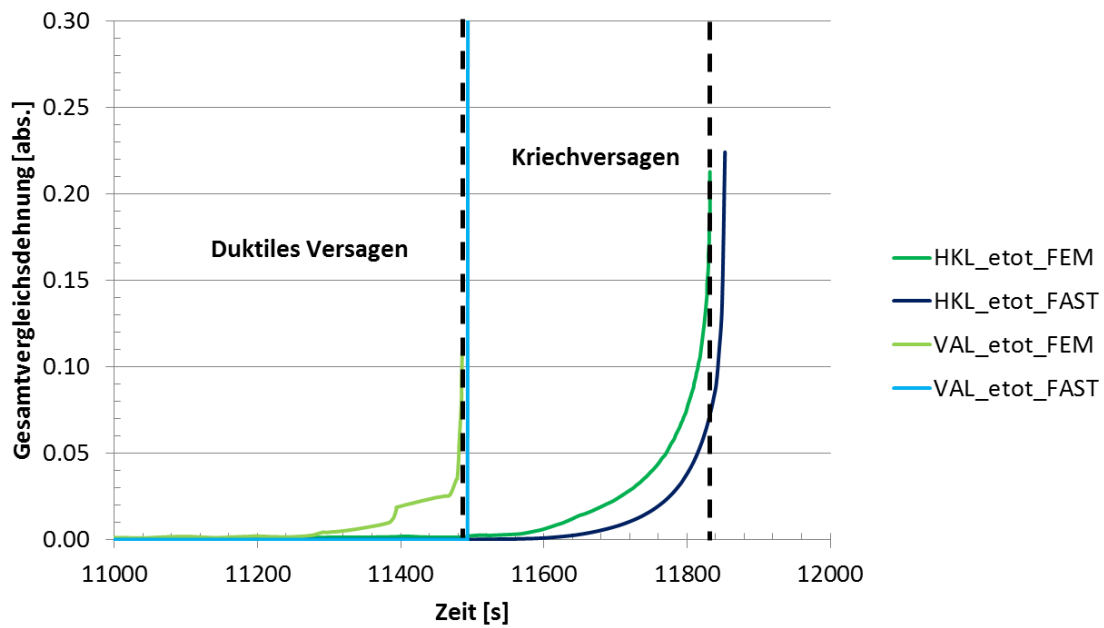


Abb. 5.10 Errechneter Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für HKL und VAL

Weiterhin wurde die Versagenszeit mit der Methode nach Larson-Miller gemäß der folgenden Formulierung bestimmt:

$$D = \sum \frac{\Delta t}{t_B(T, \sigma)} \quad (5.15)$$

$$t_B = 10^{\left[\frac{P_{LM}}{T} - C\right]} \quad (5.16)$$

$$P_{LM} = a_1 + \sqrt{a_2 + a_3 * \log(\sigma)} \quad (5.17)$$

mit

D – Schädigungsparameter (=1 bedeutet Versagen),

t_B – Versagenszeit,

P_{LM} – Larson-Miller Parameter (LMP) sowie

a_1, a_2, a_3, C – werkstoffspezifische Koeffizienten.

Für die werkstoffspezifischen Koeffizienten wurden Werte aus /GRS 17/ verwendet (siehe Tab. 5.4):

Tab. 5.4 Werkstoffspezifische Koeffizienten aus /GRS 17/

Werkstoff	Einheiten	a_1	a_2	a_3	C
20MnMoNi5-5	h, MPa	7,9e3	2,3e8	-9,3e7	15
X10CrNiNb18-9	h, MPa	1,5e4	4,3e8	-1,6e8	22

Nachfolgend ist der zeitliche Verlauf des Schädigungsparameters D für die HKL und die VAL dargestellt.

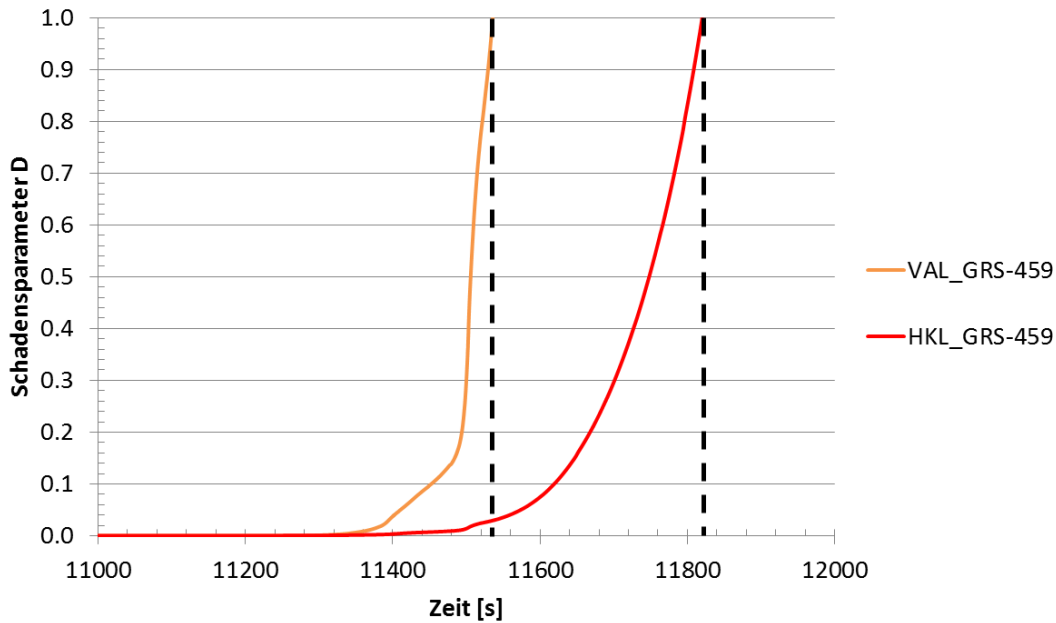


Abb. 5.11 Zeitlicher Verlauf des Schädigungsparameters D für HKL und VAL

Tab. 5.5 Zusammenfassung und Vergleich der errechneten Versagenszeiten

Method	Versagen HKL [s] (Differenz zum FEM-Wert [s])	Versagen VAL [s] (Differenz zum FEM-Wert [s])
aus ATHLET-CD	11.482 (-350)	11.319 (-166)
FEM	11.832 (0)	11.486 (0)
FAST	11.853 (+21)	11.494 (+8)
LMP	11.821 (-11)	11.538 (+52)

Die berechneten Versagenszeitpunkte für VAL und HKL stimmen für die drei Methoden FEM, FAST und LMP gut überein. Die VAL versagt etwa 5,8 min vor der HKL. Basierend auf der in ATHLET-CD mittels GCSM-Signalen implementierten LMP-Methode und den dabei verwendeten Larson-Miller-Parametern wird das potentielle Versagen der VAL im Vergleich zur FE-Rechnung etwa 2,8 min früher angezeigt und das Versagen der HKL etwa 5,8 min früher. Dabei ist zu beachten, dass nur in FEM und FAST das für das Versagen wesentliche nichtlineare Materialverhalten in Form von Plastifizieren und Kriechen explizit berücksichtigt wird. Weiterhin ist zu beachten, dass die mit LMP bestimmten Versagenszeiten sehr stark abhängig sind von den verwendeten werkstoffspezifischen Parametern a_1 , a_2 , a_3 und C.

5.2.2 DE-Heizrohr (DEH)

Die Bewertung der Integrität der Dampferzeugerheizrohre während der beschriebenen Unfalltransiente mit Berücksichtigung des in den CFD Rechnungen nachgewiesenen Phänomens der Zirkulationsströmung, die unter Verwendung eines im BMWi-Vorhaben RS 1520 entwickelten „Finite Element“-Modells durchgeführt wird, ist nicht ohne weiteres möglich, da in der zugrunde gelegten „ATHLET-CD“-Rechnung das Phänomen nicht berücksichtigt wurde und die CFD-Rechnungen die Strömungsverhältnisse nur für einen bestimmten Zeitpunkt (10.717 s) genauer auflösen. Um dennoch eine überschlägige Aussage treffen zu können, soll hier eine andere „ATHLET-CD“-Rechnung mit berücksichtigt werden, in der eine Umlaufströmung durch eine entsprechende Nodalisierung mit zwei separaten parallelen Kanälen in der heißseitigen HKL erzwungen wurde (Details siehe Bericht GRS-459 /GRS 17/). Dabei wird die Vermischung der Strömungen zwischen den beiden Kanälen in der Eintrittskammer des DE nicht berücksichtigt, was zu einer erheblichen Überschätzung der Temperaturen in den DEH führt. Der dabei errechnete Verlauf der Gastemperatur soll aber pauschal um die in den CFD-Rechnungen beobachtete Reduktion der Gastemperatur durch die Gegenströmung im heißen Strang, die Vermischung in der Dampferzeugereintrittskammer sowie die Inhomogenität der Temperaturverteilung korrigiert werden.

Dazu wird zunächst die in ihren Randbedingungen abweichende Transiente aus /GRS 17/ auf der Zeitachse so verschoben, dass die Strukturtemperatur der heißseitigen HKL am Eintritt in die Dampferzeugerkammer und insbesondere die errechnete Versagenszeit der Komponente übereinstimmen (siehe Abb. 5.12). Es ergibt sich eine zeitliche Verschiebung der zeitabhängigen Temperaturkurve von 1.478 s.

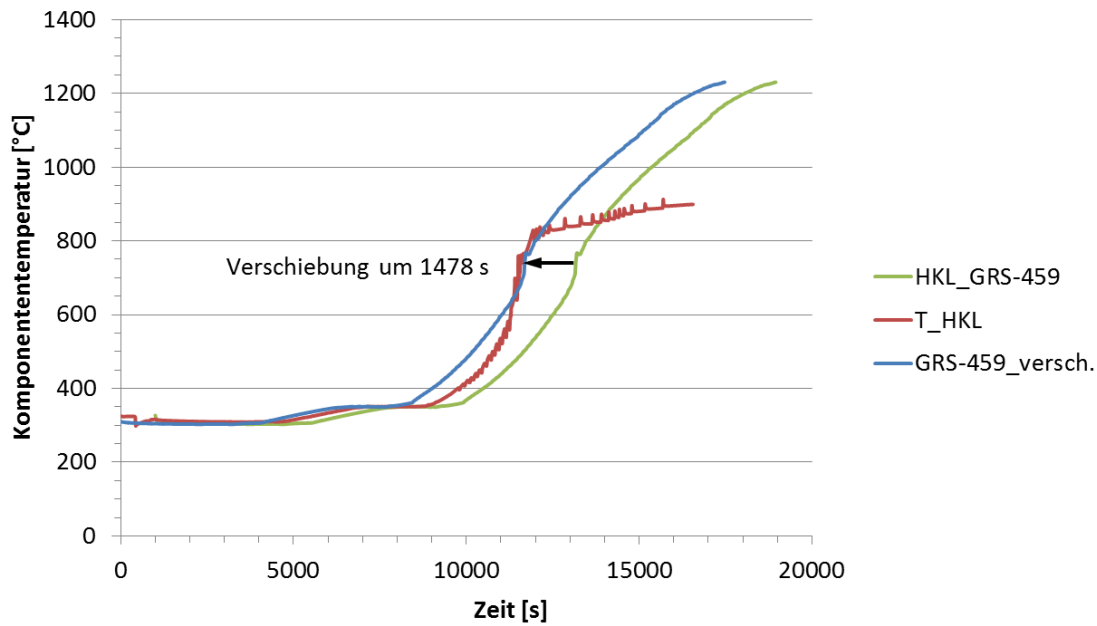


Abb. 5.12 Verschiebung der Rechnung aus GRS-459

Nun wird im Zeitpunkt, der durch die CFD-Rechnung abgebildet wird, jeweils die maximale Gastemperatur am Eintritt in das Dampferzeugerheizrohr betrachtet, der Rechnung aus /GRS 17/ gegenübergestellt und daraus eine pauschale Korrektur errechnet.

Tab. 5.6 Vergleich Versagenszeitpunkte aus der CFD-Rechnung und den Ergebnissen aus GRS-459

Rechnung	Versagen HKL	Referenzzeitpunkt	$T_{\text{Eintritt DEH}}$ [K bzw. °C]
CFD	11.832 s (aus FEM)	10.717 s	798 bzw. 525
GRS-459	13.310 s	12.195s	877 bzw. 604
GRS-459_versch.	11.832 s	10.717 s	877 bzw. 604
ΔT			79

Der mit ATHLET-CD in der „Zwei-Kanal-Rechnung“ bestimmte Temperaturverlauf der Heizrohre wird zur Berücksichtigung des Effektes der Vermischung zusätzlich zu der zeitlichen Verschiebung pauschal um 79 K abgesenkt (siehe Abb. 5.13).

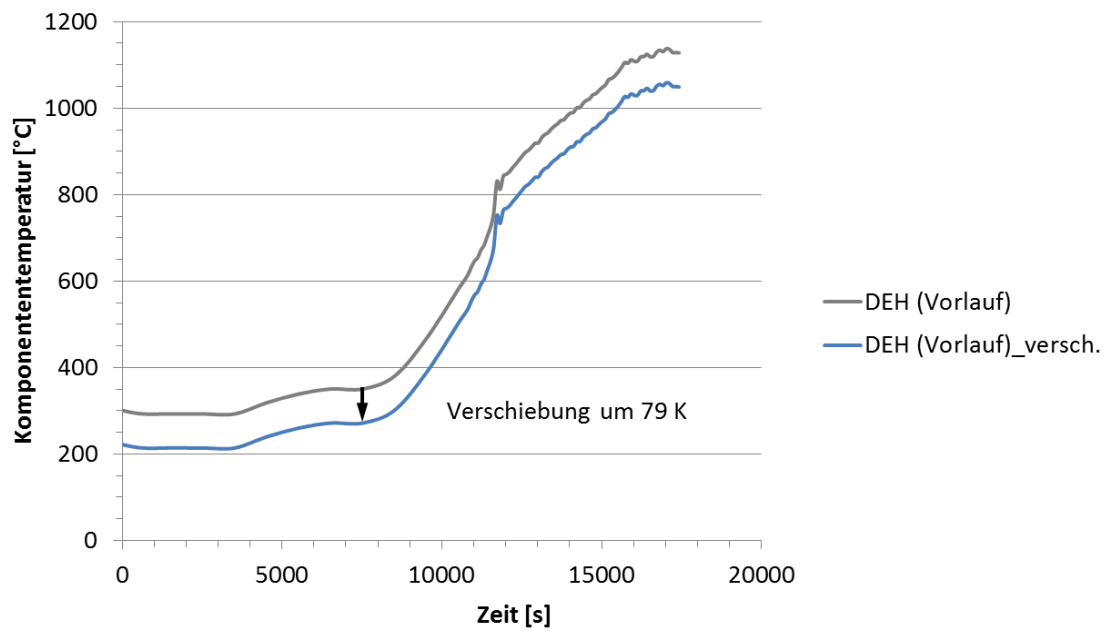


Abb. 5.13 Pauschale Verschiebung des Temperaturverlaufs der DEH aus GRS-459

Mit dem korrigierten Zeitverlauf wurde eine Bewertung der DEH-Integrität unter Verwendung des im BMWi-Vorhaben RS 1520 für Primärkreis Komponenten entwickelten „Finite Element“-Modelles durchgeführt. Dabei wurde angenommen, dass sich die Strukturtemperatur des Dampferzeugerheizrohrs aufgrund des guten Wärmeübergangs an der Innenseite nur gering von der Gastemperatur unterscheidet und diese zur Bewertung herangezogen werden kann (vgl. Kapitel 5.1.1).

Durch das niedrigere Temperaturniveau in dem korrigierten Zeitverlauf findet ein Versagen der DEH bei etwa 14.289 s statt, d. h. im Vergleich zu HKL bzw. VAL etwa 41 min bzw. 46,7 min später, wenn die Sekundärseite nicht druckentlastet ist (siehe Abb. 5.14). Unterstellt man eine druckentlastete Sekundärseite, d. h. Differenzdruck ca. 16,6 MPa, verschiebt sich die Versagenszeit auf 12.537 s, d. h. auf einen etwa 29 min früheren Zeitpunkt. Nimmt man alternativ eine Wandschädigung in Höhe von 40 % an, dann liegt der Versagenszeitpunkt bei 12.636 s, d. h. die VAL bzw. die HKL versagt 13,4 min bzw. 19,2 min früher. Die Berücksichtigung beider Annahmen, d. h. druckentlastete Sekundärseite und 40 % Wandschädigung führt zu einem DEH-Versagen bei 11.847 s, d. h. die Versagenszeitpunkte von HKL und DEH sind unter diesen Randbedingungen nahezu identisch.

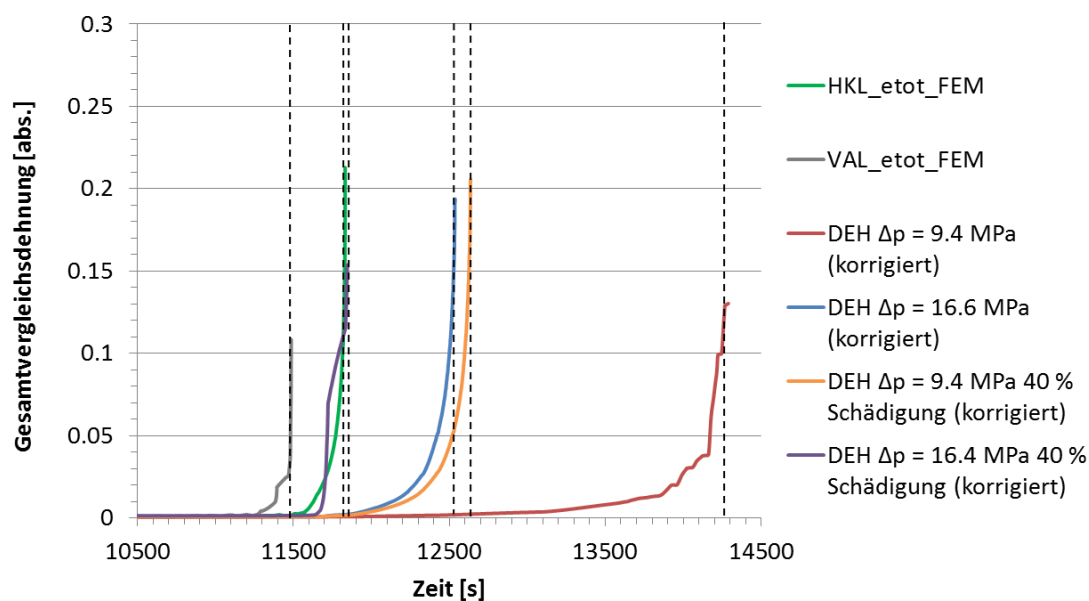


Abb. 5.14 Vergleich des errechneten Verlaufs der Gesamtdehnung für unterschiedliche Komponenten und Randbedingungen

5.3 Schlussfolgerungen

Die im Rahmen des Vorhabens 3614R01307 durchgeführten strukturellen Untersuchungen zu dem angenommenen „Station Blackout“-Szenario eines generischen deutschen Druckwasserreaktors zeigen, dass mit dem Versagen der VAL nach ca. 3,2 h zu rechnen ist. Die Versagenszeiten der HKL und der DEH liegen etwa 5,8 min bzw. 46,7 min später. Dabei ist zu beachten, dass sich der Abstand der Versagenszeiten von VAL und DEH bei druckentlasteter Sekundärseite auf 17,5 min reduziert. Wenn alternativ eine Schädigung der DEH in Form einer Wandschwächung um 40 % angenommen wird reduziert sich

dieser zeitliche Abstand auf 19,2 min. Bei Überlagerung beider Effekte wird dieser auf 6 min reduziert. In diesem Fall sind die Versagenszeitpunkte von HKL und DEH nahezu identisch.

Es sei betont, dass die strukturmechanischen Untersuchungen auf Basis vereinfachter Lastannahmen durchgeführt wurden, insbesondere bezüglich des Zeitverlaufs der Strukturtemperaturen in HKL, VAL und DEH unter Berücksichtigung der Rezirkulation durch die Dampferzeugerheizrohre und der Vermischung in der Dampferzeugereintrittskammer. Dabei wurden Asymmetrien etwa in der Temperaturverteilung über dem Umfang der heißseitigen HKL, welche zu einem früheren postulierten Versagenszeitpunkt führen könnten, nicht berücksichtigt. Derartige Asymmetrien wurden jedoch bisher nur im Rahmen einer CFD-Rechnung für einen Zeitpunkt bereitgestellt. Ziel zukünftiger Arbeiten sollte daher sein, auf der Basis gekoppelter ATHLET-CD/CFD-Rechnungen, die zeitliche Veränderung der asymmetrischen Temperaturverteilung in den Komponenten zu bestimmen und auf dieser Basis strukturmechanische Untersuchungen zur Integritätsbewertung der Komponenten durchzuführen.

6 Zusammenfassung

Für einen Hochdruck-Kernschmelzablauf wurde ausgehend vom langfristigen Station Black-out für die DWR-Referenzanlage untersucht, ob sich bei geschlossenen Druckhalter-Armaturen eine freie Zirkulationsströmung innerhalb der DE-Heizrohre darstellt, die zu höheren thermischen Belastungen einiger Heizrohre führt, wie dies in der amerikanischen Fachliteratur gezeigt wird. Dafür wurde für die DWR-Referenzanlage ein detailliertes CFD-Modell der mit dem Druckhalter verbundenen Kühlmittelschleife erstellt. Die Anfangs- und Randbedingungen für die CFD-Analysen wurden einer Hochdruck-Kernschmelzanalyse für o. g. Szenario, die für die DWR-Referenzanlage mit dem gekoppelten GRS-Programm ATHLET-CD/COCOSYS durchgeführt wurde, entnommen. Dabei wurde postuliert, dass die sekundärseitige Druckentlastung funktioniert. Die sekundärseitige Bespeisung sowie die primärseitige Druckentlastung wurden als nicht verfügbar postuliert.

Mit dem CFD-Programm ANSYS-CFD wurden für einen aus der ATHLET-CD-Analyse ausgewählten Zeitpunkt (Kern teilweise freigelegt, hoher Primärkreisdruck, hohe Gastemperatur, Zeitpunkt unmittelbar vor Öffnen des DH-Sicherheitsventils) verschiedene Testfälle simuliert. Der erste Testfall untersuchte den quasi-stationären Zustand unmittelbar vor Öffnen des DH-Sicherheitsventils. Diese Analyse sollte aufzeigen, ob sich eine freie Zirkulationsströmung in der DH-Kühlmittelschleife ausbildet. Die weiteren Analysen wurden zeitabhängig durchgeführt, um einerseits das Strömungsverhalten in der Schleife während des Abblasens über das DH-Sicherheitsventil und andererseits das Verhalten der Strömung nach Schließen des DH-Sicherheitsventils aufzuzeigen.

Die dreidimensionalen CFD-Analysen der Druckhalter-Kühlmittelschleife eines generischen deutschen Druckwasserreaktors zeigen, dass sich in Folge eines HD-Kernschmelzablaufes mit durch Wasser isolierten Pumpenbogen und geschlossenen DH-Armaturen eine Gegenströmung und thermische Schichtung im heißen Strang und eine Rezirkulation in den Dampferzeuger-Heizrohren einstellen, wodurch einige Heizrohre höher thermisch belastet werden als andere. Die Temperaturdifferenz zwischen der maximalen und minimalen Temperatur des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases beträgt maximal 126 K. Das Verhältnis der maximalen zur mittleren Temperatur des einströmenden Gases beträgt 1,15. Durch die Vermischung von heißem Gas mit dem aus den Heizrohren zurückströmenden Gas in der Eintrittskammer des Dampferzeugers ergibt sich eine maximale Gastemperatur am Rohrboden von ca. 803 Kelvin. Durch die Gegenströmung im Heißen Strang sowie die Vermischung der Gasströme in der Eintrittskammer des Dampferzeugers wird die maximale Temperatur des aus der Eintrittskammer in einen Teil der Heizrohre einströmen-

den Gasstroms begrenzt. Sie liegt erheblich unterhalb der Temperaturen, die heißer Strang und Volumenausgleichsleitung in der HD-Sequenz sehen, was einen günstigen Einfluss auf das strukturmechanische Verhalten der Heizrohre hat. Die transienten Analysen mit dem Öffnen und Schließen des DH-Sicherheitsventils zeigen, dass bei hohen Abblasemassenströmen die Gegenströmung im heißen Strang verhindert wird, dass aber eine Zirkulation innerhalb der Heizrohre weiter stattfindet. Nur ein geringer Massenstrom strömt von der Eintrittskammer Richtung Stutzen der Volumenausgleichsleitung. Nach dem Schließen des DH-Sicherheitsventils zeigen die CFD-Analysen, dass sich Gegenströmung im heißen Strang sowie die Zirkulationsströmung des quasi-stationären Zustandes innerhalb weniger Sekunden wieder ausbilden, so dass die thermische Belastung der Heizrohre nur geringfügig gestört wird.

Ausgehend von den Ergebnissen der ATHLET-CD-Analyse sowie den CFD-Simulationen wurde eine vereinfachte strukturmechanische Untersuchung durchgeführt, um die Versagenszeitpunkte der Komponenten heißer Strang, Volumenausgleichsleitung und DE-Heizrohr zu bestimmen. Für letzteres wurden die Ergebnisse zur Ausbildung einer freien Zirkulationsströmung in den DE-Heizrohren heran gezogen. Für die Untersuchung wurde das im Rahmen der BMWi-Forschungsvorhaben RS 1520 und RS 1555 entwickelte FEM-Modell verwendet. Die strukturmechanischen Ergebnisse zeigen, dass für das untersuchte Szenario mit dem Versagen der VAL nach ca. 3,2 h zu rechnen ist. Die Versagenszeiten der HKL und der DEH liegen etwa 5,8 min bzw. 46,7 min später. Dabei ist zu beachten, dass sich der Abstand der Versagenszeiten von VAL und DEH bei druckentlasteter Sekundärseite auf 17,5 min reduziert. Wenn alternativ eine Schädigung der DEH in Form einer Wanddickenschwächung um 40 % angenommen wird, reduziert sich dieser zeitliche Abstand auf 19,2 min. Bei Überlagerung beider Effekte, d. h. sekundäre Druckentlastung und 40 % Vorschädigung des DEH, wird dieser auf 6 min weiter reduziert. In diesem Fall sind die Versagenszeitpunkte von HKL und DEH nahezu identisch.

Zukünftig könnte eine noch realistischere, dreidimensionale Analyse einer HD-Kernschmelzsequenz unter Berücksichtigung des Phänomens der freien Zirkulationsströmung in den DE-Heizrohren durch eine gekoppelte ATHLET-CD/CFD-Rechnung bewerkstelligt werden, bei der in der ATHLET-CD-Modellierung der DWR-Referenzanlage die DH-Kühlmittelschleife durch das hier verwendete CFD-Rechennetz ersetzt wird und in jedem Zeitschritt Werte von z. B. Drücken, Temperaturen und Massenströmen zwischen dem Systemcode und dem CFD-Programm ausgetauscht werden. Dadurch könnten einerseits die im Rahmen dieser Arbeiten erkannten Unsicherheiten durch die Übertragung der Daten für die Anfangs- und Randbedingungen sowie die vereinfachte Modellierung des oberen Plenums

des Reaktordruckbehälters in der CFD-Modellierung vermieden werden. Andererseits könnten hinsichtlich der strukturellen Aspekte die zeitliche Veränderung der asymmetrischen Temperaturverteilung in den Komponenten bestimmt werden und diese bei der strukturellen Untersuchung zur Integritätsbewertung der Komponenten berücksichtigt werden.

Die Untersuchungen zur thermischen Belastung der Heizrohre durch die freie Zirkulationsströmung und die strukturelle Abschätzung des Versagens der Primärkreis-Komponenten durch Kriechen zeigen, dass auch unter Berücksichtigung einer durch die Zirkulationsströmung höheren thermischen Belastung einzelner DE-Heizrohre die Komponenten Volumenausgleichsleitung oder heißer Strang zuerst versagen, wenn keine oder nur geringe Vorschädigungen durch Wanddickenschwächungen an Heizrohren existieren. Bei großen Vorschädigungen an den Heizrohren (maximal 40 % in den Untersuchungen gewählt, da dies der Austauschwert bei einer wiederkehrenden Prüfung ist) wandert ihr Versagenszeitpunkt in Richtung der Zeitpunkte der anderen beiden Komponenten, so dass unter den Bedingungen ein Kriechversagen von Heizrohren vor dem Versagen der anderen beiden Komponenten nicht grundsätzlich auszuschließen aber auch sehr unwahrscheinlich ist (große Vorschädigung muss vorhanden sein und diese muss zudem in den thermisch höchst belasteten Heizrohren vorliegen). Da die Druckentlastung des Primärkreises über ein thermisch induziertes Heizrohrversagen nur langsam erfolgt, ist in einem solchen Fall noch mit dem nachfolgenden Kriechversagen des heißen Stranges oder der Volumenausgleichsleitung zu rechnen, was die Radionuklidfreisetzung auf die Sekundärseite abmindert. Die Ergebnisse des Vorhabens zeigen, dass durch das Phänomen Zirkulationsströmung innerhalb der Heizrohre keine erhöhte Relevanz für ein frühzeitiges Kriechversagen von Heizrohren abzuleiten ist und damit eine Neubewertung der bisherigen Annahmen in der Stufe 2 PSA für deutsche Druckwasserreaktor-Anlagen zum Kriechversagen von Primärkreis-Komponenten bei Hochdruckkernschmelzabläufen nicht notwendig ist, zumal ein frühes Heizrohrversagen mit einer geringen Eintrittswahrscheinlichkeit in den PSA der Stufe 2 der noch laufenden deutschen Druckwasserreaktoren berücksichtigt ist.

Literaturverzeichnis

- /ANS 16/ ANSYS USER MANUAL 2016 <http://support.ansys.com/documentation>.
- /ARE 16/ <http://de.areva.com/DE/areva-deutschland-389/schwerkomponenten.html>.
- /BAS 12/ S. Band, Nachweis der Wirksamkeit von H₂-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen mit COCOSYS für die Referenzanlage GKN-2, GRS-A-3652, 2012.
- /BAY 95/ Bayless, P. D. et al.: Severe Accident Natural Circulation Studies at the INEL, NUREG/CR-6285, February 1995.
- /BOY 04/ Boyd, C. F., Helton, D. M., Hardesty, K.: CFD Analysis of Full Scale Steam Generator Inlet Plenum Mixing During a PWR Severe Accident, NUREG-1788, May 2004.
- /BOY 10/ Boyd, C. F., Armstrong, K. W.: Computational Fluid Dynamics Analysis of Natural Circulation Flows in a Pressurized-Water Reactor Loop under Severe Accident Conditions, NUREG-1922, March 2010.
- /GRS 15/ Steinrötter, T.; Hage, M.; Kowalik, M.; Sonnenkalb, M.: Untersuchungen zum anlageninternen Notfallschutz deutscher Kernkraftwerke und Darstellung der Wirksamkeit von Optimierungsmaßnahmen. Abschlussbericht zum BMUB-Vorhaben 3613R01397, GRS-A-3839, GRS Köln, November 2015.
- /GRS 17/ Bläsius, C.; Arndt, J.; Bahr, L.; Sievers, J.: Komponentenverhalten bei auslegungsüberschreitenden Belastungen. Abschlussbericht zum BMWi-Vorhaben RS 1520, GRS-459, GRS Köln, April 2017.
- /KNU 98/ Knudson, D. L., L. S. Ghan, C. A. Dobbe: SCDAP/RELAP5 Evaluation Of The Potential For Steam Generator Tube Ruptures As A Result Of Severe Accidents In Operating Pressurized Water Reactors, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, INEEL/EXT9800286. Revision 1, September 1998.

- /MEN 94/ Menter, F. R.: "Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications", AIAA Journal, vol. 32, no 8. pp. 1598-1605, 1994.
- /NUR 98/ Risk Assessment of Severe Accident-Induced Steam Generator Tube Rupture, NUREG-1570, March 1998.
- /RAW 96/ Raw, M. J.: Robustness of Coupled Algebraic Multigrid for the Navier-Stokes Equations, AIAA-Paper 96-0297, 1996.
- /SAL 16/ Sancaktar, S.; M. Salay, M.; Iyengar, R.; Azarm, A.; Majumdar, S.: Consequential SGTR Analysis for Westinghouse and Combustion Engineering Plants with Thermally Treated Alloy 600 and 690 Steam Generator Tubes, NUREG-2195, Draft Report for Comment, May 2016.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Darstellung der freien Zirkulationsströmung innerhalb eines U-Rohr-Dampferzeugers (rechte Seite) aus /KNU 98/	5
Abb. 3.1	Nodalisierung des Primärkreises	11
Abb. 3.2	Nodalisierung der Brenn- und Steuerstäbe des Kerns in Form von konzentrischen Ringen	11
Abb. 3.3	Nodalisierung der Dampferzeuger (4-mal für die 4 Dampferzeuger vorhanden)	12
Abb. 3.4	Nodalisierung des Sicherheitsbehälters (Höhe der Freisetzung markiert)	15
Abb. 4.1	CAD-Modell der Druckhalter-Kühlmittelschleife einer Referenzanlage.....	29
Abb. 4.2	Aufbau eines EPR-Dampferzeugers	30
Abb. 4.3	Modellierung des oberen Plenums als Viertelzylinder	31
Abb. 4.4	Gesamte CFD-Geometrie der DH-Kühlmittelschleife	32
Abb. 4.5	CFD-Geometrie oberes Plenum mit Trennwand	33
Abb. 4.6	Gruppierung im U-Rohrmodell	34
Abb. 4.7	Solid-Rechennetz zur Berechnung der festen Strukturen.....	35
Abb. 4.8	Fluid-Rechennetz für den heißen Strang, Stutzen zur VAL, die Ein- und Austrittskammer des DE sowie einen Teil des kalten Strangs.....	36
Abb. 4.9	Vernetzung im porösen Bereich zur Darstellung des Rohrbodens und der Heizrohre.....	36
Abb. 4.10	Berechnete Temperaturverteilung im Nennbetrieb.....	39
Abb. 4.11	Massenstrom Kernaustritt am ausgewählten Analysezeitpunkt für Testfall 1	41
Abb. 4.12	Eintrittstemperatur heißer Strang am ausgewählten Analysezeitpunkt für Testfall 1	42
Abb. 4.13	Temperaturergebnisse bei der Bestimmung der Anfangsbedingungen.....	42
Abb. 4.14	Anordnung HL-Eintritt (links) und HL-Austritt (rechts) (markiert durch Pfeile)	44

Abb. 4.15	Thermische Schichtung und Rezirkulation im heißen Strang und Dampferzeuger für den quasistationären Fall (Testfall 1).....	45
Abb. 4.16	(YZ)-Schnitt durch die DE-Ein- und Austrittskammer	47
Abb. 4.17	Temperaturverteilung Solid und Gastemperaturen am Eintritt DE-Rohrboden.....	47
Abb. 4.18	Temperaturverteilung des Gases am Rohrboden (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	48
Abb. 4.19	Verteilung der Normalgeschwindigkeit am Rohrboden (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	48
Abb. 4.20	Berechnete Geschwindigkeitsfeld der Gegenströmung im heißen Strang.....	49
Abb. 4.21	Massenstrom des DH-Abblaseventils für den ausgewählten Abblasezyklus.....	50
Abb. 4.22	Erweiterte Geometrie und Rechennetz der DH-Verbindungsleitung.....	51
Abb. 4.23	Strömungsbild und Temperaturverteilung 65 s nach Öffnen DH-Sicherheitsventil	52
Abb. 4.24	Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung.....	53
Abb. 4.25	Temperaturverteilung am Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	53
Abb. 4.26	Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 65 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	54
Abb. 4.27	Strömungsbild und Temperaturverteilung 40 s nach Öffnen DH-Sicherheitsventil	55
Abb. 4.28	Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung.....	56
Abb. 4.29	Temperaturverteilung am Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	57
Abb. 4.30	Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 40 s nach Öffnen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	57
Abb. 4.31	Temperaturverteilung im heißen Strang 42 s nach Schließen der DH-Verbindung.....	59

Abb. 4.32	Temperaturverteilung Solid und DE-Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung.....	59
Abb. 4.33	Temperaturverteilung am Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	60
Abb. 4.34	Geschwindigkeitsverteilung am Rohrboden 42 s nach Schließen der DH-Verbindung (Eintrittskammer unterer Halbkreis)	61
Abb. 4.35	Strömungsbild und Temperaturverteilung unmittelbar vor Schließen des DH-Sicherheitsventils.....	62
Abb. 4.36	Strömungsbild und Temperaturverteilung 2 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils	63
Abb. 4.37	Strömungsbild und Temperaturverteilung 4 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils	63
Abb. 4.38	Strömungsbild und Temperaturverteilung 6 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils	64
Abb. 4.39	Strömungsbild und Temperaturverteilung 8 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils	64
Abb. 4.40	Strömungsbild und Temperaturverteilung 10 s nach Schließen des DH-Sicherheitsventils	65
Abb. 5.1	Verlauf der Strukturtemperatur abhängig vom Verhältnis der Wärmeübergangszahlen (γ -Wert)	72
Abb. 5.2	Eindimensionales FE-Modell der HKL-Wand nahe des RDB	73
Abb. 5.3	Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Wärmeübergangskoeffizienten an der Rohrinneenseite.....	74
Abb. 5.4	Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Gas- und Strukturtemperaturen.....	75
Abb. 5.5	Vergleich der mit FEM und ATHLET-CD errechneten Strukturtemperaturen.....	76
Abb. 5.6	Vergleich der mit FEM und ATHLET-CD errechneten Strukturtemperaturen (Vergrößerung).....	76
Abb. 5.7	Temperaturverteilung zum Zeitpunkt 11.750 s mit heißer dünner Oberflächenschicht.....	77
Abb. 5.8	Mit Hilfe von FE berechneter Wärmestrom in die Rohrwand.....	78

Abb. 5.9	Verlauf der in ATHLET-CD errechneten Gas- und Strukturtemperaturen.....	80
Abb. 5.10	Errechneter Verlauf der Gesamtvergleichsdehnung für HKL und VAL	80
Abb. 5.11	Zeitlicher Verlauf des Schädigungsparameters D für HKL und VAL.....	82
Abb. 5.12	Verschiebung der Rechnung aus GRS-459	84
Abb. 5.13	Pauschale Verschiebung des Temperaturverlaufs der DEH aus GRS-459	85
Abb. 5.14	Vergleich des errechneten Verlaufs der Gesamtdehnung für unterschiedliche Komponenten und Randbedingungen	86

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Daten der Rechennetze	35
Tab. 4.2	Bestimmung der CFD-Randbedingungen	43
Tab. 4.3	Temperaturvergleich für den heißen Strang	46
Tab. 4.4	Testfall 1: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases (quasistationärer Fall).....	46
Tab. 4.5	Testfall 2.1: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases.....	55
Tab. 4.6	Testfall 2.2: Berechnete Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrboden des aus der Eintrittskammer in die Heizrohre einströmenden Gases.....	58
Tab. 4.7	Testfall 3.1: Temperaturen und Geschwindigkeiten am Rohrbodeneintritt	61
Tab. 5.1	Differenz der relativen Temperaturen über die Wanddicke in Praxisbeispielen für den betrachteten Anwendungsfall	72
Tab. 5.2	Werkstoffdaten für die thermische Berechnung	73
Tab. 5.3	Randbedingungen der durchgeführten thermischen Rechnungen	75
Tab. 5.4	Werkstoffspezifische Koeffizienten aus /GRS 17/	81
Tab. 5.5	Zusammenfassung und Vergleich der errechneten Versagenszeiten.....	82
Tab. 5.6	Vergleich Versagenszeitpunkte aus der CFD-Rechnung und den Ergebnissen aus GRS-459	84

A Anhang

A.1 ATHLET-CD/COCOSYS-Ergebnisse für langfristigen Station Blackout (HD-Szenario)

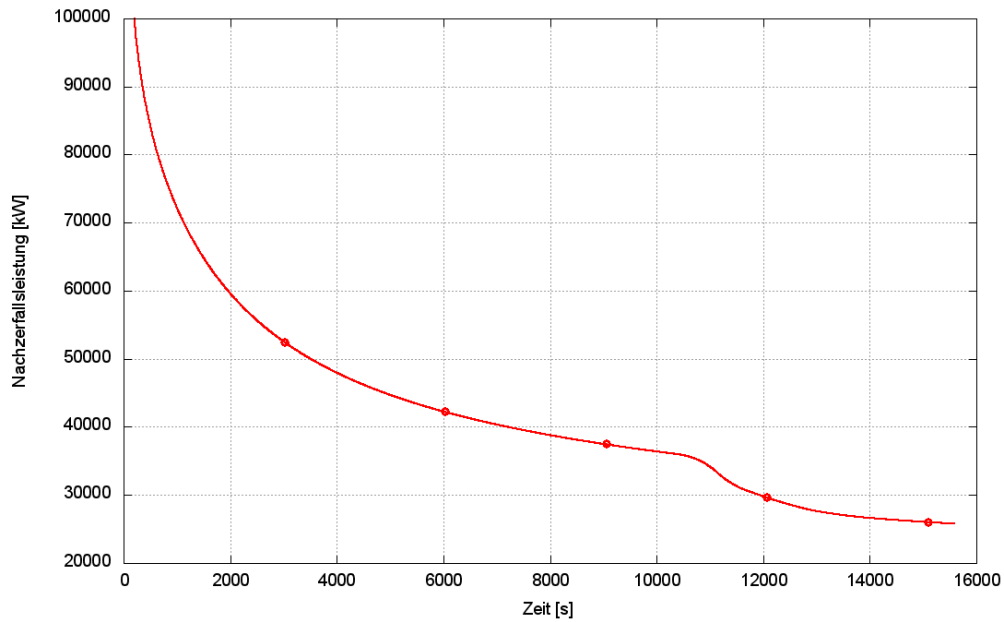


Abb. A.1 Verlauf Nachzerfallsleistung im Kern

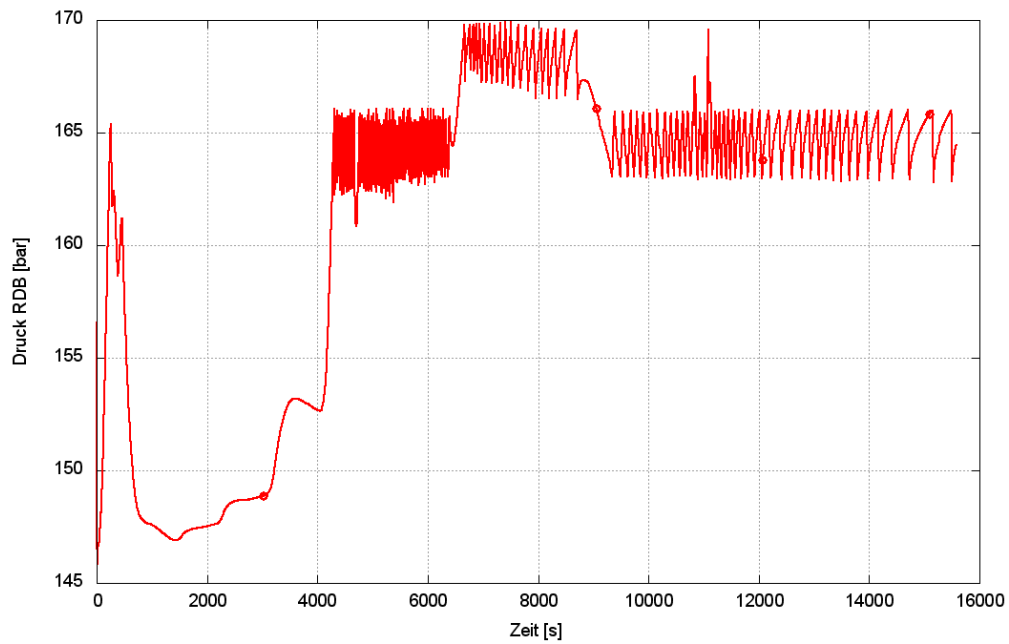


Abb. A.2 Druck im Reaktordruckbehälter

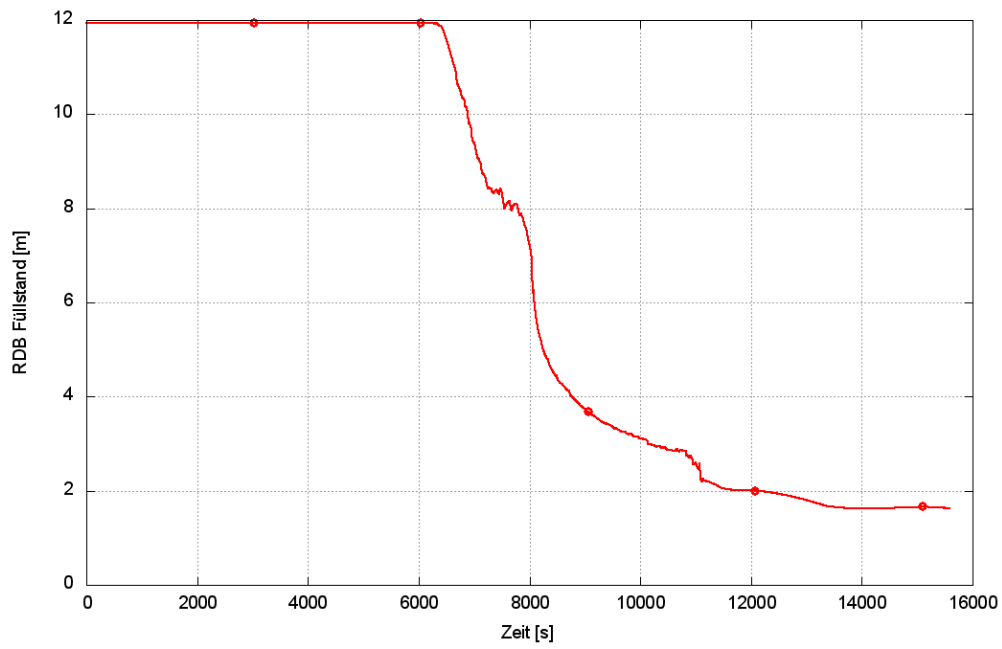


Abb. A.3 Füllstand Reaktordruckbehälter (Kernoberkante = 7,63)

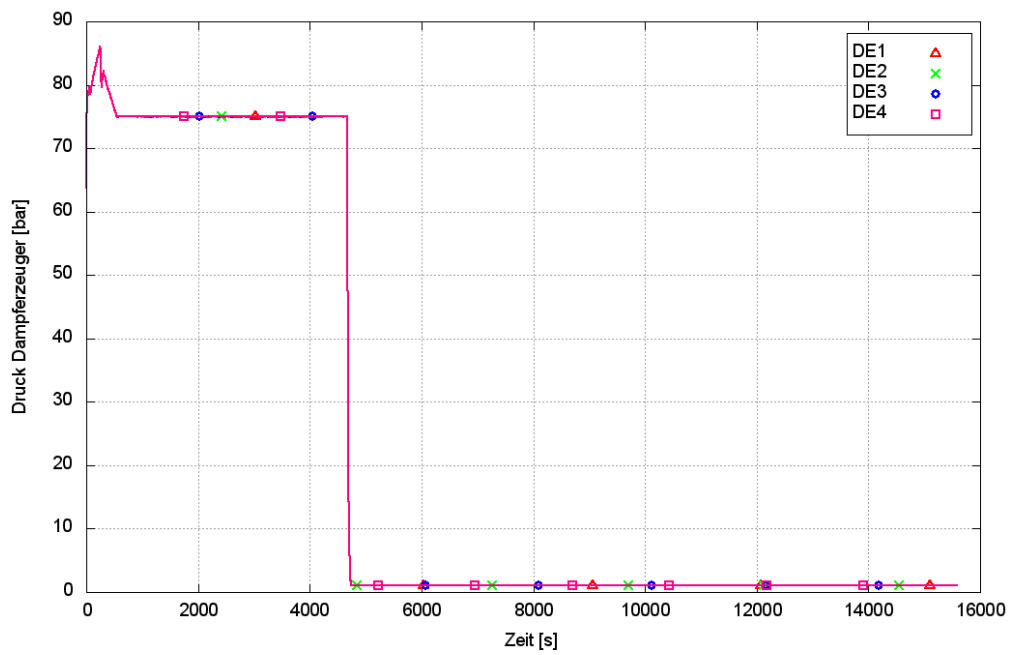


Abb. A.4 Frischdampfdruck in den Dampferzeugern

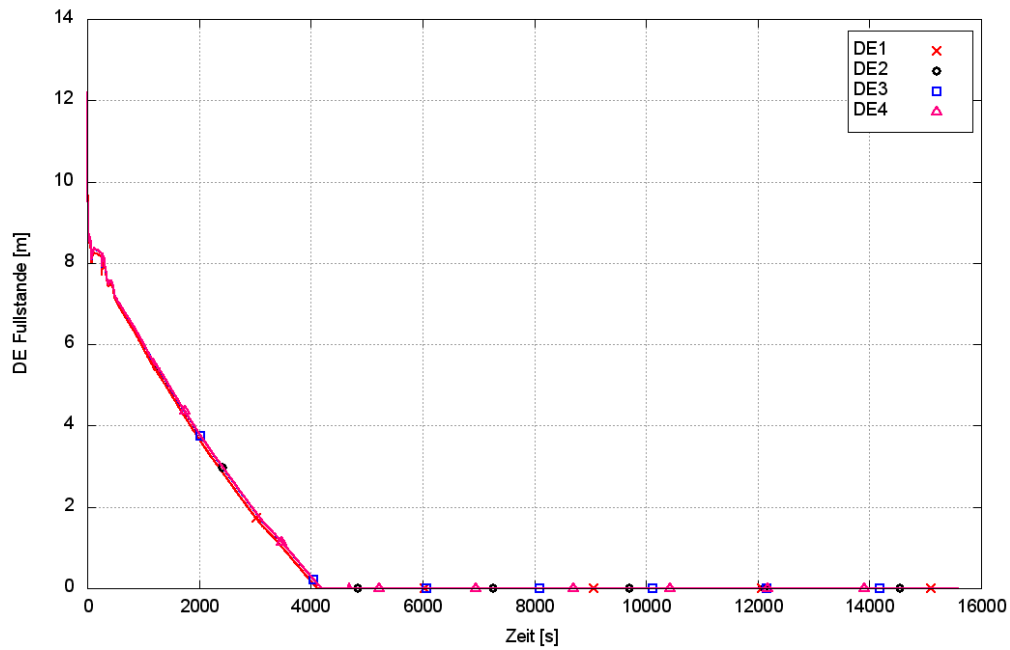


Abb. A.5 Füllstand Dampferzeuger

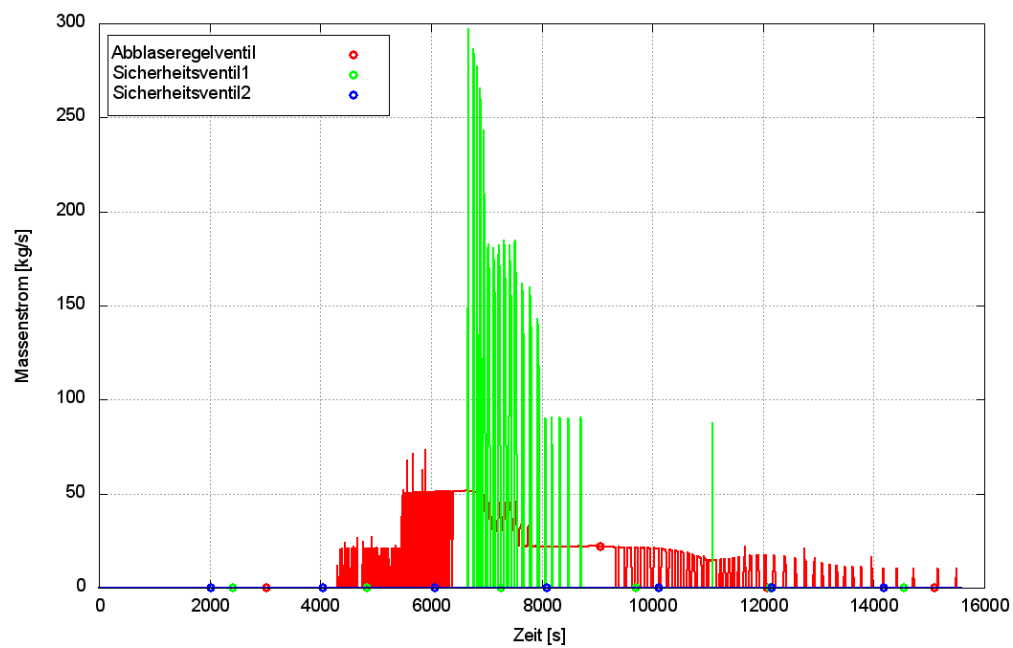


Abb. A.6 Massenströme Druckhalter-Armaturen

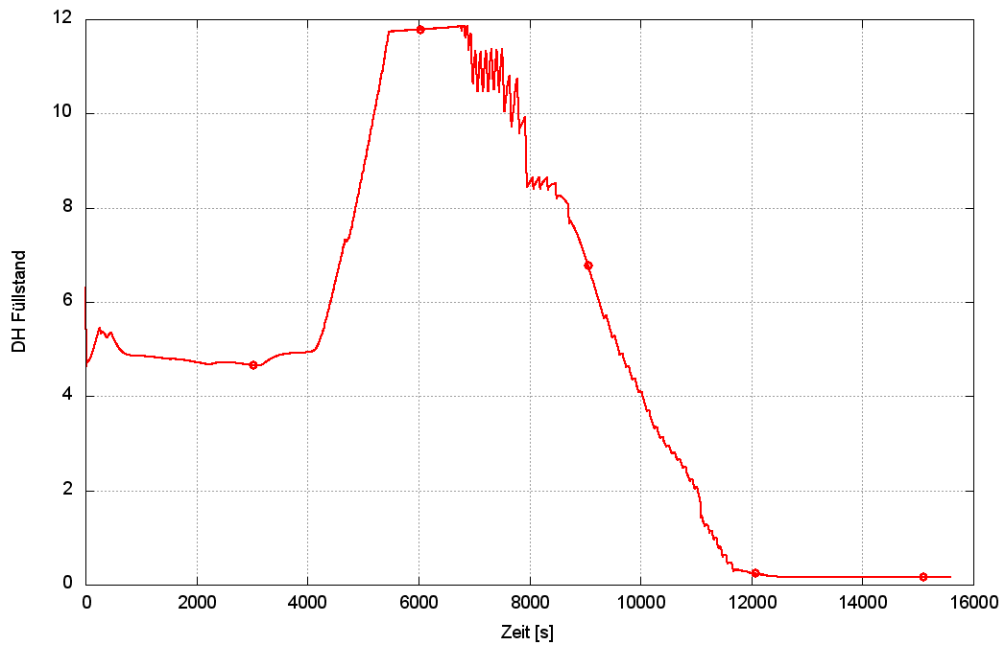


Abb. A.7 Druckhalter-Füllstand

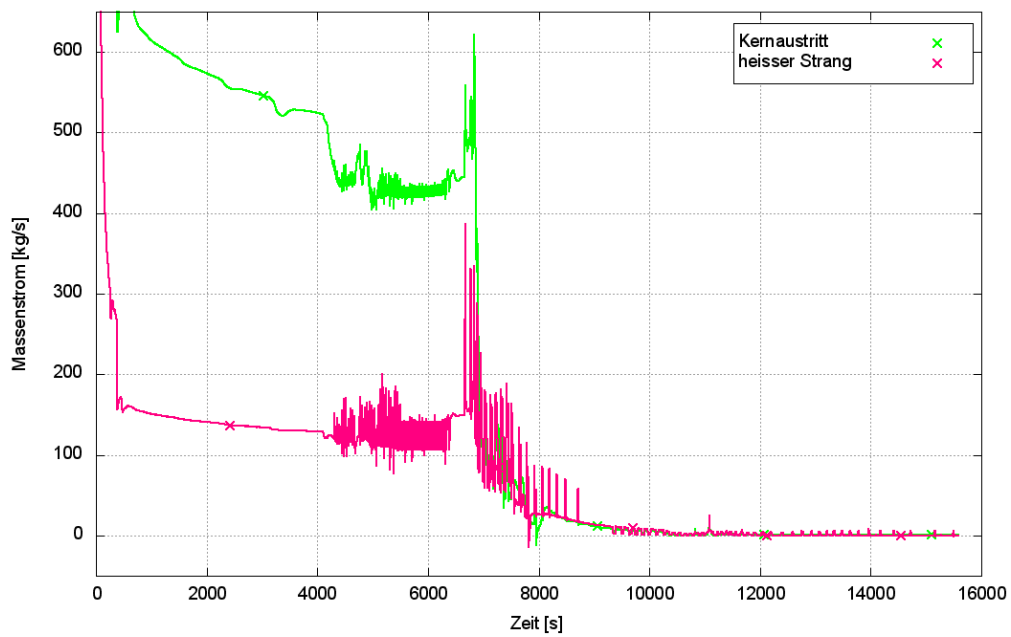


Abb. A.8 Massenstrom Kernaustritt und Eintritt heißer Strang der DH-Schleife

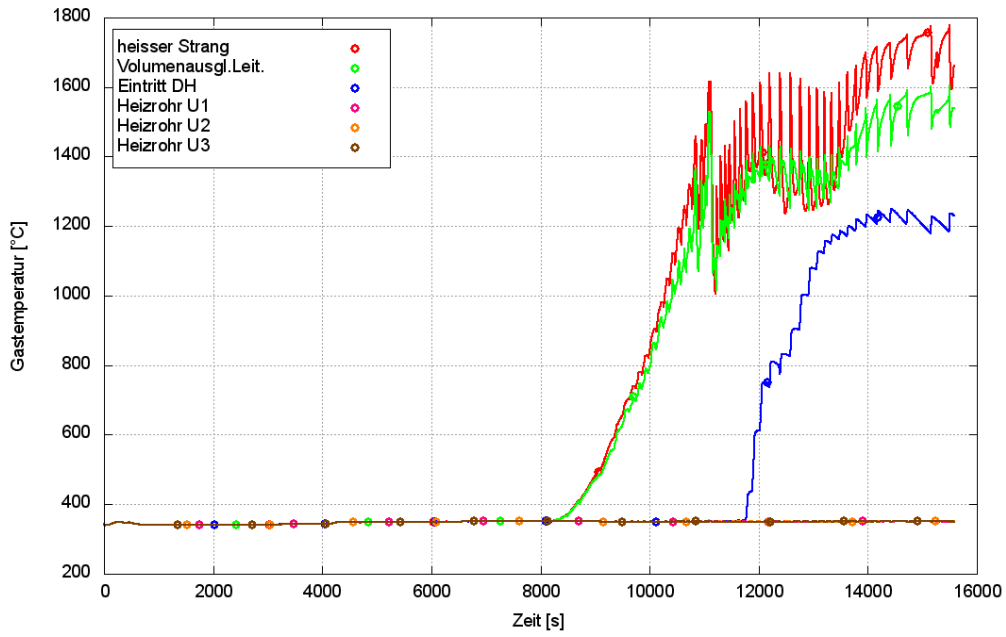


Abb. A.9 Gastemperaturen Eintritt heißer Strang, Volumenausgleichsleitung, DE-Eintrittskammer und Heizrohre

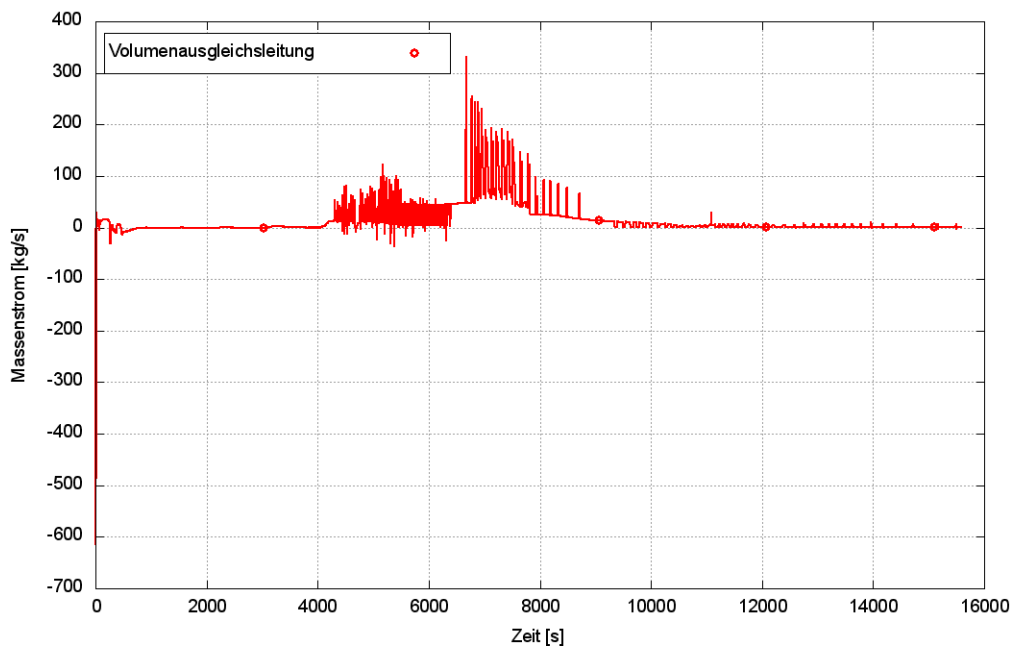


Abb. A.10 Massenstrom Volumenausgleichsleitung

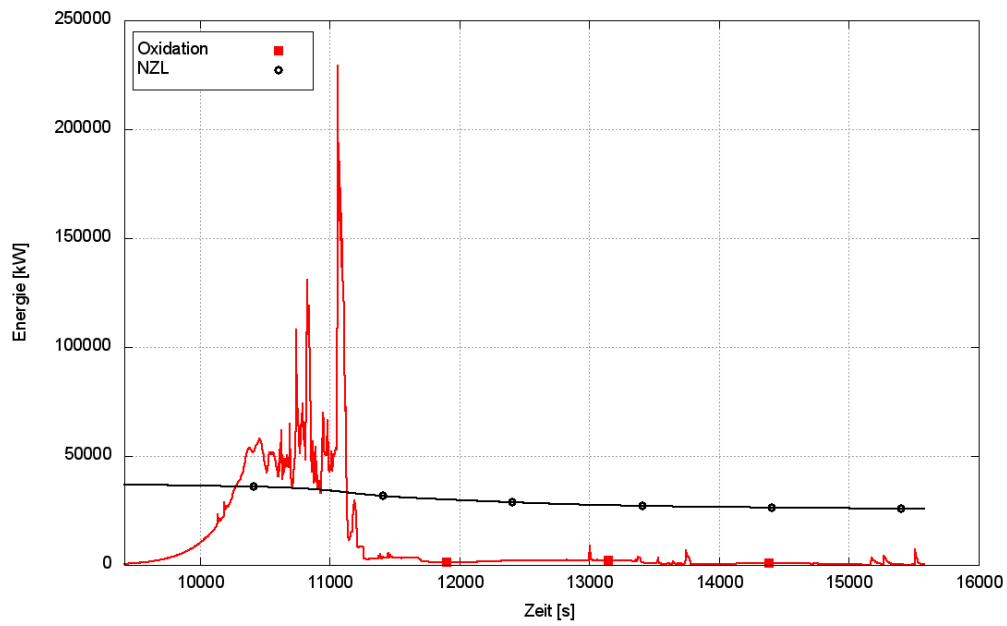


Abb. A.11 Energiefreisetzung durch Oxidation im Vergleich zu der Nachzerfallsleistung im Kern

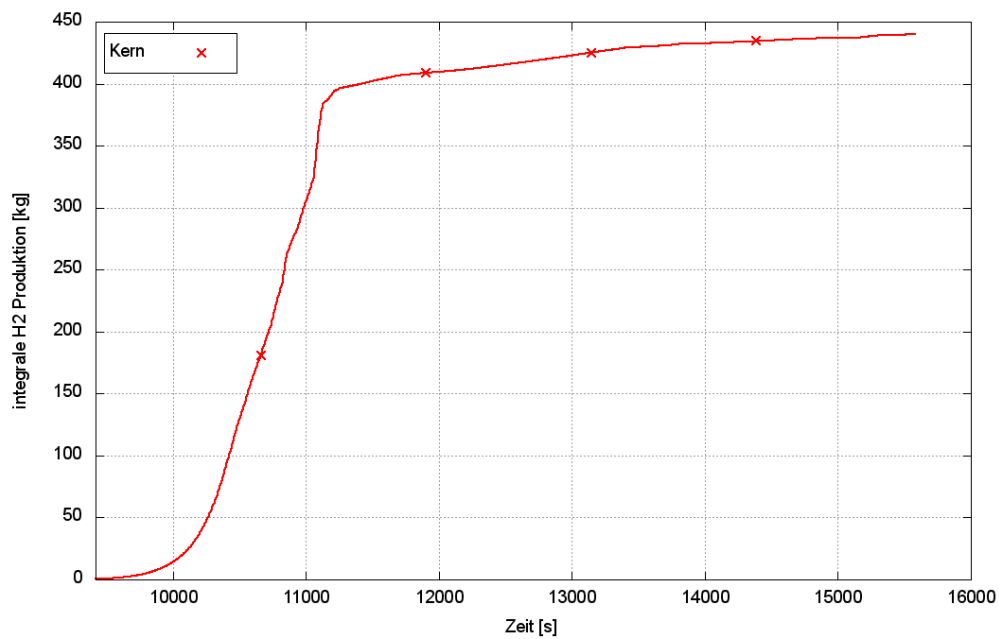


Abb. A.12 Masse des durch Oxidation entstandenen Wasserstoffs

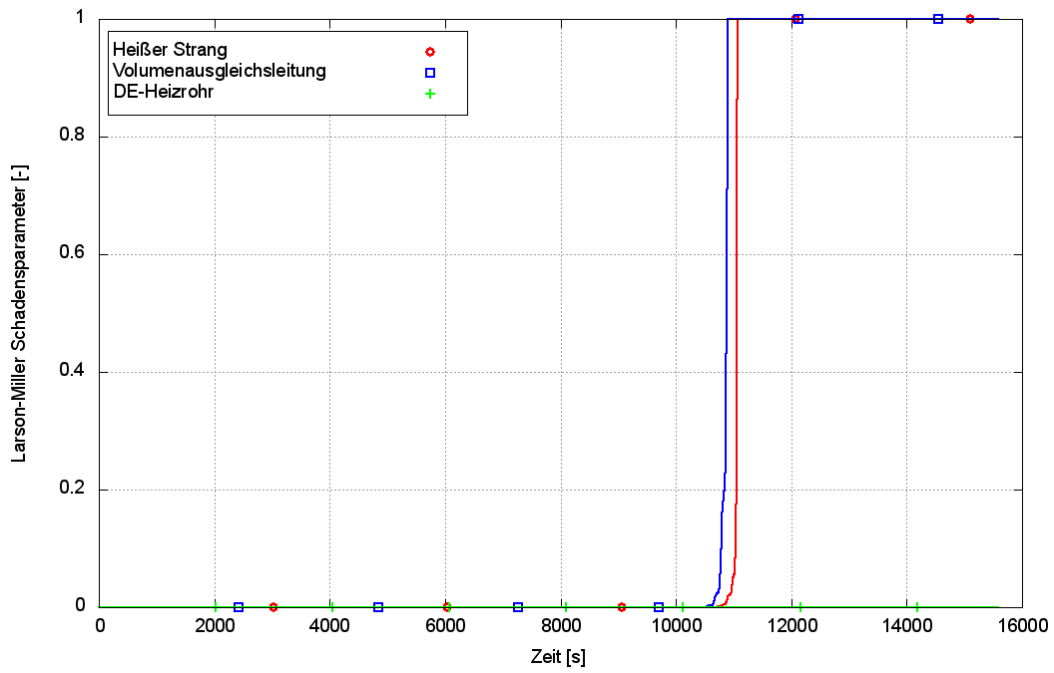


Abb. A.13 Schadensparameter des Larson-Miller-Modells für heißen Strang, Volumenausgleichsleitung und DE-Heizrohr

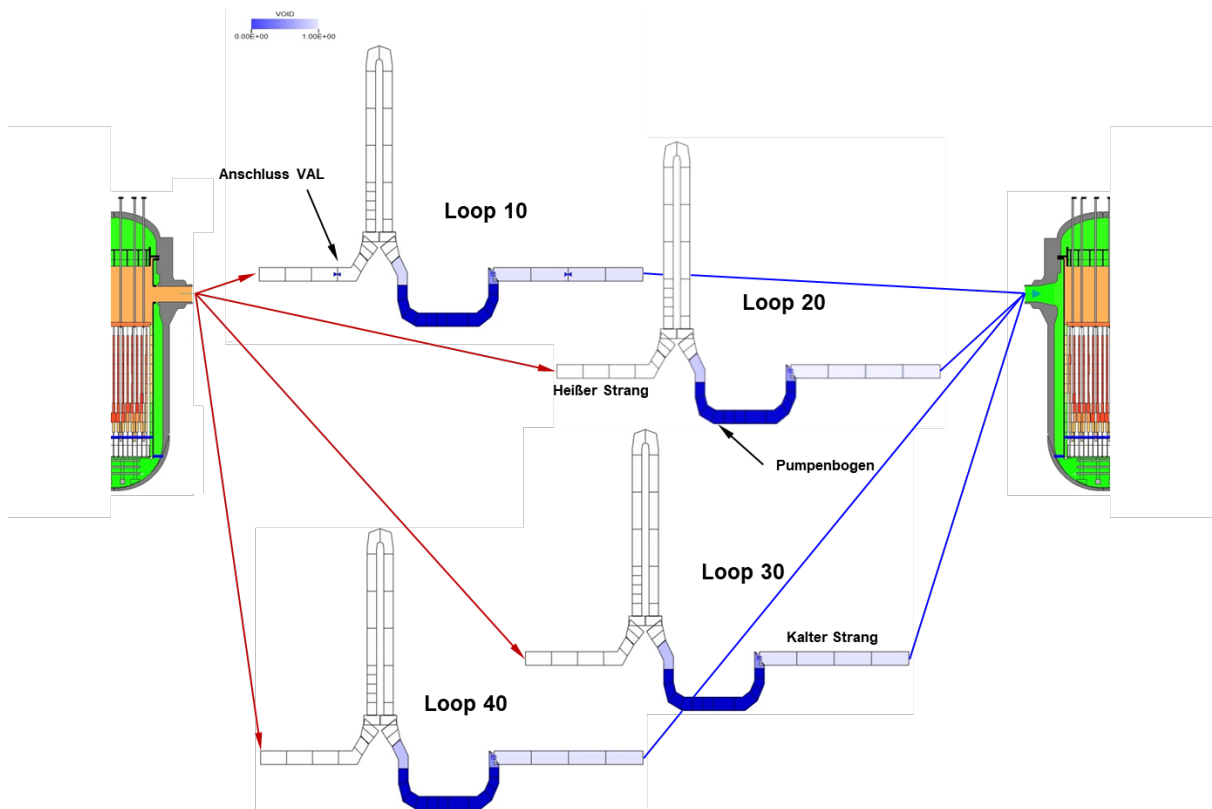


Abb. A.14 Dampfgehalte (Void) der vier Kühlmittelschleifen (Loop 10 bis Loop 40) zum Zeitpunkt 10.297 s nach Ereigniseintritt

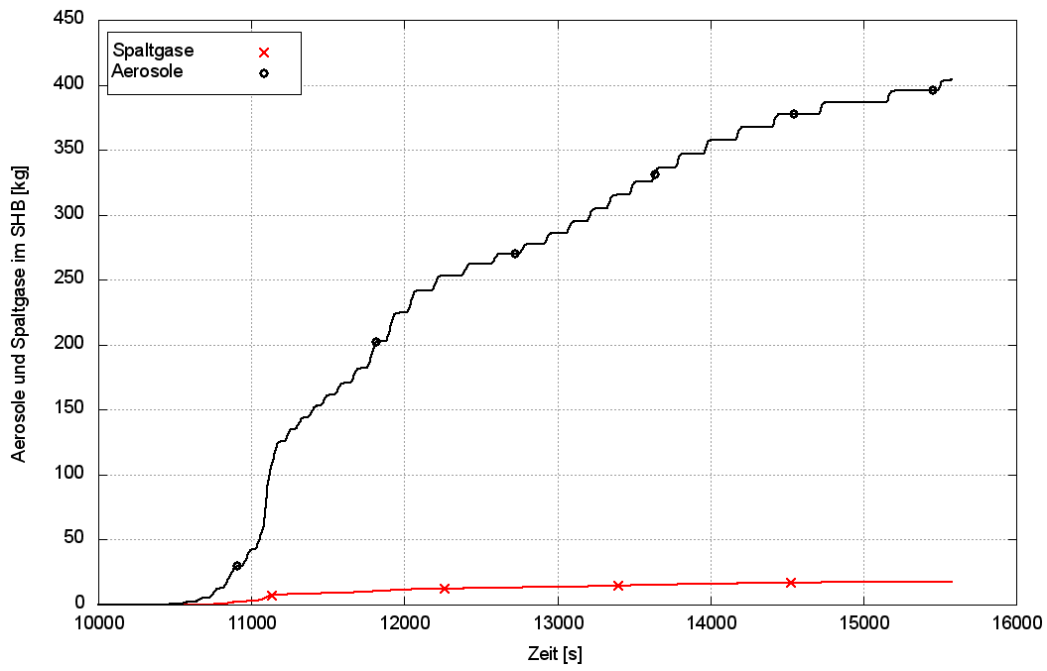


Abb. A.15 Aerosol- und Spaltgas-Massen im Sicherheitsbehälter

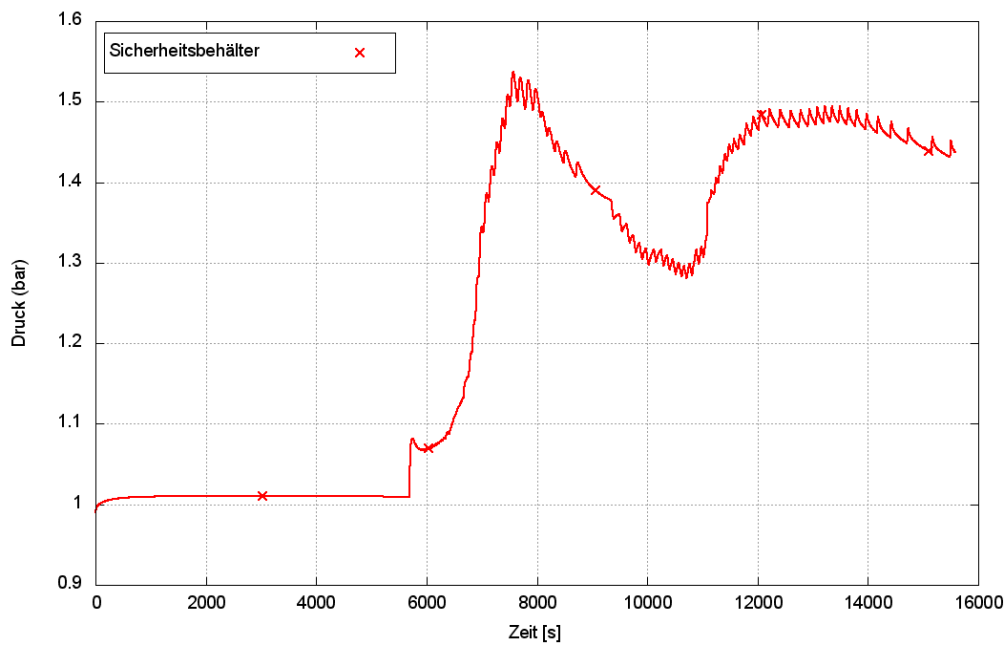


Abb. A.16 Druck im Sicherheitsbehälter

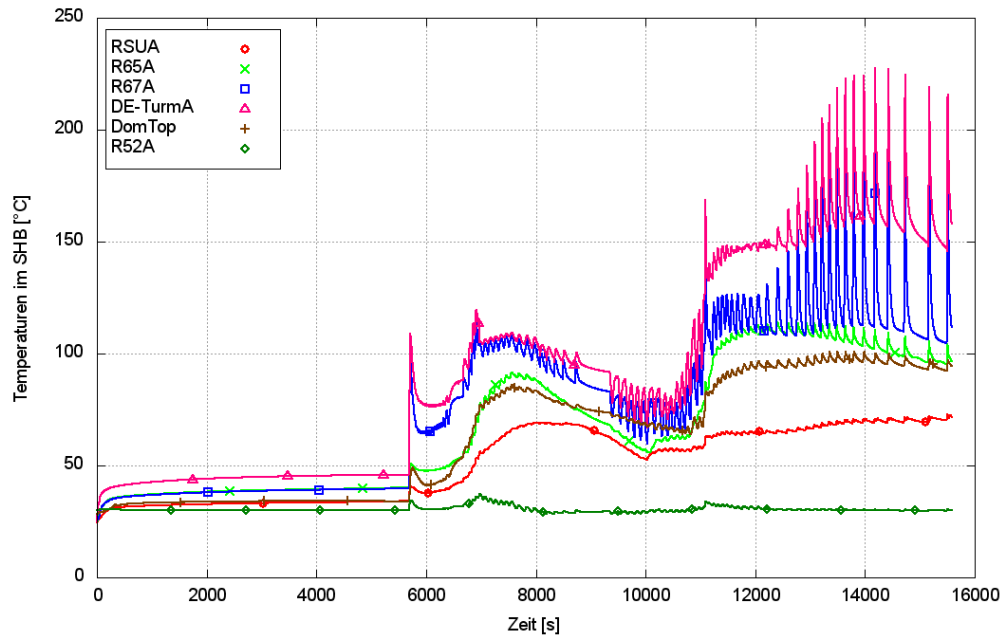


Abb. A.17 Temperaturen innerhalb des Sicherheitsbehälters

A.2 Vergleich „ATHLET-CD“- und „MELCOR 2.1“-Ergebnisse für langfristigen Station Blackout (HD-Szenario)

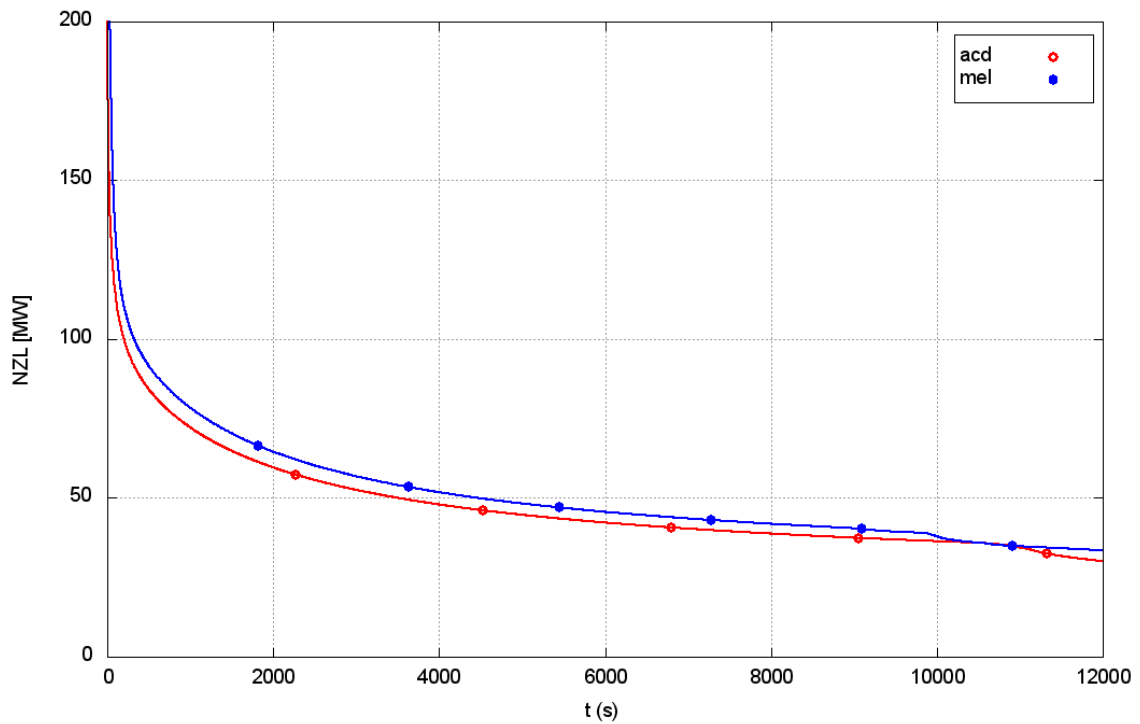


Abb. A.18 Verlauf Nachzerfallsleistung im Kern

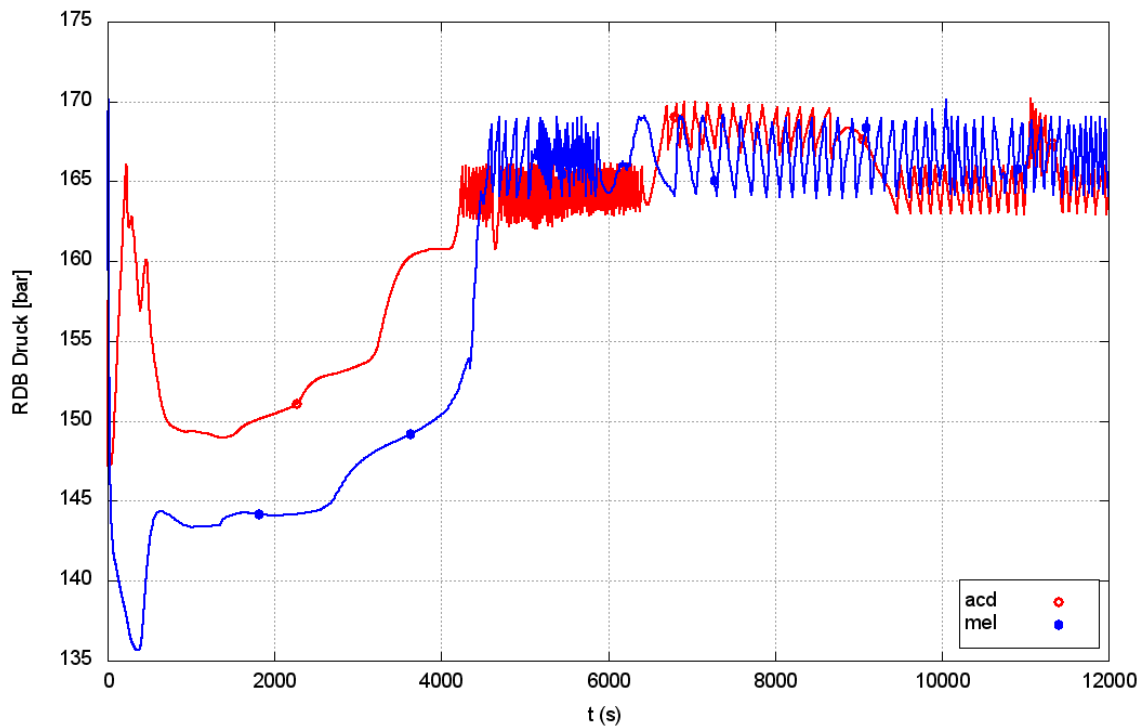


Abb. A.19 Druck im Reaktordruckbehälter

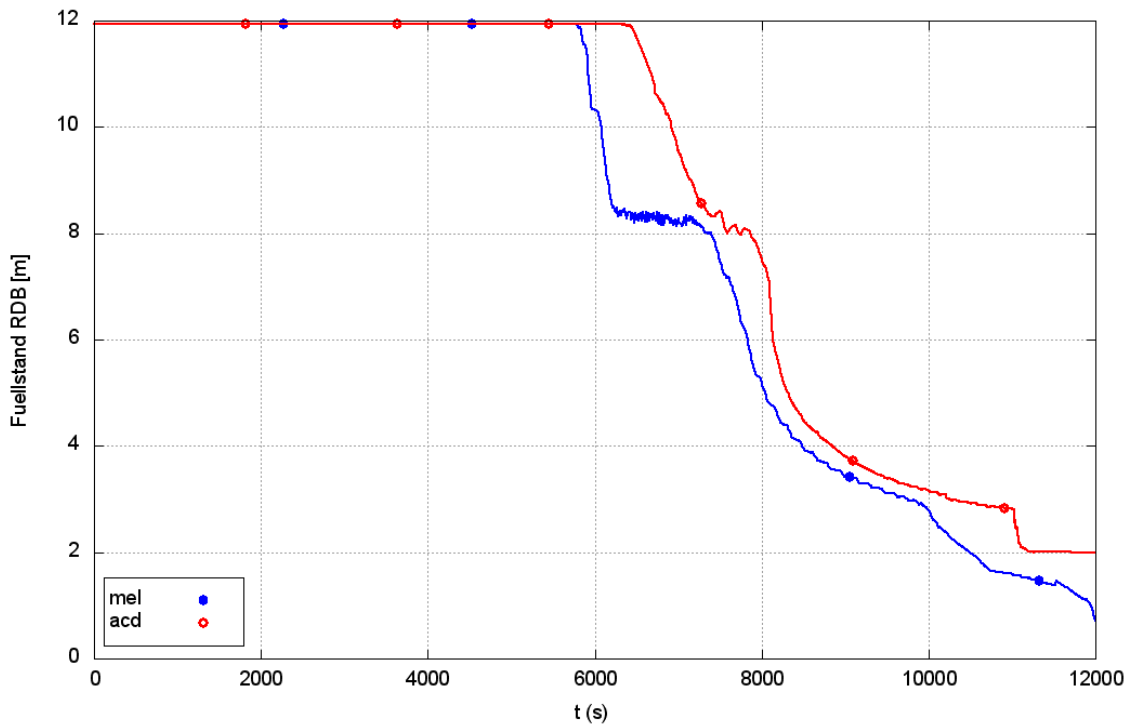


Abb. A.20 Füllstand Reaktordruckbehälter

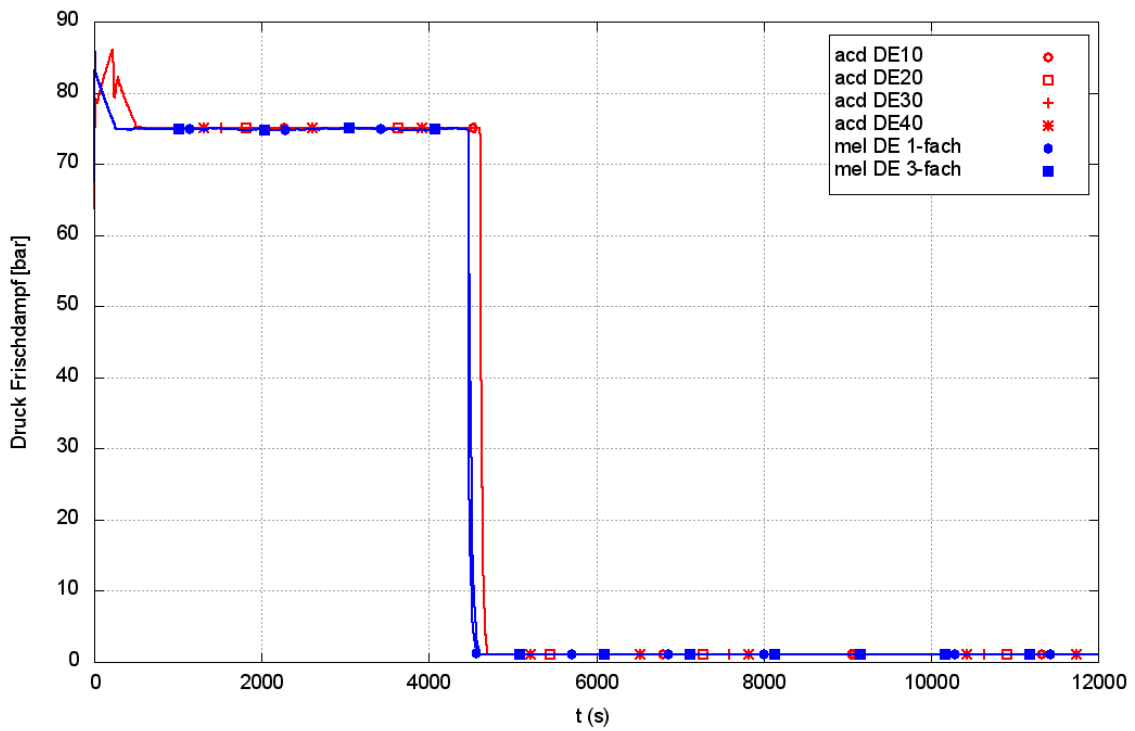


Abb. A.21 Frischdampfdruck in den Dampferzeugern

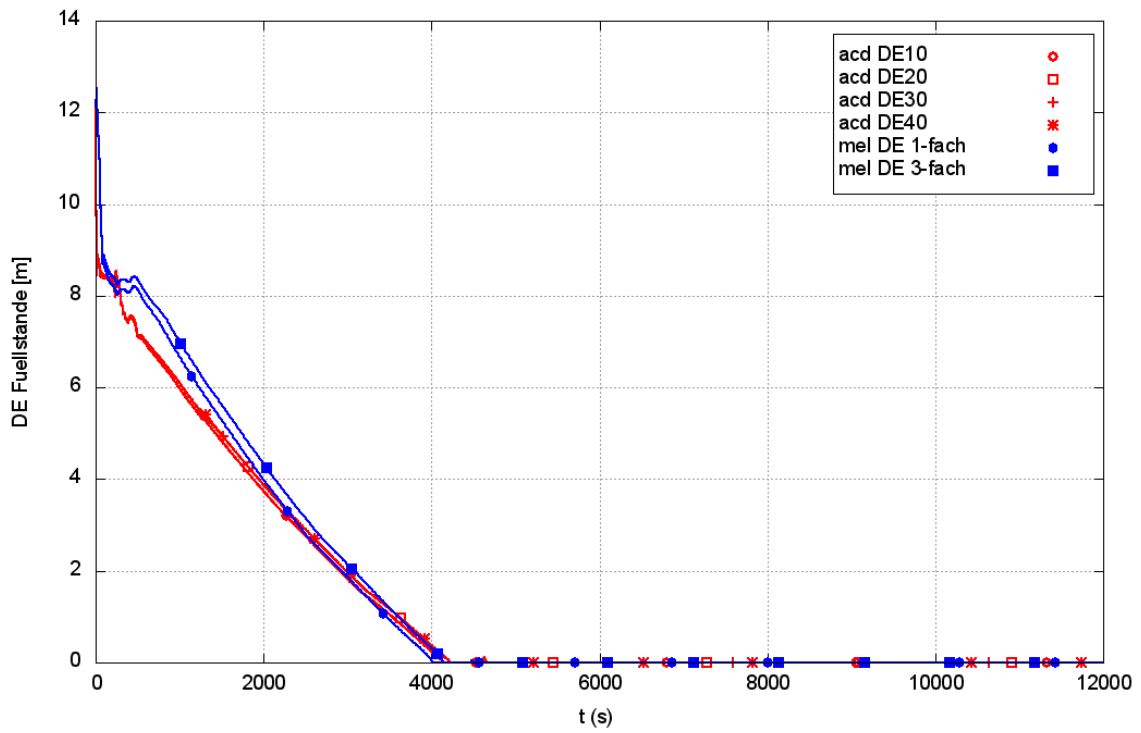


Abb. A.22 Füllstände Dampferzeuger

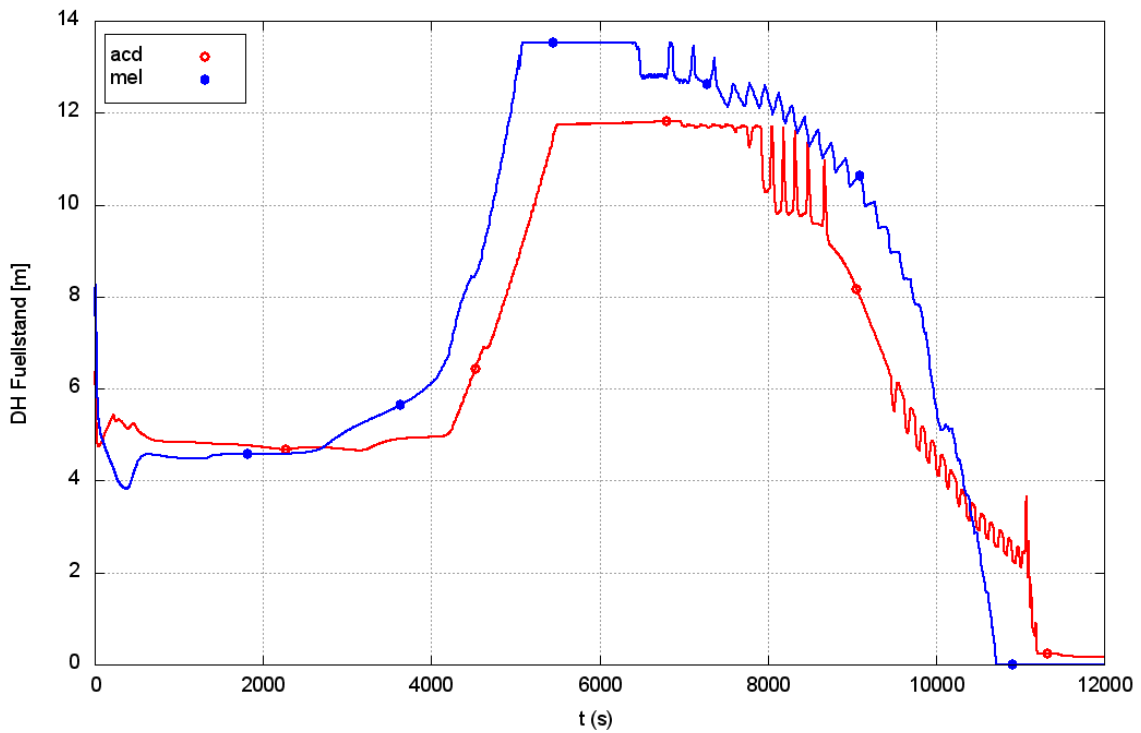


Abb. A.23 Druckhalter-Füllstand

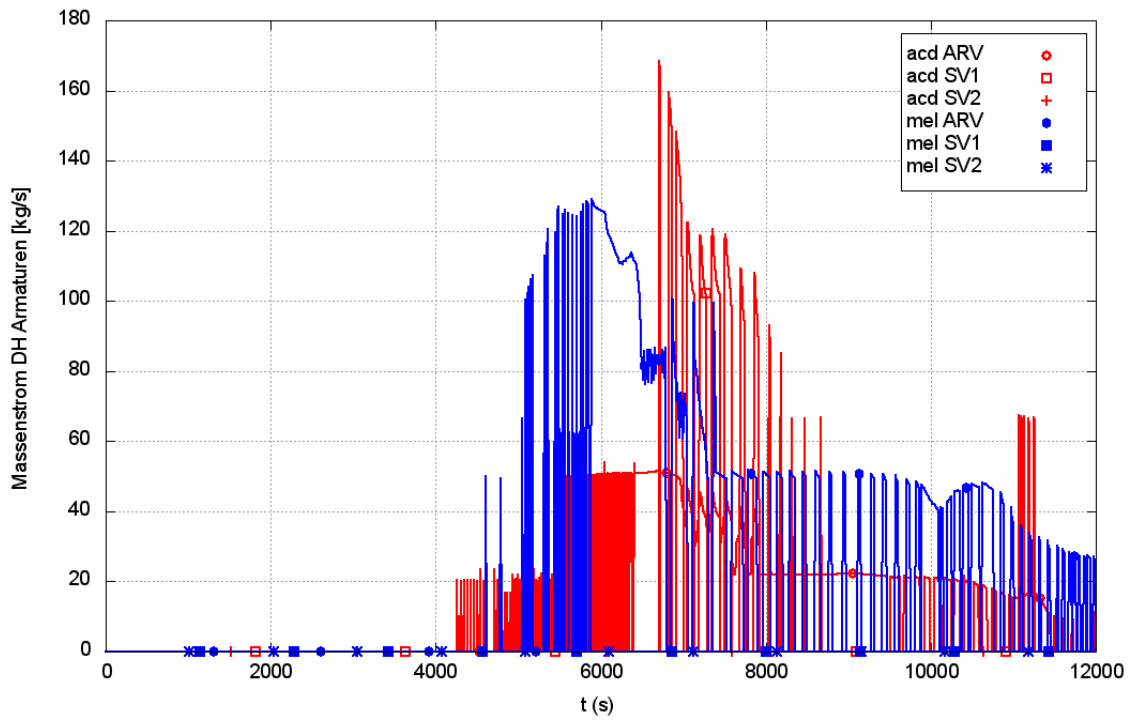


Abb. A.24 Massenströme DH-Armaturen

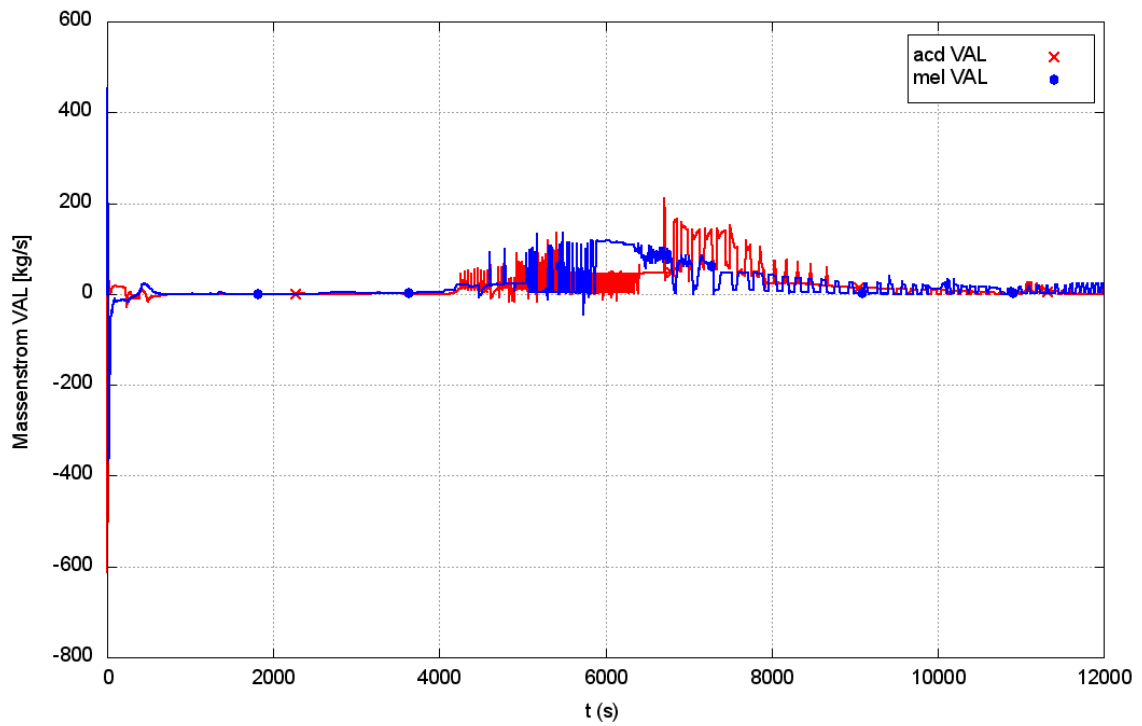


Abb. A.25 Massenstrom Volumenausgleichsleitung (VAL)

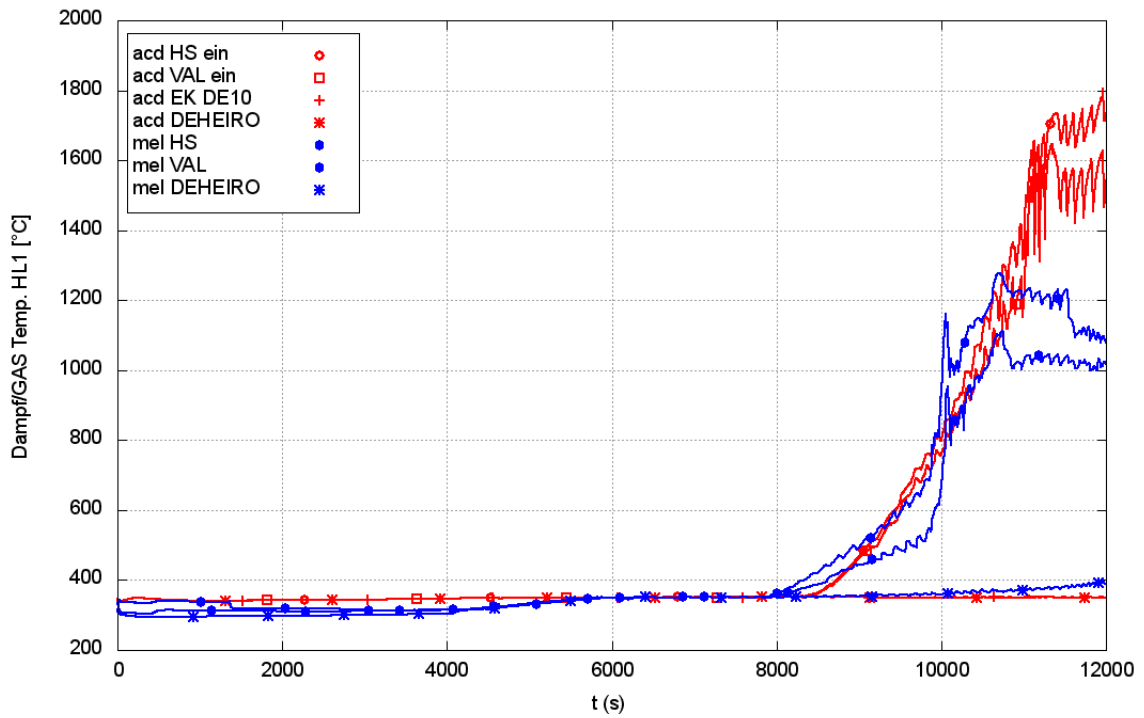


Abb. A.26 Gastemperaturen Eintritt heißer Strang, Volumenausgleichsleitung, DE-Eintrittskammer und Heizrohre

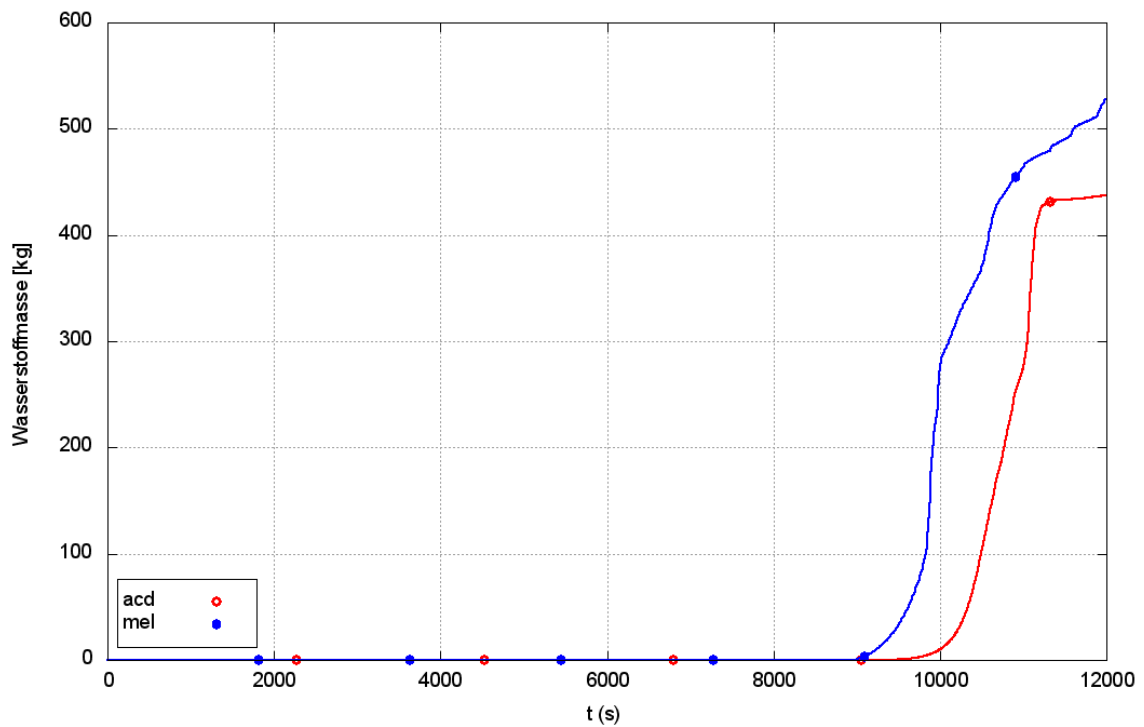


Abb. A.27 Masse des durch die Hüllrohr-Oxidation entstandenen Wasserstoffs

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14

85748 Garching b. München

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

10719 Berlin

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

38122 Braunschweig

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de