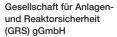


# **EASY**

Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen

Ein Verbundprojekt der:







# **EASY**

Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen

Sebastian Buchholz (GRS) Thomas Mull (Framatome) Thomas Wagner (Framatome) Hristo Hristov (GRS) Rebekka Gehr (RWTH) Nadine Kaczmarkiewicz (THD) Giuseppe Bonfigli (THD) Michael Sporn (TUD) Christoph Schuster (TUD) Frank Schäfer (HZDR) Eckhard Schleicher (HZDR)

#### August 2018

## **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Verbundvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter den Kennzeichen RS1535A (GRS), 1501492B (Framatome), 1501492C (RWTH), 1501492D (TUD) und 1501492E (THD) durchgeführt.

Die Arbeiten wurden von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, RWTH Aachen, TH Deggendorf (THD), TU Dresden (TUD) und der Framatome GmbH ausgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

GRS - 527 ISBN 978-3-947685-12-7



# Kurzfassung

Mit der Änderung des Atomgesetzes 2011 hat die Bundesregierung beschlossen, die Nutzung der Kernenergie zur Stromproduktion in Deutschland bis zum Jahre 2022 zu beenden. Dennoch muss der Bund weiterhin bei der Durchsetzung höchster Sicherheitsstandards und der Wahrnehmung deutscher Sicherheitsinteressen durch Bewertung geplanter kerntechnischer Neubauten in der unmittelbaren Umgebung Deutschlands sowie weltweit unterstützt und beraten werden können. Nach dem Unfall in Fukushima-Daiichi setzen diese Neubauten verstärkt auf passive Sicherheitssysteme, um Störfälle zu beherrschen. In der Vergangenheit entwickelte Computerprogramme, die für die Analyse kerntechnischer Anlagen entwickelt wurden, müssen nun für die Simulation dieser passiven Sicherheitssysteme weiterentwickelt und vor allem validiert werden. Nur so stehen die Mittel zur Verfügung, den Bund in den oben genannten Bereichen zu unterstützen.

Weiterentwicklungs- und Validierungsarbeiten für das GRS Programmsystem AC<sup>2</sup> (bestehend aus den Rechenprogrammen ATHLET, COCOSYS und ATHLET-CD) wurden im Vorhaben EASY (Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen) durchgeführt. Als Basis des Projekts wurde das KERENA Design (FRAMATOME) gewählt, da hier die Störfallbeherrschung neben aktiven Sicherheitssystemen auch ausschließlich mittels passiver Sicherheitssysteme möglich ist. Durch den Projektpartner FRAMATOME war es zudem möglich, eigens für dieses Vorhaben konzipierte Versuche an dem Integral Teststand Karlstein (INKA) durchführen zu können, die dann zur Validierung des Programmsystems AC<sup>2</sup> verwendet werden konnten. Diese integralen Versuche simulierten am Teststand Auslegungsstörfälle des KERENA-Designs und dienten der Untersuchung des Verhaltens der passiven Sicherheitssysteme bei der Interaktion miteinander. Für sich gesehen kann man hinsichtlich der durchgeführten Versuche zusammenfassend konstatieren, dass die passiven Systeme des KERENA-Designs sowohl komponentenweise als auch in ihrem Zusammenwirken sehr effektiv arbeiteten und ihrer Bestimmung vollumfänglich gerecht wurden. Die EASY-Integralversuche demonstrierten, dass Leichtwasserreaktoren durchaus so gebaut werden können, dass sie sich auch bei völligem Stromausfall selbständig und ohne Eingreifen einer Bedienungsmannschaft in einen drucklosen, kalten Zustand bringen, dies unabhängig davon, ob neben dem Stromausfall noch Kühlmittelverlust vorliegt oder nicht und dass somit kein Ereignisablauf in einen schweren Störfall mündet.

Das Projekt wurde in vier Abschnitte unterteilt:

- Weiterentwicklung von AC<sup>2</sup> bezüglich großer Wasserpools, der Simulation der passiven Flutarmatur sowie der Kopplung zwischen ATHLET und COCOSYS
- Validierung von AC<sup>2</sup> gegen schon vor dem EASY-Vorhaben durchgeführte Einzelkomponentenversuche (speziell: Gebäudekondensator, passives Flutsystem, Passiver Impulsgeber, Überströmrohre)
- Durchführung der integralen Versuche am Teststand INKA (Großes Frischdampfleitungsleck, Speisewasserleitungsleck, Reaktordruckbehälterbodenleck, Station Blackout)
- Validierung von AC<sup>2</sup> gegen die durchgeführten integralen Versuche

In EASY wurde gezeigt, dass das 3D-Modell für große Wasserpools inklusive Gemischspiegelmodell angewendet werden kann. Weiterhin wurde für die passive Flutarmatur ein Modell entwickelt, das das Verhalten der Armatur hinsichtlich des Öffnungszeitpunktes und des Ventilhubs gut simulieren kann. Das Flutsystem und der passive Impulsgeber können mit ATHLET zuverlässig simuliert werden. Die Validierung von COCOSYS und ATHLET hinsichtlich der Gebäudekondensatoreinzelkomponentenversuche zeigt, dass beide Codes die in den Experimenten erreichten Wärmetauscherleistungen unterschätzen. Während das auch bei den Nachrechnungen des Station-Blackouts und des Frischdampfleitungslecks der Fall war, konnte beim Reaktordruckbehälterbodenleck das Verhalten des Gebäudekondensators jedoch korrekt wiedergegeben werden. Die Anwendung von COCOSYS zur Simulation des Kondensationsrohres (Verbindung zwischen Dry- und Wetwell) zeigte in den Nachrechnungen der Integralversuche, dass COCOSYS mittels des sogenannten Injection-Modells dieses Überströmrohr korrekt simulieren kann. Für die Einzelkomponententests zu den Überströmrohren hat sich herausgestellt, dass sie nur bedingt für eine Validierung von COCOSYS geeignet sind, da in den Versuchen die Druckdifferenzen über die Leitungen bezüglich ihres Einsatzes in INKA unrealistisch hoch angesetzt wurden.

Die im Rahmen von EASY durchgeführten Experimente zum Frischdampfleitungsleck, RDB-Bodenleck, Speisewasserleitungsleck und SBO wurden voraus- und nachgerechnet. Für die Nachrechnungen wurde neben ATHLET auch die die gekoppelte Version ATHLET/COCOSYS (als GCSM-Kopplung) genutzt. Die im Vorhaben entwickelte neue thermohydraulische Kopplung konnte aufgrund von Stabilitätsproblemen in EASY noch nicht eingesetzt werden. Insgesamt zeigte sich, dass die Integralexperimente im Grunde alle mit ATHLET bzw. der gekoppelten Version nachgerechnet werden können. Allersings mussten sowohl der Gebäude- auch der Notkondensator mittels eines Korrekturfaktors flächenmäßig angepasst werden, um realistische Ergebnisse zu erzielen.

## **Abstract**

Due to the change of the German "Atomgesetz" in 2011, the German government phases out of the commercial use of nuclear power generation until 2022. Nevertheless, the German government needs capabilities to be supported on the assessment of planned nuclear new builds in the German neighbourhood and worldwide as well as on implementation of highest safety standards and safety interests. After Fukushima these new builds are focusing on passive safety systems for controlling design basis accidents more extensively. Computer codes developed in the past for analysis of nuclear plants have to be further developed and validated for such passive safety systems.

Development and validation work for the GRS program system AC2 (comprised by the codes ATHLET, COCOSYS and ATHLET-CD) were performed in EASY (Evidence of Design Basis Accident Mitigation solely with Passive Safety Systems (EASY)). The basis of the project was the KERENA Design of FRAMATOME, since the control of design basis accident is possible by passive safety systems only, although active systems are provided too. Because of the project partner FRAMATOME it was possible to perform experiments at the test facility INKA (Integral Teststand Karlstein) in Germany which were used for validation of the program system AC2 during EASY. By these so-called integral tests design basis accidents of the KERENA reactor were simulated and the interactions between different passive safety systems in different cases were investigated. The performed tests in detail showed that the passive systems of the KERENA are working effectively in both component wise and in combination with each other as they are designed for. It has been demonstrated by the integral tests that light water reactors could be build in such a way that they are able to get into low pressure and cold conditions by their own even in the case of a full loss of electricity. This is independend from wether there is a loss of coolant beside the blackout. No tested course of events leads to a severe accident.

The project was divided into four parts:

- Development of AC2 regarding large water pools, the simulation of the passive flooding valve and the coupling between COCOSYS and ATHLET
- Validation of AC<sup>2</sup> against single component tests which were already performed before EASY (in particular: Containment Cooling Condenser, Passive Core Flooding System, Passive Pressure Pulse Transmitter, Overflow Pipes)

- Performing of the integral experiments at INKA (Main Steam Line Break, Feed Water Line Break, RPV Bottom Leak, Station Blackout)
- Validation of AC<sup>2</sup> against the newly performed integral tests

It was shown in EASY, that the 3D model of ATHLET can be applied for large water pools with mixture level tracking model. Furthermore, a model has been developed for the behaviour of the passive flooding valve. With the help of this model, ATHLET can correctly predict the time point of opening and valve stroke. The passive flooding system as well as the passive pressure pulse transmitter can be well simulated. Validation calculations with COCOSYS and ATHLET on the containment cooling condenser single component tests show that both codes underestimate the heat exchanger power observed in the experiment. While this was also the case in the calculations of the integral tests main steam line break and station blackout, the behaviour of the CCC has been simulated with satisfactory results. The application of COCOSYS for simulating the vent pipe, which connects the dry- and wetwell vessel, showed in the calculation of the integral tests that COCOSYS can correctly simulate the pipe using the so-called injection model. Regarding the single component tests on the overflow pipes it was recognized that they were not well suited for validating COCOSYS, because the pressure differences between both vessels were chosen at unrealistically high values in the tests (concerning their use in INKA).

For the integral tests on the main steam line break, RPV bottom leak, feed water line break and station blackout, which were performed in the frame of EASY project, both pre- and post-test calculations have been done. For the post-calculations, ATHLET stand-alone as well as the coupled version of ATHLET and COCOSYS have been applied. For the latter, the coupling by GCSM has been used, since the thermal-hydraulic coupling developed in EASY project could not be used, due to numerical stability issues. Over all, it was shown that the integral tests can been simulated by ATHLET and the coupled version of ATHLET and COCOSYS with satisfactory results. However, for both the containment cooling condenser and the emergency condenser a correction factor has been introduced to correct the heat exchanger area to better match experimental results.

# Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	I
	Abstract	III
	Inhaltsverzeichnis	V
1	Einleitung	1
1.1	Beherrschung des Ausfalls der Hauptwärmesenke infolge eines	
	Durchdringungsabschlusses in einem SWR der Baulinie 72 sowie im KERENA	1
1.2	Unterschiede der Betriebsweise zwischen aktiven und passiven Systemen	4
1.3	Defizite der Systemcodes bei der Berechnung passiver Systeme sowie gewählter Lösungsansatz	5
2	Struktur des Projekts (GRS)	. 11
2.1	Arbeitspaket 1: Modellentwicklung, Adaption der Kopplung von	
	ATHLET / COCOSYS und Validierung anhand von	
	Einzeleffektversuchen zu passiven Systemen	. 12
2.2	Arbeitspaket 2: Experimentelle Untersuchungen an der	
	Versuchsanlage INKA	. 14
2.3	Arbeitspaket 3: Integralmodelle, Validierungsrechnungen und	
	Unsicherheitsanalysen	14
3	Modellentwicklung, Adaption, Validierung	. 15
3.1	Bereitstellung der Einzeleffektversuchsdaten (FRAMATOME)	. 15
3.2	Modellentwicklung	. 15
3.2.1	Entwicklung eines Modells für die Rückschlagklappe der Flutleitung (THD)	. 16
3.2.2	Adaption des 2D/3D Modells für große Wasserpools (GRS)	
3.3	Adaption der Kopplung von ATHLET und COCOSYS (GRS)	

3.4	Validierung von ATHLET/COCOSYS anhand der Einzeleffektexperimente	52
3.4.1	Validierung zum Passiven Impulsgeber (TUD-WKET)	
3.4.2	Validierung zu den Überströmrohren (RWTH-LRST)	
3.4.3	Validierung zum Gebäudekondensator (RWTH-LRST, GRS)	87
3.4.4	Validierung anhand der Experimente zum Geodätischen Flutbecken (GRS)	119
3.4.5	Validierung anhand der Experimente zu den Flutleitungen (THD, GRS	
4	Experimentelle Untersuchungen in der INKA-Versuchsanlage	171
4.1	Beschreibung der Anlage (FRAMATOME)	171
4.2	Anpassungen der Anlage für EASY (FRAMATOME, TUD-ASP)	172
4.3	Experimentelle Ergebnisse (FRAMATOME, TUD-ASP)	173
4.3.1	Großes Frischdampfleitungsleck	175
4.3.2	Speisewasserleitungsleck	177
4.3.3	RDB Bodenleck	182
4.3.4	Station Blackout	188
5	Integralmodelle, Validierungsrechnungen und	
	Unsicherheitsanalysen	193
5.1	Entwicklung eines ATHLET/COCOSYS Eingabedatensatzes für die INKA-Versuchsanlage (TUD-ASP, GRS)	193
5.1.1	Entwicklung des ATHLET Eingabedatensatzes für die INKA- Versuchsanlage	102
5.1.2	Entwicklung des COCOSYS Eingabedatensatzes für die INKA- Versuchsanlage	
5.2	Rechnungen der integralen Störfälle	198
5.2.1	Station Blackout (GRS)	198
5.2.2	Großes Frischdampfleitungsleck (RWTH, THD)	214
5.2.3	RDB Bodenleck und Speisewasserleitungsleck (TUD-ASP, TUD-WKET)	258
5.2.4	Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen (GRS, RWTH, THD)	
6	Versuchsanlage INTRAVIT (RWTH)	383

7	Zusammenarbeit mit PANAS	387
8	Lessons Learned	389
9	Zusammenfassung	393
	Literaturverzeichnis	399
	Abbildungsverzeichnis	403
	Tabellenverzeichnis	417
	Anhang	
Α	Ergebnisse Validierungsrechnungen GEKO mit COCOSYS	421
В	Ergebnisse für die Nachrechnung von Experimenten mit 3,5 bar reiner Dampfatmosphäre	
С	Ergebnisse für die Nachrechnung von Experimenten mit Dampf- Luft-Gemisch	
D	SUSA-Daten	437
E	Sensitivitätsmaße Station Blackout	441
E.1	Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im GAP	441
E.2	Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Füllstands im GAP	443
E.3	Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im Drywell	
E.4	Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. der NOKO- Leistung	
F	Sensitivitätsmaße Frischdampfleitungsbruch	451
F.1	Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im	151

F.2	Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Füllstands im GAP	454
F.3	Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im Drywell	457
F.4	Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. der NOKO- Leistung	460
G	Sensitivitätsmaße Frischdampfleitungsleck in AC <sup>2</sup>	. 463
G.1	Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im	
	Drywell bzw. Flooding Pool	463

# 1 Einleitung

Das Betriebs-, Stör- und Unfallverhalten von Kernkraftswerksneubauten im Ausland wird sich aufgrund der Weiterentwicklung der Sicherheitskonzepte (hier speziell die Nutzung passiver Sicherheitssysteme) wesentlich von dem der derzeit betriebenen Reaktoren unterscheiden. Generell wird – speziell nach dem Unfall in Fukushima-Daiichi – passiven Systemen ein großes Potential bei der Stör- sowie Unfallbeherrschung beigemessen WFP 13/. Die Funktionsweise von passiven Systemen beruht direkt auf physikalischen Gesetzmäßigkeiten wie z. B. Gravitation, (Natur-)Konvektion, Kondensation oder Verdampfung. Nach internationalem Verständnis sollen die passiven Systeme allein die Nachwärmeabfuhr für mindestens 72 h sicherstellen. Darüber hinaus dürfen passive Systeme keine Energieversorgung benötigen. Im Idealfall (Kategorie *Passiv A-C* gemäß IAEA TECDOC-626 /IAEA 91/) nimmt ein passives System unabhängig von Operatorhandlungen seinen Betrieb auf. In der Kategorie D hingegen ist nach /IAEA 91/ z. B. das einmalige Öffnen einer Armatur mittels einer externen Energieversorgung zulässig. In beiden Fällen sucht sich dann das passive System seinen Betriebspunkt in Abhängigkeit von den jeweils vorliegenden Randbedingungen selbst.

# 1.1 Beherrschung des Ausfalls der Hauptwärmesenke infolge eines Durchdringungsabschlusses in einem SWR der Baulinie 72 sowie im KERENA

Nachfolgend wird die Beherrschung des Störfalls Ausfall der Hauptwärmesenke (HWS) infolge eines Durchdringungsabschlusses (DDA) mittels aktiver Systeme zur Abfuhr der Nachwärme ans Containment für einen SWR der Baulinie 72 sowie mittels passiver Systeme (KERENA) beschrieben.

#### SWR der Baulinie 72

Bei SWR der Baulinie 72 steigt beim Ausfall der HWS infolge des DDA der Frischdampfleitungen der Druck im Reaktordruckbehälter (RDB) an und der Reaktor wird über die Anregung Stellung von 2 FD-Isoventilen kleiner 85 % mittels einer Reaktorschnellabschaltung (RESA) abgeschaltet. Erreicht der Druck im RDB die Ansprechmarke für die Sicherheits- und Entlastungs- (S/E) Ventile, wird zur Druckentlastung Dampf in die Kondensationskammer (KOKA) abgeblasen. Hierbei wird das verdampfte Wasser durch Nachspeisen über das dreisträngige Einspeisesystem, das in der Lage ist Wasser auch gegen hohen Druck in den RDB einzuspeisen, ersetzt. Nach dem Druckabfall schließen die S/E Ventile und der Druck steigt wieder bis zum Ansprechdruck der S/E Ventile an.

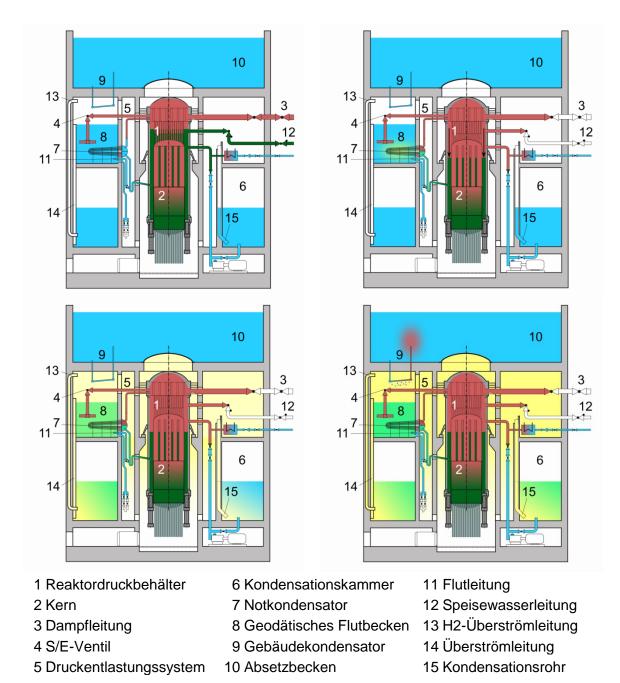
Der zuvor beschriebene Ablauf wiederholt sich mehrfach. Der hierbei in die Wasservorlage abgeblasene Dampf kondensiert in der KOKA, wodurch sich die Wasservorlage aufheizt. Erreicht die KOKA eine bestimmte Temperatur (ca. 50 °C) wird das Nachkühlsystem in der Funktion Kondensationskammerkühlen in Betrieb genommen. Hierbei wird die Wärme aus dem Nachkühlsystem an das nukleare Zwischenkühlsystem und von dort an das Nebenkühlwassersystem abgeführt. Das in den zuletzt genannten Systemen enthaltene Wasser wird ebenfalls aktiv mittels Pumpen umgewälzt. Bei Erreichen einer Temperatur von ca. 40 °C in der KOKA wird das Nachkühlsystem wieder abgeschaltet.

#### KERENA

Das gleiche Ereignis kann im KERENA – wie in Abb. 1.1 dargestellt ist – allein mit passiven Sicherheitssystemen (hier der Notkondensator (Nr. 7 in Abb. 1.1), das geodätische Flutbecken (Nr. 8), der Gebäudekondensator (Nr. 9) und das Absetzbecken (Nr. 10)) beherrscht werden, falls die aktiven Sicherheitssysteme infolge Stromausfall nicht verfügbar sein sollten. Der Not- und der Gebäudekondensator sind nach der IAEA Definition passive Systeme der Kategorie B. Die zuvor genannten Wasserpools sind dergestalt dimensioniert, dass die Einhaltung des o. g. 72 h Kriteriums ohne Handeingriffe seitens der Schicht gewährleistet ist.

Das Bild oben links zeigt den normalen Leistungsbetrieb. Die DDA Armaturen in den Dampfleitungen (Nr. 3 in Abb. 1.1) sind offen, der im RDB (Nr. 1) erzeugte Dampf strömt zur Turbine, wird hier entspannt, anschließend im Kondensator niedergeschlagen und als Speisewasser zurück in den RDB gefördert. Der konventionelle Teil des Wasser-Dampf-Kreislaufs des Reaktors (inkl. Turbine, Kondensatoren, Speisewasserbehälter sowie Vorwärmstrecke) ist für die Beherrschung des Ausfalls der Hauptwärmesenke nicht erforderlich und daher auch nicht in Abb. 1.1 dargestellt.

Nach dem Durchdringungsabschluss der Frischdampfleitung wird der Reaktor bei Ansprechen des Grenzwertes *Stellung von 2 FD-Isoventilen kleiner 85* % mittels einer RESA abgeschaltet. Der Füllstand im RDB sinkt aufgrund des Kollabierens der Dampfblasen oberhalb des Kerns ab. Mit dem Absinken des Füllstandes im RDB sinkt auch der Füllstand in den vier seitlich am RDB angeschlossenen Notkondensatorsystemen. Erreicht der Dampf die im geodätischen Flutbecken angeordneten Kondensatorrohre, beginnen diese mit der Abfuhr der Wärme aus dem RDB in das geodätische Flutbecken (Nr. 8) und führen zu einer kontinuierlichen Veringerung des Druckes im RDB. Dieser Zustand ist in Abb. 1.1 oben rechts dargestellt.



**Abb. 1.1** Darstellung der Funktionsweise passiver Sicherheitssysteme am Beispiel eines Ausfalls der Hauptwärmesenke am KERENA Reaktor

Beim Betrieb des Notkondensators heizt sich das Flutbecken auf und beginnt nach ca. 10 h zu sieden. Der dabei entstehende Dampf strömt in den mit Stickstoff inertisierten Sicherheitsbehälter und verteilt sich dort (dies ist in Abb. 1.1 unten links durch die gelbe Farbe angedeutet). Der Druckaufbau wird u. a. durch die Kondensation an den Strukturen des Containments sowie dem Überspülen eines Dampf/Stickstoffgemisches von der Druckkammer des Containments in die KOKA über die H2-Überströmrohre und die Kondensationsrohre (Nr. 14 und 15) abgeschwächt. Des Weiteren kondensiert der Dampf im Containment an den Wärmetauscherrohren des Gebäudekondensators (Nr. 9). Die

hierbei freiwerdende Wärme wird an das Wasser innerhalb der Rohre abgegeben und heizt dieses auf bzw. verdampft es. Hierdurch wird das oberhalb des Gebäudekondensators befindliche Absetzbecken (Nr. 10) erwärmt (Abb. 1.1 unten rechts).

# 1.2 Unterschiede der Betriebsweise zwischen aktiven und passiven Systemen

Die vorherige Beschreibung der Ereignisabläufe verdeutlicht die unterschiedlichen Voraussetzungen und Funktionsweisen der Wärmeabfuhr aus dem Containment. Bei den derzeit betriebenen SWR wird Energie zum Betrieb der Pumpen in den verschiedenen Redundanzen des Nachkühl-, des nuklearen Zwischenkühl- sowie des Nebenkühlwassersystems und leittechnisches Equipment zu ihrer Ansteuerung benötigt. Nach ihrem Start erreichen die Pumpen der Not- und Nachkühlsysteme in der Funktion Kondensationskammerkühlen nach kurzer Anlaufzeit (ca. 120 s) ihren Nenndurchsatz (z. B. ca. 530 kg/s bei SWR der Baulinie 72).

Phänomenologisch deutlich komplizierter ist die rein passive Abfuhr der Wärme aus dem Containment im KERENA. Hierzu müssen zunächst die Notkondensatoren in Betrieb gehen, deren Leistung abhängig vom Druck und Füllstand im RDB und vom Druck, der Temperatur und dem Füllstand im geodätischen Flutbecken ist. Die erforderliche Leistung des Notkondensators stellt sich hierbei allein durch das periodische Öffnen der S/E Ventile, dem hieraus resultierenden Abfall des Füllstandes im RDB und in den Notkondensatorsystemen sowie der hieraus resultierenden Freilegung der Notkondensatorrohre ein. Einen definierten Betriebspunkt mit definierten Durchsätzen, wie dies bei aktiven Systemen der Fall ist, gibt es hingegen nicht. Die Leistung der Notkondensatoren ändert sich im weiteren Störfallablauf kontinuierlich in Abhängigkeit von den o. g. Parametern. Die Notkondensatoren suchen sich ihren Betriebspunkt, der notwendig ist, um die momentane Nachzerfallswärme abzuführen, kontinuierlich selbst.

Der Beginn der Dampffreisetzung aus dem geodätischen Flutbecken in das Containment und der jeweilige Dampfmassenstrom hängen von den sich beim Wärmeeintrag durch die Notkondensatoren einstellenden mehrdimensionalen Geschwindigkeits- und Temperaturfeldern im Flutbecken ab, wobei im Flutbecken z. B. lokale Temperaturschichtungen auftreten. Aufgrund der Größe der Flutbecken im Vergleich zu den beheizten Bereichen ist davon auszugehen, dass große Volumina der Flutbecken zunächst kalt bleiben und eine Aufheizung und Verdampfung von Wasser zunächst lokal begrenzt ist.

Der Zeitpunkt der Dampffreisetzung sowie der Dampfmassenstrom bestimmen letztendlich den Zeitpunkt für den Beginn der Wärmeabfuhr aus dem Containment mittels der Gebäudekondensatoren. Weitere Einflussgrößen für die Wärmeübertragung sind die Konzentrations- und Temperaturfelder des Dampfes sowie dessen Partialdruck in der inertisierten Containmentatmosphäre. Letzterer wird u. a. auch von dem Überströmmassenstrom in die Kondensationskammer sowie der Kondensation an den Strukturen (innerhalb) des Containments beeinflusst. Ein weiterer Einflussparameter für den Wärmeübergang in den Gebäudekondensatoren ist die Temperaturverteilung des Wassers im Absetzbecken. Mit abnehmender Unterkühlung des angesaugten Wassers kann es in den Gebäudekondensatorrohren zur Dampfbildung kommen, die wiederum die zweiphasigen Druckverluste in dem Gebäudekondensatorsystem und hierüber den Zirkulationsmassenstrom beeinflussen. Wie die Notkondensatoren suchen sich auch die Gebäudekondensatoren ihre Betriebspunkte in Anhängigkeit einer Vielzahl sich kontinuierlich ändernder Parameter selbst.

# 1.3 Defizite der Systemcodes bei der Berechnung passiver Systeme sowie gewählter Lösungsansatz

Im Rahmen von kerntechnischen Verfahren ist nachzuweisen, dass die erforderliche Vorsorge gegen Schäden durch die Errichtung und den Betrieb einer nuklearen Anlage getroffen wurde. Hierzu wird u. a. die Beherrschung postulierter Ereignisse mit Hilfe von Simulationscodes demonstriert. In den letzten Jahrzehnten wurden weltweit zahlreiche Lumped-Parameter-Programme entwickelt, validiert, verifiziert und an die jeweils aktuellen Anforderungen angepasst und erweitert. Dabei werden sog. Systemcodes zur Berechnung des Verhaltens der Wasser/Wasserdampfströmungen innerhalb von Rohrleitungen und der Containmentcodes zur Berechnung des Verhaltens der Gasströmungen unterschieden.

Für Anlagen mit passiven Sicherheitssystemen bedeutet dies, dass die zur Simulation herangezogenen Codes in der Lage sein sollen, das Betriebsverhalten von passiven Systemen bei diesen postulierten Ereignissen (hierzu gehört u. a. der zuvor beschriebene Ausfall der HWS infolge DDA) zuverlässig zu simulieren und die Einhaltung der im kerntechnischen Regelwerk geforderten Kriterien zu belegen. Derzeit ist jedoch speziell die Simulation des Anlaufverhaltens von passiven Systemen für die aktuell weltweit zur Sicherheitsanalyse eingesetzten Simulationscodes (u. a. die von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH entwickelten Systemcodes ATHLET (Analyse der THermohydraulik von LEcks und Transienten) und COCOSYS (Containment

Code System) eine besondere Herausforderung. Die Codes wurden vor Jahrzehnten ursprünglich für die damals zu begutachtenden Reaktoren der Generation II entwickelt und berücksichtigen daher hauptsächlich erzwungene Strömungen. Ihre Fähigkeit freie konvektive Strömungen infolge von kleinen treibenden Druckdifferenzen sowie kleinen bzw. großen Temperaturdifferenzen, die charakteristisch für das Anlaufen und den Betrieb von passiven Sicherheitssystemen sind, zu simulieren, muss erst noch im Detail nachgewiesen werden. Darüber hinaus müssen die Codes für ausgewählte Phänomene (wie z. B. Temperaturschichtungen in großen Wasserpools bzw. Temperatur- und Konzentrationsfelder in großen, mit Gas/Dampf-Gemischen gefüllten Räumen) speziell weiterentwickelt und gegen experimentelle Daten validiert werden. Letztendlich soll im Rahmen des Vorhabens geklärt werden, wie gut die Simulationstools in der Lage sind, die Betriebspunkte der passiven Systeme in Anhängigkeit einer Vielzahl sich kontinuierlich ändernder Parameter vorherzusagen.

Zur Absicherung bzw. Erhöhung der Aussagesicherheit der Ergebnisse einer Simulation gehört auch die Bestimmung der Sensitivität der Einflussgrößen, ihrer Unsicherheiten sowie ihres Einflusses auf die im Rahmen der Nachweisführung interessierenden Parameter. Für den langandauernden Station Blackout soll u. a. bestimmt werden, wie sich Ungenauigkeiten z. B. bei der Notkondensatorleistung oder des Temperaturfeldes in dem geodätischen Flutbecken auf den Zeitpunkt der Freisetzung von Dampf aus dem geodätischen Flutbecken sowie auf den zeitlichen Verlauf des Drucks im Containment auswirken. Hierbei ist evident, dass die Unsicherheiten mit zunehmendem zeitlichem Abstand vom Ereignisbeginn sowie der Anzahl der zwischenzeitlich in Betrieb gegangenen passiven Sicherheitssysteme zunehmen. Die Abhängigkeiten der zuvor beschriebenen Unsicherheiten voneinander sollen im Rahmen des beantragten Vorhabens systematisch untersucht und quantitativ ausgewiesen werden.

Ein Alleinstellungsmerkmal des Vorhabens EASY war es, dass die zuvor beschriebenen analytischen Arbeiten gegen eigens für dieses Vorhaben konzipierte und durchgeführte Versuche in dem Integral Teststand Karlstein (INKA) validiert werden konnten. INKA ist die weltweit größte Versuchseinrichtung ihrer Art. In ihr können passive Komponenten in den Originalabmessungen unter störfalltypischen Bedingungen getestet werden. Das Herzstück von INKA sind drei Druckbehälter mit einer Höhe von bis zu 30 m und einem (Gesamt-)Volumen von bis zu 350 m³, die die einzelnen Raumbereiche eines KERENA Containments abbilden (s. Abb. 1.2).

Obwohl die Beherrschung des Ausfalls der HWS allein mit passiven Systemen zuvor am Bsp. des KERENA diskutiert wurde, sind die hier beantragten Untersuchungen von generellem generischem Interesse für alle Reaktoren mit passiven Sicherheitssystemen. Hierzu zählen Anlagen der Generationen III, III+ oder IV sowie kleine modulare Reaktoren. Die grundlegenden Phänomene und Funktionsprinzipien der passiven Systeme der verschiedenen Hersteller sind identisch und unterscheiden sich nur in der Dimensionierung sowie in Detailausführungen.



**Abb. 1.2** Fotos der INKA-Versuchsanlage in Karlstein

In den NOKO (<u>Notkondensatoren</u>) des KERENA, in dem PRHR-HX (<u>Passive Residual Heat Removal Heat Exchanger</u>) des AP1000, in dem PCHX (<u>Passive Condensation Heat Exchanger</u>) des passiven Notspeisesystems PAFS (<u>Passive Auxiliary Feedwater System</u>) des koreanischen APR+ sowie in den Notkondensatoren des argentinischen CAREM wird die (Nach-)Wärme mittels horizontaler Wärmetauscherbündel an einen Wasserpool abgeführt. Sofern ein Systemcode das eigentliche Phänomen (hier die Kondensation in waagerechten Rohren) grundsätzlich beschreiben kann, können die konstruktiven Besonderheiten der einzelnen Wärmetauscher (wie z. B. die Abmessungen der Kondensatorrohre (Länge, Durchmesser, Neigung), die Gestaltung der Sammler, die Anbindung an die jeweiligen Systeme sowie die Anordnung im Gebäude) durch die individuelle Abbildung (Nodalisation) der jeweiligen Komponente in dem Eingabedatensatz des jeweiligen Reaktorkonzeptes berücksichtigt werden. Das gleiche gilt auch für alle

übrigen Phänomene wie z. B. die Kondensation an Rohren bzw. an Oberflächen, das Verhalten großer Wasserpools, Stratifizierung, Mischung sowie Entmischung von Gasen, usw. entsprechende Zuordnungen von Phänomenen zu Reaktorkonzepten sind in Tab. 1.1 zusammengefasst /IAEA 09/. Erläuterungen zu den Abkürzungen aus Tab. 1.1 finden sich in Tab. 1.2.

**Tab. 1.1** Zusammenstellung der Phänomene und Wirkprinzipien passiver Systeme nach IAEA /IAEA 09/ sowie der Reaktoren bzw. Reaktorkonzepte (s. Tab. 1.2), in denen diese zum Einsatz kommen

Funktion	Phänomen/Wirkprinzip	Reaktor	System
	Verhalten großer Wasserpool, Natur- konvektion	WWER640, SMART, PSRD, IMR, IRIS	Passiv gekühlter DE (Wasser)
	Naturkonvektion	WWER1000, APWR+, IMR	Passiv gekühlter DE (Luft)
Nachwärmeab- fuhr/Druckbe- grenzung	Naturkonvektion, Einfluss nichtkonden- sierbarer Gase auf den Wärmeüber- gang	AP1000, SCWR-CANDU, SCOR	Passive Nachwärmeabfuhr
gronzarig	Naturkonvektion	KERENA, SBWR, ESBWR, ABWR-II, RMWR, AHWR, CAREM	Passive Nachwärmeabfuhr bei Verlust HWS
	Naturkonvektion, Verhalten großer Wasserpools	AP1000, WWER640, MASLWR	Sumpfkühlung
	Gravitation	KERENA, AP1000, WWER640, SBWR, ESBWR, LSBWR, AHWR, ACR1000, SCWR-CANDU, IRIS	Kernflutbecken
Fluten bei KMV	Gravitation, Temperaturstratifizierung, Naturkonvektion, Verdampfung	AP1000, WWER1000, ACR1000, SCWR-CANDU, IRIS	Core Make-up Tanks (CMT)
	Unter Überdruck stehendes Stickstoff- polster	AP1000, EPR, WWER1000, AES92, ESBWR, APWR+, AHWR, SMART	Druckspeicher
	Verhalten großer Wasserpools, Ein- fluss nichtkondensierbarer Gase auf den Wärmeübergang, Kondensation	KERENA	GEKO (Dampfkondensation)
Sicherheitsbe- hälterkühlung	Verhalten großer Wasserpools, Ein- fluss nichtkondensierbarer Gase auf den Wärmeübergang, Kondensation	WWER640, PSRD	Kühlung durch externen Loop
	Verhalten großer Wasserpools, Ein- fluss nichtkondensierbarer Gase auf den Wärmeübergang, Kondensation	SBWR, ESBWR, ABWR-II, RMWR	Kühlung durch externen Kondensator
Sicherheitsbe- hältersprühung	Kondensation, Einfluss nichtkonden- sierbarer Gase auf den Wärmeüber- gang	AP1000, LSBWR, ACR1000, SCRW-CANDU	Sprühung SHB

**Tab. 1.2** Auflistung der genannten Reaktoren /IAEA 09/

Reaktor		Hersteller	Тур
WWER640/1000	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor	Atomenergoproject/Gidropress, Russland	DWR
SMART	System Integrated Modular Advanced ReacTor	Korea Atomic Energy Research Institute, Korea	DWR
PSRD	Passive Safe Small Reactor for Distributed Energy Supply System	Japan Atomic Energy Agency (JAEA), Japan	DWR
IMR	Integrated Modular Water Reactor	Mitsubishi, Japan	DWR

Reaktor		Hersteller	Тур
IRIS	International Reactor Innovative and Secure	Westinghouse Electric, USA	DWR
APWR+	Advanced PWR	Mitsubishi, Japan	DWR
AP1000	Advanced Passive PWR	Westinghouse Electric, USA	DWR
SCWR-CANDU	Super Critical Water Reactor CANDU	Atomic Energy of Canada Ltd., Kanada	SCWR
SCOR	Simple Compact Reactor	Commissariat à l'Energie Atomique, Frankreich	DWR
KERENA		AREVA, Frankreich	SWR
SBWR	Simplified BWR	General Electric, USA	SWR
ESBWR	Economic Simplified BWR	General Electric, USA	SWR
ABWR-II	Advanced BWR	TEPCO, Ge, Hitachi Ltd, Toshiba Corporation	SWR
RMWR	Reduced-Moderation Water Reactor	Japan Atomic Energy Agency (JAEA), Japan	SWR
AHWR	Advanced Heavy Water Reactor	Bhabha Atomic Research Centre, Indien	HWR
CAREM	Central Argentina de Elementos Modulares	National Atomic Energy Commission (CNEA), INVAP, Argentinien	DWR
MASLWR	Multi-Application Small Light Water Reactor	Idaho National Laboratory, USA	DWR
LSBWR	Long operating cycle Simplified BWR	Toshiba Corporation, Japan	SWR
ACR1000	Advanced CANDU Reactor	Atomic Energy of Canada Ltd., Kanada	DWR
EPR	European Pressurized Water Reactor	AREVA, Frankreich	DWR

# 2 Struktur des Projekts (GRS)

Das EASY Projekt ist ein Verbundvorhaben der Institutionen (in alphabetischer Reihenfolge):

- FRAMATOME GmbH
- Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH
- Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen Lehrstuhl für Reaktorsicherheit und –technik (RWTH-LRWST)
- Technische Universität Dresden mit den Professuren
  - Wasserstoff und Kernenergietechnik (TUD-WKET)
  - AREVA-Stiftungsprofessur für bildgebende Messverfahren für die Energie und Verfahrenstechnik (TUD-ASP)
- Technische Hochschule Deggendorf

Das Ziel des Vorhabens Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen (EASY) ist die Weiterentwicklung und Validierung des gekoppelten Programmsystems AC2, bestehend aus den Programen ATHLET (-CD) und COCOSYS für die zuvor beschriebene Zielstellung. Mit der Änderung des Atomgesetzes im Juli 2011 hat die Bundesregierung beschlossen, die Nutzung der Kernkraft zur Energieerzeugung in Deutschland bis zum Jahr 2022 zu beenden. Das Forschungsvorhaben zielt daher darauf ab, geplante Neubauten mit passiven Sicherheitssystemen speziell in Europa sicherheitstechnisch bewerten und den Bund bei der Wahrnehmung vitaler deutscher Sicherheitsinteressen sowie der Durchsetzung höchster nuklearer Sicherheitsstandards in der EU unterstützen zu können. Dementsprechend musste das Programmsystem AC2 zur Simulation der thermohydraulischen Phänomene, wie sie bei der Nutzung passiver Sicherheitssysteme auftreten (z.B. Temperaturschichtungen in großen Wasserpools, natürliche Konvektion in großen Wasserpools und Leitungen, gravitationsgetriebenes Fluten, Einfluss nicht-kondensierbarer Gase auf Wärmeübergänge, usw.) erweitert und validiert werden.

Zu diesen Arbeiten in EASY gehörten neben der Erweiterung der Kopplungsmöglichkeiten zwischen ATHLET und COCOSYS und dem Erstellen eines Modells für das Verhalten einer passiven Flutarmatur auch die Validierung des Programmsystems anhand von Einzelkomponententests mit definierten Anfangs- und Randbedingungen sowie neu durchgeführte Integraltests.

Die Arbeiten im EASY Projekt wurden von den Verbundpartnern innerhalb der folgenden Arbeitspunkte durchgeführt:

AP1: Modellweiterentwicklung, Adaption der Kopplung ATHLET/COCOSYS und Validierung anhand von Einzeleffektversuchen zu passiven Systemen

AP2: Experimentelle Untersuchungen an der Versuchsanlage INKA

AP3: Integralmodelle, Validierungsrechnungen und Unsicherheitsanalysen,

AP4: Projektleitung und Dokumentation.

Im Folgenden sind die einzelnen Arbeitspakete aufgelistet und ihre Inhalte beschrieben. Weiterhin sind die für die einzelnen Arbeitspunkte verantwortlichen Partner aufgeführt.

# 2.1 Arbeitspaket 1: Modellentwicklung, Adaption der Kopplung von ATHLET / COCOSYS und Validierung anhand von Einzeleffektversuchen zu passiven Systemen

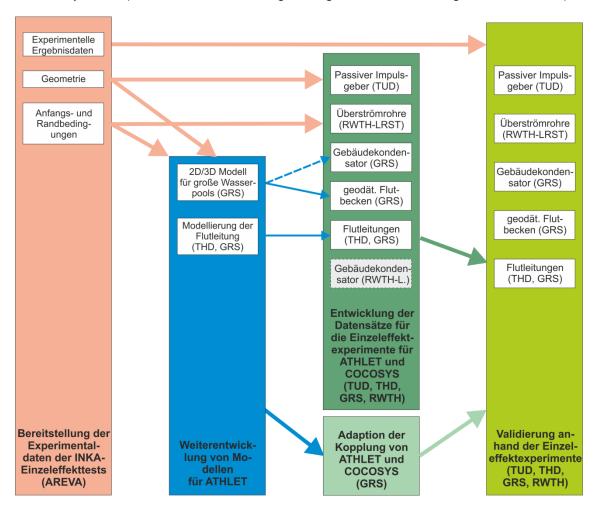
Im Arbeitspaket 1 sind die analytischen Vorarbeiten zu den im Arbeitspaket 3 durchgeführten Nachrechnungen zusammengefasst. Die einzelnen Arbeitspunkte sind nachfolgend aufgelistet:

- Aufbereitung und Bereitstellung der Daten der Versuchsanlage sowie der verschiedenen Testreihen durch FRAMATOME für die Projektpartner. Dazu gehörten insbesondere Geometriedaten, Anfangs-, Randbedingungen, die Messwerte (im ASCII-Format), die (phänomenologische) Auswertung der Versuche einschließlich Genauigkeitsbetrachtungen der durchgeführten Einzeleffektexperimente zu den passiven Systemen
- Weiterentwicklung von Modellen für die Programme ATHLET und COCOSYS:
  - Adaption des 2D/3D Modells f
    ür große Wasserpools (GRS)
  - Entwicklung einer Modellierung der Rückschlagklappe des geodätischen Flutsystems (GRS, THD)
- Adaption der Kopplung von ATHLET und COCOSYS (GRS) für INKA (KERENA),
- (Weiter- bzw. Neu-) Entwicklung der Datensätze für Einzeleffektexperimente:
  - o Passive Impulsgeber: TUD (ASP und WKET)
  - Flutleitungen: THD (mit Unterstützung der GRS)
  - Ö Überströmrohre (Kondensations-, H₂-Überström- sowie Überlaufrohre):
     RWTH-LRST

Gebäudekondensator: GRS und RWTH-LRST (COMO)

Geodätisches Flutbecken: GRS

 Validierung des Nachweistools anhand der ausgewählten Tests der passiven Systeme (hierbei ist die Aufteilung analog zu der Entwicklung der Datensätze).



**Abb. 2.1** Abhängigkeiten der Arbeiten im Arbeitspaket AP1

In Abb. 2.1 sind die Abhängigkeiten der Arbeiten voneinander (durch Pfeile) dargestellt. Die Arbeiten am Pfeilende basieren auf den Arbeiten am Pfeilanfang. Die Daten der bislang durchgeführten Einzeleffektversuche in INKA sind die Voraussetzung für die Entwicklung der Modelle als auch der Eingabedatensätze. In den folgenden Unterkapiteln werden die einzelnen Arbeitsschritte im Detail beschrieben. Das grau hinterlegte Feld beinhaltet das von der RWTH-LRST entwickelte, alternative Modell COMO für die Simulation des Gebäudekondensators. COMO ist ein Black-Box Modell für den Gebäudekondensator, das die Wärmeübergänge berechnet, ohne jedoch die Geometrie der Struktur des Gebäudekondensators explizit aufzulösen. Folglich kann das Modell weder das Sieden innerhalb des Gebäudekondensators noch die Gasverteilungen um die Rohre

auflösen. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde geprüft, ob mit COMO die Rechenzeiten bei der Störfallsimulation (zumindest in ausgewählten Phasen) signifikant reduziert werden können und ob aus der Anwendung Genauigkeitseinbußen resultieren.

# 2.2 Arbeitspaket 2: Experimentelle Untersuchungen an der Versuchsanlage INKA

Im Arbeitspaket 2 sind die notwendigen experimentellen Arbeiten zu den im Arbeitspaket 3 geplanten Nachrechnungen zusammengefasst. Die einzelnen Arbeitspunkte sind nachfolgend aufgelistet:

- Auswahl der Integralexperimente (alle),
- Umbau der Versuchsanlage (FRAMATOME, TUD) und
- Durchführung der Experimente sowie ihre phänomenologische Auswertung (FRAMATOME, TUD)

# 2.3 Arbeitspaket 3: Integralmodelle, Validierungsrechnungen und Unsicherheitsanalysen

Im Arbeitspaket 3 erfolgte die Validierung des im Arbeitspaket 1 erstellten Nachweistools anhand der im Arbeitspaket 2 durchgeführten integralen Experimente zur Beherrschung der ausgewählten Auslegungsstörfälle allein mit passiven Systemen. Die einzelnen Arbeitspunkte sind nachfolgend aufgelistet:

- die Erstellung des INKA-Anlagenmodells für die Validierungsrechnungen (ATHLET → TUD, COCOSYS → GRS),
- die Durchführung der Validierungsrechnungen (alle außer FRAMATOME)

#### sowie die

 Durchführung von Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse zweier Störfälle (GRS, THD, RWTH

# 3 Modellentwicklung, Adaption, Validierung

# 3.1 Bereitstellung der Einzeleffektversuchsdaten (FRAMATOME)

Framatome stellte den Verbundpartnern im Rahmen des EASY-Projekts die Daten der früher durchgeführten KERENA-Einzelkomponentenversuche zu Notkondensator, Gebäudekondensator, RDB-Flutleitung, Passivem Impulsgeber und Kondensationsrohr zur Verfügung.

Diese von FRAMATOME bereitzustellenden Einzelversuchsdaten lagen vor dem EASY-Projekt nicht "gebrauchsfertig" vor. Sie stammten zum Teil aus den Jahren 2008 bis 2012, waren aber zum Teil aber auch noch wesentlich älter. Die Daten waren mit verschiedenen Messtechniken in unterschiedlichen Formaten und unter Verwendung unterschiedlicher Rechnersysteme aufgezeichnet. Teilweise waren sie von Mitarbeitern erzeugt worden, die mittlerweile nicht mehr der Framatome GmbH angehörten. Alle Daten waren zum Ende des KERENA-Design-Projekts 2012 archiviert worden. Um die Daten bereitstellen zu können, war es erforderlich, sie aus dem Archiv zu holen, zu sichten, zu charakterisieren und ihre Dokumentation gegebenenfalls zu vervollständigen (inklusive früher nicht erfolgter Freigaben). Die Datenstruktur musste vereinheitlicht werden.

Anschließend wurden diese Daten zusammengestellt, mit den Projektpartnern diskutiert und entsprechende neue Dokumentationen wurden erstellt, sodass die Verbundpartner mit möglichst relevanten, übersichtlichen, und ausreichend erläuterten Daten versorgt werden konnten.

Die Details zu diesen Einzelkomponenten-Versuchsdaten wurden im Arbeitsbericht "Dokumentation der Einzeleffektversuche für das Projekt EASY" /ARE 16/ zusammengestellt.

# 3.2 Modellentwicklung

Im Rahmen von EASY wurden zwei Modellentwicklungen für ATHLET durchgeführt. Sie werden nachfolgend erläutert. Dabei handelt es sich um ein Modell für die Simulation des passiven Flutventils und um die Adaption des ATHLET-3D-Modells zur Nutzung für die Simulation des geodätischen Flutbehälters. Die Modellentwicklungen sind im Folgenden beschrieben.

# 3.2.1 Entwicklung eines Modells für die Rückschlagklappe der Flutleitung (THD)

Die Simulation des geodätischen Flutsystems erforderte u. a. eine Modellierung des Öffnungs- und Schließverhaltens der passiven Flutarmatur in Abhängigkeit der aktuell vor und hinter der Armatur anstehenden Drücken sowie der Kennlinie der Armatur. Die Modellierung der Flutarmatur wurde von der THD übernommen. Die GRS stellte eine entsprechende Programmierschnittstelle (in Python) bereit, um das Modell zu implementieren.

Das entwickelte Modell kann die jeweilige Stellung des Ventilkolbens unter Berücksichtigung von Gewichts-, Feder- und/oder Reibungskräften aus den Daten der vor und hinter der Armatur anstehenden Drücken bestimmen.

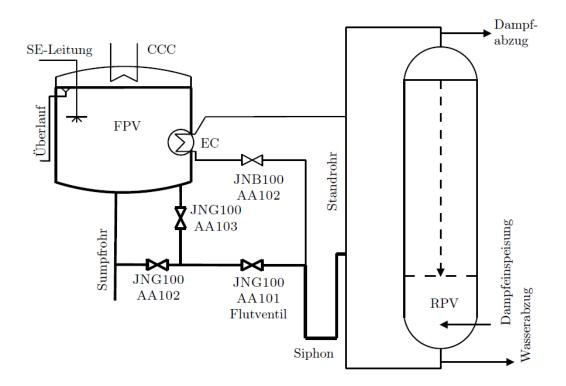


Abb. 3.1 Schema des Flutsystems und der benachbarten Komponenten /KAC 18/

Das passive Kernflutsystem sorgt für die Erhaltung des Wasserinventars im Reaktor während Störfällen mit Kühlmittelverlust. Es besteht aus hoch gelagerten Wasserbecken (geodätisches Flutbecken, FPV) im Sicherheitsbehälter, die durch jeweils eine Leitung (Flutleitung) an den tiefer gelegenen Reaktordruckbehälter (RPV) angeschlossen sind. Im Normalbetrieb ist die Flutleitung durch ein Ventil (Flutventil) analog zu einer Rückschlagklappe gesperrt und wird durch den Überdruck im Reaktor in der geschlossenen Position gehalten. Im Falle eines Störfalls und der darauf folgenden Druckentlastung im

RPV öffnet das Flutventil und das Kühlmedium kann aus dem FPV in Richtung RPV aufgrund des Höhenunterschieds fließen. Neben der Funktion als Wasser-Reservoir für die Flutung, dienen die Flutbecken als Wärmesenke auf der Sekundärseite des Notkondensators (NOKO), als Kondensationsbecken für den Ausfluss aus den Sicherheits- und Entlastungsventilen und als Sammelbecken für das Kondensat an der Außenseite der Gebäudekondensatoren (GEKO, CCC). Eine schematische Darstellung des Flutsystems im KERENA Reaktor und der benachbarten Komponenten ist im Abb. 3.1 wiedergegeben.

Im Rahmen des EASY-Projekts wurde ein Modell für das Flutventil und das Flutsystem unter Verwendung des Systemcodes ATHLET entwickelt. Hierzu wurden die von FRAMATOME unter AP1.1 zur Verfügung gestellten Daten verwendet. Darüber hinaus wurden weitere Messungen durchgeführt, um die mechanischen Parameter des Flutventils zu bestimmen und eine breitere experimentelle Grundlage zur Validierung des Modells bereitzustellen.

Die folgenden Arbeitspunkte wurden bearbeitet und werden in den folgenden Abschnitten dokumentiert:

- Ein analytisches Modell zur Beschreibung der Dynamik des Flutventils unter Berücksichtigung aller einwirkenden Kräfte wurde erstellt (Abschnitt 3.2.1.1).
- 2. Die Parameter des mechanischen Modells aus Punkt 1 wurden aus schon vorhandenen und aus neu durchgeführten Messergebnissen extrahiert (Abschnitt 3.2.1.2).
- 3. Ein Python-Modell zur Vorhersage des Verhaltens des Ventils im Laufe einer ATHLET-Simulation wurde auf der Basis des analytischen Modells aus Punkt 1 und der Parameter aus Punkt 2 implementiert. Die vorhandene Python-Schnittstelle von ATHLET wurde dazu verwendet (Abschnitt 3.2.1.3).
- 4. Ein ATHLET-Modell für das passive Kernflutsystem wurde anhand der übermittelten Geometrie-Daten unter Einbeziehung des Ventil-Modells aus Punkt 3 entwickelt (Abschnitt 3.4.5.2).
- Vorhandene, experimentelle Daten aus Versuchen, die an der INKA-Anlage zur Untersuchung des Kernflutsystems durchgeführt wurden (Einzeleffektversuche), wurden analysiert. Die Mechanismen, welche die Entwicklung der Strömung im Flutsystem bestimmen, wurden identifiziert (Abschnitt 3.4.5.3).
- 6. Die im Punkt 5 als relevant eingestuften Versuche wurden zur Validierung des ATHLET-Modells aus Punkt 4 nachgerechnet (Abschnitt 3.4.5.4).

# 3.2.1.1 Dynamisches Modell zur Beschreibung der Kolbenbewegung

Abb. 3.2 zeigt eine schematische Darstellung des Flutventils. Die obere Kammer des Ventils ist mit dem FPV verbunden (Niederdruckseite, ND), die untere Kammer (Hochdruckseite, HD) mit dem RPV. Das Ventil ist geschlossen, wenn der Kolben sich am oberen Anschlag befindet. Der konische Körper im unteren Teil des Kolbens wird dann in den Sitz gepresst und dichtet die Verbindung zwischen Nieder- und Hochdruckseite ab. Durch Absenkung des Kolbens wird das Ventil geöffnet und der Strömungsweg für die Flutung frei gegeben. Im oberen Bereich ist die Niederdruckseite durch einen Faltenbalg (kurz Balg) abgedichtet. Der Deckel am oberen Ende des Balgs ist an der Spindel befestigt und folgt dessen Bewegungen. Dabei verformt sich der Balg elastisch.

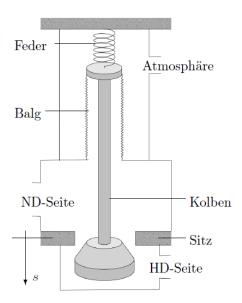


Abb. 3.2 Schematische Darstellung des Flutventils /KAC 18/

Um die Öffnung des Ventils zu unterstützen, kann eine Feder, so wie im Abb. 3.2 dargestellt, im oberen Bereich des Gehäuses eingespannt werden. Bei geschlossenem Ventil ist die Feder gestaucht und wendet eine nach unten gerichtete Kraft auf den Ventilkolben an. Weiterhin kann der Kolben mit zusätzlichen Gewichten belastet werden, die an die Spindel befestigt werden. Schließende, nach oben gerichtete Kräfte entwickeln sich aufgrund der Druckunterschiede zwischen Hochdruck- und Niederdruckseite sowie zwischen Niederdruckseite und Umgebung. Bei normalem Betrieb des Reaktors ist die Druckdifferenz zwischen Hoch- und Niederdruckseite groß genug, um das Ventil geschlossen zu halten.

Um die Position des Ventilkolbens und insbesondere den Zeitpunkt der Ventilöffnung in Abhängigkeit vom Zustand des thermofluiddynamischen Systems zu bestimmen, wird eine Bilanz der auf den Ventilkolben wirkenden Kräfte aufgestellt. Nur senkrechte Kraftkomponenten werden dabei betrachtet, da nur diese zur Öffnung bzw. Schließung des Ventils beitragen. Waagrechte Kräfte und Drehmomente werden durch die Lagerung aufgefangen. Das im Abb. 3.2 dargestellte Referenzsystem wird bei der Angabe der Kraftkomponenten und zur Aufstellung der Kräftebilanz verwendet. Positive Komponenten wirken nach unten, negative nach oben. Die Position des Kolbens (Hub) wird bezüglich des gleichen Referenzsystems angegeben, wobei der Ursprung s=0 mm der geschlossener Position entspricht. Der untere Anschlag, der den Lauf der Spindel begrenzt, wird bei  $s\approx35$  mm erreicht.

#### Druckkräfte

Infolge der Druckdifferenz zwischen der Nieder- und der Hochdruckseite des Ventils wirken auf den Ventilkolben in geschlossener Position nach oben gerichtete Druckkräfte. Die Komponente in s-Richtung der resultierenden Kraft kann wie folgt angegeben werden:

$$F_{HD-ND} = (p_{ND} - p_{HD}) \cdot A_2 \tag{3.1}$$

Dabei ist  $p_{ND}$ , bzw.  $p_{HD}$ , der Druck auf der Niederdruckseite, bzw. auf der Hochdruckseite, des Ventils. Die Fläche  $A_2$  stellt die Systemgrenze dar und entspricht dem Flächeninhalt des Ventilsitzes, d. h. des Kreises, der durch die Kontaktlinie zwischen dem konischen Ventilkolben und dem Gehäuse umrandet wird (Durchmesser  $D_2 = 99$  mm). Analog ergibt sich infolge der Druckdifferenz zwischen Niederdruckseite und Umgebung die Kraft

$$F_{ND-\infty} = (p_{\infty} - p_{ND}) \cdot A_1 \tag{3.2}$$

Dabei ist  $p_1$  der Umgebungsdruck während  $A_1$  die äquivalente Balg-Fläche darstellt, die nach Wagner /WAG 14/ in Abhängigkeit vom inneren ( $D_{1,i}$  = 34 mm) und vom äußeren Durchmesser ( $D_{1,a}$  = 50 mm) des Faltenbalgs berechnet wird:

$$A_1 = \frac{\pi}{12} \left( D_{1,a}^2 + D_{1,a} D_{1,i} + D_{1,i}^2 \right) \tag{3.3}$$

Der Druck auf der Niederdruckseite  $p_{ND}$  ist durch den Druck  $p_{FPV}$  im Gasraum vom FPV und durch den Füllstand  $z_{FPV}$  im gleichen Behälter bestimmt.

Bei Vernachlässigung eventueller thermischer Stratifizierungen und Annahme homogener Dichte  $\rho_{FPV}$  ergibt sich:

$$p_{ND} = p_{FPV} + \rho_{FPV} \cdot g \cdot (z_{FPV} - z_{Ventil}) \tag{3.4}$$

wobei  $z_{Ventil}$  die Einbauhöhe des Ventils darstellt. Analog ist der Druck auf der Hochdruckseite durch den Druck  $p_{RPV}$  und den Füllstand  $z_{RPV}$  im RPV bestimmt:

$$p_{HD} = p_{FPV} + \rho_{RPV} \cdot g \cdot (z_{RPV} - z_{Ventil}) \tag{3.5}$$

Da  $p_{HD} \ge p_{ND} \ge p_{\infty}$  sind die beiden Kraftkomponenten  $F_{ND-\infty}$  und  $F_{HD-ND}$  negativ und tragen zur Pressung des Kolbens in den Sitz bei (schließende Kräfte). Sie werden im Folgenden als

$$F_p = F_{HD-ND} + F_{ND-\infty} = \underbrace{(p_{ND} - p_{HD}) \cdot A_2}_{F_{HD-ND}} + \underbrace{(p_{\infty} - p_{ND}) \cdot A_1}_{F_{ND-\infty}}$$
(3.6)

zusammenfassend dargestellt. Der hydrostatische Auftrieb auf den Ventilkolben wird vernachlässigt, da dies im Einklang mit der Annäherung ist, dass der Druck in den Kammern auf den beiden Seiten des Ventils jeweils konstant ist. Eine Auflösung der Druckverteilung in den Kammern ist jenseits der angestrebten Messgenauigkeit. Die Berücksichtigung des Auftriebs durch Anwendung des Prinzips von Archimedes wäre allerdings trivialerweise möglich. Im KERENA-Design befindet sich das Ventil im Sicherheitsbehälter und der Umgebungsdruck  $p_{\infty}$  ist gleich dem Druck  $p_{FPV}$ , der im Gasraum vom FPV herrscht. In der INKA-Anlage befindet sich dagegen das Ventil im Freien und  $p_1$  ist gleich dem atmosphärischen Druck:  $p_{\infty} = p_{atm} \approx 1$  bar  $\leq p_{FPV}$ . Dies führt zu einer unerwünschten Erhöhung des Betrags von  $F_{ND-\infty}$  (d. h. zu einer Verstärkung der schließenden Kraft) für das Ventil in der INKA-Anlage verglichen mit dem Ventil im KERENA-Reaktor. In den Einzeleffektversuchen wurde dies durch das Anbringen von zusätzlichen Gewichten (Kraft  $F_{Gew}$ ) an die Ventilspindel ausgeglichen. In den Integralversuchen wurde dagegen die Abweichung aktiv durch einen pneumatischen Zylinder ausgeglichen (Kraft  $F_{Pneu}$ ). In beiden Fällen wird die zusätzliche Kraft

$$F_{Gew/Pneu} = (p_{FPV} - p_{atm}) \cdot A_1 \tag{3.7}$$

auf die Spindel aufgebracht, sodass die Summe von  $F_{ND^{-\infty}}$  und  $F_{Gew/Pneu}$  für Versuche in der INKA-Anlage dem Wert von  $F_{ND^{-\infty}}$  im KERENA bei gleichem Druck  $p_{FPV}$  im Sicherheitsbehälter reproduziert:

$$\underbrace{(p_{atm} - p_{ND}) \cdot A_1}_{F_{ND-\infty,INKA}} + \underbrace{(p_{FPV} - p_{atm}) \cdot A_1}_{F_{Gew/Pneu}} = \underbrace{(p_{FPV} - p_{ND}) \cdot A_1}_{F_{ND-\infty,KERENA}}$$
(3.8)

Während die pneumatische Kraft  $FP_{neu}$  bei einer Änderung des Drucks  $p_{FPV}$  angepasst werden kann, kann die Gewichtskraft  $F_{Gew}$  im Laufe eines Versuchs nicht verändert werden. Dies ist allerdings für die Einzeleffektversuche nicht benachteiligend, da die Änderungen von  $p_{FPV}$  während der Versuchen vernachlässigbar sind.

Tab. 3.1 Geometrische Daten zur Bestimmung der Druckkräfte am Ventil

Beschreibung	Notation	Wert
Ventilsitz	D <sub>2</sub>	99 mm
Innerer Durchmesser Balg	D <sub>1,i</sub>	34 mm
Äußerer Durchmesser Balg	D <sub>1,a</sub>	50 mm

#### Gewichtskraft

Die Masse  $m_{Bwgl}$  = 21,06 kg der beweglichen Teile des Ventils und somit deren Gewicht  $F_{Bwgl}$  sind bekannt /WEI XX/. Mit der Notation  $F_{G}$  wird die resultierende Gewichtskraft unter Einbeziehung der zusätzlichen an die Spindel angebrachten Gewichte der Masse  $m_{Gew}$  gekennzeichnet:

$$F_G = F_{Bwgl} + F_{Gew} = g \cdot \left( m_{Bwgl} - m_{Bwgl} \right) \tag{3.9}$$

#### Elastische Kräfte

Sowohl die Feder als auch der Balg werden bei Bewegungen der Spindel elastisch verformt. Sie sind beide an einem Ende am Ventilgehäuse und am anderen Ende an der Spindel gelagert. Entsprechend wirken die Lagerkräfte der beiden elastischen Komponenten auf die Spindel und müssen bei der Aufstellung der Kräftebilanz berücksichtigt werden. Zur Modellierung der Kräfte und zur Bestimmung der Modellparameter wurden zwei Konfigurationen betrachtet: die Referenzkonfiguration bei der Feder und Balg eingebaut sind (Index FB), und die Konfiguration mit ausgebauter Feder, bei der nur die Reaktionskraft des Balgs berücksichtigt werden muss (Index B). In beiden Fällen wird eine einzige resultierende Kraft ermittelt, die wie folgt dargestellt wird:

$$F_K = \begin{cases} -K_B \cdot (s - s_{B0}) & \text{ohne Feder} \\ -K_{FB} \cdot (s - s_{FB0}) & \text{mit Feder} \end{cases}$$
(3.10)

Sowohl die elastische Konstanten ( $K_{FB}$  und  $K_B$ ) als auch die Vorspannungen ( $s_{FB0}$  und  $s_{B0}$ ) wurden experimentell bestimmt (Abschnitt 3.2.1.2). Die daraus resultierenden Werte, die bei der Implementation des ATHLET-Modells für das Ventil verwendet wurden, sind in der Tab. 3.2 angegeben.

**Tab. 3.2** Elastische Konstanten und Vorspannung für das Feder-Balg-System und für die Konfiguration ohne Feder

Mit Feder		Ohne Feder	
K <sub>FB</sub>	58,7 N/mm	K <sub>F</sub>	8,4 N/mm
S <sub>FB0</sub>	28,8 mm	S <sub>B0</sub>	10,3 mm

## Reibung

Statische und dynamische Reibungskräfte FR können an den Führungsflächen der Spindel entstehen, die durch Graphit-Ringe realisiert sind, und wirken immer in entgegengesetzter Richtung zur Bewegung. Befindet sich der Kolben am oberen Anschlag in geschlossener Position, dann wirken Reibungskräfte gegen die Öffnung des Ventils  $(F_R < 0 \text{ N})$ .

Es wird angenommen, dass die Reibungskraft beliebige Werte  $F_R$  innerhalb eines beschränkten Bereichs annehmen kann:  $-F_{R,Max} \le F_R \le F_{R,Max}$ . Dabei wurde bei den durchgeführten experimentellen Untersuchungen festgestellt, dass die maximale Reibungskraft  $F_{R,Max}$  zwischen verschiedenen Versuchsreihen stark variieren kann. Die Gründe dafür können deterministischer aber auch stochastischer Natur sein. Deterministisch ist z. B. die Abhängigkeit von  $F_{R,Max}$  von der Amplitude der Lagerkräfte an den Führungsflächen der Spindel, wodurch Abweichungen zwischen den Konfigurationen mit und ohne Feder erklärt werden können. In der Konfiguration mit Feder sind die Kräfte, die auf die Spindel wirkenden, im Allgemeinen größer, und dementsprechend größer sind auch Lager- und Reibungskräfte. Stochastischer Natur ist dagegen der Einfluss der Verschmutzung der Graphit-Lager durch die Ablagerung von Rostpartikeln (siehe Abschnitt 3.2.1.2).

Für die Referenz-Konfiguration mit eingebauter Feder wurde bei der Implementation des ATHLET-Modells der Wert  $F_{R,Max} = 450$  N angesetzt. Die Abschätzung der maximalen Reibungskraft stellt allerdings die größte Unsicherheit bei der Modellierung des Flutventils dar.

## Bilanzierung

Mit den aufgeführten Darstellungen der auf die Spindel wirkenden Kräfte lässt sich die folgende Gleichung zur Beschreibung der Dynamik der beweglichen Teile des Ventils aufstellen:

$$(M_{Bwal} + M_{Gew})\ddot{s} = F_p + F_G + F_K + F_R + F_{Res} + F_{Zua}$$
(3.11)

Dabei stellen  $F_p$  die Resultierende der Druckkräfte,  $F_G$  das Gewicht aller beweglichen Massen, inklusive der zusätzlichen Gewichten,  $F_K$  die elastischen Kräfte und  $F_R$  die Reibungskraft dar. Beim Trägheitsterm auf der linken Seite der Gleichung werden die Masse  $m_{Bwgl}$  aller beweglichen Teile, inklusive eventueller zusätzlicher Gewichte berücksichtigt. Die Kraft  $F_{Res}$  stellt eine Reaktionskraft der Lagerung dar, für den Fall dass der Kolben sich am oberen oder unteren Anschlag befindet. Die Kraft  $F_{Zug}$  ist im normalen Fall gleich Null. Sie stellt eine externe Kraft dar, die angewendet werden kann, um den Kolben zu bewegen. Bei den Kraft-Weg-Messungen zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften des Ventils (Abschnitt 3.2.1.2) wurde die Kraft  $F_{Zug}$  systematisch variiert und zusammen mit dem resultierenden Hub s aufgezeichnet.

# Zeitpunkt der Ventilöffnung

Solange das Ventil geschlossen ist und der Kolben sich am oberen Anschlag befindet, ist der Trägheitsterm gleich Null ( $\ddot{s}=0~m/s^2$ ) und die Reaktionskraft kann nur nach unten gerichtet sein ( $F_{Res} \ge 0~N$ ). Da außerdem der Betrag von  $F_R$  durch  $F_{R,Max}$  beschränkt ist, muss die folgende Bedingungen erfüllt sein, damit das Ventil sich im Gleichgewicht befindet und geschlossen bleibt:

$$F_p + F_G + F_K \le F_{R,Max} \tag{3.12}$$

Zum Zeitpunkt der Initialisierung der Öffnung gilt das Gleichheitszeichen. Nach Einsetzen der oben gegebenen Ausdrücke für die einzelnen Kraftkomponenten in Gleichung (3.12) ergibt sich die Bedingung

$$\underbrace{(p_{HD} - p_{ND}) \cdot A_2 + (p_{ND} - p_{\infty}) \cdot A_1}_{F_p} \underbrace{-K_{FB} \cdot (-s_{FB0})}_{F_K} + F_G \le F_{R,Max}$$
(3.13)

wobei bei der Berechnung der elastischen Kraft  $F_K$  der Hub s=0 mm eingesetzt wurde, da das Ventil geschlossen ist.

Während einer ATHLET Simulation werden die Drücke p<sub>ND</sub> und p<sub>HD</sub> auf den beiden Seiten des Ventils als Teil der numerischen Lösung laufend berechnet. Darauf basierend kann überprüft werden ob die Bedingung (3.13) erfüllt ist. Wenn dies nicht mehr der Fall ist, wird die Öffnung des Ventils im Laufe des folgenden Zeitschrittes initiiert.

## Modellierung der Ventildynamik

Bei der Öffnung des Ventils gleichen sich die Drücke zwischen Hoch- und Niederdruckseite ( $p_{HD}$  und  $p_{ND}$ ) rapide aus. Damit entfällt die Komponente  $F_{HD-ND}$  der Kraft  $F_p$  (Gleichungen (3.6) und (3.13)), welche eine wesentliche schließende Kraft darstellt. Mit der Ausnahme von praktisch nicht relevanten Fällen mit sehr geringen öffnenden Kräften (Konfiguration ohne Feder und ohne zusätzliche Gewichte an der Spindel), ist eine erneute Schließung des Ventils dadurch ausgeschlossen. Weiterhin kann die Absenkung des Kolbens bei der Öffnung in zwei Phasen aufgeteilt werden. In der ersten Phase, die durch den Ausfall der Druckkraft  $F_{HD-ND}$  eingeleitet wird, bewegt sich der Kolben rasch zu einer neuen Gleichgewichtslage, bei der die übrig gebliebenen Kräfte nahezu in Gleichgewicht sind. Bei der Referenz-Konfiguration mit eingebauter Feder, entspricht dies einer weiten Öffnung des Ventils (Hub s  $\geq$  20 mm). In allen durchgeführten Versuchen dauerte diese Phase nicht länger als  $\Delta t_{Offnung} \approx 1$  s. In der zweiten Phase bewegt sich der Kolben nur langsam aufgrund der Änderungen der Drücke  $p_{ND}$  und  $p_{\infty}$ . Seine Position ist durch die Wechselwirkung der elastischen Kraft, des Eigengewichts, der Reibung und der übrig gebliebenen Druckkraft  $F_{ND-\infty}$  bestimmt.

Unter Berücksichtigung des dargestellten Sachverhaltens wurde der folgende Ansatz zur Modellierung der Dynamik des Ventils gewählt:

- 1. Der Zeitpunkt der Öffnung  $t_{Offnung}$  wird durch die Bedingung (3.13) in Abhängigkeit von den beiden Drücken  $p_{HD}$  und  $p_{ND}$  bestimmt.
- Während der ersten Phase der schnellen Öffnung wird der folgende zeitliche Verlauf für den Hub s vorgeschrieben (sigmoidale Sättigungsfunktion):

$$s(t) = \left(1 - e^{-a\left(t - t_{0ffnung}\right)^{b}}\right) \cdot s_{GG}$$
  $a = 3,2; b = 2,1$  (3.14)

Die Parameter a und b wurden dabei so gewählt, dass der resultierende Verlauf experimentell gemessene Verläufe optimal reproduziert. Die Position  $s_{GG}$ , die asymptotisch für  $t\gg t_{\ddot{0}ffnung}$  angenähert wird, kann als die neue Gleichgewichtslage nach Beendigung der Phase schneller Öffnung interpretiert werden. Der Wert von  $s_{GG}$  wird

bei jedem Zeitschritt in Abhängigkeit von den Drücken  $p_{ND}$  und  $p_{\infty}$  neu berechnet. Der Ansatz dazu wird im folgenden Punkt beschrieben. Aufgrund der kurzen Dauer dieser Phase ( $t_{Offnung} \le 1$  s) im Vergleich zu den charakteristischen Zeitskalen des thermofluiddynamischen Systems kann davon ausgegangen werden, dass kurzzeitige Ungenauigkeiten in der Vorgabe von s durch Gleichung (3.14) keinen Einfluss auf die Entwicklung des Störfalls in der Simulation haben können.

3. Nach Beendigung der ersten Phase schneller Öffnung erfolgen weitere moderate Verschiebungen des Hubs nur über die lange Zeitskalen, die charakteristisch für Änderungen der Drücke  $p_{ND}$  und  $p_{\infty}$  sind. Der Trägheitsterm in Gleichung (3.11) kann vernachlässigt werden und der Hub s<sup>(n)</sup> wird zu jedem Zeitschritt  $t = t^{(n)}$  der Simulation in Abhängigkeit von den aktuellen Werten  $p_{ND}^{(n)}$  und  $p_{\infty}^{(n)}$  der Drücke und vom Wert s<sup>(n-1)</sup> des Hubs am vorherigen Zeitschritt  $t^{(n-1)}$  neu berechnet. Dazu wird die folgende Vorschrift verwendet, die sich aus Gleichung (3.11) durch Vernachlässigung des Trägheitsterms und Auflösung nach s ergibt:

$$s^{(n)} = \begin{cases} s_{Min}, & wenn & s^{(n-1)} < s_{Min} \\ s^{(n-1)}, & wenn & s_{Min} \le s^{(n-1)} \le s_{Max} \\ s_{Max}, & wenn & s_{max} < s^{(n-1)} \end{cases}$$
(3.15)

mit

$$s_{Min} = \frac{1}{K_{FB}} \cdot \left[ -A_1(p_{ND} + p_{atm}) + g(m_{Gew} + m_{Bwgl}) + K_{FB} \cdot s_{FB0} - F_{R,max} \right]$$

$$s_{Max} = \frac{1}{K_{FB}} \cdot \left[ -A_1(p_{ND} + p_{atm}) + g(m_{Gew} + m_{Bwgl}) + K_{FB} \cdot s_{FB0} + F_{R,max} \right]$$
(3.16)

Dadurch wird dafür Rechnung getragen, dass die Reibung  $F_R$  einen beliebigen Wert im Bereich  $-F_{R,Max} \le F_R \le F_{R,Max}$  annehmen kann. Die beiden Werte  $s_{Min}$  und  $s_{Max}$  stellen die Grenzen für die Werte von s dar, bei denen Gleichgewicht für Werte von  $F_R$  im angegebenen Bereich möglich ist:  $s_{Min} \le s \le s_{Max}$ . Als Wert  $s^{(n)}$  für den Hub zum neuen Zeitpunkt  $t^{(n)}$  wird von allen möglichen Gleichgewichtslagen diejenige gewählt, die am nächsten zur Position  $s^{(n-1)}$  am vorherigen Zeitschritt liegt.

Der Übergang zwischen der Phase schneller Öffnung (Gleichung (3.14)) und der Phase quasi-stationäres Gleichgewichts (Gleichung (3.15)) wird dadurch erreicht, dass s in den beiden Phasen aus Gleichung (3.14) mit  $t = t^{(n)}$  berechnet wird, und dass dabei der asymptotische Gleichgewichtszustand  $s_{GG}$  bei jedem Zeitschritt gleich dem quasi-stationären Gleichgewichtszustand aus Gleichung (3.15) gesetzt wird.

Für  $t \gg t_{\ddot{0}ffnung}$  ist die Sättigungsfunktion faktisch gleich Eins und s<sup>(n)</sup> entspricht der Vorgabe aus Gleichung (3.15).

### 3.2.1.2 Parameterbestimmung und Validierung des Ventilmodells

Die mechanischen Parameter aus dem im Abschnitt 3.2.1.1 vorgestellten Modell für die Dynamik des Ventils wurden aus experimentellen Daten extrahiert. Gleichzeitig liefert der Vergleich der Vorhersagen aus dem analytischen Modell mit experimentellen Versuchen unterschiedlicher Art eine Validierung des Modells. Einige experimentelle Daten wurden von FRAMATOME aus vorherigen Messkampagnen bereitgestellt /WEI XX/. Weitere Messungen wurden im Rahmen des EASY-Projekts durchgeführt – die meisten Messungen am zusammengebauten Ventil im Labor. Dabei waren die beiden Stutzen auf der Hoch- und Niederdruckseite des Ventils mit Flanschen abgedichtet, sodass die Drücke im Inneren des Ventils,  $p_{ND}$  und  $p_{HD}$ , mit  $p_{ND} = p_{HD}$  bei offenem Ventil, variiert werden konnten. Bei allen Versuchen war der Druck  $p_1$  außerhalb des Ventils gleich dem Umgebungsdruck  $p_\infty = p_{atm} \approx 1$  bar. Die folgenden Messungen wurden durchgeführt:

- Messungen der elastischen Konstanten K<sub>F</sub> und K<sub>B</sub> der Feder und des Balgs aus Kraft-Weg-Messungen für die beiden einzelnen Komponenten im ausgebauten Zustand /WEI XX/.
- 2. Kraft-Weg-Messungen am zusammengebauten Ventil (/WEI XX/ und weitere Versuche im Rahmen des EASY-Projekts): Bei diesen Versuchen wurde der Kolben durch Anwendung einer äußeren Kraft F<sub>Zug</sub> bis zum oberen Anschlag (s = 0 mm) gezogen und dann wieder abgesenkt. Die Zugkraft und der Hub wurden aufgezeichnet. Messungen wurden mit unterschiedlichen Drücken im Inneren des Ventils durchgeführt: 1 bar ≤ p<sub>ND</sub> ≤ 4 bar.
- 3. Druck-Weg-Messungen (im Rahmen des EASY-Projekts): Bei diesen Versuchen wurde der Druck  $p_{ND} = p_{HD}$  im Inneren des offenen Ventils erhöht und dann wieder abgesenkt. Dabei änderte sich der Hub infolge der Änderungen der Druckkraft  $F_{ND-\infty}$  (Gleichung (3.2)). Der Druck  $p_{ND}$  und der Hub wurden aufgezeichnet.
- 4. Druckentlastungsmessungen (/WEI XX/ und weitere Versuche im Rahmen des EASY-Projekts): Bei diesen Versuchen wurde zunächst der der Druck p<sub>ND</sub> im Inneren des Ventils eingestellt. Das Ventil wurde dann über eine Seilwinde geschlossen und anschließend wurde der Druck p<sub>HD</sub> auf der Hochdruckseite eingestellt. Der Ventilkolben wurde entsichert und der Druck auf der Hochdruckseite wurde bis zur Öffnung entlastet. Die Drücke p<sub>HD</sub> und p<sub>ND</sub> und der Hub s wurden aufgezeichnet. Ziel der

Versuche war die Bestimmung der Druckdifferenz  $\Delta p_{V, Offnung} = (p_{HD} - p_{ND})$  zum Zeitpunkt der Öffnung. Verschiedene Werte von  $p_{ND}$  im Bereich 1 bar  $\leq p_{ND} \leq 4$  bar wurden berücksichtigt.

- Vergleichbare Daten zu den Druckentlastungsmessungen konnten aus den Einzeleffektversuchen und aus den Integralversuchen an der INKA-Anlage gewonnen werden, bei denen der Hub und die Druckdifferenz über dem Ventil während des gesamten Versuchs aufgezeichnet wurden /WAG 18/.
- 6. Messungen zur Bestimmung des Druckverlustkoeffizienten ζ<sub>Ventil</sub> am Ventil: Im Anschluss an den Integralversuchen EASY2 und EASY3 wurde das in der INKA-Anlage eingebaute Ventil gezielt in beiden Richtungen mit Wasser durchgeströmt. Der Massenstrom und die Druckdifferenz über dem Ventil wurden aufgezeichnet.

Kraft-Weg-Messungen, Druck-Weg-Messungen und Druckentlastungsmessungen wurden sowohl beim gefluteten (mit Wasser gefüllten) als auch beim mit Luft gefüllten Ventil durchgeführt. Beide Konfigurationen mit und ohne Feder wurden untersucht. Alle im Rahmen des EASY-Projekts durchgeführten Messungen sind in Messreihen aufgeteilt. Der Sinn dieser Aufteilung besteht darin, dass zwischen aufeinander folgenden Messreihen Umbaumaßnahmen am Ventil, z. B. Aus- und Einbau der Feder, durchgeführt wurden.

Im restlichen Teil dieses Abschnitts werden die Auswertungen beschrieben, die durchgeführt wurden, um die Parameter des oben vorgestellten analytischen Modells zu Beschreibung der Dynamik des Ventil aus den vorhandenen experimentellen Daten zu extrahieren und zu überprüfen.

## Äquivalente Balg-Fläche und Reibungskraft aus Druckentlastungsmessungen

Experimentelle Daten aus Druckentlastungsmessungen für die Druckdifferenz  $\Delta p_{V, \"{O}ffnung}$  über dem Ventil bei der  $\"{O}ffnung$  werden im Abb. 3.3 mit den Vorhersagen aus dem analytischen Modell verglichen. Der Druckunterschied  $\Delta p_{V, \"{O}ffnung}$  ist auf der Ordinatenachse aufgetragen, der Druck  $p_{ND}$  auf der Niederdruckseite auf der Abszissenachse. Jeder Punkt entspricht einem Versuch. Graue Symbole stammen aus Messungen im Labor, die im Rahmen des EASY-Projekts durchgeführt wurden. Rote Symbole stammen aus Einzeleffektversuchen, bei denen das Ventil in der INKA-Anlage eingebaut war. Unterschiedliche Symbole werden für Daten aus unterschiedlichen Messreihen verwendet.

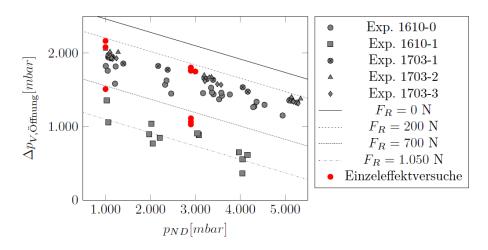


Abb. 3.3 Druckdifferenz über dem Ventil bei der Öffnung ( $\Delta p_{V, \tilde{O}ffnung}$ ) in Abhängigkeit vom Druck  $p_{ND}$  auf der Niederdruckseite: Experiment (Symbole) und analytisches Modell für verschiedene Werte der maximalen Reibungskraft  $F_{R,Max}$  (Linien) /KAC 18/

Die Geraden stellen den analytischen Zusammenhang dar, der sich zwischen  $\Delta p_{V, \"{O}ffnung}$  und  $p_{ND}$  aus Gleichung (3.13) für verschiedene Werte der maximalen Reibungskraft  $F_{R,Max}$  ergibt. Die große Streuung in den experimentellen Daten folgt aus der Änderung der maximalen Reibungskraft  $F_{R,Max}$  zwischen verschiedenen Messreihen. Werden nur Ergebnisse aus einzelnen Messreihen in Betracht erwogen, dann ist die Streuung deutlich geringer und die Übereinstimmung mit dem analytischen Modell für den jeweils passenden Wert der Reibungskraft  $F_{R,Max}$  gut.

Die folgende Umformulierung von Gleichung (3.13) zeigt, dass die Steigung der analytischen Geraden in Abb. 3.3, gleich dem Quotient  $-A_1/A_2$  ist:

$$\Delta p_{V, \ddot{0}ffnung} = -\frac{A_1}{A_2} (p_{ND} - p_{\infty}) - \frac{1}{A_2} \left( -K_{FB} s_{FB0} - F_G + F_{R,Max} \right)$$
(3.17)

Da der Wert von A<sub>2</sub> durch die Geometrie des Ventilsitzes eindeutig bestimmt ist, bestätigt die Übereinstimmung zwischen experimentellen Daten und analytischem Verlauf im Abb. 3.3 die Abschätzung der äquivalenten Balg-Fläche A<sub>1</sub> aus Gleichung (3.3).

Die Geraden aus dem analytischen Modell entsprechen verschiedenen Werten der maximalen Reibungskraft im Bereich 300 N  $\leq$  F<sub>R,Max</sub>  $\leq$  1.050 N. Während die Daten aus den meisten Versuchsreihen durch die Gerade für die niedrigeren Werte von F<sub>R,Max</sub> gut angenähert werden, sind die Ergebnisse aus der Reihe Exp. 1610-1 wegen des erhöhten

Werts von F<sub>R,Max</sub> auffällig. Daten aus den Einzeleffektversuchen (rote Symbole) zeigen sowohl niedrige als auch erhöhte Werte der Reibung.

Abweichungen in den Werten der Reibungskraft wiederholen sich systematisch für einzelne Messreihen, könnten aber nicht gezielt reproduziert werden. Die plausibelste Erklärung dafür ist, dass die Reibung F<sub>R,Max</sub> durch Verschmutzung der Graphit-Gleitlager der Spindel erhöht werden kann. Schmutzpartikeln, insbesondere Rost, können in das Ventil während des Einsatzes in der INKA-Anlage gelangen und sich darin ablagern. Die Versuchsreihe Exp. 1610-1, bei der die höchsten Werte von F<sub>R,Max</sub> beobachtet wurden, war die Zweite nach Ausbau des Ventils aus der INKA-Anlage und die Erste mit geflutetem Ventil. Schmutzpartikeln aus der INKA-Anlage könnten bei der Flutung an die Führungsflächen abgespült worden sein und die Reibung bei der genannten Messreihe erhöht haben. Durch die wiederholten Bewegungen der Spindel könnten sie dann in die Graphit-Lager sukzessiv absorbiert worden sein, was zu einer erneuten Verringerung der Reibung geführt haben könnte. Bei den darauf folgenden Messreihen sank die Konzentration von Schmutzpartikeln wegen der wiederholten Entleerungen und Flutungen mit sauberem Wasser. Dadurch sank die Wahrscheinlichkeit einer Verschmutzung der Gleitlager. Dies würde dann erklären, warum bei den späteren Messreihen nur geringere Werte der Reibung gemessen wurden. Eine genauere Überprüfung dieser Vermutung war im Rahmen des EASY-Projekts nicht möglich.

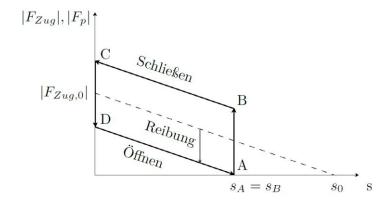
Der im Abschnitt angegebenen und zur Implementation der ATHLET-Modells verwendete Wert  $F_{R,Max} = 450$  N ist nah der unteren Grenze für experimentell ermittelte Werte, liegt aber im Bereich der am häufigsten gemessenen Werte. Allerdings zeigen Daten aus Einzeleffektversuchen mit eingebauter Feder häufig größere Werte ( $F_{R,Max} \approx 750$  N).

#### Elastische Konstanten aus Druck-Weg-Messungen und Kraft-Weg-Messungen

Der Ablauf der Kraft-Weg-Messung wird schematisch in Abb. 3.4 dargestellt. Das Ventil befindet sich ohne äußere Krafteinwirkung ( $F_{Zug} = 0 \text{ N}$ ) in der geöffneten Position bei größtem Hub  $s_A$  (Punkt A im Bild). Dies entspricht einer Gleichgewichtslage, bei der die elastische Kraft von Feder und Balg, das Eigengewicht der beweglichen Teile, die Druckkraft  $P_{ND-\infty}$  und die Reibung sich ausgleichen (Gleichung (3.11) mit  $F_{Res} = 0 \text{ N}$ ). Durch Anwendung einer nach oben gerichteten Zugkraft  $F_{Zug} < 0 \text{ N}$  durch die Seilwinde wird das Ventil geschlossen. Während der progressiven Erhöhung der Amplitude von  $F_{Zug}$  bleibt das Ventil zunächst in der Position  $s_0$  bis die Zugkraft die maximale Reibungskraft  $F_{R,Max}$  überwindet (Strecke AB in Abb. 3.4). Eine weitere Steigerung der Zugkraft führt

dann zur Anhebung des Kolbens bis zum oberen Anschlag s=0 mm (Strecke BC). Der lineare Zusammenhang zwischen Zugkraft  $F_{Zug}$  und Verschiebung s ist dabei dem linearen Zusammenhang zwischen der elastischen Kraft  $F_K$  und dem Hub s zurückzuführen (Gleichung (3.10)). Im nächsten Schritt wird die Zugkraft wieder verringert und das Ventil öffnet bis die Gleichgewichtslage des Kolbens bei  $s=s_A$  erneut erreicht wird. Die anfängliche Absenkung der Zugkraft bei konstantem Hub s=0 mm (Strecke CD) ist dadurch zu erklären, dass die Richtung der Reibungskraft sich zwischen Schließung (Punkt C,  $F_R=F_{R,Max}$ ) und Öffnung (Punkt D,  $F_R=-F_{R,Max}$ ) umdreht. Der Abstand der Punkten C und D auf der Ordinatenachse, bzw. der Abstand zwischen den beiden linearen Strecken BC und DA ist damit ein Maß für die maximale Reibungskraft  $F_{R,Max}$ .

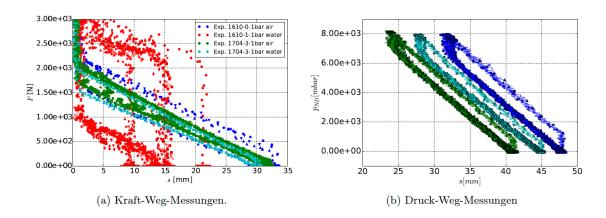
Die Prinzipskizze aus Abb. 3.4 gilt unverändert auch für Druck-Weg-Messungen. Der einzige Unterschied besteht darin, dass bei diesen Messungen, das Ventil nicht durch die Zugkraft der Seilwinde bewegt wird, sondern durch die Druckkraft  $F_p = F_{ND-\infty}$ , die durch Erhöhung des Drucks  $p_{ND}$  im Inneren des geöffneten Ventils erzeugt werden kann. Bei Versuchen dieser Art konnte das Ventil nicht bis zum oberen Anschlag bewegt werden, da dies zu hohe Werte des Drucks  $p_{ND}$  erfordert hätte.



**Abb. 3.4** Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Messung oder Druck-Weg-Messung /KAC 18/

Abb. 3.5a zeigt Ergebnisse aus exemplarischen Kraft-Weg-Messungen. Vergleichbare Ergebnisse aus Druck-Weg-Messungen sind in Abb. 3.5b dokumentiert. Abweichungen in der Breite der Zyklen im Abb. 3.5a für Daten aus der Messreihe Exp 1610-1 sind eine Folge der auffällig hohen Werte der Reibungskraft  $F_{R,Max}$  bei dieser Messreihe. Druck-Weg-Messungen wurden nur bei späteren Messreihen durchgeführt, bei denen die Streuung der Werte für die Reibungskraft geringer blieb. Im Bild 5a wird auch ersichtlich, dass die untere Gleichgewichtslage bei  $F_{Zug}$ , bzw.  $F_p = 0$ , nicht notwendigerweise mit dem unteren Anschlag  $s = s_{max} \approx 35$  mm übereinstimmt. Bei hohen Werten von  $F_{R,Max}$ ,

kann der Kolben auch bei niedrigeren Werten s < s<sub>max</sub> des Hubs das Gleichgewicht erreichen. Die Verschiebung der Abszissenachse im Bild 5b hängt mit den Modalitäten der Hubmessung zusammen und wird bei der Auswertung der Daten beseitigt.



**Abb. 3.5** Zugkraft  $F_{Zug}$ , bzw., Druck  $p_{ND}$  im Inneren des Ventils für Kraft-Weg-Messungen, bzw. für Druck-Weg-Messungen

Aus der Steigung des linearen Verlaufs der Zugkraft bei Kraft-Weg-Messungen, bzw. des Drucks  $p_{ND}$  bei Druck-Weg-Messungen, lässt sich die elastische Konstante  $K_{FB}$  für das Feder-Balg System bestimmen. Dazu kann Gleichung (3.11) wie folgt umformuliert werden:

$$\underbrace{K_{FB}(s - s_{FB0})}_{-F_K} = \underbrace{-(p_{ND} - p_{\infty}) \cdot A_1}_{F_{ND-\infty}} + F_G \pm F_{R,Max}$$

$$\Rightarrow K_{FB} = \frac{dF_{Zug}}{ds} - \frac{dp_{ND}}{ds} \cdot A_1$$
(3.18)

Die Komponente F<sub>PN-ND</sub> der Druckkraft ist gleich Null, da das Ventil offen ist. Der Trägheitsterm wurde vernachlässigt, da die Hubbewegungen gezielt langsam durchgeführt worden sind. Das Vorzeichen für die Reibungskraft muss so gewählt werden, dass die resultierende Kraft sich der Bewegungsrichtung entgegensetzt. Bei Kraft-Weg-Messungen wird p<sub>ND</sub> konstant gehalten. Bei Druck-Weg-Messungen ist F<sub>Zug</sub> konstant gleich Null. Die äquivalente Balg-Fläche A<sub>1</sub> wurde oben angegeben und überprüft.

Für jede Messung werden zwei lineare Regressionen zu Annäherung der Strecken BC und DA des Öffnung-Schließung-Zyklus aufgestellt (siehe Abb. 3.4). Aus deren Steigung wurde schließlich die elastische Konstante K<sub>FB</sub> anhand von Gleichung (3.18) bestimmt. Die Ergebnisse für unterschiedliche Kraft-Weg-Messungen aus der Messreihe Exp. 1706-0 sind in Abb. 3.6a dargestellt. Analoge Ergebnisse aus Druck-Weg-Messungen sind im Abb. 3.6b angegeben. Diese weisen eine deutlich geringere Streuung auf und

werden deshalb zur Festlegung von  $K_{FB}$  bevorzugt. Der Mittelwert  $K_{FB} = 58,7$  N/mm der Daten aus Druck-Weg-Messungen im Abb. 3.6b entspricht dem in der Tab. 3.2 angegebenen Wert für  $K_{FB}$  und wird zur Implementation des Ventil-Modells in ATHLET eingesetzt. Der arithmetische Mittelwert der Daten für Kraft-Weg-Messungen im Abb. 3.6a beträgt  $K_{FB} = 57,9$  N/mm. Die Abweichung zwischen diesen beiden Werten liefert ein Maß für die Unsicherheit der beiden Ergebnisse.

Mit analoger Prozedur wurde die elastische Konstante  $K_B$  für die Konfiguration ohne Feder ermittelt. Ergebnisse aus einzelnen Druck-Weg-Messungen sind im Abb. 3.7 dargestellt. Der daraus resultierende arithmetische Mittelwert entspricht dem in der Tab. 3.2 angegebenen Wert für  $K_B$ .

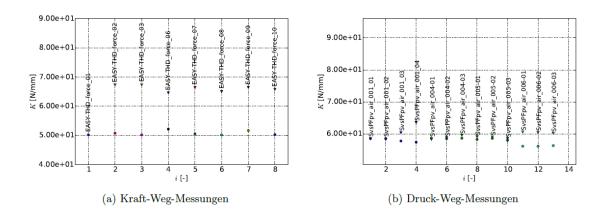
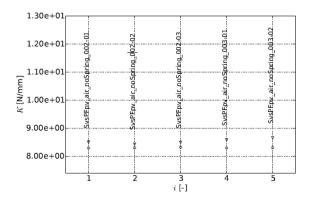


Abb. 3.6 Aus Kraft-Weg-Messungen (Messreihe Exp. 1706-3) und Druck-Weg-Messungen (Messreihen Exp. 1703-1, Exp. 1703-2 und Exp. 1703-3) ermittelte elastische Konstanten K<sub>FB</sub> für das Feder-Balg-System

Die Abweichung zwischen den höheren und den niedrigeren Werten für KFB aus Kraft-Weg-Messungen im Abb. 3.6a ( $K_{FB} \approx 65$  N/mm, bzw.  $K_{FB} \approx 50$  N/mm) resultieren aus dem nicht-parallelen Verlauf der linearen Abschnitte des Öffnung-Schließung-Zyklus (Strecken BC und DA im Abb. 3.4) für die Daten aus der Messreihe Exp. 1704-3 in Abb. 3.5a. Wie in /WEI XX/ vorgeschlagen ist dies möglicherweise eine Folge einer nicht perfekten Ausrichtung der Zugkraft  $F_{Zug}$ . Infolgedessen nehmen bei Verringerung des Hubs s und Erhöhung von  $F_{Zug}$  das ausgleichende Drehmoment der Lagerung, Reaktionskräfte an den Führungsflächen und damit die Reibung zu. Bei Druck-Weg-Messungen ist dieser Effekt deutlich geringer, weil die wirkende Kräfte geringer sind (das Ventil wird nicht bis zum oberen Anschlag bewegt) und weil die Druckkraft  $F_p$  axial ausgerichtet ist. Die Genauigkeit der Bestimmung aus den Kraft-Weg-Messungen ist auch durch Ungleichmäßigkeiten beim Verlauf der Zugkraft  $F_{Zug}$  aufgrund der manuellen Realisierung

mittels eines Seilzugs beeinträchtigt. Im Fall der Druck-Weg-Messungen konnte dagegen die Kraft F<sub>p</sub> durch kontrollierte Erhöhung des Drucks im Inneren des Ventils kontinuierlich variiert werden.



**Abb. 3.7** Aus Druck-Weg-Messungen (Messreihen Exp. 1703-1.5 und Exp. 1703-2) ermittelte elastische Konstante K<sub>B</sub> für den Balg

#### Vorspannung von Feder und Balg aus Kraft-Weg-Messungen

Die Vorspannung  $s_{FB0}$  entspricht dem Hub bei unbelastetem Zustand des Feder-Balg-Systems, konnte aber aus der konstruktiven Vorgaben nicht eindeutig bestimmt werden. Die Prozedur zur Bestimmung von  $s_{FB0}$  aus Kraft-Weg-Messungen kann auf der Grundlage vom Abb. 3.4 erklärt werden. Zuerst wurde durch optische Abschätzung den Mittelwert  $F_{Zug,0}$  der Werte  $F_C$  und  $F_D$  der Zugkraft an den Ecken C und D des Öffnung-Schließung-Zyklus festgelegt. Unter der Annahme, dass die Punkte C und D Gleichgewichtszuständen bei maximaler Reibungskraft entsprechen ( $F_R = F_{R,Max}$  in C, bzw.  $F_R = -F_{R,Max}$  in D), entspricht der Mittelwert  $F_{Zug,0}$  von  $F_C$  und  $F_D$  der Gleichgewichtslage bei  $F_R = 0$ . Also erfüllt  $F_{Zug,0}$  die Gleichung

$$F_{Zug,0} \underbrace{-K_{FB}(-s_{FB0})}_{-F_K} - \underbrace{(p_{ND} - p_{\infty}) \cdot A_1}_{F_{ND-\infty}} + F_G = 0$$
(3.19)

aus der die Vorspannung  $s_{FB0}$  berechnet werden kann. Eine analoge Prozedur wurde zur Bestimmung der Vorspannung  $s_{B0}$  für den Balg bei der Konfiguration ohne Feder verwendet.

Die resultierenden Werte für  $s_{FB0}$  und  $s_{B0}$  aus mehreren Kraft-Weg-Messungen mit verschiedenen Werten des Drucks  $p_{ND}$  im Inneren des Ventils sind in der Tabelle 3 gegeben. Die Streuung der Ergebnisse ist für beide Konfigurationen sehr gering. Für die Konfiguration ohne Feder, die für die Integralversuche von geringerem Interesse ist, wurden nur

wenige Messungen durchgeführt. Die Mittelwerte der angegebenen Werte entsprechen den Werten der Vorspannungen, die in der Tab. 3.2 angegeben wurden und für die Implementation des ATHLET-Modells verwendet wurden.

**Tab. 3.3** Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Werte für die Vorspannungen der elastischen Kräfte in den Konfigurationen mit Feder (s<sub>FB0</sub>) und ohne Feder (s<sub>B0</sub>)

p <sub>ND</sub> [bar]	F <sub>Zug,0</sub> [N]	<b>s</b> <sub>0</sub> [mm]	F <sub>Zug,0</sub> [N]	<b>s</b> <sub>0</sub> [mm]
Balg	10/16			
1	295	10,6		
2	150	10,0		
Feder Balg	04/17	04/17	12/16	12/16
1	1850	28,055	-	-
2	1750	28,741	1750	28,741
3	1600	28,574	1625	29,001
4	1450	28,407	1500	29,260
5	1250	28,378	1400	29,947
6	-	-	1250	29,780

#### **Druckverlustkoeffizient**

Zur Messung des Druckverlustkoeffizients wurde das in der INKA-Anlage eingebaute Ventil in beide Richtungen durchströmt. Dabei wurde der Hub systematisch variiert. Die Füllstände im FPV und RPV waren ausgeglichen. Ein Massenstrom in Richtung RPV (Flutung) wurde durch Ablassen von Wasser aus dem Standrohr erzeugt. Um einen Massenstrom in Richtung FPV zu erzeugen, wurde Wasser vom RPV zum Standrohr gepumpt, nachdem die untere Verbindung zwischen den beiden Komponenten geschlossen wurde. In beiden Fällen konnten mit guter Annäherung stationäre Bedingungen erreicht werden. Eine Steuerung des Massenstroms war nicht möglich. Der Druckverlustkoeffizient ζ wurden anhand der Definition

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\dot{V}}{A}\right)^2 \zeta \tag{3.20}$$

bestimmt, wobei A die Querschnittsfläche der beiden Stutzen des Ventils darstellt (D = 0,1071 m).

Beispielhafte Auswertungen sind im Abb. 3.8 für die Durchströmung des Ventils in beide Richtungen und für zwei verschiedene Hub-Stellungen wiedergegeben. Bei  $s = s_{\text{Max}}$  befindet sich der Kolben am unteren Anschlag und das Ventil ist vollständig geöffnet. Druckverlustkoeffizienten sind als Funktion des Volumenstroms dargestellt. Jeder Punkt im Bild entspricht einem Zeitpunkt während der Messung, bei dem die Messgrößen erfasst und ausgewertet wurden. Bei gleicher Öffnung des Ventils sind Unterschiede zwischen den  $\zeta$ -Werten für die beiden Richtungen der Strömung bezogen auf die Streuung der Messdaten unwesentlich.

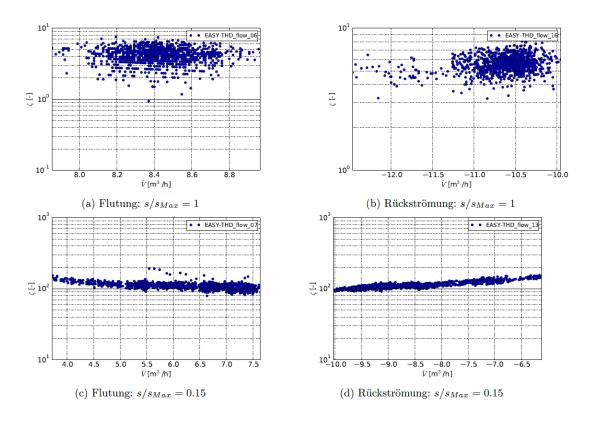
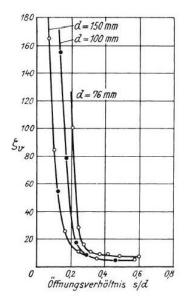


Abb. 3.8 Druckverlustkoeffizient  $\zeta$  als Funktion des Volumenstroms für die Durchströmung vom FPV zum RPV (Flutung,  $\dot{V} > 0 \ m^3/s$ ) und vom RPV zum FPV (Rückströmung,  $\dot{V} < 0 \ m^3/h$ )

Gemessenen  $\zeta$ -Werte (gemittelte Werte über allen Messungen für jeweils eine Hub-Stellung) sind für alle gemessenen Hub-Stellungen im Abb. 3.9 zusammengefasst. Vergleichbaren Daten für Geradsitzventile aus der Literatur sind auch als Referenz angegeben. Gute qualitative Übereinstimmung kann im Hinblick auf den Zusammenhang zwischen  $\zeta$  und dem Öffnungsgrad des Ventils festgehalten werden. Aus dem Bild wird auch ersichtlich, dass schon ab einem Öffnungsgrad s/s<sub>Max</sub>  $\approx$  0,5 der minimale Druckverlustkoeffizient  $\zeta \approx$  7 nahezu erreicht wird, der bei vollständiger Öffnung des Ventils gilt.

Aufgrund der kurzen Dauer der Öffnung werden diese Werte schon nach weniger als eine Sekunde ab Initiierung der Öffnung erreicht. Der genaue Verlauf von  $\zeta$  für  $s/s_{Max} \le 0,5$  ist damit für die Entwicklung des gesamten Systems während eines Störfalls nicht relevant.



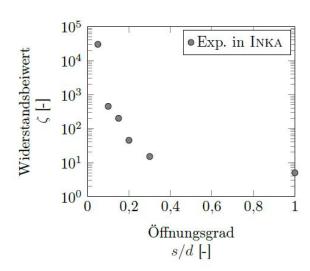
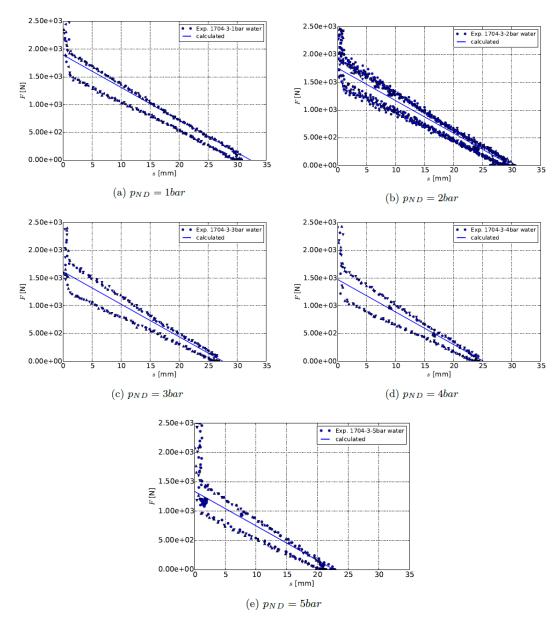


Abb. 3.9 Änderung des Widerstandsbeiwerts mit dem Öffnungsverhältnis für ein Geradsitzventil aus der Literatur (/VDI 13/, links) und für das Flutventil aus Messungen in der INKA-Anlage /KAC 18/, rechts

## Überprüfung der ermittelten Parameter

Experimentelle Messwerte und analytische Vorhersagen für die Zugkraft bei Kraft-Weg-Messungen aus der Messreihe Exp. 1704-3 werden in Abb. 3.10 verglichen. Analytische Werte wurden anhand von Gleichung (3.11) unter Vernachlässigung der Reibung und der Trägheit berechnet. Der Druck p<sub>ND</sub> im Inneren des Ventils und der Umgebungsdruck p<sub>1</sub> wurden den Vorgaben aus dem jeweiligen Versuch entsprechend gesetzt. Für die Parameter A1, K<sub>FB</sub> und s<sub>FB0</sub> wurden die oben hergeleiteten Werte eingesetzt. Nur die Konfiguration mit eingebauter Feder wird berücksichtigt. Die reibungsfrei berechnete Linie sollte in der Mitte der experimentell ermittelten Öffnung-Schließung-Zyklen liegen. Die Tatsache, dass diese Forderung mit geringen Abweichungen für alle Werte des Drucks p<sub>ND</sub> erfüllt ist, liefert eine erste Überprüfung des vorgestellten analytischen Modells und der darin enthaltenen Parameter.



**Abb. 3.10** Gegenüberstellung von experimentellen und analytischen Ergebnissen für die Zugkraft F<sub>Zug</sub> in Kraft-Weg-Messungen (Messreihe Exp. 1704-3)

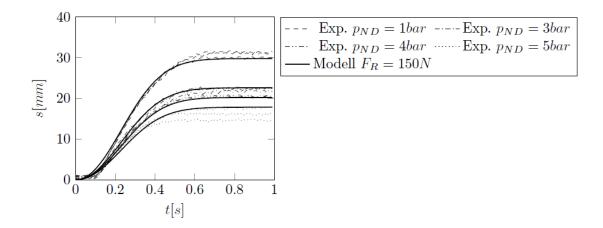
Die Druckdifferenz über dem Ventil bei der Öffnung  $\Delta p_{V, Öffnung}$  würde für die vorhandenen Einzeleffektversuche zum Kernflutsystem aus Gleichung (3.17) unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen ( $p_{ND}$ ,  $F_{G}$ ,  $p_{atm}=1$  bar) berechnet und ist in Tab. 3.4 den experimentell ermittelten Werten gegenübergestellt. Analytische Werte ( $\Delta p_{Sim}$ ) wurden unter Berücksichtigung der maximalen Reibungskraft  $F_{R,Max}=450$  N für die Konfiguration mit Feder und  $F_{R,Max}=0$  N für die Konfiguration ohne Feder berechnet. Der Wert der Druckdifferenz, die sich aus dem analytischen Modell bei Vernachlässigung der Reibung ergeben würde, ist auch angegeben ( $\Delta p_{R0}$ ). Die letzte Spalte gibt den Wert der maximalen Reibungskraft  $F_{R,Max}$  an, bei dem die analytische Vorhersage mit dem jeweiligen

experimentellen Wert übereinstimmen würde. Dies muss mit dem tatsächlich angesetzten Wert verglichen werden, für die Referenz-Konfiguration mit Feder  $F_{R,Max}$  = 450 N. Abweichungen sind für Einzeleffektversuche zu beobachten, bei denen die Feder im Ventil eingebaut war. Die Unsicherheit bei der Bestimmung von  $F_{R,Max}$  wurde oben diskutiert.

**Tab. 3.4** Vergleich der Druckdifferenz  $\Delta p_{V, Offnung}$  bei Öffnung des Ventils aus dem Versuch ( $\Delta p_{Exp}$ ) und aus dem analytischen Modell mit Reibung ( $\Delta p_{Sim}$ )

Versuch	F <sub>Gew</sub> [kg]	Feder [-]	<b>р</b> м <b>b</b> [bar]	∆ <b>p</b> <sub>Exp</sub> [mbar]	∆ <b>p</b> sim [mbar]	∆ <b>p</b> <sub>R0</sub> [mbar]	F <sub>R,Max</sub> [N]
PCFS_01_1_02	11,15	Nein	2,0	224	341	341	90
PCFS_01_2_02	40,35	Nein	3,9	229	367	367	106
PCFS_01_2_03	63,35	Nein	4,0	474	642	642	129
PCFS_01_2_04	40,35	Nein	3,9	234	367	367	102
PCFS_01_6_02	29,00	Ja	2,9	1484	1903	2488	773
PCFS_02_1_02	19,05	Nein	2,0	240	441	441	155
PCFS_02_2_01	48,15	Nein	3,9	294	466	466	133
PCFS_02_2_02	48,35	Nein	3,9	293	469	469	135
PCFS_02_3_01	19,15	Ja	1,0	1756	2124	2709	733
PCFS_02_4_01	48,15	Ja	3,9	1682	1965	2550	668
PCFS_02_5_01	48,15	Ja	3,9	1645	1965	2550	697

Abschließend wird der zeitlich vorgeschriebene Verlauf der Hubbewegung während der anfänglichen Phase der Öffnung mit experimentellen Werten aus Druckentlastungsmessungen in Abb. 3.11 verglichen. Daten aus Messungen mit unterschiedlichen Werten des Drucks  $p_{ND}$  auf der Niederdruckseite des Ventils sind dargestellt. Der asymptotische Endwert  $s_{GG}$  der analytischen Kurven wurde aus Gleichung (15) unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen und eines relativ niedrigen Wertes  $F_{R,Max} = 150$  N für die maximale Reibungskraft berechnet, der für die betrachtete Versuchsreihe passend ist. Die Übereinstimmung ist sehr gut. Darüber hinaus verdeutlicht das Bild die kurze Dauer dieser Phase ( $\Delta t \approx 0.6$  s). Für  $t - t_{Offnung} > 0.6$  s ist der quasi-stationäre Zustand erreicht, bei dem der Hub aus Gleichung (3.15) unter Vernachlässigung der Trägheit berechnet werden kann.



**Abb. 3.11** Vergleich zwischen dem vorgeschriebenen zeitlichen Verlauf des Ventilhubs in der ersten schnellen Phase der Öffnung und experimentell aufgenommenen Verläufen aus Druckentlastungsmessungen mit unterschiedlichen Werten des Drucks p<sub>ND</sub> auf der Niederdruckseite /KAC 18/

## 3.2.1.3 Implementierung des Modells in ATHLET

Die Entwicklung des Ventil-Modells erfolgte über verschiedene Einzelschritte, zunächst ATHLET-intern über Steuersignale auf der Grundlage stark vereinfachter Modellen und später extern mithilfe der Python-Schnittstelle auf der Grundlage des im Abschnitt 3.2.1.1 vorgestellten quasi-stationären Ansatzes. Nur der letzte Stand, der für Simulation der Integralversuche verwendet wurde, wird im Folgenden beschrieben.

Die Python-Schnittstelle in ATHLET erlaubt den Austausch von Daten zwischen der ATHLET-Simulation und einem parallellaufenden Python-Skript. Das Python-Skript stellt den Hauptprozess dar und ruft ATHLET als Bibliothek auf. Es kann auf die Daten der ATHLET-Simulation zugreifen und einzelne daraus errechnete Werte zurückgeben. Diese stehen dann innerhalb der ATHLET-Simulation als GCSM-Signalen (General Control Simulation Module, GCSM) zur Verfügung.

Der Austausch von Daten erfolgt am Anfang jedes Zeitschrittes, bzw. jedes Sub-Zeitschrittes der Zeitschleife der ATHLET-Simulation. Die folgenden algorithmischen Schritte werden dabei durchgelaufen.

 Das Python-Skript greift auf die Daten der ATHLET-Simulation zurück, die notwendig sind, um den Hub s<sup>(n)</sup> auf der Grundlage des Modells aus Abschnitt 3.2.1.1 für den aktuellen Zeitpunkt t<sup>(n)</sup> zu bestimmen. Die Liste der ausgetauschten Daten mit den entsprechenden Bezeichnungen aus Abschnitt 3.2.1.1 sind in der Tab. 3.5 aufgelistet. Alle von ATHLET bereitgestellten Daten sind in ATHLET als GCSM-Signale definiert.

- 2. Der Hub s<sup>(n)</sup> am aktuellen Zeitpunkt wird so bestimmt, wie im Abschnitt 3.2.1.1 dargestellt wurde:
  - a) Das Ventil bleibt verschlossen so lange die Bedingung (3.13) erfüllt ist. Der erste Zeitschritt, bei dem dies nicht mehr der Fall ist, wird als Zeitpunkt der Öffnung töffnung festgelegt und als interne Variable im Python-Skript gespeichert.
  - b) Wenn  $0 \le t^{(n)} t_{Offnung} < 2,4$  s, wird der Hub nach Gleichung (3.14) berechnet, wobei die asymptotische Gleichgewichtslage  $s_{GG}$  mit Hilfe von Gleichung (3.15) bestimmt wird.
  - c) Wenn  $t^{(n)} t_{Offnung} \ge 2.4$  s, wird der Hub direkt aus Gleichung (3.15) berechnet
- Aus dem Hub s werden die freie Querschnittsfläche A und die relative freie Querschnittsfläche unter Berücksichtigung der Geometrie des Ventilsitzes und des kegelförmigen Kolben (siehe Abb. 3.2) berechnet.
- 4. Die relative freie Querschnittsfläche  $A_V/A_{V,Max}$  und der Hub s<sup>(n)</sup> werden der ATHLET-Simulation zurückgegeben.
- 5. ATHLET wird aufgerufen, um die Simulation des thermofluiddynamischen Systems bis zum nächsten Zeitpunkt fortzusetzen.
- 6. Der Zusammenhang zwischen relativer freier Querschnittsfläche und dem Druckverlustkoeffizient  $\zeta_V$  ist in ATHLET als Tabelle abgespeichert.

Die Verwaltung der Zeitschleife, insbesondere die Bestimmung des aktuellen Wertes t<sup>(n)</sup> für die Zeit und des Wertes vom Hub s<sup>(n-1)</sup> beim vorherigen Zeitschritt, wird ATHLET überlassen. Dadurch kann die Implementation des Python-Skriptes unabhängig von den Details des Zeitintegrationsverfahrens gehalten werden. Die Reihenfolge der Teilschritte des semi-impliziten Zeitintegrationsverfahrens und die automatische Anpassung der Zeitschrittweite müssen bei der Implementation des Python-Skriptes nicht berücksichtigt werden.

Tab. 3.5 Zwischen ATHLET und Python ausgetauschte Daten, bzw. davon abhängige relevante Variablen des Ventil-Modells. Die letzten zwei Spalten geben an, welche der beiden Programmteile für die Berechnung der jeweilige Variable zuständig ist (Symbol x in der jeweiligen Spalte)

Bezeichnung	Bedeutung	ATHLET	Python
t <sup>(n)</sup>	Aktueller Zeitpunkt	Х	
s <sup>(n-1)</sup>	Hub am Anfang des letzten Zeitschrittes	Х	

Bezeichnung	Bedeutung	ATHLET	Python
S <sup>(n)</sup>	Hub zum Zeitpunkt t <sup>(n)</sup>		х
töffnung	Zeitpunkt der Ventilöffnung		х
P <sub>ND</sub>	Druck auf der Niederdruckseite des Ventils zum Zeitpunkt t <sup>(n)</sup>	х	
p∞	Umgebungsdruck zum Zeitpunkt t <sup>(n)</sup>	х	
Δρ	Druckunterschied über dem Ventil zum Zeitpunkt t <sup>(n)</sup>	х	
A/A <sub>Max</sub>	Relativer freier Querschnitt zum Zeitpunkt t <sup>(n)</sup>		х
F <sub>R,Max</sub>	Maximale Reibungskraft	х	
$\zeta_{ee}$	Druckverlustkoeffizient im Ventil	Х	

## 3.2.2 Adaption des 2D/3D Modells für große Wasserpools (GRS)

Für die Modellierung der mehrdimensionalen Vorgänge innerhalb des geodätischen Flutbeckens ist ein schnelllaufendes 2D/3D Modul erforderlich, das die Strömungs- und Temperaturfelder in für Produktionsrechnungen angemessenen Rechenzeiten simulieren kann. Dieses Modell muss u. a. in der Lage sein, die radiale Einflusszone (d. h. den Bereich des geodätischen Flutbeckens, der durch den Wärmeeintrag der Notkondensatoren erwärmt wird) sowie die Bildung und Auflösung von Temperaturschichtungen vorherzusagen. Wichtig ist darüber hinaus, dass ein derartiges Modell den Beginn der Dampffreisetzung aus dem geodätischen Flutbecken und den sich hierbei einstellenden, zeitlich transienten Dampfmassenstrom bestimmen kann.

Die in dem Vorhaben RS1507 Weiterentwicklung des Systemrechenprogramms ATHLET für Anwendungen in der Reaktorsicherheit entwickelten mehrdimensionalen, thermohydraulischen Bilanzgleichungen des Zweifluidmodells bilden die Basis des sogenannten 2D/3D Modells in ATHLET. Im Wesentlichen sind diese eine Erweiterung des schon seit vielen Jahren genutzten und etablierten 1D-Zweifluidmodells durch Integration der mehrdimensionalen Beträge der 3D Erhaltungsgleichungen /AUH 16/. Dadurch sind auch alle anderen Module von ATHLET wie GCSM, NEUKIN oder HECU gemeinsam mit der 3D-Modellierungen nutzbar.

In der Vergangenheit konnten mit dem 3D-Modell in ATHLET lediglich Komponenten ohne freie Oberflächen simuliert werden, da kein Gemischspiegelmodell zur Verfügung stand, das mit dem Zweifluidmodell, das die Basis des 3D-Modells bildet, kompatibel

war. Beispiele für die Anwendung des 3D-Modells ohne Gemischspiegelmodell sind in /CEU 17/ und /PPE 15/ zu finden.

#### Beschreibung des 3D-Modells mit gekoppeltem Gemischspiegelmodell

Die Kopplung des 3D-Modells mit dem Gemischspiegelmodells erwies sich vom numerischen als auch modellierungstechnischen Standpunkt her als anspruchsvolle Aufgabe. Das Gemischspiegelmodell von ATHLET verfolgt den horizontalen Gemischspiegel durch Aufteilung eines Kontrollvolumens (control volume, CV) in zwei Unterkontrollvolumen (sub-control volumes, SCV) über und unter dem Gemischspiegel. Beide SCV werden durch eigene Erhaltungsgleichungen repräsentiert (siehe Abb. 3.12). Der Gemischspiegel kann sich nach oben und unten aufgrund der betrachteten Transiente bewegen. Dadurch ändert sich kontinuierlich das numerische Gitter, das aus SCVs und den anschließenden Leitungen (schwarze Pfeile in Abb. 3.12) besteht. Diese Adaptierungen der Nodalisierung müssen in jedem Term der diskretisierten dreidimensionalen Gleichungen in ATHLET berücksichtigt werden. Um numerische Instabilitäten zu minimieren oder zu vermeiden, muss dabei ein kontinuierlicher Übergang zwischen den Standardgleichungen des 3D-Modells und der Implementierungen des Gemischspiegelmodells gewährleistet sein.

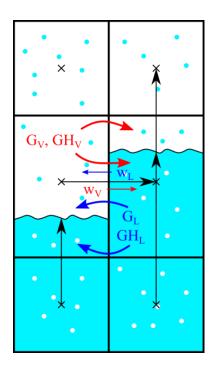


Abb. 3.12 Gemischspiegelmodell in zwei parallelen Leitungen

Die Phasengeschwindigkeiten für Wasser (w<sub>L</sub>) und Dampf (w<sub>V</sub>, siehe Abb. 3.12) werden über die Impulsgleichung in ATHLET über eine Leitung zwischen zwei benachbarten Kontrollvolumen bestimmt, wobei auch Schichtungen berücksichtigt werden. Abgeleitet von den Phasengeschwindigkeiten werden anschließend die Massen- und Enthalpieströme für Wasser und Dampf (G<sub>W</sub>, G<sub>V</sub>, GH<sub>W</sub>, GH<sub>V</sub>) zwischen den Kontrollvolumina bestimmt. Die Massen- und Enthalpieströme sind allerdings für benachbarte Unterkontrollvolumina in der Regel nicht identisch, da die Dampf- und Wassermassenströme in die benachbarten oberen und unteren Unterkontrollvolumen strömen können (oder aus ihnen heraus). Der verfolgte Modellierungsansatz bevorzugt daher Dampf- und Gasmassenströme in Richtung des oberen Unterkontrollvolumens und Wassermassenströme entsprechend in die unteren Unterkontrollvolumen. Dies verhindert ein unerwünschtes Ansteigen des Gemischspiegels, wenn zu viel Dampf oder Gas in das untere SCV strömt, bzw. auch die Verminderung des Volumendampfgehaltgradienten über beide Zonen, wenn zu viel Wasser in die obere Zone strömt, was zu einem Abbruch der Gemischspiegelsimulation führen kann.

Für die Validierung des geodätischen Flutbeckens wurden Nachrechnungen von INKA-Experimenten durchgeführt. Dies sind zum einen zwei Notkondensatorversuche sowie ein Flutversuch. In einem der beiden Notkondensatorversuche befindet sich das Kühlmittel im Flutbehälter während des gesamten Experiments in einem unterkühlten Zustand, sodass auch Temperaturschichtungen beobachtet werden können. Im anderen Experiment kommt es infolge der hohen Anfangstemperaturen zum Sieden im Flutbehälter. Dadurch bewegt sich auch dessen Gemischspiegel, sodass hier das Gemischspiegelmodell im Zusammenhang mit dem 2D/3D-Modell validiert werden kann. Schlussendlich soll mit dem Flutversuch ebenfalls das Gemischspiegelmodell untersucht werden. Durch das passive Fluten fällt der Füllstand im Flutbehälter sukzessive ab. Dabei muss in den Rechnungen der Füllstand auch von Kontrollvolumen zu Kontrollvolumen in allen Kanälen des 3D-Modells (siehe Abb. 3.16) umgesetzt werden.

#### Erstellung des 3D-Modells für den INKA-Flutbehälter

Um den in EASY betrachteten Flutbehälter dreidimensional abzubilden wurde dieser in 18 parallele Kanäle eingeteilt. Obwohl es sich beim Flutbehälter um einen zylindrischen Behälter handelt und das 3D-Modell auch eine Diskretisierung in Zylinderkoordinaten erlaubt, wurde die Diskretisierung mittels eines rechtwinkligen Gitters vorgenommen, da ansonsten die Geometrie der TFOs des Notkondensators nicht mit denen des Flutbehälters übereinstimmen würde und eine Verknüpfung über Wärmeleitobjekte nicht sinnvoll

möglich wäre. Die rechtwinklige Diskretisierung ist in Abb. 3.14 dargestellt. Der Strömungsquerschnitt des Flutbehälters wurde dabei in sechs Spalten und fünf Zeilen aufgeteilt, wobei aber nur die in Abb. 3.14 hellgrau dargestellten Flächen die Querschnittsfläche des Flutbehälters bilden. Die Summe der Querschnittsflächen entspricht der Querschnittsfläche des Flutbehälters. Da sich der Durchmesser sowie die Wandstärke des Flutbehälters über seine Höhe ändern, wurden insgesamt drei verschiedene Diskretisierungen erstellt, deren Einsatzbereiche in Abb. 3.13 dargestellt sind. Im ersten Bereich (1), in dem sich auch der NOKO befindet, ist der Außendurchmesser des Flutbehälters Ø 5.000 mm, die Wandstärke liegt bei 20 mm. Darüber in Bereich 2 verringert sich die Wandstärke zu 14 mm. Der obere Bereich hat einen Außendurchmesser Ø 5.500 mm sowie eine Wandstärke von 14 mm. Darüber hinaus wurde die Diskretisierung dergestalt angepasst, dass auch der Gebäudekondensator vollständig hineinpasst. Im Übergang zwischen Bereich 2 und 3 erweitert sich der Durchmesser in Form eines Kegelstumpfes. Die Querschnittsflächen der Pipe-Objekte innerhalb dieses Übergangs werden von ATHLET linear interpoliert.

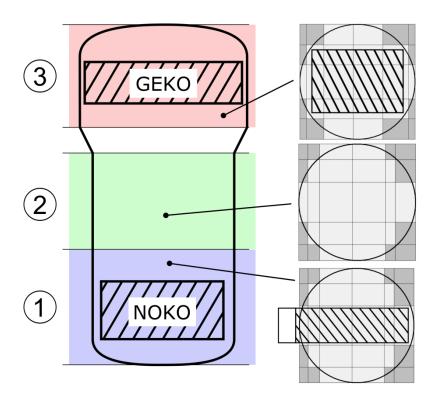


Abb. 3.13 Einteilung Flutbehälter

Feste Randbedingungen für die Diskretisierung im unteren Bereich des Flutbehälters (Außendurchmesser Ø 5.000 mm) sind die Kamin- und Haltebleche sowie die Flutbehälterwand. Die Kaminbleche begrenzen die Höhe der Reihe 3, die Haltebleche definieren die Breite der Spalten 3 und 4 und die Flutbehälterwand dient als obere und untere

Begrenzung der Reihen 1 respektive 5 sowie als linke und rechte Begrenzung der Spalten 1 respektive 6. Des Weiteren ist die Breite der Spalte 5 so festgelegt, dass die Bögen aller Notkondensatorrohre im Objekt FP-PV-P63 liegen. Frei wählbar sind lediglich die Koordinaten der als "Wählbarer Punkt" in Abb. 3.14 dargestellten Punkte, wobei der untere Punkt sich aus der Spiegelung des oberen Punktes an der Mitte des NOKOs ergibt. Die Koordinaten der Punkte wurden so gewählt, dass die Querschnittsfläche der in Abb. 3.14 hellgrau dargestellten Kanäle in Summe der Querschnittsfläche des Flutbehälters entsprechen.

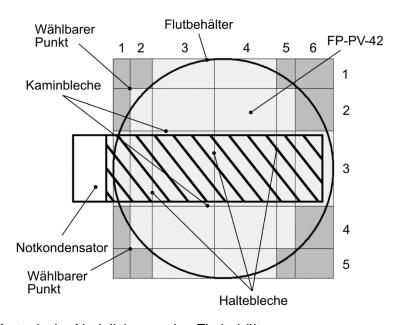


Abb. 3.14 Kartesische Nodalisierung des Flutbehälters

Im oberen Bereich des Flutbehälters wurden die Querschnittsflächen der einzelnen Kanäle ebenfalls angepasst. Die Randbedingungen wurden derart gewählt, dass der Gebäudekondensator vollständig hineinpasst.

Räumlich benachbarte Kanäle sind untereinander mittels Crossconnection-Objects (CCOs) in x- sowie in y-Richtung verbunden. Eine axiale Darstellung der 18 parallelen Kanäle mit den CCOs in x-Richtung ist in Abb. 3.16 dargestellt. Als Druckrandbedingung ist der Kanal FP-PV-P33 noch mit einem p-h-Boundary Objekt (FPV-TDV) verbunden, in dem der Sekundärdruck vorgegeben werden kann. Während die für Rohrleitungsanschlüsse vorgesehenen Flansche am Flutbehälter nicht modelliert wurden, bildet das Objekt FP-PV-FL (links in Abb. 3.16 dargestellt) den Flansch für den Anschluss des Notkondensators ab, da dieser zum einen sehr groß ist und somit auch ein großes Wasservolumen beinhaltet. Zum anderen befinden sich in ihm Teile der Notkondensatorrohre. Das Objekt FP-PV-FL und das zugehörige CCO für den Anschluss an FP-PV-P13 sind

jedoch nicht Teil der 3D-Modellierung. An FP-PV-P13 wurde im unteren Bereich ein Single Junction Pipe (SJP) angeschlossen. Über dieses SJP kann für den simulierten Flutversuch über ein Fill der Flutmassenstrom aus dem Behälter gezogen werden.

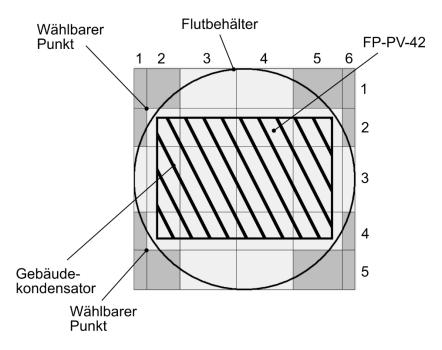


Abb. 3.15 Kartesische Nodalisierung des Flutbehälters

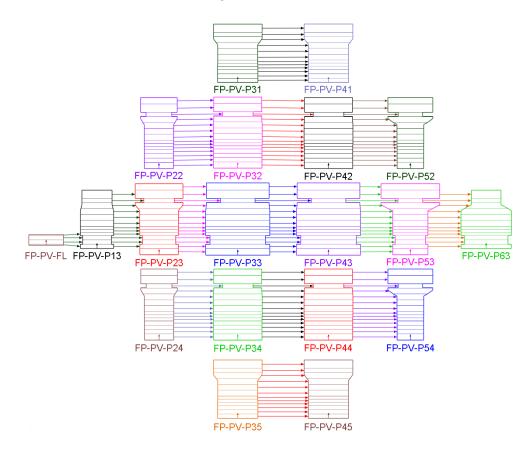


Abb. 3.16 Nodalisierung der Sekundärseite im 3D-Fall

## 3.3 Adaption der Kopplung von ATHLET und COCOSYS (GRS)

Zur Simulation der Beherrschung von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Sicherheitssystemen mit dem gekoppelten Programmsystem AC² wurde die bestehende Kopplung zwischen den Programmen ATHLET und COCOSYS derart erweitert, um die Wasservorlage im Flutbehälter inklusive Gemischspiegel und einen kleinen Teil der Atmosphäre als auch den Gebäudekondensator mit ATHLET und die Atmosphäre oberhalb der Wasservorlage mit COCOSYS berechnen zu können (siehe auch Abb. 3.17). Weiterhin sollte der Gebäudekondensator inklusive des Wärmeübergangs an der Außenseite mittels ATHLET berechnet werden können. Schließlich sollte das ATHLET-Python-Modell der Flutarmatur aus AP1.2 (siehe 3.2.1) mit eingebunden werden können.

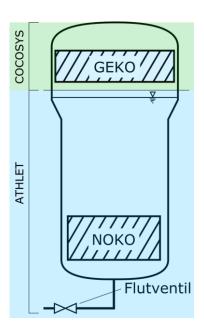


Abb. 3.17 Geplantes Kopplungsschema EASY

Um die oben genannten Anforderungen an die neue Kopplung zu erreichen wurden zunächst hinsichtlich der Programmstruktur die bestehende Schnittstelle zwischen ATHLET und COCOSYS derart adaptiert, dass die Einbindung der Programme als sogenannte Dynamic-Link-Libraries (DLL) realisiert wurde und der Datenaustausch zwischen den Programmteilen über die Abstract-Data-Type-(ADT)-Schnittstelle in ATHLET erfolgen kann. Dadurch ist es möglich, weitere Programme (z. B. Python-Programme) leicht anzubinden. Weiterhin wurde modelltechnisch die ATHLET-COCOSYS Schnittstelle für freie Wasseroberflächen (wobei sich die Kopplungsstelle in EASY in der Gasphase befinden soll), für Strukturoberflächen (hier die Rohrleitungen des Gebäudekondensators) sowie für nichtkondensierbare Gase erweitert. Hierbei wurde soweit wie möglich auf bestehende Datenstrukturen in ATHLET zurückgegriffen. Für die

Realisierung dieser erweiterten Kopplung wurden zahlreiche Programmänderungen und -erweiterungen umgesetzt. Im Einzelnen wurden folgende Schritte im ATHLET durchgeführt:

- Entwicklung eines neuen ATHLET-Treibers
- Implementierung aller COCOSYS-spezifischen Elemente in einem separaten Modul
- Verlagerung der Anbindung an COCOSYS unterhalb von GCSM auf der Ebene der Integrationsschleife

COCOSYS-seitig wurde die Kopplung auf die Verwendung des neuen Daten-Element-Moduls (DEM) umgestellt dadurch vereinfachen sich zukünftige Ergänzungen bzgl. neuer Austauschgrößen erheblich. Ebenso wurden zusätzliche notwendige Hooks (Anknüpfungspunkte) in ATHLET definiert. Dabei wurden die Änderungen so gestaltet, dass eine Rückwärtskompatibilität mit der ursprünglichen Implementation gewährleistet bleibt.

Des Weiteren wurde die bislang auf speziellen ATHLET und ATHLET-CD Versionen bezogene Kopplung auf die sogenannte Head-Version von ATHLET und ATHLET-CD übertragen, so dass das gekoppelte Programmsystem immer auf die jeweils aktuellen ATHLET/ATHLET-CD/COCOSYS-Programmversionen zurückgreift.

Die Funktionsweise der thermohydraulischen Kopplung ist in Abb. 3.18 dargestellt. Gekoppelt werden immer Branch-Objekte. Der Branch muss in ATHLET wie auch in COCOSYS bekannt sein und ein ATHLET-Pipe-Objekt muss in den Branch führen. COCOSYS bestimmt in diesem Branch Druck, Temperaturen sowie Gaszusammensetzung. Aufgrund dieser Daten bestimmt ATHLET die Massen- und Energieströme von Wasser und Dampf in diesen Branch.

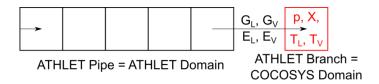


Abb. 3.18 Konzept der ATHLET/COCOSYS-Kopplung

Als Eingabe für die Kopplung muss im ATHLET-Eingabedatensatz das Controlword (CW) EXT aktiviert sein (siehe Codebeispiel unten). Anschließend folgt der Name des ATHLET-Pipe-Objekts, das in den Kopplungsbranch führt (hier ATHPIPE). Darunter folgt die Beschreibung der Art der Kopplung (thermohydraulische Kopplung ITCOPL = 1)

sowie die Bezeichnungen des Branches in ATHLET und in COCOSYS (ATHBRANCH und COCBRANCH)

```
[...]
@
C---- EXT
@
---- ATHPIPE
@ ITCOPL BRANCH
1 ATHBRANCH
COCBRANCH
@
[...]
```

Weiterhin ist es möglich, ein ATHLET Wärmeleitobjekt in diesem Kopplungsbranch im HECU-Teil des ATHLET-Datensatzes zu definieren. Anwendungsbeispiel ist hier der Gebäudekondensator, der sich im Dampfbereich des Flutbehälters befindet, der wiederum von COCOSYS simuliert wird. Das bei der Kondensation an den Gebäudekondensatorrohren entstehende Kondensat wird in die COCOSYS-Zone übertragen. Dabei werden die folgenden TFO-Größen des Kopplungsbranches aus ATHLET zu COCOSYS übertragen:

- Verdampfungs-/Kondensationsrate GESFI
- Enthalpiestrom durch den Wärmeübertrager QI
- Mittlere Oberflächentemperatur zur Abschätzung der Kondensattemperatur TSURFI

Es wurde festgestellt, dass die so erzeugte Kopplung nicht immer zu numerisch stabilen Ergebnissen führt. Um die Rechnungen dahingehend zu verbessern wurde eine sogenannte iterative Kopplung implementiert, bei der jeder Zeitschritt in beiden Codes mehrfach simuliert wird.

Um die so erzeugte Kopplungsmöglichkeit zu testen wurde zunächst ein Testfall implementiert. Dieser besteht aus einem vertikalen ATHLET-Pipe-Objekt, an dessen oberen Bereich ein ATHLET-Branch angeschlossen ist. Über diesen Branch ist COCOSYS gekoppelt (sogenannter Kopplungsbranch). Weiterhin ist ein Wärmeleitobjekt an diesen Branch angeknüpft. An das Pipe-Objekt ist ein Fill implementiert, über das Dampf eingespeist wird. Das Nodalisierungsschema des Testfalls ist in Abb. 3.19 dargestellt.

Das System befindet sich zu Beginn der Simulation unter einem Druck von 1 bar bei 60 °C. Die Luft ist vollständig mit Dampf gesättigt. Das Wärmeleitobjekt ist ein Rohrbündel, bestehend aus zehn 5 m langen leicht gegenüber der Horizontalen geneigten Rohren mit einem Innendurchmesser von 1 m und einer Wandstärke von 20 mm. Die

Innenseite hat eine über die gesamte Simulationszeit konstante Temperatur von 60 °C und der Wärmeübergangskoeffizient liegt konstant bei 4.000 W/m²K. Das Material ist ferritischer Stahl.

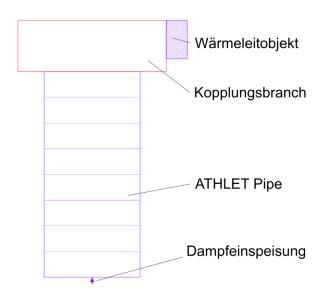
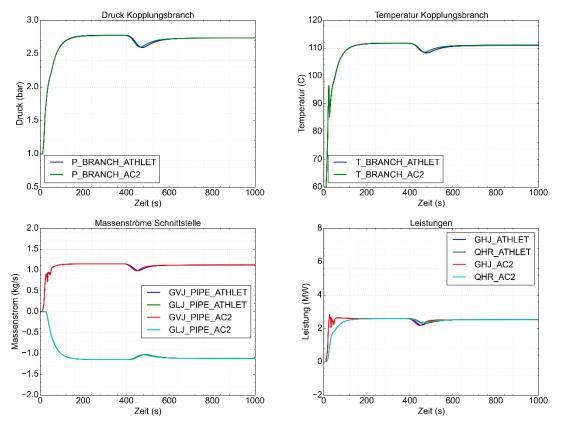


Abb. 3.19 Nodalisierung des Testfalls für die Kopplung

Nach einer Zeit von 10 s wird Dampf mit einer Enthalpie von 3.074,54 kJ/kg K (1 bar bei 300 °C) mit einem Massenstrom von 1 kg/s in das System eingespeist. Durch die gewählten Randbedingungen sollte sich der Druck, die Temperatur wie auch der Dampfund Kondensatmassenstrom über die Schnittstelle zwischen Pipe und Branch auf einen Wert stabilisieren. Es wurden eine ATHLET-Rechnung als Referenz und die eigentliche AC²-Rechnung (semi-implizit mit drei Iterationen) für den Testfall durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.20 dargestellt. Man erkennt, dass der Druck (oben links) und auch die Temperatur (oben rechts) im Branch mit dem Beginn der Dampfeinspeisung (unten links) steigen und nach einiger Zeit konstant bleiben. Allerdings sind die stationären Werte in den beiden Simulationen verschieden voneinander. In Abb. 3.20 unten links sind die Massenströme über die Schnittstelle (GVJ: Dampfmassenstrom, GLJ: Wassermassenstrom) dargestellt. Man erkennt, dass der in den Branch eintretende Dampf komplett kondensiert und als Wasser wieder in das Pipe-Objekt zurückfällt (GVJ = -GLJ).

Die Massenströme GVJ und GLJ liegen über dem eingespeisten 1 kg/s. Der heiße Dampf (300 °C bei 1 bar) wird von unten in das Pipe-Objekt eingespeist. Das sich durch die Kondensation dort ansammelnde Wasser wird dabei erhitzt und verdampft. Gleichzeitig strömt immer neues Kondensat die Leitung herab. Es entsteht dabei ein Gleichgewicht, bei dem aus der Wasservorlage mehr Dampf nach oben strömt, als eigentlich eingespeist wird (allerdings mit niedrigerer Temperatur).

In den Rechnungen wird durch den Dampf eine Leistung von ca. 3,0 MW in den Branch eingespeist und durch das abströmende Kondensat ca. 0,5 MW aus dem Branch abgezogen. In Summe sind das ca. 2,5 MW (Abb. 3.20 unten rechts). Diese Leistung wird auch vollständig vom HECU Objekt übertragen (sowohl ATHLET als auch AC²). Man erkennt aber auch hier in den gekoppelten Rechnungen eine Schwankungsbreite durch die Schwingungen.



**Abb. 3.20** Ergebnisse der ATHLET Referenzrechnung und der AC<sup>2</sup> Rechnung des Testfalls für die Kopplung

Die Kopplung arbeitet für den getesteten Fall im Hinblick auf die geforderten Fähigkeiten zuverlässig: Dampf und Gas werden zwischen ATHLET und COCOSYS ausgetauscht, am ATHLET HECU in der COCOSYS-Zone kondensiert Dampf und Kondensat kann aus der COCOSYS-Zone zurück in den ATHLET-Bereich fallen. Allerdings müssen für einen routinemäßigen Einsatz bei realistischen Modellen numerische Stabilität, Laufzeitperformance (Schrittweite) und Genauigkeit (Massenfehler) weiter verbessert werden.

# 3.4 Validierung von ATHLET/COCOSYS anhand der Einzeleffektexperimente

## 3.4.1 Validierung zum Passiven Impulsgeber (TUD-WKET)

#### 3.4.1.1 Aufbau und Funktionsprinzip

Der passive Impulsgeber (PIG) ist eine Komponente im innovativen Sicherheitskonzept des KERENA-Designs. Der PIG ist ein kleiner, parallel zum RDB, angeordneter Wärmetauscher. Dieser besteht aus zwei getrennten medienführenden Kreisläufen. Die Primärseite des PIG-Behälters ist über ein Leitungssystem mit einem Zulauf und Ablauf an den RDB angeschlossen. Die Sekundärseite des PIGs ist über eine Leitungsführung an ein Membranventil gekoppelt und im oberen Bereich der Sekundärseite befindet sich eine Gasatmosphäre. Im Inneren des PIGs sind wenige Wärmetauscherrohre angeordnet, die mit der Sekundärseite verbunden sind. Das Funktionsprinzip besteht aus der Wärmeübertragung von der Primärseite zur Sekundärseite, sodass eine Erwärmung der Sekundärseite zur Dichteänderung des Fluids führt und damit ein Druckanstieg erfolgt. Dieser Druckanstieg wird zur Aktivierung von Sicherheitsfunktionen genutzt, wie beispielsweise das Auslösen der automatischen Druckentlastung (ADE). Bei Störfällen mit abnehmendem Reaktorfüllstand, wie in Abb. 3.21, rechte Seite skizziert, kann der PIG somit ohne elektrische Hilfsenergie verschiedene Aktionen des Reaktorschutzsystems auslösen.

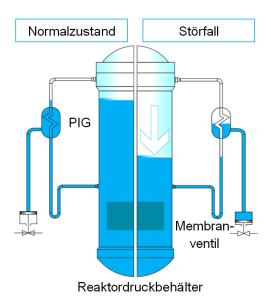


Abb. 3.21 Funktionsprinzip PIG

#### 3.4.1.2 Einzeleffektuntersuchung

Im Jahr 2004 führte die AREVA GmbH Experimente durch, um das Verhalten des PIG auf einer Versuchsanlage in den Laboren von Karlstein zu untersuchen. Der Versuchsaufbau bestand aus zwei Druckbehältern, die in unterschiedlichen Höhen platziert wurden. Diese Behälter wurden im oberen sowie im unteren Plenumbereich durch Rohrleitungen verbunden. Der PIG wurde parallel zum oberen Behälter angeordnet. Die Messwerte wie Druck (P), Temperatur (T) und Wasserstand (L) wurden während der Versuche aufgezeichnet, siehe Abb. 3.22. Vor Beginn der Versuche wurde das Ventil an der unteren Rohrverbindung geschlossen. Anschließend wurde der Wasserstand in jedem Behälter eingestellt und das Wasserinventar erhitzt, sodass sich Dampf- und Flüssigkeitsphasen bildeten. Es wird davon ausgegangen, dass das Wasserinventar bis zur Sättigung erhitzt und teilweise verdampft wurde. Die Experimente wurden nach der Aufheizphase und ab dem Erreichen der Anfangsbedingungen (P, T, L) gestartet. Das Ventil an der unteren Rohrleitung wurde geöffnet, um das Absinken des Wasserspiegels im oberen Tank auszulösen. Der Wasserstand im PIG ist ebenfalls gesunken, wodurch Dampf durch den PIG strömte. Der Dampf kondensierte an den kalten Oberflächen der Wärmetauscherrohre und erwärmte die Sekundärseite des PIGs, sodass der Druck stieg. Das Membranventil löste bei einem Druck von 0,7 MPa aus. Es wurden Versuche mit verschiedenen Bereichen der Anfangsbedingungen für Druck, Temperatur und Wasserstand gemäß Tab. 3.6 durchgeführt.

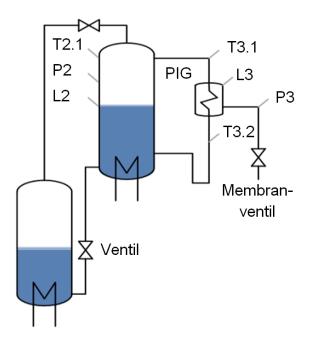


Abb. 3.22 Versuchsstand Einzeleffektuntersuchung

**Tab. 3.6** Anfangs- und Randbedingungen für drei Versuche und die daraus resultierenden Zeiten, in denen der Druck P3 0,7 MPa überschreitet

Parameter/ Experiment	T2.1 [°C]	T3.1 [°C]	T3.2 [°C]	P2 [MPa]	P3 [MPa]	Zeit bis Aus- lösedruck [s]	L2 [m]	L3 [m]
1.0 MPa	179.4	57.9	27.3	0.99	0.12	48.37	4.80	4.65
3.0 MPa	232.1	32.7	18.1	2.85	0.11	86.73	5.60	4.84
7.5 MPa	288.5	54.1	27.2	7.37	0.13	47.67	5.41	4.83

Die Zeitpunkte, zu denen das Membranventil geöffnet wurde, sind ebenfalls in der Tabelle aufgeführt. Außerdem wurde in einem Experiment (3 MPa) das untere Ventil nur zu 50 % anstelle zu 100 % geöffnet, um einen langsamen Abfall des Wasserspiegels zu simulieren. Die experimentellen Daten wurden verwendet, um einen Eingabedatensatz für ATHLET für die thermohydraulische Untersuchung des PIGs zu entwickeln.

### 3.4.1.3 Datensatzentwicklung für die Einzeleffektuntersuchung

Zunächst wurden die verfügbaren Daten der Einzeleffektversuche verwendet, sodass die Besonderheiten bei der Modellierung des PIGs numerisch untersucht werden konnten. Die Herausforderung mit ATHLET bestand darin, den exakten Winkel der schrägen Einbaulage zu nodalisieren. Dabei müssen die entsprechenden Querschnittsflächen beim abfallenden Wasserspiegel auf der Primär- und Sekundärseite ermittelt werden. Darüber hinaus werden zweckmäßigerweise die ATHLET-Modelle zum Gemischspiegel und für Mehrkomponenten verwendet. Das Gemischspiegel-Modell dient zur exakten Vorhersage des Füllstands auch bei siedenen Flüssigkeiten und mit dem Mehrkomponenten-Modell wird die Anwesenheit von nichtkondensierbaren Gasen berücksichtigt.

Die Ermittlung der geometrischen Querschnittsflächen beim Füllstandsabfall auf der Primärseite ist kompliziert aufgrund der schrägen Einbaulage des PIGs im System und dessen Einbauten (z. B. Wärmeübertragerrohre). Daher wurde zunächst eine vereinfachte Lösung bei der Nodalisierung angestrebt. Es wurde eine horizontale PIPE für den Primärbehälter verwendet im Bewusstsein, dass dadurch der Füllstandsabfall nicht realistisch berechnet wird. Die folgende Tab. 3.7 zeigt die Entwicklungsschritte bei der Modellfindung.

Um den Einfluss des Winkels beurteilen zu können, wurde ein Modell mit und ein Modell ohne den Neigungswinkel entwickelt. Ebenso wurde zusätzlich ein Modell

herangezogen, welches die Auswirkungen der nichtkondensierbaren Gase in Verbindung mit dem Gemischspiegel-Modell zeigen soll.

**Tab. 3.7** Überblick der Entwicklungsschritte für die PIG-Modelle

Merkmale	Modell 1	Modell 2	Modell 3	
Winkel	Primärseite	Primärseite	Kein Winkel	
Gemischspiegel- Modell			Sekundärseite	
Mehrkomponenten- Modell	Sekundärseite	Sekundärseite	Sekundärseite	

Aufgrund nicht verfügbarer Daten bei dem Zulauf- und Ablaufsystem aus der Einzeleffektuntersuchung wurde eine Vereinfachung bei der Modellierung eingeführt, sodass beide Systeme schlussendlich mit zwei vertikal angeordneten PIPES umgesetzt wurden. Die Simulation des Füllstandsverlaufes im Primärbehälter des PIGs wurde durch ein FILL umgesetzt. Dieses wurde am Ende der Ablaufleitung implementiert und regelt einen vorgegebenen Massenstrom für das Ausströmen. Der Massenstrom wurde aus den experimentellen Daten des Füllstandabfalles ermittelt. Am oberen Ende der Zulaufleitung wurde ein zeitabhängiges Volumenelement (Time-Dependent-Volume, TDV) implementiert, um die Dampfeinspeisung in die Primärseite zu simulieren, indem der Druck und die Enthalpie aus dem Reaktordruckbehälter des jeweiligen Versuches vorgegeben werden. Auf der Sekundärseite ist die Impulsleitung am Sammler angeschlossen. In diese wurde ein Ventil eingebaut, das bei einem Druck von 7 bar schaltet. Das Gemischspiegel-Modell wird zur Simulation des Füllstandes auf der Sekundärseite verwendet.

Die Abb. 3.23 zeigt die Nodalisierung des PIGs. Das Primärgefäß ist in vier Kontrollvolumen unterteilt die den entsprechenden Neigungswinkel (hier ohne dargestellt) des PIGs berücksichtigen. Der Sammler der Sekundärseite ist über einen BRANCH mit den Wärmeübertragerrohren verbunden. Dieser ist in sechs Kontrollvolumen unterteilt. Das Mehrkomponenten-Modell wird im Datensatz aktiviert, um die nichtkondensierbaren Gase im oberen Bereich des Sammlers simulieren zu können. Damit wird der Anteil der nichtkondensierbaren Gase für jedes Kontrollvolumen auswertbar. Es gibt zwei Rohrreihen, die in unterschiedlichen Höhen angeordnet sind und als Wärmeübertragerrohre fungieren. Mehrere Rohre einer jeweiligen Reihe wurden nicht einzeln modelliert, sondern als Rohrbündel vervielfacht im Datensatz.

Während der Validierung stellte sich heraus, dass die starken Vereinfachungen bei der Modellierung der Zu- und Ablaufleitung die experimentellen Ergebnisse nicht

hinreichend genau abbilden konnten. Daher wurde das Modell erweitert mit dem oberen Druckbehälter wie es schematisch in Abb. 3.22 dargestellt ist. Allerdings sind dafür Geometriedaten abgeschätzt worden und Randbedingungen konnten verbessert werden. Der Druck an der Messstelle P2 konnte durch abgeänderte Nodalisierung nun exakt angegeben werden. Bei dem Füllstandsabfall wurde nun die Kondensatbildung aufgrund der nicht-isolierten Zu- und Ablaufleitung mitberücksichtigt, welches durch das Hinzufügen von weiteren Wärmestrukturen ermöglicht wurde. Die Materialdicke der Wärmeübertragerrohre wurde korrigiert und das tatsächliche freie Strömungsvolumen unter Berücksichtigung der Einbauten wurde ermittelt. Die Herausforderung bestand auch darin, dass in der Simulationsrechnung die anfängliche Wassertemperatur im Primärgefäß sich durch den Wärmeverlust verringerte und hingegen im Experiment dieser Sachverhalt nicht beobachtet wurde. Daher wurden entsprechende Modellierungsmaßnahmen umgesetzt, sodass kein Temperaturabfall zu Beginn des Experiments durch Wärmeverluste erfolgte.

Aufgrund der Schwäche des bisherigen PIG-Modells den Füllstandsabfall nicht realistisch zu berechnen, wurde eine weitere Verbesserung durchgeführt. Hierbei wurde die Primärseite als vertikale PIPE modelliert mit Berücksichtigung der freien Querschnittsflächen beim Füllstandsabfall. Dieses Modell wird zusammen mit dem JRA-System anhand von Integraldaten validiert.

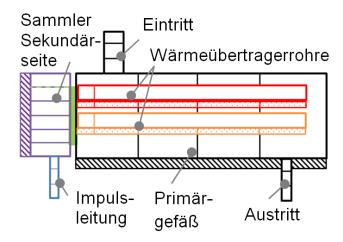


Abb. 3.23 Nodalisierung PIG

## 3.4.1.4 Datensatzentwicklung für das Integralmodell

Es wurde in einem verbesserten PIG-Modell der Primärbehälter vertikal nodalisiert, um den Füllstandsabfall realistisch zu berechnen. Die Berechnung der Querschnittsflächen

in vertikaler Richtung wurde mithilfe von CAD Software durchgeführt. Auf dieselbe Weise wurde die Sekundärseite des PIGs für das neue Modell nodalisiert.

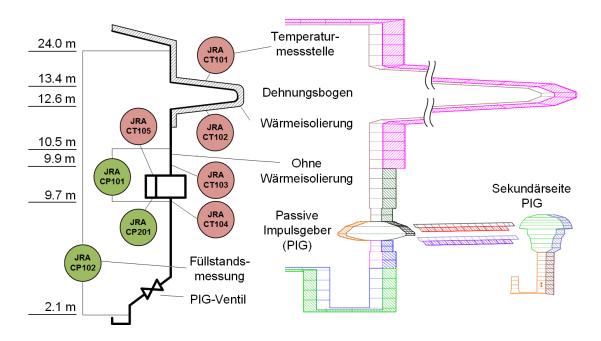


Abb. 3.24 Nodalisierung JRA System

Das JRA-System, siehe Abb. 3.24, der INKA Anlage betrifft die Zuleitung vom GAP bis zum PIG und dessen Rückführleitung zum GAP. Dieses System wurde modelliert, um das verbesserte Modell zu validieren. Dabei sollen unbekannte thermohydraulische Größen (wie beispielsweise die Wärmeverluste) bei der Simulationsrechnung im JRA-System anhand der experimentellen Daten vom SpW-LB und RDB-Bodenleck ermittelt werden. Der PIG und ca. 1,3 m der Zuleitung, sowie die gesamte Rückführleitung haben keine Wärmeisolierung. Entsprechende Wärmeverluste am JRA-System während der Transiente sind zu erwarten, da auch an der Integralanlage der PIG nicht wärmeisoliert ist.

## 3.4.1.5 Ergebnisse zur Einzeleffektuntersuchung

Die nachfolgenden Diagramme zeigen die Ergebnisse des Versuches bei einem Druck von 75 bar. Dargestellt werden die Ergebnisse der drei verschiedenen Modelle (siehe Tab. 3.7) im Vergleich zu den experimentellen Daten. Mit dieser ersten Untersuchung wurde vorrangig das Aktivierungsverhalten des PIGs analysiert, um dessen Funktionalität zu beurteilen. Die Abb. 3.25 zeigt daher zunächst den Druckverlauf der Sekundärseite des PIGs. Im Experiment wurde nach einer Zeit von 48 Sekunden ein Ansprechdruck

erreicht, der das Membranventil aktivierte. Mit der ATHLET-Berechnung des Modells 1 schaltet das Ventil nach 43 Sekunden ein und bei Modell 3 nach 45 Sekunden. Bei Modell 2 erfolgt die Aktivierung erst nach 52 Sekunden. Die Abweichungen in Modell 2 werden durch das fehlende Gemischspiegel-Modell im Sammler der Sekundärseite verursacht. Die Folge ist, dass der Füllstand und dadurch auch der Anteil der nichtkondensierbaren Gase nicht exakt definiert werden können. Die Auswirkungen werden in der grünen Kurve sichtbar. Der Druckanstieg setzt verzögert ein.

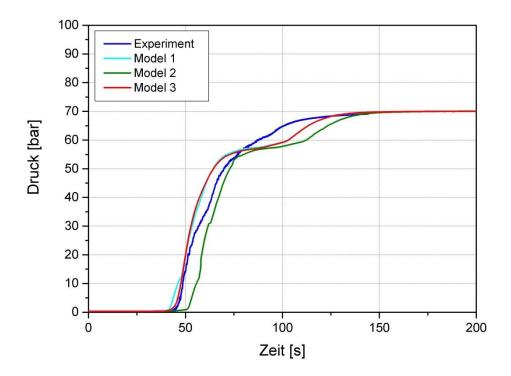


Abb. 3.25 Druckverlauf Sekundärseite bei 75 bar

Abb. 3.26 und Abb. 3.27 zeigen die Ein- und Austrittstemperatur der Primärseite. Der Temperaturanstieg am Eintritt beginnt im Experiment und in den Simulationen zur gleichen Zeit, allerdings zeigt sich der kurzzeitige Temperaturabfall in der Simulation ausgeprägter und mit einer zeitlichen Verschiebung von elf Sekunden. Die Maximalwerte deuten auf den Eintritt des Dampfes in das Primärgefäß hin. Durch die Kondensation kommt es zu starken Füllstandsschwankungen. Im Experiment hingegen sind beim Dampfeintritt nur leichte Schwingungen sichtbar.

Die Temperatur am Austritt steigt im Experiment schneller und steiler an als in den Simulationen. Im Versuch ist der Austritt des Dampfes durch die Schwingungen bei 55 Sekunden deutlich zu erkennen. In den Simulationen hingegen ist der Temperaturverlauf konstant.

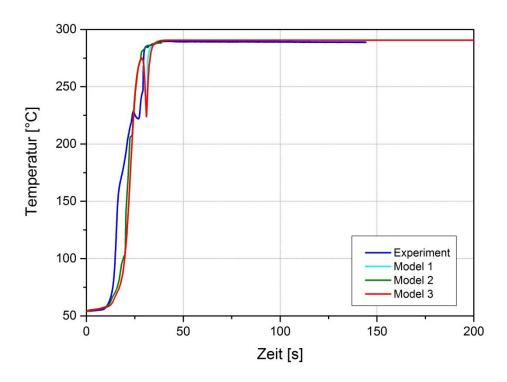


Abb. 3.26 Eintrittstemperatur Primärseite PIG bei 75 bar

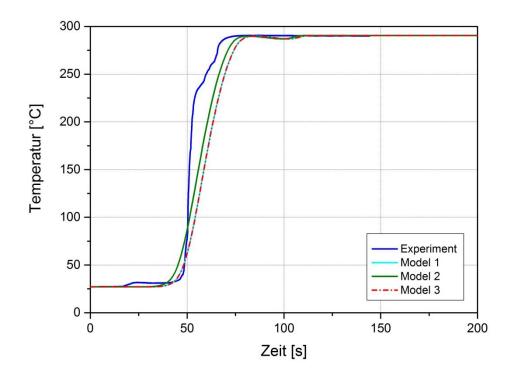


Abb. 3.27 Austrittstemperatur Primärseite PIG bei 75 bar

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen die Ergebnisse des Versuches bei einem Druck von 30 bar. Den Druckverlauf auf der Sekundärseite in der Impulsleitung zeigt Abb. 3.28. Es sind deutliche Unterschiede in den drei Simulationen zu beobachten. Die ausgeprägten Schwingungen in den Simulationen werden im Experiment nur angedeutet. Der

Druckverlauf zeigt, dass bei einem niedrigeren Druck der Neigungswinkel einen deutlichen Einfluss auf den Druckverlauf und somit auf die Aktivierungszeit des Membranventils hat. Im Experiment schaltet das Ventil nach 87 Sekunden. Das Modell 1 benötigt 92 Sekunden, bis es zur Aktivierung kommt, Modell 2 schaltet nach 71 Sekunden und Modell 3 nach 80 Sekunden. Am Experimentende wird der Maximaldruck von 26,2 bar erreicht. Mit den Simulationen wird dieser Druck nicht erreicht.

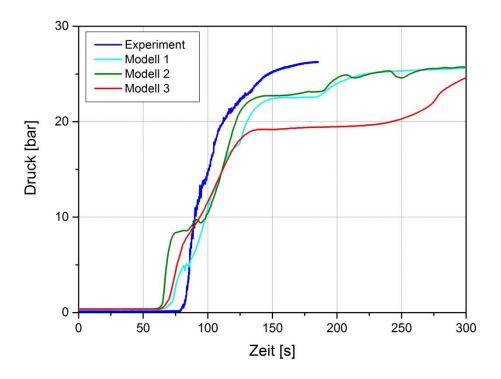


Abb. 3.28 Druckverlauf Sekundärseite bei 30 bar

Abb. 3.29 und Abb. 3.30 zeigen den Verlauf der Eintritts- und Austrittstemperatur des PIGs an der Primärseite. In den Eintrittstemperaturen der Simulationen sind starke Abweichungen im Vergleich zum Experiment zu beobachten. Die Temperatur im Experiment zeigt einen plateauartigen Anstieg, wohingegen die Temperatur in den Simulationen konstant ansteigt. Da nur sehr wenige Messdaten vorliegen, ist es kaum möglich, den Temperaturverlauf in den ersten 48 Sekunden zu erklären. Bei allen Modellen zeigt sich nach ca. 52 Sekunden ein ausgeprägter Maximalwert. Es wird angenommen, dass der Maximalwert den Dampfeintritt in das Primärgefäß angibt. Hierbei sind starke Füllstandsschwankungen durch eine höhere Kondensationsrate möglich. Im Experiment sind allerdings ab Dampfeintritt kaum Schwingungen sichtbar wie auch schon bei dem Experiment mit 75 bar Druck beobachtet wurde. Schlussendlich folgt daraus, dass das Zusammenspiel zwischen Füllstandsabfall mit gleichzeitiger Kondensation und dem

Druckverlust über den PIG in der Simulation noch nicht gut mit dem Experiment übereinstimmen.

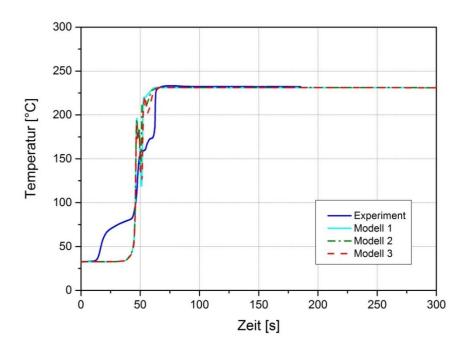


Abb. 3.29 Eintrittstemperatur Primärseite PIG bei 30 bar

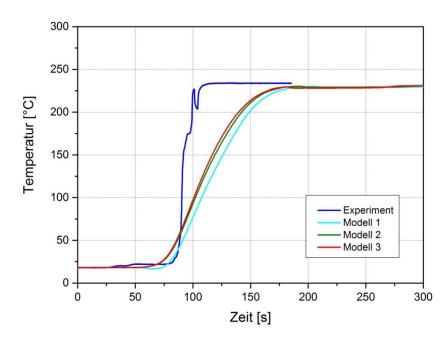


Abb. 3.30 Austrittstemperatur Primärseite PIG bei 30 bar

Bei der Austrittstemperatur ist deutlich ersichtlich, dass alle Modelle einen ähnlichen Temperaturverlauf aufweisen und den experimentellen Verlauf nicht voll befriedigend nachbilden können. Der Temperaturverlauf in Modell 1 setzt zudem verzögert ein. Die

Anfangstemperatur am PIG wird im Experiment nach ca. 110 Sekunden erreicht, in den Modellen dagegen erst nach ca. 200 Sekunden.

Die Ergebnisse bei einem Druck von 75 bar stimmen gut mit dem Experiment überein. Deutlich hat sich gezeigt, dass hier der Neigungswinkel keinen signifikanten Einfluss hat. Allerdings sind Einflüsse bei einem fehlenden definierten Gemischspiegel und der Einfluss der nicht-kondensierbaren Gase genau zu erkennen. Hingegen bei einem Druckniveau von 30 bar ist der Einfluss des Winkels auf die Schaltzeit festzustellen. Dies zeigt sich vor allem beim Druckverlauf der Impulsleitung. Beim Vergleich der Simulationsergebnisse der beiden Versuche zeigt sich bei allen Parametern ein ähnlicher Kurvenlauf. Bezüglich der Zeit für das Auslösen der Schalthandlung zeigen die Simulationen hinreichend gute Ergebnisse, weil der Ansprechdruck von 7 bar jeweils bereits am Beginn der sekundärseitigen Aufheizung erreicht wird. Die nachfolgende Tabelle zeigt die relative Abweichung beim Erreichen des Zeitpunktes für den Aktivierungsdruck zwischen den Modellen und den Experimenten. Es kann entnommen werden, dass die Abweichungen kleiner sind als ±20 %, sodass das entwickelte Modell seine Aufgabe im Rahmen der Simulationsrechnung erfüllt.

**Tab. 3.8** Relative Abweichung bei der Aktivierungszeit

Modelle/ Ex- periment	Modell 1	Modell 1 Modell 2 N			
1,0 MPa	+17,7 %	nicht untersucht	nicht untersucht		
3,0 MPa	-5,4 %	-18,4 %	-8,1 %		
7,5 MPa	-10,4 %	-6,3 %	+8,3 %		

Die Kurvenverläufe nachdem der Aktivierungsdruck erreicht wurde sind zwar im Vergleich von Experiment und Simulation interessant, aber für das zu erreichende Ergebnis ohne Bedeutung. Sie liefern allerdings Hinweise, wie gut das Modell funktioniert. Es sind hierbei deutliche Abstriche bei den Temperaturverläufen erkennbar, sodass aus der bisherigen Untersuchung hervorgeht, dass in einem weiteren Entwicklungsschritt das Modell 1 mit dem oberen Druckbehälter und Wärmeverlusten an den Verbindungsleitungen ergänzt werden muss, mit dem Ziel die simulierten Temperaturverläufe zu verbessern.

Für diesen Zweck zeigt Abb. 3.31 eine Gegenüberstellung der Druckverläufe für alle drei Experimente und dem bisherigen Modell 1.

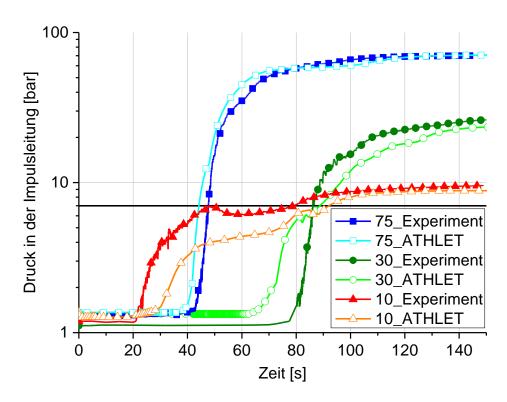


Abb. 3.31 Vergleich des Druckes der drei Experimente und bisherigem Modell 1

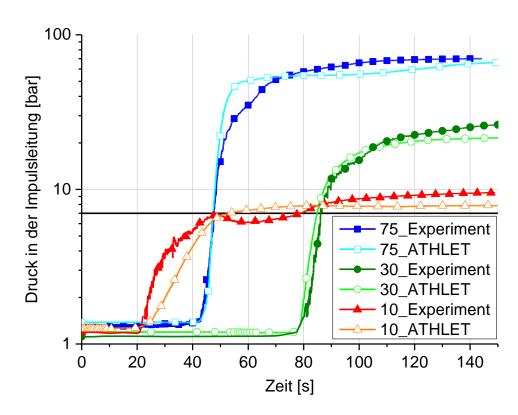


Abb. 3.32 Vergleich des Druckes der drei Experimente und verbessertem Modell 1

Die Ergebnisse des Druckes beim verbesserten Modell 1 im Vergleich zum Experiment zeigt die Abb. 3.32. Es lässt sich insgesamt eine leichte Verbesserung aller

Druckverläufe erkennen. Es sei angemerkt, dass jeweils der Zeitpunkt des experimentellen Druckanstiegs mit dem Zeitpunkt des Anstiegs beim Druck aus den Simulationsrechnungen gleichgesetzt wurde, um den zeitlichen Verzug beim Anstieg der Temperatur am Eintritt aber auch am Austritt zu analysieren. Die Temperaturverläufe sind in den folgenden beiden Abbildungen dargestellt (Abb. 3.33 und Abb. 3.34).

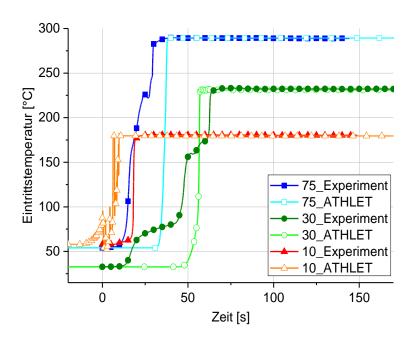


Abb. 3.33 Vergleich der Eintrittstemperatur mit dem verbesserten Modell 1

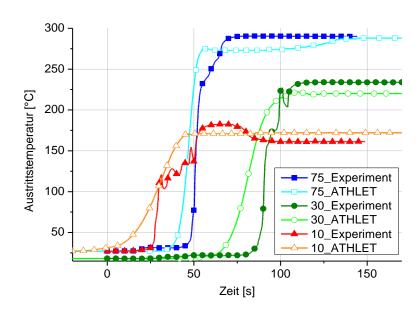


Abb. 3.34 Vergleich der Austrittstemperatur mit dem verbesserten Modell 1

Eine leichte Verbesserung der Temperaturverläufe ist ebenfalls festzustellen im Vergleich mit dem originalen Modell 1, allerdings ist auch ersichtlich, dass die

experimentellen Verläufe nicht genau getroffen werden. Dies zeigt auch die Auswertung eines Zeitverzuges zwischen dem Anstieg der Temperatur am PIG-Eintritt bis zum Anstieg des sekundärseitigen Druckes. Dieser Sachverhalt ist schematisch in der nachstehenden Abb. 3.35 dargestellt.

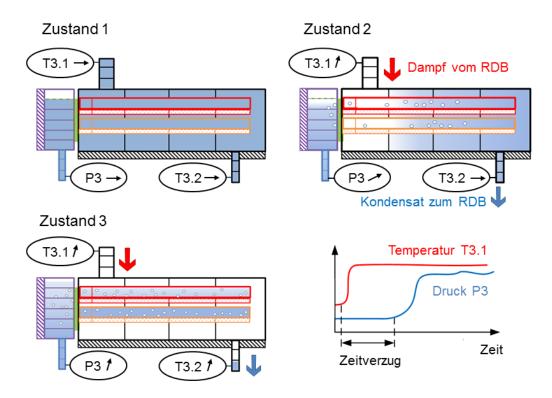


Abb. 3.35 Zustandsschema beim Füllstandsabfall im PIG

Die Tab. 3.9 beinhaltet die Angabe des Zeitverzuges im Experiment im Vergleich zur entsprechenden ATHLET-Berechnung.

**Tab. 3.9** Zeit zwischen Anstieg der Temperatur T3.1 bis Anstieg des Druckes P3

Parameter/ Experiment	Experimenteller Zeitverzug	Berechneter Zeitverzug
1.0 MPa	7.2	28.0
3.0 MPa	65.0	29.4
7.5 MPa	32.5	9.3

Die größte Zeitverzögerung zwischen dem Temperaturanstieg am Eingang und dem Druckanstieg auf der Sekundärseite wird bei 3,0 MPa erreicht, sowohl im Experiment als auch mit der Simulationsrechnung. Die kürzeste Zeitverzögerung liegt bei 1,0 MPa für das Experiment und für die ATHLET-Berechnungen bei 7,5 MPa. Dies zeigt, dass der Wärmeübertragungsprozess in ATHLET mit dem entwickelten PIG-Eingabedatensatz

bei 3,0 MPa und 7,5 MPa zu schnell, aber bei 1,0 MPa zu langsam verläuft. Das heißt wiederrum, dass die zeitliche Abweichung des sekundärseitigen Druckanstieges zwischen Experiment und Simulation mit sinkendem Systemdruck zunimmt.

Insgesamt kann aus den Ergebnissen abgeleitet werden, dass das PIG-Modell für die Anwendung der Voraus- und Nachrechnungen mit dem INKA-Integralmodell als hinreichend verifiziert gilt. Dies liegt vor allem daran, dass im Integralmodell die Aktivierung des S/E-Ventils durch den sekundärseitigen Druckanstieg im PIG vorrangig ist. Sobald das Ventil geschaltet hat, sind die nachfolgend ablaufenden thermohydraulischen Prozesse im PIG zweitrangig. Allerdings hat dieses Modell eine Schwachstelle, weil der Füllstandsabfall im Primärbehälter nicht realistisch berechnet wird. Ursache ist die gewählte Nodalisierung der Primärseite des PIGs mit einem zur Horizontalen geneigten Behälter. Damit wird, unmittelbar nachdem Dampf in den PIG eingetreten ist, dieser Dampf über die gesamte Querschnittsfläche (also über die Höhe des PIGs) kondensiert, siehe Abb. 3.35, Zustand 2. Die inneren Einbauten des PIGs, wie beispielsweise die Wärmeübertragerrohre, konnten mit dieser Modellbildung einfach berücksichtigt werden. Es wird daher in einem weiteren Schritt ein vertikales Primärgefäß nodalisiert und anhand der exakten Geometriedaten aus den Integraltests die Untersuchung fortgeführt.

#### 3.4.1.6 Ergebnisse zum Integraltest

Das Modell mit der vertikalen Nodalisierung des Primärgefäßes wurde für die Untersuchung der thermohydraulischen Vorgänge im JRA-System verwendet. Ein Resümee ist, dass die im Integralexperiment stattgefundenen Prozesse nur schwer nachgerechnet werden können. Wesentliche Ursache hierfür ist, dass der PIG hinsichtlich des Volumens und der Wärmekapazität eine sehr kleine Komponente ist im Vergleich zu den anderen Komponenten der Versuchsanlage und in Verbindung mit den verfügbaren Messdaten eine Modellbildung sich als schwierig gestaltet. Die eingesetzte Instrumentierung an der gesamten INKA-Anlage ist hinsichtlich der Großkomponenten ausgewählt worden. Für eine Validierung des PIGs hätte eine präzise Messinstrumentierung eingesetzt werden müssen, die wiederum nicht praktikabel für die Integralexperimente gewesen wäre. Das heißt beispielsweise, dass die Genauigkeit der vorhandenen Messungen oder Vereinfachungen bei der Modellbildung große Auswirkungen auf die Simulationsergebnisse haben. Werden die Messwerte analysiert, sowohl vom RDB-Bodenleck als auch vom SpW-LB, wird dieser Umstand deutlich. Zunächst wurde festgestellt, dass die Messdaten beim RDB-Bodenleck geeigneter sind als die des SpW-LB. Beim SpW-LB zeigen beide

unabhängige Messungen des Füllstandes im JRA-System starke Diskrepanzen. Beim RDB-Bodenleck ist das nicht der Fall, daher werden diese Daten favorisiert. Bei beiden Experimenten sind darüber hinaus die Temperaturverläufe untereinander schwierig zu erläutern. Vorab ist zu sagen, dass alle Thermoelemente im JRA-System seitlich angebracht wurden und die Spitze des Messfühlers im Zentrum des Rohres platziert wurde, wie es die Abb. 3.36 veranschaulicht.

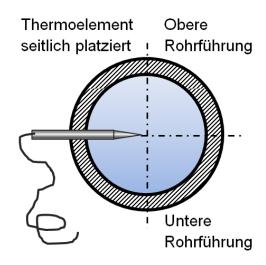
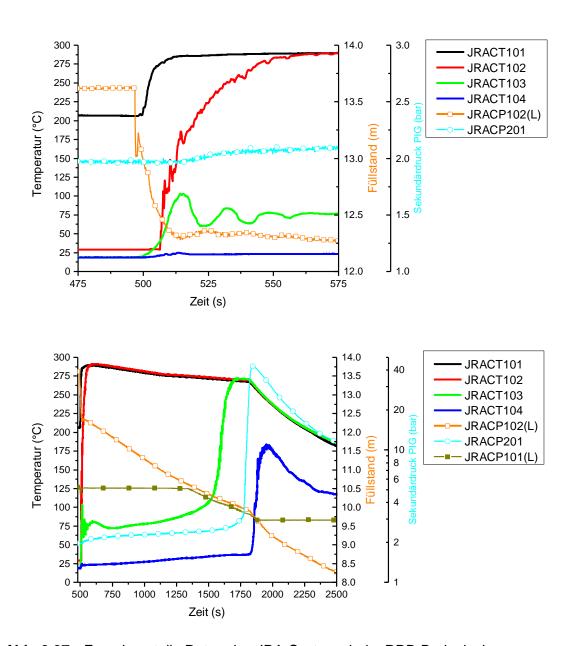


Abb. 3.36 Anordnung der Thermoelemente im JRA-System

Es werden im Folgenden die Messungen aus dem Experiment RDB-Bodenleck herangezogen, siehe Abb. 3.37. Es sei an dieser Stelle auch auf die Abb. 3.24 verwiesen, welche die Lage der Messpositionen zeigt. Zunächst ist ersichtlich, dass ab Störfalleinleitung bis kurz vor der PIG-Aktivierung die Messdaten im JRA-System nicht guasistationär sind. Die Ursache ist, dass in beiden Experimenten jeweils durch die Schalthandlung zum Pegelausgleich ein Ventil geöffnet wurde. Dabei fiel der Füllstand in der PIG-Zuleitung sehr stark ab, sodass eine starke Durchmischung des kalten Wassers und des ca. 290 °C heißen Dampfes erfolgte und damit die eigentlich kalten Abschnitte im JRA-System mit den wärmeren Schichten durchmischt wurden. Die anfängliche Füllstandshöhe in der Zuleitung nachdem das Ventil geöffnet wurde sinkt auf rund 12.3 m. Der PIG selbst ist kurz unterhalb der 10 m installiert. Die Temperaturmessung (Höhe: 9,9 m) vor der Eintrittsstelle des PIGs zeigt deutlich diesen Durchmischungseffekt. Die Temperatur steigt schlagartig von 20 °C auf 100 °C an und schwingt sich auf ca. 80 °C ein. Es ist an der Temperaturmessung der PIG-Sekundärseite als auch an der primärseitigen Austrittsstelle zu erkennen, dass die Temperaturen steigen, nachdem der Pegelausgleich eingeleitet wurde und somit eindeutig eine frühzeitige Wärmeübertragung im PIG stattgefunden hat. Damit wird auch ein Druckanstieg auf der Sekundärseite des PIGs detektiert, lange bevor der Wasserspiegel auf die Höhe des PIGs gefallen ist. Dieser Sachverhalt erschwert die Bestimmung von unbekannten Größen im JRA-System erheblich, zeigt aber auch, was an einer realen Anlage beim RESA-Fall passieren kann. Eine weitere ungeeignete Situation ist zu erkennen, wenn die Zeitpunkte der verschiedenen Temperaturanstiege betrachtet werden. Es kann dabei entnommen werden, dass kurz nach der Öffnung des Ventils praktisch kein Zeitverzug zwischen dem Anstieg der Temperaturen JRACT101 und JRACT103 vorliegt, obwohl eine Rohrleitungslänge von ca. 10 m (durch Dehnungsbogen) zwischen beiden Signalen vorliegt. Dieser Sachverhalt lässt sich mit ATHLET nicht berechnen. Darüber hinaus kann der Zeitpunkt des Anstiegs von JRACT102 nicht berechnet werden. Der zeitliche Verzug zwischen JRACT102 und JRACT103 wurde auch bei den experimentellen Daten zum SpW-LB festgestellt. Dennoch sollen mit Hilfe der Temperaturverläufe aus dem RDB-Bodenleck Experiment die Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt werden.

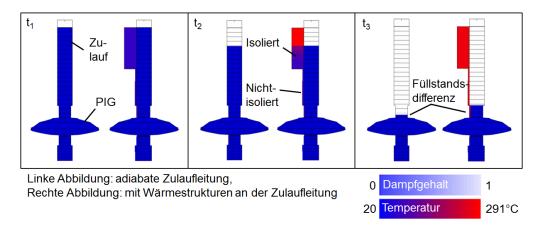
Weiterhin hat sich nach intensiver Analyse gezeigt, dass die experimentelle Füllstandsmessung im Rahmen der Messgenauigkeit des Integralexperiments für den Validierungsvorgang ebenfalls ungeeignet ist. Das JRA-System reagiert selbst sehr sensitiv auf kleinste Füllstandsänderungen, wie beispielsweise auf die anfängliche Temperaturverteilung, die anhand der verfügbaren Messpositionen nur abgeschätzt werden konnte. In der Abb. 3.37 sind die beiden verschiedenen Messungen für ein- und denselben Füllstand (JRACP102 (L) und JRACP101 (L)) ebenfalls angetragen, wobei beide Messungen unterschiedliche Werte aufweisen. Zwischen beiden Füllstandverläufen ist ca. eine Minute Differenz zu erkennen. Die Wahl der Füllstandsmessung für die Nachberechnung beeinflusst auch die zu berechnenden Temperaturen im JRA-System. Es ist aber ersichtlich, dass der Verlauf dieser beiden Messungen parallel verläuft, sodass die vorhandene Abweichung auf einen systematischen Fehler zurückzuführen ist. Daher kann auch der Füllstandsverlauf qualitativ zum Bestimmen von unbekannten Größen herangezogen werden. Es wird ein Lösungsansatz verfolgt, um den Druckverlust und den Wärmeverlust im JRA-System zu ermitteln.



**Abb. 3.37** Experimentelle Daten des JRA-Systems beim RDB-Bodenleck

Der Druckverlust über den PIG und im JRA-System ist wesentlich abhängig von der Leitungsführung über ca. 40 m und der damit verbundenen Rohrinnenwandreibung zwischen den verschiedenen Medienphasen Flüssigkeit und Dampf. Weiterhin entsteht ein Druckverlust beim Durchströmen von geometrischen Querschnittsänderungen, sodass die Eintritts- sowie Austrittsverluste vom und zum GAP berücksichtigt wurden. Ebenso wurden die Ein- und Austrittsverluste am PIG beachtet. Die Druckverlustbeiwerte wurden mit den herkömmlichen Beziehungen für stetige und plötzliche Querschnittsänderungen bestimmt. Der Druckverlust beim Durchströmen des PIG-Rohrbündels konnte nicht bestimmt werden. Aufgrund des langsamen Füllstandsabfalls sind die Reibungseffekte überdies klein. Die Wärmetransporteffekte aufgrund des heißen geführten Dampfes sind

in diesem System relevant. Beim Füllstandsabfall wird zunächst der kalte Bereich des Rohrleitungsabschnittes durch den nachströmenden heißen Dampf erhitzt und sowohl im isolierten als auch im nicht-isolierten Rohrabschnitt kommt es teilweise zur Kondensation und anschließender Unterkühlung. Die Wärmeübergangskoeffizienten in diesen Bereichen an der Rohrinnenwand werden von ATHLET berechnet. Hingegen müssen die Wärmeübergangskoeffizienten an der Außenseite im Eingabedatensatz festgelegt werden. Der Wärmeübergangskoeffizient ist während der Transiente nicht konstant. Dieser wird wesentlich durch die Geometrie der Oberfläche und die örtlichen Umgebungsbedingungen beeinflusst. Es soll ein mittlerer Wert für die nicht isolierte Rohrleitung sowie den PIG an der Außenseite mit Hilfe des experimentellen Füllstandsverlaufs bestimmt werden. Der Füllstandsabfall im JRA-System repräsentiert faktisch eine zeitliche Strömungsgeschwindigkeit der absinkenden flüssigen Phasen inklusive der gegebenenfalls stattfindenden Kondensation. Die Kondensationsrate verzögert den örtlichen Füllstandsabfall. Die nachstehende Abbildung zeigt die numerische Untersuchung des Füllstandsverlaufs mit Kondensationsbildung. Die Abb. 3.38 ist unterteilt in drei unterschiedliche Zeitpunkte. Jeweils die linke Grafik zeigt den Füllstand bei einem adiabaten Modell im Vergleich zu einem Modell mit Wärmestrukturen an der Zulaufleitung jeweils in der rechten Darstellung.



**Abb. 3.38** Vergleich des Füllstandsabfalls mit und ohne Kondensation bei konstantem abzuführendem Massenstrom

Je nach Größe des Wärmeübergangskoeffizienten wird bei konstantem abzuführendem Massenstrom der Füllstandabfall stets langsamer erfolgen. Durch die iterative Nachbildung des abzuführenden Massenstroms und dem Abgleich mit den experimentellen Daten konnte zumindest die Größenordnung der Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt werden. Eine exakte Bestimmung ist nicht möglich, weil durch die gegenseitige Beeinflussung zwischen Kondensationsrate und abzuführenden Massenstrom beliebige

Wertepaare möglich sind, um den experimentellen Füllstandsabfall nachzurechnen. Der Wärmeübergangskoeffizient kann aber eingegrenzt werden, indem die zeitlichen Temperaturverläufe herangezogen werden. Dies war der nächste Schritt bei der Modellentwicklung. Bekannt ist der Anfangsfüllstand im JRA-System und dieser kann mit ATHLET exakt festgelegt werden, allerdings grenzt das nicht die festzulegende Temperaturverteilung im JRA-System selbst ein. Wird der Anfangswert des Füllstandes bereits sehr geringfügig geändert (z. B. geringe Abweichungen durch Messfehler) kommt es zu starken Änderungen bei den zeitlichen Temperaturverläufen. Daher ist es eine Herausforderung bei der Modellierung diese Temperaturverläufe bei gleichzeitigem Füllstandsabfall mit Wärmeverlust zu simulieren. Alle Größen wurden im realistischen Bereich sequenziell variiert und die Auswirkungen auf das System untersucht. Qualitativ konnten somit einige Simulationswerte durch die separate Betrachtung mit den Messwerten verifiziert werden. Allerdings wurde trotz aufwendiger Modellierung des PIGs sowie des JRA-System festgestellt, dass bei der gesamtheitlichen Betrachtung aller Messwerte im JRA-System diese nicht mit den Rechnungen übereinstimmen, insbesondere kann das zeitliche Verhalten aller Messwerte nicht exakt simuliert werden. Es sind über eine Rohrlänge von ca. 12 m nur drei Thermoelemente oberhalb des PIGs installiert, womit die tatsächliche Temperaturverteilung vor der Ventilöffnung nur sehr grob abgeschätzt werden kann. Die Temperaturverteilung ist wiederum von den anderen unbekannten Größen, wie dem Wärmeverlust zur Umgebung, abhängig. Anhand der Auswertung der Thermonadelsonde lässt sich bestimmen zu welcher Zeit der Dampf am PIG-Eintritt vorlag.

Werden alle Ergebnisse gleichzeitig betrachtet, Temperaturverläufe, Füllstandsabfall und sekundärseitiger Druckanstieg, konnten die besten Ergebnisse erzielt werden, indem folgende Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt wurden. Im Bereich der Wärmedämmung wurden realistischer Weise sehr kleine Werte des Wärmeübergangskoeffizienten angenommen. Dafür wurde der übliche Wert für isolierte Rohrleitungen verwendet, wie dieser auch im gesamten Basisdatensatz bereits verwendet wurde. Dieser beträgt 4,8 W/(m²\*K). Für die nicht-isolierten Bereiche wurden zunächst Literaturwerte angenommen. Es gibt für die Abschätzung der Wärmeübergangskoeffizienten empirische Ansätze, die unter Berücksichtigung der freien Konvektion und der erzwungenen Konvektion Werte liefern die zwischen 20 bis 30 W/(m²\*K) bei einer angenommenen Windgeschwindigkeit von 10 km/h betragen.

Unter Berücksichtigung der o. g. Abschätzung wurden, da die Windgeschwindigkeit und die Sonneneinstrahlung nicht bekannt waren, als erste Näherung für den PIG

35 W/(m<sup>2</sup>\*K) und für die nicht-isolierten Rohrleitungsabschnitte 45 W/(m<sup>2</sup>\*K) angenommen.

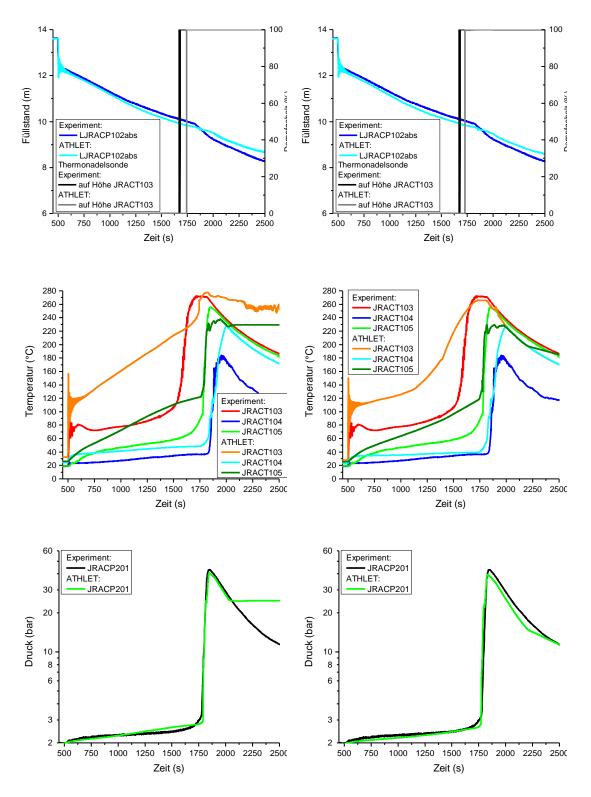
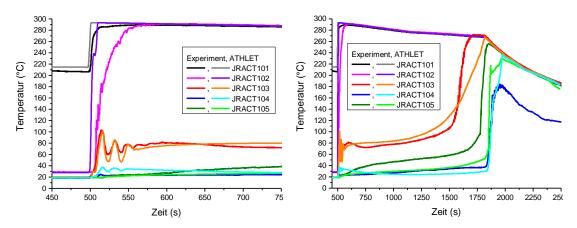


Abb. 3.39 Links: JRA-System adiabat, Rechts: Mit Wärmeverlust im JRA-System, PIG mit vertikaler PIPE, Vergleich mit den experimentellen Daten zum RDB-Bodenleck

Eine Vergleichsrechnung zwischen einem adiabaten JRA-System und einem mit Wärmeverlust zeigt die Gegenüberstellung der wichtigen Ergebnisse in der Abb. 3.37. Wesentlich lässt sich der Einfluss des Wärmeverlustes an der Temperaturmessstelle JRACT103 feststellen. Mit Berücksichtigung des Wärmeverlustes kommt es qualitativ zur Annäherung des experimentellen Verlaufes. Es wurden weitere Untersuchungen mit höheren Wärmeübergangszahlen an der Rohrleitung von 75 W/(m²\*K) und für den PIG-Behälter bis 105 W/(m²\*K) durchgeführt. Die zeitlichen Temperaturverläufe verbessern sich dadurch, erbringen aber insgesamt für den sekundärseitigen Druckverlauf oder den Füllstandsabfall keine weiteren Verbesserungen. Die Auswertung der Nadelsondenmessung zeigt hierbei stets Zeitdifferenzen zwischen dem Experiment und der Simulationsrechnung, die kleiner sind als eine Minute. Der Unterschied bis zum Erreichen des Aktivierungsdruckes liegt innerhalb 15 Sekunden.

Eine Vergleichsrechnung zwischen einem adiabaten JRA-System und einem mit Wärmeverlust zeigt die Gegenüberstellung der wichtigen Ergebnisse in der Abb. 3.37. Wesentlich lässt sich der Einfluss des Wärmeverlustes an der Temperaturmessstelle JRACT103 feststellen. Mit Berücksichtigung des Wärmeverlustes kommt es qualitativ zur Annäherung des experimentellen Verlaufes. Es wurden weitere Untersuchungen mit höheren Wärmeübergangszahlen an der Rohrleitung von 75 W/(m²\*K) und für den PIG-Behälter bis 105 W/(m²\*K) durchgeführt. Die zeitlichen Temperaturverläufe verbessern sich dadurch, erbringen aber insgesamt für den sekundärseitigen Druckverlauf oder den Füllstandsabfall keine weiteren Verbesserungen. Die Auswertung der Nadelsondenmessung zeigt hierbei stets Zeitdifferenzen zwischen dem Experiment und der Simulationsrechnung die kleiner sind als eine Minute. Der Unterschied bis zum Erreichen des Aktivierungsdruckes liegt innerhalb 15 Sekunden.



**Abb. 3.40** JRA-System entkoppelte Untersuchung der Temperaturen, Links: kleiner Zeitbereich , Rechts: großer Zeitbereich

Es wurden weitere Anstrengungen durchgeführt um die Diskrepanz bei den experimentellen Temperaturverläufen und der Simulationsrechnung zu eliminieren. Dafür wurde das JRA-System vom Integralmodell entkoppelt und ein abzuführender Massenstrom programmiert, der auch die Füllstandsschwankung und damit die starke Temperaturschwingung an der Messstelle JRACT103 nachstellt, siehe Abb. 3.40.

Aus dieser Untersuchung geht hervor, dass der Temperaturverlauf zu Beginn an der Messstelle JRACT103 gut nachgebildet werden kann. Ebenso wird der weitere zeitliche Verlauf mit entsprechend höheren Wärmeübergangskoeffizienten, wie bereits oben im Text erwähnt wurde, gut simuliert. Der steile Temperaturanstieg bei 1600 Sekunden im Experiment kann mit ATHLET nicht nachgebildet werden. Die Ursache liegt darin, dass mit ATHLET stets eine mittlere Temperatur über der Höhe des Nodes zwischen der flüssigen und der gasförmigen Phase gebildet wird. Die Thermonadelsonde hingegen misst dahingegen sehr punktuell und hat dementsprechend nur einen sehr kurzen Übergangsbereich zwischen der flüssigen und der dampfförmigen Phase. Darüber hinaus ist der Temperaturanstieg von der Geschwindigkeit des Füllstandsabfalles abhängig. Es hat sich gezeigt, dass bei Verbesserung des Temperaturverlaufes an der Messposition JRACT103 durch Änderung der anfänglichen Temperaturverteilung, Füllstandshöhe und Wärmeübergangskoeffizienten die sekundärseitigen Ergebnisse sich verschlechtern. Daher wurde an dieser Stelle die Untersuchung beendet.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich die Validierung aus folgenden Gründen mit den verfügbaren Daten als sehr schwierig herausgestellt hat:

- Ein unbekannter abzuführender Massenstrom im JRA-System, der sich nicht aus dem Füllstandsverlauf ableiten lässt aufgrund überlagernder Effekte wie der Kondensatbildung.
- Das Öffnen eines Ventils im JRA-System, welches starke Füllstandsschwankungen verursacht, sodass bereits ein Druckanstieg im PIG erfolgte, lange bevor dieser durch den Füllstandsabfall aktiviert wird.
- Die Temperaturverteilung in der Zuleitung des PIGs ist unbekannt.
- Der Wärmeverlust zur Umgebung ist unbekannt.
- Es wurde ermittelt, dass die Temperaturverteilung in der Zuleitung nur simuliert werden kann, wenn entsprechend eine feine Nodalisierung verwendet wird, was aber für das Integralmodell und ATHLET selbst nicht praktikabel ist.

Der PIG ist eine sehr kleine Komponente im Vergleich zu den anderen Systemkomponenten, sodass jegliche Änderung einer physikalischen Randbedingung sich sehr sensitiv auf das zeitliche Verhalten von Ausgangsgrößen auswirkt. Dies erschwert die Nachrechnungen mit ATHLET.

Dieser Sachverhalt kann nur verbessert werden wenn entsprechende Einzelexperimente am PIG durchgeführt werden, die leichter reproduzierbar sind, das heißt konstante Eintrittsbedingungen und keine Füllstandsschwankungen durch Ventilsteuerungen. Der PIG selbst und dessen Zuleitungen müssten wärmetechnisch isoliert sein, sodass zunächst der innere Wärmeübergang exakt bestimmt werden kann. Damit dies durchgeführt werden kann, müsste ein höherer Aufwand bei der Messinstrumentierung durchgeführt werden. Anschließend könnte der Wärmeverlust zur Umgebung ermittelt werden. Die Nachrechnung des zeitlichen Ablaufs bis zur auslösenden Schalthandlung im verbesserten PIG-Modell ist sehr ähnlich wie bei dem vorherigen PIG-Modell. Beide Modelle sind für den Einsatz im Integralmodell verifiziert, da der Schaltvorgang mit einer hinreichend kleinen Zeitverzögerung einsetzt, siehe Abb. 3.39. Die exakten Temperaturverläufe müssen für diesen Zweck nur in guter Näherung übereinstimmen.

# 3.4.2 Validierung zu den Überströmrohren (RWTH-LRST)

## **Experimentelle Randbedingungen**

Die Überströmrohre gliedern sich in 2 verschiedene Rohrleitungstypen, die in der INKA-Versuchsanlage den Druckkammer-Behälter bzw. den Flutbehälter mit jeweils dem Kondensationskammer-Behälter verbinden. Beim 1. Rohrleitungstyp handelt es sich um ein großes Kondensationsrohr mit einem Durchmesser von DN700, über das Dampf aus der Druckkammer in die Wasservorlage in der Kondensationskammer gespült und dort kondensiert werden soll, um so den Druckaufbau im Druckkammer-Behälter zu begrenzen. Der zweite Rohrleitungstyp ist das H<sub>2</sub>-Überströmrohr mit einem Durchmesser von DN80, das ebenfalls durch den Überdruck im Flutbehälter eine Mischung aus Dampf und nichtkondensierbaren Gasen (Luft) in die Druckkammer überspülen soll: auf diese Weise soll die unmittelbare Umgebung um den Gebäudekondensator möglichst frei von nichtkondensierbaren Gasen gehalten werden.

Im Rahmen der Einzelkomponententests wurden keine separaten Experimente zu den H<sub>2</sub>-Überströmrohren durchgeführt, die nun zur Validierung herangezogen werden

könnten. Die zwei grundsätzlichen Modelle (DRASYS und INSERTION), die COCOSYS zur Simulation von Überströmrohren anbietet, können sowohl für die H<sub>2</sub>-Überströmrohre als auch für die großen Kondensationsrohre eingesetzt werden. Zur Simulation beider Rohrtypen in der INKA-Versuchslange im gekoppelten Programmsystem ATHLET-COCOSY wird empfohlen, für beide Rohrleitungstypen das gleiche Modell zu nutzen.

Die Versuche zum Kondensationsrohr stammen aus dem Jahr 2002 und damit einer Zeit vor Errichtung der INKA-Versuchsanlage, in der heutzutage Teile des alten Großarmaturen Prüfstand (GAP) nutzt werden, z. B. der Dampfspeicher. Die Versuche in 2002 zielten auf die Findung eines geeigneten Designs für das Kondensationsrohr ab. Von den 3 getesteten Designs wurde für INKA ein Kondensationsrohr als DN700-Leitung gewählt, bei der der Dampf waagrecht in die Wasservorlage einströmt und bei dem das Rohrende mit einem Winkel von 32° gegenüber der Horizontalen schräg abgeschnittenen ist. Diese Kondensationsrohr-Geometrie wird in der INKA-Anlage genutzt und verbindet dort den Druckkammer- mit dem Kondensationskammer-Behälter. Jedoch ergeben sich im Vergleich zu dem für die Experimente genutzten Kondensationsrohr zwei relevante Unterschiede, die anhand Abb. 3.41 /ARE 16/ erläutert werden.

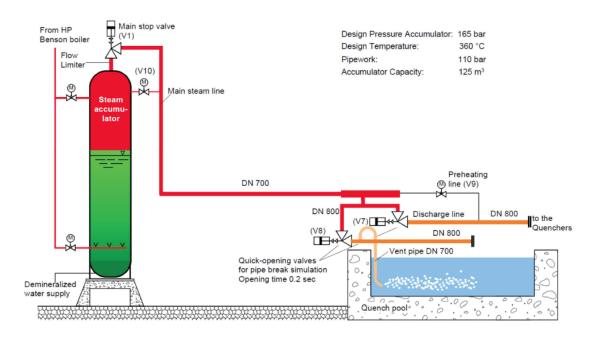


Abb. 3.41 Versuchsanordnung Kondensationsrohrversuche /ARE 16/

Vor Versuchsbeginn wird die DN700-Rohrleitung bis zum Ventil V8 beheizt und der Versuch beginnt und endet mit dem Öffnen bzw. Schließen dieses Ventils. Im Gegensatz dazu ist das Ventil V1 stets geöffnet, sodass die Rohrleitung bei Versuchsbeginn bis zum Ventil V8 ebenfalls mit Dampf gefüllt ist und unter Druck steht, wohingegen das

Rohrstück von V8 bis in die Wasservorlage mit Luft bei Umgebungstemperaturen gefüllt ist. Hierdurch ergibt sich vom Dampfspeicher bis zur Auslassstelle des Kondensationsrohres im Quenchbecken eine durchströmte Rohrlänge von ca. 52,5 m, wohingegen und die Kondensationsrohrlänge in der INKA-Versuchsanlage lediglich ca. 19,4 m beträgt. Weiterhin unterscheidet sich die Versuchsanordnung vom INKA-Kondensationsrohr durch ihren minimalen Durchmesser, da im Ventil V1 der Durchmesser beim minimalen Strömungsquerschnitt nur 450 mm beträgt. Wie in den später folgenden Simulationsergebnissen zu sehen, hat dieser minimale Querschnitt für den Strömungsverlauf einen erheblichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse.

Für das in INKA genutzte Design der Kondensationsrohre existieren zwei Versuche: VPA3 und VPA4, die sich jedoch nur geringfügig unterscheiden und beide mit COCOSYS nachgerechnet wurden.

#### Allgemeine Beschreibung des Datensatzes

COCOSYS bietet zwei Modelle zur Simulation von Kondensationsrohren an: das DRASYS- und das INSERTION-Modell, jedoch wird in /KLH 16/ die Nutzung des INSERTION-Modells empfohlen. Hierbei handelt es sich um ein vereinfachtes Modell für Kondensationsrohre, in dem zwei Zonen (hier der Druckspeicher und das Quenchbecken) mittels einer atmosphärische Verbindung (Junction) inklusive einem im Datensatz ansteuerbaren Ventil verbunden sind. Das Ventil kann im Datensatz druck- als auch zeitgesteuert sein. Im Rahmen der Validierungsrechnungen, bei denen nur ein Abblasevorgang berücksichtigt wird, ist eine Zeitsteuerung des Ventils ausreichend. Weiterhin müssen im Eingabedatensatz einige kondensationsrohrspezifische Angaben gemacht werden. Hierzu zählen die absolute Höhe des Kondensationsrohrauslasses (VZOH), ein zusätzlicher Differenzdruck (VINSERT) sowie der Radius eines Kondensationsrohres (VRADI), siehe Abb. 3.42 /KLH 16/.

VRADI und VZOH sind geometrische Angaben, wobei VZOH zusammen mit dem Füllstand im Wasserbecken genutzt wird, um die tatsächliche Eintauchtiefe zu berechnen. Die Einströmrichtung des Dampfs in die Wasservorlage wird im INSERTION-Modell nicht berücksichtigt, sodass als absolute Höhe des waagrechten Kondensationsrohrauslasses in INKA die Höhe des Rohrmittelpunkts verwendet wird. Für die Nachrechnungen von VPA3 / VPA4 ist die Änderungen des Füllstands und der damit sich ändernde Gegendruck der Wassersäule im Kondensationsrohr nicht relevant, da er sich aufgrund der Größe des Quenchbeckens in Summe nur geringfügig (wenige cm) ändert. Die z. T.

massiven Schwankungen des Füllstands während des Einströmvorgangs können in COCOSYS nicht wiedergeben werden, da über das Kondensationsrohr als nulldimensionaler Verbindung nur die Beträge an Masse und Energie an die Zielzone übergeben werden. Nichtsdestotrotz kann in dem Modell ein durch die Dampfeinströmung in Summe langfristig ansteigender Füllstand in der Kondensationskammer über den Störfallverlauf berücksichtigt werden.

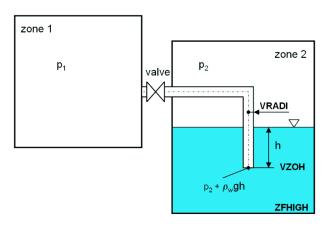


Abb. 3.42 Eingabeparameter für Kondensationsrohre in COCOSYS /KLH 16/

VINSERT stellt eine zusätzliche Eingabegröße dar, mit der die Trägheit des ganzen Systems bzw. eine Dämpfung des Massenstroms durch die Junction eingestellt werden kann. In der Simulation wird die atmosphärische Verbindung, die das Kondensationsrohr repräsentiert, erst dann geöffnet, wenn der Differenzdruck Δp größer als 10 % von VINSERT ist /KLH 16/.

$$\Delta p = (p_1 - p_2 - \rho gh) > 0.1 \cdot VINSERT \tag{3.21}$$

Um bei niedrigen Differenzdrücken häufiges Öffnen und Schließen der Verbindung zu vermeiden, bleibt die Junction geöffnet bis

$$\Delta p < -0.1 \cdot VINSERT \tag{3.22}$$

erreicht. Dennoch wird unmittelbar bei  $\Delta p = 0.1 \cdot VINSERT$  nicht die ganze Fläche des Kondensationsrohrs freigegeben, sondern bis zum Erreichen von  $\Delta p \geq VINSERT$  wird die in der Simulation verwendete Fläche über die folgende Gleichung angepasst.

$$A = A_0 \cdot \left(\frac{\Delta p}{VINSERT} + 10^{-3}\right) \tag{3.23}$$

Der Term 10<sup>-3</sup> in oberer Gleichung wird dabei nur aus Gründen der numerischen Stabilität bei kleinen  $\Delta p$ -Werten genutzt. Das bedeutet, dass solange die Verbindung geschlossen ist, die verwendete Fläche "0" beträgt. Sind die Grenzbedingungen (External Event (Ventil) ist offen und (3.21) erfüllt) "springt" der Öffnungsfaktor in (3.23) von der geschlossenen Verbindung auf 10<sup>-3</sup>, erhöht sich dann gemäß (3.23) bis Differenzdruck ca. VINSERT entspricht  $(\Delta p/VINSERT = 0.999 \cdot A_0)$  und sobald der  $\Delta p > VINSERT$  ist, wird der Öffnungsfaktor ignoriert und die verwendete Fläche verbleibt bei der vom Anwender vorgegebene Rohrquerschnittsfläche A<sub>0</sub>. Zur Bestimmung von VINSERT gibt es in /KLH 16/ noch1 keine konkreten Anleitungen, der Wert ist bislang mittels Erfahrung des Anwenders bestimmt worden, um starke Massenstromschwankungen in der Junction und damit stark erhöhte Rechenzeiten zu unterbinden. In Anlehnung an die INSERTION-Modell-Validierungsrechnungen /KLH 13/ wird in den Simulationen VINSERT auf 20 % von der zu verdrängenden Wassersäule gesetzt. Bei der Bestimmung für die zu verdrängende Wassersäule wird für das waagrecht eintauchende INKA-Kondensationsrohr die Oberkannte des Kondensationsrohres (z. B. 3,1885 m bei VPA3) verwendet.

Weiterhin müssen vom Anwender Druckverlustbeiwerte ( $\zeta$ ) für die Junction angegeben werden. Bei Junctions muss vom Anwender eine Start- sowie eine Zielzone definiert werden und der Wert "Zeta1" ist der Druckverlustbeiwert in Verbindungsrichtung, Zeta2 in entgegengesetzter Richtung. Da die Zeta-Werte stark geometrieabhängig sind, ergeben sich deutliche Unterschiede zwischen den in 2002 durchgeführten Experimenten und der heutigen INKA-Versuchsanlage, die in der folgenden Tab. 3.10 aufgelistet sind.

Tab. 3.10 Unterschiede Kondensationsrohrexperimente VPA3 / VPA4 und INKA

	Experiment	INKA-Versuchsanlage		
Durchmesser	Variabel	DN700		
Gesamte Rohrlänge	ca. 52,5 m	ca. 19,4 m		
Anzahl Umlenkungen	9	2		
Anzahl Ventile	2	0		
Zielzone	Offenes Wasserbecken	KoKa-Behälter		

-

Das COCOSYS-User's Manual befindet sich aufgrund Erfahrungen in EASY gerade in Überarbeitung. Weiterhin wird vom Entwickler eine Warnungs- bzw. Fehlermeldung in COCOSYS implementiert, wenn VINSERT 20 % bzw. 100 % der Wassersäule überschreitet.

Die Zeta-Werte können unter Verwendung von Idelchik /IDE 08/ grob abgeschätzt werden. Dabei wird nur der Zeta-Wert in Strömungsrichtung bestimmt ( $\zeta$  = 8,5), der Wert entgegen der Strömungsrichtung ist unter gegebenen Randbedingungen mit sehr hohen Differenzdrücken unsinnig, muss aber in COCOSYS definiert werden und wird daher willkürlich als knapp doppelt so hoch angesetzt ( $\zeta$  = 15). Der Einfluss der vom Anwender gewählten Zeta-Werte sowie weiterer unsicherer Randbedingungen wird in einigen Parametervariationsrechnungen untersucht. Die weiteren Randbedingungen betreffen den Rohrdurchmesser, die Rohrlänge sowie den Wert VINSERT, sodass sich folgende Simulationsmatrizen ergeben:

**Tab. 3.11** Zeta-Variation für Kondensationsrohr-Validierung

	Referenzfall (Basis)	Zeta8,5	Zeta15	ZetaMix	Zeta85
Zeta1	8,5	8,5	15	15	85
Zeta2	15	8,5	15	8,5	85
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	695	695	695	695	695
VINSERT [Wassersäule]	10 x	10 x	10 x	10 x	10 x

**Tab. 3.12** Rohrlängen-Variation

	Referenzfall (Basis)	L40	L60	R
Zeta1	8,5	15	85	8,5
Zeta2	15	8,5	85	15
Rohrlänge [m]	52,52	40,0	60,0	2 x 20,55
Durchmesser [mm]	695	695	695	695
VINSERT [Wassersäule]	10 x	10 x	10 x	0,2 x

Tab. 3.13 Durchmesservariation

	Referenzfall (Basis)	Zeta8,5	Zeta8,5
Zeta1	8,5	8,5	8,5
Zeta2	15	15	15
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	695	400	450
VINSERT [Wassersäule]	10 x	10 x	10 x

**Tab. 3.14** Zeta-Variation (kl. Varianzbereich) für Kondensationsrohr-Validierung, Teil 1

	Z2,5	Z2,5-5	Z5	Z7,5	Z7,5-20
Zeta1	2,5	2,5	5,0	7,5	7,5
Zeta2	2,5	5,0	5,0	7,5	20,0
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	450	450	450	450	450
VINSERT [Wassersäule]	10 x	10 x	10 x	10 x	10 x

**Tab. 3.15** Zeta-Variation (kl. Varianzbereich) für Kondensationsrohr-Validierung, Teil 2

	Z8,5	Z8,5- 10	Z8,5- 13	Z8,5- 17	Z10	Z15	Z20	Z30
Zeta1	8,5	8,5	8,5	8,5	10,0	15,0	20,0	30,0
Zeta2	8,5	10	13	17	10,0	15,0	20,0	30,0
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	450	450	450	450	450	450	450	450
VINSERT [Was- sersäule]	10 x	10 x	10 x	10 x	10 x	10 x	10x	10 x

Tab. 3.16 Zeta-Variation mit VINSERT als Wassersäule

	Refe- renzfall (Basis)	Zeta 2,5	Zeta 7,5	Zeta 7,5-20	Zeta 8,5	Zeta 10	Zeta 15	Zeta 20
Zeta1	8,5	2,5	7,5	7,5	8,5	10	15	20
Zeta2	15	2,5	7,5	20,0	8,5	10	15	20
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durch- messer [mm]	450	450	450	450	450	450	450	450
VINSERT [Wasser- säule]	1 x	1 x	1 x	1 x	1 x	1 x	1 x	1 x

**Tab. 3.17** Zeta-Variation mit VINSERT als 5-facher Wassersäule

	Referenz- fall (Basis)	Zeta 2,5	Zeta 7,5	Zeta 7,5- 20	Zeta 8,5	Zeta 10	Zeta 15	Zeta 20
Zeta1	8,5	2,5	7,5	7,5	8,5	10	15	20
Zeta2	15	2,5	7,5	20,0	8,5	10	15	20
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	450	450	450	450	450	450	450	450
VINSERT [Wassersäule]	5 x	5 x	5 x	5 x	5 x	5 x	5 x	5 x

**Tab. 3.18** Zeta-Variation für VINSERT als 20 % der Wassersäule

	Referenzfall (Basis)	Zeta10	Zeta15	Zeta20	Zeta30
Zeta1	8,5	10	15	20	30
Zeta2	15	10	15	20	30
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	450	450	450	450	450
VINSERT [Wasser- säule]	20 %	20 %	20 %	20 %	20 %

**Tab. 3.19** Zeta-unabhängige VINSERT-Variation

	0	1E2	1E3	5E3	1E4	1E5	1E5
Zeta1	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5
Zeta2	15	15	15	15	15	15	15
Rohrlänge [m]	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52	52,52
Durchmesser [mm]	450	450	450	450	450	450	450
VINSERT	0	100	1.000	5.000	10.000	100.000	1.000.000

Mit obigen Tabellen ergeben sich in Summe 52 Simulationsrechnungen, die für VPA3 in vollständigem, für VPA4 nur in reduziertem Umfang durchgeführt werden. Bei den Variationsrechnungen für Zeta-Werte wie auch Geometriedaten handelt es sich um vorgesehene Parameterstudien, dahingegen sind die Variationsrechnungen zu den VINSERT-Werten aufgrund offener Fragestellungen aus vorangegangen Rechnungen entstanden.

Für VPA4-Valdidierungsrechnungen werden nur die Parameter gemäß Tab. 3.11, Tab. 3.13 und Tab. 3.18 verwendet.

#### Validierungsrechnungen

Die Validierung des INSERTION-Modells in COCOSYS zur Simulation von Kondensationsrohren erfolgt an den 2 vorhandenen Experimenten mit der Bezeichnung VPA3 und VPA4.

Im Ergänzungsbericht sind die durchgeführten Variationsrechnungen vollständig aufgeführt detailliert beschrieben, wie die final verwendeten Randbedingungen iterativ ermittelt wurden. Der Übersichtlichkeit halber werden hier nur die finalen Ergebnisse vorgestellt und die wichtigsten Erkenntnisse aus den umfangreichen Variationsrechnungen lauten:

- Bei Rohrleitungen mit variablen Durchmessern und zwischengeschalteten Komponenten soll der minimale Durchmesser zur Bemessung des Kondensationsrohrs angewandt werden. Für die Versuche VPA3 / VPA4 ist das d = 450 mm als Engstelle in Ventil V1.
- Als Dämpfungsterm VINSERT sollen Werte zwischen 0 20 % der zu verdrängenden Wassersäule des Kondensationsrohrs verwendet werden. Da das INKA-Kondensationsrohr waagrecht in die Wasservorlage mündet, ist zur Ermittlung der Wassersäule die Oberkante des Kondensationsrohrs zu nutzen.
- Unabhängig von den gewählten Randbedingungen läuft das INSERTION-Modell numerisch stabil und sehr schnell: bei allen durchgeführten Rechnungen steht die Rechenzeit maximal im Verhältnis 1:5 zur Simulationszeit, einzelne Rechnungen erreichten sogar ein Verhältnis von ca. 1:50.
- Für folgende Randbedingungen aus den Experimenten VPA3 / VPA4 lassen sich in den Simulationsergebnisse nur vernachlässigbare Einflüsse feststellen:
  - Rohrleitungslänge
  - o Zeta-Werte entgegengesetzt zur Strömungsrichtung
  - Berücksichtigung des Rohrleitungsvolumens in zusätzlichen Kontrollvolumina

In den folgenden zwei Abbildungen (Abb. 3.43 und Abb. 3.44) sind die Ergebnisse für eine Zeta-Variation von 2,5 – 30 für den Versuch VPA3 dargestellt. Die Diagramme zei-gen, dass die Geschwindigkeit des Druckabbaus im Druckspeicher in der Simulation bei "kleinen" Zeta-Werten ( $\zeta$  < 15) deutlich überschätzt wird. Insbesondere der Druckabfall im Druckspeicher innerhalb der ersten 10 Sekunden nach Öffnen des Ventils fällt bei allen Simulationsrechnungen deutlich stärker aus als im Experiment.

Bis t ≈ 100 s sind 83

in allen Variationsrechnungen niedrigere Drücke als im Experiment zu finden, danach treten zumindest in den Simulationen mit  $\zeta > 15$  sukzessive übereinstimmende oder höhere Druckwerte auf, bis am Ende alle Werte auf einem niedrigeren Druckniveau als im Experiment gemessen enden. Die Gründe für diese Unterschiede werden primär an zwei Stellen vermutet: in COCOSYS ist die atmosphärische Verbindung eine 0-dimensionale Verbindung über die Masse und Energie ohne Zeitverzug von der Anfangs- an die Zielzone übergeben wird, wohingegen im Experiment eine 50 m lange Dampfsäule beschleunigt wird. Zum anderen wird die COCOSYS-Kontrollfunktion (sog. "External event") in der Simulationsrechnung, die das Ventil V8 aus dem Experiment darstellt, in COCOSYS in nur einem Zeitschritt von "geschlossen" auf "offen" gestellt, während im Experiment das Ventil V8, bzw. der Schieber 5 Sekunden braucht, um die DN700-Leitung vollständig zu öffnen.

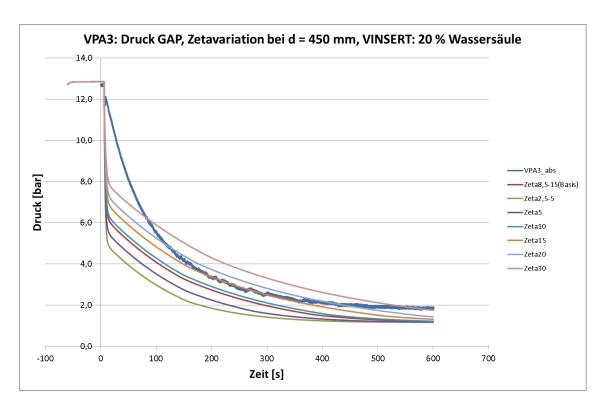


Abb. 3.43 Druckverlauf bei Zetavariation für VPA3

Bei den Druckmesswerten innerhalb der letzten 100 s führen alle Variationsrechnungen zu niedrigeren Druckniveaus im Druckspeicher, wobei das Druckniveau von ~ 2 bar im GAP zu hinterfragen ist: Aufgrund des Luftdrucks und des Füllstands im Quenchpool ergibt sich ein Gegendruck von ca. 1,3 bar<sub>abs</sub>. Alle Simulationsrechnungen mit  $\zeta$  < 15 haben finale Druckwerte von etwa 1,2 – 1,3 bar, bei höheren Zeta-Werten ergeben sich bis zu 1,75 bar. Nachdem aber der Massenstrom, der an Ventil V1 gemessen wird, nach t ≈ 350 s nur noch einzelne Peaks, aber keinen konstanten Massenstrom mehr anzeigt, besteht auch die Möglichkeit, dass das Ventil V8

im Experiment geschlossen wurde und das Druckniveau in GAP und Rohrleitung bis V8 durch Nachverdampfung im GAP annähernd konstant gehalten wird.

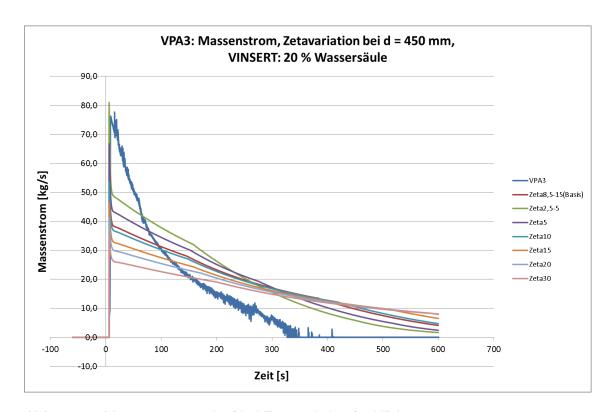


Abb. 3.44 Massenstromverlauf bei Zetavariation für VPA3

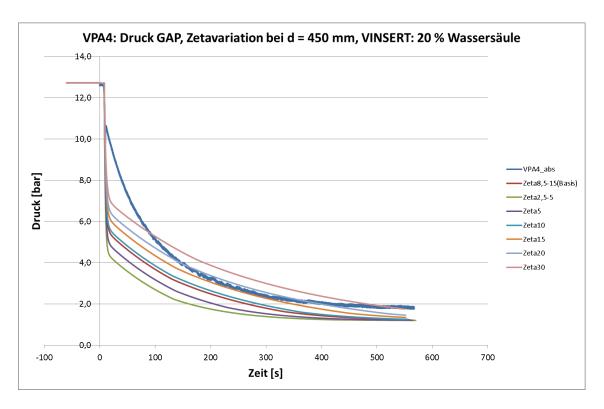


Abb. 3.45 Druckverlauf bei Zetavariation für VPA4

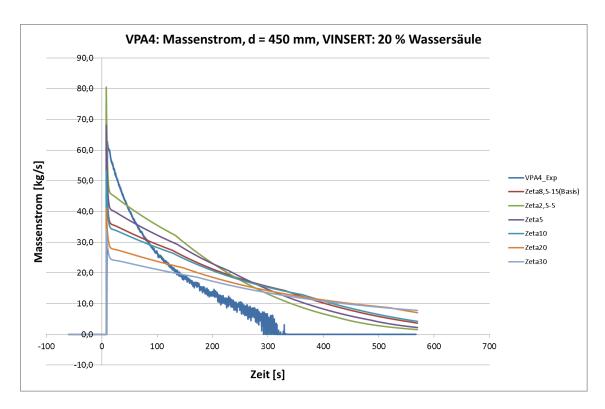


Abb. 3.46 Massenstromverlauf bei Zetavariation für VPA4

In Hinblick auf die bei den Integraltests zu verwendenden Zeta-Werte zeigt sich, dass die Höhe der geeigneten Zeta-Werte diametral verläuft. Je kleiner die Zeta-Werte, desto besser stimmen die Simulationsergebnisse für den Massenstrom mit dem Experiment überein; je größer die Zeta-Werte, desto besser bzw. konservativ/sicherheitsgerichtet ist die Übereinstimmung beim Druckverlauf. Die gleichen Erkenntnisse sind aus Abb. 3.45 und Abb. 3.46 zur Simulation des Experiments VPA4 zu gewinnen.

#### **Fazit**

Global betrachtet führt das INSERTION-Modell zu plausiblen Ergebnissen für den Druckabbau in der Startzone sowie dem Massenstrom durch das Kondensationsrohr. Die dafür geeigneten Zeta-Werte bewegen sich allerdings diametral: während für den Druckverlauf verhältnismäßig hohe, z. T. physikalisch fragwürdige Werte mit  $\zeta > 15$  gute Übereinstimmungen mit dem Experiment zeigen, eignen sich für den Massenstromverlauf bevorzugt kleine Werte ( $\zeta \le 2,5$ ). Generell verbleibt das Problem, das INSERTION-Modell für die vorliegenden Randbedingungen der Versuche VPA3 / VPA4 weder vorgesehen noch validiert wurde. So verbleiben die Fragen, wie weit die Unterschiede zwischen experimentellen und Simulationsergebnissen durch den speziellen Versuchsaufbau der Kondensationsrohr-Einzeleffektexperimente verursacht werden und in wie weit

die verwendeten Anwender-Einstellungen für die Randbedingungen (Zeta-Werte, VINSERT-Werte) für die Simulation der Integralexperimente übernommen werden kann.

Für letztere Fragestellung können – basierend auf den durchgeführten Variationsrechnungen sowie den Analysen zum Dämpfungsterm VINSERT als 20 % der zu verdrängenden Wassersäule, gemessen ab Oberkante des waagrecht mündenden Kondensationsrohres – für die Simulation des INKA-Kondensationsrohrs Zeta-Werte im Bereich  $\zeta = 1,5-2,5$  in Strömungsrichtung bzw. mindestens  $\zeta = 5$  entgegen der Strömungsrichtung als geeignet angesehen werden. Nichtsdestotrotz müssen diese Werte in den Prewie auch Postsimulationen zu den Integralexperimenten als potenzielle Fehlerquelle ein-gestuft werden. Je nach festzustellendem Einfluss in den Simulationen zu den Integral-experimenten sollten die Zeta-Werte Gegenstand der SUSA-Rechnungen sein.

## 3.4.3 Validierung zum Gebäudekondensator (RWTH-LRST, GRS)

Die Validierung des Programmsystems AC<sup>2</sup> anhand von Gebäudekondensatoreinzelversuchen wurde gemeinsam von der RWTH und GRS durchgeführt. Die RWTH stützte sich bei der Modellierung der Versuche auf das COMO-Modells in COCOSYS, während die Simulationen der GRS mit ATHLET durchgeführt wurden. Zunächst werden die Ergebnisse der Validierung für den Gebäudekondensator von COCOSYS mittels COMO-Modells vorgestellt. Anschließend folgen die Simulationsergebnisse von ATHLET.

#### 3.4.3.1 Validierung zum Gebäudekondensator (COCOSYS)

Gebäudekondensatoren werden in COCOSYS mittels eines fest implementierten Moduls simuliert, das optional über den Eingabesatz aufgerufen werden kann. Wie in COCOSYS üblich ist das Gebäudekondensatormodul COMO (Condensor Module) so aufgebaut, dass alle Gleichungen im Quellcode hinterlegt sind. Hierdurch hat der Anwender auf die phänomenologischen Modelle keinen Einfluss, sondern kann lediglich die geometrischen Abmessungen sowie die thermodynamischen Anfangsbedingungen vorgeben. Eine direkte Einflussnahme auf die Simulationsergebnisse ist nur im Rahmen des verwendeten Gesamtströmungswiderstandsbeiwerts des Gebäudekondensators möglich, der als Eingabegröße definiert wird.

### Allgemeine Beschreibung des Datensatzes

Der Eingabedatensatz gliedert sich in folgende Bereiche:

- Volumina (Zones)
- Verbindungen zwischen den einzelnen Volumina (Junctions)
- Behälterwände (Structures)
- Dampfeinspeisung (Injection)
- Gebäudekondensator (GEKO)

#### Zonen

Von der gesamten INKA-Versuchsanlage werden im Datensatz nur der Flutbehälter und das Absetzbecken abgebildet. Das Absetzbecken ist durch nur ein einzelnes Kontrollvolumen abgebildet, in dem die Aggregatzustände der in diesem Volumen vorhandenen Materialen berücksichtigt werden (sog. non-equilibrium zone). D. h., dass z. B. Wasser sowohl in flüssiger als auch in gasförmiger Phase vorliegen kann. Im Gegensatz zur 1-Zonen-Nodalisierung des Absetzbeckens wird das Gesamtvolumen Flutbehälters von ca. 220 m<sup>3</sup> in mehrere künstliche Zonen (numerische Bilanzräume) eingeteilt, die allesamt ebenfalls als non-equilibrium zones definiert werden. Der Bereich des Flutbehälters, in dem sich der Gebäudekondensator befindet, ist in zwei Zonen unterteilt, in der sich je eine Gebäudekondensatorhälfte befindet. Zum Gebäudekondensator selbst werden im Abschnitt der Zonen-Definition keine Angaben gemacht, da diese im Datensatzabschnitt zum Gebäudekondensator angegeben werden. größten Anwendereinfluss stellt die Zoneneinteilung Den Flutbehälters dar, sodass Datensätze mit drei Nodalisierungen unterschiedlicher Feinheit erstellt worden sind: eine Grobnodalsierung mit nur 6 Zonen, eine Feinnodalisierung mit 39 Zonen inkl. Dampffahne (Plume) sowie eine ebenfalls feine Nodalisierung mit 73 Zonen, in der der Notkondensator berücksichtigt wird.

#### **Junctions**

Alle Zonen des Flutbehälters sind mit Verbindungen versehen, durch die Gase und Aerosole durch die Zonen strömen können. Die Junctions sind dabei ausschließlich waagrecht oder senkrecht angeordnet und als durchströmte Fläche wird die jeweilige Verbindungsfläche zwischen den Zonen verwendet. Dies gilt auch für die Plume-Zonen, bei denen die schräge Mantelfläche der Zylinderstümpfe mittels einer zylindrischen

Ersatzfläche abgebildet wird. Für die Berechnung der Ersatzfläche wird der mittlere Durchmesser der Zylinderstümpfe genutzt.

#### **Structures**

Der Flutbehälter ist mit Behälterwand (Stahl, 20 bzw. 14 mm), Isolierung (Steinwolle, 80 mm) und Abdeckblechen (Aluminium, 2 mm) auf der Isolierung dreischichtig abgebildet. Innenseitig grenzen die Structures an die Kontrollvolumina des Flutbehälters, außenseitig an die Umgebungszone, sodass ggf. auftretende Wärmeverluste in die Umgebung ebenfalls berücksichtigt werden. Um einen künstlichen Wärmetransport zwischen den einzelnen Flutbehälter-Zonen über Structures zu unterbinden, müssen die Structures ebenso fein wie der Flutbehälter nodalisiert werden. So ergeben sich beim 6-Zonen-Datensatz lediglich 6 Structures, bei der Plumezonennodaliserung 29 und bei der Nodalisierung inkl. Notkondensator 117 Structures. In letzterem ist die Anzahl an Structures so hoch, dass die Zone, die die Umgebung darstellt auf 2 Zonen aufgeteilt werden muss, da pro Zone max. 50 Structures angebunden werden können. Um ggf. an der Behälterinnenwand entstehendes Kondensat bis ins untere Plenum fließen zu lassen, sind an allen Stuctures außer der unteren Kalotte sog. "Flowpath"-Verbindungen modelliert. Über diese Verbindungen wird das ggf. entstehende Kondensat jeweils von einer Structure zur darunterliegenden Structure geleitet.

Beim Absetzbecken werden die Wände und der Wärmeaustausch mit der Umgebung vernachlässigt, sodass im Eingabedatensatz ein quasi freischwebendes Wasservolumen simuliert wird. Diese Annahme wird getroffen, um die Rechenzeit so kurz wie möglich zu halten und wird als zulässig angesehen, da das Absetzbecken zwar nach oben hin offen, sonst aber rundum isoliert ist, sodass die Wärmeverluste als gering angenommen werden. Weiterhin wird das Wasser bei den meisten Experimenten aktiv mittels eines weiteren Kühlkreislaufs gekühlt, der die finale Wärmesenke des Gebäudekondensator-Absetzbecken-Systems darstellt.

#### **Injections**

Die Dampfeinspeisung in den Flutbehälter ist als sog. Injection-Tabelle implementiert, in der in Abhängigkeit der Zeit ein Massen- sowie Enthalpiestrom vorgegeben wird.

#### Gebäudekondensator

Der Gebäudekondensator ist auf zwei Zonen, in der sich je ein halber Gebäudekondensator befindet, aufgeteilt. In COCOSYS kann nicht angegeben werden, dass sich ein Gebäudekondensator zur einen Hälfte in der einen Zone und zur anderen Hälfte in einer anderen Zone befindet. Daher sind im Datensatz zwei eigenständige, aber baugleiche Gebäudekondensatoren definiert, die je einem halben Originalgebäudekondensator entsprechen. Generell wird die Bauform eines Gebäudekondensators in COCOSYS nur bedingt berücksichtigt. So wird im Code nur ein einzelnes Rohr berechnet und alle Werte für Massenstrom, Wärmeabfuhr, etc. mit der Anzahl der Gebäudekondensatorrohre multipliziert. Durch diese Extrapolation können Phänomene, die in den Zwischenräumen der Gebäudekondensatorrohren auftreten, wie z. B. die Konzentrationsunterschiede beim Dampfgehalt in der Atmosphäre unmittelbar um jedes einzelne Rohr, nicht berücksichtigt werden. Lediglich bei der Kondensation einer reinen Dampfatmosphäre wird ein Wichtungsfaktor gemäß VDI-Wärmeatlas /VDI 13//VDI 13//VDI 13//VDI 13/ für die α-Werte an der Rohraußenseite für die übereinander angeordneten Rohrreihen verwendet. Dieser Faktor berücksichtigt aber nicht die Unterschiede in der Dampfkonzentration, sondern nur die "dickeren" Kondensatfilme auf den unteren Rohrreihen durch von oben heruntertropfendes Kondensat /VDI 13/.

Alle geometrischen Daten der Gebäudekondensatoren und der zugehörigen Fall- und Steigrohre sowie auch die Zuordnung, in welcher Zelle er sich befindet, werden dem Gebäudekondensatormodul durch den Eingabedatensatz übergeben. Eine Teilung/Zusammenführung im Fall- bzw. Steigrohr ist im Datensatz nicht möglich. Stattdessen erhält jeder Gebäudekondensator seine eigenen Fall- bzw. Steigrohre, bei denen der Durchmesser mit 82,5 mm bzw. 200 mm als engstem Querschnitt verwendet wurde. Aufgrund des hydrostatischen Paradoxons haben die unterschiedlichen Durchmesser keinen Einfluss auf den hydrostatischen Druck am Gebäudekondensatoreintritt. Da jedoch eine Abhängigkeit zwischen der maximalen Strömungsgeschwindigkeit und dem Durchmesser besteht, wird der engste Querschnitt des Fallrohres verwendet, sodass keine unrealistisch hohen Strömungsgeschwindigkeiten auftreten können. Derselbe Ansatz wird für das Rücklaufrohr verwendet, das einen Durchmesser von 200 mm erhält. Für das ganze System aus Gebäudekondensator und Fall- und Steigrohr kann in COCOSYS nur ein Gesamtwiderstandsbeiwert vom Anwender vorgegeben werden. Im Gegenzug zu den konservativen Annahmen für die Durchmesser wird der Widerstandsbeiwert mit  $\zeta = 0.3$  (/ARE 16/, /BRO 13/) als sehr niedrig angenommen, womit in der Vergangenheit gute Ergebnisse erzielt worden sind. Anstelle der originalen Rohrleitungslängen wird im

Datensatz nur die Höhendifferenz verwendet. Dies sind 4.444 mm im Vorlaufrohr, gemessen von der Unterkante des Absetzbeckens bis zum Mittelpunkt des Verteilerstücks im Gebäudekondensator, und 7.750 mm für das Rücklaufrohr, gemessen von der Stelle an den die Kondensationsrohre in den Sammler treten bis zur Mitte der Höhe der Lochdüse im Absetzbecken, siehe Abb. 3.47.

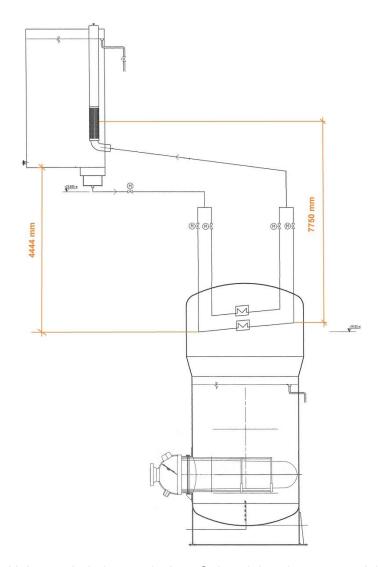


Abb. 3.47 Höhenverhältnisse zwischen Gebäudekondensator und Absetzbecken

Die Anzahl der Kondensationsrohre wird mit 145 Rohren in 5 Reihen angegeben, da im Datensatz die Kondensatorhälfte als eigenständiger Kondensator eingegeben wird. Für die Kondensationsrohre selbst werden die Maße gemäß der Konstruktionszeichnungen verwendet. Die 4046 mm langen Rohre werden dabei in 15 äquidistante Abschnitte eingeteilt. Für jeden Abschnitt wird in der Simulation sowohl die Strömungsform und der Strömungsdampfanteil als auch der Wärmeübergang aus der Behälteratmosphäre in den Gebäudekondensator berechnet. Die gewählte Anzahl an Abschnitten korreliert

damit direkt mit der Rechenzeit und die hier genutzte Anzahl der Segmente basiert auf Erfahrungswerten (/ARE 16/, /BRO 13/) die sich bei anderen Simulationen als geeignet herausgestellt haben. Die Wand der Kondensationsrohre wird je Segment mit drei Knotenpunkten für die Temperatur unterteilt, das einer Aufteilung der Wand in zwei Schichten entspricht. Mindestens zwei Knoten für die äußere und innere Rohroberfläche sind von COMO gefordert, bei höheren Knotenzahlen teilt COCOSYS die Wand in entsprechend viele äquidistante Schichten ein. In der INKA-Anlage ist die Rücklaufleitung außerhalb des Flutbehälters isoliert, die Vorlaufleitung dagegen nicht. Die unterschiedliche Isolierung wie auch der Wärmeübergang an den Vor- und Rücklaufleitungsstücken im Flutbehälter müssen in der Simulation vernachlässigt werden, da im Gebäudekondensatormodul der Wärmeübergang ausschließlich an den Kondensationsrohren selbst stattfindet und Vor- und Rücklaufleitung als adiabat behandelt werden. Dies betrifft auch das Verteilerstück vor den Gebäudekondensatorrohren sowie den Sammler am Ende. Insbesondere durch die Vernachlässigung des Sammlers ergibt sich eine deutlich reduzierte Kondensationsoberfläche, deren Einfluss in einer Variationsrechnung berücksichtigt wird: für ein Flächenäquivalent muss die Anzahl der Gebäudekondensatorrohre von 145 auf 170 Rohre je Kondensatorhälfte aufgestockt werden.

#### 6-Zonen-Nodalisierung

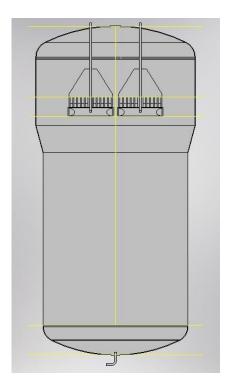


Abb. 3.48 Flutbehälternodalisierung mit 6 Zonen

Der Systemcode COCOSYS wird für die Simulation von Unfallverläufen in Kernkraftwerken entwickelt, sodass oftmals Volumina von mehreren Tausend Kubikmetern im Sicherheitsbehälter mit nur einem einzigen Kontrollvolumen im Datensatz abgebildet werden. Laut COCOSYS-Handbuch /KLH 16/ reicht bereits eine grobe Nodalisierung aus, um die Drücke annähernd richtig wiedergeben zu können. Folglich wurde im grobnodalisierten Datensatz lediglich darauf geachtet, den Flutbehälter der Länge nach zu teilen, um die Entwicklung von Konvektionsschleifen zu ermöglichen. Der Einfachheit halber wurde der Notkondensator in dieser Nodalisierungsvariante vernachlässigt. Allerdings lassen sich bestimmte Phänomene wie die Schichtung von Dampf und nichtkondensierbaren Gasen bei der Verwendung von so groben Nodalisierungen nicht beobachten.

## Plumezonennodalisierung

Neben der zur Beobachtung von Schichtenbildung notwendigen feinen Nodalisierung wurde ein Plume zur zeitlich realistischen Simulation der Dampfeinspeisung abgebildet. Dabei besteht der Plume aus einzelnen Kegelstümpfen mit einem Kegelwinkel von 10°, wie in /KLH 16/ empfohlen. COCOSYS ist ein sog. Lumped-Parameter-Code, in dem innerhalb einer COCOSYS-Zone Gradienten von Größen wie z. B. Temperatur, Druck oder Konzentration von verschieden Gasen in der Atmosphäre vernachlässigt werden. Ein weiterer fundamentaler Unterschied im Vergleich zu anderen Simulationsprogrammen, wie z. B. CFX, sind die nicht simulierten Impulsbilanzen, sodass die Geschwindigkeit von impulsgetriebenen Phänomenen wie z. B dem Aufsteigen von Dampf in der Simulation unterschätzt wird. Die mangelnde Auftriebsgeschwindigkeit kann kompensiert werden, indem die klassischen Nodalisierung mit nur säulenförmigen Kontrollvolumina durch eine Plumezonennodalisierung (auch Dampffahnennodalisierung genannt) ersetzt wird. Bei den Kegelstümpfen des Plumes sind Austrittsfläche und Mantelfläche größer als die Eintrittsfläche. Daraus gibt sich ein Druckgradient in der Zone, durch den der Dampf aus der unteren Plumezone in die darüber liegende Plumezone "angesaugt" wird. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Plumenodalisierung zur 6-Zonen-Nodalisierung wahren zu können, wurde ebenfalls auf den Notkondensator im Eingabedatensatz verzichtet.

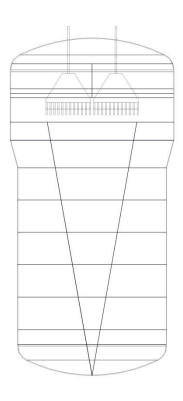


Abb. 3.49 Flutbehälter mit Plumezonennodalisierung

## Nodalisierung mit Notkondensator

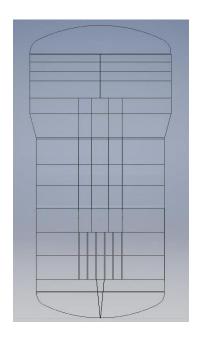


Abb. 3.50 Flutbehälter mit Ersatznotkondensator (schematisch)

Als dritte Nodalisierungsvariante wurde der Flutbehälter mit Notkondensator samt den Kaminblechen simuliert. Eine genaue räumliche Auflösung des Notkondensators ist nicht sinnvoll, da aufgrund des LP-Ansatzes keine Gradienten in der Gasphase einer Zone berücksichtigt werden und zudem eine so feine Nodalisierung notwendig wäre, dass die kurze Rechenzeit – eine der Stärken von COCOSYS – nicht mehr gegeben wäre. In den Experimenten war der Notkondensator entleert und offen, sodass im COCOSYS-Eingabedatensatz nur die Gesamtmasse und die Gesamtoberfläche von Notkondensator und Kaminblechen berücksichtigt wurden. Zur Minimierung der Kontrollvolumina wird ein Ersatzkondensator aus 6 Stahlplatten in den Datensatz aufgenommen, dessen Masse genau der Summe von Notkondensator- und Kaminblechmasse entspricht. Bezüglich der Oberfläche weist der Ersatzkondensator eine Abweichung von nur ca. -2,9 % auf. Die Platten besitzen eine Wandstärke von 35,1 mm und sind achsensymmetrisch in dem Bereich angeordnet, in dem sich auch im realen Flutbehälter die Notkondensatorrohre befinden. Zwischen den äußeren Platten 1 & 2 sowie 5 & 6 beträgt der Abstand  $l1 = l5 = 365 \, mm$ , die restlichen Abstände betragen  $l2 = l3 = l4 = 250 \, mm$ . Eine schematische Darstellung zeigt folgende Abb. 3.51.

Oberhalb des Notkondensators werden die 5 Zonen zwischen den Notkondensatorplatten auf 3 Zonen reduziert, um Rechenzeit einzusparen.

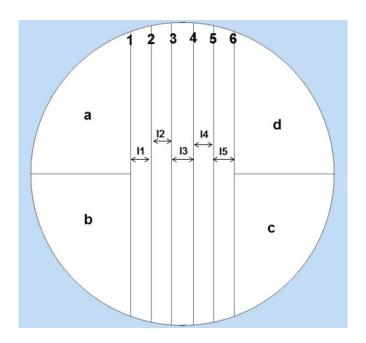


Abb. 3.51 Schnitt durch FPV auf Höhe des Notkondensators

### Thermodynamische Randbedingungen

Die Zusammensetzung der Atmosphäre (Luft, Wasserdampf, sonstige Gase) kann in COCOSYS auf verschiedene Arten erfolgen. Liegen nur gasförmige Stoffe vor, so kann das Gasgemisch mittels Druck und Temperatur sowie der Sättigung der Atmosphäre

oder aber der jeweiligen Masse einer Gaskomponente angegeben werden. Alternativ können bei Gasgemischen aus Dampf und Luft die entsprechenden Dampfpartialdrücke verwendet werden. Für den Eingabedatensatz muss berücksichtigt werden, dass COCOSYS keine "reinen" Atmosphären simulieren kann. Aus Gründen der numerischen Stabilität muss auch bei einer in Realität reinen Dampfatmosphäre in der Simulation ein Rest an Luft für die Zone definiert werden, selbst wenn dieser Rest lediglich 0,1 % beträgt. Für die Simulation wurden einerseits die Kombination aus Druck, Temperatur und Sättigung, andererseits aus Druck, Temperatur und Partialdruck verwendet. Dabei zeigen sich deutliche Unterschiede in den Simulationsergebnissen.

Neben den Randbedingungen für die Atmosphäre werden auch Randbedingungen für Structures definiert. Da die Atmosphäre im Flutbehälter vor Versuchsbeginn auf eine reine Dampfatmosphäre mit einem Referenzdruck konditioniert wird, wird die Wandtemperatur bei Simulationsbeginn auf Höhe der Atmosphärentemperatur der angrenzenden Zonen eingestellt. Dies gilt allerdings nur für die Stahlschicht der Behälterwand; die Aluminiumverkleidung der Isolierung wird auf Temperatur der Umgebung eingestellt und über die Isolierungsschicht von 80 mm Mineralwolle ergibt sich ein entsprechender Temperaturgradient.

Geringfügige Unterschiede liegen auch beim Absetzbecken vor, in dem der Wärmetransport aus dem Absatzbecken an die Umgebung vernachlässigt wird.

Ein weiterer Unterschied ergibt sich durch die Konditionierung der Atmosphäre im Flutbehälter: während der Konditionierung werden die Ventile in der Vorlaufleitung des Gebäudekondensators in INKA geschlossen, sodass nicht schon vor dem eigentlichen Versuchsbeginn Wärme abgeführt wird. Die Ventile im Rücklauf bleiben jedoch offen, um ein Überdruckversagen des Kondensators zu verhindern. Folglich dampft der Gebäudekondensator während der Konditionierungsphase aus und sämtliche Rohre besitzen bei Versuchsbeginn die Temperatur der angrenzenden Atmosphäre. Bei Versuchsbeginn (Öffnen der Vorlaufventile) strömt daher kaltes Wasser in den bereits heißen Gebäudekondensator. Dieser Vorgang bzw. die Wandtemperatur des Kondensators kann in COCOSYS nicht vom Anwender vorgegeben werden, die Rohre des Gebäudekondensators erhalten bei der Initialisierung automatisch die Temperatur des Kühlmittels. Dieser Unterschied führt in der Startphase der Simulation zu deutlichen Unterschieden, die bei den Simulationsergebnissen näher erläutert werden.

# Ergänzung zu thermodynamischen Randbedingungen für Simulationen zu Dampf-Luft-Gemisch

Da es von AREVA mehrere widersprüchliche Angaben zum Luftanteil gab, wird in den Simulationsrechnungen auf die gemittelten Gastemperaturen im Flutbehälter und den dazu korrespondierenden Partialdrücken zurückgegriffen. Für CCC\_050\_030\_030\_01 ergibt sich damit ein Dampfgehalt von 28 % und für CCC\_050\_030\_090\_01 von 88 %. Die Bezeichnung der Experimente entsteht wie folgt:

- CCC: Abkürzung für Containment Cooling Condenser
- 1. Ziffernblock: Temperatur im Flutbehälter, in obigen Bezeichnungen 50 °C
- 2. Ziffernblock: Absolutdruck im Flutbehälter in bar, in obigen Bezeichnungen
   3 bar
- 3. Ziffernblock: Dampfanteil in der Atmosphäre im Flutbehälter, in obigen Bezeichnungen 30 bzw. 90 %
- 4. Ziffernblock: Kennzahl, um den wievielten Versuch mit gegebenen Randbedingungen es sich handelt.

## Validierungsrechnungen

Zur Validierung des Gebäudekondensatormoduls werden acht Experimente mit reiner Dampfatmosphäre und zwei Experimente mit einer Mischung aus Dampf und Luft verwendet.

**Tab. 3.20** Ausgewählte Versuche zur Simulation

Versuche mit reiner Dampfatmosphäre		Versuche mit Luftanteil
CCC_040_025_100_01	CCC_040_035_100_01	CCC_050_030_030_01
CCC_050_025_100_01	CCC_050_035_100_01	
CCC_075_025_100_01	CCC_075_035_100_01	CCC 050 020 000 04
CCC_100_025_100_01	CCC_100_035_100_01	CCC_050_030_090_01

Die Auswahl der Experimente erfolgt unter dem Aspekt, sowohl transient als auch statische verlaufende Experimente, in denen Druck und Temperatur im Flutbehälter annähernd konstant bleiben, abbilden zu können. Die INKA-Versuche mit identischem Druck wurden meist in einer Abfolge gefahren, sodass ein Einschwingen des Massenstroms durch den Gebäudekondensator nur beim ersten Versuch auftritt. Aus Tab. 3.20 trifft dies die Versuche die mit einer Vorlauftemperatur von 40 °C durchgeführt wurden, also

CCC\_040\_025\_100\_01 und CCC\_040\_035\_100\_01. Der Containmentdruck und die temperatur sind die entscheidenden Größen für die Beurteilung der Funktionalität von Gebäudekondensatoren als Severe Accident Maßnahme zur Wahrung der Containmentintegrität in realen Anlagen. Folglich liegt der Fokus bei der Validierung auf der Wiedergabe der Verläufe und Tendenzen dieser beiden Größen. Daneben werden für die Beurteilung der Nachwärmeabfuhr durch den Gebäudekondensator die Werte für den Massenstrom durch den Gebäudekondensator verglichen. Da in der Simulation zwei eigenständige Gebäudekondensatoren vorhanden sind, wird der Massenstrom jeweils mit der Hälfte des Massenstroms aus den Experimenten verglichen. Die Annahme, dass beide Kondensatorhälften identisch durchströmt werden, ist aufgrund mehrerer Temperaturmessungen anzuzweifeln. Da aber im Experiment keine Messung des Massenstroms in den einzelnen Kondensatorhälften erfolgt ist, stellt eine Halbierung des Massenstroms einen pragmatischen Ansatz dar.

Die Ergebnisse sind dabei im Anhang A zwei Abschnitten angeordnet. Im ersten Abschnitt befinden sich alle Diagramme zu Druck-, Temperatur- und Massenstromverläufen zu Experimenten mit einem Druck von 2,5 bar, im zweiten Abschnitt zu einem Druck von 3,5 bar.

In den Diagrammen werden die experimentellen Werte und die Ergebnisse aus den Simulationen mit den drei unterschiedlichen Nodalisierungen sowie die Variationsrechnung innerhalb der 6-Zonen-Nodalisierung mit dem zum Flächenäquivalent angepassten Gebäudekondensator mit je 170 Rohren gezeigt. Weiterhin handelt es sich in allen Diagrammen um Simulationswerte, die mit einer korrigierten Atmosphärenzusammensetzung entstanden sind.

In Abb. A.1 zum Druckverlauf im Experiment CCC\_050\_025\_100\_01 wurde eine Vorlaufzeit (Einschwingzeit) mitberücksichtigt, da der Versuch zu einer Experimentenfolge gehört, in der am gleichen Tag mehrere Betriebspunkte des Gebäudekondensators nacheinander angefahren wurden. Der in der Nachrechnung und auch im Experiment CCC\_040\_025\_100\_01 zu sehende Einschwingprozess nach Öffnen der Ventile in der Gebäudekondensator-Vorlaufleitung entfällt hier, stattdessen wurde im Versuch von AREVA die Dampfeinspeisung angepasst und die Vorlauftemperatur des GEKOs auf die neue Temperatur eingestellt. Der in obigem Diagramm zu sehende Zeitraum zwischen t = 0 s und t = 200 s entspricht dem Bereich, in dem Wärmetransport in die Anlage und Abtransport in etwa gleich groß waren und umfasst einen Zeitraum von lediglich 200 Sekunden.

#### Auswirkungen zu hoher Luftanteile im Flutbehälter

Wie eingangs beschrieben, kann die Zusammensetzung in einem Kontrollvolumen über mehrere Parameter erfolgen. Jedoch verursachen Zellen mit nur einem thermodynamischen Material ("volllaufende" Zellen) numerische Instabilitäten in COCOSYS, sodass der in Realität vorliegenden reinen Dampfzone 0,1 % Luft beigemischt werden.

In den ersten Rechnungen wird die Zusammensetzung der Gasphase im Behälter mittels Druck, Temperatur und Sättigung angeben. Durch die falsche Verwendung der Sättigung ergeben sich Luftanteile mit kurzzeitigen Spitzenwerten von bis zu knapp 40 % (in exemplarisch verwendeten Versuch CCC\_025\_100\_01 sind es 12 % Luft). Da wiederum Luft als nichtkondensierbares Gas die Kondensation und damit Wärmeabfuhr an den Gebäudekondensatorrohren massiv beeinflusst, ergaben sich deutlich höhere Drücke im Flutbehälter. In den folgenden beiden Abbildungen (Abb. B.13 und Abb. B.14) ist exemplarisch für alle durchgeführten Simulationen die Auswirkung der unterschätzten Wärmeabfuhr auf den Druck im Experiment CCC\_040\_025\_100\_01 im Flutbehälter dargestellt. Die Diagramme zeigen dabei nur die Ergebnisse mit einer 6-Zonen-Nodalisierung und der Nodalisierung mit Notkondensator, da für die Plume-Nodalisierung keine lauffähigen korrigierten Rechnungen durchgeführt werden können: Die untersten Kontrollvolumen des Plumes sind in Relation zum Dampfmassenstrom sehr klein, sodass bei korrekter Atmosphärenzusammensetzung die Simulation der Zonengeschwindigkeit (mittlere Strömungsgeschwindigkeit in der Gasphase in einer Zone) numerisch so instabil wurde, dass COCOSYS die Simulation nach wenigen Sekunden Simulationszeit abbrach.

In den Abbildungen ist zudem zu beobachten, dass die langfristige Wärmeabfuhr und damit der Flutbehälterdruck in den Simulation mit korrigierter Atmosphärenzusammensetzung langfristig deutlich mehr den experimentellen Werten entspricht. Die verbesserte Wärmeabfuhr zeigt sich allerdings auch im deutlich ausgeprägteren Druckabfall zu Beginn der Simulation. Die Gebäudekondensatoroberfläche hat nach der Initialisierung die vorgegebene Wassertemperatur, sodass unmittelbar nach Simulationsbeginn ein deutlich höherer Wärmestrom aus der Atmosphäre an den Gebäudekondensator abgeführt wird. Hierdurch sinken der Druck und die atmosphärische Temperatur im Flutbehälter. Dieser "Unterschwinger" ist zwar physikalisch korrekt simuliert, jedoch nur den nicht einstellbaren Randbedingungen des GEKO-Modells in COCOSYS geschuldet.

In folgender Tab. 3.22 werden die Ergebnisse aus den Diagrammen im Anhang A gebündelt. Dabei zeigt sich, dass im Vergleich zur Atmosphärenzusammensetzung die Nodalisierung des Behälters einen untergeordneten Einfluss hat. Für den Druck- und Temperaturverlauf im Flutbehälter ist bereits eine grobe Nodalisierung mit nur 6 Zonen ausreichend. Die ebenfalls getestete Plume-Nodalisierung führt für den EASY-Flutbehälter nicht zu verbesserten Ergebnissen, sondern erhöht lediglich die Rechenzeit bzw. die numerische Instabilität. Die verwendete Plumezonen-Nodalisierung kann daher als ungeeignet zur Simulation unter vorliegenden Randbedingungen eingestuft werden.

Ebenso zeigen sich bei der Auswertung der Simulationen mit Notkondensator keine grundlegenden Vorteile, die die deutlich gestiegene Rechenzeit (bis zu Faktor 8, siehe Tab. 3.23) rechtfertigen. Durch die Konditionierung der Behälteratmosphäre vor Versuchsbeginn ist der Einfluss der Stahlmasse des Notkondensators in der Simulation vernachlässigbar.

In allen oben dargestellten Ergebnissen zum Flutbehälterdruck lässt sich ein starker Druckabfall unmittelbar nach Simulationsbeginn beobachten, der nur in der Simulation auftritt und programmtechnisch bedingt ist. Wie am Anfang des Kapitels erwähnt, besitzt die Stahlmasse des Gebäudekondensators im Experiment durch die vorangehende Konditionierung des Behälters die Atmosphärentemperatur aus dem Flutbehälter. Dahingegen wird im Quellcode als anfängliche Wandtemperatur für den Gebäudekondensator die Kühlmitteltemperatur verwendet. Die somit in der Simulation vorhandene Menge an kaltem Stahl stellt eine so große Wärmesenke dar, dass der Flutbehälterdruck bei Simulationsbeginn deutlich abfällt.

Unberührt von der Atmosphärenzusammensetzung bleiben die Simulationsergebnisse zum Massenstrom im Gebäudekondensator. Die Schwingungsfrequenz des Massenstroms stimmte bereits bei den Simulationen mit zu hohem Luftanteil in vertretbaren Abweichungen mit dem Experiment überein. Die Wiederholung der Rechnungen mit korrigierter Atmosphärenzusammensetzung zeigten hierzu geringe Unterschiede, lediglich in der Anlaufphase stabilisierte sich ein schwingender Massenstrom in den Korrekturrechnungen schneller als zuvor.

Mit Berücksichtigung der Rechenzeit stellt daher die grobe Nodalisierung mit nur sechs Zonen die effizienteste Nodalisierung dar, um die Experimente widerzugeben.

Seitens der relevanten Parameter Druck und Temperatur befinden sich alle Simulationen in der richtigen Größenordnung. Da aber nicht zwangläufig auch die richtigen langfristigen Tendenzen wiedergegeben werden können, kann das COCOSY-Gebäudekondensatormodul zwar für Anlagenrechnung eine grobe Orientierung sein. Ob damit auch verlässliche Best-Estimate Rechnungen durchgeführt werden können, muss angezweifelt werden.

102

Tab. 3.21 Qualitative Übersicht zu nachgerechneten Versuchen mit reiner Dampfatmosphäre

Versuch <sup>2</sup>	Nodalisierung	Druck im Flutbehälter		Temperatur im Flutbehälter		Massenstrom im Gebäudekon- densator	
versuch-		Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz
	6 Zonen	0	+	+	+	0	+
000 040 005 400 043	6 Zonen (170 Rohre)	0	+	+	+	-	+
CCC_040_025_100_01 <sup>3</sup>	Plume	-	-	-	-	-	-
	NOKO	0	+	-	-	-	-
	6 Zonen	0	0	+	+	0	+
CCC 040 00F 400 04	6 Zonen (170 Rohre)	-	+	0	+	0	+
CCC_040_035_100_01	Plume	-	-	-	-	-	0
	NOKO	0	0	0	-	0	+
	6 Zonen	0	0	+	+	-	-/+
CCC 050 035 100 014	6 Zonen (170 Rohre)	+	+	+	+	-	-/+
CCC_050_025_100_014	Plume	-	-	-	-	-	-
	NOKO	+	+	+	+	-	-/+
CCC 050 035 400 04	6 Zonen	-	-	+	0	0	+
CCC_050_035_100_01	6 Zonen (170 Rohre)	-	-	+	+	0	0

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Legende: +: gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment (< 5%); 0: neutral (Abweichung bis 10 %), -: schlechte/keine Übereinstimmung

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Massenstrom im Experiment CCC\_040\_025\_100\_01 stark schwankend; Amplituden können in der Simulation nicht widergegeben werden, aber in etwa die Schwingungsfrequenz; Beurteilung der Qualität mit "+" bei langfristiger Tendenz bezieht sich auf Massenstrom-Mittelwerte

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> Massenstrom gleichmäßig in Experiment, aber schwingend in Simulation, Mittelwerte aus Simulation stimmen aber außer in Plume-Rechnung sehr gut mit Experiment überein

Versuch <sup>2</sup>	Nodalisierung	Druck im Flutbehälter		Temperatur im Flutbehälter		Massenstrom im Gebäudekon- densator	
versucii-		Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz
	Plume	-	-	-	-	-	-
	NOKO	-	-	0	0	+	0
	6 Zonen	-	-	+	0	-	0
CCC 075 005 100 015	6 Zonen (170 Rohre)	-	-	+	+	-	0
CCC_075_025_100_01 <sup>5</sup>	Plume	-	-	0	0	-	0
·	NOKO	-	-	+	0	-	0
	6 Zonen	-	-	+	+	-	-
CCC_075_035_100_01 <sup>6</sup>	6 Zonen (170 Rohre)	+	+	+	+	-	-
CCC_075_035_100_01°	Plume	-	-	-	-	-	-
	NOKO	0	0	0	+	-	-
	6 Zonen	-	0	0	+	+	+
CCC_100_025_100_01	6 Zonen (170 Rohre)	-	+	1	k. A.	+	-
CCC_100_025_100_01	Plume	-	•	1	1	+	0
	NOKO	-	+	1	k. A.	0	-
	6 Zonen	+	-	0	0	-	-
CCC 100 035 100 04	6 Zonen (170 Rohre)	-	-	0	0	-	-
CCC_100_035_100_01	Plume	0	+	+	+	-	-
	NOKO	0	-	+	0	-	-

<sup>&</sup>lt;sup>5</sup> Massenstrom in Experiment stabil, in Simulation aber stabil schwingend mit einer Amplitude von +/- 0,5 kg/s

<sup>&</sup>lt;sup>6</sup> Zeitraum für Ermittlung der Kenngrößen in Experiment lediglich 70 s

Nachdem bei den Simulationen mit reiner Dampfatmosphäre keine entscheidenden Vorteile für die Plumezonennodalisierung bzw. Nodalisierung mit Notkondensator festzustellen sind, werden die Simulationen zu Experimenten mit Dampf-Luft-Gemisch nur noch mit der 6- Zonen-Nodalisierung durchgeführt.

Bei den Experimenten mit nichtkondensierbaren Gasen zeigt sich, dass die Wärmeabfuhr insbesondere bei geringem Dampfanteil unterschätzt wird, auch wenn für CCC\_050\_030\_030\_01 nicht der ganze Zeitraum als Vergleichsmaßstab herangezogen werden sollte: kurz nach t≈3000 s kommt es im Gebäudekondensator zweifach zum Geysering, bei dem die die Strömung so stark beschleunigt, dass die Austrittstemperaturen am Gebäudekondensator nur noch ca. 38 °C betragen. Nachdem ein entsprechender Ausbruch im Gebäudekondensatormodul nicht simuliert wird, können die Werte nach 3000 s de facto nicht mehr miteinander verglichen werden. Dennoch führt die mangelhafte Wärmabfuhr zu einem unzulässig hohen Druckaufbau in der Simulation. Im Versuch CCC\_050\_030\_030\_01 verbleibt die Kondensationsrate nach einem anfänglichen Peak nahezu konstant bei ca. 0,25 kg/s, sodass die Gebäudekondensatorleistung stabil bei ca. 600 kW liegt, wohingegen die aus den experimentellen Werten errechnete Leistung knapp um die 800 kW schwankt. Die unterschätzte Wärmeabfuhr lässt sich auch zu einer weiteren Besonderheit der Nachrechnung von CCC\_050\_030\_090\_01 beobachten: der Zeitraum, über den der Druck bei Beginn der Rechnung stark fällt ist deutlich länger als bei allen anderen Rechnungen. Durch die Initialisierung der Gebäudekondensator-Wandtemperatur mit der Kühlmitteltemperatur stellt die kalte Stahlmasse des Gebäudekondensators eine große Wärmesenke dar. Der daraus folgende Druckabfall umfasst aber in den Simulationen mit reiner Dampfatmosphäre einen Zeitraum von 100 bis maximal 200 s, wohingegen die "Initialisierungsphase" bei nur 12 % Luftanteil ca. 600 s dauert.

Die Wärmeabfuhr im Gebäudekondensator wird bei Anwesenheit nichtkondensierbarer Gase mittel Stefan'schem Gesetz zur Kondensation gerechnet und auch in Simulationsrechnungen aus der Vergangenheit hat sich gezeigt, dass die Wärmeabfuhr unterschätzt wird. Korrekturen an dieser Stelle können jedoch nur im Quellcode selbst erfolgen und nicht mehr mittels Eingabedatensatz korrigiert werden. In unterer Tab. 3.22 sind die Ergebnisse für die Nachrechnung zu den Experimenten mit Dampf-Luft-Gemisch zusammengefasst.

Tab. 3.22 Qualitative Übersicht zu Versuchen mit einem Dampf-Luft-Gemisch

		Druck		Temperatur		Massenstrom	
Versuch	Nodalisierung	Im Vergleichs- zeitraum <sup>7</sup>	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz	Im Vergleichs- zeitraum	Langfristige Tendenz
CCC_050_030_030_018	6 Zonen	-	-	+	0	-	-
	6 Zonen (170 Rohre)	-	-	+	0	-	-
CCC_050_030_090_01	6 Zonen	-	k.A. <sup>9</sup>	-/+ <sup>10</sup>	k.A.	-	k.A.
	6 Zonen (170 Rohre)	-	k.A.	-/+	k.A.	-	k.A.

105

<sup>&</sup>lt;sup>7</sup> Für CCC\_050\_030\_030\_01: 0 - 3000 s, für CCC050\_030\_090\_01: 0 - 1200 s

<sup>&</sup>lt;sup>8</sup> Legende: +: gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment (< 5%); 0: neutral (Abweichung bis 10 %), -: schlechte/keine Übereinstimmung

<sup>&</sup>lt;sup>9</sup> k.A.: keine Angabe, da keine über den Vergleichszeitraum hinausführende Rechnung

<sup>&</sup>lt;sup>10</sup> Übereinstimmung in Startphase (-200 bis 400 s) nicht gegeben, danach bis 1200 s sehr gute Übereinstimmung

# Rechenzeit

Neben der korrekten Widergabe der Experimente muss auch berücksichtigt werden, welche Rechenzeit COCOSYS für die einzelnen Simulationen benötigt. In folgender Tab. 3.23 sind die Rechenzeiten in Minuten und Sekunden zu allen Rechnungen angegeben, wobei der Zeitaufwand verglichen mit Vor- und Nachbearbeitungszeit äußerst gering ist Wie erwartet korrelieren die Rechenzeiten direkt mit der verwendeten Nodalisierung, sodass bei der Nodalisierung für den gleichen Simulationszeitraum bis zum 10-fachen an Zeit benötigt wird.

 Tab. 3.23
 Benötigte Simulationszeit

	Versuch	Simulationszeitraum [s]	Rechenzeit 6-Zonen-Mo- dell	Rechenzeit 6-Zonen- Modell mit 170 Rohren	Rechenzeit Plumeno- dalisierung	Rechenzeit Nodalisie- rung mit NOKO
; [	CCC_040_025_100_01	500	3:03	7:16	13:29	18:51
5	CCC_040_035_100_01	600	6:10	5:11	10:28	33:30
	CCC_050_025_100_01	600	9:08	9:29	14:52	45:18
	CCC_050_035_100_01	350	3:30	3:32	5:54	31:01
	CCC_075_025_100_01	450	6:03	4:34	11:30	38:33
	CCC_075_035_100_01	250	3:36	2:26	7:42	24:04
	CCC_100_025_100_01	450	6:03	5:06	9:10	37:17
	CCC_100_035_100_01	350	2:45	2:45	6:09	12:00
	CCC_050_030_030_01	4488	11:18	11:16	-	-
	CCC_050_030_090_01	1450	35:13	18:47	-	-

#### 3.4.3.2 Validierung zum Gebäudekondensator (ATHLET)

Wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, sind auch die für die Validierung von ATHLET genutzten Experimente an der INKA-Versuchsanlage durchgeführt worden. Für die Tests des Gebäudekondensators wurden nur der Flutbehälter, die Gebäudekondensatoren sowie das Absetzbecken verwendet.

# Beschreibung der ATHLET-Datensätze

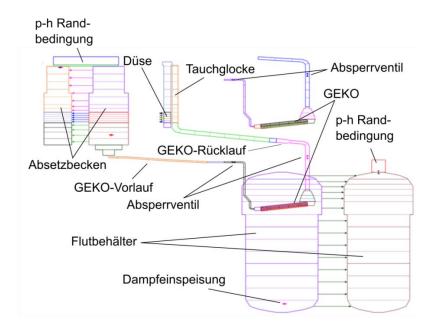
Für die Nachrechnungen der Versuche wurden zunächst zwei ATHLET-Datensätze erstellt, die sich in der Modellierung des Flutbehälters unterscheiden. Während im ersten Datensatz der Flutbehälter als Zweikanalmodell repräsentiert wird, wurde er für den zweiten Fall mittels 3D-Modell repräsentiert. Eine Beschreibung des 3D-Modells des Flutbehälters befindet sich in Abschnitt 3.2.2.

Das thermo-hydraulische ATHLET-Modell mit Zweikanal Modellierung des Flutbehälters ist in Abb. 3.52 dargestellt. Das Modell besteht aus zwei thermo-hydraulischen getrennten Systemen: Der Flutbehälterseite und der Gebäudekondensatorseite inklusive Absetzbecken. Im ersten System ist der Flutbehälter dabei in zwei parallele vertikale Kanäle aufgeteilt, die mittels Querbindungen (Cross-Connection-Object, CCO) miteinander verbunden sind. Es gibt einen inneren und einen äußeren Kanal. Am äußeren Kanal sind die Behälterwände mittels HECU modelliert. Des Weiteren befindet sich hier auch eine Druckrandbedingung mit Ventil, die eine Druckregelarmatur auf dem Flutbehälter repräsentiert. Im inneren Kanal befindet sich im unteren Bereich ein Fill-Objekt für die Einspeisung von Dampf in den Flutbehälter. Im oberen Bereich ist der Flutbehälter an beide Gebäudekondensatorhälften mittels HECU-Objekten gekoppelt. Die Gebäudekondensatorseite besteht aus der Zuleitung zum Gebäudekondensator, dem Gebäudekondensator selbst (inklusive Eintritts- und Austrittssammler), der Rückleitung in die sogenannte Tauschglocke, der Lochrohrdüse sowie dem Absetzbecken. Während in KERENA der Gebäudekondensator nicht absperrbar ist, wurden in INKA Absperrventile in den Zu- und Rücklaufleitungen vorgesehen, die ebenfalls in ATHLET modelliert wurden. Die Gebäudekondensatorrohre wurden nicht einzeln modelliert, sondern in fünf Gruppen zusammengefasst, da sich die Rohre in fünf leicht unterschiedlichen Höhen befinden.

Da das Absetzbecken in INKA nach oben hin zur Atmosphäre geöffnet ist, wurde oberhalb des Absetzbeckens in ATHLET eine Druckrandbedingung gesetzt, die den Umgebungsdruck und die Umgebungstemperatur aufprägt. Da das Volumen des

Absetzbeckens stark skaliert ist, steht ihm ein Kühlsystem zur Verfügung, bei dem warmes Wasser aus dem unteren Teil des Beckens abgesaugt, durch einen Wärmeübertrager gekühlt und in den oberen Bereich des Beckens wieder hineingepumpt wird. Im ATHLET Modell wurden dazu im unteren und oberen Bereich des Absetzbeckens zwei Fill-Objekte vorgesehen, die die Kühlung des Beckens realisieren. Massenströme und Enthalpien der Kühlung wurden aus den experimentellen Daten entnommen und sind daher Randbedingungen der Rechnung.

Die Nodalisierung für den 3D-Fall unterscheidet sich von der Zweikanalmodellierung dahingehend, dass das vom Flutbehälter erstellte 3D-Modell das Zweikanalmodell des Flutbehälters aus Abb. 3.52 ersetzt. In beiden Fällen wurde der hydraulische Durchmesser des Flutbehälters in der Region des Gebäudekondensators entsprechend der Geometrie verringert, um den Impulstransfer entsprechend modellieren zu können. Weiterhin wurde der Notkondensator, der sich im unteren Flutbehälterabschnitt befindet nicht explizit mitmodelliert, jedoch wurde eine adiabate Wärmestruktur hinzugefügt, um die Wärmekapazität dieser Komponente mit zu berücksichtigen.



**Abb. 3.52** ATHLET-Nodalisierung für GEKO-Versuche mit Zweikanalmodell des Flutbehälters

#### Ergebnisse der Simulationen

Es wurden zwei Einzelkomponententests des Gebäudekondensators mit ATHLET nachgerechnet. Dabei ist CCC\_030\_035\_100\_1 zunächst ein Experiment ohne nichtkondensierbare Gase. Der zweite Versuch ist zweigeteilt (CCC\_100\_030\_020\_03,

CCC\_100\_030\_060\_01) und untersucht den Einfluss nichtkondensierbarer Gase auf die Leitungsfähigkeit des Gebäudekondensators. Die Start- und Randbedingungen beider Simulationen sind in der folgenden Tab. 3.24 zusammengefasst:

**Tab. 3.24** Start- und Randbedingungen der mit ATHLET simulierten Gebäudekondensatorversuche

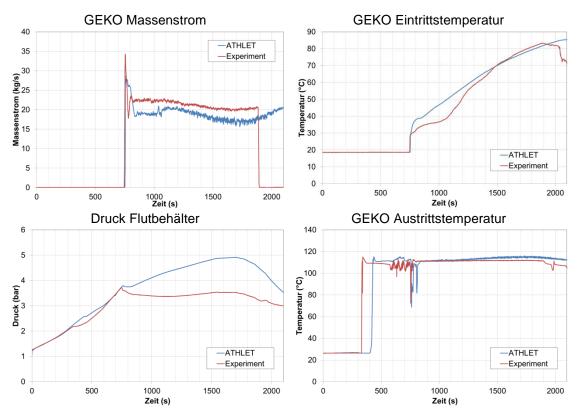
		Versuch ohne NK- Gase	Versuch mit NK-Gase
		CCC_030_035_100_1	CCC_100_030_020_03, CCC_100_030_060_01
Absetzbecken	Druck	Umgebu	ıngsdruck
	Temperatur	28 °C	97 °C
Flutbehälter	Druck	1,3 bar	2.7 bar
	Temperatur	107 °C (gesättigt)	110 °C
	Füllstand	12,6 m	12,5 m
	Anteil Luft	-	20 – 60 %
Dampfeinspei- sung	Massen- strom	1,5 – 3,5 kg/s	1,5 kg/s
	Temperatur	363 °C	295 °C

Experiment ohne nichtkondensierbare Gase

Dieses Experiment beginnt mit den in Tab. 3.24 aufgelisteten Startbedingungen im Flutbehälter und Absetzbecken. Die vier Ventile in den Gebäudekondensatorzu- und Rückleitungen sind zunächst geschlossen. Zum Zeitpunkt t = 240 s öffnet eines der GEKO-Rücklaufventile, 90 s später das zweite. Die Ventile in den Zuleitungen öffnen bei t = 750 s. Das Druckregelventil auf dem Flutbehälter ist geschlossen. Durch eine Dampfeinspeisung in die Wasservorlage wird der Druck entsprechend eingestellt. Dabei findet bis zum Öffnen der Zulaufventile in den Gebäudekondensator die sogenannte Konditionierungsphase statt, d. h. der Druck im Flutbehälter wird durch die Einspeisung von Dampf auf ein zuvor festgelegtes Niveau gehoben (hier ungefähr 3,75 bar).

Ein Vergleich zwischen den experimentellen Daten und den ATHLET-Ergebnissen ist in Abb. 3.53 dargestellt. Der Druckverlauf im Flutbehälter findet sich unten links. Der Druckanstieg, der durch die Einspeisung von Dampf in die Wasservorlage hervorgerufen wird, wird von der Simulation bis ca. 750 s gut wiedergeben. Mit Öffnen der Zulaufventile in den Gebäudekondensator steigt der Zulaufmassenstrom zunächst sprunghaft auf 35 kg/s an, fällt dann aber sofort auf 22 – 20 kg/s ab und bleibt auf diesem Niveau

(Abb. 3.53 oben links). Gleichzeitig sinkt der Druck im Flutbehälter im Experiment auf ca. 3,5 bar ab und bleibt nahezu stabil. Es ist zu erkennen, dass der Massenstrom um 2 – 3 kg/s von ATHLET unterschätzt wird und der Druck im Flutbehälter bis ca. 1.600 s weiterhin ansteigt und somit die experimentellen Werte um maximal ca. 1,5 bar überschätzt werden. Die Eintrittstemperatur in den Gebäudekondensator (Abb. 3.53 oben rechts) wird zunächst überschätzt, ist dann allerdings in einer guten Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Austrittstemperatur (Abb. 3.53 rechts unten) wird hingegen gut wiedergeben, allerdings handelt es sich hierbei auch um die Sättigungstemperatur, die durch den Außendruck und der Wassersäule auf dem Gebäudekondensatoraustritt bestimmt wird. Die Abbildung zeigt allerdings auch eine weitere Diskrepanz zwischen experimentellen Daten und dem numerischen Modell: Nach Öffnen des Ventils in der Rücklaufleitung der zweiten Gebäudekondensatorhälfte bei 330 s zeigt die Messung sofort nach der Öffnung des Ventils heißes Wasser vor der Tauchglocke. In den Rechnungen sind dafür noch weitere 120 s nötig.

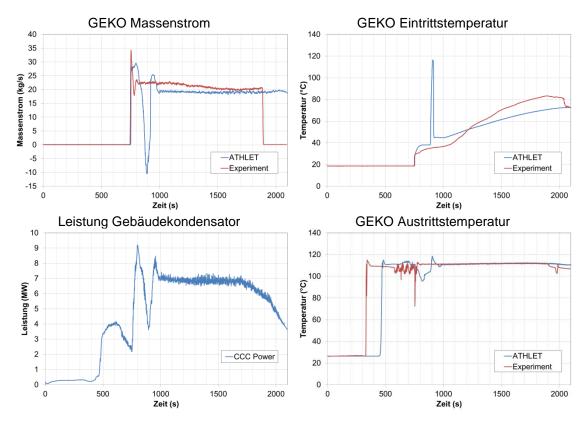


**Abb. 3.53** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geschlossenem Druckregelventil (ohne nichtkondensierbare Gase)

Die Leistung des Gebäudekondensators lässt sich experimentell leider nicht korrekt bestimmen, da die Verdampfung am Austritt des Gebäudekondensators nicht abgeschlossen ist und ein zwei-Phasengemisch vorliegt, bei dem der Dampfgehalt unbekannt ist.

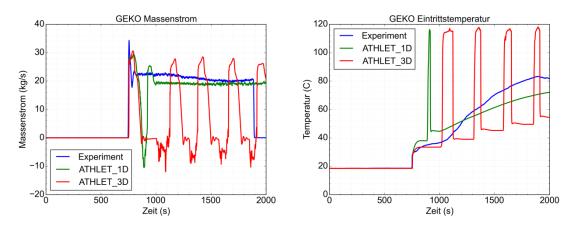
Die Überschätzung des Drucks im Flutbehälter bei guter Übereinstimmung der Ein- und Austrittstemperaturen aber gleichzeitiger Unterschätzung des Massenstroms durch den Gebäudekondensator deuten jedoch darauf hin, dass die übertragene Leistung aus dem Flutbehälter unterschätzt wird.

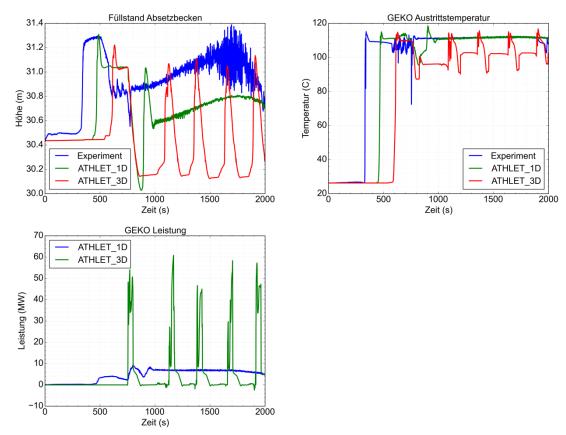
Es wurde weiterhin untersucht, ob der sich stabilisierende Druck im Flutbehälter im Experiment nach 750 s durch eine leichte Öffnung des Druckregelventils hervorgerufen wurde, was in den oben beschriebenen Rechnungen nicht berücksichtigt ist. Die leichte Öffnung kann möglicherweise unbemerkt während der Experimente aufgetreten sein, da es sich bei der Druckregelarmatur um ein passives Bauteil handelt, das je nach Druckdifferenz eine bestimmte Strömungsfläche freigibt. Verschiedene Ventilcharakteristiken wurden ausgetestet, um den Druck im Flutbehälter besser widergeben zu können. Leider führte kein Versuch zu einem nennenswerten Ergebnis. Daher wurde die Simulation des Versuchs CCC\_030\_035\_100\_1 noch einmal mit voll geöffneter Druckregelarmatur wiederholt, allerdings mit vorgegebenen Druck und Temperatur aus den experimentellen Daten in der Druckrandbedingung am Flutbehälter. Die so erzielten Ergebnisse sind in der Abb. 3.54 dargestellt. Der in dieser Abbildung oben links dargestellte Massenstrom der ATHLET-Rechnung springt auch hier sofort nach Öffnen der Zulaufarmaturen in den GEKO auf einen Wert von ungefähr 27,5 kg/s. Danach bleibt er allerdings für einige Sekunden auf diesem hohen Niveau bevor er schließlich abfällt und kurzzeitig sogar eine Rückwärtsströmung in Richtung Absetzbecken eintritt. Diese Strömungsumkehr ist auch im Verlauf der Eintrittstemperatur (Abb. 3.54 oben rechts) zu erkennen: Die Temperatur springt hier kurzzeitig auf knapp unter 120 °C. Der berechnete Massenstrom bis ca. 1.300 s stimmt dagegen gut mit den experimentellen Werten überein, während die Eintrittstemperatur leicht unterschätzt wird, was auf eine etwas geringere Aufheizung des Absetzbeckens hindeutet. Das Verhalten der Austrittstemperatur (Abb. 3.54 unten rechts) ähnelt dem der oben beschriebenen Simulation ohne Festhalten des Flutbehälterdruckes. Auch hier steigt die Austrittstemperatur aus dem Gebäudekondensator vor der Tauschglocke erst ca. 120 s nach Öffnen der Armatur der zweiten Gebäudekondensatorhälfte auf Sättigung an, während es im Experiment sofort nach dem Öffnen dazu kommt. Fluktuationen in der Austrittstemperatur aber auch in der Leistung (Abb. 3.54 unten links) können im Experiment zwischen ca. 330 s und 800 s, in der Simulation zwischen 480 s und 1000 s beobachtet werden, was ungefähr der gleichen Zeitdauer entspricht. Im stabilen Bereich beträgt die Leistung des Gebäudekondensators ungefähr 7 MW.



**Abb. 3.54** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (ohne nichtkondensierbare Gase)

Qualitativ sind die Ergebnisse der Rechnungen in einer guten Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Da im Falle des geschlossenen Druckregelventils der Druck stärker als im Experiment ansteigt und bei geöffnetem Druckregelventil und aufgeprägtem Druck als Randbedingung die Aufheizung des Absetzbeckens geringer ausfällt, kann man quantitativ sagen, dass die Leistung des Gebäudekondensators in diesem Fall unterschätzt wird.





**Abb. 3.55** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (Vergleich 1D und 3D Modell) (ohne nichtkondensierbare Gase)

In der Abb. 3.55 sind die experimentellen Daten zusätzlich zum 1D Modell des Flutbehälters auch mit dem 3D-Modell des Behälters verglichen. In der Abb. 3.55 oben links ist der Massenstrom durch die Gebäudekondensatorzulaufleitung dargestellt. Es ist erkennbar, dass bis ca. 850 s die Verläufe des Massenstromes zwischen 1D und 3D Modell ähnlich sind. Während im 1D-Fall allerdings der Massenstrom nach einer kurzen Strömungsumkehr wieder positiv und dann auch stabil bei knapp unter 20 kg/s verläuft, stellt sich im 3D-Modell ein instabiles Verhalten mit Massenstrompeaks bis zu 28 kg/s in Richtung Gebäudekondensator und ca. 10 kg/s als Rückströmung ein. Die Rückströmungen sind auch in der Eintrittstemperatur (Abb. 3.55 oben rechts) als Temperaturpeak auf Sättigung zu erkennen. An der Austrittstemperatur ist zu erkennen, dass das heiße Fluid erst ab ca. 600 s zur Tauchglocke aufsteigt (1D Fall: 450 s). Die Sättigungstemperatur wird dort nur erreicht, wenn das Fluid in positiver Richtung strömt. Die Fluktuationen sind ebenfalls in dem Verlauf des Füllstandes im Absetzbecken zu erkennen. Der Füllstand steigt dabei sprunghaft um ca. 0,9 m an, wenn Fluid aus der Lochrohrdüse der Tauchglocke in das Absetzbecken hineinströmt. Unten links in Abb. 3.55 ist die übertragene Leistung des Gebäudekondensators in beiden Fällen aufgetragen. Obwohl sich beide

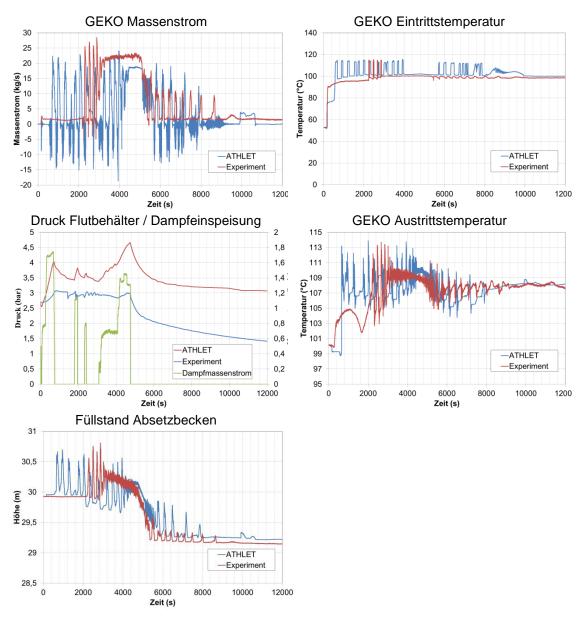
Verläufe sehr unterschiedlich darstellen, ist der Unterschied der insgesamt übertragenen Energie sehr klein: Im 1D Fall werden ca. 19.790 GJ und im 3D Fall 19.200 GJ Energie übertragen. Der Unterschied liegt damit bei 586,579 GJ, was einer Abweichung von ca. 3 % (bezogen auf die Energie im 3D-Fall) entspricht. Die Abweichungen im Systemverhalten konnten im Rahmen des Projektes leider nicht geklärt und müssen weiter untersucht werden. Möglicherweise sind hier weitere Arbeiten am 3D-Modell erforderlich.

### **Experiment mit nichtkondensierbaren Gasen**

Zur Untersuchung der Simulationsfähigkeit des Gebäudekondensators für den Fall mit nichtkondensierbaren Gasen wurden zwei Experimente ausgewählt, die zeitlich nacheinander durchgeführt wurden und dadurch zusammen betrachtet werden können. Dabei handelt es sich um die Experimente CCC 100 030 020 03, CCC 100 030 060 01.

Zum Start der Experimente waren zunächst die Rücklaufarmaturen aus den Gebäudekondensatorhälften vollständig geöffnet. Die Zulaufventile waren geschlossen und wurden gleichzeitig bei ca. 120 s nach dem Versuchsbeginn geöffnet. Der Kühlkreislauf des Absetzbeckens war abgeschaltet. Die Anfangstemperaturen im Absetzbecken als auch im Flutbehälter lagen bei ca. 100 °C.

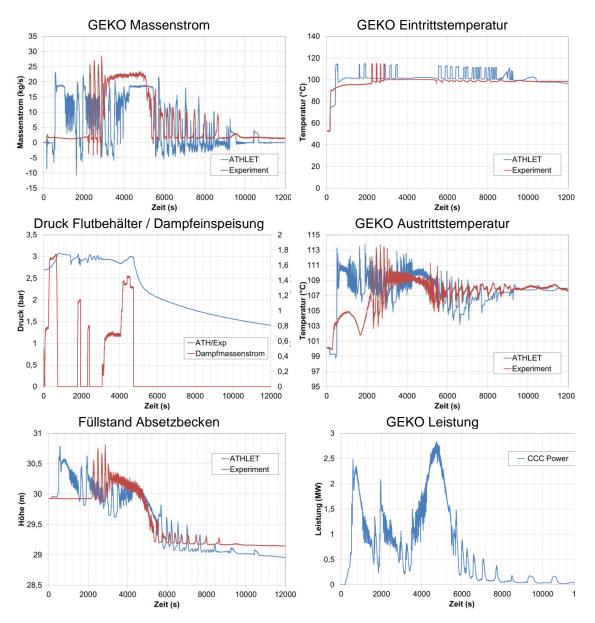
Mit Öffnen der Zulaufventile strömt in den Rechnungen Wasser aus dem Absetzbecken in den Gebäudekondensator, erkennbar an den Verläufen des Massenstromes in den Gebäudekondensator (Abb. 3.56 oben links) und der Eintrittstemperatur (Abb. 3.56 oben rechts), die von ca. 52 °C auf ungefähr 90 °C ansteigt. Sie steigt weiterhin auf ca. 100 °C an. Das Absetzbecken befindet sich zu Beginn und während des Experiments im gesättigten Zustand. Dadurch ist die gemessene und simulierte Eintrittstemperatur immer ca. 100 °C, wenn die Strömung vom Absetzbecken in den Gebäudekondensator gerichtet ist. Kommt es hingegen zu einer Strömungsumkehr, so ist die Eintrittstemperatur höher und liegt ungefähr bei 115 °C. Beim Vergleich der Verläufe des Massenstromes mit den Verläufen der Eintrittstemperatur sieht man bei den Zeitpunkten, in denen der Massenstrom negativ ist, auch die erhöhte Temperatur. Diese Fluktuationen sind im ATHLET-Modell deutlich stärker ausgeprägt, als im Experiment. Während in der Simulation auch bis ca. 2.100 s Fluktuationen auftreten, ist der Massenstrom bis zu diesem Zeitpunkt im Experiment nahezu konstant und positiv (zum Gebäudekondensator gerichtet). Generell sind in den experimentellen Daten weniger Rückströmungen zu beobachten als sie von ATHLET vorhergesagt werden.



**Abb. 3.56** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geschlossenem Druckregelventil (mit nichtkondensierbaren Gasen)

Der Druck im Flutbehälter ist in der Simulation größer als im Experiment (Abb. 3.56 Mitte links). Die Abweichung beträgt innerhalb kurzer Zeit ca. 1,5 bar. Damit beträgt die Abweichung am Ende der Simulation ca. 100 % bezogen auf den experimentell bestimmten Druck. Er steigt immer dann an, wenn durch die Dampfeinspeisung Energie in den Flutbehälter eingebracht wird (gleiche Abbildung). Wird kein Dampf eingespeist, fällt der Druck wieder ab. Dieses Verhalten ist in den experimentellen Daten eigentlich nur ab dem Zeitpunkt 4.800 s zu beobachten, ab dem kein Dampf mehr bis zum Ende des Experiments eingespeist wird.

Das stabile Plateau, in dem der Massenstrom durch den Gebäudekondensator konstant bleibt, fällt im Experiment in den Zeitraum, in dem die letzte Dampfeinspeisung stattfindet. In der Simulation stabilisiert sich der Massenstrom erst ca. 1.200 s später, geht aber zum gleichen Zeitpunkt zurück in den instabilen Bereich.

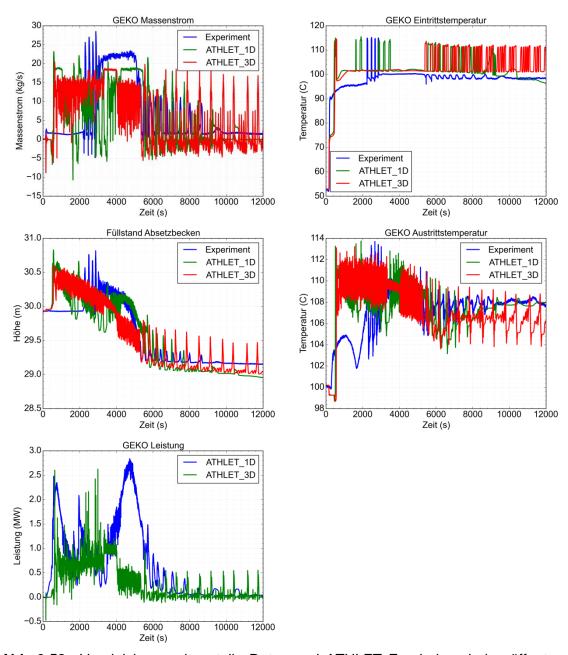


**Abb. 3.57** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil (mit nichtkondensierbaren Gasen)

Die Fluktuationen im Massenstrom sind ebenfalls in der Austrittstemperatur (Abb. 3.56 Mitte rechts) als auch im Füllstand des Absetzbeckens (Abb. 3.56 unten links) zu erkennen. Ab ca. 2.400 s wird die Austrittstemperatur qualitativ gut von ATHLET wiedergeben. Der Füllstand verhält sich ebenfalls ähnlich wie im Experiment und fällt in Summe von

ca. 29,9 m auf ca. 29,25 m ab, wobei der simulierte Füllstand leicht über dem experimentell bestimmten liegt.

Da die Ein- und Austrittstemperaturen qualitativ gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen, kann man den Druck im Flutbehälter als Maß für die übertragene Leistung des Gebäudekondensators ansehen. Da der Druck in der Simulation größer ist, als im Experiment, wird die Gebäudekondensatorleistung auch hier unterschätzt.



**Abb. 3.58** Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (Vergleich 1D und 3D Modell) (mit nichtkondensierbaren Gasen)

Wird wiederum der Druck im Flutbehälter durch die Druckrandbedingung vorgegeben so ergeben sich die in Abb. 3.57 dargestellten Ergebnisse. Die Fluktuationen des Massenstroms (oben links) sind zu Beginn der Rechnung nicht so sehr ausgeprägt wie vorher. Die Leistung (unten rechts) steigt immer dann an, wenn auch Dampf in den Flutbehälter eingespeist wird. Die maximale berechnete Leistung liegt dabei bei ca. 7,5 MW. Die Leistungspeaks nach ca. 5.500 s passen zeitlich gut mit den Massenstrom- und Eintrittstemperaturpeaks (oben rechts) zusammen.

In der nachfolgenden Abb. 3.58 sind die Ergebnisse der Rechnungen mit 3D-Modell des Flutbehälters zusammen mit denen des 1D-Falles und den experimentellen Daten dargestellt. Erkennbar ist, dass das Verhalten des Gebäudekondensators im 3D-Fall noch instabiler als im 1D-Fall ist.

Die übertragene Energie im 1D-Fall beträgt ca. 37.410 GJ, im 3D-Fall nur 17.220 GJ. Das ist eine Differenz von 20.190 GJ. Der Gebäudekondensator erreicht damit im 3D-Fall weniger als die Hälfte der mittleren Leistung des 1D-Falles.

Die ATHLET-Validierungsarbeiten bezüglich des Gebäudekondensators zeigen für das 1D- sowie das 3D-Modell für die Einzelkomponententests mit und ohne nichtkondensierbare Gase Abweichungen der simulierten Leistung des Gebäudekondensators zur experimentell bestimmten Leistung. In Summe wird in der Simulation zu wenig Energie über den Kondensator übertragen. Hier sind weitere Arbeiten notwendig, um die Simulationsfähigkeit von ATHLET bezüglich des Gebäudekondensators zu verbessern.

Arbeiten hierzu werden im laufenden PANAS-Projekt (Projektende: voraussichtlich Dezember 2020) durchgeführt. Beispielsweise werden in PANAS CFD-Simulationen der Außenseite der GENEVA Testanlage sowie zum adiabaten Sieden (Flashing) in der Gebäudekondensatorrückleitung durchgeführt. Letzteres soll zum besseren Verständnis des instabilen Verhaltens des Gebäudekondensators beitragen. Weiterhin sind Experimente an GENEVA mit Einfluss nichtkondensierbarer Gase an der Rohraußenseite geplant, deren Ergebnisse in die ATHLET-Modellierung der Kondensation an leicht geneigten Rohren bei niedrigen Drücken und unter Einfluss nichtkondensierbarer Gase einfließen werden.

# 3.4.4 Validierung anhand der Experimente zum Geodätischen Flutbecken (GRS)

Die Validierungsarbeiten zum geodätischen Flutbecken dienen der Validierung des 3D-Modells mit aktiviertem Gemischspiegelmodell. Dazu wurden drei Notkondensatorversuche und ein Flutversuch nachgerechnet. Nachfolgend werden zunächst die genutzten Datensätze beschrieben. Anschließend folgen die Betrachtungen der Validierungsrechnungen.

# Beschreibung des 3D-Datensatzes

Für die Simulation der Notkondensatorversuche zur Validierung des 3D-Modells von ATHLET wurden die INKA-Komponenten GAP, Downcomer, Notkondensator mit Einund Austrittsleitung sowie der Flutbehälter selbst modelliert. Die Fläche (bzw. der Wärmedurchgangskoeffizient) des Notkondensators wurde um den Faktor 1,3 erhöht, um die Leistung des Wärmeübertragers korrekt zu simulieren. Für die Validierung anhand des Flutversuchs wurde nur das Modell des Flutbehälters verwendet.

Die 3D-Modellierung des Flutbehälters ist in Abschnitt 3.2.2 beschrieben. Die primärseitige Nodalisierung ist in der folgenden Abbildung Abb. 3.59 dargestellt. Sie wurde aus dem Projekt RS1519 übernommen. Modelliert sind der GAP (GAP-RPV), die Standleitung (DC-TOP, -MT, -M, -MB, -BOT), Zu- und Rücklaufleitung des NOKO (STEAMP und CONDP) sowie der NOKO mit Ein- und Auslauf und NOKO-Leitungen (NOKOIN, NOKOOUT und LINE6 bis LINE1A). Die Frischdampfeinspeisung in den GAP wurde nicht modelliert. Stattdessen stützt ein p-h-Boundary-Objekt (DC-TDV) den Druck, der als Tabelle vorgegeben wird. Der Füllstand im GAP wird über eine PIDT-Regelung über GCSM geregelt. Es wird aus der Regelabweichung des berechneten Füllstands zum experimentell bestimmten Füllstand NDDCL01 in mbar ein Drainagemassenstrom bestimmt, der über das Single-Junction-Pipe DC-SJP aus dem System herausgezogen wird. Das Ventil AA102, über dessen Öffnen die hier betrachteten NOKO-Versuche gestartet werden, befindet sich am Beginn der Leitung CONDP. Die in Abb. 3.59 dargestellte Sekundärseite (Flutbehälter) zeigt nur den Teil der Flutbehälterobjekte, in denen sich Teile der NOKO-Rohre befinden sowie das zur Druckhaltung verwendete Objekt FPV-TDV.

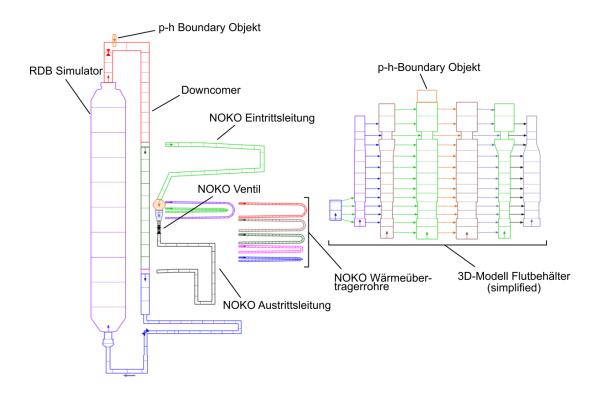
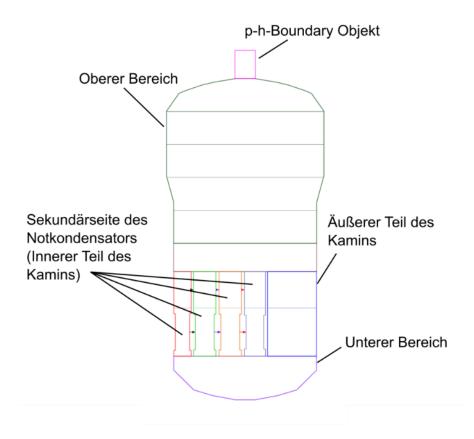


Abb. 3.59 Nodalisierung Primärseite und Teil Sekundärseite (3D)

# Beschreibung des 1D-Datensatzes

Die Primärseite des Notkondensators ist im 1D-Datensatz die gleiche wie auch im 3D-Datensatz (inklusiver der Flächenanpassung des Notkondensators). Lediglich die Sekundärseite wurde durch eine 1D-Modellierung des Flutbehälters ausgetauscht. Diese wurde, wie auch die Primärseite aus dem Projekt RS1519 übernommen. Sie ist in Abb. 3.60 dargestellt. Der Notkondensator befindet sich jeweils in den ersten Kontrollvolumina der Objekte FPVNOKO1 bis FPVNOKO4. Diese Vierteilung ist aufgrund der Existenz der Haltebleche am Notkondensator notwendig (siehe auch Abb. 3.14). Das Objekt FPV-BP bildet den Bereich außerhalb der Kaminbleche. Diese fünf Kanäle sind oben und unten durch Branch-Objekte verbunden (FPV-UP respektive FPV-LP). Der Flutbehälter wird nach oben hin durch ein Pipe-Objekt (FPV-UH) weitergeführt. Zur Druckhaltung befindet sich an der höchsten Stelle ein p-h-Boundary-Objekt (FPV-TDV),



**Abb. 3.60** Nodalisierung für die Notkondensatorversuche (1D-Modellierung des Flutbehälters)

# Validierung des 3D Modells anhand von Experimenten an der INKA-Versuchsanlage

Die ausgewählten Versuche zur Validierung des 3D-Modells für das geodätische Flutbecken sind in Tab. 3.25 dargestellt. Bei den Experimenten, die mit NOKO im Namen starten, handelt es sich um Einzelkomponententests des Notkondensators, während das Experiment PCFS\_1\_1\_02 der Flutversuch ist.

Im Versuch NOKO\_1\_10\_85\_13\_1 lag die Anfangstemperatur im Flutbehälter bei ca. 35 °C. Über die Transiente erwärmte sich das Wasser durch die aufgenommene Wärme des Notkondensators, das Wasser blieb aber unterkühlt, sodass hier die thermische Stratifizierung der Wasservorlage bestimmt werden konnte. Im Versuch NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 lag die Anfangstemperatur hingegen bei 82 °C im Flutbehälter, sodass während der Transiente das Wasser zu sieden begann. Ziel dieser Nachrechnung war es zu verifizieren, ob die durch die Siedevorgänge fluktuierenden Füllstände in den einzelnen Kanälen des 3D-Modells des Flutbehälters stabil bleiben. In beiden

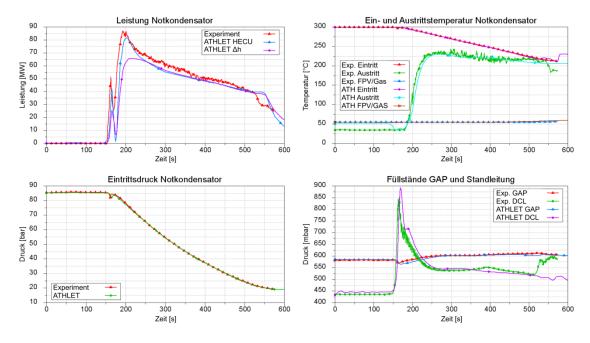
Versuchen befand sich im Dampfraum des Flutbehälters neben dem Dampf auch Luft als nicht kondensierbares Gas.

Der Flutversuch PCFS\_1\_1\_02 diente dem Nachweis, dass die Gemischspiegel bei einem Abfall des Füllstandes im Flutbehälter in den Kanälen von Zone zu Zone zuverlässig umgesetzt werden und dabei ebenfalls stabil bleiben.

**Tab. 3.25** Anfangs- und Randbedingungen der betrachteten Experimente zur Validierung des Flutbehälters

	Notkono	OKO_	Flutversuch		
	1_10_85_13_1	1_09_80_5_1	1_3C_85_5_1	PCFS_1_1_02	
P <sub>Pri</sub>	85 ڬ 20 bar	80 ڬ 50 bar	85 🔰 50 bar	k.A.	
T <sub>Pri</sub>	300 ¥ 212°C	295 ¥ 264°C	300 ⊿ 364°C	k.A.	
T <sub>FPV</sub>	35°C	82°C	100°C	100°C	
L <sub>FPV</sub>	18,97 m	18,97 m	18,95	19,03 m	

# Versuch NOKO\_1\_10\_85\_13\_1



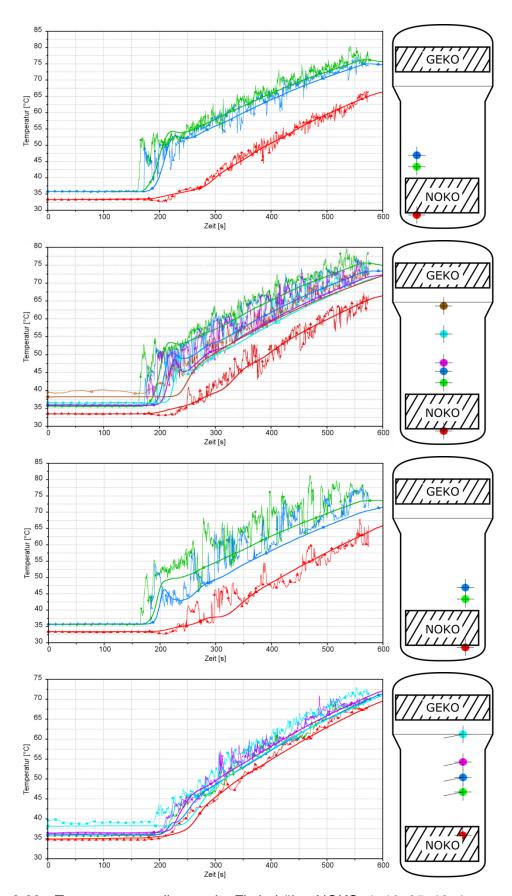
**Abb. 3.61** Vergleich experimenteller Daten und ATHLET-Simulation des Versuchs NOKO\_1\_10\_85\_13\_1

Bevor der eigentliche Versuch durch Öffnen des Ventils AA102 zum Zeitpunkt t = 146 s gestartet wird, beträgt der Primärdruck ca. 85 bar und die Primärtemperatur ca. 300 °C (Sättigungsbedingungen). Das Öffnen des Ventils AA102 ist bei t = 173 s

abgeschlossen. Der Füllstand im Notkondensator sinkt ab, seine Leistung steigt an. Der Primärdruck wird dem Primärkreis über das p-h-Boundary-Objekt DC-TDV aufgeprägt. Durch die Anpassung der Wärmeübertragerfläche des Notkondensators um den Faktor 1,3 wird die Leistung des Kondensators gut wiedergegeben (siehe Abb. 3.61 links oben). Während die Eintrittstemperatur in den Notkondensator vorgegeben ist, ist die Differenz zwischen der berechneten Austrittstemperatur und der experimentell bestimmten Temperatur aufgrund der Anpassung des FPARH-Wertes sehr klein (siehe Abb. 3.61 rechts oben). Somit ist sichergestellt, dass die Verteilung der in der ATHLET-Simulation eingebrachten Wärme in den Flutbehälter der im Experiment entspricht.

In den nachfolgenden Abbildungen sind die experimentellen und simulierten Temperaturverläufe der Messstellen in jeweils einem Diagramm dargestellt, die übereinander angeordnet sind. Die Abbildungen rechts neben den Diagrammen zeigen die Verteilung der Messstellen im Behälter. Dabei sind die Verläufe der Experimentaldaten und der entsprechenden Ergebnisse der ATHLET-Rechnung in der gleichen Farbe dargestellt. Die Graphen der Experimente sind jedoch dünner gezeichnet als die der Rechenergebnisse. Die Messstellen UJACT122, 129, 130, 131 und 133 liegen nicht wie alle anderen überhalb des NOKO-Kamins, sondern außerhalb, aber dennoch übereinander.

Gut zu erkennen ist, dass die Temperaturen unter dem NOKO am kleinsten sind (rote Kurven). Strömt das Wasser durch den NOKO-Bereich innerhalb des Kamins, so erwärmt es sich um ca. 12,5 – 20 °C (je nach Zeitpunkt) (grüne Kurven). Mit zunehmender Höhe nimmt die Temperatur im Wasser wieder ab. Bei den experimentell bestimmten Temperaturen sind starke Fluktuationen zu beobachten. Diese sind in den ATHLET-Ergebnissen nicht vorhanden, die Tendenzen der einzelnen Kurven jedoch sind sehr gut wieder gegeben.

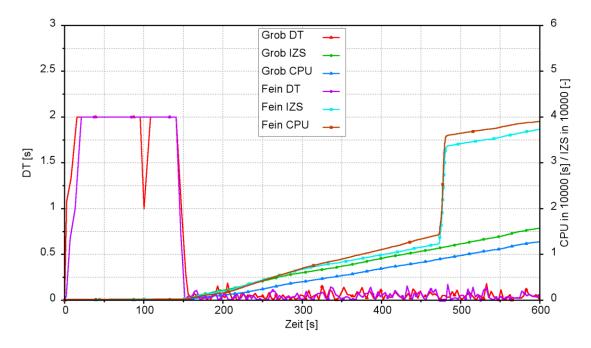


**Abb. 3.62** Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO\_1\_10\_85\_13\_1

Gut zu erkennen ist, dass die Temperaturen unter dem NOKO am kleinsten sind (rote Kurven). Strömt das Wasser durch den NOKO-Bereich innerhalb des Kamins, so erwärmt es sich um ca. 12,5 – 20 °C (je nach Zeitpunkt) (grüne Kurven). Mit zunehmender Höhe nimmt die Temperatur im Wasser wieder ab. Bei den experimentell bestimmten Temperaturen sind starke Fluktuationen zu beobachten. Diese sind in den ATHLET-Ergebnissen nicht vorhanden, die Tendenzen der einzelnen Kurven jedoch sind sehr gut wieder gegeben.

# Einfluss der Nodalisierung

Die in Abb. 3.16 dargestellte Nodalisierung wurde zusätzlich einmal axial verfeinert, um den Gittereinfluss auf die Rechnungen zu untersuchen. Dazu wurden die Höhen der einzelnen Kontrollvolumina der Flutbehälterkanäle bis auf den Notkondensatorbereich halbiert. Letzteres war nötig, da sich der horizontale Bereich der Notkondensatorrohre wenn möglich in einem Kontrollvolumen befinden sollte, da die automatische Generierung von HCVs zwischen horizontalen und vertikalen Leitungen ansonsten Fehler produziert.



**Abb. 3.63** Gegenüberstellung der Zeitschrittweiten DT, Anzahl der Zeitschritte IZS sowie CPU-Zeit CPU bei grobem und feinem Flutbehältergitter

In Abb. 3.63 sind die Zeitschrittweite DT, Anzahl der Zeitschritte IZS sowie die aufgewendete CPU-Zeit dargestellt. Beide Rechnungen wurden auf dem gleichen Rechner mit Nutzung von sechs CPU-Kernen durchgeführt. Zu erkennen ist, dass zu Beginn der

Rechnung die Zeitschrittweite beim gröberen Gitter schneller auf ihr Maximum von 2,0 s steigt als es beim feineren Gitter der Fall ist. Mit Öffnen des NOKO-Ventils fallen in beiden Fällen die Zeitschrittweiten ab. Im Mittel sind die Zeitschrittweiten bei Nutzung des feinen Gitters etwas kleiner, wodurch der Anstieg der Kurve der Anzahl der Zeitschritte hier etwas größer ist. Pro Zeitschritt ist bei dem feineren Gitter jedoch deutlich mehr Zeit erforderlich, sodass der Gradient der CPU-Zeit beim feineren Gitter größer ist, als beim groben Gitter. Würde der Anstieg der CPU-Zeit auch zwischen 450 und 500 s beibehalten, so läge der Unterschied in der CPU-Zeit bei ca. 3.700 s. Die tatsächliche Differenz liegt jedoch bei ca. 33.750 s.

In den Diagrammen der nachfolgenden Abb. 3.64 sind die Ergebnisse bezüglich der Temperaturverteilung im Flutbehälter nochmals dargestellt. Im Unterschied zu Abb. 3.62 finden sich hier aber auch die Rechenergebnisse unter Nutzung der feinen Nodalisierung des Flutbehälters. Zu erkennen ist, dass sich die Ergebnisse zwischen feinem und grobem Gitter unterscheiden. Da allerdings die experimentellen Daten stark fluktuieren, können die Ergebnisse beider ATHLET-Rechnungen als hinreichend gut beschrieben werden. Zusätzlich steigt der Rechenaufwand bei Nutzung des feineren Gitters stark an, sodass es sinnvoll erscheint, im späteren Gesamtdatensatz das gröbere der beiden Gitter zu verwenden.

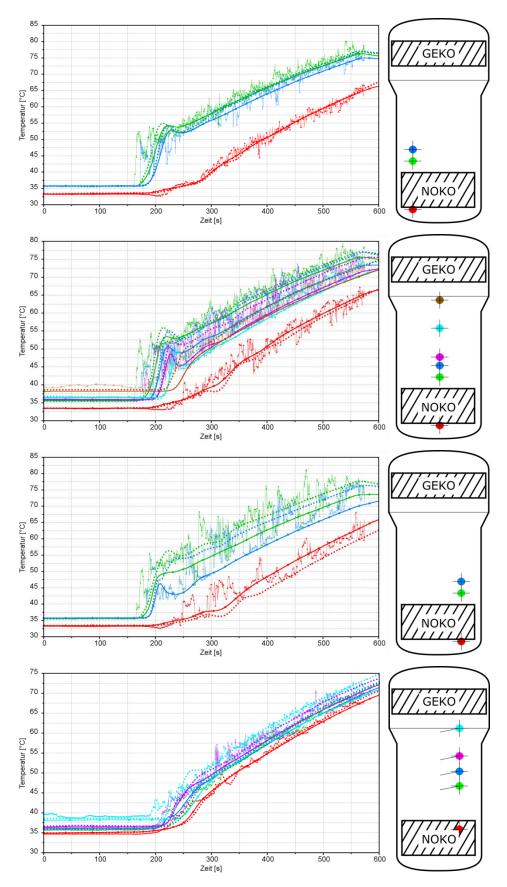
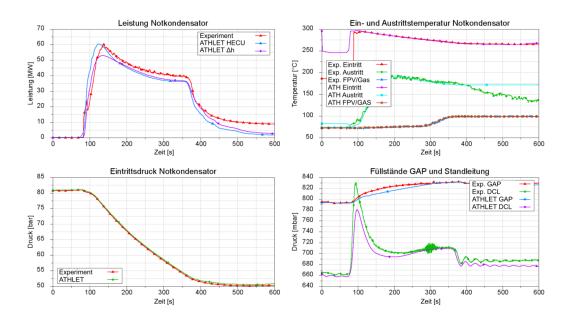


Abb. 3.64 Einfluss der Nodalisierung auf die Temperaturverteilung im Flutbehälter

# Versuch NOKO\_1\_09\_80\_5\_1

Im Versuch NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 beträgt der Druck im Primärkreis ca. 80 bar. Die Dampftemperatur liegt damit bei ca. 295 °C. Sekundärseitig liegt die Temperatur im Flutbehälter bei 82 °C (bei 1 bar). Zum Zeitpunkt t = 93 s wird das ventil AA102 geöffnet. Daraufhin strömt analog zum Experiment NOKO\_1\_10\_85\_13\_1 zunächst Wasser aus dem Notkondensator ab und strömt über die Kondensatleitung in das Standrohr. Hier erhöht sich dadurch kurzfristig der Füllstand (siehe Abb. 3.65 unten rechts), bevor er sich wieder mit dem GAP-Füllstand ausgleicht. Die Leistung des Notkondensators (berechnet aus Massenstrom und Enthalpiedifferenz über den NOKO sowie als Ausgabegröße von ATHLET, markiert mit HECU) steigt aufgrund der freiwerdenden Wärmeübertragerfläche und des nun einströmenden und kondensierenden Dampfes an. Der Druck sinkt durch die Kondensation ab (in der Rechnung wird der Druck zusätzlich über das p-h-Boundary-Objekt DC-TDV dem Primärsystem aufgeprägt). Durch den abfallenden Druck sinkt auch die Leistung des Notkondensators ab. Analog zum Experiment NOKO\_1\_10\_85\_13\_1 wurde auch hier für die Rechnung die Wärmeübertragerfläche des Notkondensators durch Multiplikation der entsprechenden FPARH-Werte mit 1,3 erhöht, um die experimentell bestimmte Leistung des NOKO sowie die NOKO-Austrittstemperatur korrekt wiederzugeben. Bei t = 348 s wird das Ventil AA102 geschlossen. Der NOKO füllt sich durch Kondensation langsam mit Wasser und die Leistung sinkt allmählich ab. In der Abbildungen Abb. 3.66 sind die Temperaturen im Flutbehälter dargestellt. Die Übereinstimmung der experimentellen Daten und der Rechenergebnisse zufriedenstellend.



**Abb. 3.65** Vergleich experimenteller Daten und ATHLET-Simulation des Versuchs NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 (3D)

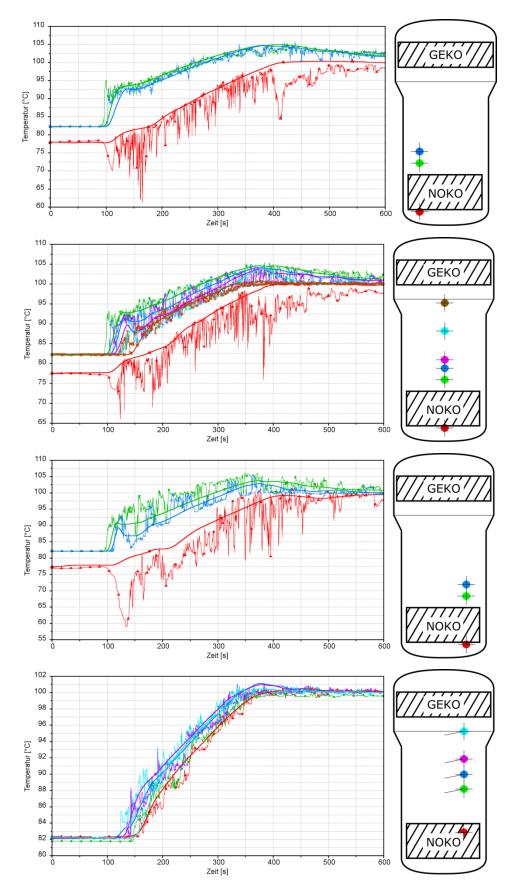
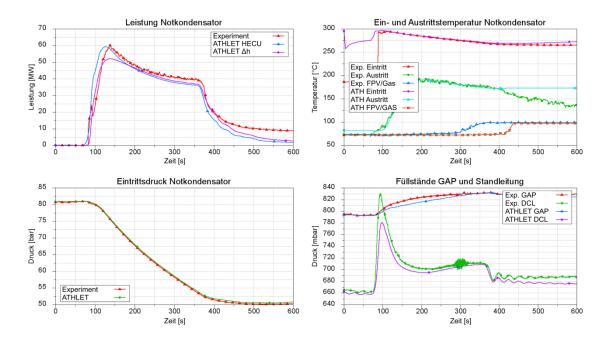
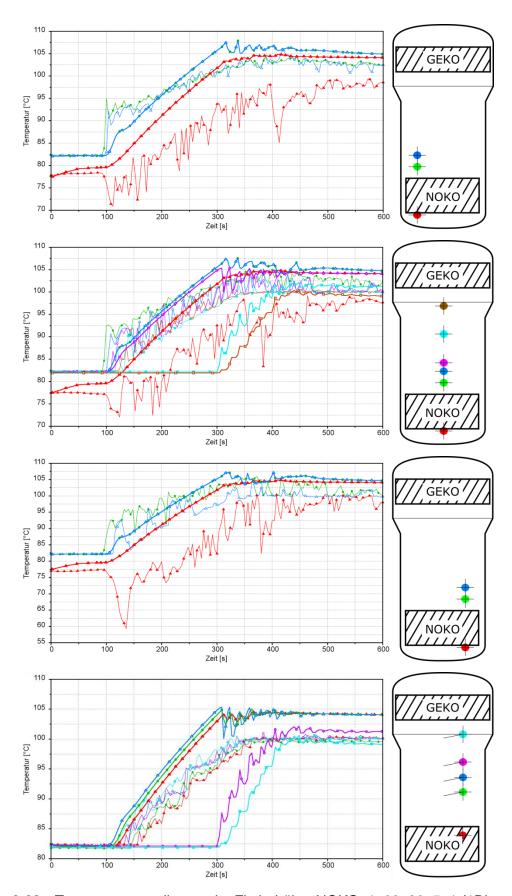


Abb. 3.66 Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 (3D)

Nachfolgend sind in den Abbildungen die Ergebnisse mit dem 1D-Rechengitter des Flutbehälters (siehe Abb. 3.60) dargestellt. Zu erkennen ist, dass sich die Primärseite ähnlich wie im 3D-Fall verhält (Leistung, Ein- und Austrittstemperatur, Füllstand Standrohr). Die Temperaturverteilung im Flutbehälter ist jedoch nicht die gleiche. Zum einen liegen einige der Temperaturmessstellen in gleichen Kontrollvolumen (z. B. UJACT120, 101, 121 oder UJACT133 und UJACT134). Zum anderen ist der Verlauf beispielsweise in den Bereichen außerhalb des Kamins deutlich steiler (UJACT122, 129, 130, 131, 133). Beim Vergleich der Temperaturverteilungen zwischen 1D- und 3D-Modell (Abb. 3.68 und Abb. 3.66) lässt sich zeigen, dass die Temperaturverteilungen und damit die thermische Stratifizierung im Flutbehälter mit dem 3D-Modell deutlich besser abgebildet werden kann. Nichtsdestoweniger wird die Leistung des Notkondensators in beiden Fällen sehr gut wiedergegeben (Abb. 3.67 und Abb. 3.66 oben links). Für diesen Fall muss daher der Flutbehälter nicht so genau aufgelöst werden, ein einfaches Modell des Behälters ist ausreichend, um die Wärmeübertragung des Notkondensators ausreichend gut zu simulieren.

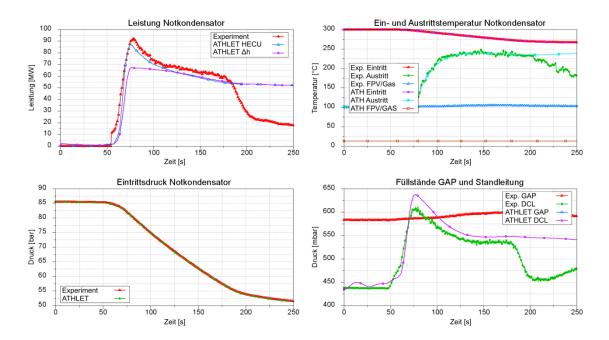


**Abb. 3.67** Leistung NOKO, Ein- und Austrittstemperatur NOKO, Eintrittsdruck NOKO und Füllstände GAP und Standleitung des Versuchs NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 (1D)



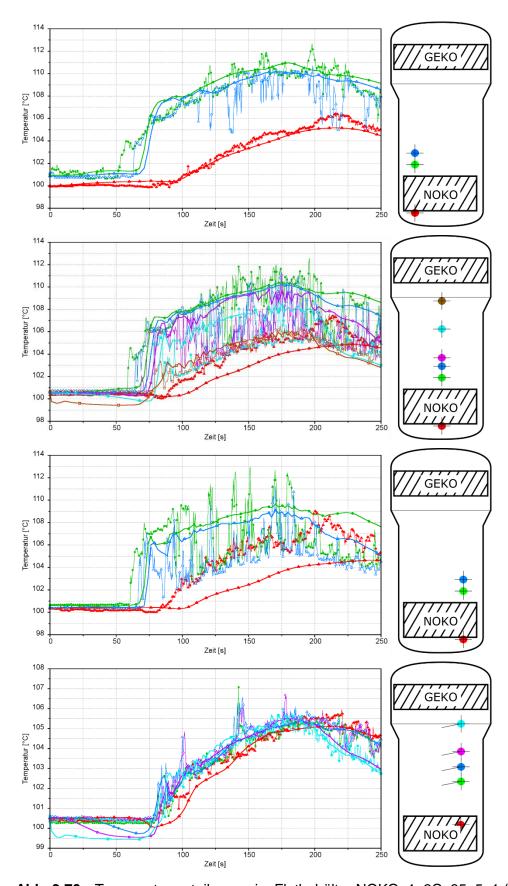
**Abb. 3.68** Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO\_1\_09\_80\_5\_1 (1D)

# Versuch NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1



**Abb. 3.69** Leistung NOKO, Ein- und Austrittstemperatur NOKO, Eintrittsdruck NOKO und Füllstände GAP und Standleitung des Versuchs NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1 (3D)

Im Versuch NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1 beträgt der Anfangsdruck im Primärkreis ca. 85 bar. Während der Transiente verringert er sich auf ca. 55 bar (siehe Abb. 3.69 unten links). In der Simulation wird der Druck entsprechend über das p-h-Boundary DC-TDV dem Primärsystem aufgeprägt. Das gleiche gilt für den Sekundärdruck (FPV-TDV). Analog zu den vorangegangen beschriebenen Versuchen wird zu Beginn das Ventil AA102 geöffnet. Der zunächst mit Wasser gefüllte Notkondensator beginnt sich zu leeren. Das kalte Wasser strömt in die Standleitung und erhöht kurzfritig deren Füllstand, bevor er sich mit dem Füllstand im GAP ausgleicht (siehe Abb. 3.69 unten rechts). Die Fläche des Notkondensators wurde auch hier durch Multiplikation der FPARH-Werte der Notkondensatorrohre mit 1,3 soweit vergrößert, dass die Austrittstemperatur aus dem NOKO der Temperatur im Experiment entspricht. Der Versuch ist bei t = 175 s mit Schließen des Ventils AA102 beendet. In Abb. 3.69 sieht man, dass die übertragene Leistung, die Vor- und Rücklauftemperturen des Notkondensators sowie die Füllstände gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen. Das gleiche gilt auch für die Temperaturverteilungen innerhalb des Flutbehälters (Abb. 3.70).



**Abb. 3.70** Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1 (3D)

## Versuch PCFS\_1\_1\_02

Im Gegensatz zu den oben beschriebenen NOKO-Versuchen wurden für diesen Versuch sämtliche Objekte der Primärseite entfernt, da diese für die Simulation des Flutversuchs unerheblich sind. Zweck der Nachrechnung war es, das Umsetzen des Gemischspiegels in allen Pipe-Objekten des Flutbehälters bei fallendem Füllstand zu überprüfen. Als Randbedingungen wurden daher nur der Druck über das p-h-Boundary-Objekt FPV-TDV aufgeprägt sowie der experimentell bestimmte Massenstrom über die Flutleitung über ein Fill-Objekt (FPV-SJP) dem System entnommen. In der nachfolgenden Abb. 3.71 ist oben rechts der Massenstrom durch die Flutleitung dargestellt. Als Folge der Entleerung des Flutbehälters sinkt dessen Füllstand (Abb. 3.71 oben links). Der in der Abbildung dargestellte Füllstand (Gemischspiegel ZMCL und kollabierter Füllstand ZML) in der 1D-Modellierung ist der Füllstand in den Objekten FPV-UH und FPV-UP. In der 3D-Modellierung wurde sowohl ZMCL und ZCL jeweils über alle 18 Kanäle des Modells gemittelt. Die Ergebnisse der ATHLET-Rechnungen auf dem 1D- sowie dem 3D-Gitter zeigen eine gute Übereinstimmung des Füllstandes (Abb. 3.71 oben links). In Abb. 3.71 unten links ist die Nummer des Kontrollvolumens dargestellt, in dem sich zu einer bestimmten Zeit t der Gemischspiegel befindet (hier exemplarisch für die Objekte FPVPIPE33 und FPVPIPE23).

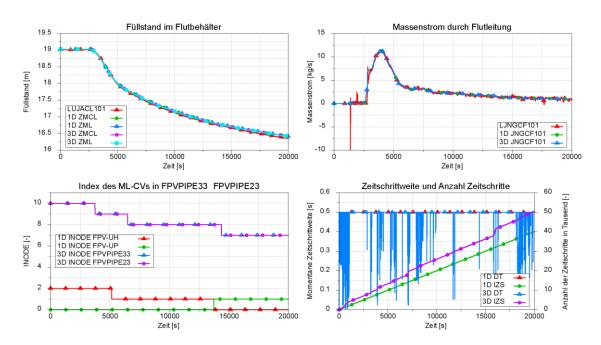


Abb. 3.71 Vergleich Experiment – ATHLET Rechnung PCFS\_1\_1\_02

# 3.4.5 Validierung anhand der Experimente zu den Flutleitungen (THD, GRS)

Einzeleffektversuche zum passiven Kernflutsystem wurden 2010 an der INKA-Anlage durchgeführt. Nur die für das Kernfluten relevanten Komponenten wurden dabei einbezogen. Dies schließt den Reaktordruckbehälter (RPV) mit Hauptbehälter (GAP) und Standrohr, den Notkondensator (NOKO) mit Zu- und Kondensatleitung, den Kernflutbeckenbehälter (FPV) und die Flutleitung ein. Eine schematische Darstellung aller involvierten Komponenten inklusive der relevanten Armaturen ist im Abb. 3.1 wiedergegeben. Eine detailliertere Ansicht der Flutleitung mit Angabe der bei den Versuchen eingesetzten Messstellen kann im Abb. 3.72 gefunden werden.

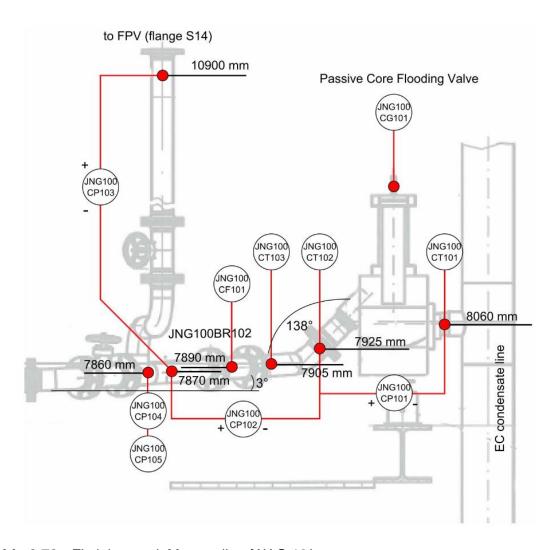


Abb. 3.72 Flutleitung mit Messstellen /WAG 18/

Die Flutleitung verbindet den unteren Teil vom FPV mit der NOKO-Kondensatleitung. Vom FPV zum RPV ausgehend besteht sie aus einem absteigenden senkrechten Teil über den Höhenunterschied  $\Delta z \approx 3$  m (Fallrohr) und einem waagerechten Teil, in dem

sich das Flutventil unmittelbar stromauf der Mündung in die NOKO-Kondensatleitung befindet. Um unterschiedliche Geometrien untersuchen zu können, wurden zwei Ausführungen des Fallrohrs realisiert, die durch die Stellung der dafür vorgesehenen Armaturen (JNG100-AA102 und JNG100-AA103, im Abb. 3.1) auf- oder abgesperrt werden können. In der Referenz-Konfiguration besitzen horizontaler und senkrechter Teil der Leitung den gleichen Durchmesser (D = 100 mm). In der zweiten Konfiguration ist der Durchmesser des Fallrohrs, der dann auch als Sumpfrohr bezeichnet wird, deutlich größer (D = 700 mm).

Die NOKO-Zuleitung zweigt im oberen Bereich des Standrohrs ab. Die Kondensatleitung bildet ein Siphon im unteren Bereich und bindet schließlich im unteren Bereich des Standrohrs ein. Die Flutleitung mündet in den vom RPV entfernteren Schenkel des Siphons der Kondensatleitung. Die Richtung vom FPV zum RPV wird im Folgenden als stromabwärts bezeichnet, in Anlehnung an die Richtung der Strömung während der Kernflutung. Die Richtung vom RPV zum FPV wird als Stromaufrichtung bezeichnet. Höhenangaben sind im Abb. 3.72 enthalten.

In diesem Abschnitt wird das ATHLET-Modell für das Flutventil und die Flutleitung durch Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen aus den Einzeleffektversuchen validiert. Der Ablauf der Versuche wird in Abschnitt 3.4.5.1 dargestellt Das ATHLET-Modell für die Nachrechnung in wird im Abschnitt 3.4.5.2 vorgestellt. Das Verständnis der phänomenologischen Entwicklung der Strömung in der Flutleitung war eine Voraussetzung für die Validierung der Simulationsergebnisse. Die Daten aus den Einzeleffektversuchen zur Flutleitung waren vor dem EASY Projekt noch nicht in der Tiefe analysiert worden, so dass am Anfang des Projekts eine Reihe von Fragestellungen hinsichtlich der Richtung und der Komposition der Strömung in den verschiedenen Phasen des Betriebs des Kernflutsystems offenblieben. Die Klärung dieser Fragen durch die Analyse der experimentellen Daten stellt einen originellen und relevanten Beitrag des EASY Projekts dar. Die Ergebnisse werden im Abschnitt 3.4.5.3 dargestellt. Darauf aufbauend werden anschließend die Simulationsergebnisse im Abschnitt 3.4.5.4 validiert. Dabei wird überprüft in wie weit die Simulation die vorher hervorgehoben wesentlichen Ereignisse und treibenden Mechanismen der Strömungsentwicklung qualitativ und quantitativ reproduzieren kann. Sowohl im Abschnitt 3.4.5.3 als auch im Abschnitt 3.4.5.4 wird ein ausgewählter Satz von Versuchen mit dem Ziel analysiert, unterschiedliche Aspekten und Mechanismen der Strömungsentwicklung im Flutleitung hervorzuheben, die sich als Folgen von Unterschieden in den Randbedingungen und in der Geometrie der Leitung (Sumpfrohr) ergeben können.

#### 3.4.5.1 Ablauf der Versuche

Alle Einzeleffektversuche wurden nach dem folgenden Ablauf durchgeführt:

- Stationäre Anfangsbedingungen wurden im RPV und FPV eingestellt. Dabei wurde der NOKO durch Absperrung der Armatur JNB100-AA102 (Abb. 3.1) geflutet, um die Wärmeübertragung zwischen RPV und FPV während der Konditionierungsphase zu unterbinden.
  - Im RPV wurden Sättigungsbedingungen bei einem Druck p<sub>RPV</sub> ≈ 7 bar eingestellt, der niedriger ist als der Wert für den normalen Betrieb des Reaktors, aber höher als der Druck, bei dem das Flutventil öffnet. Der Füllstand war in allen Versuchen sehr tief (z<sub>RPV</sub> < 8 m), und lag somit unterhalb der Mündung der NOKO-Kondensatleitung in das Standrohr. Der Füllstand im FPV entsprach den Design-Vorgaben. Die Temperatur des Wasserinventars und der Druck wurden in den verschiedenen Versuchen unterschiedlich eingestellt. Drücke höher als der Sättigungsdruck wurden im FPV mittels Druckluft erzeugt. Die Temperaturen in der Flutleitung und in der NOKO-Kondensatleitung wurden nicht eingestellt. Aufgrund von Wärmeverlusten durch die Wände der Leitung lagen sie im unterkühlten Bereich unterhalb der Temperaturen des Wasserinventars der angeschlossenen Behälter.
- 2. Der NOKO wurde durch Öffnung der Armatur JNB100-AA102 (Abb. 3.1) aktiviert. Damit wurden die Absenkung des Drucks im RPV eingeleitet, die im weiteren Verlauf zusätzlich durch Öffnung eines Entlastungsventils im Gas-Bereich oder durch Zufuhr von hoch-Enthalpie Dampf in den Wasser-Bereich gesteuert wurde. In Abweichung von der eben beschriebenen Prozedur wurde bei einigen Versuchen der Armatur JNB100-AA102 nicht geöffnet. Der NOKO blieb somit während des gesamten Versuchs geflutet und also inaktiv. Die Druckabsenkung im RPV wurde ausschließlich durch Öffnung des Entlastungsventils eingeleitet und gesteuert.
- 3. Die Öffnung des Flutventils und die Entwicklung der Strömung bis zur Einstellung der Flutung in Richtung RPV erfolgte der Funktionsweise passiver Sicherheitssysteme entsprechend ungesteuert. Die Druckdifferenz Δpv,öffnung über dem Ventil bei der Öffnung wurde durch Änderung der öffnenden Kräfte angepasst. Bei den meisten Versuchen wurde die Konfiguration mit eingebauter Feder und zusätzlichen Gewichten nach Gleichung (3.7) berücksichtigt.

In Tab. 3.26 sind die wesentlichen Daten zu den diskutierten Versuchen hinsichtlich Betrieb des Notkondensators, Druckdifferenz bei Ventilöffnung und Druck im FPV zusammengefasst. Eine vollständige Liste der durchgeführten Versuche kann in Abschnitt 3.1

gefunden werden. Die Versuche mit der Bezeichnung PCFS\_1 erfolgten ohne Inbetriebnahme des NOKOs. Bei den Versuchen unter der Benennung PCFS\_2 war die Armatur JNB100AA102 geöffnet und somit der NOKO aktiv. Der Druck  $p_{FPV}$  im Gasbereich vom FPV entsprach entweder dem Umgebungsdruck ( $p_{FPV} = p_{atm} \approx 1$  bar) oder wurde auf  $p_{FPV} \approx 3$  bar erhöht

**Tab. 3.26** Übersicht der Einzeleffektversuche zum Kernflutsystem

Versuch	NOKO	$\Delta$ <b>p</b> v, <b>ö</b> ffnung [bar]	PFPV [bar]	Feder	M <sub>Gew</sub> [kg]	Sumpfrohr
PCFS_01_1_02	Nein	0,2	1	Nein	11,15	Nein
PCFS_01_2_02	Nein	0,3	3	Nein	40,35	Nein
PCFS_01_6_02	Nein	1,5	3	Ja	29,00	Nein
PCFS_02_2_02	Ja	0,3	3	Nein	48,15	Nein
PCFS_02_3_01	Ja	1,8	1	Ja	19,15	Nein
PCFS_02_4_01	Ja	1,7	3	Ja	48,15	Nein
PCFS_02_5_01	Ja	1,7	3	Ja	48,15	Ja

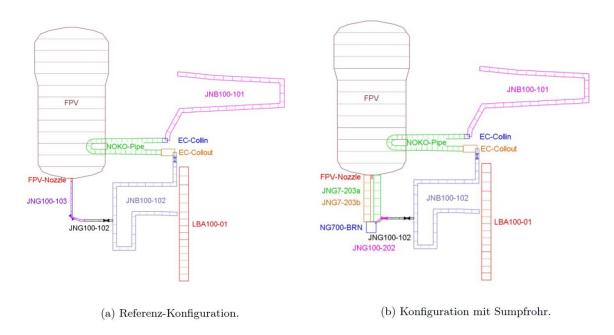
Die Instrumentierung des Kernflutsystems und die Bezeichnung der entsprechenden Messkanäle ist in Abb. 3.72 angegeben. Die folgenden Größen wurden u. a. gemessen und werden bei der folgenden Diskussion einbezogen:

- Temperaturen an verschiedenen Stellen in der NOKO-Leitung (JNBCT103, JNBCT104 und JNBCT105), in der Flutleitung (JNGCT101 und JNGCT102) und im FPV (UJACT104).
- Absolute Drücke im Gasraum vom FPV (UJACP101abs) und vom Standrohr (LBACP102abs) und an einer Stelle im waagrechten Abschnitt der Flutleitung, stromauf des Flutventils (JNGCP104).
- 3. Druckunterschiede über dem Flutventil (JNGCP101) und dem Fallrohr (JNGCP103). Beide Druckdifferenzen wurden dabei durch Δp = p<sub>Stromauf</sub> - p<sub>Stromab</sub> definiert, wobei p<sub>Stromauf</sub> , bzw. p<sub>Stromab</sub>, der gemessenen Druck am FPV-seitigen, bzw. am RPV-seitigen, Aufnehmer kennzeichnet. Im Fall der Flutung führen Druckverluste in der Leitung zu positiven Werten für Δp.
- 4. Massenströme in der Flutleitung (MJNGCF101), in der NOKO-Zuleitung (JNB100CF102/p<sub>Sat</sub>) und in der unteren Verbindung zwischen Standrohr und GAP (MNDDCF101). Der Ultraschall-Durchflussmesser in der Flutleitung kann Massenströme einphasiges Wassers in beide Richtungen aufnehmen, aber die Messung fällt aus, wenn Dampf in die Messstrecke eindringt. Negative Werte des Massenstroms

werden für die Strömungsrichtung vom RPV zum FPV angegeben, positive Werte für die Richtung vom FPV zum RPV (Flutung).

## 3.4.5.2 ATHLET-Modell zur Validierung der Einzeleffektversuche

Zur Simulation der Einzeleffektversuche und zur Validierung des analytischen Modells der Dynamik des Ventils wurde das passiven Kernflutsystems mit allen relevanten Behältern, Leitungen und Messstellen in ATHLET dargestellt. Die Geometrie entspricht der INKA-Anlage.



**Abb. 3.73** Komponenten und Nodalisierung des ATHLET-Modells für die Einzeleffektversuche

Die Nodalisierung des ATHLET-Modells für die Referenz-Konfiguration ohne Sumpfrohr ist in der Abb. 3.73a wiedergegeben. Der Datensatz schließt den Kernflutbeckenbehälter (FPV mit dem Stutzen FPV-Nozzle), die Abschnitte der Flutleitung (JNG100-102 und JNG100-103), den NOKO mit Zuleitung (JNB100-101) und Kondensatleitung (JNB100-102), und das Standrohr (LBA100-01) ein. Der NOKO besteht aus der Eintrittskammer (EC-Collin), dem Wärmetauscher (NOKO-Pipe) und der Austrittskammer (EC-Collout). Der Wärmetauscher ist vereinfacht durch Vervielfältigung eines einzigen Rohrs (NOKO-Pipe) aus der mittleren Reihe der eigentlichen Geometrie dargestellt. Die Nodalisierung der Konfiguration mit Sumpfrohr ist in Abb. 3.73b wiedergegeben. Die meisten

Kompoenten sind mit denen für die Standard-Konfiguration identisch. Das Sumpfrohr wird durch zwei parallele Kanäle dargestellt (JNG700-BRN, JNG7-203a und JNG7-203b).

Als Grundlage für die numerische Behandlung wurde in ATHLET das 5-Gleichungsmodell verwendet, bei dem eine gemittelte Impulserhaltungsgleichung für die flüssige und die gasförmige Phase verwendet wird. Die Kondensation auf der primären Seite des NOKOs und die Wärmeübertragung durch die Wände werden unter Vorgabe der Temperatur auf der sekundären Seite (Wasserinventar vom FPV) simuliert. Die Übertragung von Wärme an das Wasserinventar wird bei der Aufstellung der Energiebilanzen für den FPV nicht berücksichtigt. Temperaturen und Drücke in den Gas-Bereichen vom RPV und FPV werden über zeitlich abhängige Kontrollvolumina (Time Dependent Volume, TDV) den experimentellen Daten entsprechend aufgeprägt. Die Randbedingung für die Temperatur auf der Sekundärseite des NOKO wird zeitlich konstant gleich der vorgegebenen Anfangsbedingung für das Wasserinventar vom FPV vorgeschrieben.

Die Strömungsverluste aufgrund von Formstücken und Rohrbögen innerhalb der Flutleitung wurden mit dem Ziel angepasst, die Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment hinsichtlich der gemessenen Druckdifferenzen (JNGCP101, JNGCP102 und JNGCP103), sowie dem absoluten Druck (JNGCP104) zu optimieren. Angesetzte Werte für die Druckverlustkoeffizienten liegen für alle Komponenten, mit der Ausnahme eines erhöhten Koeffizienten in der waagrechten Verbindung zum Sumpfrohr (JNG100-202), im Rahmen der in der Literatur für entsprechende Komponenten üblichen Vorgaben /BIE 07/. Auf eine detaillierte Untersuchung der Gründe für die oben genannte Anomalie wurde verzichtet, da die Konfiguration mit Sumpfrohr bei den Integralversuche nicht eingesetzt wurde, und deswegen von geringerer Relevanz ist.

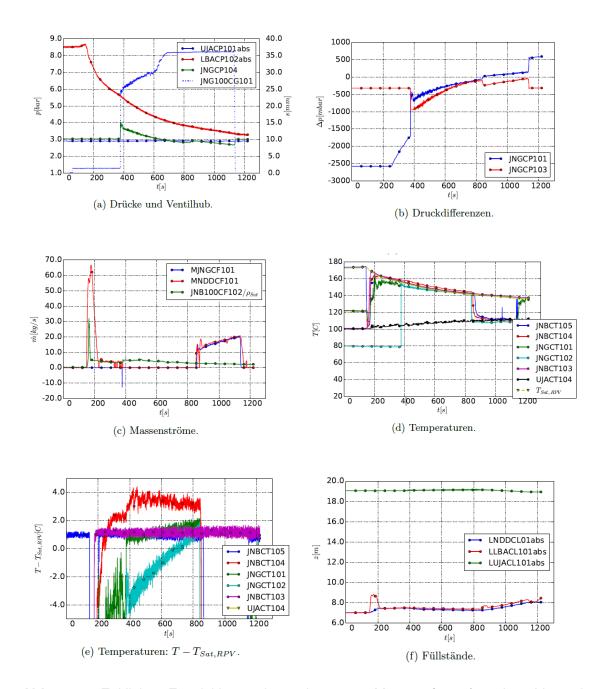
## 3.4.5.3 Phänomenologische Beschreibung der Einzeleffektversuche

In diesem Abschnitt werden experimentelle Daten aus den Einzeleffektversuchen /WAG 18/ analysiert. Die wesentlichen Phänomene und die treibenden Mechanismen, welche die Entwicklung der Strömung bestimmen, werden hervorgehoben. Als erstes wird der Versuch PCFS\_2\_4\_01 untersucht, der sehr wahrscheinliche Betriebsbedingungen für das Flutsystem bei einem Auslegungsstörfalls reproduziert. Andere Fälle mit geänderten Randbedingungen werden dann mit Bezug auf diese Referenz analysiert.

### PCFS 2 4 01

Der Druck im Gasraum vom FPV wurde bei diesem Versuch auf  $p_{FPV} \approx 3$  bar gesetzt. Die Feder zur Unterstützung der Öffnung des Ventils war installiert und zusätzliche Gewichte wurden an die Spindel angebracht, um den Unterschied zwischen  $p_{FPV}$  und  $p_{atm}$  auszugleichen (Gleichung (3.7)). Der NOKO wurde am Anfang des Versuchs aktiviert. Das Fallrohr mit dem kleineren Durchmesser wurde eingesetzt. Basierend auf dem zeitlichen Verlauf der aufgezeichneten Messgrößen im Abb. 3.74 können die folgenden wesentlichen Ereignisse im Ablauf des Versuchs hervorgehoben werden und die folgenden Schlussfolgerungen über die treibenden Mechanismen gezogen werden:

- 1. Vor dem Start des Versuchs (t < 150 s) ist der Zustand im System mit guter Annäherung stationär. Die Temperatur und der Druck im FPV (UJACT104 im Abb. 3.74d und UJACP101abs im Abb. 3.74a) und der Druck im RPV (LBACP102abs im Abb. 3.74a) entsprechen den vorgegebenen Randbedingungen. Die Temperaturen in den Leitungen sind niedriger. Die Druckdifferenz über dem Ventil (JNGCP101 im Abb. 3.74a) liegt außerhalb des Messbereiches, sodass der angegebene Wert Δp ≈ 2500 mbar nur die untere Grenze des Messbereiches darstellt. Die gemessene Druckdifferenz über dem Steigrohr Δp ≈ 300 mbar entspricht dem hydrostatischen Druck, der sich aus dem Höhenunterschied (Δz ≈ 3 m) zwischen den beiden Druckaufnehmern ergibt.</p>
- Der Versuch wird bei t = 150 s durch Öffnung der Armatur unterhalb des NOKO und Einleitung der kontrollierten Druckabsenkung im RPV (LBACP102abs im Bild 15a) gestartet.
- 3. Das im NOKO enthaltene unterkühlte Wasser strömt in die Kondensatleitung und dann weiter in das Standrohr und zum RPV. Die Temperaturen in der Kondensatleitung (JNBCT103, JNBCT104 und JNBCT105), so wie die Temperatur in der Flutleitung auf der RPV-Seite des Ventils (JNGCT101), sinken entsprechend (Abb. 3.74d für t ≈ 150 s). Der Massenstrom in der Verbindung zwischen Standrohr und RPV (MNDDCF101) zeigt ein lokales Maximum. Weiterhin erzeugt das Abfließen von Masse aus dem NOKO eine Saugwirkung, die eine Erhöhung des Massenstrom durch die NOKO-Zuleitung verursacht (MJNB100CF102/ρ<sub>Sat</sub> im Abb. 3.74c).



**Abb. 3.74** Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS\_2\_4\_01

4. Nach der Freilegung des Wärmetauschers setzt im NOKO der Kondensationsvorgang ein. Wärme wird dem Wasserinventar im FPV abgegeben, dessen Temperatur allmählich steigt (UJACT104 im Abb. 3.74d für t ≥ 150 s). Das Kondensat fließt in die Kondensatleitung und führt zu einem erneuten Anstieg der Temperaturen bis zur Sättigungstemperatur (Abb. 3.74d für 150 s ≤ t ≤ 375 s). Der Anstieg erfolgt je später desto entfernter die jeweilige Messstelle vom NOKO liegt.

- 5. Aufgrund der Druckabsenkung im RPV sinkt die Druckdifferenz  $\Delta p_V = p_{HD} p_{ND}$  über dem Ventil (JNGCP101 im Abb. 3.74a für 250 s  $\leq$  t  $\leq$  375 s), wobei der Messwert für t  $\leq$  250s außerhalb des Messbereiches liegt. Bei t = 375 s unterschreitet  $\Delta p_V$  die untere Grenze  $\Delta p_{V, Offnung}$ , bei der Gleichgewicht des Ventilkolbens in geschlossener Position möglich ist. Das Ventil öffnet. Der Hub steigt zuerst sprunghaft bis s = 25 mm und dann langsamer bis zum unteren Anschlag bei s  $\approx$  35 mm (JNG100CG101 im Abb. 3.74a).
- 6. Zum Zeitpunkt der Öffnung ist der Druck auf der RPV-Seite des Ventils höher als auf der FPV-Seite. Mehrere Beobachtungen, die in den folgenden Punkten 7 bis 14 detailliert werden, deuten darauf hin, dass für 375 s < t < 840 s eine zweiphasige Strömung mit relevantem Dampfanteil vom RPV zum FPV fließt (Rückströmung). Dabei wird die obere Verbindung vom RPV zur Flutleitung über den NOKO durchgeströmt. Die untere Verbindung durch den Siphon in der Kondensatleitung bleibt verschlossen.</p>

Die Strömungsentwicklung während dieser Phase ist durch den tiefen Füllstand im RPV maßgeblich beeinflusst (LNDDCL01abs und LLBACL01abs im Abb. 3.74f). Demzufolge liegen die Mündung der Flutleitung in die NOKO-Kondensatleitung und die Mündung der Kondensatleitung in das Standrohr oberhalb der jeweiligen Füllstände. Dadurch kann Dampf aus dem Standrohr in die NOKO-Kondensatleitung fließen, und unvollständig kondensiertes Gemisch aus dem NOKO kann in die Flutleitung fließen. Bei höheren Füllständen im RPV, im Standrohr und in der Kondensatleitung wäre dies nicht möglich. Nur gesättigtes einphasiges Wasser könnte von der Kondensatleitung in die Flutleitung und vom Standrohr in die Kondensatleitung fließen.

- 7. Der Massenstrom in der Flutleitung zeigt einen negativen Peak bei der Öffnung des Ventils und bleibt dann für 150 s ≤ t ≤ 850 s konstant gleich Null (MJNGCF101 im Abb. 3.74c). Der Peak entspricht der Phase, in der das unterkühlte Wasser, das in der Leitung vorlag, in Richtung FPV verdrängt wird. Der darauf folgende Ausfall der Messung zeigt, dass während dieser Phase die Flutleitung von einem zweiphasigen Gemisch durchströmt wird.
- 8. Der Massenstrom in der NOKO-Zuleitung steigt leicht nach der Öffnung des Ventils (JNB100CF102/p<sub>Sat</sub> im Abb. 3.74c für t ≥ 375 s). Gleichzeitig ist eine Zunahme der Kondensationsrate im NOKO nicht anzunehmen, da die Temperatur des zufließenden Dampfes stetig abnimmt (T<sub>Sat,RPV</sub> im Abb. 3.74d) und die Temperatur auf der Sekundärseite zunimmt. Die Zunahme des Massenstroms kann demzufolge nur dadurch erklärt werden, dass der ankommende Massenstrom nicht vollständig

- kondensiert und als zweiphasiges Gemisch in die Kondensatleitung und dann in die Flutleitung abfließt.
- 9. Die Temperaturen in der Flutleitung steigen unmittelbar nach der Öffnung des Ventils sowohl auf der FPV-Seite (JNGCT102 im Abb. 3.74d) als auch auf der RPV-Seite (JNGCT101) und nähern sich der Sättigungstemperatur an, die dem Druck im Standrohr entspricht (T<sub>Sat,RPV</sub>). Für 375 s ≤ t ≤ 850 s folgen sie dem Verlauf der Sättigungstemperatur, die aufgrund der Druckentlastung im RPV sinkt. Da die Temperatur des Wasserinventars im FPV niedriger als die gemessene Temperaturen ist, muss Masse aus dem RPV durch die Flutleitung zum FPV fließen. Die Übereinstimmung mit der Sättigung Temperatur T<sub>Sat;RPV</sub> ist für die Temperaturen am Austritt des NOKOs (JNBCT103), auf der RPV-Seite der Flutleitung (JNGCT101) und bei der Mündung der Kondensatleitung in das Standrohr (JNBCT105) sehr genau (Abb. 3.74d und Abb. 3.74e). Die Gründe für die Abweichungen der Temperaturen auf der FPV-Seite der Flutleitung (JNGCT102) und im Siphon der Kondensatleitung (JNBCT104) werden in den folgenden Punkten 10 und 11 angegeben.
- 10. Die Temperatur auf der FPV-Seite des Ventils (JNGCT102 in Abb. 3.74d und Abb. 3.74e) ist während der Rückströmung bis zu Δt = 4 °C tiefer als auf der RPV-Seite (JNGCT101). Dies ist im Einklang, mit der Tatsache, dass während der Rückströmung das zweiphasige Gemisch im Ventil eine adiabate Expansion durchläuft. Dementsprechend nimmt die Temperaturabsenkung über die Zeit ab, da der Massenstrom und die Druckverluste über dem Ventil, und damit die Absenkung des Drucks bei der Expansion, abnehmen.
- 11. Die Temperatur im Siphon der NOKO-Kondensatleitung (JNBCT104 in Abb. 3.74d und Abb. 3.74e) liegt während der Rückströmung höher als die Sättigungstemperatur im Standrohr. Dies kann nur dadurch erklärt werden, dass der Siphon in dieser Phase mit Kondensat gefüllt ist. Wegen der hydrostatischen Säule in den Schenkeln des Siphons kann der Druck an der tiefsten Stelle, wo sich die Temperaturmessung befindet, höher als im drüber liegenden Dampfbereich sein. Eine Stratifizierung des flüssigen Kondensats kann dann dazu führen, dass die Temperatur der tieferen Schichten höher ist als die Sättigungstemperatur des Dampfes oberhalb des freien Pegels.
- 12. Die Intensität der Rückströmung nimmt für 375 s < t < 840 s stetig ab, da der Druckunterschied zwischen RPV und FPV aufgrund der Druckentlastung im RPV sinkt.
  Dementsprechend nehmen die Druckverluste ab, die auf die Rückströmung zurückzuführen sind. Dies ist für die Druckdifferenzen über dem geöffneten Ventil und über
  dem Fallrohr der Fall (JNGCP101 und JNGCP103 im Abb. 3.74a). Der konstante

- Verlauf der Kurve für JNGCP101 für 375 s  $\leq$  t  $\leq$  400 s ist dadurch zu erklären ist, dass die untere Grenze des eingestellten Messbereiches unterschritten wurde.
- 13. Bei t ≈ 840 s ist der Druckunterschied zwischen RPV und FPV soweit abgesunken, dass die Rückströmung nicht mehr gegen den hydrostatischen Druck aufrechterhalten werden kann. Die Strömung dreht um und einphasiges Wasser fließt vom FPV in Richtung Standrohr ab (positive Werte von MJNGCF101 für t > 840 s in Abb. 3.74c) und dann weiter vom Standrohr zum RPV (MNDDCF101). Im weiteren Verlauf nimmt der Massenstrom der Flutung aufgrund der weiteren Druckabsenkung im RPV monoton bis zur Beendigung des Versuchs bei t ≈ 1150s zu.
- 14. In der Phase mit Rückströmung verringert sich aufgrund des Dampfanteils die Dichte in der Flutleitung und sinkt dadurch das Gewicht der Fluidsäule im Fallrohr. Dies betrifft nur das Fallrohr (∆z ≈ 3 m), nicht die darüber liegende Wassersäule zwischen FPV-Boden und freiem Pegel, da die Dichte im FPV aufgrund des großen Durchmessers des Behälters durch die zweiphasige Rückströmung nicht beeinflusst wird. Beim Einsetzten der Flutung fließt Wasser aus dem FPV in das Fallrohr und verdrängt das sich dort befindliche zweiphasige Gemisch. Das Gewicht der Fluidsäule nimmt entsprechend erneut zu und führt zu einem Sprung in der Druckdifferenz über dem Fallrohr (JNGCP103 im Abb. 3.74b für t ≈ 840s).
- 15. Der sprunghafte Anstieg des Massenstroms beim Einsetzen der Flutung (MJNGCF101 bei t ≈ 840 s im Abb. 3.74c) ist eine Folge des eben angesprochenen Anstiegs des Gewichts der Fluidsäule in Fallrohr, welche die treibende Kraft für die Flutung darstellt.
- 16. Durch die Flutung erreicht Wasser aus dem FPV alle Temperaturmessstellen in der Flutleitung und im unteren Teil der NOKO-Kondensatleitung. Die entsprechenden Messwerte (JNGCT102, JNGCT101, JNBCT104 und JNBCT105 im Abb. 3.74d) sinken auf Niveau der Temperatur des Wasserinventars vom FPV (UJACT104), zeitlich leicht versetzt, je später desto entfernter die Messstelle vom FPV liegt.

Die Amplitude des im Punkt 14 hervorgehobenen Sprungs der Druckdifferenz über dem Fallrohr (JPGCP103) beim Einsetzen der Flutung liefert ein Maß für die Verringerung des hydrostatischen Drucks in der Flutleitung während der Rückströmung. Der Wert  $p_{CP103,Rück}$ , der kurz vor der Umdrehung gemessen wird, ergibt sich aus der Summe der Druckverluste  $\Delta p_{v,Rück}$  der Rückströmung und des Gewichts der Fluidsäule, die von der Dichte  $p_{G}$  des sich im Fallrohr befindlichen Gemisches abhängt. Analoges gilt für den Wert  $\Delta p_{CP103,Flut}$ , der kurz nach der Umdrehung der Strömung gemessen wird, wobei in

diesem Fall die Druckverluste  $\Delta p_{v,Flut}$  der Flutung und die Dichte  $\rho_W$  des Wassers aus dem FPV berücksichtigt werden müssen:

$$\Delta p_{CP103,R\"uck} = -\Delta p_{\nu,R\"uck} - \rho_G g \Delta z$$

$$\Delta p_{CP103,Flut} = +\Delta p_{\nu,Flut} - \rho_W g \Delta z$$
(3.24)

Für die beiden Druckdifferenzen  $p_{CP103,R\"uck}$  und  $p_{CP103,Flut}$  wird die gleiche Vorzeichenvereinbarung wie für die experimentellen Daten im Abb. 3.74b verwendet, während die beiden Druckverluste positiv angesetzt werden ( $\Delta p_{v,R\"uck} > 0$  und  $\Delta p_{v,Flut} > 0$ ). Das unterschiedliche Vorzeichen in Gleichung (3.24) berücksichtigt die entgegengesetzte Strömungsrichtung. Mit  $\Delta z$  wird der Höhenunterschied zwischen den beiden Druckaufnehmern gekennzeichnet.

Die Verringerung  $\delta\Delta p_{Hydrostatisch}$  des Gewichts der Fluidsäule während der Rückströmung kann wie folgt abgeschätzt werden:

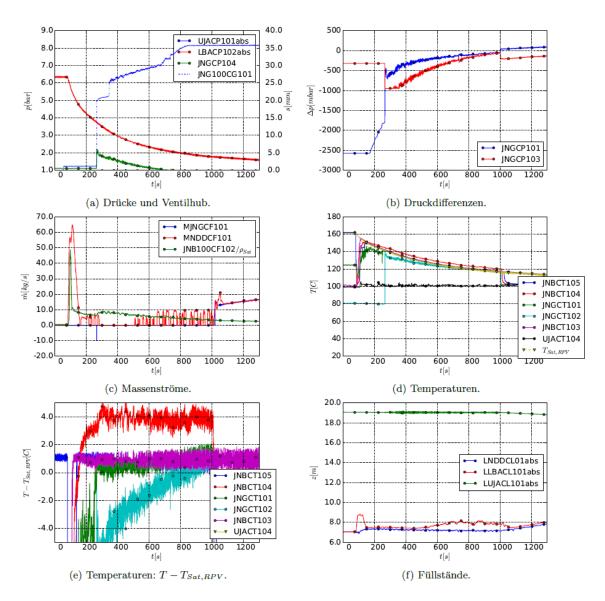
$$\delta \Delta p_{Hydrostatisch} = (\rho_W - \rho_G) g \Delta z = \Delta p_{CP103,R\"{u}ck} - \Delta p_{CP103,Flut} + \Delta p_{\nu,Flut} + \Delta p_{\nu,R\~{u}ck}$$

$$\approx \Delta p_{CP103,R\~{u}ck} - \Delta p_{CP103,Flut}$$
(3.25)

Der angegebene Wert entspricht dem Sprung im Verlauf von JPGCP103 im Abb. 3.74b. Druckverluste wurden in erster Näherung vernachlässigt, da kurz vor und kurz nach der Umdrehung der Strömung der Massenstrom und dadurch auch die Verluste gering sind. Da das Gewicht der Fluidsäule bei Flutung des Fallrohrs mit einphasigem Wasser  $\Delta p_{Hydrostatisch} = 300$  mbar beträgt ( $\Delta z \approx 3$  m), zeigen die dargestellten Ergebnisse, dass die Dichte des Fluids und der hydrostatische Druck während der Rückströmung um etwa die Hälfte reduziert werden. Da hydrostatische Effekte die treibende Kraft für die Flutung darstellen, führt dies zu einer leichten Verzögerung der Flutung. Eine weitere Abschätzung dieses Effekts wird im Folgenden durch Vergleich der hier vorgestellten Ergebnisse mit denen aus dem Versuch für die Konfiguration mit Sumpfrohr (Fall PCFS\_2\_5\_01) erreicht.

#### PCFS 2 3 01

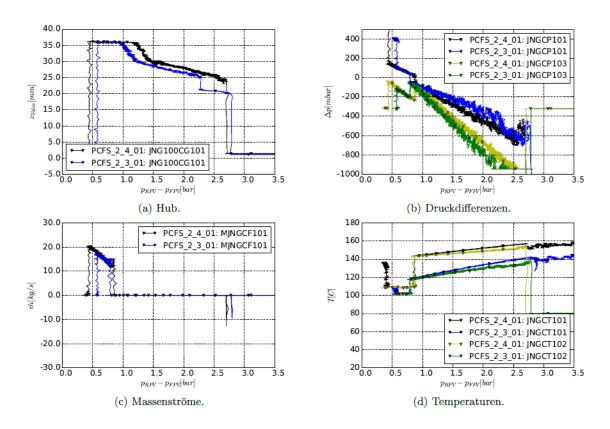
Die Randbedingungen für den Versuch PCFS\_2\_3\_01 stimmten mit denen für den Referenz-Versuch PCFS\_2\_4\_01 bis auf den Wert für den Druck im FPV überein, der niedriger bei  $p_{FPV}$  = 1bar angesetzt wurde (siehe Tab. 3.26). Die zeitliche Entwicklung der relevanten Größen im Abb. 3.72 reproduziert qualitativ die Abläufe, die oben für den Fall PCFS\_2\_4\_01 diskutiert wurden.



**Abb. 3.75** Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS\_2\_3\_01

Deutlicher als im Referenz-Fall zeichnet sich ein unregelmäßiger Verlauf für den Hub (JNG100CG101 im Abb. 3.75a). Nach der ersten Phase schneller Öffnung bei  $t \approx 250$  s stabilisiert sich der Kolben bei  $s \approx 21$  mm und der Hub steigt dann langsam während der folgenden 80 s an. Einem zweiten sprunghaften Anstieg bei  $t \approx 320$  s folgt schließlich eine weitere Phase mit langsamem Anstieg bis zum Anschlag. Die unvollständige Öffnung für 250 s  $\leq t \leq 320$  s spiegelt sich in den Verlauf der Druckverluste über dem Ventil wieder, die in dieser Phase leicht erhöht sind (JNGCP101 im Abb. 3.75a). Auf diesen Sachverhalten wird im Abschnitt 3.4.5.4 beim Vergleich der hier vorgestellten experimentellen Ergebnisse mit den Ergebnissen der ATHLET-Simulation weiter eingegangen.

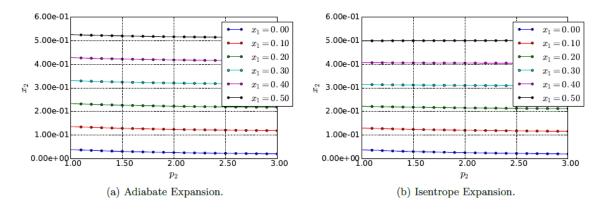
Um ein quantitativen Vergleich mit dem Referenz-Versuch PCFS\_2\_4\_01 zu ermöglichen, werden im Abb. 3.76 die wesentlichen Messgrößen als Funktionen der Druckdifferenz  $p_{RPV-FPV} = p_{RPV} - p_{FPV}$  zwischen RPV und FPV aufgetragen, welche die treibende Kraft für die Strömung im der Flutleitung darstellt. Dadurch wird die Abhängigkeit der Darstellung vom spezifischen zeitlichen Ablauf der Druckabsenkung im RPV ausgeschaltet. Da die Druckdifferenz über die Zeit abnimmt, müssen die Kurven im Abb. 3.76 von rechts nach links durchgelaufen werden, um die zeitliche Entwicklung nachzuvollziehen. In beiden Versuchen öffnet das Ventil bei  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,7$  bar. Der Bereich 2,7 bar  $\leq \Delta p_{RPV-FPV} \leq 0,8$  bar entspricht der Phase mit Rückströmung. Bei  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 0,8$  bar setzt die Flutung ein, die sich dann bei der weiteren Absenkung von  $\Delta p_{RPV-FPV}$  verstärkt fortsetzt.



**Abb. 3.76** Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS\_2\_4\_01 und PCFS\_2\_3\_01 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102<sub>abs</sub>) und FPV (UJACP101<sub>abs</sub>)

Die relative Gewichtung der Druckverluste im Ventil und im Fallrohr unterscheidet sich während der Phase mit Rückströmung zwischen den beiden Versuchen (JNGCP101 und JNGCP103 im Abb. 3.76b). Bei gegebenem Δp<sub>RPV-FPV</sub> sind Verluste im Fallrohr für den aktuellen Fall PCFS\_2\_3\_01 stärker als im Referenz-Fall. Verluste im Ventil sind

dagegen geringer. Dabei muss die Summe aller Druckverluste entlang der Strömungspfad vom RPV zum FPV gleich der Druckdifferenz  $\Delta p_{RPV-FPV}$  sein, sodass eine Erhöhung des Druckverlustes im Fallrohr notwendigerweise zu einer Verringerung des des Verlustes im Ventil führen muss. Der Grund für die Abweichung zwischen den beiden Versuchen kann auf der Grundlage vom Abb. 3.77 erklärt werden, das den Dampfanteil x2 eines Gemisches nach adiabater, bzw. isentroper Expansion, als Funktion des Enddrucks p<sub>2</sub> und des Dampfanteils x<sub>1</sub> vor der Expansion darstellt. Der Druckabsenkung  $\Delta p = p_1 - p_2 = 1$  bar bei der Expansion entspricht der Zustandsänderung, welche die Rückströmung bei ∆p<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 1,8 bar aufgrund der beiden Verluste im Ventil und im Fallrohr in der Flutleitung durchläuft, wobei die Expansion dort weder rein adiabat noch rein isentrop abläuft. Der Dampfanteil am Ende der Leitung nimmt in allen Fällen bei Abnahme des Enddrucks p2, oder im Fall der Rückströmung durch die Flutleitung bei Abnahmen von pFPV, zu. Unter der Annahme, dass der Dampfanteil am Eintritt in die Flutleitung in beiden Versuchen vergleichbar ist, führt dies zu einer Erhöhung des Dampfanteils am Ende der Expansion für den Fall PCFS\_2\_3\_01 im Vergleich zum Fall PCFS\_2\_4\_01. Dementsprechend sinkt im Fall PCFS\_2\_3\_01 die Dichte in den (für die Rückströmung) stromab liegenden Abschnitten der Flutleitung, d. h. im Fallrohr, verstärkt ab. Bei gleichbleibendem Massenstrom nehmen dadurch in diesen Abschnitten Geschwindigkeit und Druckverluste zu, was der Beobachtung aus Abb. 3.76b entspricht.



**Abb. 3.77** Massenbezogener Dampfanteil eines Gemisches nach adiabater und isentroper Expansion um  $\Delta p = 1$  bar in Abhängigkeit vom Druck  $p_2$  nach der Expansion und vom Dampfanteil  $x_1$  vor der Expansion

Die Erhöhung des Dampfanteils in der Flutleitung und insbesondere im Fallrohr während der Rückströmung führt im Fall PCFS\_2\_3\_01 zu einer verstärkten Verringerung des Gewichts der Fluidsäule. Demzufolge wird bei  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 0,8$  bar das Einsetzen der Flutung leicht verzögert im Vergleich zu Fall PCFS\_2\_4\_01, in dem die Strömung schon bei

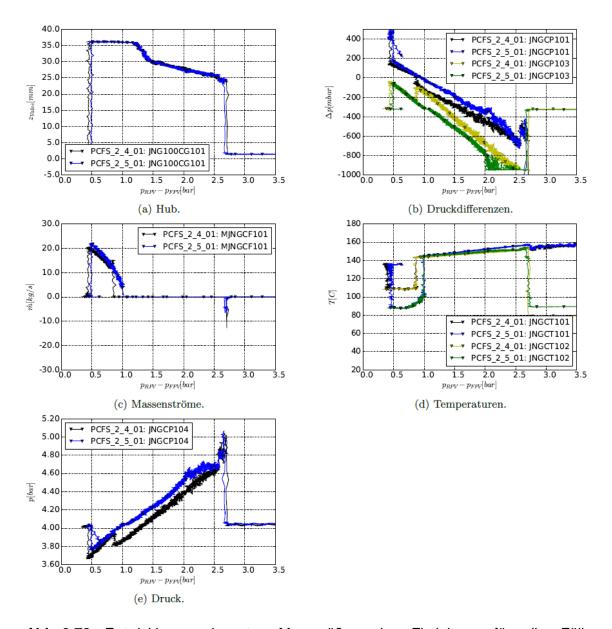
 $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 0.9$  bar umdreht. Dies kann anhand der Massenströme im Abb. 3.76c und anhand der Sprünge in der Druckdifferenz über dem Fallrohr (JNGCP103) im Abb. 3.76b festgestellt werden.

Unterschiede im Verlauf der Temperaturen im Abb. 3.76d sind eine Folge der Absenkung des Drucks im FPV für den aktuellen Fall, die eine entsprechende Absenkung der Drücke im gesamten System und demzufolge eine Absenkung der Sättigungstemperatur im RPV hervorruft. Die leichte Abweichung in der Druckdifferenz bei der Öffnung des Ventils ist vermutlich einer nicht perfekten Anpassung der Gewichte zur Berücksichtigung der Differenz zwischen p<sub>FPV</sub> und der Umgebungsdruck zuzuschreiben (Gleichung (3.7)).

#### PCFS\_2\_5\_01

Bei diesem Versuch waren die Randbedingungen mit denen für den Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 identisch. Abweichend vom Fall PCFS\_2\_4\_01 wurde das Fallrohr mit dem größeren Durchmesser D = 700 mm (Sumpfrohr) verwendet zum. Dafür wurde die Armatur JNG100-AA102 geschlossen, während die Armatur JNG100-AA103 geöffnet wurde (siehe Abb. 3.1). Der zeitliche Verlauf von Temperaturen und Drücken in der Flutleitung zeigt keinen qualitativen Unterschied im Vergleich zu den vorherigen Fällen und wird nicht wiedergegeben. Der Einfluss der veränderten Geometrie auf die Strömungsentwicklung kann in Abb. 3.78 in der Darstellung der Messgrößen als Funktionen der Druckdifferenz ΔPRPV-FPV analysiert werden.

Nach Gleichung (3.24), die bei der Diskussion vom Fall PCFS\_2\_4\_01 hergeleitet wurde, führt eine Erhöhung der Dichte ρ<sub>G</sub> im Fallrohr zu einer Steigerung des Gewichts der Fluidsäule und zu absolut betrachtet größeren Werten für die Druckdifferenz JPGCP103 über dem Fallrohr. Da die Messwerte für JPGCP103 im aktuellen Fall, während der Phase mit Rückströmung, tiefer als im Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 liegen, kann gefolgert werden, dass die Verringerung der Fluidsäule durch den größeren Durchmesser des Fallrohrs effektiv reduziert werden kann. Es ist dabei unwesentlich, dass die Druckdifferenz JPGCP103 immer über dem Fallrohr mit dem Referenz-Durchmesser gemessen wird, das im Fall PCFS\_2\_5\_01 gesperrt ist. Bei beiden Versuchen entsprechen der Messwert am oberen Aufnehmer dem Druck im unteren Teil vom FPV und der Messwert am unteren Aufnehmer dem Druck im tieferen waagerechten Teil der Flutleitung.



**Abb. 3.78** Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS\_2\_4\_01 und PCFS\_2\_5\_01 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102<sub>abs</sub>) und FPV (UJACP101<sub>abs</sub>)

Analoge Schlussfolgerungen lässt der Verlauf des absoluten Drucks im unteren waagrechten Teil der Flutleitung zu (JNGCP104 im Abb. 3.78b). Diese Größe ist außerdem zur Untersuchung der Strömungsentwicklung unmittelbar nach Öffnung des Ventils besser geeignet als die Druckdifferenz JPGCP103, da letztere in dieser Phase durch die Einschränkung des Messbereiches beeinträchtigt ist. Die Messstelle JNGCP104 befindet sich auf der FPV-Seite des Ventils und misst vor der Öffnung des Ventils den Druck im FPV, erhöht durch das Gewicht der Wassersäule im FPV und Fallrohr. Nach der Öffnung ( $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,6$  bar) steigen zuerst die Werte des Drucks aufgrund des Ausgleichs mit der Hochdruckseite der Leitung und sinken dann wieder infolge der Abschwächung

der Rückströmung. Die Erhöhung des Gewichts der Fluidsäule im Fall PCFS\_2\_5\_01 führt während der Rückströmung zu höheren Werten des gemessenen Drucks im Vergleich zum Fall PCFS\_2\_4\_01.

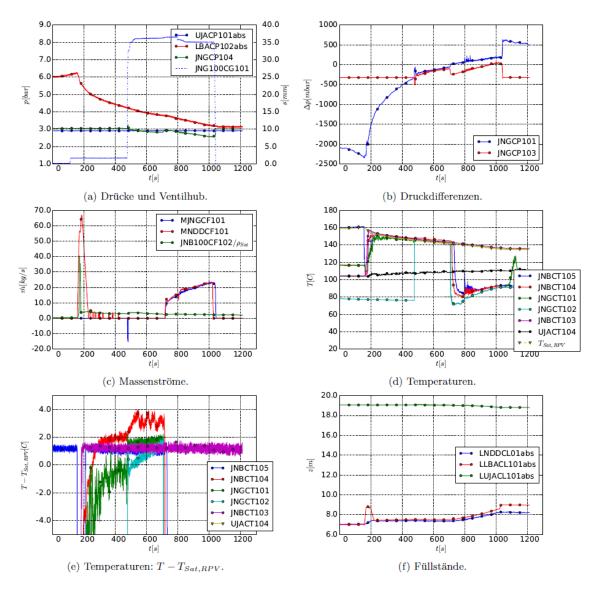
Die Tatsache, dass gleich nach der Öffnung des Ventils ( $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,5$  bar) die Kurven für den absoluten Druck im Abb. 3.78e nahezu übereinander liegen, könnte darauf deuten, dass in der Anfangsphase der Rückströmung, wenn der Massenstrom aus dem RPV am stärksten ist, die Dichte des Fluids im Sumpfrohr und das Gewicht der Fluidsäule auch im Fall PCFS\_2\_5\_01 reduziert werden. Bei niedrigeren Druckdifferenzen im Bereich 2,0 bar  $\leq \Delta p_{RPV-FPV} \leq 2,5$  bar und Massenströmen der Rückströmung gehen allerdings die Kurven wieder auseinander, was auf die oben erläuterte Erhöhung des Gewichts der Fluidsäule durch den Einsatz des Sumpfrohr zurückzuführen ist. Nach dieser nicht vollständig verifizierten Interpretation würde das Sumpfrohr den Verlust des hydrostatischen Drucks nicht vollständig unterbinden, aber schon in einer früheren Phase der Rückströmung rückgängig machen.

Da während der Rückströmung, oder zumindest in der Endphase der Rückströmung, die Fluidsäule nicht verringert wird, ist auch kein Anstieg des Gewichts der Fluidsäule beim Einsetzen der Flutung zu verzeichnen. Die sprunghafte Änderung der Druckssignale, die für den Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 bei ∆p<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 0,9 bar in Abb. 3.78b und Abb. 3.78e auftreten, bleibt für den aktuellen Fall mit Sumpfrohr aus. Dementsprechend steigt der Verlauf des Massenstroms in Abb. 3.78c kontinuierlich von Null ausgehend. Im späteren Verlauf sind die Massenströme der Flutung mit denen des Referenz-Falles vergleichbar. Kleinere Unterschiede ergeben sich dadurch, dass die Geometrie der Leitung und die damit verbundenen Druckverluste unterschiedlich sind.

Die Vorteile des Sumpfrohrs hinsichtlich des Einsetzens der Flutung können anhand der Werte  $\Delta p_{\text{Flut}}$  der Druckdifferenz  $\Delta p_{\text{RPV-FPV}}$ , bei der die Strömung in der Flutleitung umdreht (positive Massenströme im Abb. 3.78c), quantifizierte werden. Im aktuellen Fall mit Sumpfrohr gilt  $\Delta p_{\text{Flut}} \approx 1$  bar, im Referenz-Fall  $\Delta p_{\text{Flut}} \approx 0,9$  bar. Die Differenz zwischen den beiden Werten  $\Delta p_{\text{Flut}} \approx 100$  mbar stellt ein Maß für den effektiven Gewinn durch das Sumpfrohr dar. Sie stimmt bis auf einen zu erwartenden Fehler mit dem Wert  $\delta p_{\text{Hydrostatisch}} \approx 140$  mbar, der in Gleichung (3.25) bei der Diskussion vom Fall PCFS\_2\_4\_01 als Abschätzung für den Verlust am hydrostatischen Druck für die Konfiguration ohne Sumpfrohr abgeschätzt wurde.

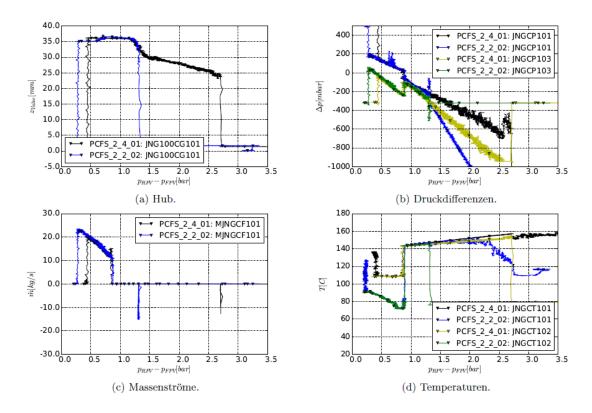
#### PCFS 2 2 02

Bei diesem Versuch wurde die Feder entfernt, welche die Öffnung des Ventils in den vorherigen Fällen unterstützt (Tab. 3.26). Dadurch verringerte sich nach Gleichung (3.13) die Druckdifferenz Δp<sub>V,Öffnung</sub> über dem Ventil bei der Öffnung. Alle anderen Randbedingungen waren mit denen aus dem Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 identisch.



**Abb. 3.79** Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS\_2\_2\_02

Die Strömungsentwicklung nach der verspäteten Öffnung unterscheidet sich nicht wesentlich von dem, was im Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 beobachtet wurde. Dies wird sowohl in der zeitlichen Entwicklung der Messgrößen im Abb. 3.79 als auch im direkten Vergleich zwischen den beiden Versuchen in Abb. 3.80 deutlich.

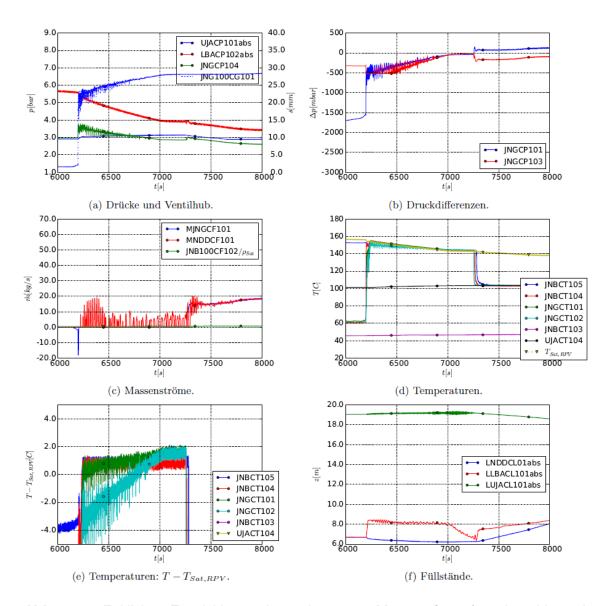


**Abb. 3.80** Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS\_2\_4\_01 und PCFS\_2\_2\_02 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102<sub>abs</sub>) und FPV (UJACP101<sub>abs</sub>)

## PCFS\_1\_6\_02

Abweichend vom Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 wurde bei diesem Versuch die Armatur JNB100-AA102 unterhalb des NOKO am Start des Versuchs nicht geöffnet. Entsprechend blieb der NOKO während des Versuchs geflutet und somit inaktiv. Weitere Randbedingungen im RPV und FPV entsprachen denen aus dem Referenz-Fall. Die zusätzlichen Gewichte auf der Spindel des Ventils waren geringer als im Fall PCFS\_2\_4\_01 (siehe Tab. 3.26).

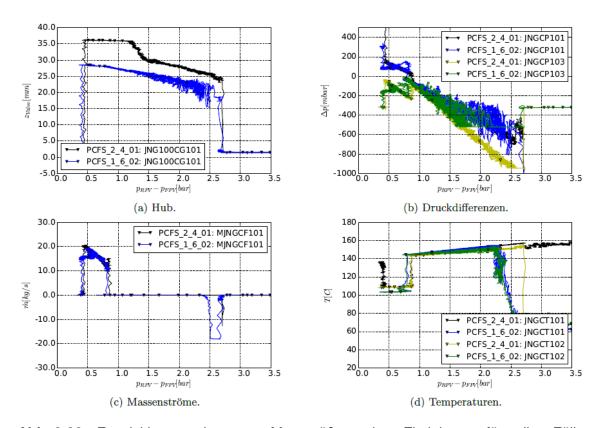
Die zeitliche Entwicklung der Messgrößen im Abb. 3.81 ist den Verläufen aus dem Referenz-Fall PCFS\_2\_4\_01 qualitativ ähnlich. Die Verschiebung in der Zeitachse ist dadurch zu erklären, dass aufgrund der Abschaltung des NOKO, die Druckabsenkung im RPV nur durch den Entlastungsventil gesteuert wurde und langsamer ablief als im Referenz-Fall. Weiterhin öffnete das Ventil aufgrund der reduzierten Belastung der Spindel bei einer geringeren Druckdifferenz  $\Delta p_{V, Öffnung}$  (Abb. 3.81b bei t  $\approx$  6.200 s).



**Abb. 3.81** Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS\_1\_6\_02

Aus dem Verlauf der Temperaturen in der Flutleitung und in der NOKO-Kondensatleitung (Abb. 3.81d und Abb. 3.81e) wird deutlich, dass auch in diesem Fall gleich nach der Öffnung des Ventils, analog zu Fall PCFS\_2\_4\_01, ein zweiphasiges Gemisch vom RPV zum FPV strömt. Alle Messstellen, mit der Ausnahme von JNBCT103 die sich im gefluteten NOKO befindet, werden vom gesättigten Wasser-Dampf-Gemisch erreicht. Entsprechend steigen alle Temperaturen auf Sättigungsniveau (6.200 s  $\leq$  t  $\leq$  7.250 s) und folgen dann bis zum Einsetzten der Flutung dem abnehmenden Verlauf der Sättigungstemperatur im RPV. Die leichte Zunahme der Temperatur im FPV (UJACT104) ist nur durch die Rückströmung und den daraus resultierenden Zufluss heißer Masse aus dem RPV zu erklären, da die Wärmezufuhr durch den NOKO unterbunden ist.

Da die obere Verbindung vom RPV zum FPV über den NOKO gesperrt ist, kann die Rückströmung nur über den unteren Strömungspfad durch der Siphon der NOKO-Kondensatleitung stattfinden. Dementsprechend gleicht sich die Temperatur an der Messstelle im Siphon, wie alle anderen Temperaturen der Flutleitung, der Sättigungstemperatur an (JNBCT104 in den Abb. 3.81d und Abb. 3.81e). Die erhöhten Werte, die bei der Diskussion vom Fall PCFS\_2\_4\_01 für diese Messstelle hervorgehoben wurden, sind in diesem Fall nicht vorhanden. Damit ist eine indirekte Bestätigung für die dort aufgestellte Vermutung erreicht, dass im Fall PCFS\_2\_4\_01 der Siphon in der Kondensatleitung mit Kondensat gefüllt bleibt, und dass die Rückströmung dort nur über den oberen Strömungspfad durch den NOKO stattfindet.



**Abb. 3.82** Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS\_2\_4\_01 und PCFS\_1\_6\_02 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102<sub>abs</sub>) und FPV (UJACP101<sub>abs</sub>)

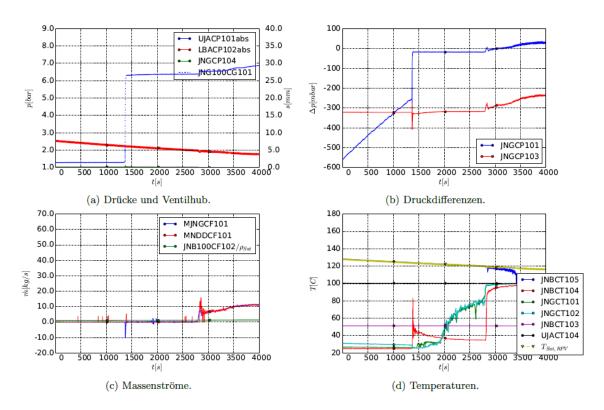
Der quantitative Vergleich für den Verlauf der Messgrößen als Funktionen der Druckdifferenz  $\Delta p_{RPV-FPV}$  in Abb. 3.82 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Referenz-Fall, sowohl für die Druckdifferenzen in den verschiedenen Abschnitten der Flutleitung, als auch für den Massenstrom und für die Temperaturen. Abweichungen in der Phase mit Rückströmung sind den unterschiedlichen Strömungspfaden der Rückströmung durch den NOKO, bzw. durch den Siphon der Kondensatleitung, zurückzuführen. Dies

führt zu unterschiedlichen Druckverlusten in diesem Abschnitt des Strömungspfads, die im gesamten Druckverlust  $\Delta p_{RPV-FPV}$  enthalten sind. Dadurch ist eine Verschiebung der Abszissenachse möglich. Auch Schwankungen der Druckmessung, sowie Abweichungen in der Anfangsphase der Rückströmung, können mit dem veränderten Strömungspfad durch den Siphon in Zusammenhang gebracht werden. Zum Beispiel muss beim Anlaufen der Rückströmung eine größere Menge unterkühltes Wasser, der Inhalt des Siphons, durch die Flutleitung in den FPV verdrängt werden.

## PCFS\_1\_1\_02 und PCFS\_1\_2\_02

So wie im Fall PCFS\_1\_6\_02 blieb auch in diesen beiden Versuchen der NOKO inaktiv. Abweichend vom Fall PCFS\_1\_6\_02 und analog zum Fall PCFS\_2\_2\_02 wurde die Feder zur Unterstützung der Öffnung des Ventils entfernt. Dadurch verringerte sich die Druckdifferenz über dem Ventil bei der Öffnung. Im Fall PCFS\_1\_1\_02 wurden der Druck im FPV auf den geringeren Wert  $p_{FPV} \approx 1$  bar, im Fall PCFS\_1\_2\_02 auf den höheren Wert  $p_{FPV} \approx 3$  bar eingestellt. Die Strömungsentwicklung war in beiden Fällen ähnlich und unterschied sich deutlich vom Verlauf im Referenz-Versuch und in allen bisher diskutierten Versuchen. Nur Ergebnisse für den Fall PCFS\_1\_1\_02 werden im Folgenden gezeigt, da der Versuch PCFS\_1\_2\_02 vor Einsetzen der Flutung unterbrochen wurde.

Die zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen ist im Abb. 3.83 dargestellt. Der Druckunterschied  $\Delta p_{RPV-FPV}$  zwischen FPV und RPV bei der Öffnung des Ventils ist zu gering, um den Siphon in der NOKO-Kondensatleitung zu überwinden. Dampf aus dem Standrohr drängt in den RPV-seitigen Schenkel des Siphons. Aufgrund der niedrigen Druckunterschiede erreicht der Füllstand nicht den tiefsten Punkt und der Siphon bleibt gefüllt. Da gleichzeitig auch die obere Verbindung über den NOKO verschlossen ist, wird die Rückströmung unterbunden. Durch die weitere Absenkung des Drucks im RPV gleichen sich die Füllstände in den beiden Schenkeln des Siphons wieder aus. In dieser Phase zwischen Öffnung des Ventils und Einsetzen der Flutung werden in der Flutleitung geringe Massenströme gemessen (1.400 s  $\leq$  t  $\leq$  2.800 s), die durch die Änderung des Füllstands im Siphon bestimmt werden (MJNGCF101 im Abb. 3.83c). Wenn der Füllstand auf der RPV-Seite des Siphons die Mündung in das Standrohr erreicht, setzt die Flutung ein. Die zeitliche Zunahme des Massenstroms der Flutung wird dann, wie in allen Versuchen, durch die weitere Absenkung des Drucks im RPV bestimmt.



**Abb. 3.83** Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS\_1\_1\_02

Der FPV-seitige Schenkel des Siphons und die gesamte Flutleitung bleiben bis zum Einsetzen der Flutung mit unterkühltem Wasser gefüllt (JNGCT01, JNGCT102 und JNBCT104 im Abb. 3.83d für t < 2.800 s). Durch den langsamen Anstieg des Füllstands im RPV-seitigen Schenkel des Siphons fließt Masse vom FPV in Richtung RPV und dadurch nähern sich die Temperaturen dem Niveau des Wasserinventars vom FPV an. Bei der Flutung wird dieser Prozess beschleunigt. Da keine signifikante Strömung stattfindet bleiben Druckunterschiede bis zum Einsetzen der Flutung nahezu konstant, außer für kurzzeitige Schwankungen, und gleich den Werten, die durch die Höhenunterschiede bestimmt werden (JNGCP101 und JNGCP103 im Abb. 3.83a). Die Druckdifferenz über dem Fallrohr ändert sich geringfügig in der Phase nach der Öffnung des Ventils (JNGCP103 im Abb. 3.83a für 1.400 s  $\leq$  t  $\leq$  2.000 s), da die Temperatur des Wassers in diesem Abschnitt der Leitung zunimmt und entsprechend die Dichte abnimmt.

Auch bei diesem Versuch ist die Entwicklung der Strömung in der Flutleitung durch den niedrigen Füllstand im RPV stark beeinflusst. Wenn die Mündung der NOKO-Kondensatleitung unterhalb des Füllstands im RPV läge, dann würde nach der Öffnung des Ventils gesättigtes Wasser, statt Dampf, in den Siphon eindringen und dieser könnte

den Druckunterschied zwischen RPV und FPV nicht mehr ausgleichen. Gesättigtes Wassers würde vom Standrohr in Richtung FPV fließen.

### 3.4.5.4 Validierung der Simulationsergebnisse

Der ATHLET-Datensatz aus Abschnitt 3.4.5.2 und das Modell zur Beschreibung der Dynamik des Ventils aus Abschnitt 3.2.1.1 wurden durch Vergleich mit den im Abschnitt 3.4.5.3 vorgestellten experimentellen Ergebnissen validiert. Die phänomenologische Beschreibung der Einzeleffektversuche in Abschnitt 3.4.5.3 bildet die Grundlage zur Auswahl der Test-Fälle für den Vergleich. Die Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment bestätigt außerdem die dort formulierte Interpretation der experimentellen Ergebnisse. Die wichtigsten Referenzen für die Validierung stellen die Versuche PCFS\_2\_3\_01 und PCFS\_2\_4\_01 dar, bei denen der NOKO aktiv und die Feder zur Unterstützung der Öffnung des Ventils eingebaut waren (siehe Tab. 3.26). Dies entspricht dem Szenario, das bei einem realen Störfall zu erwarten ist und durch die Integralversuche im Rahmen des EASY-Projekts reproduziert wurde. Die zwei verschiedenen Werte, die in den beiden Versuchen für den Druck im FPV eingestellt wurden, decken den Bereich ab, der während eines Störfalls für den Druck im Sicherheitsbehälter zu erwarten ist. Ergebnisse zu den Fällen PCFS 2 5 01 mit verändertem Durchmesser des Fallrohrs (Sumpfrohr) und PCFS\_1\_6\_02 mit inaktiven NOKO werden auch gezeigt, um weitere Anhaltspunkte zur Bewertung der Genauigkeit der ATHLET-Ergebnisse hinsichtlich der Simulation der zweiphasigen Strömung in der Flutleitung während der Rückströmung und der Abschätzung der daraus resultierenden Verzögerung der Flutung zu erhalten. Für jeden Versuch werden drei Sätze von Simulationsergebnissen gezeigt, die mit drei verschiedenen Werten für die maximale Reibung an den Führungsflächen der Spindel berechnet wurden: F<sub>R,Max</sub> = 350 N, F<sub>R,Max</sub> = 450 N und F<sub>R,Max</sub> = 550 N (Abschnitt 3.2.1). Damit wird die Sensitivität der Ergebnisse gegenüber Änderungen dieses mit relativ großer Unsicherheit behafteten Parameters untersucht.

Der zeitliche Verlauf des Drucks im RPV und FPV ist im Abb. 3.84 für alle vier Testfälle dargestellt. Es handelt sich hier um Randbedingungen, die in der Simulation auf der Grundlage der experimentellen Daten vorgeschrieben werden. Die Vorgabe aus dem Experiment sind in der Simulation mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben. Die Abb. 3.85 und Abb. 3.86 zeigen den Verlauf der Druckunterschiede über dem Ventil und über dem Fallrohr, jeweils als Funktionen der Zeit und der Druckdifferenz Δp<sub>RPV-FPV</sub> zwischen RPV und FPV. Der qualitative Verlauf beider Druckdifferenzen wird in allen Fällen sehr gut getroffen. Der Zeitpunkt der Ventilöffnung kann anhand des Sprungs im Verlauf

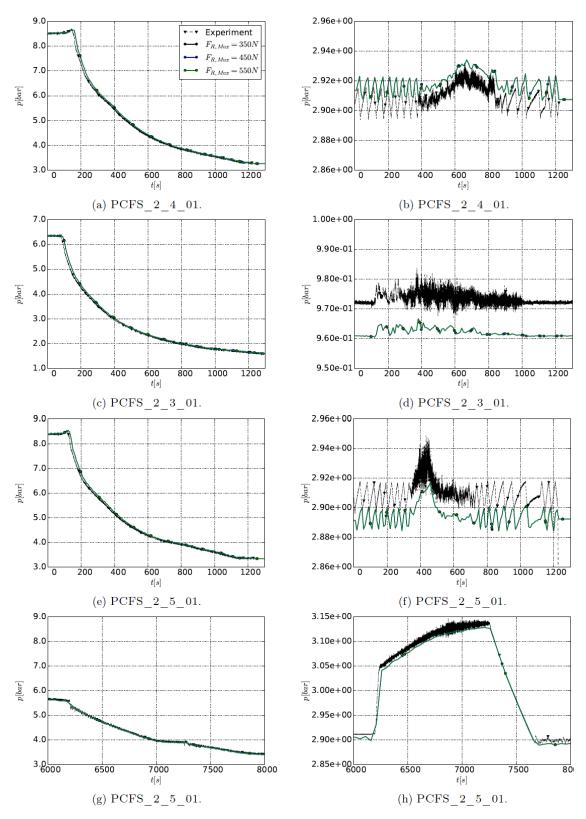
der Druckdifferenz über dem Ventil festgestellt werden, z. B. für Fall PCFS\_2\_4\_01 für die experimentellen Daten im Abb. 3.85a bei t ≈ 375 s oder im Abb. 3.86a bei Δp<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 2,8 bar. Eine quantitative Abschätzung der Genauigkeit der Simulation kann am besten auf der Grundlage vom Abb. 3.86 erreicht werden, das von den spezifischen Gegebenheiten des zeitlichen Verlaufs der Druckabsenkung im RPV nicht beeinflusst ist. Die Abweichung zwischen Simulation und Experiment liegt in allen Fällen im Rahmen der Unschärfe, die durch die Unsicherheit bei der Bestimmung der Reibungskraft verursacht wird. Damit ist die Prozedur zur Vorhersage der Öffnung des Ventils nach Abschnitt 3.2.1.1 und insbesondere nach Gleichung (3.12) bestätigt.

Der Zeitpunkt der Flutung kann für die Fälle PCFS\_2\_4\_01, PCFS\_2\_3\_01 und PCFS\_1\_6\_02, bei denen das Fallrohr mit kleinerem Durchmesser zum Einsatz kam, anhand des negativen Sprungs in den Verläufen der Druckdifferenz über dem Fallrohr festgehalten werden, z. B. für Fall PCFS\_2\_4\_01 bei t ≈ 820 s im Abb. 3.85b oder bei Δp<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 0,8 bar im Abb. 3.86b. Bei der Simulation tritt die Flutung später, bzw. bei geringerer Druckdifferenz Δp<sub>RPV-FPV</sub>, ein. Abweichungen im Wert der Druckdifferenz Δp<sub>RPV-FPV</sub> beim Einsetzen der Flutung liegen für alle Testfälle im Bereich Δp<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 0,1 bar. In Anbetracht der Komplexität der zweiphasigen Rückströmung im Fallrohr und des nicht-linearen Charakter des Prozesses, der zur Umkehrung der Strömung führt, ist dies eine zufriedenstellende Vorhersage. Der Fehler in der Vorhersage des Zeitpunktes der Öffnung im Abb. 3.85b kann in Abhängigkeit von der zeitlichen Änderungsrate des Drucks im RPV größer oder kleiner ausfallen. Bei Verwendung des größeren Fallrohrs im Fall PCFS\_2\_5\_01 sind die Verläufe in der Simulation stetig, so wie im Versuch. Eine eindeutige Feststellung des Zeitpunktes der Umkehrung der Strömung ist in diesem Fall anhand der dargestellten Druckdifferenzen nicht möglich.

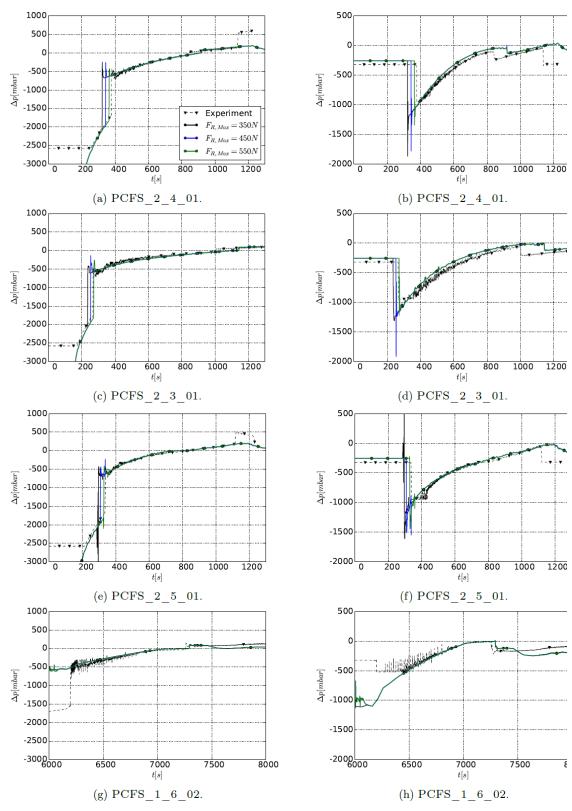
Die Verläufe des Hubs und des Massenstroms in Abb. 3.87 und Abb. 3.88 bestätigen die vorherigen Aussagen hinsichtlich des Zeitpunktes der Öffnung des Ventils und der Umkehrung der Strömung. Anhand der Abb. 3.87f und Abb. 3.88f wird ersichtlich, dass auch im Fall PCFS\_2\_5\_01 das Einsetzen der Flutung mit vergleichbarer Genauigkeit wie bei den anderen Fällen vorhergesagt wird. So wie der Versuch zeigt die Simulation in allen Fällen einen negativen Peak im Verlauf des Massenstroms gleich nach der Öffnung des Ventils, wenn das sich im der Leitung befindliche unterkühlte Wasser in Richtung FPV verdrängt wird. Während der Rückströmung ist kein Vergleich möglich, da keine experimentelle Daten vorhanden sind. Die gute Übereinstimmung während der Flutung bestätigt die Wahl der Druckverlustkoeffizienten im Ventil, aber auch in allen anderen Komponenten der Flutleitung.

In allen Simulationen stabilisiert sich der Hub des Ventils nach der Phase schneller Offnung bei s ≈ 24 mm (JNG100CG in Abb. 3.88). Dies entspricht der Vorhersage aus dem in Abschnitt 3.2.1.1 vorgestellten quasistationären Ansatz zur Berechnung von s (Gleichung (3.15)) für die angenommenen Werte der maximalen Reibungskraft F<sub>R,Max</sub>. Die darauffolgende langsame Zunahme von s ergibt sich durch die Anderung der Druckkraft F<sub>ND-∞</sub> infolge der Abnahme des Drucks im System und speziell im Inneren des Ventils (Gleichung (3.6)). Abweichend von der Simulation erreicht der Hub im Versuch größere Werte. Nach der anfänglichen Phase schneller Öffnung setzt auch hier eine Phase stetiger Zunahme ein, die allerdings steiler als in der Simulation ausfällt und bis zum unteren Anschlags bei s ≈ 35mm andauert. Hinweise zu den Gründen für diese Abweichungen zwischen Versuch und Simulation können aus den Ergebnissen für Fall PCFS 2 3 01 in den Bildern Abb. 3.87c oder Abb. 3.88c gewonnen werden. Nach der Phase schneller Öffnung folgen experimentelle Werte für 280 s ≤ t ≤ 340 s, bzw. für 2,25 bar ≤ ∆prpv-fpv ≤ 2,8 bar, den Verlauf aus der Simulation. Erst bei t≈340 s, bzw. bei Δp<sub>RPV-FPV</sub> ≈ 2,25 bar, werden mit einer sprunghaften Änderung die höheren Werten erreicht, die auch bei den anderen Versuchen angenommen werden. Es liegt die Vermutung nah, dass während der Versuche strömungsinduzierten Vibrationen die Reibungskraft F<sub>R</sub> an den Führungsflächen der Spindel kurzzeitig außer Kraft setzen, und die Verschiebung des Ventils unter dem Einfluss der restlichen Kräfte bis zur Gleichgewichtslage im reibungsfreien Fall ermöglichen. Nicht in allen Fällen erreicht der Kolben den unteren Anschlag. Im Fall PCFS\_1\_6\_02 betragt der maximale Hub s≈28 mm (Bilder Abb. 3.87g und Abb. 3.88g).

Der Einfluss einer nicht-vollständigen Öffnung auf die Druckverluste im Ventil kann aus den experimentellen Ergebnissen für den Fall PCFS\_2\_3\_01 im Abb. 3.86c abgeschätzt werden. Der Hub liegt für  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,25$  bar bei s  $\approx 21$  mm, springt bei  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,25$  bar auf s  $\approx 25$  mm und steigt dann weiter bis zum Anschlag (Abb. 3.88c). Bei  $\Delta p_{RPV-FPV} \approx 2,25$  bar ist eine moderate Verringerung der Druckverluste im Ventil erkennbar (Abb. 3.86c), die vermutlich auf die Verschiebung des Hubs und auf die daraus folgende Erweiterung des freien Querschnitts zurückzuführen ist. Die unvollständige Öffnung des Ventils fällt relativ klein aus und kann vermutlich daher für die meisten Anwendungen vernachlässigt werden. Eine Beseitigung der Fehlerquelle aufgrund des stochastischen Charakters der Reibungskraft ist nicht erzielbar.



**Abb. 3.84** Druck  $p_{RPV}$  im Standrohr (links, LABCP102<sub>abs</sub>) und  $p_{FPV}$  im FPV (rechts, UJACP101<sub>abs</sub>)



**Abb. 3.85** Druckunterschiede über dem Ventil (links, JNGCP101) und über dem Fallrohr der Flutleitung (rechts, JNGCP103) für Simulation und Versuch

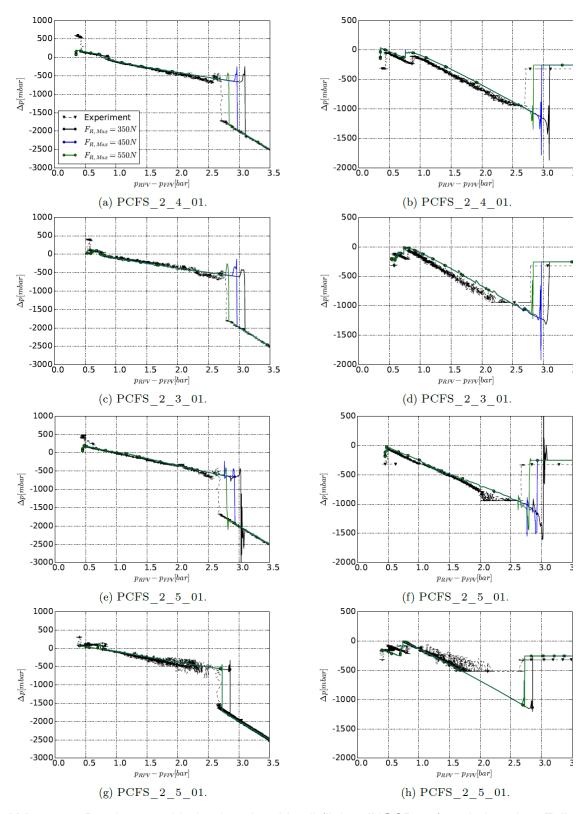
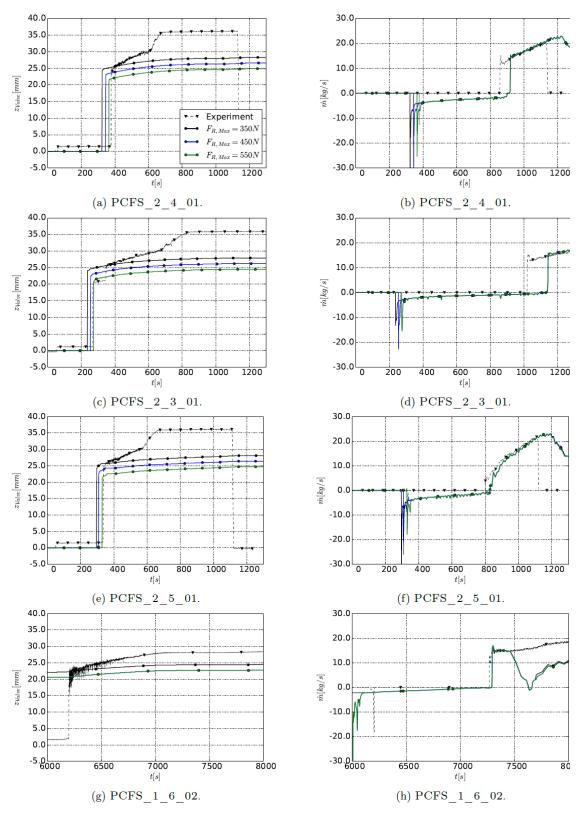
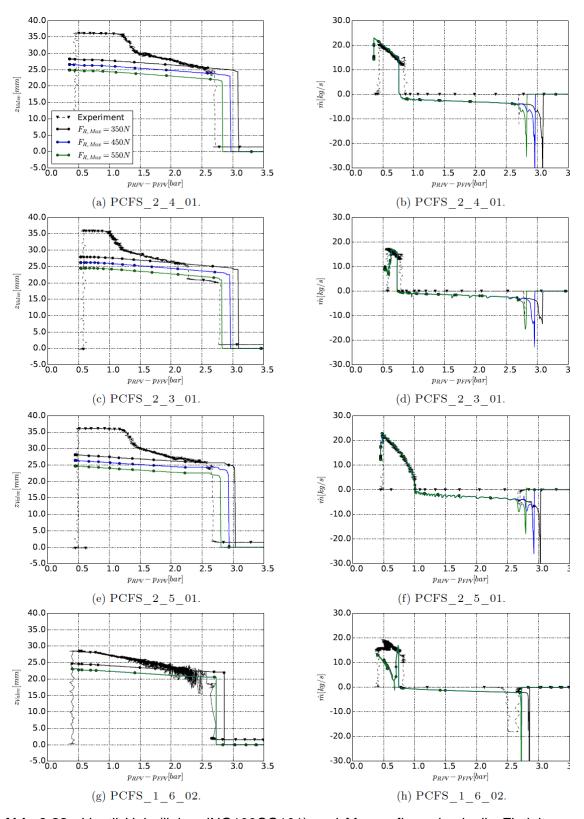


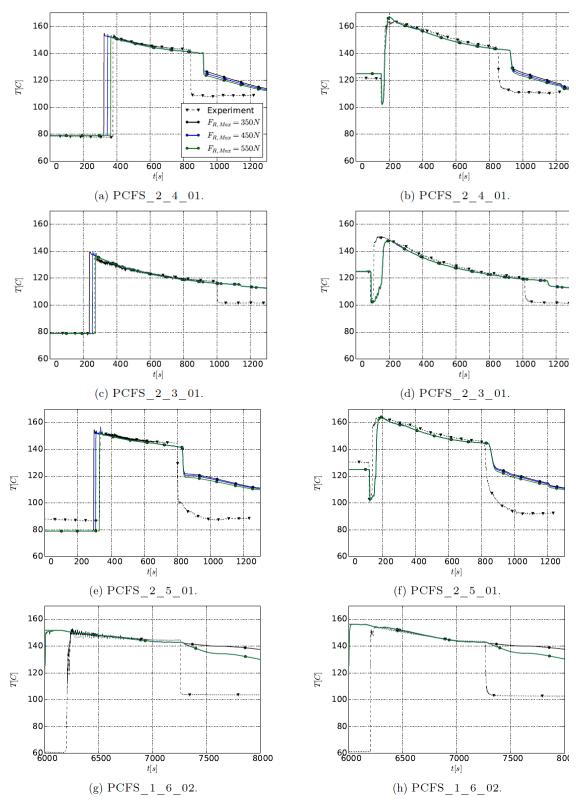
Abb. 3.86 Druckunterschiede über dem Ventil (links, JNGCP101) und über dem Fallrohr der Flutleitung (rechts, JNGCP103) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102abs) und FPV (UJACP101abs)



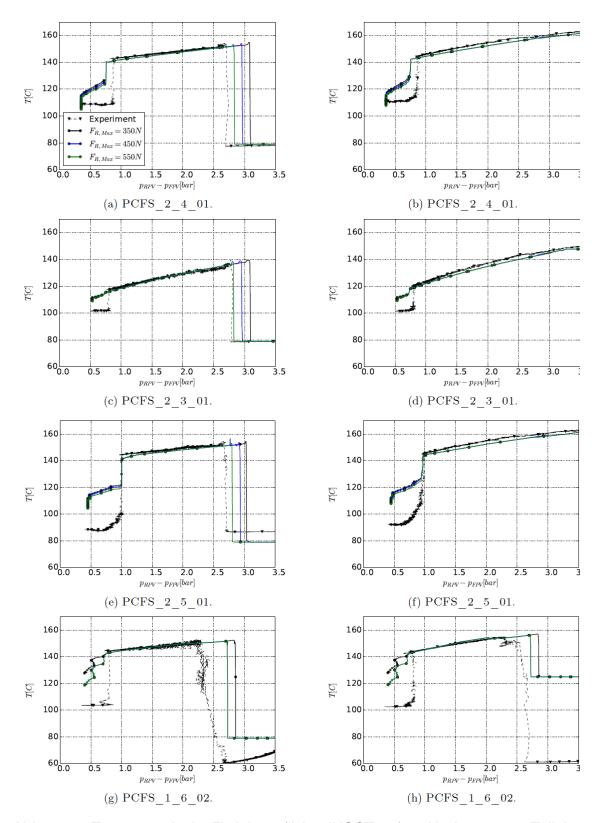
**Abb. 3.87** Ventil Hub (links, JNG100CG101) und Massenfluss durch die Flutleitung (rechts, MJNGCF101) für Simulation und Versuch



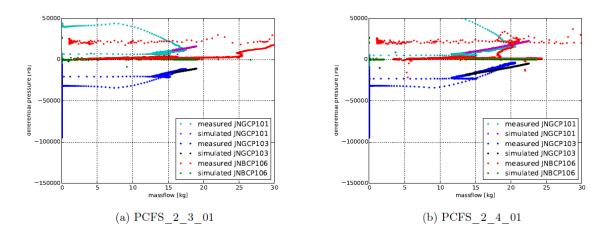
**Abb. 3.88** Ventil Hub (links, JNG100CG101) und Massenfluss durch die Flutleitung (rechts, MJNGCF101) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102abs) und FPV (UJACP101abs)



**Abb. 3.89** Temperatur in der Flutleitung (links, JNGCT103) und im unterem Teil der NOKO-Kondensatleitung (rechts, JNBCT104) für Simulation und Versuch



**Abb. 3.90** Temperatur in der Flutleitung (links, JNGCT103) und im im unterem Teil der NOKO-Kondensatleitung (rechts, JNBCT104) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102<sub>abs</sub>) und FPV (UJACP101<sub>abs</sub>)



**Abb. 3.91** Druckverluste über Abschnitten der Flutleitung und der NOKO-Leitung als Funktionen des Massenstroms der Flutung für Simulation und Versuch

## 4 Experimentelle Untersuchungen in der INKA-Versuchsanlage

## 4.1 Beschreibung der Anlage (FRAMATOME)

Die INKA-Versuchsanlage befindet sich am Standort der Framatome AREVA GmbH in Karlstein. Sie war für den Test der passiven Sicherheits-Einrichtungen und -Systeme des KERENA Siedewasserreaktors vorgesehen. Zur Beherrschung von Auslegungsstörfällen wie etwa Kühlmittelverlust-Störfällen und Verlust der Hauptwärmesenke ist der KERENA SWR mit Systemen zu Druckabbau, Nachwärmeabfuhr und Kühlmittelergänzung ausgestattet, die aus 2 aktiven Strängen (2 x 100 %) sowie aus 4 passiven Strängen (4 x 33,3 %) aufgebaut sind. Einer dieser passiven Stränge, seine Komponenten sowie alle zugehörigen Räumlichkeiten des KERENA Containments werden in der INKA-Versuchsanlage in großem Maßstab nachgebildet.

Die INKA-Versuchsanlage integriert den Großarmaturen-Prüfstand GAP als RDB-Simulator mit einem Modell des KERENA-Sicherheitsbehälters mit integriertem Druckabbausystem. Einzelne Komponenten, insbesondere die Wärmetauscher von Notkondensator und Gebäudekondensator, sowie die Höhenverhältnisse entsprechen der Realität 1:1 wohingegen die Volumina des Containments mit dem Faktor 1:24 skaliert wurden. Das RDB-Modell der Anlage hat eine Speicherkapazität, die rund 1/6 des KERENA-Druckgefäßes entspricht. Es wird von einem Benson-Kessel mit einer thermischen Leistung von 22 MW versorgt. Ein Vergleich der INKA-Anlage und KERENA ist in der nachfolgenden Abb. 4.1 dargestellt.

Bis zum vorzeitigen Abbruch des KERENA-Projekts waren nur Einzeleffekt-Versuche in INKA durchgeführt worden, obwohl die Anlage in ihrer Konzeption von Anfang an so geplant war, dass auch komplette Störfallabläufe simuliert werden können. Die INKA-Versuchsanlage stellte für die Integralversuche des EASY-Vorhabens eine hervorragend geeignete und weltweit einzigartige Infrastruktur dar.



Abb. 4.1 Die INKA-Versuchsanlage und ihre Referenzanlage, der KERENA™
SWR mit 1: RDB; 2: Druckkammer (Drywell), 3: Kernflutbecken,
4: Kondensationskammer (Wetwell), 5: Kondensationsbecken,
6: BE-Absetzbecken, S: Dampfabblasdüsen, M: Frischdampfleitung,
C: Gebäudekondensator, V: Kondensationsrohre, E: Notkondensator und
F: Speisewasserleitung

## 4.2 Anpassungen der Anlage für EASY (FRAMATOME, TUD-ASP)

Vor Durchführung der Integralversuche waren die Ergänzung folgender Komponenten sowie folgende weitere Anpassungen der INKA-Versuchsanlage erforderlich:

Verlängerung des Kondensationsrohres

Der INKA Versuchsstand war 2008 errichtet worden. Die zur Fertigung vorliegenden Daten aus dem KERENA Projekt hatten den Stand 2007. Im Laufe des KERENA Basic Design (BDC) wurden Änderungen an verschiedenen Systemen vorgenommen, die unter anderem zur Folge hatten, dass das Kondensationsrohr länger wurde. Dies musste auch für das EASY Projekt umgesetzt werden.

- Installation einer Standleitung mit dem Passiven Impulsgeber (PIG)
   Beim Ansprechen des PIG in dieser Standleitung wird in der Referenzanlage die Automatische Druckentlastung auch ohne Verfügbarkeit von elektrischer I&C-Technik ausgelöst. Eine derartige PIG-Leitung zur Öffnung des S+E-Ventils musste auch in den INKA-Versuchsanlage parallel zum RDB als separate Leitung angeordnet werden. Eine PIG-Leitung war vor dem EASY-Projekt noch nicht an der Versuchsanlage vorhanden.
- Installation einer Störfallleitung zur Durchführung des Versuchs zum "RDB Bodenleck"
   Diese Leitung nimmt den Leckmassenstrom bei Simulation eines Lecks im unteren Bereich des RDB auf und leitet ihn in den Drywell-Behälter. Auch diese Leitung war vor dem EASY-Projekt noch nicht an der Versuchsanlage
- Installation eines Mannloches im Drywell-Behälter
   Dieses Mannloch war erforderlich, um die gewünschte Instrumentierung (Messstellen des Massenspektrometers) im Drywellbehälter installieren zu können.

#### Installation zusätzlicher Messstellen

vorhanden.

Zusätzlich zu den Thermonadelsonden im NOKO und Standrohr wurde eine weitere Nadelsonde direkt über dem PIG eingebaut, um eine zeitlich genaue Aussage über dessen Freilegung zu erhalten. Im Rücklauf des GEKO wurde außerdem ein Gittersensor DN300 verbaut, der Aufschluss über die Dampfgehaltsverteilung und Strömungsform geben sollte. Die Nadelsonden im NOKO wurden zudem alle neu gefertigt und mit größeren robusteren Thermoelementen ausgerüstet.

## 4.3 Experimentelle Ergebnisse (FRAMATOME, TUD-ASP)

Bei der zu Beginn des EASY-Projekts erfolgenden Auswertung eines Vorversuchs aus dem Jahr 2013 war erkannt worden, dass die damals angewendete Entgasungsprozedur nicht effektiv genug gewesen war und dass sich in diesem Vorversuch noch signifikante Mengen nicht kondensierbarer Gase in der Anlage befunden hatten. Daher wurde die Entgasungsprozedur für die INKA-Integralversuche optimiert.

Tab. 4.1 Matrix der EASY-Integralversuche mit Szenarien und Randbedingungen

#	Szenario		Leckgröße [cm²] und	Effektive Ska- lierung	Effektive Skalierung	Anfangsfüllstand (Sollwerte) [m]	
					GEKO	Fallraum	Steigraum (GAP)
01	Frisch- dampf- Lei- tungs- bruch	ELAP	1195 : 24 (50 cm <sup>2</sup> )	1:4 (1 v. 4 NO- KOs, alle WT- Rohre aktiv)	1:4 (1 v. 4 GE- KOs, alle WT- Rohre aktiv)	17,5	17,5
02	Speise- wasser- Lei- tungs- bruch	ELAP	962 : 24 (40 cm <sup>2</sup> )	1:24 (1 v. 4 NO- KOs, 1/6 der WT-Rohre ak- tiv)	1:8 (1 v. 4 GE- KOs, 50% der WT-Rohre aktiv)	17,5	15,5
03	Kleines Leck am RDB- Boden	ELAP	15 : 6 (2,5 cm <sup>2</sup> )	1:24 (1 v. 4 NO- KOs, 1/6 der WT-Rohre ak- tiv)	1:8 (1 v. 4 GE- KOs, 50% der WT-Rohre aktiv)	17,5	15,5
04	SBO (Station Blackout) Kompletter Strom- ausfall ohne KMV			1:8 (1 v. 4 NO- KOs, 50 % der WT-Rohre ak- tiv)	1:8 (1 v. 4 GE- KOs, 50% der WT-Rohre aktiv)	17,5	15,5

Für diese Entgasung wurde am Tag vor der Durchführung der Integralversuche bei vollständig aufgeheizter Anlage und permanenter Dampfeinspeisung von unten in den GAP oben am GAP Dampf abströmen lassen. Dann wurde das Standrohr (Fallraumsimulator) vom GAP-Behälter (Steigraumsimulator) durch eine unten liegende Armatur weitgehend und durch eine oben liegende Armatur vollständig getrennt. Es war nun davon auszugehen, dass nicht kondensierbare Gase (NKG), sofern noch vorhanden, sich im oberen Standrohrbereich konzentrierten. Oben am Steigrohr wurde ein Entlüftungsventil geöffnet. Dann wurde heißes Kühlmittel vom GAP ins Standrohr umgepumpt, bis oben Wasser überlief. Daraufhin wurde das Entlüftungsventil am Standrohr oben geschlossen und das Standrohr wurde oben wieder vollständig mit dem GAP-Behälter verbunden und die Pumpe wurde abgeschaltet, sodass der Pegel im Standrohr wieder sank. Diese Prozedur wurde mehrmals hintereinander wiederholt. Anhand der Pegel-Änderungs-Geschwindigkeit im Standrohr und einer Temperaturmessung, die ein Polster schwach unterkühlten Gases oberhalb des Standrohr-Pegels nachwies, wurde eine Abschätzung zur verbliebenen NKG-Menge im RDB-Simulator gemacht. Vor dem Versuch EASY-01 sank diese Menge in drei Zyklen von 5 auf 0,5 kg. Das wurde als akzeptabel angesehen.

Bei den späteren Versuchen wurde mit höheren Pegeln gearbeitet, so dass zwar die besagte Temperaturmessung nicht mehr verwendet werden konnte, dass aber auch aufgrund der kleineren Gasvolumina von niedrigeren NKG-Mengen ausgegangen werden konnte. Jedes Mal wurden mindestens 3 Entgasungszyklen gefahren.

Alle Integralversuche wurden mit bestmöglich entgaster Anlage und beginnend mit einem RDB-Druck von 75 bar durchgeführt. Die Nachzerfallsleistung wurde im Maßstab 1:8 zur Referenzanlage simuliert (mit einer Abweichung bei Versuch 03, siehe weiter unten). Eine Zusammenfassung der Randbedingungen der einzelnen Versuche zeigt Tab. 4.1.

## 4.3.1 Großes Frischdampfleitungsleck

Der Integralversuch zum "Großen Frischdampfleitungsleck im Containment" (EASY-01) war der erste im EASY-Projekt geplante Integralversuch. Er wurde am 12.05.2016 durchgeführt.

Der Versuch erstreckte sich über einen Zeitraum von knapp 4 Stunden. Ausgehend von einem bis zum Sollfüllstand (17,5 m) gefüllten, heißen und entgasten RDB-Simulator, wurde der Versuch durch gleichzeitiges Öffnen der Armatur in der Störfall-Leitung (Simulation des Lecks) und Anheben der zugeführten Leistung (Simulation der Nachzerfallsleistung) auf etwa 10 MW gestartet. Wie erwartet, fiel der RDB-(GAP)-Druck rasch ab. Der über das Leck in den Drywellbehälter-Behälter strömende Dampf baute die erwartete Druckdifferenz zum Wetwell nahezu instantan auf, gefolgt von massiver Dampf-Abströmung über das Kondrohr ins Wetwell und Kondensation dortselbst. Kurz nach Störfallbeginn begann der Notkondensator, intensiv Wärme von der Primärseite an das Wasser des Kernflutbehälters abzuführen. Durch die Thermonadelsondenmessung ist belegt, dass unmittelbar nach Versuchsbeginn die oberen 5 Messstellen im NOKO quasi unmittelbar freigelegt und mit Dampf geflutet wurden. Durch Mitriss nicht kondensierbarer Gase aus der Drywell-Atmosphäre ins Wetwell stieg der Druck im Wetwell an. Insgesamt erreichte der Drywelldruck einen Maximalwert von etwa 3 bar und der Wetwelldruck etwa 2,7 bar. Die Leistungsabfuhr über den Gebäudekondensator vom Drywell ins BE-Absetzbecken setzte ein. Es ließen sich sowohl der zyklische als auch der konstante Betriebsmodus des GEKO beobachten. Sehr deutlich wird dies auch in den querschnittsgemittelten Gasgehaltsdaten, die aus der Gittersensormessung errechnet wurden. Nach anfänglicher konstanter Zunahme des Gasgehaltes stellte sich später eine typische Schwallströmung mit Periodendauern von 150 bis 200 Sekunden ein.

#### Übersicht Ergebnisse Versuch EASY-01 (Frischdampfleitungsbruch) Druck [bar] Füllstand [m] 60 40 RDB-Druck Drvwell-Druck 10 RDB-Füllstand Füllstand Kernflutbecken 20 Kernoberkante in Referenzanlage NoKo-Rohrbündel, vert. Ausdehng "Störfall-Eintritt" (Leck auf) Öffnung Flutventil Beginn des Kernflutens 0 Druck [bar] 2 RDB-Druck (LBACP102) Drywell-Druck Wetwell-Druck "Störfall-Eintritt" (Leck auf) 300 Temperatur [°C] RDB, unterer Bereich Kernflutbecken oberhalb NoKo Kernflutbecken unterhalb NoKo RDB Sättigung (unten) 250 --- RDB Sättigung (Dampfraum) --- Drywell Sättigung (FP) "Störfall-Eintritt" (Leck auf) Öffnung Flutventil 200 Beginn des Kernflutens 150 100 50

Abb. 4.2 Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-01

5000

0 +

Unterkühlung im RDB durch eingespeistes Kühlmittel aus dem Kernflutbecken

10000

15000

Zeit [s]

Bei abgefallenem Primärdruck kam es zum Kernfluten. Mit leichter Verzögerung flutete auch der NOKO wieder von unten nach oben, was insgesamt ca. 10 Minuten dauerte. Nach etwa 100 Minuten unterschritt der Füllstand im RDB aber wieder die Oberkannte des NOKO, worauf hin die Wärmeabfuhr über den NOKO wiedereinsetzte. Sonde 1 bis 3 wurden nacheinander komplett freigelegt während die Sonden 4 bis 7 einen zweiphasigen Strömungsabschnitt signalisieren. Eine Übersicht über die Versuchsergebnisse gibt Abb. 4.2.

Obwohl der Versuch zum Frischdampfleitungsbruch im Licht der übergeordneten Zielsetzung des Verbundvorhabens, nämlich der Weiterentwicklung und Ertüchtigung gekoppelter Systemcodes zur Beschreibung von Störfallabläufen in Reaktoren mit passiver Sicherheitstechnik, generell erfolgreich war, so wich er doch in einigen Gesichtspunkten

auch vom erwarteten Ereignisablauf ab. Insbesondere wurde der PIG nicht freigelegt und sprach daher auch nicht an und der von nichtkondensierbaren Gasen unbeeinflusste Notkondensator führte mehr Wärme ab als erwartet und dominierte zeitweise das Verhalten des Primär-(RDB)-Drucks. Außerdem zeigte sich Optimierungsspielraum in einigen Randbedingungen wie z. B. der Simulation der Nachzerfallsleistung und der Energieabfuhr aus dem Absetzbecken.

Um beim nächsten Versuch einen Ereignisablauf zu erhalten, der noch Design-typischer sein sollte, wurden wichtige Details der Versuchsprozedur geändert; dies betrifft insbesondere den zu Versuchsbeginn eingestellten Füllstand der künftig nur noch im Fallraum-Simulator auf 17,5 m eingestellt werden sollte, im Steigraum-Behälter dagegen bei ca. 15,5 m (entsprechend den Verhältnissen in einem SWR nach RESA und nach Phasentrennung von Dampf und Wasser im Steigraum, jedoch vor dem dann erfolgenden Pegelausgleich). Diese unterschiedlichen Füllstände vor Versuchsbeginn lassen sich in der INKA-Anlage einstellen, da eine Armatur an der unteren Einbindung des Fallraumsimulators in den Steigraumsimulator vorhanden ist. Die Gittersensormessungen zeigten nach relativ kurzer Zeit starke Artefakte aufgrund größerer Farbpartikeln der Konservierungsbeschichtung, welche aus dem oberen Vorlagebehälter mitgerissen wurden. Der Behälter wurde deshalb vor den nächsten Experimenten noch einmal gründlich gesäubert und ein zusätzlicher Filter im GEKO-Zulauf wurde eingebracht.



**Abb. 4.3** Zugesetzter unterer Teil des Gittersensors im GEKO-Rücklauf durch Farbpartikel der Konservierungsbeschichtung

## 4.3.2 Speisewasserleitungsleck

Der Integralversuch zum "Speisewasserleitungsbruch im Containment" (EASY-02) wurde am 31. Mai 2017 gefahren. Die Pegel wurden für den Versuchsbeginn "schräg" gestellt, mit ca. 15,5 m im RDB-Steigraumsimulator und ca. 17,5 m im RDB-

Fallraumsimulator (wie im letzten Abschnitt beschrieben). Eine Übersicht über die Versuchsergebnisse gibt Abb. 4.4.

Die wesentlichen Ereignisse des Versuchs sind in Tab. 4.2 aufgelistet. Er dauerte nahezu sieben Stunden. Während dieser Zeit wurde die simulierte Nachzerfallsleistung permanent von anfangs 10 MW auf bei Versuchsende unter 3 MW reduziert. Mit Öffnung des Leckagequerschnitts fielen Druck und Füllstände (überlappt von einem zügigen aber ruhigen Füllstandsausgleich zwischen Steig- und Fallraum) schnell ab. Bei einem Füllstand von etwa 11,7 m im Fallraum wurde von Wasser- auf Dampfausströmung übergegangen. Der PIG löste verzögerungsfrei aus, als der Pegel auf die PIG-Einbauhöhe (ca. 9,8 m) abfiel und die folgende automatische Druckentlastung (ADE) beschleunigte den Druckabfall. Das Flutventil öffnete, als die Druckdifferenz vom RDB-Simulator zum Flutbehälter auf etwa 1.600 mbar abgefallen war (was etwa 20 Minuten nach Freigabe des Leckquerschnitts geschah). Weitere fünf Minuten später wurde mit ca. 8 m der tiefste Füllstand erreicht. Dann begann das passive Wiederauffüllen aus dem Flutbehälter. Die Pegel stiegen bis etwa 15 m und bleiben bis zum Versuchsende oberhalb von etwa 13 m. Der Pegelrückgang von etwa 15 auf etwa 13 m (Höhe des Rohrbündels des Notkondensators) erfolgte, nachdem das eingespeiste Kernflutwasser bis auf Sättigung aufgeheizt war und der RDB-Druck vom tiefsten erreichten Wert (ca. 2 bar) aus wieder leicht bis ca. 2,5 bar anstieg. Langfristig pendelten die Pegel sehr langsam um die NOKO-Bündel-Einbauhöhe. Der Drywelldruck hatte kurz nach Versuchsbeginn in der Spitze ca. 3,2 bar erreicht, sank dann bis auf etwa 2 bar ab und stieg später allmählich wieder an, ohne den zuvor erreichten Maximalwert nochmals zu überschreiten. Diese Füllstandsveränderungen sind auch sehr gut an der temporären Freilegung bzw. Flutung der Thermonadelsonden im NOKO zu erkennen (vgl. Abb. 4.5).

## Übersicht Ergebnisse Versuch EASY-02 (Speisewasserleitungsbruch)

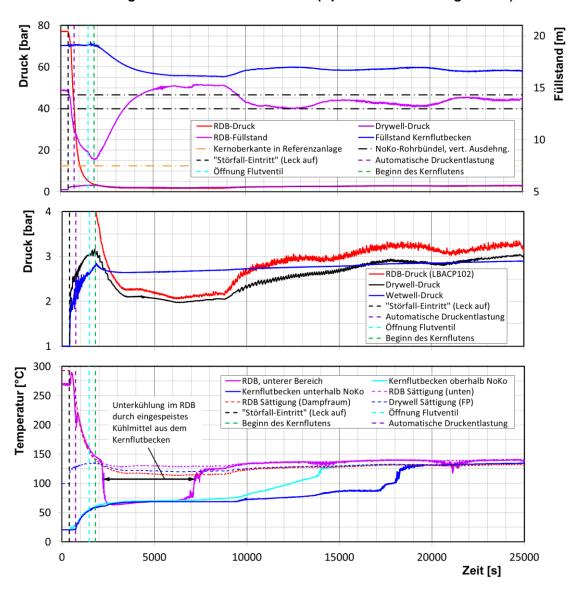
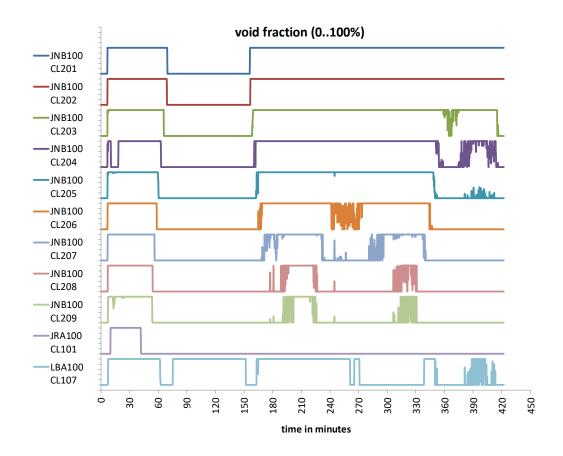
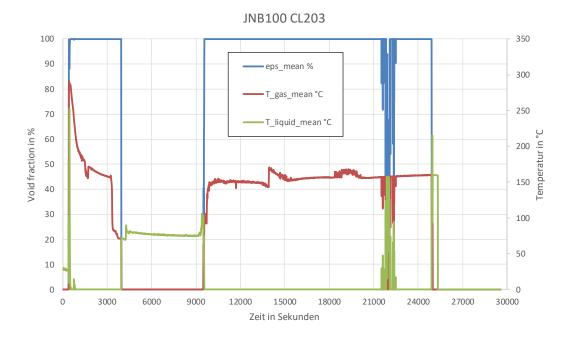


Abb. 4.4 Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-02



**Abb. 4.5** Lokaler Gasgehalt zwischen 0 – 100 % für jede Messposition der Thermonadelsonden des Integralversuchs EASY-02

Der gesamte NOKO und auch die Sonde oberhalb des PIG werden quasi unmittelbar nach Versuchsbeginn freigelegt. Nach ca. 50..60 Minuten flutet der NOKO wieder. Nach ca. 150 Minuten sind die oberen Sonden wieder im Gasraum, während die unteren Sonden die schwankenden Füllstände und zum Teil zweiphasige Strömungen registrieren. Die starken Füllstandsschwankungen um die Höhe des Notkondensators zeigten aber auch eine verbliebene Belastung des NOKO-Inventars mit nichtkondensierbaren Gasen auf. Exemplarisch ist Sonde Nummer 3 im NOKO (Messstelle JNB100 CL203) in Abb. 4.6 veranschaulicht. Der lokale Gasgehalt ε wird über den Quotienten aus der Kontaktzeit der Sonde mit Gas und dem Mittelungsintervall (100 ms) errechnet. Das integrierte Thermoelement misst die lokale Medientemperatur, welche dann jeweils der Gasbzw. Flüssigphase zugerechnet wird. In der Abbildung ist deutlich zu erkennen, dass nach ca. 3.500 s die Gastemperatur schlagartig absinkt, was nicht mit der Dampf-Sättigungstemperatur korreliert. Erst nach ca. 4.000 s befindet sich die Sonde wieder in der Wasservorlage.



**Abb. 4.6** Zeitgemittelte Gasgehalte, Wasser- und Gastemperaturen der NOKO-Sonde JNB100 CL203 für den Versuch EASY 2 (Speisewasserleck).

**Tab. 4.2** TUD-Analyse, Wesentliche Ergebnisse des experimentellen Ablaufs EASY-2

	SpW-Leitungsbruch (EASY02)			
Ereignis	Zeit (s), (min)	Erläuterung		
Öffnung V1, Experiment beginnt	0 0	Massenstrom des Lecks wird durch die kritische Strömung am Ort des Austrittsstutzens begrenzt.		
Öffnung V2, Pegelaus- gleich erfolgt	17 0,3	Die Wassermassen aus dem Ringspalt strömen in Richtung GAP-Behälter und verzögern den Füllstandsabfall um ca. 50 s. Vermutlich hatte das Zweiphasengemisch (Wasser-Dampf) im unteren Bereich des GAP-Behälters einen hohen Dampfmassenanteil, sodass das hineinströmende Wasser den Füllstandsabfall verzögerte.		
Aktivierung der Dampf- einspeisung für die Nach- zerfallsleis- tung	20 0,3	Die beim Pegelausgleich hervorgerufene Verzögerung des Füllstandsabfalls wird zusätzlich durch die nach 3 Sekunden aktivierte Dampfeinspeisung begünstigt. Der Massenstrom liegt in den ersten 5 Sekunden in der Größenordnung von 0.6 kg/s		
Öffnung PIG- Ventil V3	38 0,6	Im JRA-System fällt der Füllstand sprunghaft ab und anschließend sinkt dieser entsprechend der Leckausströmung.		

	SpW-Leitungsbruch (EASY02)			
Ereignis	Zeit (s), (min)	Erläuterung		
Aktivierung der Drainage für die Nach- zerfallsleis- tung	57 1,0	Aufgrund der Dampfeinspeisung wird dem System Masse hinzugefügt, welche über die Drainage wieder ab- geführt wird, um ein Massenausgleich herzustellen.		
Umschaltung zur Dampf- ausströmung, Öffnung V5	159 2,7	Aufgrund des Füllstandabfalles im Ringspalt wurde nach der Unterschreitung von 11.7 m die obere Störfallleitung geöffnet und anschließend das Ventil V1 geschlossen. Durch die Dampfausströmung in den Gasraum des Sicherheitsbehälters fiel der Druck im GAP erstmals schneller ab.		
PIG-Druck > 7 bar	330 5,5	Der Druck von 7 bar auf der Sekundärseite des PIG wurde überschritten, sodass die automatische Druckentlastung durchgeführt wurde mittels der Öffnung des SE-Ventils. Damit sank der Druck im GAP nochmals schneller, wobei der Dampf in die Wasservorlage des Flutbehälters kondensiert wurde.		
Öffnung SE- Ventil	339 5,7	Die Steuerung benötigt ca. 9 s bis die Öffnung des SE- Ventils beginnt.		
Signifikante Öffnung des Flutventils	1079 18,0			
Minimum des RDB- Füllstandes und Beginn des Flutens	1404 23,4			
Ende des Ex- periments	22.500 375,0			

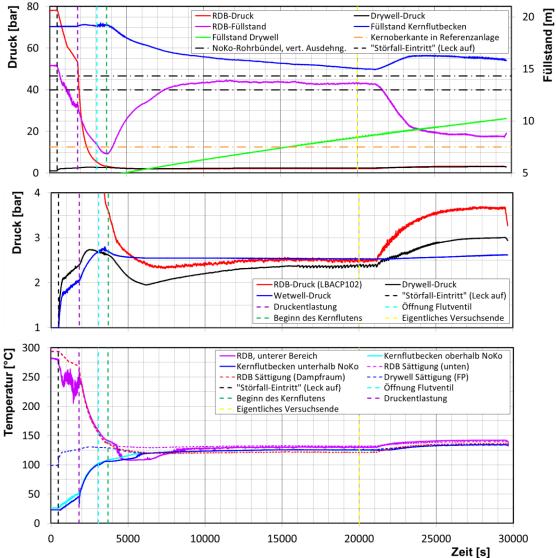
## 4.3.3 RDB Bodenleck

Der Integralversuch zum "RDB-Bodenleck" (EASY-03) wurde am 30. Juni 2017 durchgeführt.

Bei diesem Szenario wird ein deutlich langsamerer Druckabfall erwartet als bei großen Lecks. Daher ist die Automatische Druckentlastung (ADE) als Voraussetzung für das Kernfluten besonders wichtig. Es ist deshalb sinnvoll, in einem diesbezüglichen Versuch das Verhältnis von Nachzerfallsleistung zu Leistungsabfuhr infolge ADE so zu gestalten, dass es nah am Design bleibt, d. h. relativ zu KERENA möglichst gleich zu skalieren. Daher wurde beschlossen, den Skalierungsfaktor der Nachzerfallsleistung nach Beginn

der ADE an die Skalierung des Kondensationsrohrs (1:22) anzupassen, d. h. von 1:8 im ersten Versuchsteil auf etwa 1:24 für den weiteren Versuchsverlauf abzusenken.

# Übersicht Ergebnisse Versuch EASY-03 (RDB-Bodenleck)

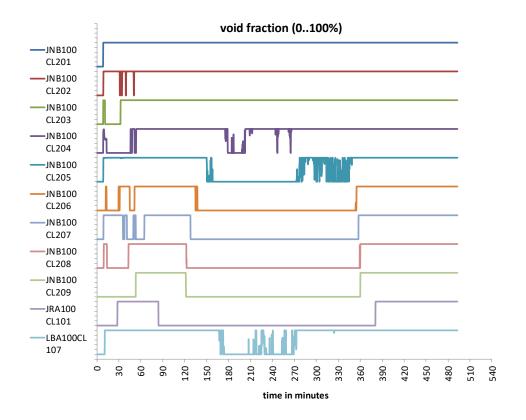


**Abb. 4.7** Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-03

Einen Überblick über die Versuchsergebnisse gibt Abb. 4.7. Der Pegelausgleich zwischen Steig- und Fallraum bei Versuchsbeginn führte bereits zur teilweisen Freilegung des NOKO-Rohrbündels (vgl. Abb. 4.8) und die einsetzende Kondensation ließ den RDB-Druck sinken (mit marginalem Beitrag auch der Leckausströmung am RDB-Boden). Die NOKO-Leistung ließ die Flutbehälter-Temperaturen rasch ansteigen. Durch das Leck stieg der Drywell-Druck rasch auf etwa 2,1 bar und dann langsam weiter an. Teil des Dampfs strömte die Kondensationsleitung Ein über in die

Kondensationskammer. Die mitgespülten nichtkondensierbaren Gase ließen auch dort den Druck ansteigen.

Der RDB-Füllstand nahm allmählich ab, bis sich der Pegel nach etwa 22 Minuten auf der Höhe des PIG befand. Das S&E-Ventil öffnete und es kam zur Druckentlastung. Dabei strömte nun Dampf direkt ins Flutbecken und ließ die dortigen Fluidtemperaturen beschleunigt ansteigen.



**Abb. 4.8** Lokaler Gasgehalt zwischen 0 – 100 % für jede Messposition der Thermonadelsonden des Integralversuchs EASY-03

Wie bereits weiter oben erwähnt, wurde mit Beginn der ADE die simulierte Nachzerfallsleistung reduziert, um etwa die gleiche Skalierung wie für das Kondensationsrohr zu erhalten. Die Druckentlastung beschleunigte neben dem RDB-Druckabbau und dem Anstieg der Flutbehälter-Temperaturen auch den Druckaufbau in Drywell und Wetwell, und
dies, obwohl der Flutbehälter weitgehend auf unterkühlten Temperaturen blieb. Wahrscheinlich war dort jedoch die Temperaturverteilung sehr inhomogen und der eingeblasene Dampf wurde nur zum Teil kondensiert. In der Kondensationskammer wurde ca.
32 Minuten nach der Leck-Simulation ein Maximaldruck von 2,8 bar erreicht.

Etwa 43 Minuten nach Auftreten des Lecks begann sich das Flutventil zu öffnen. Elf Minuten später lag der RDB-Druck nur noch etwa 1 bar über dem Drywell-Druck und effektives Kernfluten begann. Der minimale RDB-Füllstand hatte 7 m betragen. Das in den RDB eingespeiste Kühlmittel nahm die Nachzerfallsleistung teilweise auf. Trotzdem heizte sich der Flutbehälter noch weiter auf, bis er etwa 1 ½ Stunden nach Leck-Simulation Sättigungstemperatur erreichte.

Der Gebäudekondensator hatte bereits ca. zehn Minuten nach Störfall-Simulation begonnen, Wärme aus dem Containment abzuführen, ohne dass im GEKO-Rücklauf (Gittersensormessung) nennenswerte Mengen Dampf anfielen. Während der Kernflutung ließ er den DW-Druck auf rund 2 bar absinken, der dann allerdings langsam wieder anstieg und sich bei etwa 2,3 bar stabilisierte. Nach der Kernflutung führte der GEKO ca. 1 MW und damit die gesamte simulierte Nachzerfallsleistung aus dem Containment ab, die über ADE und NOKO aus dem RDB in den siedenden Flutbehälter gelangte.

Der Versuch wurde nach etwa 3 ½ Stunden bei einem mehr oder weniger stabilen RDB-Füllstand von 13,5 m, einem linear abnehmenden Flutbehälter-Füllstand und bei ansteigendem Füllstand im Drywell-Behälter beendet. Der Drywell-Druck lag bei 2,3 bar. Nach entsprechender linearer Interpolation hätte sich elf bis zwölf Stunden nach Leck-Simulation ein Ausgleichsfüllstand von rund 13 m in den drei Behältern eingestellt.

Nach dem eigentlichen Ende des Versuchs wurde die Nachzerfallsleistung wieder um einen Faktor 3 auf 1/8 des Wertes in der Referenzanlage erhöht. Die Anlagenparameter begannen sich zu ändern, hatten sich jedoch etwa 2,5 Stunden nach Versuchsende erneut auf Werte stabilisiert, die in der Referenzanlage kein sicherheitsrelevantes Problem dargestellt hätten.

Bei der Auswertung der Gittersensorsignale wurde festgestellt, dass erneut Feststoffpartikel (wenn auch in geringen Mengen) im GEKO-Rücklauf vorhanden waren. Da sich diese aber größtenteils am Boden des horizontalen Rohres sammelten konnten die Gittersensordaten durch Extrapolation der fehlerhaften Pixelbereiche rekonstruiert werden. Hierfür wurden manuell die Fehlpixel markiert und nachher aus den nicht verstopften Nachbarn extrapoliert. Das Ergebnis dieses Verfahrens ist in Abb. 4.9 dargestellt.

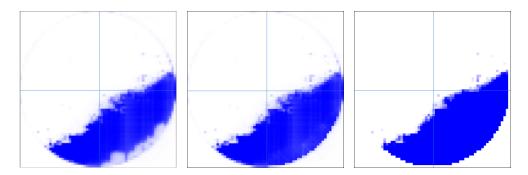
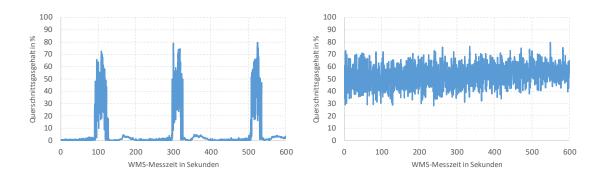
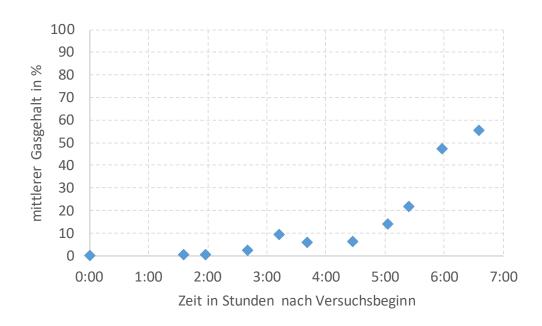


Abb. 4.9 Gittersensorrohdaten vor (links), nach (Mitte) Extrapolation der Daten im Bereich fehlerhafter Pixel infolge von Verschmutzung des Sensors und kalibrierter Datenpunkt mit Gasgehalt zwischen 0%-blau und 100%-weiß (rechts), Beispieldatensatz aus Easy 3 (Bodenleck)

Während des eigentlichen Versuches wurde die Wärme im Rücklauf mehrheitlich einphasig abtransportiert. Erst nach Versuchsende und erneuter Erhöhung der simulierten
Nachzerfallswärme setzte der zweiphasige Betrieb ein. Nach ca. 5 Stunden ging die Blasenströmung in eine intermittierende Pfropfen-Strömung über. Die Frequenz der Großblasen lag anfangs bei ca. 1/200 s und erhöhte sich zunehmend. Nach ca. 6 Stunden
stellte sich im GEKO-Rücklauf eine wellige geschichtete Strömung mit ca. 50 % Dampfgehalt ein (vgl. Abb. 4.10). Aus den querschnittsgemittelten Daten lassen sich durch Mittelwertbildung die mittleren Dampfgehalte ableiten. Einen Gesamtüberblick über die
Dampfgehaltsentwicklung im GEKO-Rücklauf gibt Abb. 4.11.



**Abb. 4.10** Querschnittsgemittelte Gittersensormessdaten ca. 4 h (links) und 6,5 h nach Versuchsbeginn aus Integralversuch EASY-3



**Abb. 4.11** Gesamtüberblick über die Dampfgehaltsentwicklung im GEKO-Rücklauf für den Integralversuch Easy 3

**Tab. 4.3** TUD Analyse, Wesentliche Ereignisse des experimentellen Ablaufs EASY-3

Ereignis	RDB-Bodenleck (EASY03)		
	Zeit [s], [min]	Erläuterung	
Öffnung V1, Experiment beginnt	0 0	Massenstrom des Lecks wird durch die kritische Strömung am Ort der Drossel begrenzt.	
Öffnung V2, Pegelaus- gleich erfolgt	19 0,3	Die Wassermassen aus dem Ringspalt strömen in Richtung GAP-Behälter, wobei keine Verzögerung des Füllstandsabfalls zu erkennen ist. Vermutlich hatte das Zweiphasengemisch im unteren Bereich des GAP-Behälters einen geringen Dampfmassenanteil, sodass das hineinströmende Wasser kaum einen Einfluss auf die Gemischdichte und somit den Füllstand hatte.	
Aktivierung der Dampf- einspeisung für die Nach- zerfallsleis- tung	25 0,4	Die Dampfeinspeisung erfolgte 6 Sekunden später nachdem das Ventil zum Pegelausgleich geöffnet wurde. Der Massenstrom liegt in den ersten 5 Sekunden in der Größenordnung von 0.2 kg/s und wirkt sich kaum auf den Füllstandsverlauf aus.	
Öffnung PIG- Ventil V3	20 0,3	Im JRA-System fällt der Füllstand sprunghaft ab und anschließend sinkt dieser entsprechend der Leckausströmung.	

Ereignis	RDB-Bodenleck (EASY03)			
	Zeit (s), (min)	Erläuterung		
Aktivierung der Drainage für die Nach- zerfallsleis- tung	58 1,0	Aufgrund der Dampfeinspeisung wird dem System Masse hinzugefügt, welche über die Drainage wieder abgeführt wird, um ein Massenausgleich herzustellen.		
Umschaltung zur Dampf- ausströmung, Öffnung V5	-	Nicht Bestandteil dieses Experiments.		
PIG-Druck > 7 bar	1312 21,9	Der Druck von 7 bar auf der Sekundärseite des PIG wurde überschritten. Die Steuerung zur Öffnung des SE-Ventils funktionierte nicht, sodass eine manuelle Öffnung erforderlich war.		
Öffnung SE- Ventil	1338 22,3	Die Druckentlastung wurde durchgeführt und der Druck im GAP sank schneller als bisher, wobei der Dampf in die Wasservorlage des Flutbehälters kondensiert wurde.		
Signifikante Öffnung des Flutventils	2595 43,3			
Minimum des RDB- Füllstandes und Beginn des Flutens	3222 53,7			
Ende des Ex- periments	16800 280			

## 4.3.4 Station Blackout

Der Integralversuch zum "Station Blackout" (EASY-04, ohne KMV) wurde am 18. August 2017 durchgeführt. Er dauerte etwa 7 ½ Stunden. Während dieser Zeit wurde die simulierte Nachzerfallsleistung permanent von anfangs 10 MW auf bei Versuchsende deutlich unter 3 MW reduziert.

## Übersicht Ergebnisse Versuch EASY-04 (Station Blackout ohne KMV)

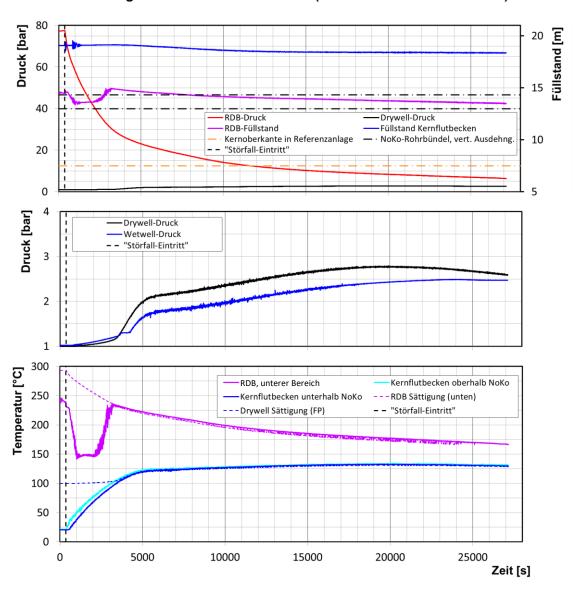


Abb. 4.12 Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-04

Mit Öffnung der Armatur im unteren Bereich zwischen Steigraumsimulator und Fallraumsimulator bei Versuchsbeginn (t = 361 s) glichen sich die Pegelstände aus. Bereits mit diesem Pegelausgleich wurde der oberste Bereich des Notkondensator-Rohrbündels soweit freigelegt, dass RDB-seitig Dampf in die Wärmetauscher-Rohre strömen und kondensieren konnte. Dieser Wärmeübertrag reichte von Versuchsbeginn an (wie auch über die gesamte weitere Dauer des Versuchs hin) aus, um die simulierte Nachzerfallsleistung zu überkompensieren. In Folge nahm der RDB-Druck während des gesamten Versuchsverlaufs monoton ab, obwohl kein Leck vorhanden war. Die RDB-Druckbegrenzung (über die S/E-Ventile) sprach nicht an. Der RDB-Druck sank innerhalb der ersten Stunde nach Simulation des Störfalleintritts von 75 bar auf etwa 27 bar ab und innerhalb der nächsten 5 Stunden auf etwa 18 bar (Tendenz: weiterhin klar und

nahezu linear sinkend mit etwa 1 bar pro Stunde). Der Füllstand im RDB-Simulator blieb während des gesamten Versuchs auf hohem Niveau und sank im ganzen Versuchszeitraum allein durch Volumenkontraktion (die Sättigungstemperatur sank mit dem Druck ab) auf etwa 13,5 m ab. Die Kühlmittelpegel fielen somit während des gesamten Versuchs nicht bis auf die Einbauhöhe des Passiven Impulsgebers ab. Es kam daher nicht zu einer Automatischen Druckentlastung. Die Kernflutarmatur blieb aufgrund der Differenzdruckverhältnisse während des gesamten Versuchsverlaufs geschlossen.

Die Wasservorlage im Flutbehälter wurde ab Störfallbeginn durch den Notkondensator aufgeheizt. Durch den steigenden Dampf-Partialdruck stieg der Drywelldruck innerhalb der ersten 3.000 s sehr langsam an bis auf etwa 1,2 bar. Etwa zu dieser Zeit erreichte das Kernflutbecken zumindest partiell Sättigungstemperatur. Dampf wurde nun verstärkt freigesetzt und ließ Druck und Temperatur im Drywell innerhalb weniger als weiterer 2.000 s auf 2 bar und 120°C ansteigen. Der weitere Anstieg des Drywelldrucks führte langsam auf einen Maximalwert von 2,7 bis 2,8 bar bei t = 19.000 s und begann dann allmählich zu sinken, da etwa ab dieser Zeit die Dampfabfuhr ins Kondensationsbecken zusammen mit der Wärmeabfuhr über den Gebäudekondensator die Wärmezufuhr durch den NOKO überstiegen. Der Druck in der Kondensationskammer (Wetwell) stieg bis t = 24.000 s auf ein Maximum von 2,5 bar an. Dabei wurden in der Kondensationskammer keine Temperaturen über etwa 90 °C gemessen, d. h. das Kondensationsbecken blieb im gesamten Versuchszeitraum unterkühlt. Der Gebäudekondensator übertrug ab etwa t = 3.500 s Leistung an das Absetzbecken außerhalb des Containments. Gegen Versuchsende lag seine einphasig berechnete Leistung bei rund 2 MW. Die tatsächliche Leistung des Gebäudekondensators (unter Berücksichtigung auch der Verdampfungsenthalpie für einen Teil des Massenstroms), die nicht direkt gemessen werden kann, wurde anhand der externen Kühlung des Absetzbeckens, das sich zu dieser Zeit auf konstanter Temperatur befand, jedoch zu mindestens 3 MW abgeschätzt und überstieg somit bereits die Nachzerfallsleistung.

Bei den Nadelsondenmessungen kam es während des Versuches zu einigen Phänomenen, die sich nur schwer interpretieren lassen. So stieg beispielsweise bei Sonde 5, die sich genau in der Mitte des NOKO-Bündels befindet, die lokale Leitfähigkeit weit über den Wasserwert hinaus an. Eine mögliche Interpretation wären gelöste Ionen im Wasser. Außerdem trat in den ersten 20 Minuten das Problem auf, dass es im Bereich der Grenzschicht zwischen Wasser und Dampf offenbar zu einer stark ausgeprägten Zweiphasenströmung kam, bei der die Messwerte (aufgenommen mit 1000 Hz) weder einen klaren Wasser- noch Dampfwert annahmen. Dies ist bei kondensierendem Dampf

eigentlich nicht möglich, da der triaxiale Sondenaufbau einen Stromfluss bei Tröpfchenströmung verhindert. Eine mögliche Interpretation wäre, dass es zu einer Art Aufschäumen oder Volumensieden mit sehr vielen extrem kleinen Blasen im Wasser kam. Dies führt dazu, dass die Sondensignale nicht klar zwischen Dampf- und Flüssigphase binarisiert werde können. Hier mussten zusätzliche Annahmen getroffen werden um die lokalen Gasgehalte zu bestimmen. Aufgrund der zum Teil niedrigen Temperaturen (unterhalb der Sättigungskennlinie) in der Gasphase während der Messungen liegt die Vermutung nahe, dass es sich bei den beobachteten Phänomenen um das Ausgasen nichtkondensierbarer Gase gehandelt hat. Auch ein Verschleiß der Sonden durch die Extrembelastungen im NOKO kann erst nach dem Ausbau zu 100% ausgeschlossen werden. Die Nadelsondenergebnisse dieses Versuches können daher leider nicht als gesichert angesehen werden. Dennoch stehen die Daten komplett ausgewertet zur Verfügung. Weiterführende Untersuchungen sollten hier angestellt werden.

## 5 Integralmodelle, Validierungsrechnungen und Unsicherheitsanalysen

## 5.1 Entwicklung eines ATHLET/COCOSYS Eingabedatensatzes für die INKA-Versuchsanlage (TUD-ASP, GRS)

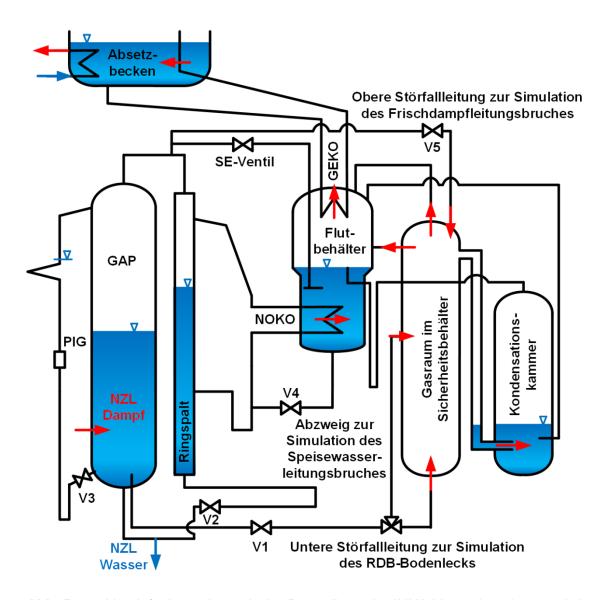
Für die Rechnungen der integralen Störfälle, die an der INKA-Testanlage experimentell erfasst wurden, wurde ein gekoppelter ATHLET/COCOSYS-Datensatz erstellt. Der ATHLET-Teil wurde von TUD-ASP und der COCOSYS-Teil von der GRS erzeugt. Der ATHLET-Datensatz enthielt zunächst sämtliche, für den Störfall relevante Leitungen und Behälter. Die Simulationen wurden in einem ersten Schritt mit diesem Datensatz durchgeführt. Erst im nächsten Schritt wurden beide Datensätze gekoppelt, indem die Containment-Behälter Drywell und Wetwell sowie die Kondensationsleitung zwischen beiden Behältern durch COCOSYS-Objekte ersetzt wurden. Die Kopplung über GCSM und Discharge-Valves wurde verwendet, um beide Datensätze miteinander zu verbinden. Die Schnittstellen zischen ATHLET und COCOSYS befinden sich jeweils an den Leitungen, die zum Drywell- oder Wetwellbehälter führen.

Zunächst wird kurz der ATHLET-Basisdatensatz, der von TUD-ASP erzeugt wurde, beschrieben. Anschließend folgt eine Beschreibung des COCOSYS-Teils, der von der GRS erstellt wurde.

## 5.1.1 Entwicklung des ATHLET Eingabedatensatzes für die INKA-Versuchsanlage

An der INKA-Versuchsanlage wurden im Rahmen des EASY-Projektes verschiedene Leckstörfälle und ein Station Blackout experimentell untersucht. Die nachstehende Abb. 5.1 zeigt schematisch die wichtigsten Komponenten an der INKA-Versuchsanlage, die für die Nachrechnung dieser Experimente mit ATHLET modelliert wurden. Bei diesen Störfällen ist darauf zu achten, dass die Abfuhr der Wärmeenergie aus dem GAP-Behälter entsprechend über die Schnittstellen Leck- oder Bruchfläche, Oberflächen bei Wärmetauschern oder durch die Dampfkondensation in eine Wasservorlage erfolgt. Der Wärmeverlust an die Umgebung ist ebenfalls nicht zu unterschätzen. Diese Wärmeabfuhrkette ist schematisch in Abb. 5.1 dargestellt. Der Energieeintrag in den GAP-Behälter entsprechend der experimentellen Simulation der Nachzerfallsleistung (NZL) erfolgt über eine Dampfeinspeisung (NZL Dampf). Damit wird zunächst dem System Fluidmasse

hinzugefügt, die während der Experimente entsprechend wieder abgeführt wurde (NZL Wasser). Bei allen Experimenten, außer dem Frischdampfleitungsbruch, wird die Wärmeenergie aus dem GAP-Behälter hauptsächlich durch den Notkondensator (NOKO) an die Wasservorlage des Flutbehälters übertragen. Solange die Wassertemperatur im Flutbehälter unterhalb der Sättigungstemperatur ist, wird die Wärmeenergie aus dem GAP in dieser Wasservorlage gespeichert. Je nach Experiment wird ein Teil der Wärmeenergie an den Gasraum des Sicherheitsbehälters abgegeben.



**Abb. 5.1** Vereinfachte schematische Darstellung der INKA-Versuchsanlage und der Wärmeabfuhrkette der Nachzerfallsleistung

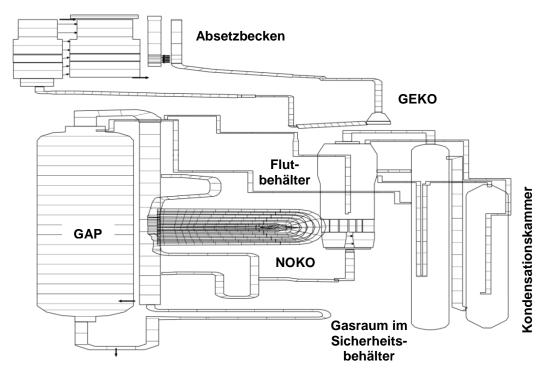
Bildet sich Wasserdampf im Sicherheitsbehälter oder wird dieser durch Leckstörfälle freigesetzt, wird der Wasserdampf unter Abgabe von Wärmeenergie an die Wasservorlage der Kondensationskammer kondensiert. Weiterhin wird Wärmeenergie aus dem Sicherheitsbehälter (betrifft auch die Flutbehälteratmosphäre) mit Hilfe der Gebäudekondensatoren (GEKO) an das Absetzbecken abgeführt. Das Absetzbecken an der INKA-Versuchsanlage hat einen Wärmetauscher, der die Temperatur im Absetzbecken unterhalb 100 °C hält. Je nach Störfall werden also die Schnittstellen der Wärmeabfuhrkette unterschiedlich stark beansprucht. Daher müssen je nach Störfallsituation die Schnittstellen mit entsprechender Sorgfalt modelliert werden und können sich gegebenenfalls in der Art der Modellierung unterscheiden. Für diesen Zweck ist es notwendig ausgehend von einem Basisdatensatz die spezifischen Modellierungen aufzuzeigen.

Das erste Integralexperiment, welches an der INKA-Versuchsanlage im Rahmen des EASY-Projektes durchgeführt wurde, war der Frischdampfleitungsbruch. Auf Basis dieses Experimentes wurde zweckmäßigerweise der ATHLET-Basisdatensatz erstellt. Darüber hinaus wurde der Datensatz anhand der experimentellen Daten validiert und weist folgende Merkmale auf:

- Modellierung des Gasraumes im Sicherheitsbehälter sowie der Kondensationskammer jeweils als eine Volumeneinheit (BRANCH).
- Der obere Teil des Flutbehälters, oberhalb der Einbauhöhe des NOKOs, ist ebenfalls als eine Volumeneinheit (BRANCH) nodalisiert.
- Die Eintrittsstelle zum GAP-Behälter (Verbindungsleitung vom Ringspalt zum GAP-Behälter) wurde vereinfacht nodalisiert, sodass die Geometrie des Behälterstutzens nicht berücksichtigt ist.
- Die Absetzbeckenkühlung wurde als konstant angenommen.
- Der Wärmeübergangskoeffizient an der Außenseite des GEKOs wurde als konstant angenommen.
- Flutleitung berücksichtigt "Knie"-Stück entsprechend der INKA-Geometrie.
- Mechanische Charakteristik des Flutventils wird berücksichtigt (ATHLET-Python-Kopplung)

Beim Frischdampfleitungsbruch wurde der PIG nicht verwendet und ist daher nicht modelliert. Ohne den PIG erfolgt keine Schalthandlung zur automatischen Druckentlastung (ADE) über die SE-Leitung. Daher ist die Überprüfung der Modellierung der SE-Leitung an dieser Stelle nicht möglich.

Die Abb. 5.2 zeigt die Nodalisierung des Basisdatensatzes der INKA-Versuchsanlage mit ATHLET. Dieser Datensatz wird verwendet, um die anderen Experimente unter Anpassung der physikalischen Start- und Randbedingungen nachzurechnen.



**Abb. 5.2** Nodalisierungsschema des Basisdatensatzes für die verschiedenen Nachrechnungen (validiert anhand des Frischdampfleitungsbruches)

## JRA-System

Der Basisdatensatz wurde mit dem JRA-System erweitert wobei folgendes beachtet wurde. An der INKA-Anlage beginnt das JRA-System ab der Zulaufleitung vom GAP über den PIG und endet mit einer Rückführleitung an einem Zuspeise-Hilfssystem des GAPs. Dieses Hilfssystem dient zur Umwälzung der Fluidmassen zwischen dem Ringraum und dem GAP, um beispielsweise unterschiedliche Füllstände zwischen beiden Komponenten einzustellen. Es ist nicht vorgesehen dieses Zuspeise-Hilfssystem im Datensatz zu implementieren und daher wurde die Rückführleitung des PIGs im unteren Bereich des GAP-Behälters angebunden. Das JRA-System für den Integraldatensatz wurde auf Basis folgender Zeichnungen erstellt:

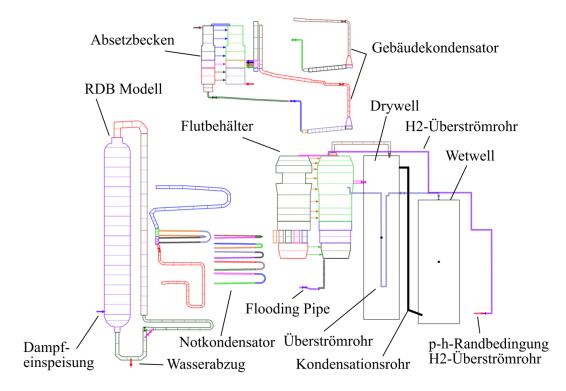
- PTCTC-G-22-62443 F (PIG-Rohrleitung JRA100 BR101 Passiver Impulsgeber)
- TGT3 00 61314 A (Passiver Impulsgeber PIG 6)

## 5.1.2 Entwicklung des COCOSYS Eingabedatensatzes für die INKA-Versuchsanlage

Der COCOSYS-seitige Eingabedatensatz der INKA-Versuchsanlage besteht aus den Behältern Drywellvessel (DWV) und Wetwellvessel (WWV). Angelehnt an den einfachen

ATHLET-Datensatz aus Abschnitt 5.1.1 bestehen auch hier die Behälter zunächst aus jeweils einer Zone. Während diese grobe Nodalisierung ausreichend für die Betrachtung des Frischdampfleitungslecks ist, wurde sie z. B. für die Nachrechnung des Station Blackouts etwas verfeinert (siehe Abschnitt 5.2.1.3).

In Abb. 5.3 ist das Nodalisierungsschema des Modells dargestellt. Die Kopplungsschnittstellen befinden sich jeweils am Ende der Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Drywell sowie am Ende der Überströmleitungen (Siphon und H<sub>2</sub>) als Verbindungen zwischen Flutbehälter und Wetwell. Auch die Leckleitung für das Frischdampfleitungsleck ist an ihrem Ende mit COCOSYS verbunden (hier mit dem Drywell).



**Abb. 5.3** Nodalisierungsschema des gekoppelten Modells

Die Kopplungsschnittstellen nutzen die GCSM-Kopplung. Daher finden sich im ATHLET-Input in den Objektbeschreibungen der oben genannten Pipe-Objekte jeweils die Angabe von Discharge-Valves an ihrem geometrischen Ende. Neben den Definitionen im CW DISCHARGE und CW VALVE sind die Schnittstellen im CW COCOSYS aufgelistet. Im GCSM Block "KOPPLUNG" sind die Drücke und Enthalpien der COCOSYS-Zonen definiert, die über die GCSM-Bibliothek COCOSYS bereitgestellt werden. Bis auf die Randbedingung für das H2-Überströmrohr handelt es sich dabei direkt um die Zonendaten aus COCOSYS. Für die Daten des H2-Überströmrohres mussten die Daten für Druck und Enthalpie noch angepasst werden: Durch die Wasserüberdeckung des H2-

Überströmrohres muss für dessen Randbedingung die darüber liegende Wassersäule mit berücksichtigt werden. Die Adaption wurde mittels GCSM durchgeführt.

Die beiden Zonen Drywell und Wetwell sind im COCOSYS-Input als Non-Equlibrium-Zonen definiert. Beide Behälter besitzen zudem Strukturen, die die Behälterwände und ihre Isolierungen repräsentieren. Die Stoffwerte der Materialien Stahl, Steinwolle und Aluminium wurden separat im Input definiert.

Die Verbindung zwischen Dry- und Wetwell ist durch eine Junction vom Typ ATM\_VALVE mit INSERTION Model modelliert.

## 5.2 Rechnungen der integralen Störfälle

#### 5.2.1 Station Blackout (GRS)

#### 5.2.1.1 Vorausrechnungen

Vor dem eigentlichen Versuch des Station Blackouts wurde mit dem ATHLET-Datensatz, der in 5.1.1 dargestellt ist, eine Vorausrechnung durchgeführt. Zum einen sollte so überprüft werden, ob die gewählten Start- und Randbedingungen zum erwarteten Störfallverhalten führen. Zum anderen zeigt eine solche Vorausrechnung, wie gut der Benutzer bei der Modellierung des Experiments und Unkenntnis über dessen realen Verlauf das Experiment selbst vorhersagen kann. Es handelt sich daher um eine sogenannte blinde Vorausrechnung.

Der verwendete Datensatz für die Vorausrechnung ist noch einmal in der folgenden Abb. 5.4 dargestellt. Im Gegensatz zu den anderen Experimenten wurde im Fall des Station Blackouts die Nachzerfallsleistung, der Notkondensator sowie der Gebäudekondensator jeweils 1:8 skaliert, um einen gleichen Maßstab zwischen Energiezufuhr und Abfuhr zu erreichen. Im Falle des Notkondensators wurden einige Rohre mittels Pfropfen verstopft, sodass nur noch ca. 50 % der Wärmeübertragerfläche im Experiment zur Verfügung standen (d. h. 1:4 → 1:8). Da zum Zeitpunkt der Vorausrechnung noch nicht entschieden war, welche der einzelnen Notkondensatorrohre verstopft werden sollten, wurde ein Skalierungsfaktor vom 0,5 auf die FPARO-Werte in der Objektbeschreibung der Notkondensatorrohr-TFOs sowie auf die FPARH-Werte der Notkondensator-HCOs multipliziert. Die Skalierung Gebäudekondensators konnte durch des Absperren einer

Gebäudekondensatorhälfte auf 1:8 geändert werden. Im ATHLET-Datensatz konnte dies ebenfalls durch Schließen der Vor- und Ablaufarmatur einer Gebäudekondensatorhälfte realisiert werden.

Die Nachzerfallsleistung wurde in der Vorausrechnung nicht wie im Experiment durch die kombinierte Dampfeinspeisung und Wasserdrainage realisiert, da letztere manuell von der Warte aus gesteuert wurden und daher zum Zeitpunkt der Vorausrechnungen nur in der Theorie bekannt waren. Stattdessen wurde die Leistung durch ein sogenanntes "Heatadd" dem GAP zwischen 4,12 m  $\leq$  H  $\leq$  5,12 m zugeführt. Die Leistungskurve entsprach dem im Experiment vorgesehenen Verlauf der Nachzerfallsleitungssimulation. Dementsprechend sind die in Abb. 5.4 gezeigten Fills Dampfeinspeisung und Wasserdrainage ungenutzt.

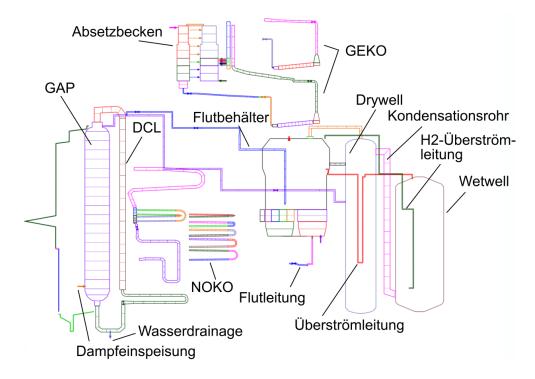


Abb. 5.4 Nodalisierung für die Vorausrechnung des SBO

Eine ähnliche Unsicherheit lag in der Modellierung der Kühlung des Absetzbeckens. Da die genauen Randbedingungen auch hier zum Zeitpunkt der Vorausrechnungen noch nicht klar waren, wurde für die Kühlung ein konstanter Massenstrom von 40 kg/s (Abzug aus und Einspeisung in das Absetzbecken) mit einer konstanten Temperatur von 40 °C (nur Einspeisung) angenommen.

Die Abb. 5.5 zeigt den Vergleich der Vorausrechnung mit den experimentellen Daten. Vor dem Beginn des Experiments wurde ein sogenannter Pegelschiefstand zwischen

Downcomerline (DCL) und RDB-Simulator (GAP) derart eingestellt, dass er dem Zustand gerade nach der SUSA und dem Zusammenfallen der Dampfblasen im GAP entspricht. Damit ist der Füllstand zu Beginn im GAP ca. 2 m niedriger als in der DCL. Er wird durch ein geschlossenes Ventil in der Verbindungsleitung zwischen GAP und DCL aufrechterhalten. Das Experiment startet mit Offnen des Ventils. Dadurch gleichen sich die Füllstände im GAP und der DCL aus. Der fallende Füllstand in der DCL führt aber dazu, dass der Notkondensator langsam freigelegt und Dampf kondensiert. In der Folge sinkt der Druck im gesamten GAP-System ab. Dieser Druckabfall ist in Abb. 5.5 oben links dargestellt. Die Leistung des Notkondensators findet sich in Abb. 5.5 in der Mitte rechts. Erkennbar ist, dass der Druckabfall für die ersten ca. 3.500 s gut zwischen Experiment und Vorausrechnung übereinstimmt. Der Druck fällt dann aber in der Rechnung auf ein etwas niedrigeres Niveau ab, sodass er bis ca. 9.000 s um bis zu 2.5 bar unterschätzt und im Folgenden um 2 – 4 bar überschätzt wird. Die Dichte des Wassers im GAP nimmt aufgrund der sinkenden Temperatur der Wasserphase (maximal Sättigungstemperatur) durch den sinkenden Druck zu. In Abb. 5.5 ist der Füllstand im GAP dargestellt, der aufgrund des sinkenden Druckes ebenfalls absinkt. Dabei wird er bis ca. 7.000 – 8.000 s gut von der Rechnung getroffen, während sich dann eine Differenz bis zu 0,5 m am Ende einstellt. Dieses Ergebnis passt gut mit der eben beschriebenen Druckdifferenz zusammen: Der höhere Druck in der Simulation führt zu einer höheren Temperatur des Wassers und damit zu einer geringeren Dichte.

Die Drücke in Drywell und Wetwell sind in Abb. 5.5 Mitte links dargestellt. Der Druck im Drywell steigt zunächst nur leicht durch Verdunstung des Wassers an. Ab ca. 3.500 s beginnt der Flutbehälter zu sieden. Der Druck im Drywell (und Flutbehälter) steigt schnell an. Dabei werden die nichtkondensierbaren Gase im Gasraum des Flutbehälters und im oberen Teil des Drywells über die Kondensationsleitung und die Wasserstoffüberströmleitung in das Wetwell gespült. Dieser Vorgang ist im Experiment ab ca. 5.000 – 5.500 s abgeschlossen. Nun strömt nur noch Dampf durch die Überströmleitungen. Dieser wird im Wetwell sofort kondensiert, sodass der Druckanstiegt im Drywell deutlich kleiner wird. In der Vorausrechnung beginnt der Siedevorgang erst ab ca. 4.000 s. Der Druckanstieg ist deutlich länger ausgeprägt, da durch die grobe Nodalisierung des Drywell zunächst sämtliche Luft aus dem Drywell in das Wetwell gespült werden muss, bevor der Druckanstieg kleiner wird. In der Vorausrechnung nimmt der Druck sogar zunächst in beiden Behältern zwischen 9.500 und 11.500 s ab, bevor er wieder ansteigt, allerdings deutlich langsamer als mit Beginn des Siedens.

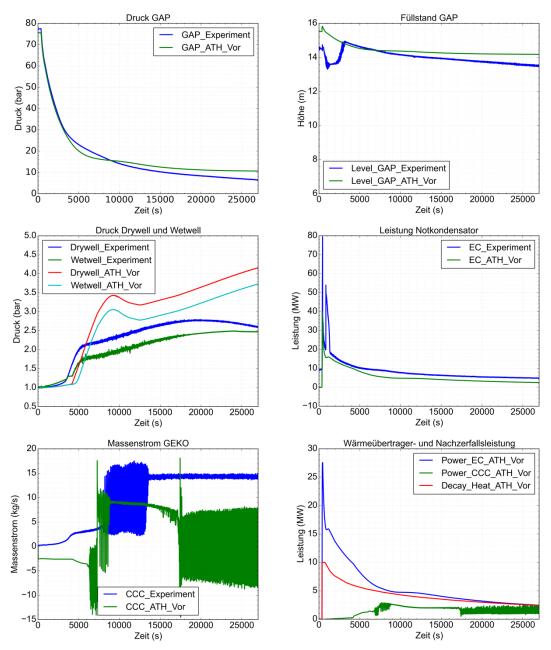


Abb. 5.5 Vergleich Experiment und Vorausrechnung SBO

## 5.2.1.2 Nachrechnungen ATHLET-Modell

Das ATHLET-Modell zur Nachrechnung wurde im Vergleich zum Datensatz für die Vorausrechnungen angepasst, um die experimentellen Daten besser widergeben zu können. Neben der Eingabe der konkreten Randbedingungen für die Nachzerfallsleistung und der Kühlung des Absetzbeckens wurden auch die das Containment repräsentierenden Behälter teilweise verfeinert. Weiterhin sind einige Systeme (PIG sowie passives Flutventil) nicht aktiviert worden. Dies machte einige Änderungen vom Standarddatensatz notwendig oder möglich.

## Diese Änderungen waren:

- Eingabe Randbedingungen für die Nachzerfallsleistungssimulation und der Kühlung des Absetzbeckens
- Detailliertere Auflösung des Drywell und Wetwell durch größere Anzahl von Kontrollvolumen und Anwendung eines Zweikanalmodells
- Detailliertere Auflösung des oberen Bereichs des Flutbehälters
- Nichtberücksichtigung des PIG durch Deaktivierung der PIG betreffenden Prioritätsketten im Datensatz
- Nichtberücksichtigung des speziellen Verhaltens des Flutventils durch Ersetzung des Python-Modells durch ein ATHLET Standardventil

Die oben genannten Anpassungen führten zu der in Abb. 5.6 dargestellten Nodalisierung für den 1D-Fall. Die Nachzerfallsleistung wird im Experiment durch Einspeisung von Dampf in den GAP bei gleichzeitiger Abfuhr von Wasser aus dem GAP realisiert (für die Massenneutralität). Im ATHLET-Modell werden dafür die Fills "Dampfeinspeisung" und "Wasserdrainage" mit den Daten des Experiments belegt.

Die Kühlung des Absetzbeckens wird ebenfalls über zwei Fills realisiert. Der Massenstrom lag im Experiment im Mittel konstant bei ca. 40,76 kg/s. Während sich die Austrittstemperatur aus dem Absetzbecken aus der entsprechenden Temperatur der Zone ergibt, mit der der Fill verbunden ist, wird die Eintrittstemperatur aus der Austrittstemperatur und einer Kennlinie der Kühlung bestimmt, die aus den experimentellen Daten abgeleitet wurde (siehe Abb. 5.7).

Es ist noch zu erwähnen, dass die hier gezeigten Simulationsergebnisse mit einem Korrekturfaktor für die Notkondensatorfläche (auf den Parameter FPARH der HECU-Objekte) von 1,3 und für die Gebäudekondensatorfläche um 1,8 gerechnet erzielt wurden. Der Grund der signifikanten Abweichungen für die Wärmetauscherleistungen basierend auf den Standardmodellen konnte während des Vorhabens nicht ermittelt werden. Dabei ist hervorzuheben, dass Material und Dicke der Notkondensatorrohre bestätigt wurden. Da bei den vorliegenden Bedingungen ca. 60 % des Wärmewiderstands von der Rohrwand kommen, müssten die Werte für die Wärmeübergangskorrelationen auf der Innen- und Außenseite in ATHLET jeweils um mehr als 100 % verändert werden, um einen vergleichbaren Effekt zu erreichen.

## ATHLET - 1D

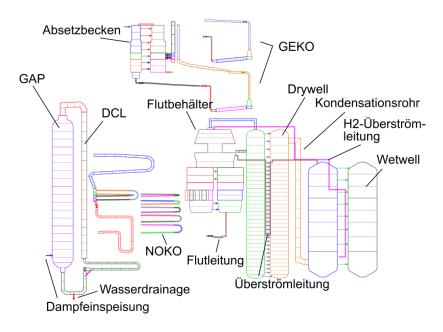


Abb. 5.6 Nodalisierung für die Nachrechnung des SBO 1D-Fall

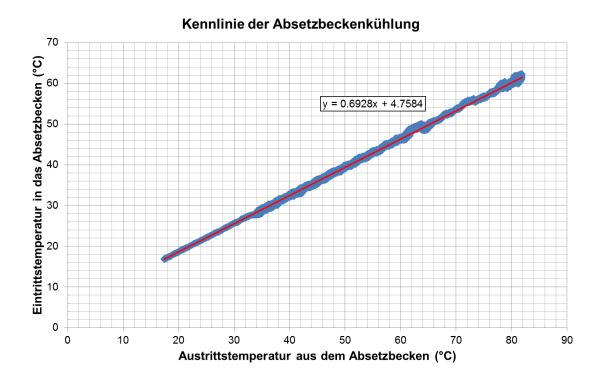


Abb. 5.7 Kennlinie Absetzbeckenkühlung

In Abb. 5.8 sind die Ergebnisse der Nachrechnungen mit dem in Abb. 5.6 gezeigten ATHLET Modell im Vergleich mit den experimentellen Daten dargestellt. Im Unterschied zu den im vorherigen Abschnitt 5.2.1.1 erzielten Ergebnissen der Vorausrechnungen passen die experimentellen und analytischen Drücke im GAP (Abb. 5.8 oben links)

deutlich besser zusammen. Der Druckunterschwinger zwischen 3.000 und 9.000 s ist nicht mehr vorhanden und die Druckdifferenz zwischen Simulation und Experiment am Ende liegt nun nur noch bei ca. 2 statt 4 bar. Die Abweichung zum GAP-Füllstand (Abb. 5.8 oben rechts) wird auch in der Nachrechnung überschätzt und summiert sich bis zum Ende der Simulation auf etwas über 40 cm auf (Vorausrechnung ca. 50 cm).

Der Notkondensator ist im Station Blackout die einzige Wärmesenke des Primärkreises (wenn man die Wärmeverluste über die Behälter und Rohrleitungen (alle isoliert) vernachlässigt). In Abb. 5.8 rechts, zweites Bild von oben, erkennt man, dass die Notkondensatorleistung in der Simulation um ungefähr 2 MW unterschätzt wird. Da aber der Druck im GAP gut mit den experimentellen Daten übereinstimmt und das System bis auf die Wärmeverluste über die Behälter- und Rohrwände (isoliert) nur über den Notkondensator Energie nach außen abgeben kann, kann angesichts der Unsicherheiten bei der Simulation der der Notkondensatorleistung die Genauigkeit der Simulation als ausreichend angesehen werden.

Wie eingangs beschrieben wurde ein Korrekturterm (NOKO-Parameter) auf den FPARH-Input der Wärmeleitobjekte der Notkondensatorrohre multipliziert. Die nachfolgende Abb. 5.9 zeigt den Einfluss des Parameters auf die Notkondensatorleistung (Abb. 5.9 rechts) und den resultierenden Druck im GAP (Abb. 5.9 links). Während bei unveränderter Fläche des Notkondensators die Peakleistung nach dem Öffnen der Armatur zwischen GAP und Standrohr bei ca. 31 MW liegt, werden mit dem Faktor ca. 35,5 MW erreicht. Bis ca. 4.500 s (Start des Siedens) liegt die Leistung ohne Faktor niedriger als mit Korrektor. Danach liegen beide Werte nah beieinander, wobei die Leistung ohne Korrektur etwas größer ist. Der Druck bis 4.500 s sinkt dementsprechend nicht so stark ab wie im Fall mit Korrektur. Danach verringert sich die Differenz beider simulierter Drücke (aufgrund der etwas höheren Leistung im unkorrigierten Fall sehr langsam.

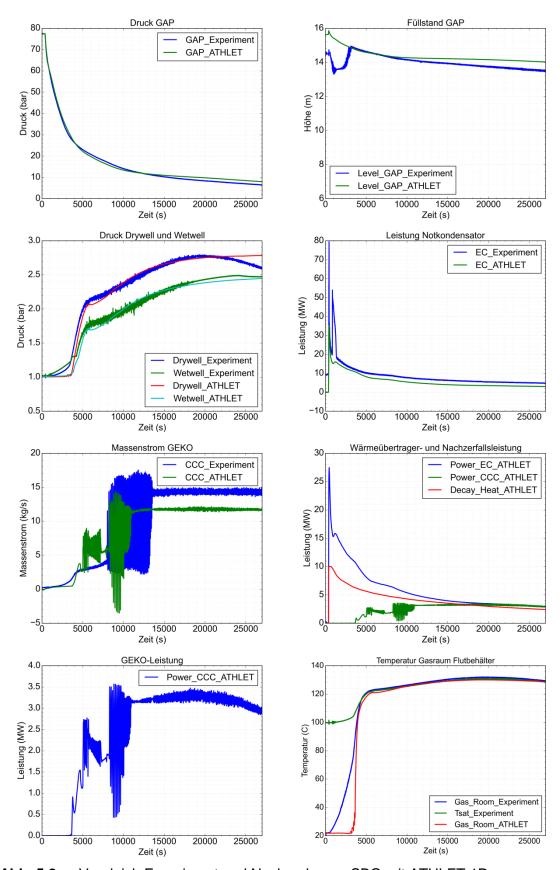
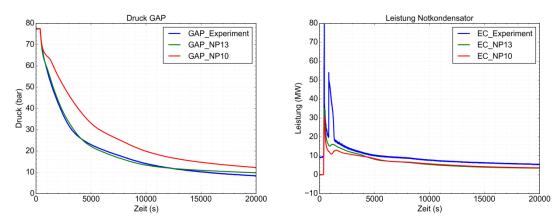


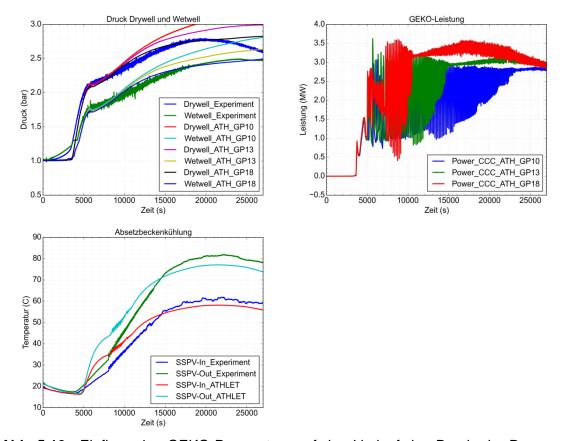
Abb. 5.8 Vergleich Experiment und Nachrechnung SBO mit ATHLET 1D



**Abb. 5.9** Einfluss des NOKO-Parameters auf den Verlauf der Transiente

In Abb. 5.8 links, zweites Bild von oben sind die Drücke im Dry- und Wetwell dargestellt. Es ist erkennbar, dass das Behältersieden im Flutbehälter in der Simulation später als im Experiment startet (ca. 200 – 250 s). Man sieht auch, dass der allmähliche Druckanstieg im Dry- aber auch im Wetwell durch Verdunstung (Drywell) und dem Überströmen warmen Wassers durch die Siphonleitung (Wetwell) nicht von ATHLET berücksichtigt wird. Mit Start des Siedens stimmen aber die Anstiege der Drücke mit denen im Experiment gut überein. Der starke Anstieg wird ab ca. 5.500 s kleiner, sobald keine nichtkondensierbaren Gase mehr durch die Kondensationsleitung strömen, sondern nur noch Dampf, der sofort in dem Wetwell kondensiert. In Abb. 5.8 rechts unten ist die Temperatur an einer Temperaturmessstelle in einer Höhe von 20,35 m im Flutbehälter dargestellt. Hier sieht man das Einsetzen des Siedens im Experiment an der Änderung der Anstiege der Kurven der Sättigungstemperatur und der Temperaturkurve selbst. Beide Kurven treffen sich ca. 1.000 s nachdem das Sieden eingesetzt hat. An dieser Stelle sind nun keine nichtkondensierbaren Gase mehr vorhanden. ATHLET simuliert auch hier den Anstieg der Temperatur durch Verdunstung vor dem Sieden nicht. Mit Start des Siedens steigt die Temperatur aber sehr schnell auf Sättigung an.

Die GEKO-Leistung (Abb. 5.8 links unten) steigt mit Einsetzen des Siedens an, durchläuft zwei Mal einen instabilen Bereich und bleibt ab ca. 11.000 s zwei-phasig stabil. Durch Vergleich der GEKO-Massenströme erkennt man, dass zumindest der erste instabile Bereich im Experiment nicht auftritt und der zweite Bereich im Experiment kürzer ist. Der Massenstrom wird um ca. 3 kg/s unterschätzt. In Abb. 5.10 unten links sind die Temperaturen der Absetzbeckenkühlung dargestellt. Bis zum Zeitpunkt t = 8.000 s nimmt der Abstand der Temperaturen zwischen Experiment und Simulation zu (die Simulation überschätzt die Temperaturen), während auch der Massenstrom überschätzt wird. Die übertragene Leistung des GEKO ist bis zu diesem Zeitpunkt daher möglicherweise etwas höher als im Experiment. Ab 8.000 s jedoch wird der Abstand zwischen den experimentell erfassten Temperaturen und den Simulationsergebnissen kleiner und der Massenstrom ist im Experiment größer als in der Simulation. Die GEKO-Leistung wird hier möglicherweise in der Simulation etwas unterschätzt. Ab ca. 18.000 s bleibt der Abstand zwischen den gemessenen Temperaturen und der Simulation nahezu konstant bei ca. 4 K. Die Leistung des GEKO sollte nun in der Simulation gleich der im Experiment sein (obwohl der Massenstrom im Experiment größer ist als in der Simulation).



**Abb. 5.10** Einfluss des GEKO-Parameters auf den Verlauf des Drucks im Dry- und Wetwell (oben links) und auf die GEKO-Leistung (oben rechts) sowie Temperaturen der Absetzbeckenkühlung (unten links)

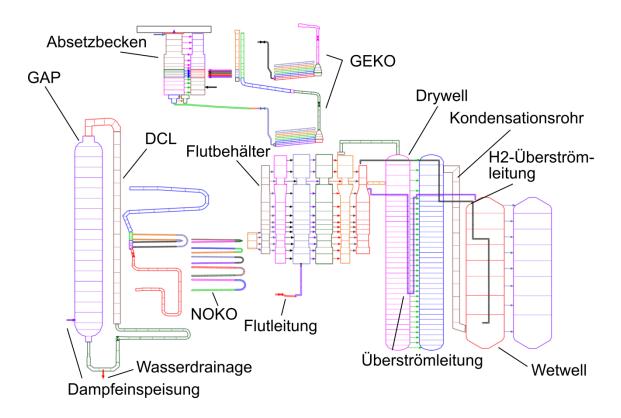
Der Einfluss des GEKO-Parameters ist in Abb. 5.10 oben dargestellt. Links oben sind die Drücke im Dry- und Wetwell für verschiedene GEKO-Parameter dargestellt (d. h. GP = 1,0; 1,3 und 1,8). Man erkennt, dass je kleiner der Parameter gewählt wird, desto größer werden die Druckdifferenzen zwischen Experiment und Simulation. Ein Faktor von 1,8 heißt jedoch nicht, dass die resultierende Leistung des GEKO um den Faktor 1,8 höher liegt als im Fall ohne Faktor. Während die Leistung im stabilen zweiphasigen Bereich bei GP = 1,0 bei ca. 2,8 MW liegt, ist sie bei GP = 1,3 ca. 3 MW und bei GP = 1,8

ca. 3,4 – 3 MW (statt 3,6 und 4,3 MW). Der Faktor auf die Fläche der GEKO-Rohre hängt damit nicht-linear mit der übertragenen Leistung zusammen.

### ATHLET - 3D

Um die Anwendbarkeit des 3D-Modells für die transienten Rechnungen zu testen wurde der Flutbehälter durch das in Abschnitt 3.2.2 erzeugte 3D-Modells ausgetauscht. Dazu gehört auch die GEKO-Nodalisierung, wie sie in Abschnitt 3.4.3.2 verwendet wurde. Die restliche Nodalisierung und die oben genannten Randbedingungen wurden so belassen, wie sie im 1D-Fall angewendet wurden.

In Abb. 5.11 ist das Nodalisierungsschema abgebildet. Im Vergleich zur Nodalisierung aus Abb. 3.16 ist zu erkennen, dass die Nodalisierung im Bereich des Anschlusses der Überströmleitung vergröbert wurde. In diesem Bereich bewegt sich der Gemischspiegel, der durch das Sieden während der Transiente immer weiter nach unten wandert. Beim Umsetzen des Gemischspiegels in allen parallelen Kanälen des Flutbehälters kommt es zu einer starken Verkleinerung der Zeitschrittweite. Um die Rechenzeit etwas zu verringern, wurde die in Abb. 5.11 dargestellte Nodalisierung gewählt. Auf die Unterschiede zwischen der originalen und der hier gezeigten vereinfachten Nodalisierung wird am Ende dieses Abschnittes kurz eingegangen.



**Abb. 5.11** Nodalisierungsschema SBO mit ATHLET (3D-Modell des Flutbehälters)

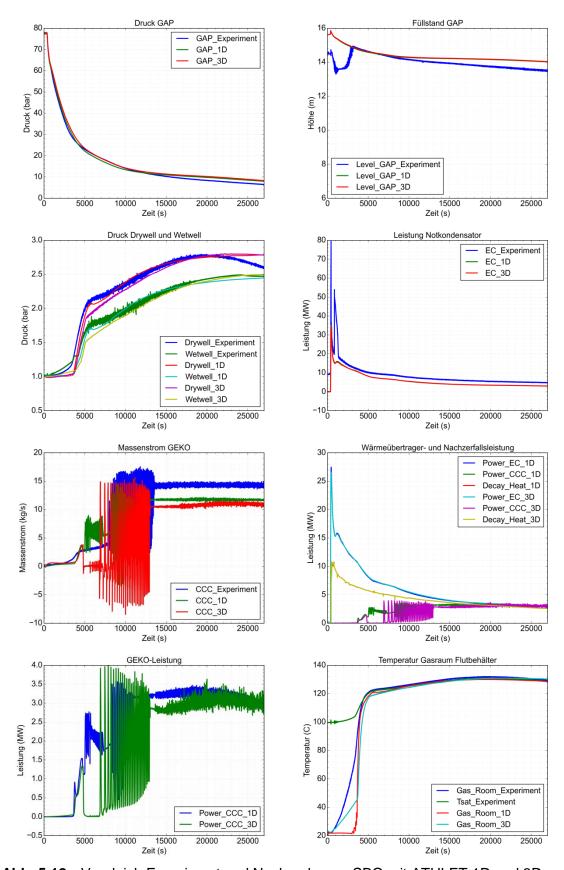
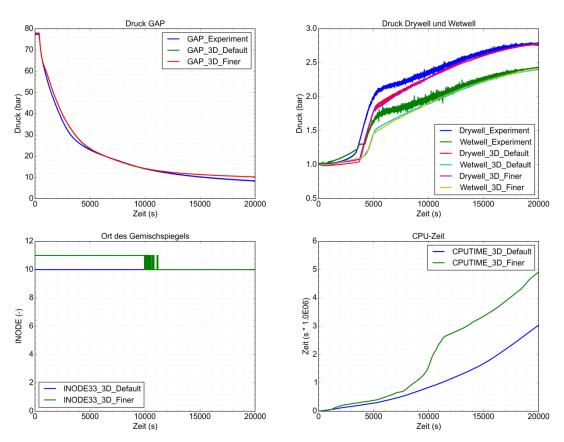


Abb. 5.12 Vergleich Experiment und Nachrechnung SBO mit ATHLET 1D und 3D

Die Ergebnisse sind im Vergleich mit dem Experiment und den 1D-Rechnungen in der Abb. 5.12 dargestellt. Der GAP-Kreislauf verhält sich in beiden Rechnungen nahezu identisch (Druckabfall, Füllstandsverlauf und NOKO-Leistung). Der Druckverlauf im Drywell unterscheidet sich geringfügig von dem in der 1D-Rechnung. Im 3D-Fall steigt der Druck aufgrund der nichtkondensierbaren Gase, die in das Wetwell gespült werden auf ein niedrigeres Niveau (statt ca. 2,05 bar im 1D-Fall auf nur 1,85 bar im 3D-Fall). Im weiteren Verlauf gleichen sich die Drücke allerdings an, wobei der Druck im 3D-Fall zunächst stärker ansteigt, als im 1D-Fall. Dies kann auf die etwas geringere GEKO-Leistung zurückgeführt werden (Abb. 5.12 unten links). In beiden Fällen ist die Leistung am Ende der Simulation nahezu gleich.

Im Vergleich der beiden Rechnungen werden zwar hinsichtlich des Druckes im Drywell Unterschiede deutlich, gesamt betrachtet unterscheiden sich die Ergebnisse aber kaum voneinander. Die höhere Auflösung des Flutbehälters wird durch einen wesentlich höheren Rechenaufwand erkauft: Die 1D-Rechnung benötigte ca. drei Tage für 30.000 s Simulationszeit auf zwei Kernen, während die 3D-Rechnung auf sieben Kernen für 27.000 s Simulationszeit ca. 8,5 Tage benötigte.



**Abb. 5.13** Unterschied zwischen der vereinfachten Nodalisierung (\_Default) und der in Abschnitt 3.2.2 beschriebenen Nodalisierung (\_Finer)

In der Abb. 5.13 sind die Drücke im GAP sowie die Leistungen des NOKOs und des GEKOs des Experiments im Vergleich zu zwei 3D-Rechnungen dargestellt. Die beiden Rechnungen unterscheiden sich im Hinblick auf die Transiente nur marginal (siehe Abb. 5.13 oben). Die Rechenzeit unterscheidet sich jedoch stark. In Abb. 5.13 unten sind die CPU-Zeit der Rechnungen und der Index Ortes des Gemischspiegels des Objekts FP-PV-P33 dargestellt. Man erkennt, dass zum Zeitpunkt 10.000 s der Gemischspiegel vom Index 11 auf die 10 versetzt wird. Dieser Vorgang dauert einige 100 s an. Der Anstieg des Verlaufs der CPU-Zeit steigt schon kurz vorher an und sinkt erst nach dem Abschluss des Umsetzens wieder ab. In diesem Fall erhöht bis 20.000 s Simulationszeit die feinere Nodalisierung die CPU-Zeit um ca. 1,9 Mio s.

## 5.2.1.3 Nachrechnungen mit gekoppelter Version ATHLET/COCOSYS

Die Rechnungen mit der gekoppelten Version ATHLET/COCOSYS basieren auf den gleichen Randbedingungen, wie sie schon im vorangegangenen Abschnitt 5.2.1.2 dargestellt wurden. Der Flutbehälter wurde durch ein Zwei-Kanal-Modell ersetzt. Im Gegensatz zur groben Nodalisierung, wie sie in Abschnitt 5.1.2 für den COCOSYS-Teil gezeigt wurde, wurde das Drywell mit insgesamt sechs Zonen abgebildet (siehe Abb. 5.14). Die Zonenmittelpunkte wurden jeweils auf die Höhen der anschließenden Leitungen gelegt. Das Wetwell besteht nach wie vor aus nur einer Zone. Der Parameter für den Gebäudekondensator wurde auf 1,1 gesetzt, während der Parameter für den Notkondensator auf 1,3 verblieb. Die Änderung des Parameters des Gebäudekondensators auf 1,1 war nötig geworden, da bei höheren Werten, der Gesamtanstieg des Drywell- und Wetwelldrucks zu klein wird (siehe Abb. 5.16). Aufgrund eines Freilegens der Siphon-Überströmleitung in der gekoppelten Version aufgrund von Schwingungen in der Kopplung wurde die Siphonleitung vor dem Einsetzen des Siedens durch ein Ventil abgesperrt (analog zur Beschreibung in Abschnitt 5.2.4.2, Bifurkation).

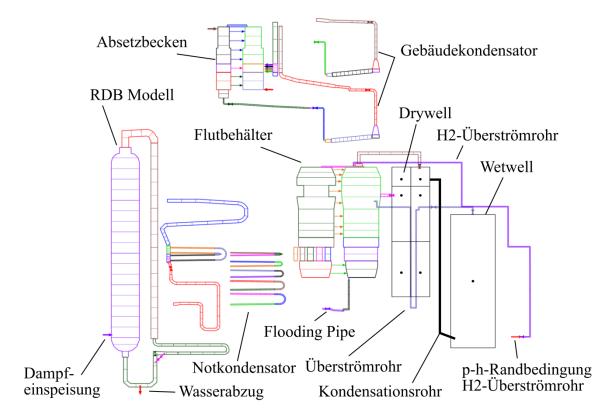


Abb. 5.14 Nodalisierung ATHLET/COCOSYS-Rechnung Station Blackout

Die Ergebnisse der Rechnungen und Vergleich mit dem Experiment und den Nachrechnungen mit ATHLET sind in Abb. 5.15 zusammengestellt. Während sich die Primärseite (z. B. Druck und Füllstand im GAP Abb. 5.15 oben) in den Simulationen ähnlich verhält, unterscheiden sich die Druckverläufe im Dry- und Wetwell voneinander.

Der Zeitpunkt des Siedebeginns ist in beiden Simulationen gleich. Auch der erste Druckanstieg, bei dem die nichtkondensierbaren Gase in das Wetwell gedrückt werden, ist gleich. Jedoch unterscheidet sich danach der Druckanstieg etwas. Im ATHLET-Fall ist der Druckanstieg ab ca. 5.000 s zunächst groß, sinkt dann aber aufgrund der sinkenden Leistungsdifferenz zwischen Notkondensator und Gebäudekondensator immer weiter ab. Im gekoppelten Fall ist die GEKO-Leistung jedoch niedriger als im ATHLET-Fall (Abb. 5.15 unten links), sodass sich ein Gleichgewicht erst viel später einstellen würde. Der Druck steigt damit dann auch nach 20.000 s im gekoppelten Fall weiter an, während er im ATHLET-Fall ungefähr konstant bleibt und im Experiment sogar kleiner wird. Wählt man jedoch wie für die ATHLET-Version einen Faktor von 1.8 für die Gebäudekondensatorfläche, ist der Anstieg des Drucks im Drywell ab 5.000 s deutlich kleiner als im Experiment (siehe Abb. 5.16). Diese Diskrepanz konnte in EASY leider nicht aufgelöst werden. Beispielsweise beeinflusst neben dem Verhalten des Gebäudekondensators auch

die Nodalisierung des Drywell selbst den Druck im Dry- und Wetwell. Ein Ansatz wäre es daher hier, die angewendete COCOSYS-Nodalisierung weiter zu verbessern.

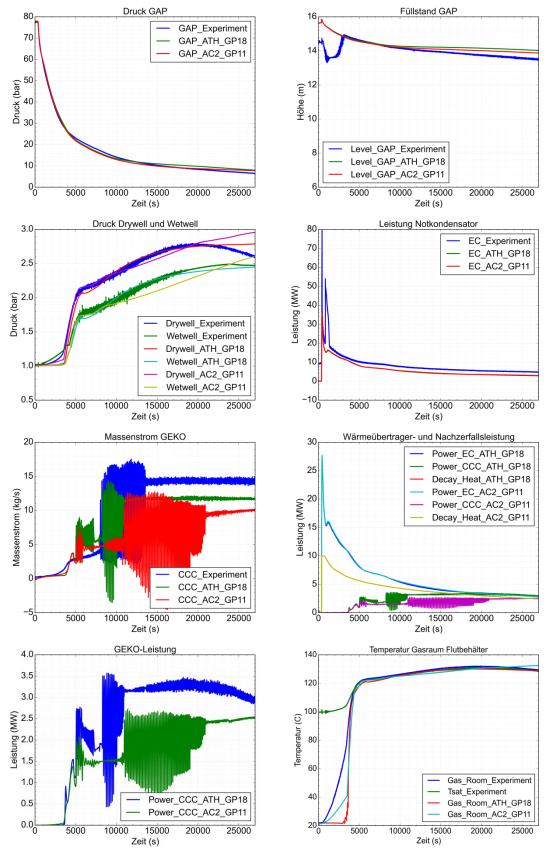
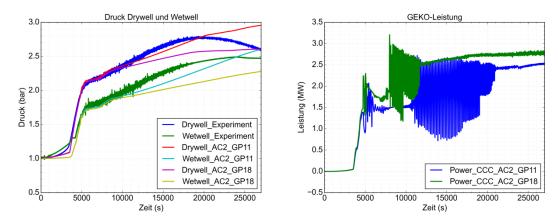


Abb. 5.15 Vergleich Experiment und Nachrechnungen SBO mit ATHLET und AC<sup>2</sup>

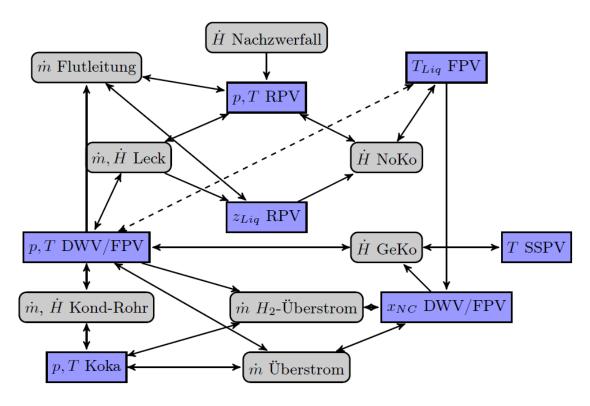


**Abb. 5.16** Einfluss des GEKO-Parameters auf den Verlauf der Transiente (AC<sup>2</sup>)

## 5.2.2 Großes Frischdampfleitungsleck (RWTH, THD)

Vier Varianten des ATHLET-Modells für die INKA-Anlage werden durch Vergleich der Ergebnisse aus der Simulation mit den experimentellen Ergebnissen für den Integralversuch EASY1 aus Abschnitt 0 validiert. Das Augenmerk liegt auf der zeitlichen Entwicklung der Zustände in den Behältern (Drücke, Temperaturen, Füllstände, Zusammensetzung der Gase im Gas-Bereich), die durch die Bilanzierung zwischen dem Energieeintrag der Nachzerfallwärme und den Energie- und Massenflüssen durch das Leck und durch die verschiedenen Komponenten der Wärmeabfuhrkette (Notkondensator, Gebäudenkondensator, Sicherheits- und Entlastungsventile) und das Flutsystem bestimmt werden. Dabei entsteht eine komplexe Verkettung von Wechselwirkungen, die teilweise hoch nicht-linear sind. Ein Überblick über die relevanten Zusammenhänge für den Störfall Frischdampfleitungsbruch und speziell für den betrachteten Integralversuch EASY1 ist im Abb. 5.17 gegeben. Die wichtigsten Stränge der Wärmeabfuhrkette sind:

- Der Fluss von Masse und Energie vom Reaktordruckbehälter (RPV) durch die Leckleitung in den Drywell (DWV) und dann weiter durch das Kondensationsrohr und das H<sub>2</sub>-Überströmrohr in die Kondensationskammer (PSPV).
- 2. Der Fluss von Masse und Energie vom RPV durch die Leckleitung in den DWV, dann weiter in den Flutbehälter (FPV) und anschließend die Übertragung von Wärme durch den Gebäudekondensator (GEKO) in das Absetzbecken (SSPV).
- 3. Die Übertragung von Wärme vom RPV zum Wasserinventar des FPVs durch den Notkondensator (NOKO).
- 4. Die Verschiebung von Masse und Energie zwischen RPV und FPV durch die Flutleitung nach Öffnung des Flutventils.



**Abb. 5.17** Relevante Zusammenhänge zwischen Zuständen (Blaue Rechtecke) und Flüssen (Graue Rechtecke mit abgerundeten Ecken) für den Integralversuch EASY1

Die Massenflüsse werden durch die Druckdifferenzen zwischen den involvierten Behältern bestimmt. Für die Massenflüsse durch das Flutsystem sind auch die Füllstände im FPV und RPV relevant. Die Leistung von NOKO ist durch die Temperatur auf der Primär-(RPV) und auf der Sekundärseite (FPV) bestimmt, so wie durch den Füllstand im RPV, der die Überdeckung, bzw. die Freilegung der Primärseite des Wärmetauschers festlegt. Für die Leistung des GEKOs ist neben den Temperaturen auf beiden Seiten des Wärmetauschers auch die Zusammensetzung der Gas-Atmosphäre im FPV entscheidend, da der Anteil nicht-kondensierbarer Gase die Kondensation an der Primärseite signifikant beeinflussen kann. Für die Leistung der beiden Kondensatoren sind auch die Strömungsverhältnisse an den Wärmeübertragungsflächen von Bedeutung. Dies gilt insbesondere für die Sekundärseite des NOKOs und für die Primärseite des GEKOs, die im Wasserinventar, bzw. im Gas-Bereich des FPVs liegen, und durch die Entwicklung des dreidimensionalen Strömungsfeldes in diesem Behälter beeinflusst werden.

In Abweichung vom erwarteten Verlauf eines Auslegungsstörfalls wurde im EASY1-Versuch die Öffnung des Entlastungsventils aufgrund der geringen Absenkung des Füllstands im RPV nicht durch den PIG ausgelöst. Weiterhin wurde der Versuch abgebrochen bevor das Wasserinventar im FPV den Siedepunkt erreichen konnte. Dementsprechend fungierte dieses während des gesamten Versuchs als Energiespeicher für die vom NOKO übertragene Wärme. Die weitere Übertragung an den Gas-Bereich durch Verdampfung und dann weiter an den SSPV durch den GEKO blieb auf einem geringen Niveau. Die zeitlichen Verläufe der Dampfeinspeisung zur Nachbildung der Nachzerfallswärme und der Kühlung vom SSPV wichen aus mehreren Gründen von den geplanten Verläufen ab. Sie werden in der Simulation den tatsächlichen gemessenen Verläufen entsprechend vorgeschrieben, sodass die Vergleichbarkeit von Versuch und Simulation ohne Einschränkung gewährleistet wird.

Im Abschnitt 5.2.2.1 werden die betrachteten Varianten des numerischen Modells für die INKA-Anlage vorgestellt. Die Phänomenologie des Auslegungsstörfalls Frischdampfleitungsbruch und insbesondere des Integralversuchs EASY1 werden im Abschnitt 5.2.2.2 anhand der experimentellen Daten diskutiert. Die Genauigkeit bei der Wiedergabe der wesentlichen Phänomene, welche die Entwicklung des Störfalls bestimmen, wird im gleichen Abschnitt überprüft. Abschließend werden in Abschnitt 5.2.2.3 die Ergebnisse der Vorausrechnung vorgestellt. Die Gründe für die Abweichungen zwischen Vorausrechnung und Versuch werden auf der Grundlage der Erkenntnisse aus Abschnitt 5.2.2.2 analysiert.

## 5.2.2.1 Varianten des ATHLET-Datensatzes

Alle betrachteten Varianten des ATHLET-Datensatzes wurden aus einem Referenz-Modell (Rechenfall 1-d) abgeleitet. Dieses entspricht dem im Abschnitt 5.1.1 beschriebenen Datensatz, mit einigen wenigen Änderungen, die folgend aufgelistet werden:

- Das ursprüngliche Modell für den GEKO wurde durch das neue im Rahmen des EASY-Projekts entwickelte und im Abschnitt 3.4.3 validierte Modell ersetzt.
- 2. Die Nodalisierung des SSPVs wurde leicht verändert, um unerwünschte Wechselwirkungen zwischen der freien Oberfläche des Wasserinventars und der Randbedingung zur Vorgabe des atmosphärischen Drucks zu unterdrücken.
- 3. Die Leistung des NOKOs wurde durch künstliche Skalierung der Fläche des Wärmetauschers um den Faktor 1,2 erhöht. Die Skalierung wurde mit dem Ziel gewählt, die Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation hinsichtlich der zeitlichen Verläufe der Druckabsenkung im RPV und des Temperaturanstiegs im Wasserinventar

- vom FPV zu optimieren. Auch hier sind die Gründe nicht verstanden, warum mit den Korrelationen in ATHLET keine besseren Ergebnisse erzielt werden können.
- 4. Der Wärmeübertragungskoeffizient (HTCL-Wert in der ATHLET-Terminologie) für die Primärseite des GEKOs wurde zu HTCL = 3.000 W/m²K fest vorgeschrieben. Aufgrund der sehr vereinfachten Darstellung des Gas-Bereichs des FPVs durch ein einziges Kontrollvolumen kann die Umströmung des GEKOs in der Simulation nicht dargestellt werden. Dadurch sind keine zuverlässigen Vorhersagen des Geschwindigkeitsfelds vorhanden, die benötigt werden, um den genannten Koeffizient auf der Grundlage der in ATHLET vorhandenen Korrelationen zu berechnen. Numerische Tests haben gezeigt, dass der tatsächlich vorgegebene HTCL-Wert, solange er hoch genug eingesetzt wird, die Ergebnisse der Simulation nicht relevant beeinflusst. Es liegt die Vermutung nahe, dass für die hier durchgeführte Simulation dies nicht der einschränkende Punkt zur Bestimmung der Leistung des GEKOs ist und somit einen unkritischen Aspekt der Modellierung darstellt.
- 5. Die Randbedingung für die Dampfeinspeisung wurde durch Vorgabe des Massenstroms, der Temperatur und des Drucks den experimentellen Daten entsprechend vorgegeben. Tabellen zur Definition der zeitlichen Verläufe für Druck und Temperatur wurden durch Filterung der experimentellen Daten mit Hilfe eines Python-Skripts erzeugt. Unrealistische Spitzen des Massenstroms, die offensichtlich einer fehlerhaften Nachbearbeitung der ursprünglichen Messwerte verschuldet waren, wurden korrigiert. Der zeitliche Verlauf der vorgegebenen Größen ist im Abb. 5.18b für den Versuch, für den Referenz-Fall 1-d und für die im Folgenden definierten weiteren Rechenfälle (3-d, 3-d HTCL und Coupled) dargestellt.
- 6. Die Kühlung des PSPVs wurde durch Vorgabe des Massenstroms und der Enthalpiedifferenz (Δh<sub>JNB</sub>) zwischen entnommenem und zurückgeführtem Massenstrom modelliert. Auch in diesem Fall wurden die Tabellen zur Modellierung der GCSM-Signale in ATHLET durch Filterung der experimentellen Daten mit einem Python-Skript erzeugt. Unphysikalische Spitzen im Verlauf des Massenstroms wurden beseitigt. Die maximale Absenkung der spezifischen Enthalpie wurde auf Δh<sub>JNB</sub> = 1,5\*10<sup>5</sup> J/kg, bzw auf Δh<sub>JNB</sub> = 2,0\*10<sup>5</sup> J/kg begrenzt, da sonst bei einigen Simulationen, in denen die Temperatur im SSPV unterschätzt wurde, unphysikalische negative Werte für die Enthalpie des zurückgeführten Massenstroms erreicht worden wären. Diese Änderungen betreffen nur Phasen des Versuchs, bei denen der Massenstrom durch das Kühlsystem gering und die Absenkung der Enthalpie hoch waren. Um die Kühlleistung aus dem Versuch unverändert zu reproduzieren, wurde die Verringerung von Δh<sub>JNB</sub> durch eine Erhöhung des Massenstroms kompensiert.

Der zeitliche Verlauf der vorgegebenen Größen und der daraus resultierenden Kühlleistung ist in Abb. 5.19 wiedergegeben. Die obere Schranke für  $\Delta h_{JNB}$  wurde zwischen den verschiedenen Fällen variiert, um den stabilen Lauf aller Simulationen zu garantieren.

Die drei betrachteten Varianten des Datensatzes unterscheiden sich vom Referenz-Modell jeweils durch den Tausch einer einzelnen Komponente:

- Rechenfall 3-d: Das Modell für den FPV wurde durch das 3-d Modell, das im Abschnitt 3.4.4 vorgestellt und validiert wurde, ersetzt.
- 2. Rechenfall 3-d HTCL: Das 3-d Modell für den FPV wurde wie im Fall 3-d eingesetzt und zusätzlich wurde der Wärmeübertragungskoeffizient für die Primärseite vom GEKO durch die in ATHLET vorhandenen Korrelationen berechnet. Durch die verfeinerte Diskretisierung vom FPV ist in diesem Fall eine Darstellung des Strömungsfeldes vorhanden, welche die Anwendung der Korrelationen ermöglicht.
- Rechenfall Coupled: Das ATHLET-Modell für DWV, WWV und für das dazwischen liegende Kondensationsrohr wurden mit COCOSYS modelliert. Die Simulation wurde unter Verwendung der GCSM-Kopplung von ATHLET und COCOSYS durchgeführt.

Das bei der Vorausrechnung verwendete ATHLET-Modell stellt eine Vorstufe des im Abschnitt 5.1.1 vorgestellten Datensatzes und also auch des Referenz-Modells vom Fall 1-d dar. Es wurde anhand der Nachrechnung des Integralversuchs INKA114 [7] entwickelt und vorläufig validiert, das schon vor Beginn des EASY-Projekts durchgeführt wurde aber nur auf die Anfangsphase des Störfalls beschränkt war (t < 3700 s). Unterschiede im Vergleich zum Datensatz aus Abschnitt 5.1.1 beschränken sich auf geringfügige Änderungen einiger Details der Geometrie, die hier nicht aufgelistet werden, und auf die Definition der Randbedingungen. Als Ersatz für die fehlende Modellierung des PIG, wurde die Aktivierung der Sicherheits- und Entlastungsventile in Abhängigkeitvom Füllstand im RPV gesteuert. Das Ventil wurde dabei bei einer Unterschreitung des Füllstands z = 15 m geöffnet, eine Grenze, die irrtümlicherweise höher als die eigentliche Einbauhöhe des PIG liegt.

Ein geringer Anteil nicht-kondensierbarer Gasen wurde im Gas Bereich der NOKO-Zuleitung für den stationären Anfangszustand vorgeschrieben (Massenbezogenr Anteil  $x_{NC}$ = 0,01). Dies entspach den Beobachtungen aus der Nachrechnung des Versuchs INKA114, bei dem die unvollständige Entgasung der NOKO-Zuleitung eine wesentliche Verminderung der Leistung des Kondesnsators verursachte. Obwohl daraufhin die

Entagsungprozedur für die EASY-Versuche verbessert wurde, wurde auch für die Vorausrechnung, eine nich vollständige Entgasung angenommen. Da bei der Nachrechnung die Leistung des NOKOs tendenziell unteschätzt wurde, wurde dort dagegen der Anteil der nicht kondensierbaren Gasen auf  $x_{NC} = 0$  gesetzt.

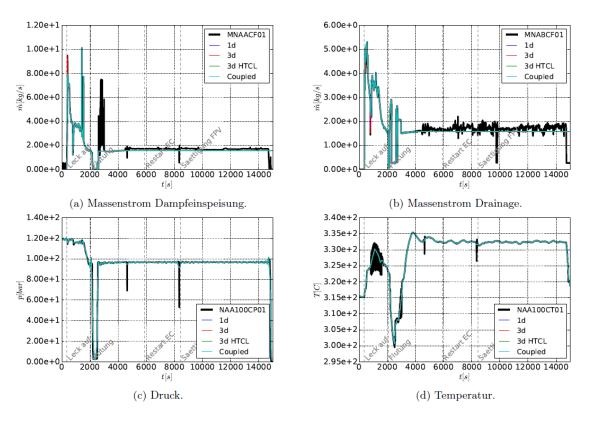


Abb. 5.18 Vorgaben für die Nachzerfallswärme

Die Nachzerfallwärme wurde bei der Duchführung der Vorausrechnung durch eine Wärmequelle im Wasserbereich vom RPV dargestellt. Die zeitabhängige Leistung wurde der für den Versuch geplanten Kurve entsprechen vorgegeben, die höher als der tatsächlich beim Versuch erreichte Verlauf (Abb. 5.5.20a) liegt. Die externe Kühlung vom SSPV wurde durch die Vorgabe des Massenstroms im Kühlkreis und der Temperatur bei Rückführung in den Behälter dargestellt. Beide Werte wurden konstant gehalten ( $\dot{m}$ = 40kg/s und T = 40C, siehe Abb. 5.21). Die eigentliche Kühlleistung (Abb. 5.5.20b) ergibt sich als Teil der Lösung in Abhängigkeit von der Temperatur des Wasserinventars vom SSPV. Da diese am Anfang der Simulation tiefer liegt als T = 40 °C wird in dieser Phase das Wasserinventar durch das Kühlsystem aufgewärmt (negative Leistung).

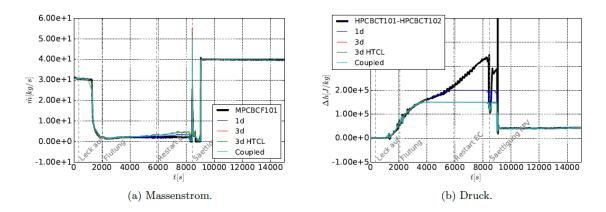
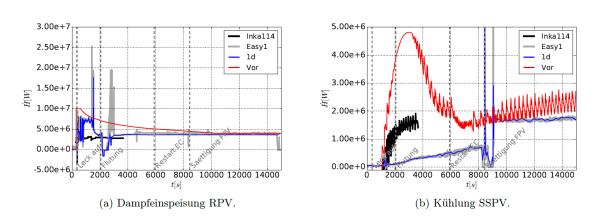
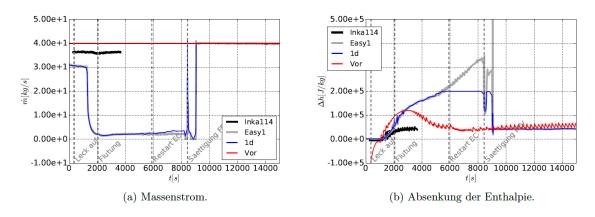


Abb. 5.19 Vorgaben für die Kühlung vom SSPV



**Abb. 5.5.20** Netto-Leistung für die Dampfeinspeisung im RPV und die Kühlung vom SSPV: Vergleich von Vorausrechnung, Nachrechnung und Integralversuche EASY1 und INKA114



**Abb. 5.21** Vorgaben für die Kühlung vom SSPV: Vergleich von Vorausrechnung, Nachrechnung und Integralversuche EASY1 und INKA114

## 5.2.2.2 Ergebnisse

Zur Validierung des ATHLET-Modells werden die experimentellen Verläufe für Zustandsgrößen, Massen- und Energieflüsse mit den entsprechenden Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Die Ergebnisse sind nach Behältern gruppiert und die verschiedenen Behälter werden nach ihrer Reihenfolge in der Wärmeabfuhrkette geordnet. Die Phänomenologie der Entwicklungen in den einzelnen Behältern wird zuerst auf der Grundlage der experimentellen Daten beschrieben. Anschließend wird die Übereinstimmung zwischen Versuch und den verschiedenen Fällen der Simulation geprüft. Abweichungen werden hervorgehoben, bewertet und begründet.

## Zustand im RPV und bestimmende Energieflüsse

Die Abb. 5.22 und Abb. 5.23 fassen die wesentlichen Zustandsgrößen für den RPV und die bestimmenden Massen- und Energieflüsse zusammen. Die rapide Absenkung des Drucks beim Beginn des Versuchs (Abb. 5.22a für 0 s ≤ t ≤ 2.000 s) ist durch die kombinierte Wirkung des Massenstroms durch das Leck und der Wärmeübertragung durch den NOKO bestimmt. Die weitere Abfuhr von Energie durch Leck und NOKO (Abb. 5.23c und Abb. 5.23d), und der Zufluss unterkühlten Wassers durch die Flutleitung (Abb. 5.23g und Abb. 5.23h) führen dann zu einer verstärkten Absenkung des Drucks bis zu einem lokalen Minimum bei t ≈ 3.000 s (Abb. 5.22a) und zur Abkühlung des Wasserinventars (Abb. 5.22e für 2200 s ≤ t ≤ 4.000 s). In dieser Phase sind die Drücke im RPV und DWV nahezu gleich (Abb. 5.22a und Abb. 5.24a) und der Ausfluss von Masse durch die Leckleitung kommt zum Erliegen (Abb. 5.23a). Da gleichzeitig die Flutung zur Erhöhung des Füllstands und zur Überdeckung des NOKO führt (Abb. 5.22b und Abb. 5.22c), wird für 2.500 s ≤ t ≤ 4.000 s keine oder nur eine sehr geringe Leistung aus dem RPV abgeführt (Abb. 5.23c und Abb. 5.23d). Die durch Dampfeinspeisung modellierte Nachzerfallswärme (Abb. 5.18) führt dann zur erneuten Anhebung der Temperatur des Wasserinventars bis zur Sättigungstemperatur (Abb. 5.22e bei 4.000s ≤ t ≤ 4.500 s). Die weitere Energiezufuhr führt zu einer gleichzeitigen Steigerung von Druck und Temperatur und zum erneuten Ansetzen des Massenstroms durch das Leck. Wegen der neu aufgebauten Druckdifferenz zwischen RPV und FPV verschieben sich die Pegel in den beiden Behältern und Masse fließt durch die Flutleitung zurück in den FPV (Abb. 5.22b, Abb. 5.25b und Abb. 5.23g für 4.000 s ≤ t ≤ 6.000 s). Infolgedessen wird der NOKO teilweise wieder freigelegt und nimmt den Betrieb an einem niedrigen Leistungsniveau wieder an (Abb. 5.23d für  $t \ge 5.500$  s). Ab  $t \ge 6.000$  s ist ein quasi-stationärer Zustand erreicht, bei dem die Energieabfuhr durch Leck und NOKO die Nachzerfallswärme ausgleicht,

während Druck und Temperatur im RPV sich nur noch langsam verändern. Da der Füllstand die Einbauhöhe vom PIG während des gesamten Versuchs nicht erreicht, wird die zusätzliche Druckentlastung durch die Öffnung der Sicherheits- und Entlastungsventile nicht eingeleitet.

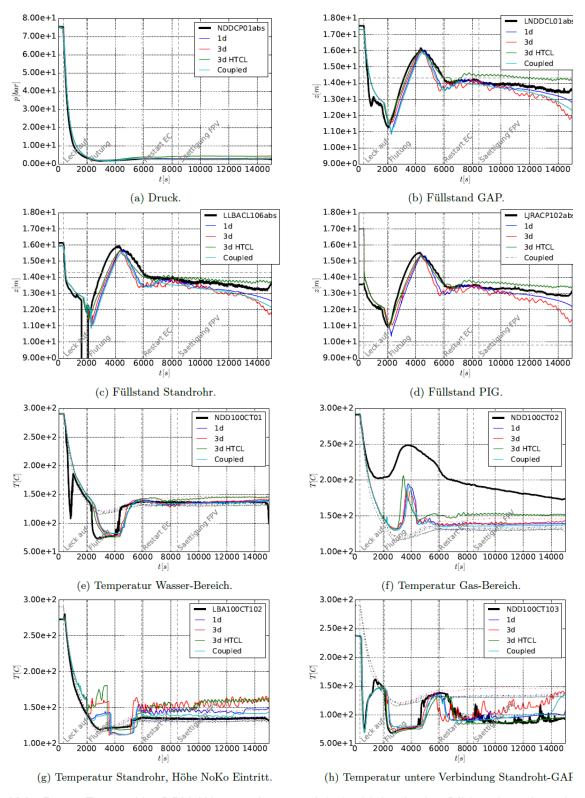
Alle beschriebenen Phänomene werden in allen Fällen der Simulation qualitativ wiedergegeben. Einige quantitative Abweichungen können feststellt werden:

- 1. Die Absenkung des Drucks in der Simulation ist für 500 s ≤ t ≤ 2.000 s langsamer als im Versuch (Abb. 5.22a) und der Massenstrom in der Leckleitung wird im gleichen Zeitintervall leicht überschätzt (Abb. 5.23a). Beide Punkte könnten eine Folge der Unterschätzung der Leistung des NOKOs sein, dessen quantitative Vorhersage einen kritischen Aspekt der Modellierung darstellt, und wie oben angegeben, durch einen empirischen Parameter angepasst wurde (siehe Abschnitt 5.2.2.1). Allerdings würde eine stärkere Skalierung der NOKO-Leistung zu einer Überschätzung der Aufwärmung des Wasserinventars im FPV und zu einer Unterschätzung der Abgabe von Leistung an den SSPV durch die Abführkette über das Leck und den GEKO führen. Die gewählte Skalierung stellt einen Kompromiss zur Optimierung aller diesen Aspekte beim aktuellen Stand der Modellentwicklung dar.
- 2. Abweichungen im Verlauf des Drucks (Abb. 5.22a für t ≥ 6.000 s), die in der quasistationären Phase am Ende des Versuchs im Fall 3-d HTCL sichtbar werden, sind Folgen von Abweichungen in der Leistung des GEKO, die eine Verschiebung des Druckniveaus im gesamten System verursachen und im Folgenden weiter diskutiert werden.
- 3. Temperaturen oberhalb der Sättigung treten im Gas-Bereich vom RPV auf (Abb. 5.22f für t ≥ 1.000 s) und sind vermutlich eine Folge der Abgabe von Wärme durch die Wände des Behälters. Das Phänomen kann in der Simulation reproduziert werden, aber die Überhitzung wird unterschätzt. Umgekehrt zeigt die Simulation leichte Überhitzung im Gas-Bereich des Standrohrs (Abb. 5.22g), während gemessene Temperaturen auf Sättigungsniveau bleiben. Die Überhitzung stellt ein lokales Phänomen dar, das z. B. durch die Nähe von Wänden beeinflusst werden kann. Eine quantitativ korrekte Wiedergabe kann wegen der groben Diskretisierung der Simulation nicht erwartet werden. Aufgrund der relativ geringen Unterschiede zwischen den spezifischen Enthalpien gesättigten (h ≈ 2.750 kJ/kg bei T = 150 °C und p = 4,76 bar) und überhitzten Dampfes (h = 2.860 kJ/kg bei T = 200 °C und p = 4,76 bar), ist allerdings auch kein bedeutender Einfluss auf die Energieflüsse und auf die Entwicklung des Störfalls zu erwarten.

- 4. Das lokale Minimum im Verlauf der Temperatur des Wasserinventars für 500 s ≤ t ≤ 1.000 s (Abb. 5.22e) ergibt sich daraus, dass unterkühltes Wasser, das sich vor Versuchsbeginn in der NOKO-Kondensatleitung befand, nach der Inbetriebnahme des Kondensators in den RPV fließt und die Temperaturmessstelle erreicht. Eine entsprechende Absenkung der Temperatur kann auch entlang des Strömungspfads vom NOKO zum RPV, wie zum Beispiel in der unteren Verbindung zwischen Standrohr und GAP beobachtet werden (Abb. 5.22h). Aufgrund der moderaten Menge am unterkühlten Wasser handelt es sich hierbei um ein lokales Phänomen, das nicht zu einer gleichmäßigen Absenkung der Temperatur des gesamten Wasserinventars führt.
- 5. Der Verlauf der Temperaturen der unteren Verbindung zwischen RPV und Standrohr (Abb. 5.22h) ist durch den Zufluss unterkühlten Wassers (500 s ≤ t ≤ 1.000 s) und gesättigten Kondensats (1.000 s ≤ t ≤ 2.000 s) aus der NOKO-Leitung, sowie durch die Flutung (2.000 s ≤ t ≤ 7.000 s), und schließlich durch fluktuierenden Verschiebungen von Masse zwischen RPV und FPV bestimmt. Alle Phänomene werden in der Simulation qualitativ korrekt erfasst.
- 6. Das Minimum des Füllstands bei t ≈ 700s (Abb. 5.22b) ist ein Artefakt der Prozedur zur Auswertung des Füllstands aus den Messdaten für Druckdifferenzen und Temperatur unter der Annahme homogener Eigenschaften im gesamten Wasserinventar. Da die im vorherigen Punkt diskutierte Abkühlung ein lokales Phänomen darstellt, wird durch diese Prozedur die eigentliche Änderung des Füllstands überschätzt. Wegen der unterschiedlichen Prozedur zur Auswertung des Füllstands, ist dieses Artefakt in den Kurven aus der Simulation nicht vorhanden.
- 7. Alle dargestellten Füllstände werden in der Simulation ab t ≥ 6.000 s zunehmend unterschätzt (Abb. 5.22b und Abb. 5.22c). Die Verläufe im RPV korrelieren mit Abweichungen im Verlauf des Füllstands im FPV (Abb. 5.25b), der dagegen überschätzt wird. Beide Effekte ergeben sich aus Fehlern im Druckverlauf für die beiden Behälter und insbesondere in der Differenz zwischen den beiden Drücken (Abb. 5.22a), die die relative Höhe des freien Pegels in den beiden kommunizierenden Behältern bestimmt.
- 8. Die Anfangsbedingung für den Füllstand in der PIG-Leitung wurde in der Simulation zu hoch angesetzt, und gleicht sich beim Beginn des Störfalls mit dem Füllstand im RPV abrupt aus (Abb. 5.22d). Da der PIG nicht aktiviert wurde und die Massenflüsse, die sich aus dem Pegelausgleich ergeben, gering sind, werden durch diese Abweichung keine negativen Einflüsse auf die Entwicklung des Störfalls erwartet.
- 9. Die Messung des Massenstroms durch die Flutleitung fällt in der Phase mit Rückströmung gleich nach Öffnung des Flutventils aus, da die Messtechnik den

Massenstrom zweiphasiger Gemische nicht messen kann (Abb. 5.23g für  $1.700 \text{ s} \le t \le 2.000 \text{ s}$ , siehe auch Abschnitt 3.4.5). Auch die Kurve für die integralen Massenströme aus dem Versuch (Abb. 5.23h) ist durch die fehlenden Werte für den Massenstrom während der Rückströmung beeinträchtigt, die dann bei der zeitlichen Integration gleich Null gesetzt werden. Der Versatz zwischen der Kurve aus dem Versuch und denen aus der Simulation für t > 2.000 s entspricht der gesamten Masse, die in der Simulation während der Rückströmung vom RPV zum FPV fließt.

10. Abweichungen für die NOKO-Leistung ab t  $\geq$  6.000 s könnten der Ungenauigkeit der experimentellen Messwerte bei geringen Massenströmen zurückzuführen sein. Für  $4.500 \text{ s} \leq \text{t} \leq 6.000 \text{ s}$  ist der NOKO sowohl im Versuch als auch in der Simulation vollständig überdeckt. Während in der Simulation die abgeführte Leistung erwartungsgemäß vernachlässigbar klein ist, scheint die gemessene Leistung  $\dot{H} \approx 2 \text{ MW}$  zu hoch zu sein. Eine Überschätzung der gleichen Größenordnung könnte auch die Messung der niedrigen Leistungen für t  $\geq$  6.000 s betreffen.



**Abb. 5.22** Zustand im RPV. Waagrechte gestrichelte Linien in den Bildern b und c zeigen die Höhen von Unter- und Oberkante des NOKO. Die Waagrechte Linie im Bild d entspricht der Einbauhöhe vom PIG

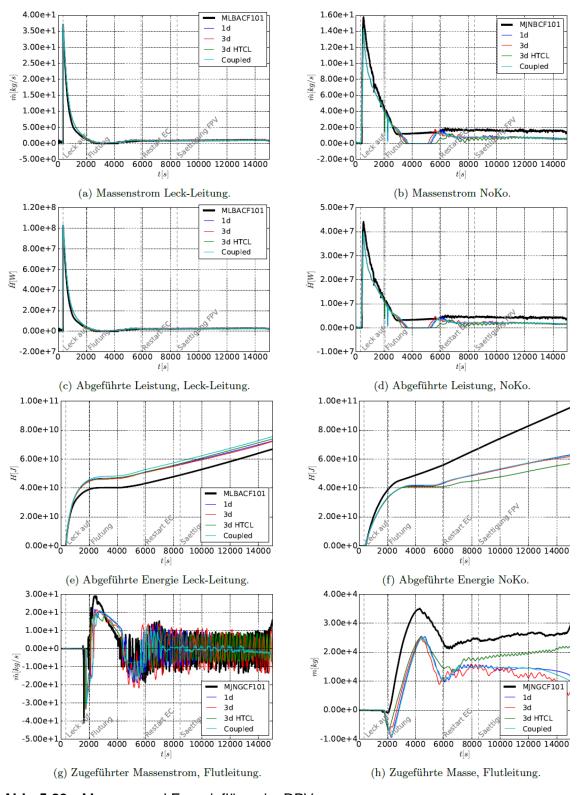


Abb. 5.23 Massen- und Energieflüsse im RPV

# Zustand im DWV und FPV und bestimmende Energieflüsse

Die zeitliche Entwicklung der Zustandsgrößen im DWV und im FPV ist in Abb. 5.24 und Abb. 5.25 wiedergegeben. Die damit zusammenhängenden Massen- und Energieflüsse sind teilweise im Abb. 5.23 und teilweise im Abb. 5.26 dargestellt. Der Druckverlauf in den beiden Behältern ist aufgrund der direkten Verbindung identisch (Abb. 5.24a und Abb. 5.25a). Gleich nach Versuchsbeginn steigen Druck und Temperatur wegen des Zuflusses von Masse und Energie durch das Leck an (Abb. 5.23a). Mit einer in den Bildern nicht wahrnehmbarer Verzögerung werden die Wassersäulen im Kondensationsrohr und im H2-Überströmrohr frei-geblasen (Abb. 5.26a und Abb. 5.26c). Der Druckaufbau im DWV und FPV ist dann durch den Druckaufbau im PSPV bestimmt. Einer ersten Phase steiler Druckanstieg, in der hauptsächlich nichtkondensierbare Gase in den PSPV verdrängt werden (350s ≤ t ≤ 400s), folgt eine Phase langsamerer Zunahme, in der zunehmend Dampf zum PSPV strömt und im Wasserinventar kondensiert wird. Ab t ≥ 1.200 s stellt sich der instabile Zweiphasenbetrieb des GEKO mit entsprechender Zunahme der abgeführten Leistung ein (Abb. 5.26e und Abb. 5.26f). Die Abnahme des Massenstroms aus dem Leck (Abb. 5.23a) und die gleichzeitige Zunahme der GEKO -Leistung (Abb. 5.26f) führen dazu, dass der Druck nach einem Maximum bei t≈ 1.700 s wieder abnimmt und ein Minimum bei t≈ 3.000 s erreicht (Abb. 5.24a und Abb. 5.25a). Die Verbindungen zum PSPV werden in dieser Phase wieder verschlossen (Bilder Abb. 5.26a und Abb. 5.26c für t ≥ 2.000 s) und auch die Leistung vom GEKO nimmt aufgrund der Abkühlung der Primärseite wieder ab (Abb. 5.26e und Abb. 5.26f). Der weitere erneute Anstieg (3.000 s ≤ t ≤ 6.000 s) von Druck und Temperatur und die Stabilisierung (t ≥ 6.000 s) folgen dem entsprechenden Verlauf im RPV (Abb. 5.24b) und werden jeweils durch die Wiederaufnahme der Zuströmung durch das Leck und durch die weitere Anpassung der GEKO-Leistung bestimmt, die schließlich den Energiefluss aus dem Leck ausgleicht.

Der Verlauf der Temperaturen entspricht qualitativ dem Verlauf des Drucks und des Massenstroms aus dem Leck, mit einem Maximum bei  $t \approx 1.600$  s, einem Minimum bei  $t \approx 3.000$  s und stabilen quasi stationären Werten ab  $t \geq 6.000$  s (Abb. 5.24c und Abb. 5.24d). Temperaturen im DWV liegen oberhalb der Sättigungstemperatur, zuerst infolge der adiabaten Expansion des Massenstroms aus dem Leck, später durch die Zuströmung überhitzten Dampfes aus dem RPV. Temperaturen im FPV bleiben in der Nähe der Sättigungstemperatur (Abb. 5.25f und Abb. 5.25g), die allerdings auf der Grundlage des totalen Drucks im Behälter berechnet wurde. Die Absenkung der Temperatur beim Übergang vom DWV zum Gas-Bereich vom FPV entspricht der Tatsache,

dass der FPV in der Wärmeabfuhrkette weiter entfernt vom RPV liegt, und der Entnahme von Leistung durch den GEKO direkt ausgesetzt ist.

Die Temperatur im Wasserinventar vom FPV steigt monoton aufgrund der Leistung, die durch den NOKO zugeführt wird (Abb. 5.25c, Abb. 5.25d und Abb. 5.25e), und bleibt nahezu konstant, wenn die Primärseite des Kondensators überdeckt ist (2.000s  $\leq$  t  $\leq$  6.000 s, vergleiche Abb. 5.22b). Der Siedepunkt wird bis zum Ende des Versuchs nicht erreicht. Der Füllstand nimmt nach Öffnung des Flutventils infolge der Rückströmung durch die Flutleitung zu (Abb. 5.25b für 1.700 s  $\leq$  t  $\leq$  3.000 s) und sinkt dann während der Flutung (2.000 s  $\leq$  t  $\leq$  4.000 s) wieder ab. In der ersten Phase kann die Höhe des Abflusses des Überströmrohrs überstiegen werden, da gleichzeitig der Druck im FPV unterhalb des Drucks im PSPV sinkt. Die erhöhte Wassersäule auf der FPV-Seite kann im Siphon des Überströmrohrs durch den Überdruck auf der PSPV-Seite ausgeglichen werden. Nach Beendigung der Flutung ergeben sich Schwankungen im Füllstand aus den Änderungen in der Druckdifferenz zwischen RPV und FPV und aus dem daraus resultierenden Pegelausgleich.

Infolge des starken Abflusses von Masse durch das Kondensationsrohr nimmt die Konzentration nicht-kondensierbarer Gase in DWV nach Öffnung des Lecks rapide bis auf ein vernachlässigbares Niveau ab (Abb. 5.24e, nur Ergebnisse aus der Simulation). Die Abnahme im FPV aufgrund des Massenstroms durch das H2-Überströmrohr erfolgt langsamer und der Anteil der nicht-kondensierbaren Gase bleibt bis zum Ende des Versuchs nicht vernachlässigbar (Abb. 5.25h, nur Ergebnisse aus der Simulation).

Fünf verschiedene Phasen können im Betrieb des GEKO unterschieden werden (Abb. 5.26f), die auf die Änderungen der Randbedingungen im FPV und SSPV zurückgeführt werden können:

- Anlaufphase mit stabilem Einphasenbetrieb: Gleich nach Beginn des Störfalls nehmen für 0 s ≤ t ≤ 1.000 s aufgrund des Anstiegs der Temperatur auf der Primärseite die Temperaturen auf der Sekundärseite zu (Abb. 5.25f und Abb. 5.25g). Ein moderater Massenstrom wird in der Zuleitung zum Wärmetauscher gemessen (Abb. 5.26e und Abb. 5.31).
- Erste Phase mit instabilem Zweiphasenbetrieb: Wenn die Temperaturen im Wärmetauscher die Sättigungstemperatur erreichen, stellt sich für 1.000 s ≤ t ≤ 2.500 s der instabile Zweiphasenbetrieb mit dem charakteristischen instationären Verlauf für Massenströme und Temperaturen ein (Abb. 5.26e und Abb. 5.45).

- 3. Verringerung der Leistung bei stabilem Einphasenbetrieb: Im Zeitintervall 2.500 s ≤ t ≤ 4.300 s sinken die Temperaturen im FPV aufgrund der Flutung und des daraus folgenden reduzierten Zuflusses von Dampf aus dem RPV (Abb. 5.25a, Abb. 5.25f und Abb. 5.25g). Die Leistung vom GEKO sinkt entsprechend, die Temperaturen im Wärmetauscher unterschreiten die Sättigungstemperatur und der stationäre einphasige Betrieb stellt sich erneut ein (Abb. 5.26e und Abb. 5.31).
- 4. Erneute Zunahme der Leistung bei instabilem Zweiphasenbetrieb: Infolge des erneuten Anstiegs vom Druck und Temperatur auf der Primärseite, kehrt auch der GEKO für 4.300 s ≤ t ≤ 7.000 s zum instabilen Zweiphasenbetrieb zurück (Abb. 5.26e und Abb. 5.31).
- 5. Stabiler Zweiphasenbetrieb: Wenn die Temperatur im SSPV und in der Zuleitung zum GEKO die Marke T ≥ 90 °C überschreitet (Abb. 5.28b), stellt sich der stabile Zweiphasenbetrieb für t ≥ 7.000 s ein. Schwankungen in den Werten von Temperaturen und Massenströmen nehmen entsprechend ab. Dieser quasi-stationäre Zustand bleibt bis zum Ende des Versuchs erhalten.

Die folgenden Anmerkungen und Schlussfolgerungen können im Hinblick auf die Validierung des ATHLET-Modells aus dem Vergleich zwischen den Kurven aus dem Versuch und aus der Simulation gezogen werden:

- 1. Der Druckaufbau im DWV und FPV wird in allen Fällen qualitativ korrekt wiedergegeben. Für die Fälle 1-d und 3-d ist auch quantitative Übereinstimmung gegeben (Abb. 5.24a und Abb. 5.25a für 0 s ≤ t ≤ 2.000s). Im Fall Coupled wird das Maximum des Drucks bei t ≈ 1.700 s infolge der unterschiedlichen Modellierung vom DWV und PSPV, die zu einem vermiderten Druckaufbau im PSPV führt, unterschätzt. Im Fall 3-d HTCL wird das Maximum überschätzt. Abweichungen sind allerdings im Rahmen der Druckschwankungen, die durch den instabilen Betrieb des GEKO verursacht werden.
- Erhöhte Werte des Drucks im DWV und FPV (Abb. 5.24a und Abb. 5.25a) ergeben sich im Fall 3-d HTCL aus der Unterschätzung der Leistung vom GEKO, wie schon oben bei der Diskussion der Verläufe im RPV angedeutet wurde. Dementsprechend werden auch die Temperaturen im Gas-Bereich vom FPV überschätzt (Abb. 5.25g).
- 3. Die bedeutenden Abweichungen für den Druckverlauf im Fall 3-d HTCL ab t ≥ 4.000 s sind eine Folge des Druckausgleichs zwischen PSPV und DWV, der in der Simulation bei t ≈ 3.000 s eintritt und weiter unten mehrfach belegt wird. Demzufolge steigen der Anteil der nicht-kondensierbaren Gase im DWV und FPV signifikant an (Abb. 5.24e und Abb. 5.25h) und die Leistung vom GEKO nimmt entsprechend ab.

- Dies stellt eine nicht-lineare Entwicklung dar, die sich aus den oben angesprochenen moderaten Abweichungen der Druckverläufe ergibt, und die Weiterentwicklung der Simulation massiv beeinflusst. Die Schwelle für den Druckausgleich wird im Versuch und in den anderen Simulationsfällen nahezu erreicht, aber nicht überschritten.
- 4. Da in der Simulation der DWV durch ein einziges Kontrollvolumen dargestellt wird, kann die Simulation die Stratifizierung der Temperaturen nicht reproduzieren (Abb. 5.24c und Abb. 5.24d). Für die verschiedenen Fälle der Simulation sind die jeweiligen Kurven in den beiden Bildern identisch. Die Übereinstimmung mit dem Experiment ist im oberen Bereich des Behälters besser, wo die Temperaturen infolge der Zuströmung überhitztes Dampfs aus dem RPV höher als die Sättigungstemperatur liegen (Abb. 5.24d). Der obere Bereich wird am stärksten durchgeströmt, da sowohl die Leckleitung als auch das Kondensationsrohr und die Verbindungen zum FPV dort angeschlossen sind (siehe Abb. 5.15 und Abb. 5.16). Die Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation in diesem Bereich ist von einer Seite aufgrund der direkten Steuerung durch den Zufluss von Masse durch das Leck nicht überraschend und von der anderen Seite wichtig für die korrekte Abschätzung der Energieflüsse. Unter diesem Standpunkt ist die verwendete vereinfachte Darstellung des DWV zur Wiedergabe der wesentlichen Phänomene ausreichend.
- 5. Analog wie im DWV, kann die Simulation auch im FPV aufgrund der vereinfachten Nodalisierung keine Stratifizierung der Temperaturen im Gas-Bereich wiedergeben. Die im Versuch gemessene leichte Überhitzung kann im Bereich oberhalb des GEKO nicht reproduziert werden (Abb. 5.25g). Gute Übereinstimmung wird für den Verlauf unterhalb des Wärmetauschers erreicht (Abb. 5.25). Die Kurve in Abb. 5.25f und Abb. 5.25g sind für die Fälle 1-d und Coupled paarweise identisch und gleich der jeweiligen Temperatur im Gas-Bereich des Behälters. Dementsprechend wird im Abb. 5.25f auch für t ≈ 2.000 s die Temperatur des Gas-Bereichs angegeben, obwohl in dieser Phase die Messstelle bei z = 19,35 m unterhalb des Füllstands liegt. Die Kurven im gleichen Bild für die Fälle 3-d und 3-d HTCL berücksichtigen dagegen die Höhe des Füllstands und zeigen die Temperatur des Wassers. Die Kurve aus dem Versuch zeigt immer die Temperatur des Dampfes, da der Füllstand im Versuch tiefer als in der Simulation und als die Messstelle liegt (Abb. 5.25b).
- Die Absenkung der Temperatur bei t ≈ 3.000 s für Fall 3-d HTCL ist eine Folge des Druckausgleichs zwischen PSPV und DWV.
- 7. Die stärkere Absenkung des Anteils nicht-kondensierbarer Gase im FPV im Fall Coupled (Abb. 5.25h) ist eine Folge der Modellierung vom PSPV durch COCOSYS. Dadurch verändert sich der Druckaufbau im PSPV (Abb. 5.27a), die Massenströme durch das Kondensationsrohr und das Überströmrohr (Abb. 5.26a und Abb. 5.26c)

- und letztendlich auch der Abfluss der nicht-kondensierbaren Gase aus DWV und FPV.
- 8. Die Gründe für die Abweichungen zwischen Versuch und Simulation hinsichtlich des Verlaufs des Füllstands wurden oben im Zusammenhang mit der Diskussion des Füllstands im RPV erläutert. Die Abweichungen im FPV sind gegenüber denen im RPV gespiegelt, da eine Änderung des Füllstands in einem der beiden Behälter hauptsächlich durch Austausch von Masse mit dem anderen Behälter durch die Flutleitung stattfindet.
- 9. Abweichungen im Massenstrom und in der Leistung vom GEKO zwischen Versuch und Simulation oder zwischen unterschiedlichen Fällen der Simulation (Abb. 5.26e und Abb. 5.26f) sind primär den unterschiedlichen Abschätzungen der Wärmeübertragung an der Primärseite des Wärmetauscher zuzuschreiben. Die Vorgabe, bzw. die Berechnung des dafür notwendigen Wärmeübergangskoeffizienten, stellt z. B. den einzigen Unterschied zwischen den Fällen 3-d und 3-d HTCL dar. Die unterschiedliche Modellierung vom FPV in den Fällen 1-d und 3-d kann zu Abweichungen im Zustand des Gas-Bereichs und insbesondere in der Konzentration der nicht-kondensierbaren Gase, und dadurch in den Randbedingungen für die Primärseite des Wärmetauschers. führen.
- 10. Die Konzentration nicht-kondensierbarer Gase im Gas-Bereich vom FPV beeinflusst die Kondensation und damit die Wärmeübertragung an der Primärseite vom GEKO maßgeblich. Sie ist im Fall Coupled am geringsten und erreicht höchste Werte im Fall 3-d HTCL nach dem Druckausgleich zwischen PSPV und DWV (Abb. 5.25h für t ≈ 3.000 s). Dementsprechend sind die Leistung vom GEKO und die integral abgeführte Energie maximal im Fall Coupled und am geringsten im Fall 3-d HTCL (Abb. 5.26f und Abb. 5.26g).

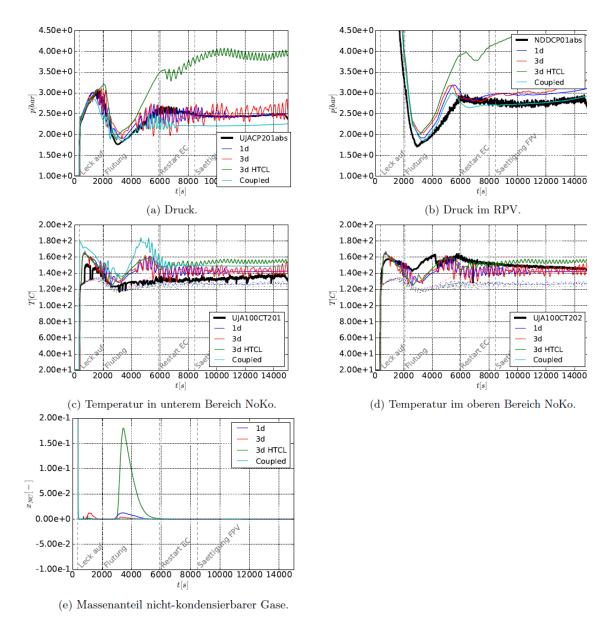


Abb. 5.24 Zustand im DWV und Druck im RPV zum Vergleich

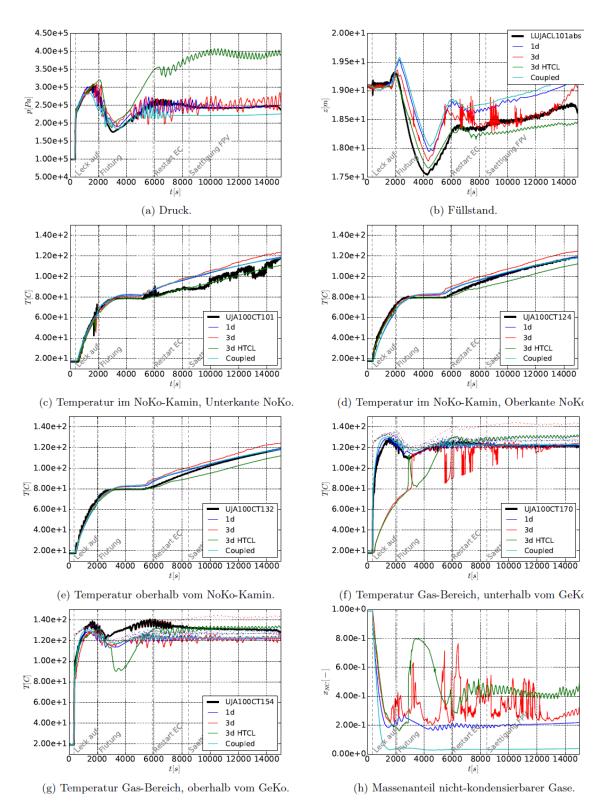


Abb. 5.25 Zustand im FPV

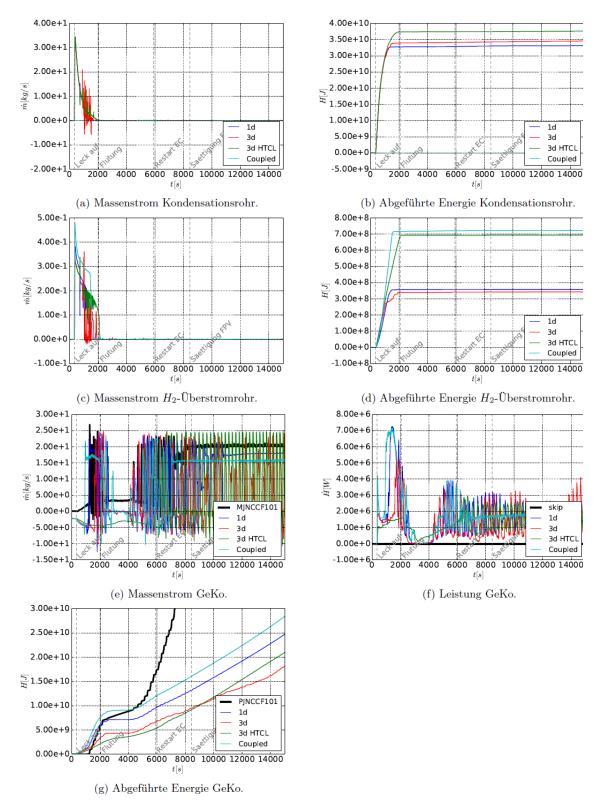


Abb. 5.26 Massen- und Energieflüsse DWV

#### Zustand im PSPV

Die zeitliche Entwicklung der Zustandsgrößen im PSPV ist im Abb. 5.27 wiedergegeben. Die dafür relevanten Massen- und Energieflüsse durch Kondensationsrohr und H2-Überströmrohr wurden schon im Abb. 5.26 angegeben. Der Druckaufbau am Anfang des Störfalls (Abb. 5.27a, für 0 s  $\leq$  t  $\leq$  2.000 s) und der damit verbundene Anstieg der Temperatur (Abb. 5.27c und Abb. 5.27d) werden durch den Zufluss von Masse und Energie aus dem DWV (Abb. 5.26a und Abb. 5.26c) hervorgerufen. Die Gründe für die Teilung der Drucksaufbauphase in einen anfänglichen schnellen und einen folgenden langsameren Anstieg wurden im Zusammenhang mit der Diskussion des analogen Verlaufs im DWV und FPV diskutiert. Die Kondensation des zugeführten Dampfs führt zu einem Anstieg des Füllstands (Abb. 5.27b). Das lokale Maximum in der Temperatur des Gas-Bereichs am Anfang des Störfalls (Abb. 5.27d) ergibt sich aus der adiabaten Kompression der nicht-kondensierbaren Gase aufgrund des Zuflusses von Masse aus dem DWV. Während die rapide Absenkung der Temperatur für 50 s ≤ t ≤ 500 s durch die Abgabe von Wärme an die Strukturen zu erklären ist, ergibt sich die darauf folgende Zunahme für t ≥ 500 s aus der Abgabe von Wärme durch das wärmere Wasserinventar (vergleiche Abb. 5.27d). Mit der Temperatur steigt auch der Partialdruck der nicht-kondensierbaren Gase, wobei der Druckanstieg teilweise durch Expansion und durch die Verschiebung des Pegels im Behälter und im Kondensationsrohr ausgeglichen wird. Dagegen bleiben der Partialdruck und die Massenkonzentration des Dampfs aufgrund der nahezu konstanten Temperatur des Wasserinventars konstant. Als Ergebnis nimmt der Druck leicht zu, während der Füllstand und der Anteil der nicht-kondensierbaren Gase im Gas-Bereich leicht abnehmen (Abb. 5.27a, Abb. 5.27b und Abb. 5.27e ab t ≥ 6.000 s). Die Abnahme und die folgende Zunahme von Druck und Füllstand in der Phase 2.000 s ≤ t ≤ 6.000 s ergeben sich aus der Verschiebung des Pegels im Kondensationsrohr infolge der Änderung des Drucks im DWV.

Die Simulation kann die wesentlichen Phänomene im PSPV qualitativ korrekt reproduzieren. Durch den quantitativen Vergleich mit den experimentellen Daten ergeben sich die folgenden Schlussfolgerungen:

1. Der maximale Wert und das Niveau des Drucks nach Abschluss des Kondensationsrohr (Abb. 5.27a ab t ≥ 1.800 s) korreliert in den Fällen 1-d, 3-d und 3-d HTCL mit der Energieabfuhr aus dem DWV durch den GEKO (Abb. 5.26f). Je niedrigere die Leistung vom GEKO eingeschätzt wird, desto stärker sind der Massenstrom zum PSPV und der daraus resultierende Druckaufbau. Dies wird im Fall 3-d HTCL

- besonders deutlich. Abweichungen zwischen dem Fall Coupled und den restlichen Fällen sind dagegen der unterschiedlichen Modellierung von DWV, PSPV und Kondensationsrohr durch COCOSYS zuzuschreiben.
- Die abrupte Absenkung des Drucks bei t ≈ 2.800 s im Fall 3-d HTCL ist durch den Druckausgleich mit dem DWV verursacht, der zu einem Rückfluss vom Masse aus dem PSPV führt. Die Gründe und die Folgen des Ausgleichs wurden schon diskutiert.
- 3. Die Zunahme des Füllstands im PSPV ist, wie der Druckaufbau, eine direkte Folge der Zuströmung von Masse aus dem DWV und zeigt die gleiche Abhängigkeit von der Abschätzung der Leistung vom GEKO. Je niedriger die Leistung geschätzt wird, desto stärker sind der Zufluss von Dampf und die Zunahme des Füllstands.

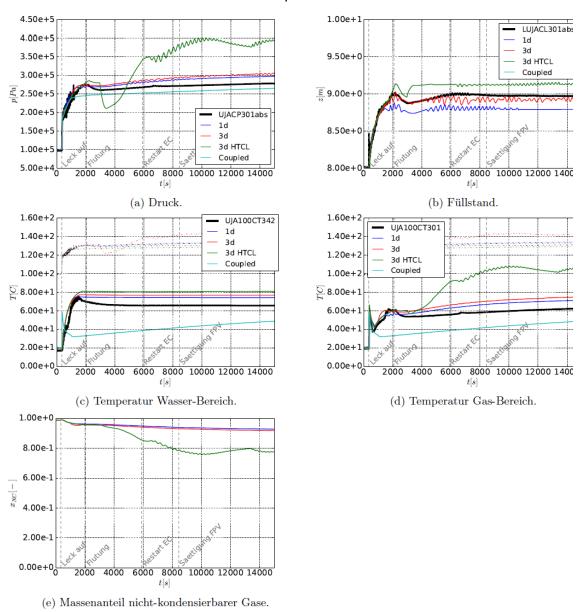


Abb. 5.27 Flut System PSPV

#### **Zustand im SSPV**

Die Entwicklung der Temperaturen im SSPV wird durch die Bilanzierung zwischen der zugeführten Leistung aus dem GEKO (Abb. 5.26f, und Abb. 5.26g) der Leistung der externen Kühlung (Abb. 5.5.20) und der Verdampfung an der freien Oberfläche bestimmt. Schwankungen im Verlauf des Füllstands (Abb. 5.28a) und der Temperaturen, insbesondere im oberen Teil des Behälters, wo sich der Ausfluss vom GEKO befindet (Bilder Abb. 5.28b, Abb. 5.28c und Abb. 5.28d), sind durch den instationären Betrieb des GEKO verursacht. Die stetige Absenkung des Füllstands während der zweiten Hälfte des Versuchs (Abb. 5.28a für t ≥ 8.000 s) ist eine Folge der Verdampfung nachdem das Wasserinventar die Sättigungstemperatur erreicht hat.

Durch Vergleich von Versuch und Simulation ergeben sich die folgenden Schlussfolgerungen:

- 1. Die geringen Unterschiede zwischen dem Verlauf der Temperaturen im oberen und in unteren Bereich des Wasserinventars vom SSPV (Abb. 5.28b, Abb. 5.28c und Abb. 5.28d) zeigen, dass Temperaturschichtungen in diesem Behälter moderat sind. Dies vereinfacht die Simulation, bei der auch eine gleichmäßige Verteilung der Temperaturen gewährleistet wird.
- 2. Da die Leistung der externen Kühlung in allen Simulationen gleichermaßen den Daten aus dem Versuch entsprechend vorgeschrieben wurde (Abb. 5.19), liefern Abweichungen in den Verläufen der Temperatur zwischen Simulation und Versuch und zwischen den verschiedenen Fällen der Simulation (Abb. 5.28b, Abb. 5.28c und Abb. 5.28d) ein Maß für die Abweichungen in der Leistung vom GEKO.
- 3. Der Verlauf des Füllstands in der Simulation weicht qualitativ und quantitativ von den experimentellen Daten ab (Abb. 5.28a). Die erste Abweichung tritt beim Anlaufen vom GEKO im instabilen Betriebsmodus bei t ≈ 1.800 s auf. Dabei führt der Zufluss vom Dampf aus dem GEKO zum Überlaufen des Wasserinventars mit entsprechendem Verlust vom Masse und Absenkung des Füllstands. Da der Überlauf in der Simulation nicht modelliert wurde, kann dieses Verhalten dort nicht reproduziert werden. Weiterhin konnte eine vollständig zufriedenstellende Simulation der Verdampfung an der freien Oberfläche des Wasserinventars unter Einbehaltung konstanter Randbedingungen zur Modellierung der Atmosphäre nicht erzielt werden. Dementsprechend wird die Abnahme des Füllstands infolge der Verdampfung, die im Versuch für t ≥ 8.000 s ersichtlich wird, auch bei Fällen

nicht korrekt wiedergegeben, bei denen das Wasserinventar die Sättigungstemperatur erreicht. Im Hinblick auf die Entwicklung des Störfalls in der Simulation stellen diese Abweichungen marginale Aspekte dar, die keine negativen Rückwirkungen auf die Ergebnisse haben dürften.

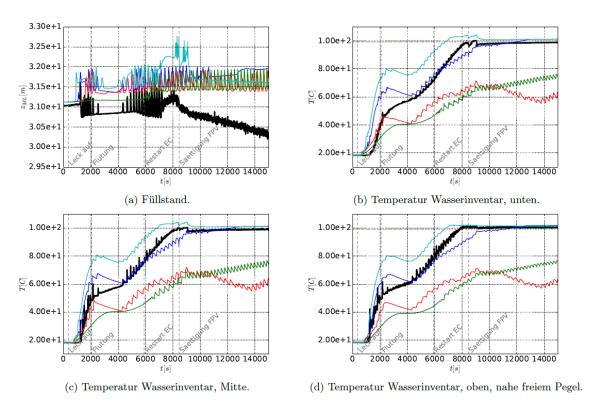


Abb. 5.28 Zustand im SSPV

## **Temperaturen im NOKO**

Der Verlauf der Temperaturen auf der Primärseite des NOKOs ist durch den Verlauf des Füllstands im RPV und im Standrohr (Abb. 5.22b und Abb. 5.22c) bestimmt, der die Überdeckung und Freilegung der darin enthaltenen Messstellen festlegt. Vom Versuchsbeginn bis zur Flutung sinkt der Füllstand bis unterhalb des Austritts des NOKOs. Dementsprechend werden die Messstellen in der Zuleitung von überhitztem Dampf aus dem Standrohr erreicht ( $T > T_{Sat}$  in Abb. 5.29a und Abb. 5.29b für  $t \le 2.500$  s) und auch die Temperatur am Austritt des Wärmetauscher steigt bis zur Sättigungstemperatur (Abb. 5.29c). Infolge der Flutung steigt der Füllstand für 2.500 s  $\le t \le 6.000$  s erneut an. Die Messstelle am Eintritt des NOKOs wird durch Kondensat aus dem Wärmetauscher überdeckt ( $T = T_{Sat}$  im Abb. 5.29b), während die Messstelle am Austritt vom unterkühlten Wasser aus der Flutleitung erreicht wird ( $T \le T_{Sat}$  im Abb. 5.29c). Schließlich sinkt der Füllstand und der Eintritt des Wärmetauschers wird erneut von überhitzten Dampf

erreicht (T >  $T_{Sat}$  im Abb. 5.29b für  $t \ge 6.000$  s). Der Wärmetauscher ist in dieser Phase nur teilweise freigelegt.

Die Absenkung der gemessenen Temperatur auf Sättigungsniveau am Eintritt der Zuleitung für  $5.500 \, \mathrm{s} \le t \le 9.000 \, \mathrm{s}$  (Abb. 5.29a) lässt sich nicht auf der Grundlage der Schwankungen des Füllstands erklären. Der Füllstand liegt zu jedem Zeitpunkt deutlich unterhalb der betroffenen Messstelle und auch die tiefer liegende Messstelle am NOKO - Eintritt wird schon ab  $t \ge 7.500 \, \mathrm{s}$  von überhitzten Dampf erreicht (Abb. 5.29b). Die vorläufige Überdeckung der Messstelle mit einem Kondensatfilm könnte ein Grund für den beobachteten Verlauf sein, der allerdings nicht mit Sicherheit bestätigt werden kann. Das lokales Maximum im unteren Teil der Kondensatleitung bei  $t \approx 6.000 \, \mathrm{s}$  (Abb. 5.29d) ist eine Folge des Rückflusses aus dem Standrohr infolge des Druckaufbau und der Absenkung des Füllstand im RPV nach Überschreiten des Minimum für den Druck bei  $t \approx 3.000 \, \mathrm{s}$  (Abb.  $5.22a \, \mathrm{m}$  Abb.  $5.22b \, \mathrm{f}$  ür  $5.000 \, \mathrm{s} \le t \le 6.000 \, \mathrm{s}$ ).

Infolge der guten Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation bei der Vorhersage des Füllstands im RPV und Standrohr (Abb. 5.22b und Abb. 5.22c) werden auch die Verläufe der Temperatur im NOKO mit guter Genauigkeit wiedergegeben. Die folgenden Abweichungen, die allesamt als Folgen leichter Abweichungen im Verlauf des Füllstands erklärt werden können (Abb. 5.22b und Abb. 5.22c), können trotzdem festgestellt werden:

- 1. Wie schon angedeutet weicht der Zustand in mehreren Komponenten für den Fall Coupled ab t ≥ 6.000 s vom experimentellen Verlauf ab. Der Füllstand im RPV wird leicht überschätzt, und dementsprechend werden auch Abweichungen für die Temperaturen im oberen Teil des Wärmetauschers ersichtlich, die in diesem Fall der Simulation durch Kondensat überdeckt werden (T = T<sub>Sat</sub> in den Abb. 5.30a, Abb. 5.30b und Abb. 5.30c), während im Versuch und in den anderen Simulationsfällen unterhalb des Füllstands liegen und vom überhitzten Dampf erreicht werden (T > T<sub>Sat</sub>).
- 2. Abweichungen im Verlauf der Temperatur am Einlauf der Zuleitung sind für 5.500 s ≤ t ≤ 9.000 s festzustellen (Abb. 5.29a). Eine mögliche Erklärung für die der Sättigungstemperatur entsprechenden Werte aus dem Versuch wurde oben gegeben. Die überhitzten Temperaturen, die in der Simulation ersichtlich werden, entsprechen den Erwartungen anhand der Position der Messstelle.
- 3. In den Fällen 1-d, 3-d und Coupled wird der experimentelle Wert für den Füllstand gegen Ende des Versuchs ab t ≥ 12.000 s zunehmend unterschätzt. Daraus ergeben sich die erhöhten Temperaturen an den Messstellen im unteren Bereich des

Wärmetauschers (Abb. 5.30c, Abb. 5.30d und Abb. 5.30e), die in der Simulation freigelegt werden, und im Versuch überdeckt sind.

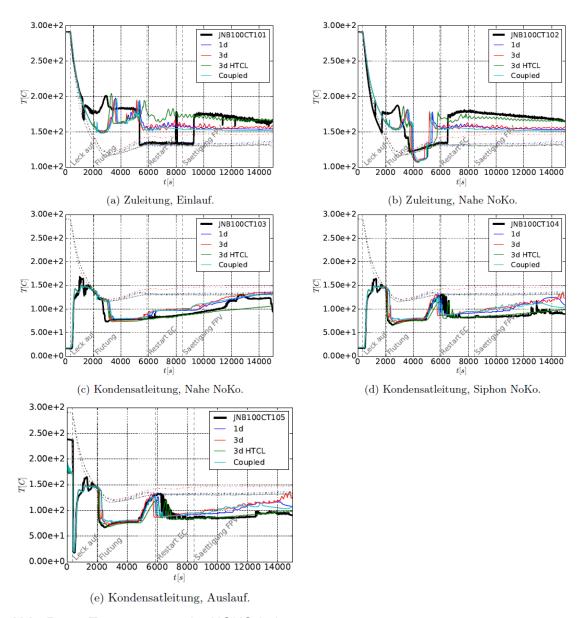


Abb. 5.29 Temperaturen der NOKO-Leitung

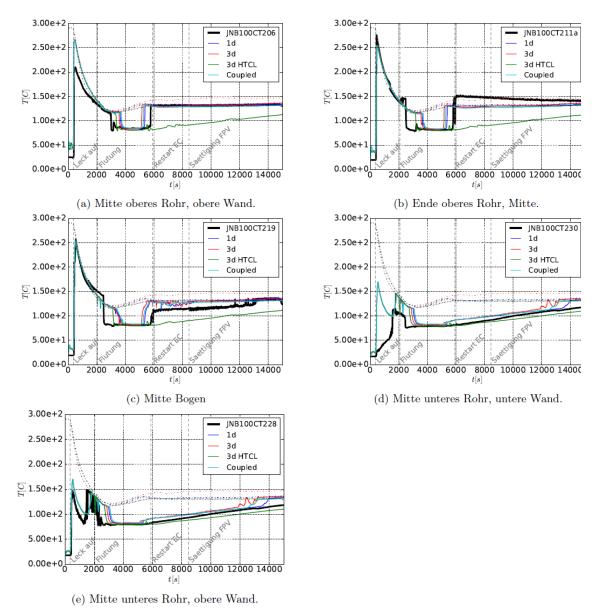


Abb. 5.30 Temperaturen im NOKO

### **Temperaturen im GEKO**

Der Temperaturverlauf an den Messstellen in der Sekundärseite des GEKO (Abb. 5.31) spiegelt die oben beschriebenen fünf Phasen im Betrieb des Wärmetauschers. Der Zustand im FPV und SSPV stellen die bestimmenden Randbedingungen dar, wodurch den Wärmeeintrag auf der Primärseite und die Temperatur des zuströmenden Kühlmittels auf der Sekundärseite festgelegt werden.

Die Simulation kann alle wesentlichen Aspekte des Betriebs des GEKO mit einigen wenigen Abweichungen qualitativ korrekt wiedergegeben. Die oben diskutierten Gründe für die Abweichungen in der Leistung vom GEKO (Abb. 5.26) beeinflussen gleicherweise

auch die Verläufe der Temperaturen. Bedeutende Abweichungen treten im Fall 3-d HTCL auf. Die folgenden Schlussfolgerungen ergeben sich aus dem Vergleich von Versuch und Simulation:

- 1. Während der Anlaufphase wird der Anstieg der Temperaturen innerhalb des Wärmetauschers in den Fällen 1-d und Coupled mit guter Genauigkeit aber leicht verfrüht wiedergegeben (Abb. 5.31c bis Abb. 5.31f für 0 s ≤ t ≤ 1.000 s). In den Fällen 3-d und 3-d HTCL wird der Anstieg verspätet nachgebildet. Die Temperatur wird im Zulauf (Abb. 5.31a und Abb. 5.31b) deutlich überschätzt und im Auslauf deutlich unterschätzt (Abb. 5.31g und Abb. 5.31h). Dies ist eine Folge der Umkehrung der Strömung, die in der Simulation in dieser Phase mit einphasigem stabilem Betrieb entgegengesetzt zur Auslegungsrichtung fließt (negative Werte des Massenstroms im Abb. 5.26e).
- 2. Mit dem Einsetzten des instabilen Zweiphasenbetriebs stellt sich auch in der Simulation die korrekte Strömungsrichtung ein. Temperaturen am Auslauf erreichen rapide das Sättigungsniveau und gleichen sich damit den Werten aus dem Versuch an (Abb. 5.31g und Abb. 5.31h für 1.000 s ≤ t ≤ 2.500 s). Temperaturen im Zulauf bleiben dagegen in der Simulation infolge der Überschätzung der Temperatur der Zuströmung höher als im Versuch. Grund dafür ist die Aufwärmung der unteren Schichten des SSPV, aus denen das Wasser nach Einstellung der korrekten Umlaufsrichtung fließt, und die in der vorherigen Phase mit umgekehrter Durchströmung des GEKO durch den Zufluss aus dem Wärmetauscher aufgewärmt wurden. Die Unterschätzung der Mischung im SSPV, die aufgrund der groben Diskretisierung des Behälters erwartet werden kann, wirkt sich nicht positiv aus. Abweichungen im Fall 3-d HTCL ergeben sich aus der Unterschätzung der Wärmeübertragung auf der Primärseite. Der Übergang zum instabilen Betrieb findet in diesem Fall nicht statt.
- 3. Während der folgenden Phase mit reduzierter Leistung und stabilem Einphasenbetrieb werden die Leistung und der Massenstrom im GEKO unterschätzt und kommen in der Simulation fast zum Erliegen (Abb. 5.26e für 2.500 s ≤ t ≤ 4.300 s). Abweichungen im Verlauf der Temperaturen im Zulauf sind weiterhin, analog wie während der vorherigen Phasen, festzustellen.
- 4. Der Zeitpunkt der erneuten Umschaltung zum instabilen Zweiphasenbetrieb wird in den Fällen 1-d, 3-d und Coupled mit guter Genauigkeit vorhergesagt. Im Fall 3-d HTCL stellt sich der neue Betriebspunkt aufgrund der vorherigen Unterschätzung der Temperaturen au der Sekundärseite deutlich verspätet ein. Die Amplituden der Temperaturschwankungen im Wärmetauscher während des instabilen Betriebs stimmen mit dem Versuch gut überein. An den weiter stromauf liegenden Messstellen im

- Vorlauf des Wärmetauschers werden sie überschätzt.
- 5. Die Umschaltung vom instabilen zum stabilen Zweiphasenbetrieb tritt im Fall Coupled verfrüht und im Fall 1-d verspätet ein. In den Fällen 3-d und 3-d HTCL bleibt der instabile Betrieb bis zum Ende der Simulation erhalten. Die Umschaltung wird durch die Temperatur im PSPV und also im Zulauf zum GEKO maßgeblich bestimmt. Abweichungen im dieser Größe (Abb. 5.26b) sind der Grund für die zeitlichen Verschiebungen der Umschaltung zwischen den Betriebsmodi in den verschiedenen Fällen der Simulation.
- 6. Die Überschätzung der Rückwirkung der Temperatur im Wärmetauscher auf die Temperaturen im Zulauf und die Umkehrung der Strömungsrichtung beim Anlaufen des Wärmetauschers sind vermutlich eine Folge der vereinfachten Diskretisierung, die die komplexen instationären Strömungsverhältnisse im Inneren des Wärmetauschers und der Eintrittskammer nicht korrekt reproduzieren kann. Im Sinne des 1-d Ansatzes von ATHLET sind möglicherweise die Strömungswiderstände für die Rückströmung vom Wärmetauscher zum Zulauf zu gering.

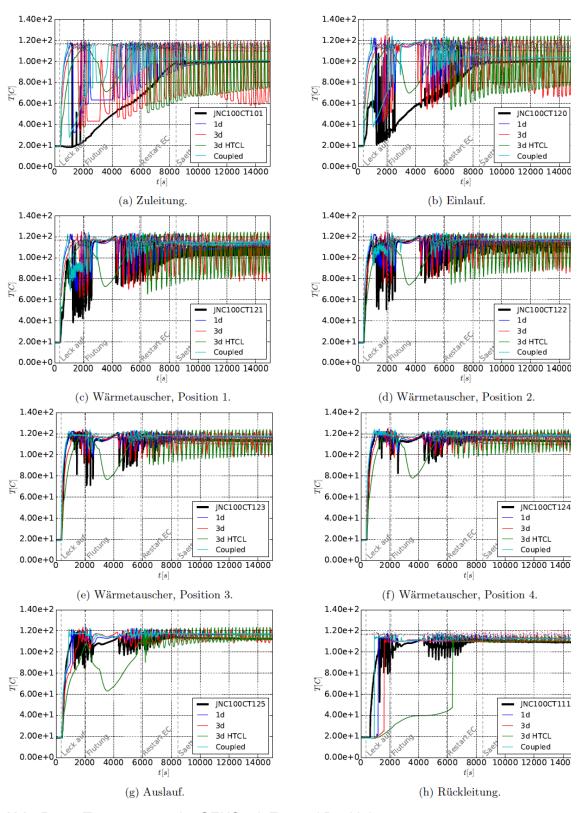


Abb. 5.31 Temperaturen im GEKO mit Zu- und Rückleitung

# Strömungsentwicklung im Flutsystem

Die Entwicklung der Strömung im Flutsystem ist durch die Zustände im RPV und FPV bestimmt. Die Phänomenologie der Strömungsentwicklung nach Öffnung des Ventils wurde im Abschnitt 3.4.5 beschrieben. Das Eintreten einer zweiphasigen Rückströmung vom RPV zum FPV (Abb. 5.32b für 1.700 s  $\leq$  t  $\leq$  2.000 s) und der darauf folgenden Flutung (2.000 s  $\leq$  t  $\leq$  4.000 s) können auch für den hier betrachteten Integralversuch festgestellt werden. Der alternierende Massenfluss ab t  $\geq$  4.000 s ist dem Pegelausgleich zwischen RPV und FPV infolge von Schwankungen in der Druckdifferenz zwischen den beiden Behältern zuzuschreiben (Abb. 5.32a). Die Verläufe der Temperaturen sind in allen Phasen durch die abwechselnde Richtung des Massenstroms bestimmt, wodurch entweder heißeres Wassers aus dem RPV (Abb. 5.32c und Abb. 5.32d für 1.700 s  $\leq$  t  $\leq$  2.000 s und 5.000 s  $\leq$  t  $\leq$  6.500 s) oder kühleres Wasser aus dem FPV (2.000 s  $\leq$  t  $\leq$  5.000 s) zu den Messstellen gelangen kann. In der Phase mit schwankendem Massenfluss (t  $\geq$  6.500 s) nehmen die Temperaturen infolge der Durchmischung mit warmem Wasser aus dem RPV im Mittel moderat zu.

Die folgenden Schlussfolgerungen ergeben sich aus dem Vergleich zwischen Simulation und Versuch:

- 1. Der Zeitpunkt der Öffnung des Flutventils (Abb. 5.23g, t ≈ 1.700 s), die Dauer der Rückströmung vom RPV zum FPV (1.700 s ≤ t ≤ 2.000 s) und die Dauer der Flutung (2.000 s ≤ t ≤ 4.000 s) werden in der Simulation korrekt vorhergesagt. Da alle diese Ereignisse durch die Drücke im RPV und FPV gesteuert werden, ist dies primär eine Folge der korrekten Wiedergabe der Druckverläufe in den beiden Behältern.
- 2. Die Überschätzung der Temperaturen in der Endphase des Versuchs (Abb. 5.32c und Abb. 5.32d ab t ≥ 7.000 s) ist eine Folge von Abweichungen in der Verlagerung von Masse zwischen RPV und FPV, die sich aus Abweichungen in der Druckdifferenz ∆p = p<sub>RPV</sub> − p<sub>FPV</sub> zwischen den Behältern (Abb. 5.32a) ergeben. Letztere wird in der Simulation überschätzt mit dem Ergebnis, dass der Füllstand im RPV zu stark absinkt und der Füllstand im FPV höher steigt als im Versuch (Abb. 5.22b und Abb. 5.25b). Der Rückfluss von Masse vom RPV zum FPV, und die daraus resultierende Erhöhung der Temperaturen in der Flutleitung werden dadurch leicht überschätzt. Eine Verstärkung dieses Phänomen durch numerische Diffusion, die zu einer Überschätzung des Temperaturausgleichs zwischen den beiden Seiten der Flutleitung führt, kann auch nicht ausgeschlossen werden.

- Numerische Diffusion ist sicherlich durch den schwankenden Charakter der Strömung in dieser Phase verstärkt.
- 3. Die quantitative Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch ist hinsichtlich des Massenstroms (Abb. 5.32b) und der Druckverluste in den verschiedenen Abschnitten der Flutleitung (Abb. 5.32e und Abb. 5.32f) weniger genau als bei den Einzeleffektversuchen (Abschnitt 3.4.5.4). Dies kann eine Folge der unterschiedlichen Modellierung der NOKO-Leitung sein, die einen Teil des Strömungspfads zwischen RPV und FPV darstellt, oder auch aus den veränderten Randbedingungen im RPV und FPV resultieren. Die wesentliche Größe für die Entwicklung des Störfalls ist allerdings das zeitliche Integral des Massenstroms (Abb. 5.23h), das sich in Abhängigkeit von der Druckdifferenz zwischen den beiden Behältern einstellt, und nur marginal durch die Druckverluste und die instantanen Massenströme im der Flutleitung beeinflusst wird.
- 4. Die Unterschätzung des Hubs des Flutventils (Abb. 5.32g) wurde bei der Validierung des Modells für das Flutventil erkannt und auf die unvollständige Modellierung der Reibung an den Führungsflächen der Spindel, bzw. der Abschaltung der Reibung durch mechanische Vibrationen, zurückgeführt (Abschnitt 3.4.5.4). Wie dort erläutert, wird durch diese Abweichungen kein negativer Einfluss auf die Simulation erwartet, da der freie Querschnitt im realen Ventil, so wie im Modell der Simulation, bei Zunahme des Hubs relativ schnell frei gegeben wird, auch bevor der Ventilkolben den unteren Anschlag erreicht hat.

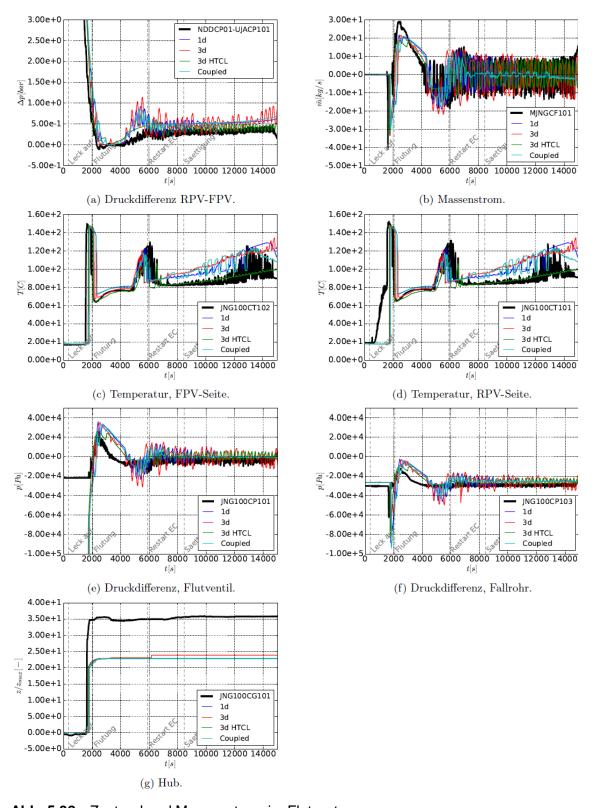


Abb. 5.32 Zustand und Massenstrom im Flutsystem

# 5.2.2.3 Ergebnisse der Vorausrechnung

Die Ergebnisse aus der Vorausrechnung werden mit den experimentellen Daten aus dem EASY1-Versuch, sowie mit Ergebnissen aus dem Referenz-Fall 1-d der Nachrechnung und mit den experimentellen Daten aus dem INKA114-Versuch, der die Referenz bei der Entwicklung des Datensatzes darstellte, verglichen. Die Zustände in den Behältern und die entsprechenden Energieflüsse werden in den Bildern Abb. 5.33 bis Abb. 5.39 dargestellt, die paarweise den Bildern Abb. 5.22 bis Abb. 5.28 entsprechen. Das Bild Abb. 5.40 entspricht der Auswertung für die Flutleitung im Abb. 5.32. Einzelne Auswertungen in den genannten Bildern und die Bilder zu den Temperaturen auf der inneren Seite des NOKOs und GEKO konnten nicht reproduziert werden, da die dazu notwendigen Datensätze für die Vorausrechnung nicht zur Verfügung standen. Im Bild Abb. 5.34 (Fort.) wurde der Verlauf der Flüsse durch das Sicherheits- und Entlastungsventil hinzugefügt.

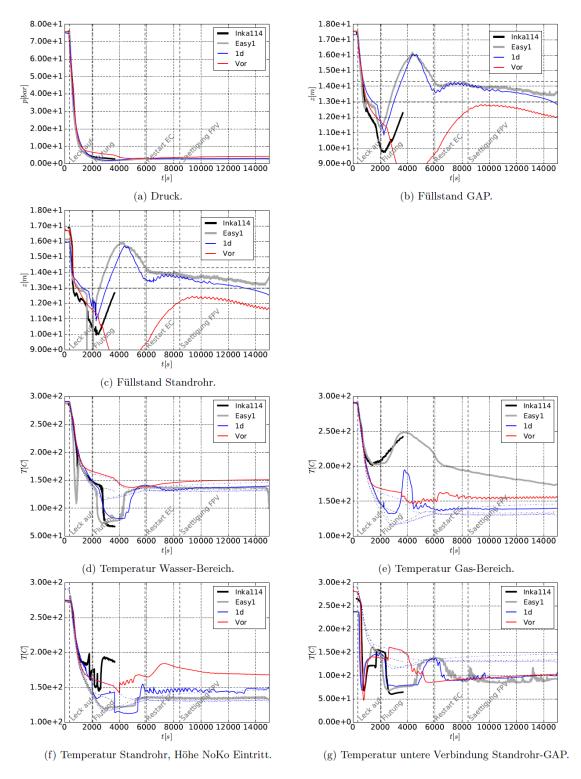
Die Abweichungen zwischen Vorausrechnung und Versuch sind hauptsächlich dadurch bedingt, dass die Leistung des NOKOs in der Vorausrechnung unterschätzt wurde (Bilder Abb. 5.34d und Abb. 5.34f), und dass die Nachzerfallwärme im Versuch geringer als der geplante und in der Vorausrechnung angenomme Verlauf blieb (Abb. 5.5.20a). Beide Effekte tragen dazu bei, dass in der Vorausrechnung die Absenkung des Drucks im RPV langsamer und der Druckaufbau im DWV stärker als im Versuch ausfallen (Abb. 5.33a und Abb. 5.35a). Weiterhin, wird infolge der fehlerhaften Angaben zur Einbauhöhe des PIG in der Simulation das Sicherheits- und Entlastungsventil in Abweichung vom eigentlichen Verlauf des Versuchs aktiviert (Abb. 5.34 (Fort.)). Die dadurch entstandene Abfuhr von Massen und Energie aus dem RPV in das Wasserinventar vom FPV trägt zur Absenkung des Drucks im RPV und wirkt den oben angesprochenen Fehlern entgegen, ohne sie vollständig ausgleichen zu können. Als Ergebnis wird der Abfluss von Masse durch die Leckleitung in der Vorausrechnung meistens überschätzt (Abb. 5.34c). Nur in der quasi-stationären Endphase des Versuchs stimmen die Kurven für die Massenströme überein.

Weitere Abweichungen können als sekundäre Effekte interpretiert werden. Die langsamere Druckabsenkung im RPV führt z. B. zu einer stärkeren Rückströmung durch die Flutleitung nach Öffnung des Flutventils mit entsprechender Verlagerung von Masse vom RPV zum FPV. Die daraus folgende Absenkung des Füllstands im RPV und die Erhöhung im FPV werden bedeutend überschätzt (Abb. 5.34g, Abb. 5.34h, Abb. 5.33b und Abb. 5.36b). Dies Wiederum beeinflusst den Verlauf der Temperaturen im

Wasserinventar vom RPV (Abb. 5.33d) und die Überdeckung, bzw. die Leistung des NOKOs. Infolge des unterschiedlichen Verlaufs des Drucks im DWV gleicht sich der Druck zwischen DWV und SSPV bei t ≈ 6.300 s aus (Bilder Abb. 5.38a). Die Sensitivität dieser nicht-linearen Entwicklung wurde schon im Zusammenhang mit Fall 3-d HTCL der Nachrechnung hervorgehoben, der ein ähnliches Verhalten zeigte. So wie dort bewirkt auch in der Vorausrechnung der Rückfluss von Masse vom PSPV in den FPV eine Erhöhung des Anteils nicht-kondensierbarer Gase im DWV und im FPV (Abb. 5.35e und Abb. 5.36h). Die Leistung vom GEKO wird dadurch verringert (Abb. 5.37f) und das Druck-Niveau im System steigt (Abb. 5.35a).

Die Absenkung der Temperatur im DWV bei t ≈ 3.300 s ist durch den Zufluss von Wasser aus dem FPV durch die untere der beiden Leitung, welche die Gas-Bereiche der beiden Behälter verbinden, verursacht. Dies wiederum ist eine Folge der schon angesprochene Überschätzung des Füllstands im FPV, der, anders als im Versuch und in der Nachrechnung, die Höhe der Verbindungsleitung erreicht (Abb. 5.36b, die Einbauhöhe der Leitung ist z = 19,65m). Wie schon im Zusammenhang mit Fall 3-d HTCL der Nachrechnung festgestellt wurde, kann der Füllstand im FPV die Höhe des Abflusses im Überströmrohr übersteigen, wenn der Druck im PSPV, so wie in diesem Fall während des relevanten Zeitintervalls, höher als im DWV ist. Aufgrund der groben Diskretisierung vom DWV durch ein einziges Kontrollvolumen kann das Abfließen von Wasser an der Wand des Behälters nicht physikalisch korrekt reproduziert werden, da dies eine gesonderte Diskretisierung des wandnahen Bereichs erfordern würde. Dagegen verdampft das Wasser bei Eintreten in den DWV vollständig. Die dazu notwendige Verdampfungsenthalpie, wird dem sich dort befindlichen überhitzten Dampf entzogen.

Schließlich ist der abrupte Anstieg der NOKO-Leistung bei t = 3.700 s (Abb. 5.34c und Abb. 5.34d) ein Artefakt der Auswertungsprozedur, bei der davon ausgegangen wird, dass der durch die Zuleitung fließender Dampf vollständig im NOKO kondensiert wird, und dass die entsprechende Verdampfungsenthalpie durch den Wärmetauscher übertragen wird. Dies ist für t > 3.700 s nicht mehr der Fall, da dann der Füllstand im Standrohr und in der Kondensatleitung des NOKOs die Mündung der Flutleitung erreicht (Abb. 5.33c), und unvollständig kondensierter Dampf durch den NOKO und die Flutleitung in den FPV fließen kann (Siehe Abschnitt 3.4.5.3). Energie wird dann auch vom RPV zum FPV übertragen, allerdings nicht durch Wärmeübertragung am NOKO, sondern durch die Konvektion von Masse durch die Flutleitung.



**Abb. 5.33** Zustand im RPV für die Vorausrechnung. Waagrechte gestrichelte Linien in den Bildern (b) und (c) zeigen die Höhen von Unter- und Oberkante des NOKO

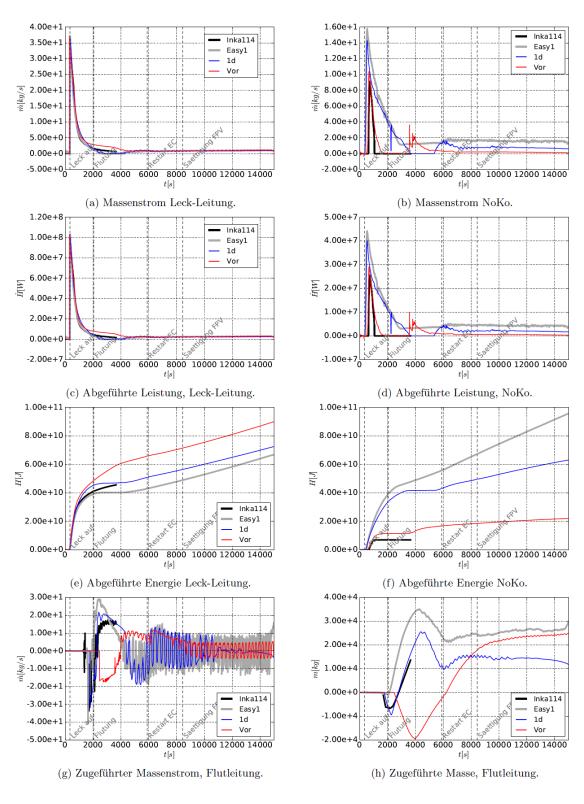
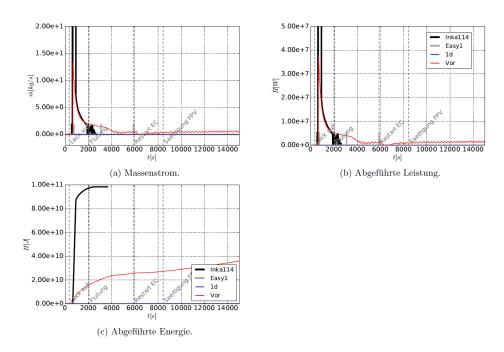


Abb. 5.34 Massen- und Energieflüsse im RPV für die Vorausrechnung



**Abb. 5.45** Massen- und Energieflüsse im RPV für die Vorausrechnung: Massen- und Energieflüsse durch das Sicherheits- und Entlastungsventil

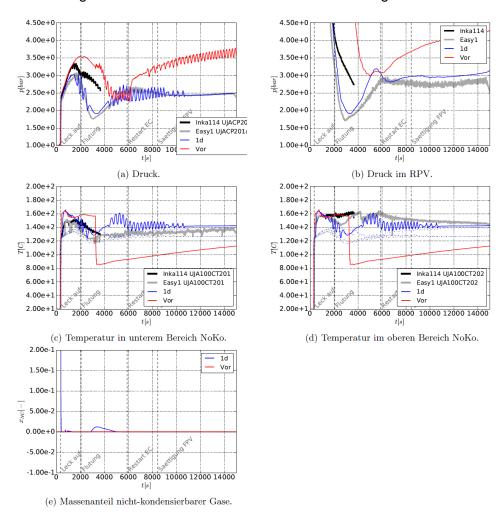


Abb. 5.35 Zustand im DWV für die Vorausrechnung und Druck im RPV

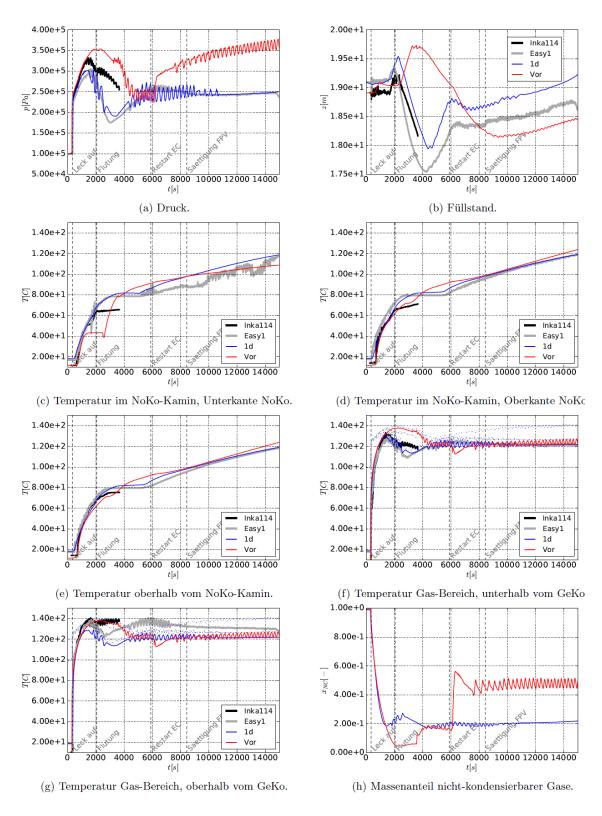


Abb. 5.36 Zustand im FPV für die Vorausrechnung

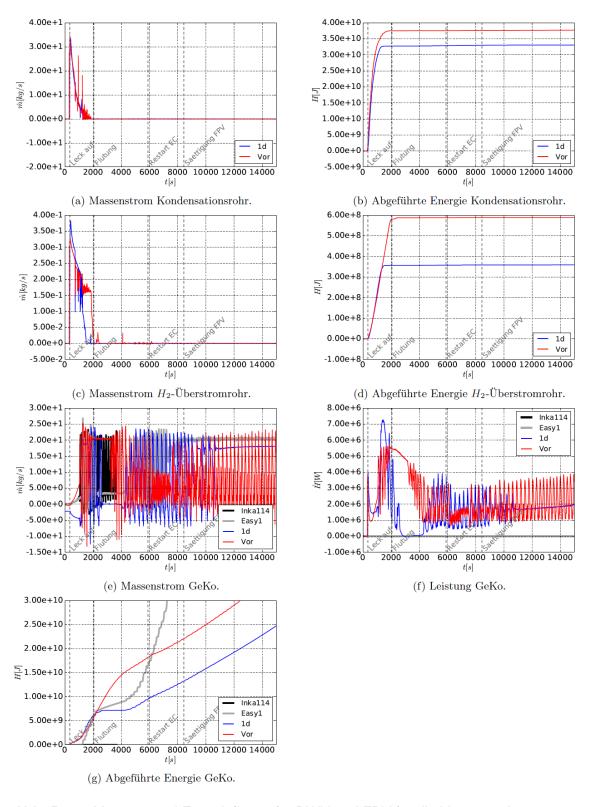


Abb. 5.37 Massen- und Energieflüsse für DWV und FPV für die Vorausrechnung

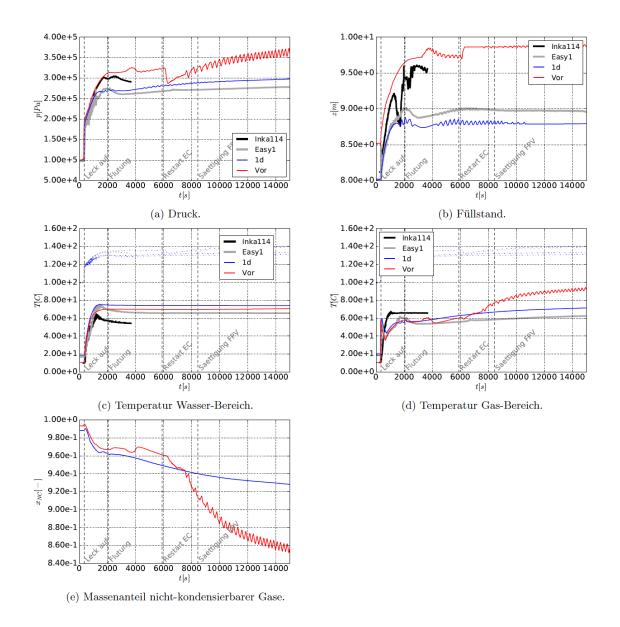
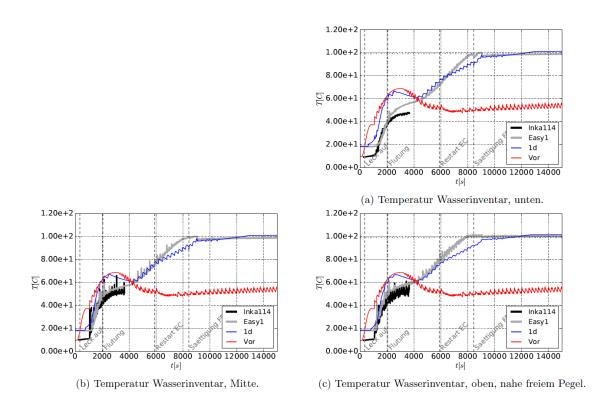


Abb. 5.38 Zustand im PSPV für die Vorausrechnung



**Abb**. **5.39** Zustand im SSPV für die Vorausrechnung. Für die Vorausrechnung (Vor) ist in allen Bildern die gleiche Kurve eingetragen, die den Verlauf der Temperatur bei  $z\approx 27$  m entspricht

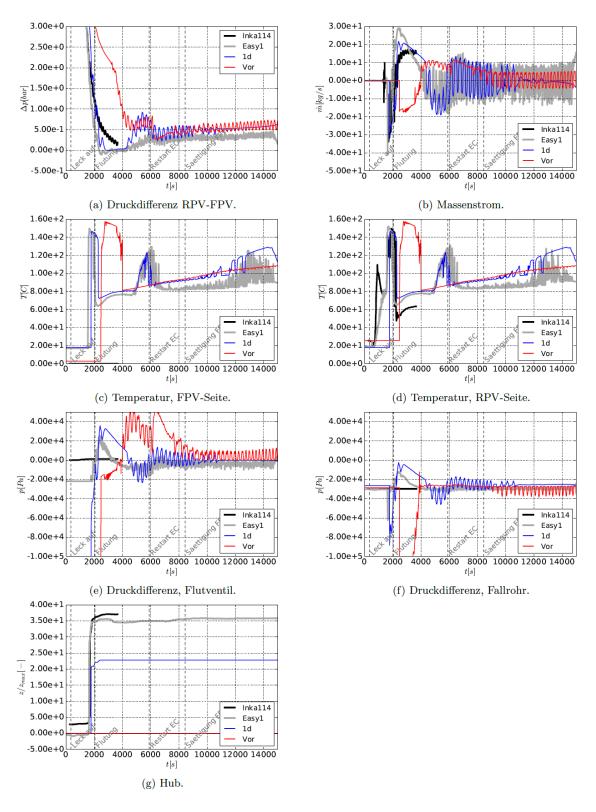


Abb. 5.40 Zustand und Massenstrom im Flutsystem für die Vorausrechnung

# 5.2.3 RDB Bodenleck und Speisewasserleitungsleck (TUD-ASP, TUD-WKET)

# 5.2.3.1 Weiterentwicklungen am Basisdatensatz

Für die Nachrechnung des RDB-Bodenlecks und des Speisewasserleitungsbruches wurde die entsprechende Störfallleitung (untere) in den Basisdatensatz implementiert. Für die Berechnung der Leckausströmung wurde auf das CDR1D-Modell von ATHLET zurückgegriffen und mit Hilfe eines Motorventils umgesetzt. Darüber hinaus mussten Änderungen bezüglich der Nodalisierung von bestimmten Komponenten durchgeführt werden, weil während der Bearbeitung festgestellt wurde, dass die beiden Störfälle RDB-Bodenleck und SpW-LB alleine mit dem Basisdatensatz nicht zufriedenstellende Ergebnisse lieferten.

# 5.2.3.1.1 Untere Störfallleitung

Die untere Störfallleitung verbindet den Behälterboden des GAPs mit dem Behälter, der den Gasraum des Sicherheitsbehälters repräsentiert. Die Rohrlänge ist abhängig vom Störfall und beträgt ca. 20 m beziehungsweise 30 m. Die Leckgröße wird jeweils mit einer entsprechenden Drosselblende umgesetzt, wobei die Drosselblende nicht am Austritt der Störfallleitung installiert wurde, sondern diese nach ca. 13 m Rohrleitung eingeflanscht wurde. Die Abb. 5.41 zeigt den Beginn dieser Rohrleitung im Boden des GAPs. Diese verläuft zunächst über einen kurzen, vertikalen Abschnitt innerhalb der Verbindungsleitung, welche den GAP und den Ringspalt verbindet. Anschließend wird die untere Störfallleitung horizontal aus der Verbindungsleitung geführt. Die Störfallleitung, die sowohl für die Simulation des RDB-Bodenlecks als auch für den Speisewasserleitungsbruch verwendet wird, wurde durch zwei Rohrleitungsabschnitte mit ATHLET modelliert. Der erste Abschnitt umfasst die Rohrleitung vom GAP bis zur Drosselblende des jeweiligen Leckquerschnitts (engster Querschnitt). Der zweite Abschnitt umfasst die Rohrleitung ab Drosselblendenaustritt bis Eintritt in den Gasraum des Sicherheitsbehälters. Dabei endet dieser Leitungsabschnitt an der INKA-Anlage einmal im Boden des Sicherheitsbehälters für das RDB-Bodenleck und zum anderen auf mittlerer Höhe des Behälters für den Speisewasserleitungsbruch, siehe Abb. 5.42 und Abb. 5.43.

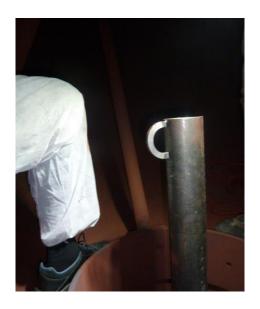
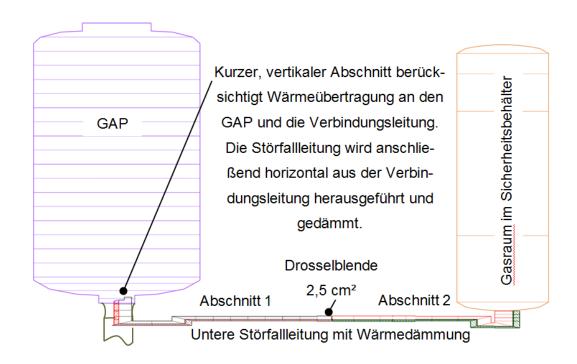


Abb. 5.41 Beginn der unteren Störfallleitung im GAP-Behälter



**Abb. 5.42** Nodalisierungsschema der unteren Störfallleitung für das RDB-Bodenleck

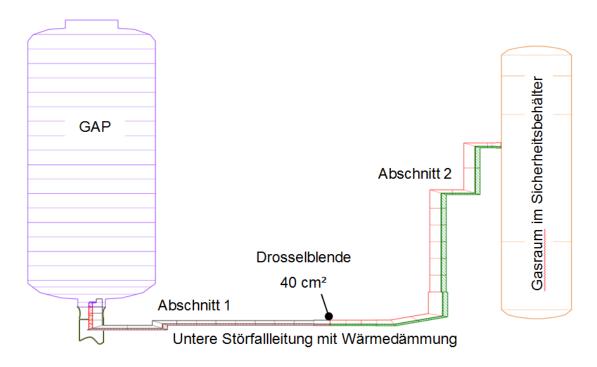


Abb. 5.43 Nodalisierungsschema der unteren Störfallleitung für den SpW-LB

Die Besonderheit ist, dass sich die Simulation der Leck- bzw. Bruchstelle (mit einer Drossel) innerhalb einer Rohrleitung befindet und nicht, wie bei einem tatsächlichen Leck mit Ausströmung in ein "sehr großes und freies Volumen" des Sicherheitsbehälters stattfindet. Hierbei kann das Phänomen der kritischen Strömung entstehen. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass im Falle des SpW-LB der Durchmesser der Drossel nur geringfügig kleiner ist als der Durchmesser der gesamten Störfallleitung. Ob durch diese besondere Anordnung der Leckposition innerhalb der Störfallleitung oder erst am Austrittsstutzen zur kritischen Strömung kommt, wird numerisch analysiert. Der Austrittsstutzen zum Sicherheitsbehälter hat in beiden Fällen stets einen größeren Durchmesser als der entsprechende Drosseldurchmesser in der Störfallleitung. An dieser Austrittsstelle zum Sicherheitsbehälter wird aufgrund der spontanen Querschnittserweiterung in ein freies Volumen ein entsprechender Druckverlust erwartet, sodass dieser auch die Durchströmung an der Drosselblende beeinflusst. Die Leckageleitung an der INKA-Anlage ist wärmetechnisch isoliert und verhindert damit weitgehend den Wärmeverlust an die Umgebung (annähernd adiabat). Aufgrund dieser Wärmeisolierung wäre eine Modellierung der Wärmestrukturen mit ATHLET nicht zwingend erforderlich. Allerdings werden durch eine HCO-Struktur ebenfalls das Rohrleitungsmaterial, die Isolierung und die dazugehörigen Materialstärken berücksichtigt, sodass entsprechende Wärmekapazitäten der verschiedenen Materialien mit in die Berechnung einfließen können. Bei beiden Experimenten ist vor Versuchsbeginn der Rohrleitungsabschnitt 2 kalt und wird erst in Folge der

Störfallsequenz erhitzt. Daher wird die komplette untere Störfallleitung mit den entsprechenden HCO-Strukturen modelliert, um diesen Sachverhalt zu berücksichtigen. Die untere Störfallleitung im ATHLET-Eingabedatensatz wurde auf Basis folgender Berichte und Zeichnungen erstellt:

- PTCTC-G/2015/de/0102 (Durchführung der Integralversuche am Versuchsstand INKA im Rahmen des EASY Verbundprojektes)
- Revision der Testanweisung PTCTC-G/2015/de/0102 aufgrund der Ergebnisse von Versuch EASY\_1
- PTCTC-G-11-63157 A (Störfallleitung NDD100 BR101 GAP, wasserseitig Drywell-Behälter)
- PTCTC-G-33-63164 A (Drosselblenden Ø71,4 mm und Ø42,2 mm für Störfallleitung NDD100BR101 DN100/PN250)

Die Eingabe der gesamten Leckageleitung erfolgte nach der üblichen ATHLET-Struktur für Standard TFOs einer PIPE, sodass in diesem Bericht nur die Besonderheiten erläutert werden. Die Besonderheiten sind die Modellierung der kritischen Strömung sowie des Druckverlustes infolge geometrischer Änderungen und am engsten Querschnitt.

# 5.2.3.1.2 Druckverlustbeiwerte bei Geometrieänderung

Die Druckverluste am Eintritt und am Ausstritt einer Rohrleitung von und zu Behältern müssen entsprechend berücksichtigt werden, wenn es zu geometrischen Formänderungen entlang des Strömungsweges kommt. Diesen Sachverhalt zeigt die Abb. 5.44 für die beiden wichtigsten Fälle – Querschnittsverengung und Querschnittserweiterung. Die Beschreibung des Druckverlustes durch eine bestimmte Geometrie erfolgt mit einem dimensionslosen Druckverlustbeiwert ζ.

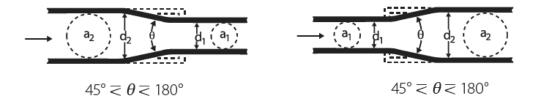


Abb. 5.44 Bestimmung des Druckverlustbeiwertes bei Querschnittsänderungen

Bei einer Querschnittsverengung (z. B. durch ein Reduzierstück) wird der dimensionslose Druckverlustbeiwert  $\zeta$  aus dem Flächenverhältnis  $a_1/a_2$  wie folgt berechnet:

$$\zeta = 0.5 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{a_1}{a_2} \right) \right] \cdot \sqrt{\sin \frac{\theta}{2}} \text{ mit } 45^\circ \le \theta \le 180^\circ.$$
 (5.1)

Praktisch haben alle betrachteten Formstücke in der unteren Störfallleitung einen Winkel der in dem angegebenen Gültigkeitsbereich von 45° bis 180° liegt. Für die Reduzierstücke in der unteren Störfallleitung der INKA-Anlage, die einen Öffnungswinkel von 30° aufweisen ergibt sich  $\theta=60$ °. Bei einer Querschnittserweiterung (z. B. am Austritt der Rohrleitung in ein viel größeres Behältervolumen) wurde der dimensionslose Druckverlustbeiwert wie folgt bestimmt:

$$\zeta = \left[1 - \left(\frac{a_1}{a_2}\right)\right]^2 \text{ mit } 45^\circ \le \theta \le 180^\circ.$$
 (5.2)

Die folgende Tab. 5.1 zeigt die ermittelten Druckverlustbeiwerte für die untere Störfallleitung im Leitungsabschnitt 1 in Strömungsrichtung. Auf die Darstellung der Druckverlustbeiwerte entgegen der Strömungsrichtung wird verzichtet, da die Strömung in der
unteren Störfallleitung wesentlich vom GAP in den Behälter des Gasraumes im Sicherheitsbehälter gerichtet ist. Einige Druckverlustbeiwerte wurden anhand mehrerer Literaturangaben (/CRA 13/, /BOE 07/) ermittelt, wobei ein Mittelwert aus diesen gebildet
wurde. Der Druckverlust an der engsten Stelle, also an der Drosselblende, wird von
ATHLET mit dem CDR1D-Modell berechnet und wird im Abschnitt zum Druckverlust infolge kritischer Strömung erläutert.

**Tab. 5.1** Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 1

Rohrlänge	Art der Geometrie- änderung	Durch- messer	Fläche	dimensionsloser Druckverlustbeiwert
(m)	(-)	(mm)	(m²)	ζ (-)
0,000	Vorongung	610,0	2,92E-01	0,50
(GAP-Behälter)	Verengung	72,9	4,17E-03	0,50
2,020	90°-Umlenkung	72,9	4,17E-03	(1,05+1,13)/2 = 1,09
4,670	Krümmer B.3 90°	72,9	4,17E-03	(0,24+0,17)/2 = 0,21
5,020	Krümmer B.3 90°	72,9	4,17E-03	(0,24+0,17)/2 = 0,21
10,020	Krümmer B.3 90°	72,9	4,17E-03	(0,24+0,17)/2 = 0,21
11,920	C musita musa	72,9	4,17E-03	0.20
11,942	Erweiterung	98,3	7,59E-03	0,20
11,990	Handventil im geöff-	98,3	7,59E-03	0,10
,	neten Zustand			(geschätzt)
Summe				2,52

Die Tab. 5.2 zeigt die Druckverlustbeiwerte im Abschnitt für den SpW-LB. Aufgrund der geänderten Leitungsführung sowie Messblendeneinsatz beim RDB-Bodenleck müssen

die Druckverlustbeiwerte in diesem Fall neu bestimmt werden und sind in der Tab. 5.3 aufgelistet. Zusammenfassend ist der gesamte Druckverlustbeiwert aufgrund der Geometrieänderungen für den SpW-LB 5,3 und beim RDB-Bodenleck beträgt dieser 11,3. Nun müssen die Druckverluste infolge kritischer Strömung berücksichtigt werden.

**Tab. 5.2** Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 2, SpW-Leitungsbruch

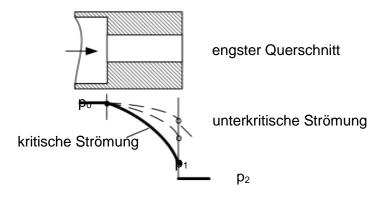
Rohrlänge (m)	Art der Geometrie- änderung (-)	Durch- messer (mm) Fläche (m²)		dimensionsloser Druckverlustbeiwert  7 (-)	
0.0	Motorventil im ge-	,	`	, ( )	
(Abbschnitt1)	öffneten Zustand	71,4	4,00E-03	Discharge CDR1D	
2,002	Messblende	96,0	7,24E-03	0,23 (Kante scharf)	
2,755	Krümmer B.3 90°	103,1	8,35E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21	
4,733	Krümmer B,3 90°	103,1	8,35E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21	
6,415	\/orangung	103,1	8,35E-03	0.12	
6,433	Verengung	81,7	5,24E-03	0,13	
13,933	Krümmer B.3 90°	81,7	5,24E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21	
15,433	Krümmer B.3 90°	81,7	5,24E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21	
18,933	Krümmer B.3 90°	81,7	5,24E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21	
19,733	Krümmer B.3 75°	81,7	5,24E-03	(0,21+0,17)/2 = 0,19	
20,112	C m o it o m . m o	81,7	5,24E-03	0.47	
20,133	Erweiterung	101,7	8,12E-03	0,17	
20,333	Erweiterung (Austritt)	101,7	8,12E-03	1,00	
			Summe	2,77	

**Tab. 5.3** Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 2, RDB-Bodenleck

Rohrlänge (m)	Art der Geometrie- änderung (-)	Durch- messer (mm)	Fläche (m²)	dimensionsloser Druckverlustbeiwert $\zeta$ (-)
0,0 (Abbschnitt1)	Motorventil im ge- öffneten Zustand	17,8	2,50E-4	Discharge CDR1D
2,0020	Messblende	67,0	3,53E-03	6,80 (Kante scharf)
2,7342	Vorongung	101,7	8,12E-03	0.15
2,7550	Verengung	77,7	4,74E-03	0,15
2,7550	Krümmer B.3 30°	77,7	4,74E-03	0,07
5,0150	Krümmer B.3 90°	77,7	4,74E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21
5,2550	Krümmer B.3 90°	77,7	4,74E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21
5,5758	Erweiterung	77,7	4,74E-03	0,17
5,5966	Erweiterung	101,7	8,12E-03	0,17
5,8966	Krümmer B.3 90°	101,7	8,12E-03	(0,23+0,18)/2 = 0,21
6,3866	Erweiterung (Austritt)	101,7	8,12E-03	1,00
Summe			8,82	

## 5.2.3.1.3 Druckverlustbeiwerte bei kritischer Strömung

Beim Bruch, Riss oder Leckage einer Rohrleitung kann es zur kritischen Zweiphasenströmung kommen, wenn an dieser Stelle der engste Querschnitt vorliegt und das Fluid im System unter viel größerem Druck steht als die umgebende Atmosphäre. Im Experiment an der INKA-Anlage sind diese Bedingungen gegeben, da im GAP-Behälter ein Druck von mehr als 75 bar und eine Temperatur von ca. 290 °C vorliegen (Sättigungszustand). Die Eigenschaften der Luftatmosphäre im Flutbehälter und im Sicherheitsbehälter sind ca. 1 bar bei 30 °C.

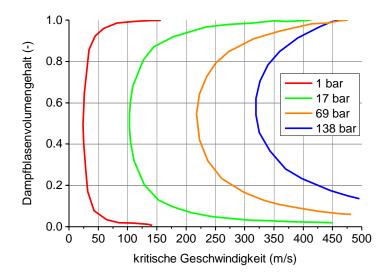


**Abb. 5.45** Verlauf des Druckes entlang des Strömungsweges für verschiedene Werte des Austrittsdruckes (/VDI 13/ Kapitel Lbd 2, Berechnung von kritischen Massenströmen)

Wie bereits erwähnt, liegt die Besonderheit bei dieser Lecksimulation mit der Drossel darin, dass sich die Leckfläche innerhalb einer Rohrleitung befindet und nicht in ein viel größeres freies (Behälter-)Volumen strömen kann. Die kritische Strömung wird durch den Gegendruck bestimmt. Steigt der Gegendruck in der Rohrleitung nach der Drossel soweit an, kann ein Übergang von der kritischen Strömung zu einer unterkritischen Strömung erfolgen. Die kritische Zweiphasenströmung kommt wesentlich durch ein starkes Druckgefälle innerhalb einer sehr kurzen Strecke (z. B. Rohrwandstärke beim Längsriss einer Rohrleitung) zustande. Aufgrund der Verringerung des Druckes entlang des Strömungsweges (z. B. Rohrwand) kommt es zur Expansion der Gasphase. Das heißt, entlang des Strömungsweges kann der Sättigungsdruck beim Ausströmen unterschritten werden, sodass die Flüssigkeit anfängt zu Sieden und durch das Entstehen von Dampfblasen wird spontan das Fluidvolumen vergrößert. Die hierbei freiwerdende Druckenergie und das Druckgefälle zwischen Ein- und Austritt der Drosselblende beziehungsweise während des Öffnungsvorgangs eines Motorventils führen zu einer starken Beschleunigung von Flüssigkeit und Gas. Aufgrund dessen nimmt der Gradient des Druckes in

Strömungsrichtung immer weiter zu und erreicht einen maximalen Wert im engsten Querschnitt. Dies ist schematisch in der Abb. 5.45 dargestellt.

Sowohl bei Einphasen- als auch bei Zweiphasenströmungen kann das Fluid im engsten Querschnitt maximal (theoretisch) Schallgeschwindigkeit erreichen, wobei die Schallgeschwindigkeit eines Wasser-Dampf-Gemisches sehr stark vom Dampfvolumengehalt abhängig ist, wie es die Abb. 5.46 theoretisch zeigt. Da die Schallgeschwindigkeit eine Stoffeigenschaft ist, wird bei Zweiphasenströmung nicht direkt von Schallgeschwindigkeit gesprochen, sondern beim Erreichen des kritischen Strömungszustandes die kritische Geschwindigkeit verwendet. Der dabei begrenzende Massenstrom ist der kritische Massenstrom.



**Abb. 5.46** Kritische Geschwindigkeit in einem homogenen Wasser-Dampf-Gemisch /SEE 12/

Eine Drosselblende definiert den Leckagequerschnitt, welcher in die untere Störfallleitung eingebaut wurde. Es werden zentrisch-konische Drosselblenden für die Leckstörfälle eingesetzt, wie es beispielsweise die Darstellung in Abb. 5.47 zeigt. Als Drosselblendenöffnung wird in diesem Dokument die Querschnittserweiterung nach dem engsten Querschnitt bezeichnet.

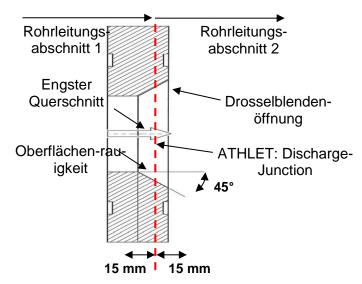


Abb. 5.47 Drosselblende zur Simulation der Leckstörfälle

Es ist zu beachten, dass beim RDB-Bodenleck ein Drosselquerschnitt von 2,5 cm² verwendet wurde und somit sich eine spontane Querschnittsverengung mit dem Flächenverhältnis am Eintritt von 0,033 ergibt. Beim SpW-Leitungsbruch entsteht lediglich ein Reduzierungsverhältnis von 0,528 aufgrund eines Drosselquerschnitts mit 40 cm². Im ATHLET-Eingabedatensatz wird am Ende des ersten Rohrleitungsabschnitts (siehe Abb. 5.47, unterbrochene rote Linie) eine "Discharge-Junction" festgelegt, sodass das CDR1D-Modell für kritische Ausströmung verwendet werden kann. Dieses Modell berechnet zudem den Druckverlust über den engsten Querschnitt.

Die nachfolgende Abb. 5.48 zeigt für den Abschnitt der eingeflanschten Drosselblende die technische Anordnung und die mit ATHLET umgesetzte Modellierung.

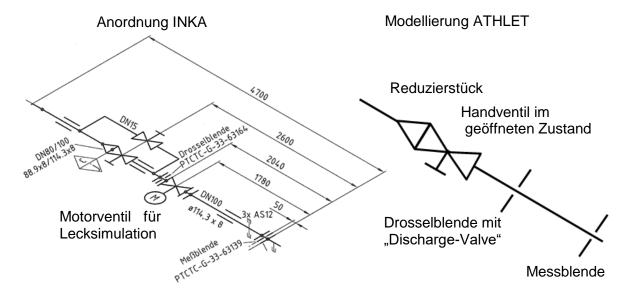


Abb. 5.48 Ausschnitt der unteren Störfallleitung bei der Drosselblende und Modellierung mit ATHLET

Aus der Abbildung kann entnommen werden, dass auf die Modellierung des Bypasses (mit DN15) verzichtet wurde, weil dieser in beiden Experimenten stets geschlossen war. Sind geometrische Unstetigkeiten bei den Flanschverbindungen vorhanden, so wurden diese alle modelliert. Das Motorventil für die Lecksimulation ist nach der Drosselblende eingeflanscht und hat eine relativ lange Öffnungs- und Schließzeit (siehe nächster Abschnitt) im Gegensatz zu einem denkbaren spontanen Bruch einer Speisewasserleitung im Kraftwerk. Daraus folgt, dass während der Öffnungsphase im Experiment der engste Querschnitt solange am Motorventil vorliegt, bis das Motorventil so weit geöffnet hat, dass es den Drosselblendendurchmesser überschreitet. Daher liegen theoretischerweise zwei Orte vor, an denen es zeitlich versetzt zur kritischen Strömung kommen kann, weil das Motorventil bis zum DN100 öffnet. In ATHLET wird dieser Sachverhalt nicht modelliert, sondern der Ort an dem die kritische Strömung eintreten kann festgesetzt, indem an einer definierten Stelle der Rohrleitung das "Discharge-Valve" modelliert wird. Dies ist sinnvoll, um die erforderlichen Parameter des CDR1D-Modells in Abhängigkeit der vorliegenden Nodalisierung nur einmal berechnen zu müssen. Die Parameter sind unter anderem von der gewählten Nodelänge abhängig. Im Datensatz muss demnach der größte Öffnungsquerschnitt des "Discharge-Valve" gleich dem engsten Querschnitt der Drosselblende sein. Das im Experiment verwendete Motorventil wurde ersetzt durch das "Discharge-Valve" und an der Stelle der Drosselblende platziert. Es berücksichtigt die exakten geometrischen Gegebenheiten der Drosselblende.

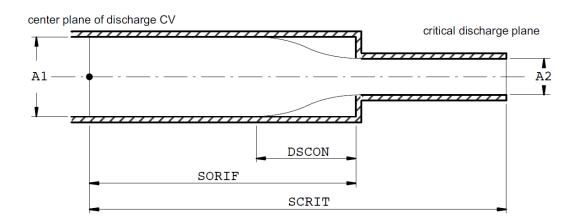


Abb. 5.49 Anwendung des CDR1D-Modells – Discharge type III /AUH 16/

Es gibt in ATHLET mehrere Möglichkeiten das Modell für die kritische Zweiphasenströmung in Abhängigkeit der gewünschten geometrischen Formen zu berechnen. Es wird der "Discharge type III – geometry with a flow limiter of finite length" ausgewählt, da diese Modellvorstellung den experimentellen Bedingungen (Drosselblende innerhalb langer

Rohrleitung) am ehesten entspricht. Die Modellierung der erforderlichen Parameter wurde entsprechend der Abb. 5.49 vorgenommen für beide Drosselblenden in der unteren Störfallleitung beim SpW-LB und beim RDB-Bodenleck.

Aus dieser Abbildung kann entnommen werden, dass das CDR1D-Modell auf eine halbe Nodelänge bezogen wird. Diese halbe Nodelänge schließt den engsten Querschnitt und somit die ersten 15 mm der Drosselblende ein. Die Drosselblendenöffnung wird aber nicht in diesen Node mit einbezogen, siehe Abb. 5.47. Die Drosselblendenöffnung ist mit dem nachfolgenden Node zu berücksichtigen. Der Parameter A1 entspricht der Querschnittsfläche vor der Drossel und A2 dem engsten Querschnitt. Die Parameter für das Modell wurden anhand der im ATHLET-Handbuch beschriebenen Anforderungen und Empfehlungen berechnet und sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst. Darüber hinaus wurde beim Datensatz für den SpW-LB ein weiteres "Discharge Valve" an der Austrittsstelle zum Sicherheitsbehälter modelliert. Hierfür wurde der "Type I – geometry with constant cross-section area" verwendet. Aufgrund bestimmter Modellierungsanforderungen beim RDB-Bodenleck konnte kein zweites "Discharge Valve" an der Austrittsstelle zum Sicherheitsbehälter modelliert werden. Dies ist allerdings auch nicht erforderlich, da die Querschnittsfläche des Austrittsstutzes um ein Vielfaches größer ist als der an der Drossel. Beim SpW-LB ist weiterhin zu beachten, dass in der oberen Störfallleitung (siehe Abb. 5.1), mit der auch das erste Experiment Frischdampfleitungsbruch durchgeführt wurde, ebenfalls eine Drossel eingebaut wurde. Hierbei ist der Drosselquerschnitt gleich dem der Drossel in der unteren Störfallleitung. Ebenfalls wird ein "Discharge-Valve" am Austritt zum Gasraum des Sicherheitsbehälters implementiert. Die Parameter für das CDR1D-Modell sind für die entsprechenden Positionen in Tab. 5.4 aufgeführt.

Eine weitere Besonderheit ist bei der kritischen Strömung zu beachten. Im Eingangsbereich der Strömungsflächenreduzierung kann sich die Flüssigkeit von der Wand lösen und zusätzlich zu den Wandreibungs- und Flüssigkeitsbeschleunigungsverlusten einen Druckverlust verursachen. In ATHLET kann dieser Effekt durch das Modell "Vena-Contracta" berücksichtigt werden. Es ist in der Tab. 5.4 angetragen für welche Abschnitte dieses Modell aktiviert wurde. Ein Wert von 1 bei dem Parameter "IVCON" gekennzeichnet die Berücksichtigung des "Vena-Contracta" Modells. Das Modell wurde beispielsweise nicht angewendet, wenn eine reine Dampfausströmung vorliegt. Der Druckverlust über die Drossel bei der kritischen Strömung wird durch das CDR1D-Modell mittels der erarbeiteten Parameter (siehe Tab. 5.4) somit bestimmt.

**Tab. 5.4** Parameter des CDR1D-Modells für die Leck-Störfallsimulation

Experiment	Ort	A1	A2	SCRIT	SORIF	DSCON	IVCON
		(m²)	(m²)	(m)	(m)	(m)	(-)
SpW-LB	Untere Störfall- leitung, Drossel	7,59E- 3	4,00E- 3	3,62E-1	3,47E- 1	5,38E-2	1
	Untere Störfall- leitung, Stutzen zum Si-Behäl- ter	8,88E- 3	8,88E- 3	1,00E-1	0,0	0,0	1
	Obere Störfall- leitung, Drossel	1,73E- 2	4,00E- 3	5,14E-1	2,14E- 1	1,54E-1	0
	Obere Störfall- leitung, Stutzen zum Si-Behäl- ter	1,90E- 2	1,90E- 2	4,00E-1	0,0	0,0	0
RDB- Bodenleck	Untere Störfall- leitung	7,59E- 3	2,50E- 4	3,62E-1	3,47E- 1	1,61E-1	1

Während der Öffnungsprozedur des "Discharge-Valve" variiert faktisch der Druckverlustbeiwert aufgrund der sich vergrößernden Strömungsfläche. Daher wird in ATHLET ein Druckverlustbeiwert mit einer Exponentialfunktion in Abhängigkeit der relativen Querschnittsfläche  $A_{rel}$  als Näherung berechnet mit:

$$\zeta_d = 10^{6 \cdot (1 - A_{rel})} = 1 \dots 10^6 \tag{5.3}$$

# 5.2.3.1.4 Bestimmung der Öffnungszeit des Motorventils in der unteren Störfallleitung

In beiden Experimenten war keine Ermittlung der Hubstellung des Motorventils in der unteren Störfallleitung möglich. Daher muss die Öffnungs- und Schließzeit des Motorventils auf Basis von experimentellen Daten bestimmt werden, da diese Zeiten im Eingabedatensatz programmiert werden müssen. Beim SpW-LB wird zudem die Schließzeit dieses Motorventils benötigt, weil bei diesem Experiment eine Umschaltung auf die Dampfausströmung über die obere Störfallleitung erfolgte. Die untere Störfallleitung wurde geschlossen. Es wurde für diesen Zweck der Druckverlauf nach der Drossel analysiert, siehe Abb. 5.50. Das Motorventil hat eine Nennweite von DN100, die Drossel beim SpW-LB ist 71,4 mm im Durchmesser und beim RDB-Bodenleck beträgt der Drosseldurchmesser 17,8 mm.

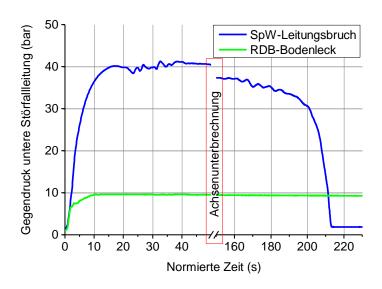


Abb. 5.50 Druckmessung in der unteren Störfallleitung

In der Abbildung sind die Messdaten beider Experimente gegenübergestellt, wobei die Zeit normiert wurde, d. h. die Zeitdifferenz zwischen der unterschiedlichen Ablaufprozedur beider Experimente wurde eliminiert. Damit lassen sich einige Schlussfolgerungen ziehen. Der Verlauf des Druckes in beiden Experimenten ist zu Beginn identisch, dies lässt sich auf die gleiche Öffnungsgeschwindigkeit des Motorventils zurückführen. Beim RDB-Bodenleck wird allerdings der Anstieg des Druckes zeitlich betrachtet relativ schnell abgebremst. Ursache ist, dass zu diesem Zeitpunkt das Motorventil bereits weit genug geöffnet wurde, sodass die Drossel den Druckanstieg begrenzt. Der Anstieg ab ca. 2 bis 10 Sekunden deutet darauf hin, dass das nachgeschaltete Motorventil mit dessen sich langsam öffnenden Schieber den Druckverlauf weiterhin beeinflusst. Ab der 10 Sekunde schließt sich ein konstanter, ungestörter Druckverlauf an. Ein ähnlicher Verlauf des Druckes zeigt sich beim SpW-LB-Experiment. Der Druck steigt während das Motorventil öffnet bis auf 40 bar und anschließend wird annähernd ein konstanter Druckverlauf erreicht. Daher wird der Wert des Drosselquerschnittes nach mindestens 17-19 Sekunden vom Motorventil in diesem Fall erreicht und überschritten. Das Motorventil hat einen linearen Schieber, sodass das Herausziehen mit einer konstanten Geschwindigkeit erfolgt. Der Motoranlauf sowie die Bremsung können vernachlässigt werden. Zu Beginn des Öffnungsvorganges wird zunächst pro Hub wenig Strömungsfläche freigelegt und anschließend pro Hub ein größerer Anteil der Fläche bis zum Erreichen der halben Rohröffnung. Danach nimmt die Zunahme der Querschnittsfläche pro Hub wieder ab bis zur vollständigen Ventilöffnung. Die Strömungsfläche pro Zeiteinheit während des Öffnungsvorganges ist demzufolge nicht linear. Damit ergibt sich beim Volumenstrom und somit auch beim Druck eine Art Hysterese, die zu mindestens deutlich erkennbar ist beim SpW-LB.

Die Strömungsfläche des Motorventils ist 47 % größer als der Querschnitt an der Drossel beim SpW-LB. Aus diesen Erkenntnissen heraus wird die experimentelle Öffnungszeit des Motorventils für beide Experimente auf ca. 32 Sekunden geschätzt für beide Experimente.

In ATHLET wird ein "Discharge-Valve" an der Stelle der Drossel mit dem Drosselquerschnitt programmiert. Die Querschnittsfläche des "Discharge-Valve" ist kleiner als die Querschnittsfläche des im Experiment verwendeten Motorventils. Damit nun die experimentelle Öffnungscharakteristik mit ATHLET wiedergegeben wird, muss die zu programmierende Öffnungszeit am "Discharge-Valve" kleiner sein als die experimentelle Zeitspanne von 32 Sekunden. Für den Eingabedatensatz mit SpW-Leitungsbruch ergibt sich für die Öffnungszeit 17 Sekunden und für die Schließzeit 18 Sekunden. Aufgrund der sehr kleinen Leckfläche beim RDB-Bodenleck ergibt sich eine sehr kurze Öffnungszeit von 1,1 Sekunden. Beim RDB-Bodenleck bleibt die untere Störfallleitung während des gesamten Experiments geöffnet, sodass keine Schließzeit für das Motorventil programmiert wurde.

# 5.2.3.1.5 ATHLET-Modell zur Nachrechnung vom SpW-LB und vom RDB-Bodenleck

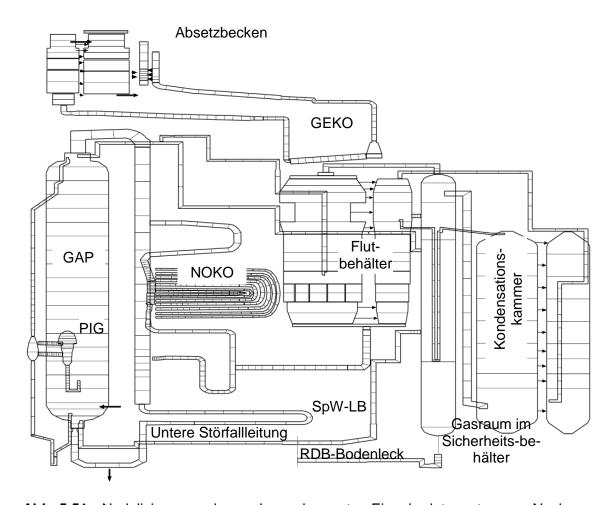
Der Basisdatensatz wurde im Rahmen des EASY-Projektes durch umfangreiche Rechnungen soweit verbessert, dass damit die Leckstörfälle zufriedenstellend berechnet werden konnten. Zwischen beiden Nodalisierungsschematas der Leckstörfälle besteht ein einziger Modellierungsunterschied an der unteren Störfallleitung im Leitungsabschnitt 2, wie in den vorherigen Abschnitten erläutert wurde, sodass beide Modelle in einem Nodalisierungsschema (Abb. 5.51) dargestellt sind.

Zusammenfassend werden kurz die wesentlichen Entwicklungsschritte ausgehend vom Basisdatensatz genannt und anschließend erläutert. Folgende wesentliche Änderungen am Datensatz mussten vorgenommen werden, damit bestimmte thermohydraulische Phänomene mit ATHLET genauer berechnet werden können:

- Modellierung des Gasraumes im Sicherheitsbehälter mit 6 Nodes.
- Kondensationskammer als sogenanntes Zweikanal-Modell mit je 9 Nodes.
- Flutbehälter als Zweikanal-Modell, wobei das obere Behältervolumen im Basisdatensatz durch 10 Nodes ersetzt wurde.
- Geometrie des Eintrittsstutzens am GAP-Behälter wurde nodalisiert.
- Die veränderliche Absetzbeckenkühlleistung wurde programmiert.

- Der Wärmeübergangskoeffizient an der Außenseite des GEKOs wird nun von ATHLET berechnet.
- Das "Knie"-Stück in der Flutleitung wurde entfernt, da es numerische Stabilitätsprobleme verursachte.
- Mechanische Charakteristik des Flutventils wird nach wie vor berücksichtigt durch die ATHLET-Python-Kopplung.
- JRA-System mit PIG und untere Störfallleitung implementiert.

Es hat sich gezeigt, dass die großen Behältervolumina, die im Basisdatensatz stark vereinfacht nodalisiert sind, nicht praktikabel für die Nachrechnungen der beiden Leckstörfälle sind.



**Abb. 5.51** Nodalisierungsschema des verbesserten Eingabedatensatzes zur Nachrechnung des Speisewasserleitungsbruches und des RDB-Bodenlecks

#### Gasraum im Sicherheitsbehälter

Bei der Nachrechnung des SpW-LB wurde festgestellt, dass der kollabierte Wasserstand im Behältervolumen des Gasraumes im Sicherheitsbehälter während der Transiente nicht richtig berechnet wurde. Im Gegensatz zu den Messdaten, berechnete ATHLET einen schnellen Rückgang des Wasserstandes in diesem Behälter während der Transiente. Ursache hierfür war die Dampfausströmung durch die obere Störfallleitung die beim SpW-LB kurz nachdem die untere Störfallleitung geschlossen wurde in denselben Node des Sicherheitsbehälters einspeiste. In diesem Node hatte sich eine Wasservorlage gebildet wegen der anfänglichen Wasserausströmung durch die untere Störfallleitung. ATHLET nimmt nun an, dass der Dampf aus der oberen Störfallleitung direkt in die Wasservorlage gespeist wird, weil nur ein Node vorhanden ist. Damit erfolgen zunächst eine kurzfristige Kondensation des Dampfes und anschließend eine Verdampfung der gesamten Wasservorlage, weil langfristig der Dampf aus dem GAP über diese Leitung abgeführt wird. Mittels der Aufteilung des Behältervolumens in mehrere Nodes konnte das Problem behoben werden. Der Dampf aus der oberen Störfallleitung strömt nun in den Gasraum des Sicherheitsbehälters und wird nicht durch die vorhandene Wasservorlage kondensiert, sondern strömt in die angrenzenden Behälter (Flutbehälter und Kondensationskammer).

#### Kondensationskammer

Die Kondensationskammer hat eine Wasservorlage und im oberen Behältervolumen eine Luftatmosphäre. Mit der Verwendung von nur einem Node für die gesamte Kondensationskammer, wie es im Basisdatensatz angewendet wurde, kann die Temperaturverteilung in der Kondensationskammer bei langsam ablaufenden Prozessen mit ATHLET nicht sinnvoll berechnet werden. Das heißt, im Gegensatz zum Frischdampfleitungsbruch strömt beim RDB-Bodenleck nur wenig Dampf in die Kondensationskammer und erhitzt langsam die Wasservorlage. Beim Frischdampfleitungsbruch wird sofort eine große Menge Dampf und Luft in die Kondensationskammer durch die Kondensationsrohre gepresst. Somit heizt sich sowohl die Luftatmosphäre als auch die Wasservorlage beim Frischdampfleitungsbruch schnell auf und dies kann mit einer stark vereinfachten Nodalisierung berechnet werden. Dieser Sachverhalt kann beim RDB-Bodenleck nicht angenommen werden und daher wurde die Kondensationskammer über die Höhe in mehrere Nodes unterteilt. Weiterhin ist es so, dass mit ATHLET nicht unmittelbar ein Wärmeaustausch über die Höhe der Kondensationskammer berechnet werden kann, wenn keine signifikante Strömung in axialer Richtung vorliegt. Da die Wasservorlage

zunächst in zwei Nodes unterteilt wurde, stellte sich eine nicht erklärbare Temperaturschichtung in der Kondensationskammer ein. Das heißt, in dem Node in den der Dampf durch das Kondensationsrohr geleitet wurde wurden Temperaturen bis 130 °C berechnet, wobei der darüber liegende Node eine Wassertemperatur von nur 35 °C aufwies. Normalerweise würde es aufgrund des Dichteunterschiedes in einer großen Wasservorlage zu einer Konvektionsströmung kommen und sich die Fluidmassen vermischen. Eine Konvektionsströmung ist allerdings dadurch gekennzeichnet, dass eine aufwärtsgerichtete und eine zum gleichen Zeitpunkt abwärtsgerichtete Strömung vorliegen muss. Da ATHLET eine Mittelwertbildung innerhalb eines Nodes berechnet ergibt sich für die Strömung in axialer Richtung ein Wert von Null. Diesem Umstand kann Rechnung getragen werden, indem in solchen Fällen die Behälter als zwei Kanäle modelliert werden, sodass Konvektionsströmungen aufgrund von Dichteunterschieden berechnet werden können. Die Kondensationskammer wurde somit in zwei Kanäle mit je 9 Nodes aufgeteilt.

#### Flutbehälter

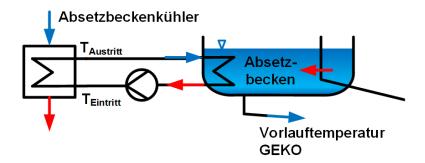
Beim Flutbehälter wurden während der Nachrechnung der beiden Experimente ähnliche thermohydraulische Phänomene erwartet wie in der Kondensationskammer, die so mit einem Node nicht mit ATHLET nachgerechnet werden können. Daher wurde auch der Flutbehälter mittels eines Zweikanal-Modells repräsentiert. Darüber hinaus ist im Flutbehälter die Temperaturverteilung der Luft- (bzw. im späteren Verlauf Luft-Dampf-) Atmosphäre relevant für das Verhalten des GEKOs. Auch hier gilt wieder, beim Frischdampfleitungsbruch ist die Temperaturverteilung in der Flutbehälteratmosphäre über die Zeit nicht signifikant für die Berechnung des Störfallablaufes. Dies liegt daran, dass sofort nach der Einleitung des Experiments eine große Menge Dampf die kalte Luft aus dem Flutbehälter verdrängen und die Atmosphäre schnell und gleichmäßig erhitzen kann. Ein solcher Vorgang kann beim Experiment RDB-Bodenleck und zu Beginn des SpW-LB Experiments nicht erwartet werden. Daher ist der Bereich der Atmosphäre im Flutbehälter auch in mehrere Nodes aufgeteilt worden, um gewisse Temperaturunterschiede über der Höhe in der Simulation zu erfassen. Die Änderungen des Flutbehältermodells führten hauptsächlich dazu, dass die Berechnung der Behälterdrücke (Flutbehälter, Kondensationskammer und Sicherheitsbehälter) wesentlich verbessert werden konnte und sich damit an die experimentellen Verläufe angenähert wurde. Aufgrund der verfeinerten Nodalisierung sind auch die Temperaturverläufe in der Wasservorlage über der Höhe des Flutbehälters und in der Atmosphäre deutlich verbessert worden.

## Verbindungsleitung GAP und Ringspalt

Im Gegensatz zum Experiment Frischdampfleitungsbruch wurde in den beiden anderen Experimenten ein verändertes Startsetup verwendet. Es wurde ein Wasserpegelunterschied von ca. 2 m zwischen dem Ringspalt und dem GAP-Behälter initiiert, siehe Abb. 5.56. Kurz nach der Einleitung der Experimente wurde das Ventil V2 geöffnet und das Wasser aus dem Ringspalt strömt durch die untere Verbindungsleitung in den GAP-Behälter. Damit entsprechend die Druckverluste aufgrund geometrischer Formänderungen berechnet werden können wurde der vereinfachte Behälterstutzen durch eine entsprechende detailliertere Nodalisierung ersetzt.

### Absetzbeckenkühlung

Im Zuge der Nachrechnungen wurde vor allem beim RDB-Bodenleck festgestellt, dass die Absetzbeckenkühlung (siehe Abb. 5.52) einen relevanten Einfluss auf die Vorlauftemperatur des GEKOs hat.



**Abb. 5.52** Absetzbeckenkühler

Daher wurde der Datensatz verbessert, indem die experimentelle Charakteristik des Absetzbeckenkühlers implementiert wurde. Es ist so, dass mit steigender Eintrittstemperatur (T<sub>Eintritt</sub>) die Kühlleistung des Absetzbeckenkühlers zunimmt. Das heißt, die Temperaturdifferenz (ΔT) zwischen T<sub>Eintritt</sub> und T<sub>Austritt</sub> steigt mit zunehmender Eintrittstemperatur. Die Charakteristik des Absetzbeckenkühlers wurde aus den experimentellen Daten extrahiert und der funktionale Zusammenhang zwischen den Temperaturen grafisch ausgewertet. Für die Messdaten zum RDB-Bodenleck ist es beispielhaft dargestellt in der Abb. 5.53.

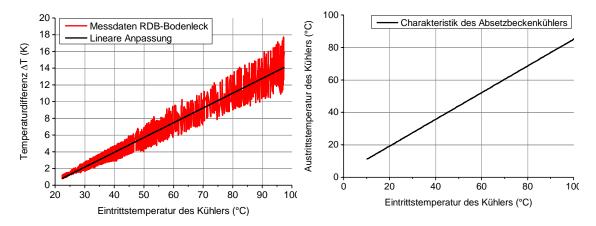


Abb. 5.53 Charakteristik des Absetzbeckenkühlers

Anhand dieser Auswertung wurde eine Steuer- und Regeleinheit in den Datensatz aufgenommen, die in Abhängigkeit der Eintrittstemperatur die Austrittstemperatur, um die experimentelle Kühlleistung korrigiert.

# Wärmeübergangskoeffizient an der Außenseite der GEKO-Rohre

Aufgrund der Erhöhung der Anzahl der Nodes in der Flutbehälteratmosphäre und der nun realistischen Vorlauftemperatur zum GEKO ist es ebenfalls sinnvoll keinen konstanten Wärmeübergangskoeffizienten an der Außenseite der GEKO-Rohre vorzugeben, wie es im Basisdatensatz als Näherung vorgeschlagen wurde. Daher wird nun der Wärmeübergangskoeffizienten von ATHLET berechnet, weil insbesondere beim RDB-Bodenleck vermutet wird, dass dieser sich zeitlich stark verändern kann. Es wird angenommen, dass aufgrund der geringen Freisetzung von Dampf beim RDB-Bodenleck die Luft im Gasraum des Sicherheitsbehälters sowie im Flutbehälter zunächst nur sehr langsam in die Kondensationskammer verdrängt wird. Das Luft- bzw. Luft-Dampf-Gemisch hat im Vergleich zu einer reinen Dampfatmosphäre einen kleineren Wärmeübergangskoeffizienten. Hinzu kommt, dass die Gemischdichte von Luft größer ist als die von Wasserdampf. Damit ist es möglich, dass sich eine Schichtung im Flutbehälter einstellt, sodass sich die Luft oberhalb des Wasserspiegels ansammelt und der reine Wasserdampf im oberen Bereich des Flutbehälters. Dieser Effekt kann sich negativ auf die Wärmeübertragung des GEKOs auswirken, weil der GEKO kurz oberhalb des Wasserspiegels angeordnet ist. Damit dieser Effekt untersucht bzw. nachgerechnet werden kann muss zwangsläufig ATHLET den Wärmeübergangskoeffizienten an der Außenseite der GEKO-Rohre selbst berechnen. Problematisch ist allerdings, dass die vorhanden physikalischen Modelle in ATHLET zur Berechnung der thermohydraulischen Phänomene der Kondensation an den geneigten Rohren zunächst ertüchtigt werden müssen. Daher ist

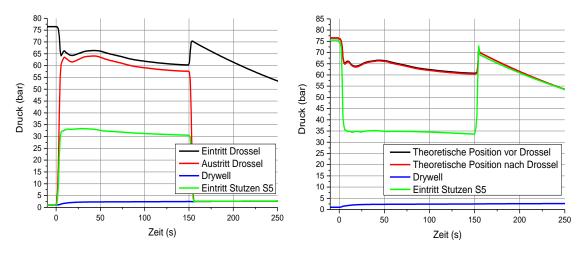
davon auszugehen, dass die Berechnung der zu übertragenden Wärmeleistung durch den GEKO momentan mit einer gewissen Unsicherheit erfolgt, bis neue Modelle in ATHLET implementiert werden.

# **Flutleitung**

Die Flutleitung hat eine geometrische Besonderheit, welche sich beschreiben lässt als eine Art "Kniestück" innerhalb der Rohrleitung (siehe Abb. 5.2). Dadurch entsteht an der Front des "Knies" ein kleines Volumen, welches nicht die Hauptströmungsrichtung einschließt. Das ist im Basisdatensatz modelliert, allerdings hat sich im Rahmen der Nachrechnungen gezeigt, dass diese Berücksichtigung des "Kniestückes" numerische Instabilitäten verursachen kann. Daher wurde es durch eine gerade Flutleitung ersetzt (siehe Abb. 5.51). Im Wesentlichen verursacht das "Kniestück" einen bestimmten Druckverlust der auch im Nachgang zusätzlich bei der vereinfachten geraden Flutleitung hinzugefügt wurde, indem die neue Modellierung anhand der Einzeleffekt-Untersuchungen verifiziert wurde.

# 5.2.3.2 Vorausrechnungen

Der Basisdatensatz wurde mit der unteren Störfallleitung und dem JRA-System erweitert. Somit konnte das integrale Verhalten beider Experimente vor Durchführung der Experimente abgeschätzt werden und diente somit der Unterstützung der Experimentatoren. Für das RDB-Bodenleck wurde numerisch der Einfluss der Größe der Leckagefläche analysiert, um das zeitliche Verhalten des Füllstandsabfalles im GAP abschätzen zu können und die Skalierungsmaßnahmen zwischen der INKA-Anlage und dem KERENA-Konzept zu überprüfen.



**Abb. 5.54** Vergleich des Druckes an ausgewählten Positionen innerhalb der Leckageleitung und der Drywell beim SpW-LB mit und ohne Drossel

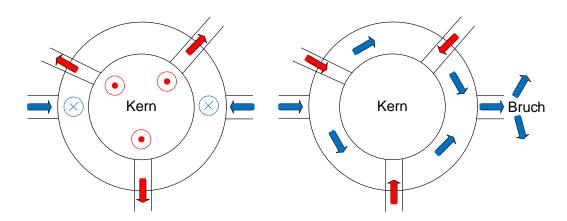
Weiterhin wurde mit den Vorausrechnungen der Einfluss der Drossel auf das thermohydraulische Verhalten untersucht. Beispielsweise zeigt die folgende Abbildung den Systemdruck in der unteren Störfallleitung an verschieden Positionen beim SpW-LB.

Es ist zu erkennen, dass aufgrund des minimalen Querschnittsunterschiedes zwischen der unteren Störfallleitung und des Drosselquerschnittes ein sehr geringer Druckverlust über der Drossel erreicht wird. Hingegen ist der Druckverlust am Austritt der unteren Störfallleitung zum Gasraum des Sicherheitsbehälters (Drywell) um ein Vielfaches höher. Die Ursache dafür ist, dass die Drossel in der Mitte einer langen Rohrleitung platziert wurde anstatt am Austritt und somit der Gegendruck (nach der Drossel) wegen dem begrenztem Rohrleitungsvolumen unmittelbar nach der Drossel auf annähernd denselben Fluiddruck steigt. Es wird damit kein Gegendruck erreicht, der dem tatsächlichen Containmentdruck an der Aussstrittsfläche der Drossel entspricht. Daraus folgt, dass beim SpW-LB die Massenstrombegrenzung am Austrittstutzen zum Drywell vorliegt.

Weiterhin dienten die Analysen der Vorausrechnung dazu, die Höhe des virtuellen Speisewasserstutzens festzulegen. An der INKA-Versuchsanlage gibt es keine Speisewasserleitung und demnach auch keinen Speisewasserstutzen. Eine gedachte Anschlusshöhe des Stutzens muss aber festgelegt werden, damit ein annähernd realistischer Ablauf des Störfalls im Experiment nachgestellt werden kann. Konkret bedeutet dies, dass es während eines tatsächlichen Bruches einer Speisewasserleitung zunächst zur Wasserausströmung kommt und sobald der Füllstand im Downcomer unter den Stutzen fällt eine Dampfausströmung vorliegt. Die minimale Anschlusshöhe des Stutzens ist an die phänomenologische Betrachtung des Störfalls gekoppelt, d. h. der PIG sollte erst Auslösen nachdem bereits signifikant Dampf durch die obere Leckleitung ausstömt. Wird die Anschlusshöhe zu niedrig gewählt, wird der PIG das Öffnen des SE-Ventils auslösen bevor es zu einer signifikanten Dampfausströmung an der virtuellen Speisewasserleitungsleckage gekommen ist. Dies wäre untypisch für den Störfall. Die Anschlusshöhe des Speisewasserstutzens im KERENA-Design liegt ca. bei 15,3 m. Aufgrund gewisser Skalierungseffekte kann eine Skalierung für diesen Sachverhalt nicht durchgeführt werden.

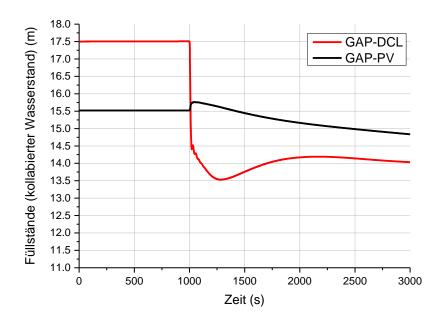
Die Abb. 5.55 zeigt die Strömungsrichtung kurz nach Störfalleintritt an einem tatsächlichen RDB beispielhaft am KERENA-Design. Diese Strömungsumkehr aus den anderen angeschlossenen Rohrleitungen, wie beispielsweise der zweiten Speisewasserleitung und der azimutalen Strömung im Ringraum des Downcomer, wird im Experiment nicht stattfinden. Aus diesen und weiteren Gründen kann keine Skalierung vom KERENA-

Design auf die INKA-Anlage durchgeführt werden. Es werden im Folgenden die Gegebenheiten an der INKA-Anlage numerisch analysiert, um die virtuelle Höhe des Speisewasserstutzens festzulegen.



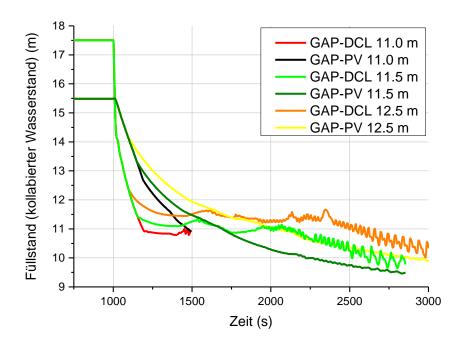
**Abb. 5.55** Strömungsumkehr nach dem Bruch einer Speisewasserleitung im KERENA-Design, links: ohne Bruch, rechts mit Bruch der Speisewasserleitung

Die experimentellen Randbedingungen wurden so festgelegt, dass ein Pegelschiefstand zwischen GAP und Downcomer (Ringspalt) vorhanden ist. Daher wurde zunächst untersucht, wie sich der Füllstand unmittelbar nachdem der Pegelausgleich unter dem Einfluss des NOKOs verhält.



**Abb. 5.56** Pegelausgleich zwischen GAP-PV und GAP-DCL mit Notkondensator und ohne Lecköffnung

Aus dieser Abbildung kann entnommen werden, dass der Pegel auf ein Minimum von ca. 13,5 m fällt und anschließend wieder etwas ansteigt. Damit der Umschaltvorgang zur Simulation der Wasser-Dampf-Leckageausströmung nicht gleich durch den ersten Pegelabfall eingeleitet wird, muss der virtuelle Stutzen definitiv tiefer als 13,5 m angedacht werden. Mit einer entsprechenden Fallstudie soll ermittelt werden wo die Anschlusshöhe des Stutzens sein sollte. Die Simulation des Übergangs von Wasser- auf Dampfströmung, wie es beim KERENA-Design beim SpW-LB erwartet wird, wird für die INKA-Anlage durch das Schließen des SpW-Leckventils und das gleichzeitige Öffnen des Ventils in der oberen Störfallleitung erreicht. Der Umschaltvorgang wurde aus der Fallstudie (siehe Abb. 5.57) abgeschätzt und soll bei einem Downcomer-Füllstand von 11,7 m erreicht werden.



**Abb. 5.57** Pegelausgleich zwischen GAP-PV und GAP-DCL mit Notkondensator und ohne Lecköffnung

Die Auswirkung des unterschiedlichen Umschaltpunktes auf die PIG-Aktivierung wurde ebenfalls mit der Vorausrechnung abgeschätzt und ist in der folgenden Abbildung dargestellt.

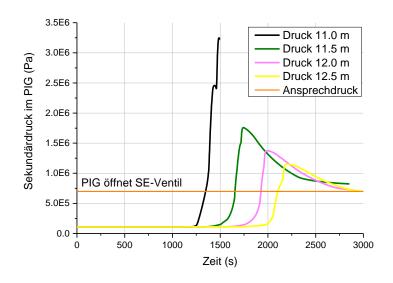


Abb. 5.58 PIG-Verhalten beim SpW-Leck

# 5.2.3.3 Nachrechnungen ATHLET

# 5.2.3.3.1 Start- und Randbedingungen sowie quasi-stationärer Zustand

Die Zustandsgrößen (z. B. Druck und Temperatur) kurz vor dem eigentlichen Versuch werden im ATHLET-Eingabedatensatz für alle Komponenten der INKA-Versuchsanlage festgelegt. Ebenso wichtig ist die Angabe von Behälterfüllständen. Diese und weitere Daten bilden somit die Ausgangssituation, den quasi-stationären Zustand für die Nachrechnungen eines Experiments.

Die anfänglichen Füllstände sind maßgeblich von den örtlichen Fluiddichten abhängig, die in den Nodes einer Komponente vorliegen. In den Versuchen kommt es beispielsweise vor, dass sich über der Höhe des Ringspaltes Temperaturschichtungen bilden, wenn das Wasserinventar nicht vollständig durchmischt werden kann. Ähnliches gilt auch für den GAP-Behälter. Werden die anfänglichen Füllstände im ATHLET-Datensatz nicht exakt getroffen, ergibt sich ein schwingungsfähiges System (gedämpfte Schwingung z. B. durch Fluid-Wandreibung), um den falschen Wasserstand aufgrund der physikalischen Gesetzmäßigkeiten auszugleichen. Dabei kann es durch die Berechnung mit ATHLET passieren, dass zwar anschließend sich der Füllstand auf einem richtigen Level befindet, aber die Temperaturen nicht mehr mit den Messwerten übereinstimmen. Daher sollte das System vor dem Störfalleintritt schwingungsfrei sein. Ansonsten kann von einem fälschlicher Weise gedachten stationären Anfangszustand ausgegangen werden.

Für die Nachrechnung des Experiments Bruch einer Speisewasserleitung mit ATHLET wurden ca. 392 Messdaten bereitgestellt. Diese Daten beinhalten "direkte" Messdaten und errechnete Größen, wie beispielsweise den Massenstrom. Druck und Temperatur werden in diesem Abschnitt als "direkte" Messwerte bezeichnet, da diese Größen nach einer Kalibrierung im Rahmen der Messgenauigkeit die physikalische Größe wiedergeben. Beispielsweise zeigt ein Thermoelement einen Stromfluss an, der erst nach der Kalibrierung in eine entsprechende Temperatur umgerechnet werden kann. In diesem Zusammenhang sind auch die systematischen Messfehler zu berücksichtigen, sodass beispielsweise bei den verwendeten Thermoelementen eine Messunsicherheit von ±1,5 K vorliegt. Der Massenstrom hingegen wird auf Basis der eingesetzten Messtechnik (z. B. Druckdifferenzmessung mittels Messblende) und der empfohlenen Berechnungsweise des Herstellers sowie nach gewissen Normvorschriften berechnet. Solche Berechnungstabellen basieren allerdings meistens auf der Annahme, dass das Fluid beim Durchströmen der Messblende einphasig bleibt. Für die Berechnung des Massenstroms bei einer Zweiphasenströmung verlieren solche Datenblätter meist ihre Gültigkeit. Der Massenstrom wird faktisch auf Basis von Druckdifferenzen und von Fluidtemperaturen berechnet, d. h. der Wert des Massenstroms beinhaltet die systematischen Fehler der Temperaturmessung und der Druckmessung. Darüber hinaus ist bei der Massenstromberechnung auf Basis der Druckdifferenzmessung eine sogenannte Einschnürungszahl beziehungsweise Kontraktionszahl in Abhängigkeit der Messblendenöffnung zu berücksichtigen. Diese Einschnürung ist bei Zweiphasenströmung in Abhängigkeit des strömenden Dampfanteils zu betrachten. Solche Größen des Dampfanteils in einer Zweiphasenströmung wurden im Experiment nur an ausgewählten Komponenten an der INKA-Anlage gemessen. Daher wird für die Bewertung der ATHLET-Modell-Rechengenauigkeit für die Experimente SpW-LB und RDB-Bodenleck eine Priorität bei Validierung des Gesamtmodells bezüglich Messunsicherheiten festgelegt: (1) Temperatur, (2) Druck, (3) Füllstand und (4) Massenstrom.

Darüber hinaus ist es erforderlich das integrale Verhalten bei den verschiedenen Störfällen mit der Simulationsrechnung hinreichend genau nachzurechnen. Daher ist es wichtig die gesamte Wärmeabfuhrkette mit den experimentellen Daten zu vergleichen.

# 5.2.3.3.2 Ergebnisse

In der nachfolgenden Tabelle sind die wesentlichen Ereignisse beider Experimente in ihrem zeitlichen Ablauf gegenübergestellt. Darüber hinaus wird eine kurze Erläuterung zu den Ereignissen gegeben. Die getroffenen Schlussfolgerungen basieren auf den Messwerten und der Simulationsrechnung.

 Tab. 5.5
 Ablauf der wesentlichen Schalthandlungen beider Experimente im Vergleich

	SpW-Leitungsbruch (EASY-02)		RDB-Bodenleck (EASY-03)	
Ereignis	Zeit (s), (min)	Bemerkungen	Zeit (s), (min)	Bemerkungen
Öffnung V1, Experiment beginnt	0 0	Massenstrom des Lecks wird durch die kritische Strömung am Ort des Austrittsstutzens begrenzt.	0 0	Massenstrom des Lecks wird durch die kritische Strömung am Ort der Drossel begrenzt.
Öffnung V2, Pegelaus- gleich erfolgt	17 0,3	Die Wassermassen aus dem Ringspalt strömen in Richtung GAP-Behälter und verzögern den Füll- standsabfall um ca. 50 s. Vermutlich hatte das Zwei- phasengemisch (Wasser-Dampf) im unteren Bereich des GAP-Behälters einen hohen Dampfmassenan- teil, sodass das hineinströmende Wasser den Füll- standsabfall verzögerte.	19 0,3	Die Wassermassen aus dem Ringspalt strömen in Richtung GAP-Behälter, wobei keine Verzögerung des Füllstandsabfalls zu erkennen ist. Vermutlich hatte das Zweiphasengemisch im unteren Bereich des GAP-Behälters einen geringen Dampfmassenanteil, sodass das hineinströmende Wasser kaum einen Einfluss auf die Gemischdichte und somit den Füllstand hatte.
Aktivierung der Dampfeinspei- sung für die Nachzerfalls- leistung	20 0,3	Die beim Pegelausgleich hervorgerufene Verzögerung des Füllstandsabfalls wird zusätzlich durch die nach 3 Sekunden aktivierte Dampfeinspeisung begünstigt. Der Massenstrom liegt in den ersten 5 Sekunden in der Größenordnung von 0.6 kg/s	25 0,4	Die Dampfeinspeisung erfolgte 6 Sekunden später nachdem das Ventil zum Pegelausgleich geöffnet wurde. Der Massenstrom liegt in den ersten 5 Se- kunden in der Größenordnung von 0.2 kg/s und wirkt sich kaum auf den Füllstandsverlauf aus.
Öffnung PIG- Ventil V3	38 0,6	Im JRA-System fällt der Füllstand sprunghaft ab und anschließend sinkt dieser entsprechend der Leck-ausströmung.	20 0,3	Im JRA-System fällt der Füllstand sprunghaft ab und anschließend sinkt dieser entsprechend der Leckausströmung.
Aktivierung der Drainage für die Nachzer- fallsleistung	57 1,0	Aufgrund der Dampfeinspeisung wird dem System Masse hinzugefügt, welche über die Drainage wieder abgeführt wird, um ein Massenausgleich herzustellen.	58 1,0	Aufgrund der Dampfeinspeisung wird dem System Masse hinzugefügt, welche über die Drainage wieder abgeführt wird, um ein Massenausgleich herzustellen.

	SpW-Leitungsbruch (EASY-02)			RDB-Bodenleck (EASY-03)	
Ereignis	Zeit (s), (min)	Bemerkungen	Zeit (s), (min)	Bemerkungen	
Umschaltung zur Dampfaus- strömung, Öff- nung V5	159 2,7	Aufgrund des Füllstandsabfalles im Ringspalt wurde nach der Unterschreitung von 11,7 m die obere Stör- fallleitung geöffnet und anschließend das Ventil V1 geschlossen. Durch die Dampfausströmung in den Gasraum des Sicherheitsbehälters fiel der Druck im GAP erstmals schneller ab.	-	Nicht Bestandteil dieses Experiments.	
PIG-Druck > 7 bar	330 5,5	Der Druck von 7 bar auf der Sekundärseite des PIG wurde überschritten, sodass die automatische Druckentlastung durchgeführt wurde mittels der Öffnung des SE-Ventils. Damit sank der Druck im GAP nochmals schneller, wobei der Dampf in die Wasservorlage des Flutbehälters kondensiert wurde.	1312 21,9	Der Druck von 7 bar auf der Sekundärseite des PIG wurde überschritten. Die Steuerung zur Öff- nung des SE-Ventils funktionierte nicht, sodass eine manuelle Öffnung erforderlich war.	
Öffnung SE- Ventil	339 5,7	Die Steuerung benötigt ca. 9 s bis die Öffnung des SE-Ventils beginnt.	1338 22,3	Die Druckentlastung wurde durchgeführt und der Druck im GAP sank schneller als bisher, wobei der Dampf in die Wasservorlage des Flutbehälters kondensiert wurde.	
Signifikante Öffnung des Flutventils	1079 18,0	Beginn der Rückströmung (Wasser strömt vom GAP in den Flutbehälter).	2595 43,3	Beginn der Rückströmung (Wasser strömt vom GAP in den Flutbehälter).	
Minimum RDB- Füllstands	1404 23,4	Flutung setzt ein (Wasser strömt vom Flutbehälter in den GAP).	3222 53,7	Flutung setzt ein (Wasser strömt vom Flutbehälter in den GAP).	
Ende des Ex- periments	22500 375,0	Keine Bemerkung.	16800 280,0	Keine Bemerkung.	

# Vergleich von relevanten Messdaten

Die Messdaten der Temperaturen haben eine geringe Messunsicherheit und werden daher als erstes mit den Simulationsergebnissen verglichen und diskutiert. Es ist allerdings zu beachten und genau zu prüfen, ob die Temperaturmessstellen für den Vergleich mit der Simulationsrechnung geeignet sind (z. B. ATHLET gibt eine mittlere Temperatur über eine Nodegröße wieder, hingegen gibt die Temperaturmessung einen lokalen Temperaturwert eines bestimmten Ortes an. Darüber hinaus werden in diesem Bericht nur ausgewählte, relevante Temperaturverläufe dargestellt (siehe Abb. 5.59) und diskutiert.

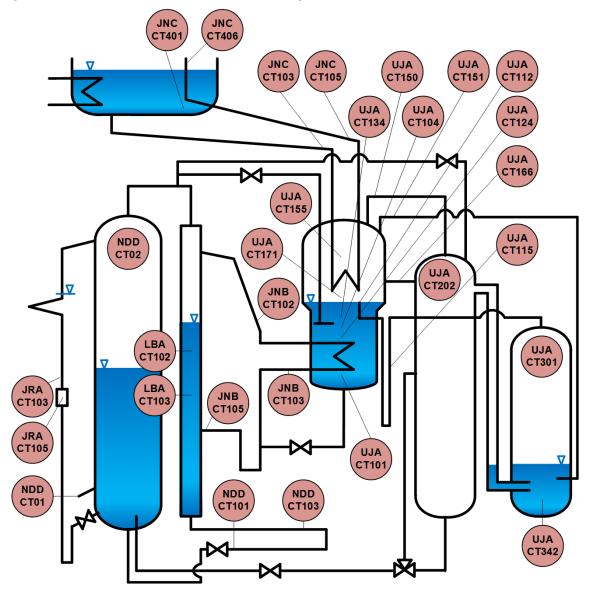


Abb. 5.59 Auszug (relevante) der Temperaturmessstellen an der INKA-Anlage

# **Temperatur im GAP**

Im GAP-Behälter befinden sich technisch bedingt zwei Temperaturmessstellen. Das erste Thermoelement mit der Kennung NDDCT01 befindet sich in einem verschlossenen

Anschlussstutzen der im unteren Bereich des GAP-Behälters seitlich und schräg angebracht ist. Der Stutzen hat eine Länge von ca. 0,5 m mit der Nennweite DN50 und das Thermoelement ist an der äußersten Stelle des Stutzens angebracht. Im ATHLET-Modell der INKA-Anlage ist dieser Stutzen nicht modelliert, da dieser sich nicht im Strömungspfad befindet. Der Durchmesser des GAP-Behälters auf der Höhe dieses Stutzen beträgt ca. 1 m. ATHLET berechnet entsprechend der Nodalisierung den Mittelwert der Temperatur über diesen Node. Daher ist es nicht möglich diese beiden Temperaturen (Mittelwert der Temperatur auf der Höhe des Stutzens und Messtemperatur im Stutzen) während der Transiente miteinander zu vergleichen.

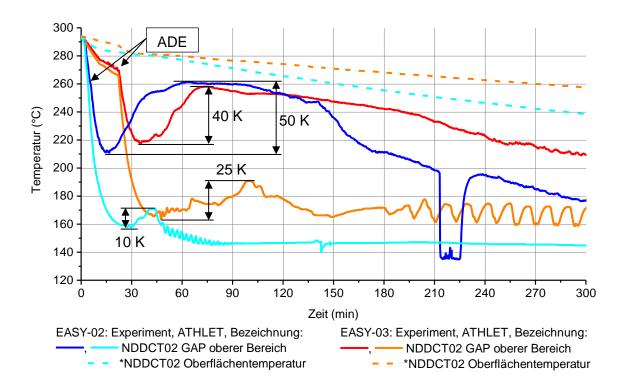
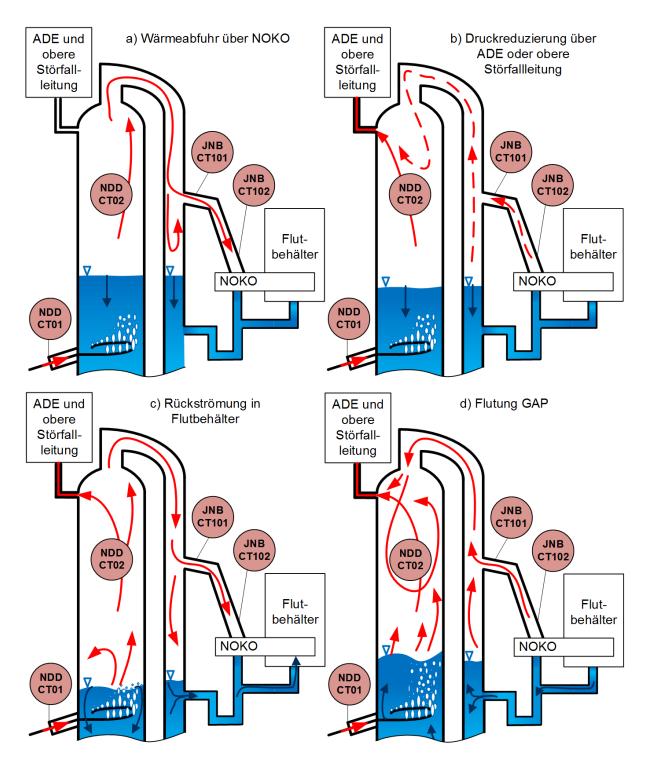


Abb. 5.60 Temperaturverlauf im oberen Bereich des GAP-Behälters

Das zweite Thermoelement im GAP-Behälter mit der Kennung NDDCT02 befindet sich im oberen Randbereich des GAP-Behälters auf ca. 19 m Höhenlevel. Da dieser Bereich des GAP-Behälters mit dem ATHLET-Modell nodalisiert ist, wird diese Temperaturmessung zur Validierung herangezogen. Allerdings wird sich später zeigen, dass die Simulationsergebnisse mitunter die größten Temperaturabweichungen an dieser Stelle aufzeigen. Daher wird im folgenden Abschnitt der experimentelle Temperaturverlauf analysiert.

Zunächst kann aus der Abb. 5.60 entnommen werden, dass die Verläufe der Temperaturberechnung mit ATHLET bis etwa sechs Minuten beim SpW-LB bzw. bis ca. 25

Minuten beim RDB-Bodenleck mit den Messwerten sehr gut übereinstimmen. Das ist die Zeitspanne bevor die ADE einsetzt. Anschließend berechnet ATHLET in beiden Fällen eine viel geringere Dampftemperatur im Vergleich zu den lokalen Messwerten NDDCT02. Beispielhaft wird beim SpW-LB eine Temperaturabweichung bis zu 115 K festgestellt. Daher wird im Folgenden die Strömungsführung analysiert, um mögliche Modellschwächen aufzuzeigen. Durch die Ereignisabfolge des Experiments werden verschiedene Strömungsfelder erwartet, wie es die Abb. 5.61 schematisch zeigt. Nachdem die ADE auslöst (Abb. 5.61, Bild b), wird durch die einsetzende Druckentlastung auch die Sättigungstemperatur schlagartig verringert. In beiden Fällen sinkt der GAP-Druck dadurch soweit, dass die Sättigungstemperatur unterschritten wird und sowohl in der Simulationsrechnung als auch offensichtlich im Experiment überhitzter Dampf im GAP-Behälter vorliegt (die Dampftemperatur ist zu dem vorherrschenden Druck größer als die Sättigungstemperatur, siehe Abb. 5.80). Weiterhin ist zu erkennen, dass im Experiment und in der ATHLET-Rechnung die Temperatur (Abb. 5.60) im GAP nach einem lokalen Minimum wieder ansteigt. Dieser Anstieg der Temperatur findet in beiden Experimenten nach dem Öffnen des Flutventils statt. Es erfolgt zunächst die Wasserrückströmung vom GAP in den Flutbehälter, dabei sinkt der Füllstand im GAP und Ringspalt noch stärker als alleine durch das Leck, siehe Abb. 5.61, Bild c). Dieser beschleunigte Füllstandsabfall wird von ATHLET auch berechnet (siehe Abb. 5.89, Abb. 5.90). Durch den Füllstandsabfall im Ringspalt kann Dampf erneut in den Ringspalt nachströmen. Der Druck im GAP gleicht sich mit dem Flutbehälterwasserdruck durch das Öffnen des Flutventils schlagartig aus. Dabei wird der Sättigungsdruck an verschieden lokalen Stellen im NOKO-System unterschritten. Anschließend findet die Flutung statt, sodass die Füllstände im GAP und Ringspalt ansteigen, siehe Abb. 5.61, Bild d). Währenddessen steigen die Temperaturen NDDCT02 in beiden Experimenten weiterhin an. Das kann erklärt werden, weil das Flutwasser in beiden Experimenten von der Flutleitung über den Ringspalt und von dort in den GAP strömt. Der Füllstandsanstieg im Ringspalt verdrängt die heiße Dampfatmosphäre oberhalb des Wasserspiegels, sodass der Dampf an der Messstelle vorbei strömen kann. Bei beiden Nachrechnungen lässt sich ebenfalls ein im Vergleich zum jeweiligen Experiment kleiner Temperaturanstieg erkennen, siehe Abb. 5.60 angetragene Temperaturdifferenzen.



**Abb. 5.61** Strömungsführung im GAP-NOKO-System bei der Öffnung der oberen Störfallleitung bzw. Auslösen der ADE und anschließender Flutung bei Leckstörfällen

Aufgrund der starken Temperaturabweichung sind weitere Ursachen zu diskutieren. Zum einen wird kontinuierlich Dampf für die Simulation der Nachzerfallsleistung in den GAP eingespeist. In diesem Zeitraum beträgt die Temperatur der Dampfeinspeisung in beiden Experimenten mehr als 320 °C. Allerdings erfolgt die Dampfeinspeisung in die

Wasservorlage, sodass der Dampf eigentlich auf das Temperaturniveau der Sättigung kondensiert. Allerdings wird die Dampfeinspeisung durch den Flutprozess überlagert, was einen leichteren Aufstieg der Dampfblasen in dem GAP-Wasservolumen ermöglicht, siehe Abb. 5.61, Bild d). Zweitens ist ein Ereignis welches schon vor der Flutung stattfinden könnte, zu berücksichtigen: durch das das Auslösen der ADE oder durch das Öffnen der oberen Störfallleitung kann das Dampfinventar aus dem GAP und dem Rohrsystem bis einschließlich NOKO-Zulaufleitung angesaugt werden. Diese Rückströmung des vorhandenen Dampfinventars aus dem NOKO-System hat eine höhere Temperatur als die Sättigungstemperatur im GAP. Weiterhin erfolgt dauerhaft ein Füllstandsabfall durch die Lecksimulation, welcher zusätzlich durch das Öffnen des Flutventils verstärkt wird, weil zunächst eine Strömung der Wassermassen vom GAP in den Flutbehälter einsetzt. In beiden Experimenten öffnet das Flutventil im Zeitbereich des lokalen Temperaturminimums. Durch diese zeitlich überlagernden Prozesse, separiert sich eine überhitzte Dampfphase im oberen Bereich des GAP-Behälters, welche an der Messstelle NDDCT02 gemessen wird.

Die großen Temperaturabweichungen zwischen den Simulationsrechnungen und den Experimenten (beim SpW-LB bis zu 115 K) können wie folgt erklärt werden. Auf der einen Seite sind Vereinfachungen im vorhandenen ATHLET Modell (Nodalisierung) beim Transport der Wärmeenergie dafür verantwortlich. Beispielsweise wird das sogenannte Kondensatormodell von ATHLET für den gesamten GAP-Behälter verwendet, sodass ATHLET bei der Einspeisung des Dampfes eine idealisierte Berechnung durchführt. Dieser wird durch das Kondensatormodell komplett kondensiert. Hingegen ist es vorstellbar, dass in beiden Experimenten bei geringem Füllstand im GAP ein Teil des eingespeisten Dampfes nicht direkt kondensierte, sondern angenommen werden kann, dass ein Teil des heißen Dampfes in den oberen Bereich des GAP-Behälters strömte. Dies würde die höheren Dampftemperaturen an der Messstelle im Vergleich zu den Ergebnissen der Nachrechnung erklären. Wie kann dies möglich sein? Der technische Aufbau und der thermohydraulische Vorgang der Dampfeinspeisung sind sehr komplex und werden in ATHLET nur sehr vereinfacht behandelt. Im Experiment wird einseitig über ein perforiertes Rohr der Dampf in den GAP eingespeist, wobei dieses Rohr auf einem festen Höhenlevel ringförmig verläuft, siehe Abb. 5.61. Der Dampfmassenstrom wird über die Lauflänge des perforierten Rohres abnehmen, weil nur einseitig eingespeist wird. Das hat wiederrum zur Folge, dass an den Austrittsstellen unterschiedliche Impulskräfte auf die Wasservorlage im GAP wirken. Damit wird begünstigt, dass die Wasservorlage anfangen kann zu schwingen, wenn zugleich der Füllstand niedrig ist. Es wird dadurch ermöglicht, dass ein Großteil des eingespeisten Dampfes durch die Wasservorlage

strömt ohne komplett zu kondensieren. Diese Theorie wird durch akustische Beobachtungen gestützt. Es traten in beiden Experimenten im Zeitraum des minimalen Füllstandes sehr laute und wiederholende Donnergeräusche auf. Es wird vermutet, dass das Donnern durch die schwingenden und schweren Wassermassen verursacht wurde oder durch sich wiederholende Kondensationsschläge. Darüber hinaus kann anhand der Messwerte festgestellt werden, dass die Temperatur an der Messstelle NDDCT02 anfängt zu steigen nachdem der Füllstand in beiden Experimenten kleiner ist als 9 m. Dieser Effekt wird derzeit mit dem Modell der INKA-Anlage nicht berücksichtigt.

Als zweite Ursache für die hohen Temperaturmesswerte im Vergleich zu den Ergebnissen der Simulation wird vermutet, dass mit dem jetzigen ATHLET-Modell die Dampfströmung, die sich während der Zeitspanne von Öffnen der oberen Störfallleitung beziehungsweise Auslösen der ADE bis zum Einsetzen der Flutung einstellt, nur näherungsweise berechnet wird. Beispielsweise erfolgt Rückströmung des Dampfes aus dem NOKO-System in den GAP, sobald die ADE oder die obere Störfallleitung öffnet, siehe Abb. 5.61 b) unterbrochene Linie. Dieses Dampfinventar im NOKO-System hat sobald eine Druckentlastung im GAP erfolgt, eine höhere Temperatur als die Sättigungstemperatur. Angenommen in den Experimenten fanden Rückströmungen vom NOKO-System in den GAP statt, beispielsweise angetrieben durch Temperaturunterschiede, so sind ebenfalls die im Vergleich zur Simulation höheren Temperaturen an der Messstelle NDDCT02 erklärbar. Diese Problemstellung wird anhand des Temperaturverlaufs am NOKO-Eintritt weiter erläutert, siehe hierzu die Ausführungen im nächsten Abschnitt. Es sollte in weiteren Untersuchungen analysiert werden, ob die Anwendung des Kondensatormodells für den GAP für beide Störfälle geeignet ist. Eventuell könnten auch bessere Rechenergebnisse erzielt werden, indem der GAP-Behälter selbst als Zweikanal-Modell nodalisiert wird, um somit zirkulierende Strömungseffekte zwischen dem GAP, der Verbindungsleitung zum Ringspalt und der Druckentlastungsschiene mit der Simulationsrechnung eventuell besser zu berücksichtigen.

Eine weitere Erklärung der viel höheren gemessenen Temperatur für NDDCT02 im Vergleich zur Simulationsrechnung ist, dass das Thermoelement sehr nah an der Behälterwand platziert wurde. Damit könnte das Thermoelement durch die heißen Strukturen des Behälters beeinflusst werden. Aufgrund der Isolierung und der dickwandigen Behälterwand stellen diese Strukturen einen Wärmespeicher dar, sodass die Temperatur langsamer abnimmt als die gemittelte (durch ATHLET berechnete) Dampftemperatur im GAP. Dies zeigt auch der Vergleich mit der berechneten Oberflächentemperatur an der GAP-Behälterwand, \*NDDCT02, Abb. 5.60, die in beiden Fällen mehr als 100 K größer

ist als die mittlere Dampftemperatur. Die Behauptung, dass das Thermoelement stark von der Wandtemperatur beeinflusst wird, bedeutet auch im kausalen Zusammenhang, dass die stattfindenden Ereignisse im GAP die Wandtemperatur beeinflussen. Wird nun der berechnete Verlauf der Wandtemperatur \*NDDCT02 durch ATHLET analysiert, ist festzustellen, dass die Wandtemperatur aufgrund der hohen spezifischen Wärmekapazität im Verbund der GAP-Wandung auf die Ereignisse wie ADE, Rückströmung und Flutung quasi keinen Einfluss ausübt. Die Isolierung und das Behältermaterial stellen im Verbund einen großen Wärmespeicher dar, sodass die Temperaturänderungen sehr träge erfolgen, wie es die ATHLET-Rechnung zeigt. Werden nun die Messungen mit der Annahme betrachtet, dass dies eher einer Wandtemperatur (NDDCT02) entsprechen soll, so sollte der gemessene Temperaturverlauf ebenfalls sehr träge auf die Ereignisse im GAP reagieren, ähnlich wie die berechnete Wandtemperatur von ATHLET. Allerdings ist dies überhaupt nicht der Fall, es lassen sich unterschiedliche Gradienten der Temperatur erkennen, aufgrund der Ereignisse die im GAP stattfinden (ADE, Rückströmung, Flutung). Beim RDB-Bodenleck, sowie beim SpW-LB sinkt sofort die Temperatur an NDDCT02 nachdem die ADE auslöste und dies entspricht nicht dem Temperaturverlauf der Wand. In ATHLET ist zu erkennen, dass die Wandtemperatur nur sehr langsam abnimmt, sodass daher die Behauptung eines zu nahe an der Wand platzierten Thermoelements nicht bestätigt werden kann.

Wird alleine die Strömungsmechanik theoretisch auf die Problemstellung angewendet, kann es auch sein, dass in der Nähe von NDDCT02 ein relativ strömungsarmer Bereich im Behälter vorliegt. Das würde bedeuten, dass diese Messstelle nicht mit den ATHLET-Rechenergebnissen verglichen werden kann. Vermutlich sind alle hier angesprochenen Effekte verantwortlich für die hohe Temperaturabweichung zwischen der Simulation und der Messung und können nur durch weitere numerische Untersuchungen eingegrenzt werden, indem verschiedene Modelle des GAP-Ringspalt-NOKO auf diese Problemstellung angewandt und analysiert werden.

### Temperatur NOKO-Eintritt und Austritt

Die gerade erläuterten Effekte und die Auswirkungen auf die Dampftemperatur im GAP haben natürlich auch Einfluss auf die Dampftemperatur am NOKO-Eintritt JNBCT102, da diese in unmittelbarem Zusammenhang stehen. Die Ein- und Austrittstemperaturen am NOKO sind für beide Experimente und Nachrechnungen in der Abb. 5.62 dargestellt.

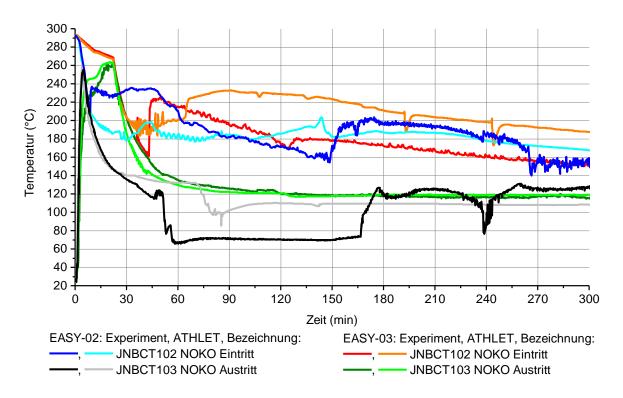


Abb. 5.62 Temperaturverlauf für NOKO-Eintritt und Austritt

Bis kurz nach der ADE stimmen die Temperaturverläufe überein. Anschließend entstehen Abweichungen bei den Verläufen zwischen Simulation und Experiment, ähnlich wie bereits bei NDDCT02. In beiden Experimenten sind die Messwerte der Dampftemperatur im GAP meist größer als die am NOKO-Eintritt. Beim SpW-LB ist kurzfristig (ca. 20 Minuten) der Messwert an JNBCT102 größer als der Messwert NDDCT02. In den Experimenten verändert sich der Hauptströmungspfad des Dampfes aufgrund der Schalthandlungen und der technisch vorhandenen Druckverluste in den unterschiedlichen Rohrsystemen. Zunächst strömt der Dampf durch den NOKO unmittelbar nachdem das Ventil V2 geöffnet wurde. Sobald beim SpW-LB die obere Störfallleitung geöffnet wird kommt die Dampfströmung über den NOKO wesentlich zum Erliegen, weil der Druckverlust über die Rohrbündel bedeutend größer ist als über die obere Störfallleitung. Damit lässt sich sofort die über 20 Minuten vorherrschende höhere Temperatur am NOKO-Eintritt erklären, weil durch das Öffnen der oberen Störfallleitung eine Druckentlastung im GAP auf Sättigungstemperatur erfolgt. In beiden Experimenten setzt nach einer bestimmten Zeit schließlich die ADE ein. Damit wird nun auch beim RDB-Bodenleck der Hauptdampfstrom über den NOKO wegfallen, sodass heißer Dampf in der NOKO-Zulaufleitung verweilt oder zurückströmt und dabei nur langsam auskühlt. Hingegen zeigt sich mit beiden Nachrechnungen, dass die Temperaturen nachdem die ADE eingesetzt hat, größer sind als die mittleren Dampftemperaturen im GAP-Behälter

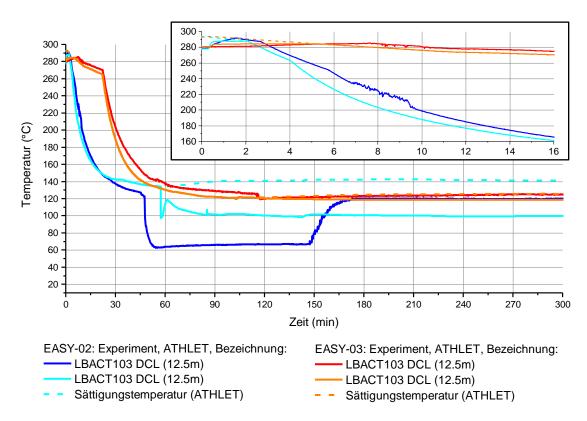
(ATHLET, NDDCT02). Es liegt also ein umgekehrter Zusammenhang im Vergleich zum Experiment vor. Als Ursache werden die bereits erläuterten Effekte bei der Modellierung der Dampfeinspeisung und der vereinfachten Modellierung des Strömungspfades angesehen, sodass eine stark vereinfachte Strömungsführung aus dem NOKO-System über den GAP in die obere Störfallleitung erfolgt. Dies liegt daran, dass der Hauptströmungspfad in ATHLET durch denjenigen mit dem geringsten Druckverlust bestimmt wird. Ein Blick auf das Nodalisierungsschema in Abb. 5.51 zeigt, dass nachdem die ADE einsetzt, die Strömung vom TDV-Objekt der Dampfeinspeisung über diejenigen Nodes des GAPs bis zur Druckentlastungsleitung erfolgt. Im Strömungspfad über die Verbindungsleitung zum Ringspalt, an dem der NOKO-Zulauf angeschlossen ist, findet nun kein wesentlicher Massentransport mehr statt und damit auch kein Temperaturaustausch. Es kann davon ausgegangen werden, dass im Experiment aufgrund des Temperaturunterschiedes Rückströmungen eingetreten sind und somit der Dampf schneller auskühlte. Entweder weil die Wärmeverluste an der NOKO-Leitung im Experiment größer sind als in der ATHLET-Simulation oder weil Rückströmungen des heißen Dampfes in Richtung GAP erfolgten.

Der Temperaturverlauf am NOKO-Austritt beim RDB-Bodenleck wird hinreichend genau über die gesamte Versuchsdauer mit dem Modell nachgerechnet. Beim SpW-LB wird über eine Zeitspanne von 135 Minuten die Temperatur am NOKO-Austritt überschätzt.

### **Temperatur im Ringspalt**

Eine weitere Temperaturmessstelle, die im Rahmen dieses Berichtes analysiert wird ist die LBACT103, die sich im Ringspalt auf einer Höhe von 12,5 m befindet. Zu Beginn beider Experimente ist der Füllstand oberhalb der Temperaturmessstelle. Die anfängliche Temperatur in beiden Experimenten beträgt ca. 280 °C. Der zu dieser Temperatur dazugehörige Sättigungsdruck ist 64 bar, sodass im Bereich dieser Messstelle vor Versuchsbeginn leicht unterkühlte Flüssigkeit vorlag. In beiden Fällen zeigen die ATHLET-Rechnungen, dass zu Beginn der Versuche die entsprechenden Sättigungstemperaturen schnell erreicht werden und später nach der ADE die Temperaturen kleiner sind als die Sättigungstemperatur. Nachdem das Ventil V2 geöffnet wurde, stieg sofort die Temperatur in beiden Experimenten an. Im Falle des RDB-Bodenlecks wird kurz nach Versuchsstart eine Temperatur von knapp 285 °C erreicht, welche auch mit der Nachrechnung erzielt wird. Beim SpW-LB wird quasi die Sättigungstemperatur an der Messstelle aufgezeichnet, weil die Druckentlastung durch die Ereignisabfolge schneller erfolgt als beim RDB-Bodenleck. Beim SpW-LB sind quantitativ Abweichungen zwischen

Experiment und Simulation bis zu 30 K ab einer Zeit größer 30 Minuten festzustellen. Der GAP-Druck (Abb. 5.80) ist für diesen Bereich um eine Differenz von mehr als 1 bar größer im Vergleich zum Experiment. Bei Sättigungsbedingungen würde dies eine Temperaturdifferenz von 15 K hervorrufen und erklärt damit nicht allein die Differenz von 30 K. Als Ursache für eine größere berechnete Temperatur an JNBCT103 wird die zu diesem Zeitpunkt bereits höhere Temperatur der unteren Wasservorlage im Flutbehälter vermutet (Abb. 5.65). Es ist so, dass im Experiment Flutwasser mit einer Temperatur von knapp 70 °C nach oben in den Ringspalt gedrückt wird. Hingegen strömt in der Simulationsrechnung zu einem späteren Flutzeitpunkt Wasser mit einer Temperatur von ca. 80 °C und weiter zunehmend in den Ringspalt. Die weiteren Messstellen LBACT102 und JNBCT105 dienten zur Analyse der Transiente. Auf die grafische Darstellung wird verzichtet, da diese Verläufe sehr ähnlich mit LBACT103 beziehungsweise mit JNBCT103 sind.



**Abb. 5.63** Temperatur im Ringspalt, LBACT103

# Temperatur Verbindungsleitung Ringspalt zum GAP-Behälter

Als nächstes werden die Temperaturverläufe der Messstelle NDDCT103 in der Verbindungsleitung mit den Simulationen verglichen, siehe Abb. 5.64. Die Anfangstemperaturen betragen beim RDB-Bodenleck ca. 235 °C und beim SpW-LB ca. 249 °C. In beiden

Experimenten erfolgt eine Durchmischung aus den Wassermassen im Ringspalt und des Inventars aus dem NOKO nachdem das Ventil V2 geöffnet wurde und der Pegelausgleich erfolgte. Die Temperatur an der Messstelle NDDCT103 fällt schlagartig und anschließend wird sich diese für wenige Sekunden auf einem gewissen Niveau halten bis diese weiter kontinuierlich absinkt. Beim RDB-Bodenleck fällt die Temperatur stärker als beim SpW-LB und beim RDB-Bodenleck steigt diese sogar kurzzeitig wieder an bevor die Temperatur kontinuierlich absinkt. Dieses Verhalten ist auf die unterschiedliche anfängliche Temperaturverteilung in der unteren Verbindungsleitung vom Ringspalt zum GAP und im Ringspalt mit der angeschlossenen Austrittsleitung zum NOKO zurückzuführen. Weiterhin ist das gesamte Wasserinventar im NOKO vor Versuchsbeginn kalt und vermischt sich mit dem heißen Wasser im Ringspalt nachdem das Ventil V2 geöffnet wurde. Bis zum ersten lokalen Temperaturminimum auf 120 °C vergeht eine Zeit von etwa sechs Minuten beim RDB-Bodenleck bevor die Temperatur wieder beginnt zu steigen. Hingegen sinkt die Temperatur beim SpW-LB nur auf 140 °C innerhalb vier Minuten bevor diese wieder steigt. Die experimentellen Unterschiede beim Temperaturverlauf haben folgende Ursachen. Zum einen verursacht der Pegelausgleich durch das Öffnen des Ventils V2 eine geringe Füllstandsschwingung zwischen GAP-Behälter und dem Ringspalt, welche sich aufgrund der großen Wassermassen und den Reibungsverlusten erst nach wenigen Minuten ausgleicht. Das gesamte Wasserinventar im NOKO ist vor Versuchsbeginn kalt und vermischt sich in Abhängigkeit von der Füllstandschwingung und der NOKO-Leistung mit dem heißen Wasser im Ringspalt. Deswegen steigt die Temperatur an der Messstelle beim SpW-LB ab ca. 4 Minuten und beim RDB-Bodenleck erst nach ca. 7 Minuten wieder an. Mit beiden Nachrechnungen wird dieser Zeitpunkt 1 – 2 Minuten zu früh ermittelt. Im späteren Verlauf der Experimente – beim RDB-Bodenleck größer 23 Minuten und beim SpW-LB größer 8 Minuten – sinken die Temperaturen erneut. Dies liegt an der ADE, wodurch Sättigungsbedingungen im primären Fluidsystem hervorgerufen werden. Beim SpW-LB wird allerdings schon durch das Offnen der oberen Störfallleitung bei ca. 2,3 Minuten ein Druckabfall verursacht, der allerdings noch nicht zum Temperaturabfall führt. Erst nachdem das SE-Ventil (5,7 Minuten) öffnet, sinkt der Druck soweit ab, dass schließlich die Temperatur der Messstelle NDDCT103 Sättigungsbedingung erreicht. Alle hier beschriebenen thermohydraulischen Phänomene werden mit beiden Nachrechnungen sehr gut simuliert. Quantitativ gibt es beim SpW-LB ab 30 Minuten eine größere Abweichung, die aber auf die zu hohe Temperatur des Flutwassers in der Simulationsrechnung zurückgeführt werden kann. Anhand des Temperaturverlaufes an der Messstelle NDDCT101 konnten Erkenntnisse zur Wassermassenschwingung abgeleitet werden. Auf die grafische Darstellung wird verzichtet, da dieser Verlauf sehr ähnlich ist mit NDDCT103.

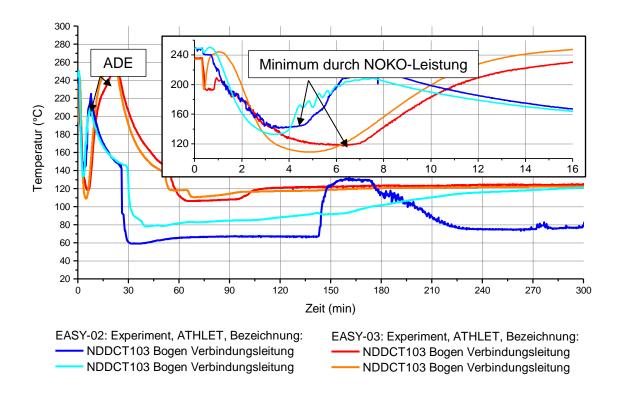
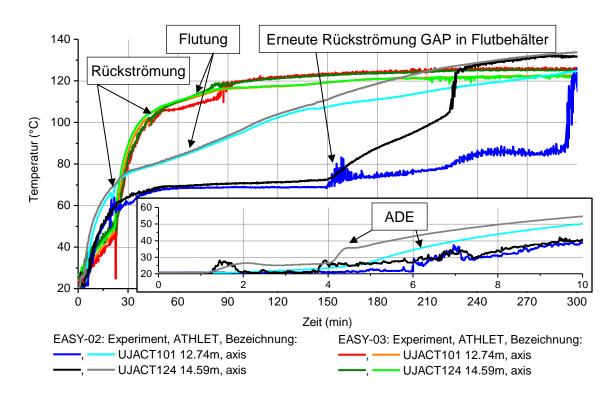


Abb. 5.64 Temperatur in der Verbindungsleitung, NDDCT103

# Temperatur in der unteren Wasservorlage des Flutbehälters

Die Erwärmung des Flutbehälterwasserinventars erfolgt beim RDB-Bodenleck zunächst durch die Wärmeübertragung des NOKOs (linearer Temperaturanstieg) und anschließend in Folge der ADE durch die direkte Kondensation des Dampfes in der Wasservorlage (nicht linearer Verlauf). Ab dem Öffnen des Flutventils erfolgt weiterhin eine Durchmischung der Wassermassen aus dem GAP und dem Flutbehälter durch Rückströmung. Die Durchmischung führt in der Regel zur weiteren Erwärmung des Flutwasserinventars in den unteren Schichten. Zusätzlich wird das Flutwasser durch herabtropfendes heißes Kondensat vom GEKO erwärmt. Beim RDB-Bodenleck berechnet ATHLET die Temperaturverläufe über die gesamte Zeitdauer sehr gut. Zunächst erfolgt annähernd ein linearer Temperaturanstieg durch die Wärmeübertragung vom NOKO in die Wasservorlage, deutlich zu erkennen an beiden Messstellen beim RDB-Bodenleck bis 22,3 Minuten. Anschließend erfolgt die Aufheizung der Wasservorlage durch die ADE mit einer Potenzfunktion bis das Flutventil öffnet. Hingegen werden durch diese beiden Prozesse beim SpW-LB die Temperaturen unter- und oberhalb des NOKOs sehr schnell überschätzt. Zu diesem Zweck wurden die Verläufe der Temperaturen beim SpW-LB für den Zeitbereich bis 10 Minuten vergrößert dargestellt. Die Starttemperatur stimmt mit dem Experiment überein. Innerhalb der ersten 6 Minuten ist bereits zu erkennen, dass der

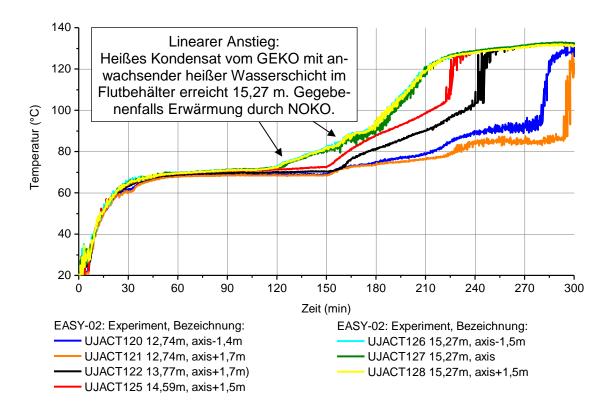
anfängliche Temperatureintrag in die Wasservorlage mit der Simulation zu groß berechnet wird. Im Experiment fällt die lokale Temperatur UJACT124 wieder auf die anfänglichen 20 °C zurück nachdem diese zuvor kurzzeitig 28 °C erreichte. Dies könnte ein lokaler Strömungsmesseffekt sein. In ATHLET hingegen verbleibt die Temperatur größer 25 °C und steigt durch die ADE auf ein höheres Temperaturniveau an als im Vergleich zum Experiment. Darüber hinaus wird mit ATHLET der Zeitpunkt der ADE unterschätzt, sodass der Temperaturanstieg frühzeitiger erfolgt. Weiterhin wird während der ADE in der Simulation die Wasservorlage im Flutbehälter stärker erwärmt als im Experiment. Damit verlaufen die Temperaturen nicht zeitlich parallel. Hingegen beim RDB-Bodenleck verläuft der Temperaturanstieg der ADE fast identisch mit der Messwertaufzeichnung und wird somit durch die Simulation sehr gut wiedergegeben.



**Abb. 5.65** Temperatur unter- und oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT101, UJACT124

In beiden Experimenten kommt es zum Öffnen des Flutventils, wobei in beiden Fällen eine Rückströmung der Wassermasse aus dem GAP in den Flutbehälter erfolgt. Es erfolgt die Durchmischung beider Wassermassen. Bei der Nachrechnung zum SpW-LB schließt sich nach der Rückströmung ein erneuter Temperaturanstieg ab 30 Minuten an, der einem charakteristischen linearen Verlauf folgt. Beim RDB-Bodenleck ist dies auch der Fall, wobei der Temperaturanstieg viel geringer ausfällt. Dieser lineare Temperaturverlauf erfolgt während der Flutung. Im Experiment zum SpW-LB wird hingegen nur an der Messstelle UJACT124 ein sehr geringer Anstieg der Temperatur während der

Flutung festgestellt. Es ist offensichtlich so, dass in der Simulationsrechnung der lineare Temperaturanstieg aus der Wärmeübertragung durch den NOKO erfolgt. Zur Überprüfung, ob im Experiment auch eine Wärmeübertragung durch den NOKO in diesem Zeitraum stattgefunden hat, werden weitere Messdaten auf der Höhe des NOKOs für den SpW-LB dargestellt um lokale Strömungseffekte auszuschließen, siehe folgende Abbildung.

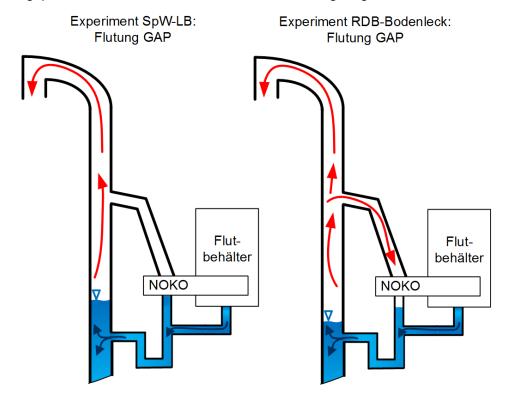


**Abb. 5.66** Weitere Temperaturmessstellen im Bereich des NOKOs im Flutbehälter für SpW-LB

Aus der Abbildung kann entnommen werden, dass im Experiment ca. für 90 Minuten (30 – 120 Minuten) keine signifikante Wärmeübertragung durch den NOKO stattgefunden hat, jedoch in der Nachrechnung. Daraus folgt, dass während der Flutphase im Experiment und in der Nachrechnung unterschiedliche Strömungspfade vorliegen. Mit der Nachrechnung strömen die Dampfmassen durch die obere Störfallleitung und der andere Teil durch den NOKO im Zeitbereich nach 30 Minuten, siehe Abb. 5.98 und Abb. 5.99 Für den experimentellen Strömungspfad wird festgestellt, dass die Messungen ausgefallen sind. Es wird daher vermutet, dass sich im Experiment nach 30 Minuten eine Strömung eingestellt haben kann, die vom Gasraum des Sicherheitsbehälters zum GAP über die obere Störfallleitung gerichtet ist, weil sich das Druckverhältnis in beiden Behältern umkehrt. Siehe dazu Abb. 5.87 und die Erklärungen. Weiterhin wird in der

Nachrechnung über den NOKO Wärme abgeführt, sodass geschlussfolgert wird, dass in diesem Zeitbereich ein starkes Ungleichgewicht beim Massentransport zwischen Nachrechnung und Experiment besteht. Es ist so, dass in beiden Nachrechnungen während der Flutphase ATHLET eine lineare Temperaturerhöhung des Wassers im Flutbehälter berechnet. Beim RDB-Bodenleck betrifft das die Zeitspanne von ca. 54 bis 84 Minuten und damit wird auch der Messwert auf Höhe 14,59 m sehr gut nachgerechnet. Bei der Simulation zum SpW-LB rechnet ATHLET diesen Sachverhalt ähnlich, d. h. während der Flutung findet ein linearer Temperaturanstieg der Wassertemperatur im Flutbehälter statt. Allerdings - wie bereits diskutiert – wird diese Temperaturerhöhung an den Messstellen erst viel später beobachtet. Ab ca. 120 Minuten ist dieser erneute Temperaturanstieg an den Messstellen UJACT126, 127 und 128 zum SpW-LB festzustellen. Es wird vermutet, dass der beobachtete Temperaturanstieg aufgrund des Füllstandsabfalls im Flutbehälter erfolgen könnte. Das würde bedeuten, dass die heißeren Wasserschichten nahe dem Wasserspiegel durch den Füllstandsabfall die Höhe von 15,27 m erreichen. Beobachtet wurde, dass der Füllstand im Flutbehälter nahezu konstant ist in der Zeit von 100 bis 140 Minuten. Allerdings kann auch eine anwachsende heiße Wasserschicht von oben nach unten im Flutbehälter - verursacht durch das herabtropfende Kondensat vom GEKO - die Begründung für den Temperaturanstieg sein. Ab ca. 150 Minuten ist zu erkennen, dass die Temperaturen der Wasserschichten kurz oberhalb des NOKOs (14,59 m) ansteigen. Hierbei wird vermutet, dass nun der NOKO wieder Wärme überträgt. Schlussendlich kann dieser Sachverhalt nicht mit den vorliegenden Messdaten eindeutig geklärt werden, weil der experimentelle Wert der NOKO-Leistung ab dieser Zeit vermutlich nicht mehr belastbar ist. Fraglich ist allerdings, warum keine Wärmeübertragung durch den NOKO im Zeitraum von 45 bis 120 Minuten im Experiment erfolgt, obwohl günstige Bedingungen vorliegen. Beispielsweise durch das umgekehrte Druckverhältnis könnte Dampf aus dem Gasraum des Sicherheitsbehälters zurückströmen in den GAP und über den NOKO kondensieren. Dies wäre möglich, weil die Wassertemperaturen im Flutbehälter während der Flutung entsprechend niedrig sind im Vergleich zum RDB-Bodenleck. Eine mögliche Erklärung warum die Wärmeübertragung während der Flutung durch den NOKO ausbleibt ist, dass dieser zumindest teilweise mit Kondensat gefüllt war und somit die Wärmeübertragung stark verhindert wurde. Der Füllstand im Ringspalt zum Beginn der Flutung liegt auf Höhenlevel 9 m um ca. 1,5 m höher als in der Nachrechnung. Beim RDB-Bodenleck ist der Füllstand im Ringspalt vor der Flutung auf ca. 7 m gefallen sowie auch bei der Nachrechnung zum SpW-LB. Im Rohrbündel des NOKOs befindet sich bei diesem niedrigen Füllstand im Ringspalt kein Kondensat (Auswertung der Nachrechnung zum RDB-Bodenleck). Beim SpW-LB beträgt der Füllstand im Ringspalt ca. 9 m, sodass auch angenommen werden kann, dass der NOKO zum

Zeitpunkt der Flutung zumindest teilweise mit Kondensat gefüllt war und somit die Wärmeübertragung verhinderte. Allerdings wiederspricht dies den Gegebenheiten beim Experiment zum RDB-Bodenleck, weil hier eine Wärmeübertragung durch den NOKO stattgefunden hat (bei einem Füllstandsanstieg im Ringspalt von 7 m bis ca. 11 m durch den Flutprozess, welche die Höhendifferenz von 9 m bis 11 m beim SpW-LB abdeckt). Diese Schlussfolgerung basiert auf der Temperaturerhöhung an der Messstelle UJACT101 60 – 90 Minuten und der simultanen NOKO-Leistung. Diese beträgt bei 80 Minuten noch 0,1 MW. Anhand dieser Analyse können die experimentellen Strömungspfade während der Flutung skizziert werden und sind in der folgenden Abb. 5.67 gegenübergestellt. Beim RDB-Bodenleck ist der Füllstand im Ringspalt zum Beginn der Flutphase um ca. 2 m tiefer als beim SpW-LB, das hat zur Folge, dass sich über den NOKO durch die Kondensation von Dampf ein Druckgefälle einstellt und somit eine Strömung vom Ringspalt über den NOKO erzwingt. Im Experiment zum SpW-LB wird hingegen der NOKO-Strömungspfade nicht durchströmt, wie es die Abbildung zeigt.



**Abb. 5.67** Skizze der möglichen Strömungspfade in den beiden Experimenten während des Flutprozesses

Werden weitere Messdaten für die Analyse herangezogen, wie die GEKO-Leistung und die Druckverhältnisse, kann vermutet werden, dass zu Beginn des Experiments der GEKO viel Wärmeenergie abgeführt hat. Das herabtropfende heiße Kondensat erwärmt die Wasserschichten im Flutbehälter von oben nach unten. Der NOKO sowie die ADE

erwärmen das Wasserinventar entsprechend wenig, sodass zum Zeitpunkt der Flutung der GAP mit unterkühltem Wasser geflutet wird. Das hat zur Folge, dass mindestens über 90 Minuten der Dampf aus der Dampfeinspeisung die Wasservorlage auf Sättigung erwärmen musste. Aufgrund der nun großen Temperaturunterschiede zwischen GAP und Dampfeinspeisung könnten Kondensationsschläge entstanden sein, die die Hypothese, die zu Beginn des Kapitels eingeführt wurde, verstärkt.

Ab ca. 150 Minuten findet im Experiment aus dem bereits gefluteten GAP eine erneute Rückströmung des Wassers in Richtung Flutbehälter statt, siehe Abb. 5.91. Dabei strömt aus dem GAP Wasser mit einer höheren Temperatur in den Flutbehälter ein und wird gleichzeitig noch durch den NOKO erwärmt, siehe Abb. 5.66. Dies ist auch physikalisch begründbar, weil durch den Füllstandsabfall im Ringspalt und GAP gewährleistet wird, dass heißer Dampf durch den NOKO strömen kann und dieser unter Wärmeabgabe kondensiert. Problematisch an dieser Stelle ist, dass die experimentelle Leistungskurve (Abb. 5.100) diesen Sachverhalt nur erahnen lässt. Es sind in dieser Abbildung leichte Schwankungen der NOKO-Leistung ab 150 Minuten erkennbar, allerdings keine Leistungsveränderung ab 120 Minuten. Insgesamt betrachtet findet damit im Experiment ein anderer phänomenologischer Ablauf bezüglich der Temperaturerhöhung im Flutbehälter statt als in der Simulation. In der Simulation erfolgt eine ständige Wärmeübertragung durch den NOKO, zu erkennen ab der 30. Minute durch den linearen Temperaturanstieg in den Wasserschichten oberhalb des NOKOs. Darüber hinaus findet in der Simulationsrechnung keine erneute Rückströmung vom GAP in den Flutbehälter statt. Es wird ab einer Zeit von 225 Minuten von ATHLET die Wassertemperatur an der Messstelle UJACT124 richtig berechnet und ab 300 Minuten stimmt auch die Temperatur an der Stelle UJACT101 überein. Für die weitere Analyse der unterschiedlichen Ergebnisse der Erwärmungsphase des Flutbehälters werden weitere Temperaturmessstellen oberhalb des NOKOs dargestellt mit der Abb. 5.68.

# Temperatur in der oberen Wasservorlage des Flutbehälters

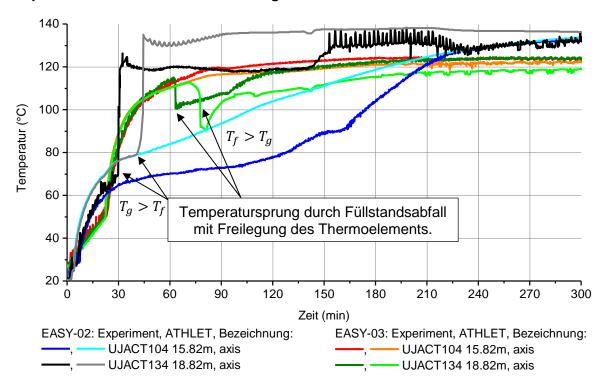


Abb. 5.68 Temperatur oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT104, UJACT134

Beim RDB-Bodenleck stimmen auch die Rechnungen mit den Messungen in höheren Wasserlagen gut überein und werden daher an dieser Stelle nicht weiter diskutiert. Während der SpW-LB Transiente zeigen die zeitlichen Verläufe der Temperaturen im Bereich des NOKOs, dass dieser kaum (keine) Wärme überträgt. Erst in den höheren Wasserschichten von rund 16 m (ADE-Lochrohrdüse auf Höhenlage 15 m) und größer lassen sich auch im Experiment Temperaturanstiege erkennen, die über eine Zeitdauer von 90 Minuten knapp 20 K betragen. Es kann nun geschlussfolgert werden, dass entweder diese Temperaturerhöhung durch die ADE erfolgt oder durch das heiße Kondensat (ca. 120 °C), welches vom GEKO in den Flutbehälter herabtropft, weil gleichzeitig der Füllstand im Flutbehälter sinkt. Die Druckentlastungsschiene mit der Lochrohrdüse befindet sich auf einer Höhenlage von 15 m im Flutbehälter. Es wird vermutet, dass die Erwärmung der oberen Wasserschichten wesentlich durch den GEKO erfolgt, weil ab 30 Minuten sich das Druckverhältnis zwischen Flutbehälter und GAP umkehrt, sodass eigentlich der Massenstrom über die ADE abreißt. Es wird vermutet, dass die Druckverluste im Leitungssystem der oberen Störfallleitung und der Druckentlastungsleitung sowie NOKO nicht richtig abgestimmt sind, sodass im Vergleich zum Experiment andere Strömungspfade temporär vorhanden sind. ATHLET berechnet eine Abnahme der NOKO-Leistung von ca. 1 MW auf 0,1 MW innerhalb von 60 bis 210 Minuten. Anhand der Messdaten kann über diesen Leistungsbereich keine Aussage getroffen werden, siehe Abb. 5.101 und die Erläuterungen in diesem Abschnitt. Die Erkenntnis aus den experimentellen Temperaturmesswerten ist, dass keine Wärmeübertragung von 60 Minuten bis 150 Minuten durch den NOKO stattgefunden hat, sondern ein geringer Dampfeintrag über die ADE in den Flutbehälter erfolgte und anschließend wesentlich das Flutbehälterwasser durch das herabtropfende heiße Kondensat erwärmt wird. Das ist eine Schlussfolgerung der Wassererwärmung in den Höhenlagen größer 15 m, den Massenströmen und den Leistungen.

In beiden Experimenten finden darüber hinaus Temperatursprünge statt wie es aus der Abb. 5.68 entnommen werden kann. Beim SpW-LB erfolgt ein Temperatursprung aus der flüssigen Phasen mit  $T_f = 70\,^{\circ}\text{C}$  auf den gasförmigen Zustand mit ca.  $T_g = 120\,^{\circ}\text{C}$  ab einer Zeit von 30 Minuten, gemessen an UJACT134. Hierbei wird durch den Füllstandsabfall im Flutbehälter das Thermoelement bei einer Höhe von 18,82 m freigelegt, wie es aus der Abb. 5.91 hervorgeht. Mit der Nachrechnung wird aufgrund eines größeren Atmosphärendrucks eine höhere Temperatur – die Sättigungstemperatur – ermittelt.

Beide Leckstörfälle beginnen damit, dass durch das Öffnen des Ventils an der Drossel in der unteren Störfallleitung das Wasser aus dem GAP in den Gasraum des Sicherheitsbehälters strömt und dabei teilweise verdampft. Daher wird die Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters zunächst ausgewertet bevor die Temperaturen in der Flutbehälteratmosphäre gegenübergestellt werden.

### Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters

Es ist festzustellen, dass beim RDB-Bodenleck der Temperaturverlauf insgesamt mit der Nachrechnung besser wiedergegeben wird als beim SpW-LB. Beim SpW-LB verzögert sich um 5 Sekunden der Anstieg der Temperatur an der Stelle UJACT202, trifft anschließend aber den richtigen absoluten Wert während der Wasserausströmung durch die untere Störfallleitung. Kurz nach 2 Minuten erfolgt ein weiterer Anstieg der Temperatur, was auf das Ereignis "Umschaltung zur Dampfausströmung mit dem Öffnen der oberen Störfallleitung und dessen spontanen Druckausgleich p(t)" zurückgeführt werden kann. Der heiße Dampf strömt in beiden Fällen ab 4 Minuten an der Messstelle UJACT202 vorbei T(t), wobei nun der berechnete Wert überschätzt wird. Nach einer Zeit von mehr als 10 Minuten wird die Temperatur beim SpW-LB im Gasraum des Sicherheitsbehälters schließlich unterschätzt. Es wird vermutet, dass über die ADE, die ab 5,7 Minuten aktiviert wurde, in der Simulation zu viel Dampf kondensiert. Durch die Unterschätzung der

Gasraumtemperatur sind damit die geringeren Anstiege der Behälterdrücke erklärbar. Eine Überschätzung der Behälterdrücke erfolgt beim SpW-LB nachdem die Flutung einsetzt hat.

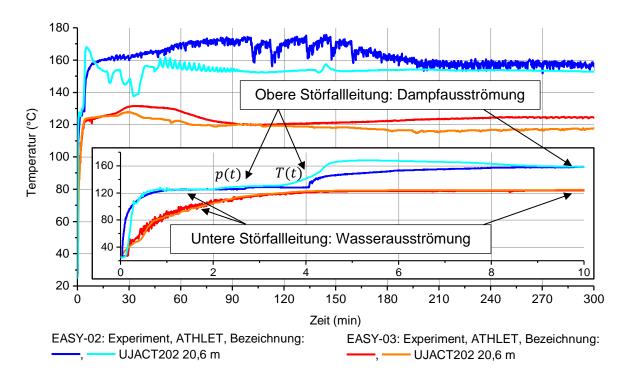
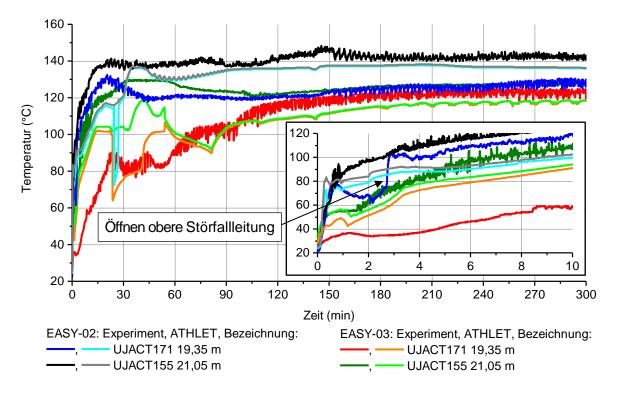


Abb. 5.69 Temperaturen im Gasraum des Sicherheitsbehälters

### Temperatur in der Flutbehälteratmosphäre

Die Temperaturverläufe in der Atmosphäre des Flutbehälters konnten zwar durch die detailliertere Modellierung verbessert werden, zeigen aber in beiden Nachrechnungen weiterhin Abweichungen. Beim RDB-Bodenleck wird die Atmosphärentemperatur unterhalb des GEKOs um 20-30 Kelvin überschätzt und die Temperatur oberhalb des GEKOs wird zumindest in den ersten 15 Minuten gut übereinstimmend berechnet. Anschließend ist der experimentelle Wert stets größer als der Simulationswert. Beim SpW-LB lässt sich erkennen, dass die Temperatur unterhalb des GEKOs schlagartig ansteigt, nachdem die obere Störfallleitung geöffnet wurde. Daran lässt sich erkennen, dass im Experiment der heiße Dampf homogen in der Flutbehälteratmosphäre verteilt wurde und sich keine kälteren Luftschichten zwischen Wasserspiegel und GEKO gebildet haben. Die Temperatur oberhalb des GEKOs wird hier ebenfalls unterschätzt, hat aber im späteren Verlauf eine geringere absolute Abweichung als die beim RDB-Bodenleck. In beiden Experimenten und Nachrechnungen wird festgestellt, dass die Temperatur oberhalb des GEKOs stets größer ist als die Temperatur unterhalb des GEKOs. Die Strömungsrichtung des

Kühlwassers im GEKO scheint also von dieser Temperaturverteilung unberührt zu sein, siehe Abb. 5.96.

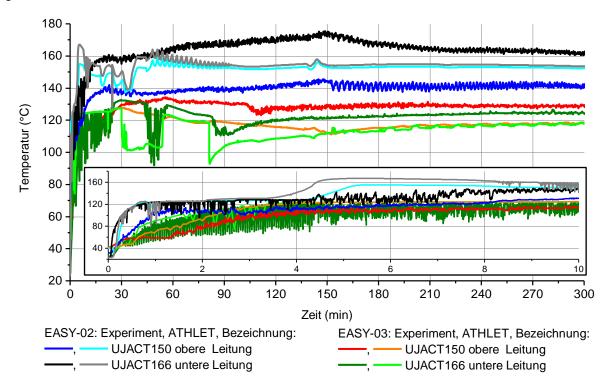


**Abb. 5.70** Temperaturen unter- und oberhalb GEKO im Flutbehälter, UJACT171, UJACT155

# Temperatur in den Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Gasraum im Sicherheitsbehälter

Insgesamt kann aus der Abb. 5.71 entnommen werden, dass die beiden Temperaturverläufe des Dampf-Luft-Gemisches sowohl in der unteren als auch in der oberen Verbindungsleitung zwischen Sicherheitsbehälter und Flutbehälter beim RDB-Bodenleck über die gesamte Zeit gut vorhergesagt werden. Die maximalen Temperaturabweichungen sind kleiner als 20 K. Beim SpW-LB wird der anfängliche Temperaturverlauf in der oberen Verbindungsleitung um ca. 1 Minute überschätzt. Allerdings wird dieser in der unteren Verbindungsleitung nicht unterschätzt, sodass daraus entnommen werden kann, dass mit der Nachrechnung weniger Dampf in die Kondensationskammer über das Kondensationsrohr abgeführt wurde. Dieser Sachverhalt kann anhand der Abb. 5.83 aus dem Kondensationskammerdruck geschlussfolgert werden. Im Experiment zum SpW-LB ist ein großer Temperaturunterschied zwischen den beiden Messstellen erkennbar, der bis zu 30 K beträgt. Mit dem ATHLET-Modell wird dieser Sachverhalt nicht berechnet. Für beide Nachrechnungen ist ersichtlich, dass nach einer hinreichend langen Zeit die Temperaturen UJACT150 und 166 fast identisch verlaufen. Das ATHLET-Modell hat

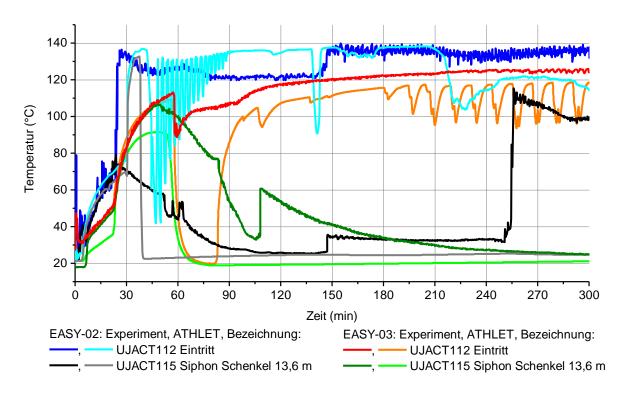
daher Schwierigkeiten unterschiedliche Temperaturen der Dampfatmosphäre unter- und oberhalb des GEKOs zu berechnen. Beim RDB-Bodenleck stellt dies ebenfalls ein Problem dar. Die experimentelle Temperaturdifferenz zwischen den Messstellen ab 150 Minuten wir nicht berechnet. Es sollte untersucht werden, ob sich das Problem mit einer 2-Kanal-Modellierung des Gasraumes des Sicherheitsbehälters, wie es im Rahmen des EASY-Projektes von der GRS für die Nachrechnung zum Station Black-out vorgeschlagen wurde, beheben lassen kann.



**Abb. 5.71** Temperaturen in der unteren und oberen Verbindungsleitung zwischen Flutbehälter und Sicherheitsbehälter, UJACT150, UJACT166

# Temperaturen in den Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Kondensationskammer

Es sind zwei Verbindungsleitungen an der INKA-Anlage vom Flutbehälter zur Kondensationskammer vorhanden. Die untere Leitung ist an die Wasservorlage des Flutbehälters angeschlossen und hat zwei Messstellen UJACT112 und UJACT115. Die erste Messstelle befindet sich am Eintritt der unteren Leitung auf Seite des Flutbehälters. Das zweite Thermoelement ist am zweiten Schenkel des Siphons in Richtung Kondensationskammer angeschlossen. Diese beiden Messstellen sind in der folgenden Abb. 5.72 für beide Nachrechnungen dargestellt.

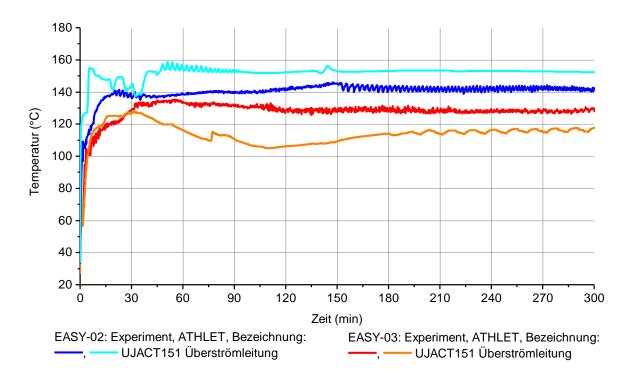


**Abb. 5.72** Temperaturen in den Verbindungsleitungen vom Flutbehälter zur Kondensationskammer

Diese Temperaturverläufe sind sehr stark abhängig von den Behälterdrücken zwischen Flutbehälter und Kondensationskammer, da eine Druckdifferenz einen Massenstrom zur Folge hat. Darüber hinaus ist der Siphon nicht wärmetechnisch isoliert, sodass hier entsprechend das Fluid im Siphon auskühlt. Im Basisdatensatz wurde der Siphon adiabat gerechnet, sodass während der Weiterentwicklung des Datensatzes ein Wärmeverlust zur Umgebung programmiert wurde, wobei allerdings der Wärmeübergangskoeffizient zunächst unbekannt war. Es wurde zunächst ein zu großer Wert abgeschätzt, weil während der Entwicklung die Behälterdrücke in der Kondensationskammer und dem Flutbehälter mit der Nodalisierung des Basisdatensatzes stets viel zu hoch waren und durch den Wärmeverlust über die Siphon-Leitung eine entsprechende Druckreduzierung erwartet wurde. Später wurde festgestellt, dass durch die ungeeignete Nodalisierung der Behälter die Ursache für die zu hohen Drücke war. Der Wärmeverlust sollte in weiterführenden Arbeiten korrigiert werden und ein Wärmeübergangskoeffizient für den Siphon angesetzt werden der in der Größenordnung von 50 W/(m2\*K) liegt. Der zu große Wärmeverlust ist beispielsweise bei der Nachrechnung zum RDB-Bodenleck zu erkennen im Zeitbereich von 30 bis 60 Minuten an der Position UJACT115. Die Temperatur des Fluids sinkt in der Nachrechnung rapide ab, der Fluidstrom vom Flutbehälter in die Kondensationskammer sinkt, weil die Druckdifferenz abnimmt. Im Experiment ist der Wärmeverlust

ebenfalls vorhanden sinkt aber deutlich langsamer ab, zu erkennen im Zeitbereich von 50 bis 80 Minuten.

Des Weiteren gibt es eine Verbindungsleitung, die den Atmosphärenbereich des Flutbehälters mit der Wasservorlage der Kondensationskammer verbindet (H<sub>2</sub>-Überströmleitung). Die Temperaturverläufe beider Experimente und Nachrechnungen sind in der folgenden Abbildung gegenübergestellt. Es kann entnommen werden, dass in beiden Fällen größere Temperaturabweichungen vorliegen. Beim SpW-LB treten diese Abweichungen ab Beginn der Nachrechnung auf und beim RDB-Bodenleck erst nach ca. 30 Minuten. Ein Vergleich mit der Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters (Abb. 5.69) zeigt, dass beim RDB-Bodenleck im Vergleich zum Experiment beide Temperaturverläufe unterschätzt werden. Hingegen wird bei der Nachrechnung zum SpW-LB wird die Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters unterschätzt und in der oberen Verbindungsleitung überschätzt. Letzteres führt vermutlich zu der höheren Temperatur in der H<sub>2</sub>-Überströmleitung.

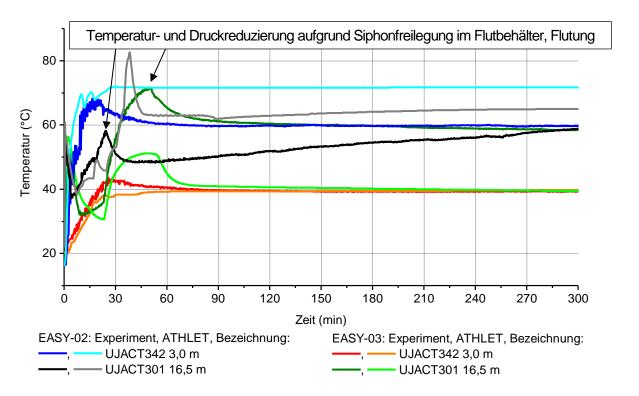


**Abb. 5.73** Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer

Die Temperaturen in den Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Kondensationskammer (UJACT112, 115, 151) spielen bei der Beurteilung der Wärmeabfuhr und Druckreduzierung an der INKA-Anlage eine untergeordnete Rolle. Für die Validierung

werden später die Behälterdrücke und die Wärmeleistung am GEKO herangezogen. Die Temperaturverläufe wurden verwendet, um das 2-Kanalmodell für den Flutbehälter und der Kondensationskammer zu entwickeln und anzupassen, wobei dies anhand der Daten zum RDB-Bodenleck erfolgte.

## Temperaturen in der Kondensationskammer

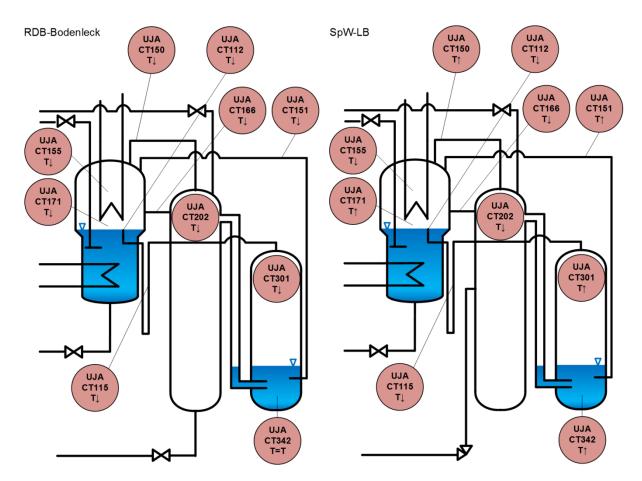


**Abb. 5.74** Temperaturen in der Kondensationskammer

Die Erwärmung der Wasservorlage in der Kondensationskammer durch die Dampfkondensation wird beim RDB-Bodenleck (UJACT342) sehr gut übereinstimmend berechnet. Beim SpW-LB ist festzustellen dass der Anstieg der Temperatur um knapp 70 °C ebenfalls sehr gut berechnet wird. Anschließend sinkt die Wassertemperatur im Experiment von ca. 70 °C auf 60 °C. Hingegen wird mit der Nachrechnung ein weiterer Anstieg verzeichnet, sodass die Temperatur bis zum Ende der Nachrechnung größer 70 °C beträgt. Beim RDB-Bodenleck wird die Temperatur der Atmosphäre zunächst gut nachgerechnet und ab ca. 30 Minuten unterschätzt, sodass eine Differenz von 20 K vorliegt. Beim SpW-LB erfolgt ein um 20 K größerer Temperaturanstieg der Atmosphäre. Das Ereignis der Flutung und der Siphonfreilegung im Flutbehälter führen zum Rückströmen des Luft-Dampf-Gemisches aus der Kondensationskammer über die Siphonleitung in den Flutbehälter. Ab diesem Zeitpunkt werden beide Temperaturen beim SpW-LB überschätzt, weil von einer falschen Folge von Temperatur- und Druckniveaus ausgegangen wurde.

Anmerkung: Die Wärmeverluste an die Umgebung können als Ursache für Temperaturänderungen ausgeschlossen werden, da bei den Experimenten RDB-Bodenleck und SpW-LB die Wassertemperatur über einen Zeitraum von 4 Stunden konstant bleibt. Dies wird mit beiden Simulationsrechnungen ordnungsgemäß wiedergegeben, weil beispielsweise beim RDB-Bodenleck die Wassertemperatur ebenfalls über diesen Zeitraum konstant bleibt.

Eine Gegenüberstellung von berechneten Temperaturen im Vergleich zu dem jeweiligen Experiment zeigen die beiden Grafiken der Abb. 5.75. Die Abbildung zeigt eine Momentaufnahme zum Zeitpunkt 270 Minuten. Obwohl in beiden Nachrechnungen die Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters langfristig unterschätzt wird, wird beim RDB-Bodenleck die Wärmeabfuhr und die Druckreduzierung an der INKA-Anlage mit dem Modell hinreichend genau berechnet. Beim SpW-LB trifft es nicht zu.



**Abb. 5.75** Gegenüberstellung von Temperaturen an der INKA-Anlage zum Zeitpunkt 270 Minuten

## Temperaturen am Gebäudekondensator

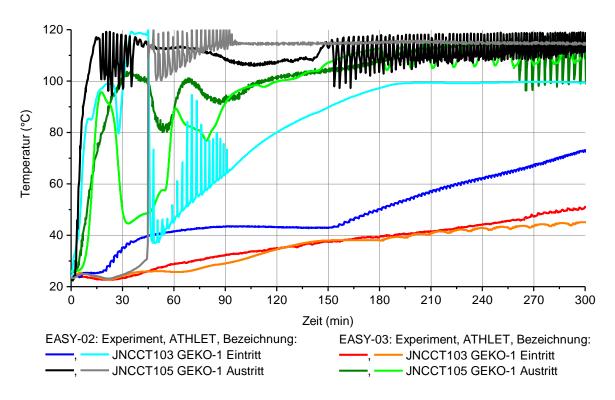


Abb. 5.76 Temperaturen in der GEKO-Zulaufleitung und Austrittsleitung

Aufgrund der Verbesserungen in der Absetzbeckenkühlung konnte insgesamt der berechnete Temperaturverlauf am GEKO-Eintritt beim RDB-Bodenleck verbessert werden (rot und oranger Verlauf). Bei der Nachrechnung des SpW-LBs ist es so, dass der Massenstrom im GEKO zu Beginn der Nachrechnung entgegen der experimentellen Strömungsrichtung verläuft, siehe Abb. 5.96. Die experimentelle Strömungsrichtung wird mit der Nachrechnung ab 45 Minuten berechnet. Daraus folgt, dass zunächst am Eintritt des GEKOs die Austrittstemperatur berechnet wird und umgekehrt. Wird dieser Zeitraum der Eintrittstemperatur verglichen ist festzustellen, dass ATHLET diese Temperatur im Schnitt um ca. 15 K unterschätzt. Anschließend springt die Temperatur durch die Strömungsumkehr auf die Dampftemperatur und verläuft annähernd wie der experimentelle Temperaturverlauf JNCCT105. Die Temperatur am Eintritt JNCCT103 verringert sich sprunghaft ab 45 Minuten, zeigt allerdings ein anderes Erwärmungsverhalten wie der experimentelle Verlauf. Die Austrittstemperatur am GEKO beim RDB-Bodenleck, zeigt zwar starke quantitative Abweichungen im Bereich von 30 bis 90 Minuten, wodurch auch die Unterschiede bei der Berechnung der GEKO-Leistung erklärt werden kann, siehe Abb. 5.101. Allerdings wird das Verhalten der Eintrittstemperatur gut berechnet, das heißt es wird die Schwingung des Temperaturanstieges sowie des Abfalls auf ähnliche

Weise vorhergesagt wie im Experiment. Ab 90 Minuten stimmen die Temperaturen sehr gut überein.

# **Temperaturen Absetzbecken**

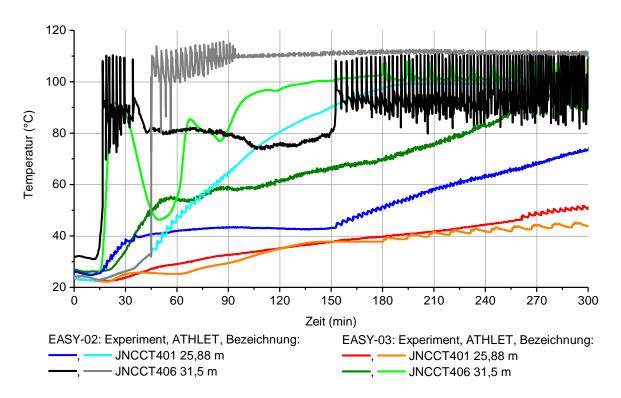


Abb. 5.77 Temperaturen im Absetzbecken, JNCCT406 im Dom Abblaserohr

Die Beurteilung der Temperaturverläufe im Absetzbecken für beide Nachrechnungen ist ähnlich der Temperaturen am Gebäudekondensator. Für das RDB-Bodenleck gibt es größere Abweichungen bei der Temperatur an der Messstelle JNCCT406. Beim SpW-LB bestehen stärkere Abweichungen für beide Messstellen. Dies liegt vor allem daran, dass ab ca. 30 Minuten der Druck und damit die Sättigungsbedingungen in der Flutbehälteratmosphäre sehr stark vom Experiment abweichen, siehe Abb. 5.81. Das hat wiederum zur Folge, dass sich die GEKO-Leistung vom Experiment unterscheidet.

## Temperaturen am PIG

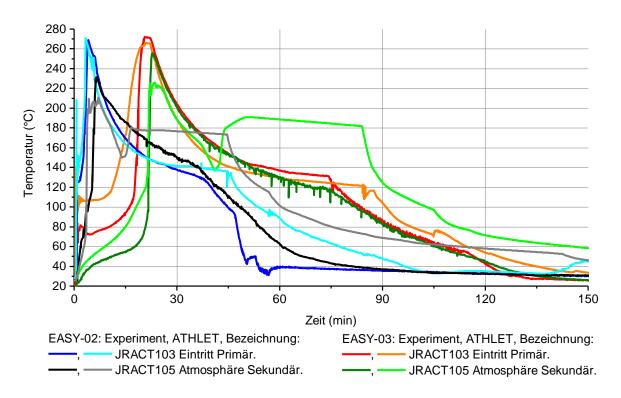


Abb. 5.78 Temperaturen am Eintritt PIG und auf der Sekundärseite

Die Zeitachse wurde für diese Darstellung der Temperaturen bewusst auf 150 Minuten reduziert, weil gegen Ende des Experiments diese Temperaturverläufe nicht mehr relevant für die Validierung sind. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass alle Temperaturen sich aufgrund des Wärmeverlustes der Umgebungstemperatur angleichen. Die Eintrittstemperatur am PIG ist abhängig von den Größen der anfänglichen Temperaturverteilung in der Zulaufleitung, des Wärmeverlustes zur Umgebung, von der Geschwindigkeit des Füllstandsabfalles durch die Leckausströmung und dem Druckverlauf beziehungsweise der Sättigungstemperatur im GAP. Mit beiden Nachrechnungen wird nachdem das PIG-Ventil geöffnet wurde und der Pegelausgleich erfolgte der sprunghafte Temperaturanstieg in der Zulaufleitung überschätzt. Es wird vermutet, dass der Druckverlust über den PIG und dem JRA-System mit dem ATHLET-Modell etwas kleiner ist als in der Realität, sodass die Füllstandschwingung durch die spontane Ventilöffnung mit einer höheren Amplitude ausfällt und somit größere Temperaturen an der Messstelle verursacht. Der sekundärseitige Temperaturverlauf ist in beiden Fällen hinreichend genau, um damit den Druckvanstieg vorherzusagen.

Damit sind die relevanten Temperaturmessstellen diskutiert und es erfolgt die Auswertung der Behälterdrücke.

#### **Druck**

Die nachfolgende Abbildung zeigt die Messpositionen für die Behälterdrücke.

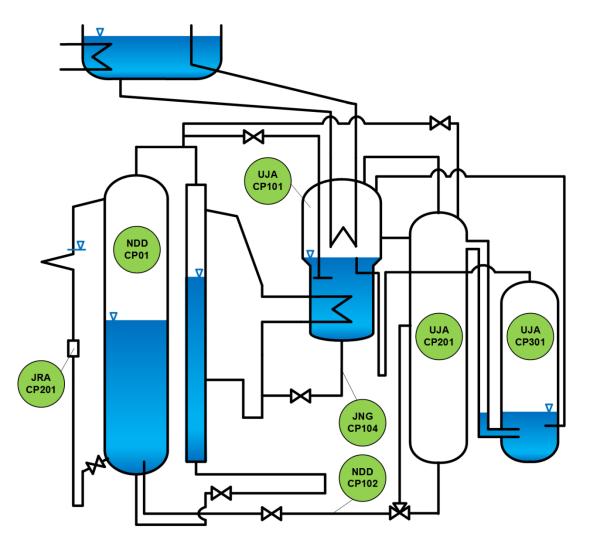


Abb. 5.79 Relevante Druckmessstellen an der INKA-Anlage

## **Druck im GAP**

Die ersten Testrechnungen (hier nicht grafisch dargestellt) zum RDB-Bodenleck zeigten eine starke Abweichung des Druckverlaufes im GAP innerhalb der ersten 30 Minuten im Vergleich zu den experimentellen Daten. Es war eine enorme Herausforderung anhand der verfügbaren Messdaten im GAP den Druckverlauf mit dem Datensatz zu berechnen. Tatsache ist, dass nur zwei Thermoelemente im GAP installiert sind, wobei wie bereits diskutiert wurde die Messstelle NDDCT01 nur bedingt verwendet werden kann. Mit dieser Messstelle konnte zu mindestens die Starttemperatur auf der Höhenlage des Thermoelements NDDCT01 initialisiert werden. Insgesamt liegt daher eine große Unsicherheit bei der Festlegung der anfänglichen Temperaturverteilung im GAP über der Höhe

vor. Es können anhand dieser beiden Messungen keine Rückschlüsse gezogen werden ab welcher Höhe Sättigungsbedingungen vorliegen. Die zu programmierende anfängliche Temperaturverteilung bestimmt maßgeblich den Druckverlauf nach dem Beginn der Experimente. Daher können durch numerische Untersuchungen Rückschlüsse auf eine mögliche Temperaturverteilung im GAP zu Experimentbeginn getroffen werden, indem der sich einstellende experimentelle Druckverlauf nachgebildet wurde. Die besten Ergebnisse des Druckverlaufes wurden erzielt, wenn unterkühltes Wasser mit ca. 15 K bis zu einer absoluten Höhe von 5,6 m (Behälterhöhe ca. 2,5 m) vorliegt. Ab dieser Höhe bis zum Füllstand (absolute Höhe von 15,3 m) liegt Sättigungsbedingung im Siedezustand vor. Oberhalb des Füllstandes ist gesättigter Dampf vorhanden. Nachdem die Experimente eingeleitet wurden, wird der Druck im GAP maßgeblich durch die Dampfeinspeisung für die Simulation der Nachzerfallsleistung stabilisiert. Das heißt, wird eine zu große Menge unterkühlte Flüssigkeit im GAP initialisiert angenommen, so wird der Druck im GAP viel stärker sinken. Wird hingegen ein zu großer Bereich im GAP mit Sättigungsbedingungen initialisiert, so wird der Druck langfristig auf einem höheren Niveau verlaufen.

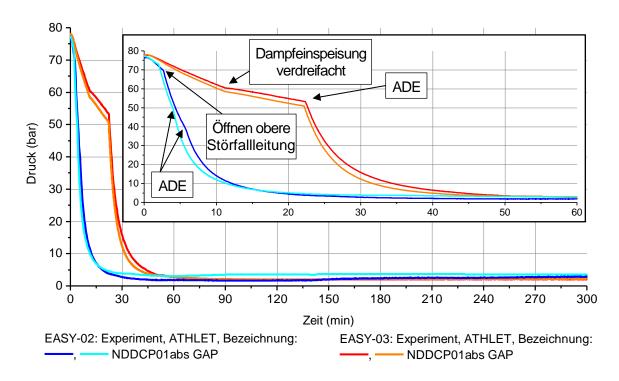


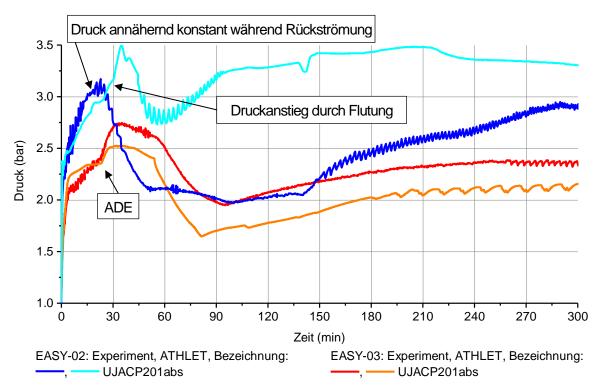
Abb. 5.80 Druck im GAP

Die Abb. 5.80 zeigt den Vergleich des Druckes im GAP für beide Nachrechnungen mit den Experimenten. Beim RDB-Bodenleck verändert sich der Gradient des Druckabfalls ab ca. 11 Minuten. Die Ursache dafür ist die ab dieser Zeit verdreifachte Menge an

Dampfmassenstrom aus dem Kesselhaus in den GAP-Behälter. Dieser Sachverhalt wird entsprechend mit der Nachrechnung nachgebildet. Der phänomenologische Ablauf wird mit beiden Nachrechnungen gut ermittelt. Abweichungen entstehen beim Zeitpunkt des Eintretens und im Niederdruckbereich beeinflussen quantitative Abweichungen den Ereignisablauf. Insbesondere betrifft dies das Öffnen des Flutventils, da dieses ab einer bestimmten Druckdifferenz zwischen GAP und der Flutleitung öffnet. Der Druckverlauf beim RDB-Bodenleck wird mit ATHLET und dem Datensatz hervorragend ermittelt und ist im Rahmen einer Simulationsrechnung vollumfänglich akzeptabel. Beim SpW-LB liegen größere Abweichungen vor, nachdem das Flutventil geöffnet hat, siehe Abb. 5.77. Es wird vermutet, dass die Ursache dafür die größeren Flutwassertemperaturen im Vergleich zum Experiment ist.

## Druck in der Flutbehälteratmosphäre und im Gasraum des Sicherheitsbehälters

Die Druckmessungen in der Atmosphäre des Flutbehälters als auch im Gasraum des Sicherheitsbehälters zeigen fast exakt dieselben Verläufe. Der Unterschied ist vernachlässigbar und hat keinen Einfluss auf den Validierungsprozess. Auf die grafische Darstellung des Druckes UJACP101 wird verzichtet.



**Abb. 5.81** Druck in der Flutbehälteratmosphäre und im Gasraum des Sicherheitsbehälters, UJACP101 und UJACP201

Beim RDB-Bodenleck wird der Druckverlauf im Flutbehälter und Gasraum des Sicherheitsbehälters phänomenologisch gut vorhergesagt. Geringe Abweichungen sind bei den absoluten Werten vorhanden, diese belaufen sich auf Maximalwerte von ca. 0,35 bar kurzfristig bei 80 Minuten und verringern sich zu 0,2 bar. Beim SpW-LB werden maximale Abweichungen von bis zu 1,2 bar erreicht. Phänomenologisch betrachtet kommt es beim SpW-LB während der Flutphase zunächst zu einer Druckerhöhung von ca. 0,5 bar mit anschließender Druckverringerung. Im Experiment erfolgt beim Fluten stets eine Druckverringerung in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters. Bei der Nachrechnung zum SpW-LB erfolgt zeitnah nach dem Flutprozess ein erneuter Druckanstieg und im Experiment erst nach ca. einer Stunde wieder.

## Druck in der Flutleitung am Flutbehälter

Beim RDB-Bodenleck liegt eine maximale Abweichung von ca. 0,2 bar in der Flutleitung vor und beim SpW-LB beträgt diese auch hier bis zu maximal 1,2 bar. Die Druckschwankung, die durch das Öffnen des Flutventils entsteht hat beim Experiment RDB-Bodenleck einen Wertebereich zwischen minimalen und maximalen Wert von ca. 2,7 bar (ca. 44 Minuten). Für die Nachrechnung wird eine Differenz von 2,2 bar ermittelt. Beim SpW-LB Experiment liegt diese im Bereich von ca. 1 bar und mit der Nachrechnung bei ca. 2,2 bar.

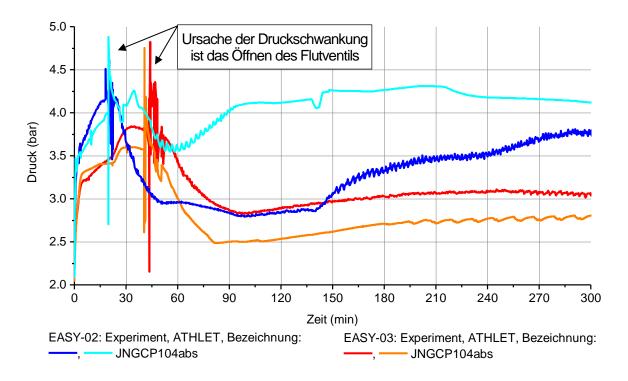


Abb. 5.82 Druck in der Flutleitung am Flutbehälter

Insgesamt kann geschlussfolgert werden, dass der Druckverlauf beim RDB-Bodenleck hinreichend genau nachgerechnet wird. Beim SpW-LB wird zumindest bis zum Öffnen des Flutventils der Druckverlauf gut berechnet. Anschließend wird dieser mit der Nachrechnung überschätzt.

#### Druck in der Kondensationskammer

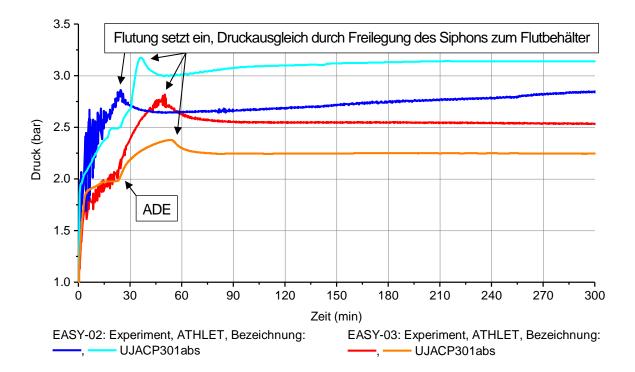


Abb. 5.83 Druck in der Kondensationskammer

Beim RDB-Bodenleck beträgt die Abweichung des Druckes in der Kondensationskammer bis zum Ende der Berechnung ca. 0,3 bar. Beim SpW-LB wird eine Abweichung von bis zu 0,4 bar erreicht. Es ist ersichtlich, dass der Druckanstieg am Anfang der Experimente in beiden Fällen etwas stärker verläuft als bei den Nachrechnungen. Dieser Druckanstieg wird durch die Leckausströmung verursacht, wobei ein Teil des Dampfes im Gasraum des Sicherheitsbehälters über die Kondensationsrohre in die Kondensationskammer strömt. Die Kondensation hat einen Druckanstieg zur Folge, wobei dieser vom Druckverlust über das Kondensationsrohr abhängig ist. Bei veränderten Druckverlusten verändert sich auch der Energieeintrag in die Wasservorlage der Kondensationskammer und damit der Temperaturverlauf, siehe Abb. 5.74. Unter Berücksichtigung dieser Temperaturen und der Analysen aus den Einzeleffektuntersuchungen kann alleine nicht der Druckverlust über das Kondensationsrohr für die Abweichung verantwortlich sein. Aufgrund der langfristig verzögerten Schalthandlungen beim RDB-Bodenleck

können einzelne Abschnitte des Druckverlaufes analysiert werden. Bevor die ADE einsetzt, ist der Gradient des Druckes im Experiment größer als mit der Nachrechnung. Zum Zeitpunkt der ADE wird beim RDB-Bodenleck dennoch fast der gleiche Ausgangswert erreicht, weil zu Beginn der Nachrechnung der Druck um 0,15 bar größer vorhergesagt wurde. Nachdem die ADE einsetzt, wird erneut mit der Nachrechnung der Druckgradient leicht unterschätzt. Der Druckanstieg in der Kondensationskammer wird durch das Einsetzten der Flutung des GAP-Behälters beendet. Danach fällt der Druck leicht ab und stabilisiert sich auf einem konstanten Level. Beim SpW-LB überlagern sich relativ zeitnah die beiden Ereignisse der Dampfausströmung durch die obere Störfallleitung und der Druckentlastung durch die ADE. Dennoch fällt der Gradient des anfänglichen Druckes niedriger aus als im Experiment, was wieder ein Zusammenspiel aus den Druckverlusten, den Massenströmen und den Zustandsgrößen in den Verbindungsleitungen vom Sicherheitsbehälter zum Flutbehälter und Kondensationskammer darstellt. Um beim SpW-LB insgesamt den Druckverlauf in allen Behältern nach dem Flutprozess zu verbessern, müsste zunächst der Sachverhalt geklärt werden, warum die Wassertemperatur im Flutbehälter überschätzt wird. Insgesamt ist festzustellen, dass gegen Ende der Nachrechnung alle Behälterdrücke überschätzt werden. Würde in der Nachrechnung bei gleicher Wärmeleistungsabfuhr über den GEKO die ADE und der NOKO weniger Wärme an den Flutbehälter übertragen (z. B. zusätzliche Drossel in S/E-Leitung), könnten niedrigere Flutbehältertemperaturen erreicht werden. Allerdings würde in so einem Fall die Kondensationskammer diese überschüssige Energie aufnehmen, was zumindest den Druckanstieg zu Beginn der Nachrechnung verbessern würde. Problematisch ist, dass damit auch die Wassertemperatur in der Kondensationskammer erhöht werden würde, die ja bereits jetzt überschätzt wird. Eventuell würden somit die Atmosphärentemperaturen verbessert werden, die mit der bisherigen Rechnung innerhalb der ersten 30 Minuten unterschätzt werden. Bei einem höheren Druck- und Temperaturniveau würde der GEKO mehr Wärmeenergie abführen, wie es aus den Messdaten entnommen werden kann, siehe Abb. 5.101.

## Druck in der unteren Störfallleitung Abschnitt 2

Der Druckverlauf in der unteren Störfallleitung wurde verwendet, um die Modellierung der kritischen Strömung zu verifizieren. Qualitativ wird mit beiden Nachrechnungen der Druckverlauf ähnlich den experimentellen Daten dargestellt. Allerdings zeigen die experimentellen Daten einen um ca. 60 % größeren Gegendruck an. An dieser Stelle sei aber vermerkt, dass diese Druckmessung auch nicht richtig kalibriert sein kann. Testrechnungen haben ergeben, wenn der Gegendruck durch Erhöhung von Druckverlustbeiwerten

verringert wird, ist der Füllstandsabfall im GAP zu langsam im Vergleich zum Experiment. Es ist aber auch so, dass die kritische Strömung am Ort der Drossel oder am Stutzen durch die Fluidtemperaturen bestimmt wird. Höhere Temperaturen verursachen höhere Massendurchsätze. Die Richtigkeit der anfänglichen und der transienten Temperaturen beispielsweise an NDDCT103 stimmen überein.

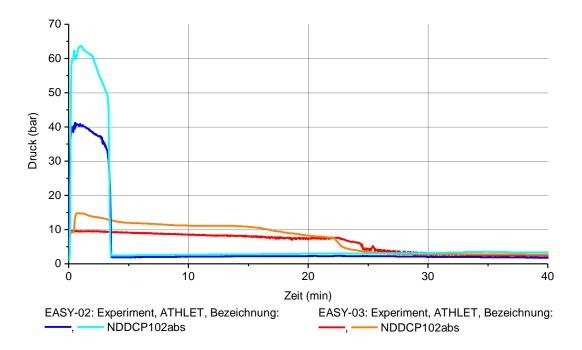


Abb. 5.84 Gegendruck in der unteren Störfallleitung nach der Drossel

## Druck auf der Sekundärseite des PIGs

Der frühzeitige Druckanstieg bei der Nachrechnung zum SpW-LB folgt der Ursache des zu schnellen Pegelabfalls im GAP sowie Ringspalt. Es entsteht hierbei ein zeitlicher Verzug von ca. 1,8 Minuten beim Erreichen des Aktivierungsdruckes im PIG. Qualitativ ist der Verlauf des Druckes ähnlich dem des Experiments und gilt als hinreichend genau berechnet.

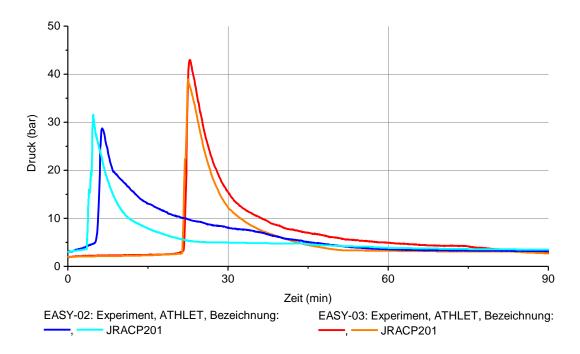


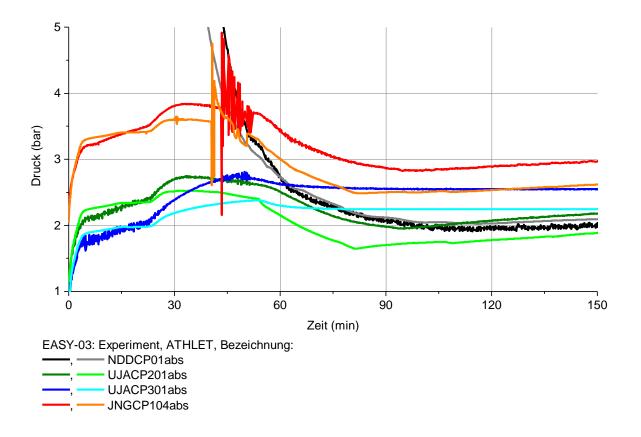
Abb. 5.85 Druck auf der Sekundärseite des PIGs

## Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB-Bodenleck

Anhand dieser Darstellung lässt sich schlussfolgern, ob der phänomenologische Ablauf des RDB-Bodenlecks-Experiments mit der Nachrechnung übereinstimmt. Es ist festzustellen, dass

- alle Behälterdrücke zeitlich den experimentellen Daten folgen,
- die Gradienten hinreichend genau vorliegen,
- alle absoluten Werte im Rahmen der Simulationsrechnung hinreichend bestimmt werden (kurzfristige maximale Abweichung ca. 0,35 bar).

Zum Zeitpunkt 100 Minuten findet im Experiment eine Überschneidung der Druckverhältnisse zwischen GAP und dem Gasraum des Sicherheitsbehälters / Flutbehälter statt. Im Experiment ist der Druck auf Flutbehälterseite nun geringfügig größer als im GAP. Auf den W&D Prozess hat es keinen Einfluss bei diesem Experiment, sodass die Berechnung der Behälterdrücke hinreichend genau erfolgt.



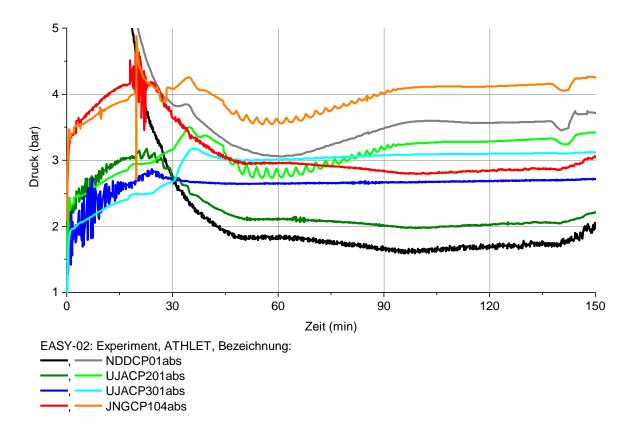
**Abb. 5.86** Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB-Bodenleck bis 150 Minuten

Anhand dieser Darstellung lässt sich schlussfolgern, ob der phänomenologische Ablauf des RDB-Bodenlecks-Experiments mit der Nachrechnung übereinstimmt. Es ist festzustellen, dass

- alle Behälterdrücke zeitlich den experimentellen Daten folgen,
- die Gradienten hinreichend genau vorliegen,
- alle absoluten Werte im Rahmen der Simulationsrechnung hinreichend bestimmt werden (kurzfristige maximale Abweichung ca. 0,35 bar).

Zum Zeitpunkt 100 Minuten findet im Experiment eine Überschneidung der Druckverhältnisse zwischen GAP und dem Gasraum des Sicherheitsbehälters / Flutbehälter statt. Im Experiment ist der Druck auf Flutbehälterseite nun geringfügig größer als im GAP. Auf den W&D Prozess hat es keinen Einfluss bei diesem Experiment, sodass die Berechnung der Behälterdrücke hinreichend genau erfolgt.

## Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim SpW-Leitungsbruch



**Abb. 5.87** Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim SpW-Leitungsbruch bis 150 Minuten

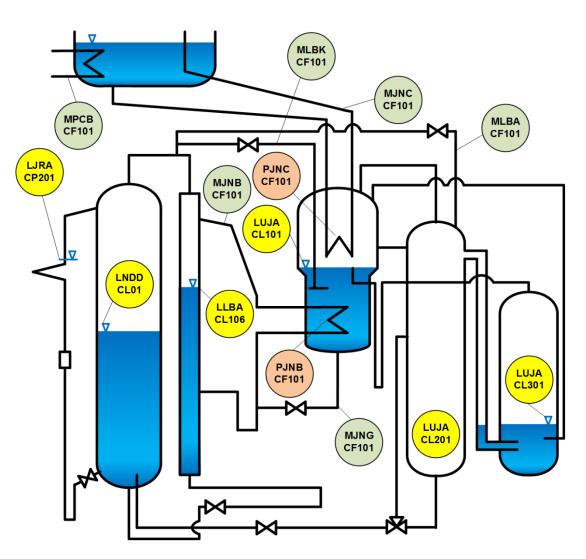
Anhand dieser Darstellung lässt sich schlussfolgern ob der phänomenologische Ablauf des SpW-LB-Experiments mit der Nachrechnung übereinstimmt. Es ist festzustellen, dass

- der zeitliche Verlauf der Behälterdrücke bis zur Flutung hinreichend genau berechnet wird.
- die Gradienten werden bis zur Flutung hinreichend genau bestimmt, während der Flutung erfolgt eine fehlerhafte Berechnung eines Druckanstiegs in allen Behältern und eine fehlerhafte Berechnung der Flutbehältertemperatur,
- die absoluten Druckwerte erreichen im Vergleich zum Experiment eine langfristige Abweichung, die bis zu 1,2 bar beträgt.

Ab 30 Minuten bis ca. 150 Minuten ist der experimentelle Wert des Druckes im GAP wesentlich geringer als der Wert im Gasraum des Sicherheitsbehälters.

Dieser Sachverhalt findet in der Nachrechnung nicht statt. Hierbei bleibt der Druck stets im GAP größer als im Flutbehälter. Dieser Sachverhalt ist eine Folge der falschen Berechnung des thermohydraulischen Vorgangs der Flutung mit falschen Wassertemperaturen, wie es bei der Temperaturauswertung diskutiert wurde. Das Flutwasser ist im Experiment viel kälter, sodass eine Umkehrung des Druckverhältnisses stattfindet und der Massentransport durch die obere Störfallleitung aus dem Gasraum des Sicherheitsbehälters in Richtung GAP erfolgt. Mit dieser Vermutung könnten auch die beiden Messsignale der Massenstrommessung besser verstanden werden. Das Messsignal an der ADE-Schiene fällt wegen der Strömungsumkehr ab ca. 30 Minuten aus. Das Messsignal der oberen Störfallleitung zeigt kurz vor 30 Minuten starke Schwankungen im Massenstrom. Es wird vermutet, dass diese Schwankung durch die Strömungsumkehr hervorgerufen wird. Der nach 30 Minuten gemessene Massenstrom ist eigentlich negativ.

## Füllstand, Massenstrom und Leistung



**Abb. 5.88** Relevante Füllstandsmessungen an der INKA-Anlage

### Füllstände im GAP

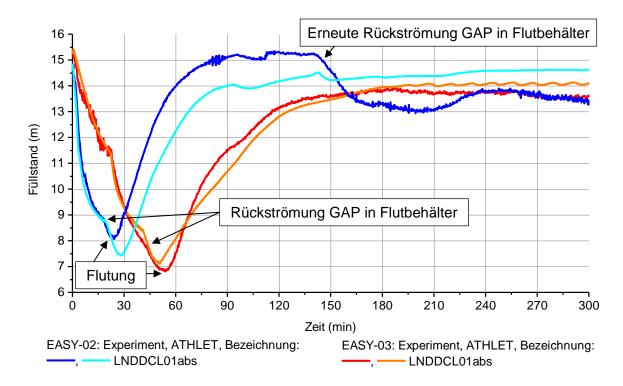


Abb. 5.89 Füllstand im GAP

Ein sicherheitsrelevanter Aspekt ist das Vorhandensein einer ausreichenden Wasservorlage im GAP während der hypothetischen Störfälle. Die phänomenologische Betrachtung zeigt, dass der Füllstandsverlauf in beiden Nachrechnungen hinreichend genau berechnet wird. Lediglich beim SpW-LB wird die Füllstandssenkung von 15 m auf 13 m ab ca. 150 Minuten nicht simuliert. Der minimale Füllstand beim SpW-LB wird um 0,5 m unterschätzt, sodass mit dieser Rechnung zumindest ein konservatives Ergebnis vorliegt. Beim RDB-Bodenleck ist im Rahmen der Messunsicherheit der Füllstandsverlauf vollumfänglich validiert.

## Füllstände im Ringspalt

Für die Nachrechnung zum RDB-Bodenleck wird beim Füllstandsverlauf im Ringspalt die gleiche Schlussfolgerung getroffen wie beim Füllstandsverlauf im GAP-Behälter. Beim SpW-LB ist festzustellen, dass der Füllstandsverlauf im Zeitraum der Rückströmung bevor die Flutung des GAP-Behälters einsetzt nicht richtig berechnet wird. Vor der Rückströmung ist der Füllstand der Nachrechnung um ca. 0,6 m niedriger. In der Nachrechnung sinkt der Füllstand im Ringspalt ab der Rückströmung annähernd linear. Im Experiment wird hingegen beobachtet, dass zum Zeitpunkt der Flutventilöffnung der

Füllstand im Ringspalt von ca. 10,1 m auf ca. 9,3 m springt und sehr stark schwankt, sodass Spitzen von 10,5 m gemessen werden. Das Springen des Füllstandes wird von der ATHLET-Rechnung nicht widergegeben. Es muss geklärt werden, welches thermohydraulische Phänomen im Experiment stattgefunden hat, damit es mit ATHLET nachgerechnet werden kann. Erwartungsgemäß sollte während der Rückströmung auch der Füllstand im Ringspalt kontinuierlich (annähernd linear) absinken, wie es auch der Füllstandsverlauf im GAP zeigt. Der gemessene Massenstrom in der Flutleitung Abb. 5.97 lässt die Schlussfolgerung zu, dass im Experiment praktisch keine Rückströmung stattgefunden hat, wie es eben auch aus dieser Füllstandsmessung im Ringspalt entnommen werden kann.

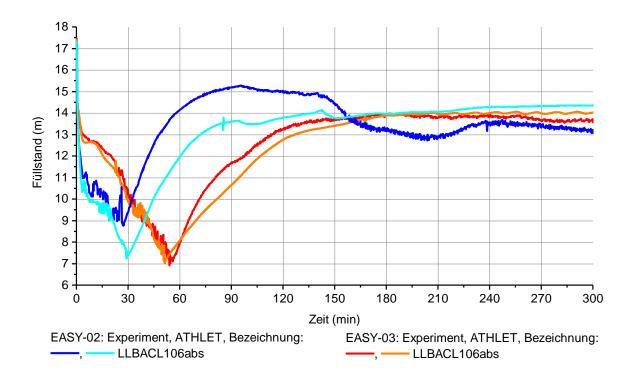


Abb. 5.90 Füllstand im Ringspalt

#### Füllstände im Flutbehälter

Einige verschiedene Ereignisse (siehe Tab. 5.5) sind in beiden experimentellen Füllstandsverläufen zu erkennen. Es werden Füllstandsschwankungen im Flutbehälter verursacht durch die ADE, die Rückströmung und die Flutung beobachtet. Beim SpW-LB kommt hinzu, dass ca. 1 Minute nach Störfallbeginn ebenfalls eine Füllstandsschwankung beobachtet wird. Bis auf diesen letztgenannten Fall werden mit beiden Nachrechnungen entsprechende Füllstandsschwankungen entsprechend den experimentellen Daten nachgestellt. Die über eine Stunde anhaltende Abweichung beim SpW-LB beträgt

knapp 1 m und ist auf die falschen Behälterdrücke sowie Fluidtemperaturen zurückzuführen.

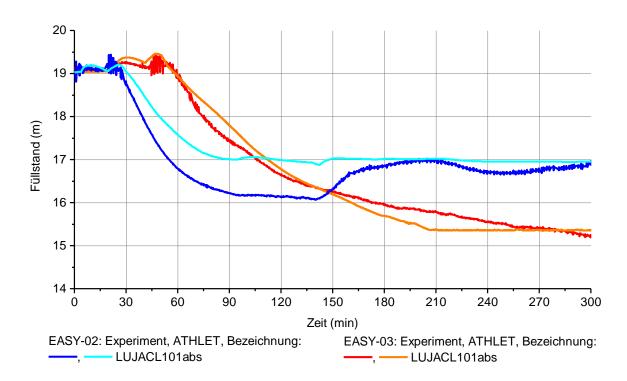


Abb. 5.91 Füllstand im Flutbehälter

### Füllstand in der Kondensationskammer

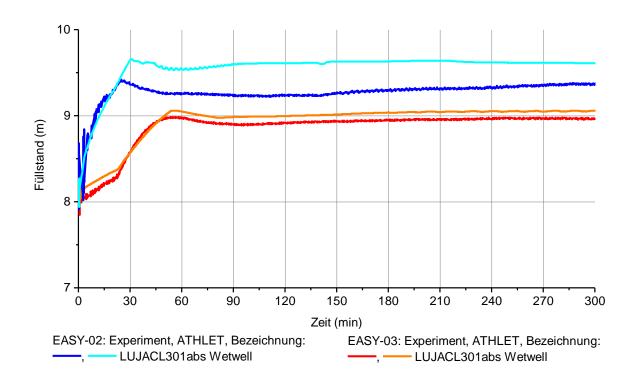


Abb. 5.92 Füllstand in der Kondensationskammer

Die Abweichungen beim Füllstand betragen beim SpW-LB ca. 0,4 m und beim RDB-Bodenleck weniger als 0,1 m. Beide Füllstände werden im Rahmen der Simulationsrechnung hinreichend genau ermittelt.

#### Füllstand im Gasraum des Sicherheitsbehälters

Beim RDB-Bodenleck wird ein im Vergleich zum Experiment viel größerer Füllstand nach hinreichend langer Zeit ermittelt. Ab dem Zeitpunkt der Flutung wird der Anstieg des Füllstandes falsch berechnet. Es hat allerdings keine Auswirkungen auf die Wärmeabfuhrkette und die Druckreduzierung an der INKA-Anlage. Beim SpW-LB ist zu erkennen, dass durch die anfängliche Wasserausströmung der Füllstand im Sicherheitsbehälter ebenfalls steigt bis das Ventil der unteren Störfallleitung geschlossen wird. In der Simulation wird dieser Füllstand leicht überschätzt, bleibt aber quasi konstant bis 300 Minuten wie im Experiment.

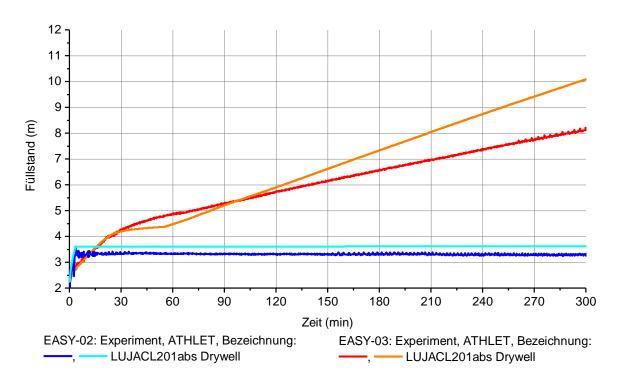


Abb. 5.93 Gasraum im Sicherheitsbehälter

# Füllstandsverlauf im JRA-System

Es gibt zwei Füllstandsmessungen im JRA-System, beim RDB-Bodenleck zeigen beide Messungen nur leichte Unterschiede bei den absoluten Werten. Hingegen beim SpW-LB zeigen beide Füllstandsmessungen starke Abweichungen zueinander. Aus dieser

Darstellung in Abb. 5.94 lässt sich erkennen, dass im Bereich der PIG-Höhe bei ca. 9,8 m ein zeitlicher Verzug von ca. sechs Minuten vorliegt. Hingegen wird beim sekundärseitigen Druckanstieg im PIG und den Temperaturverläufen eine viel geringere zeitliche Differenz festgestellt. Daher kann dieser Messwert des Füllstandsabfalls im JRA-System nicht unmittelbar mit der Simulationsrechnung verglichen werden.

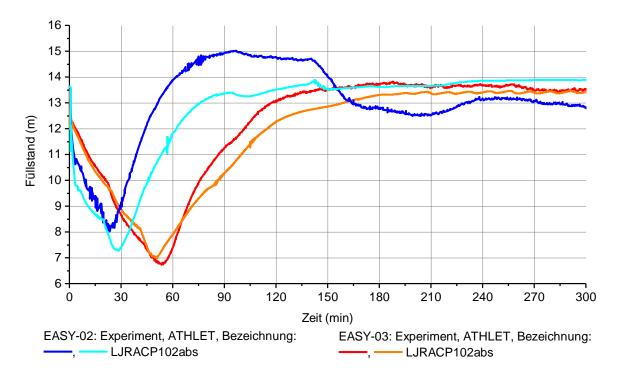


Abb. 5.94 Füllstand im Rohrsystem und PIG

## Massenstrom im Notkondensator

Der Massenstrom durch den NOKO wird von der Ereignisabfolge des Störfalls beeinflusst. Zunächst wird durch den Pegelausgleich zwischen Ringspalt und GAP und dem gleichzeitigen Füllstandsabfall durch das Leck der Dampf aus dem GAP zwangsläufig durch den NOKO geführt. Durch diese beiden sich zeitlich überlagernden Ereignisse wird zu Beginn dieser beiden Störfälle der höchste Massenstrom erreicht. Beim SpW-LB höher als beim RDB-Bodenleck, weil ein stärkerer Füllstandsabfall durch die größere Leckfläche als beim RDB-Bodenleck erfolgt. In beiden Nachrechnungen wird dieser Sachverhalt sinngemäß vorhergesagt. Beim SpW-LB sinkt der Massenstrom durch den NOKO schnell ab, weil schon nach 2,7 Minuten die obere Störfallleitung geöffnet wird und ein Teilmassenstrom nun direkt in den Gasraum des Sicherheitsbehälters strömt. Dies ist in der Nachrechnung ebenfalls gut erkennbar. Die kurze Zeit später auslösende ADE beim SpW-LB sorgt nicht für einen stärkeren Abfall des NOKO-Massenstroms.

Beim RDB-Bodenleck wird der gesamte Verlauf des Massenstroms quantitativ und qualitativ entsprechend den Messwerten vorhergesagt. Darüber hinaus stellen sich auch die stattfindenden Ereignisse im berechneten Massenstrom dar. Es ist der Einfluss der ADE, der Rückströmung, sowie der Flutung deutlich erkennbar. Beim SpW-LB sind diese Ereignisse auch im Verlauf des Massenstroms erkennbar, allerdings sind diese zeitlich versetzt. Gegen Ende beider Experimente wird ein guasi konstanter Massenstrom detektiert und bei den Nachrechnungen ist kein Massenstrom zu erkennen. Im Experiment wird, sich nach Einsetzen der Flutung ein hydrostatisches Gleichgewicht zwischen den Behälterfüllständen bilden. Daher kann gegen Ende der Experimente kein Massenstrom mehr durch den NOKO geströmt sein. Darüber hinaus erfolgt die Erwärmung im Flutbehälter auf Sättigungstemperatur, sodass praktisch auch keine Temperaturdifferenz mehr zwischen der Innen- und Außenseite des NOKOs besteht. Insgesamt kann damit keine Wärmeübertragung mehr stattgefunden haben. Der angezeigte Messwert des Massenstroms gegen Ende der Experimente ist daher vermutlich nicht korrekt. Diese Messunsicherheit kann nicht korrigiert werden, da mit abnehmendem Massenstrom die Messunsicherheit zunimmt.

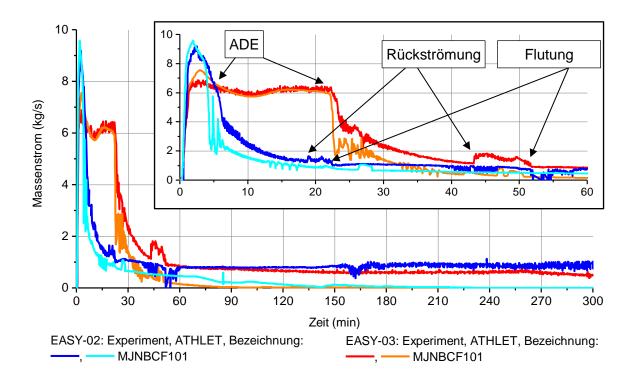


Abb. 5.95 Massenstrom Notkondensator

#### Massenstrom im Gebäudekondensator

Auf der Wasserseite des GEKOs finden komplizierte Zweiphasenströmungszustände statt die im Rahmen dieses Berichts nicht tiefgründiger erläutert werden. Wichtig ist, dass sich mit Einsetzen der starken Schwankungen des Massenstroms eine instabile Zweiphasenströmung ausbildet. Die Frequenz und die Amplitude werden wesentlich von der Vorlauftemperatur im GEKO und von den Bedingungen in der Flutbehälteratmosphäre bestimmt.

Im Experiment zum RDB-Bodenleck werden die instabilen Zweiphasenströmungszustände erst ab ca. 250 Minuten detektiert. Vorher ist es eine Einphasenströmung.
Mit der Nachrechnung wird zumindest eine Einphasenströmung bis 180 Minuten vorhergesagt. Anschließend bildet sich eine instabile Zweiphasenströmung aus. Die Frequenz und die Amplitude weichen von den experimentellen Daten ab. Bei der Nachrechnung zum SpW-LB erfolgt die Strömungsrichtung im GEKO-System in der
Anfangsphase der Transiente entgegen der experimentellen Strömungsrichtung. Im
weiteren Verlauf können positive und negative Strömungsrichtungen erkannt werden.
Da in allen Experimenten stets die Einphasenströmung positiv verläuft, kann nur geschlussfolgert werden, dass das GEKO-System noch nicht richtig modelliert ist und es
sich hierbei um einen numerischen Fehler handelt.

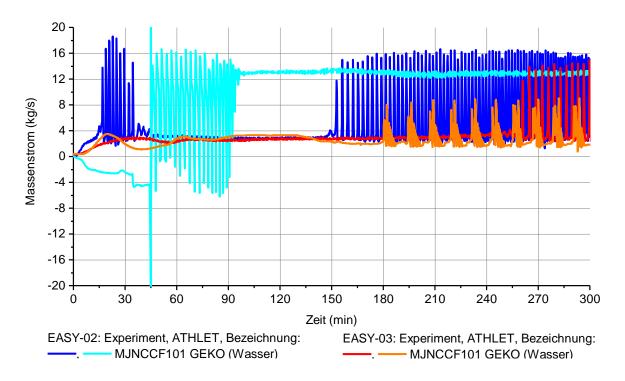
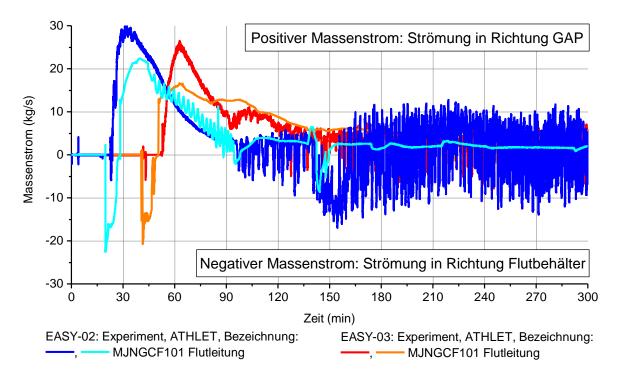


Abb. 5.96 Massenstrom Gebäudekondensator

#### Massenstrom des Kühlers im Absetzbecken

Auf die grafische Darstellung der Messstelle MPCBCF101 wird verzichtet, da in beiden Experimenten und Nachrechnungen ein konstanter Massenstrom von 40 kg/s über die gesamte Zeit besteht.

## Massenstrom in der Flutleitung



**Abb. 5.97** Massenstrom in der Flutleitung berücksichtigt die mechanische Charakterristik des Flutventils (mit Hilfe von externem PYTHON-Skript)

In beiden Experimenten ist zu erkennen, dass ab dem Öffnen des Flutventils zunächst kurzfristig ein negativer Massenstrom gemessen wird und anschließend dieser langfristig positiv verläuft. Allerdings detektiert das verwendete Messverfahren nur den Anteil der flüssigen Phase. Der Massenstrom einer Zweiphasenströmung oder einer Dampfströmung kann nicht gemessen werden. Daher wurde in den Nachrechnungen überprüft, ob ein abweichender Gesamtmassenstrom zum Massenstrom der reinen flüssigen Phase vorliegt. Es gibt sehr geringfügige und damit vernachlässigbare Unterschiede, die so klein sind, dass diese in der grafischen Darstellung mit der Zeitachse von 300 Minuten nicht mehr unterscheidbar wären. In der Simulation liegt also während der Rückströmung und Flutung bei beiden Nachrechnungen eine flüssige Phase in der Flutleitung vor. Es kann davon ausgegangen werden, dass im Experiment ein ähnlicher Zustand mit sehr

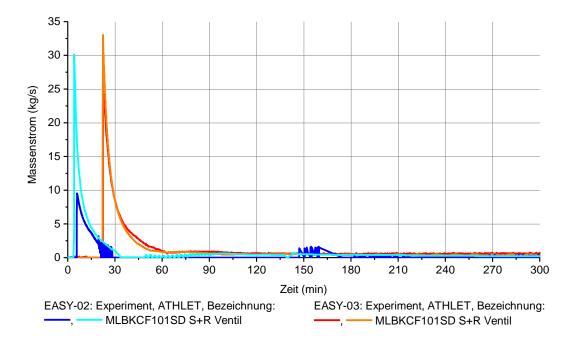
hohem Anteil an unterkühlter Flüssigkeit während der Rückströmung und Flutung vorlag. Daher sind die dargestellten Messwerte vergleichbar mit der Simulationsrechnung. Allerdings sei erwähnt, dass technisch bedingt der Massenstrom beim Öffnen des Flutventils nicht gemessen werden kann, sodass der Bereich der Rückströmung (der 1. Rückströmung) nicht mit der Nachrechnung verglichen werden kann. Es zeigt sich, dass in beiden Nachrechnungen der Massenstrom der Flutung unterschätzt wird.

Der Massenstrom ist u. a. abhängig vom Differenzdruck und von der Fluidtemperatur. Da das Flutventil in Abhängigkeit einer gegebenen Druckdifferenz öffnet, sollten die Fluidtemperaturen mit der Simulation stark abweichen. Aus diesem Grund wurden die Messdaten auf der Höhe 12,74 m im Flutbehälter analysiert. Beim RDB-Bodenleck ist kaum eine Abweichung zur experimentellen Fluidtemperatur feststellbar und beim SpW-LB beträgt die Abweichung zum Zeitpunkt der Flutung ca. 17 K. Natürlich ist der Massenstrom auch von der Fluiddichte und damit von den Temperaturen im GAP abhängig, die aber anhand der Messstelle NDDCT103 abgeschätzt werden können. Beim RDB-Bodenleck beträgt hier die Abweichung ca. 5 K und beim SpW-LB ist keine signifikante Abweichung feststellbar. Aufgrund dieser geringen Temperaturdifferenzen beim RDB-Bodenleck wird geschlussfolgert, dass unter Verwendung des PYTHON-Skripts der Massenstrom der Flutung im Vergleich zum Experiment unterschätzt wird. Der phänomenologische Ablauf wird hinreichend genau mit beiden Nachrechnungen dargestellt. Beispielsweise wird auch beim SpW-LB die erneute Rückströmung im Bereich von 150 Minuten mit der Nachrechnung simuliert, wobei der Massenstrom signifikant schwächer ausfällt, auch zu erkennen am viel geringeren Füllstandsabfall im GAP bei der Nachrechnung, Abb. 5.89.

## Massenstrom in der Druckentlastungsleitung (S/E-Line)

Bei der Nachrechnung zum RDB-Bodenleck wird der Massenstrom in der Druckentlastungsleitung in sehr guter Übereinstimmung mit dem Experiment berechnet. Bei der Messwertaufzeichnung beim SpW-LB wurde der Messbereich überschritten, sodass der Massenstrom teilweise abgeschätzt wurde. Die Messwertaufzeichnung erfolgte nur für Daten kleiner 3,5 kg/s. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass dadurch auch die Bereiche kleiner 1 kg/s fehlerhaft erfasst wurden. Werden die Rohmessdaten genauer analysiert, ist festzustellen, dass nach 30 Minuten der Massenstrom um die Werte zwischen 0,5 und 1,5 kg/s schwankt und währenddessen auch Werte generiert die exakt 0,0 kg/s entsprechen. Es wird vermutet, dass das Messgerät Werte kleiner 0,5 kg/s vernachlässigt hat und diese auf 0 kg/s gesetzt hat. Das ist natürlich ein ungünstiger

Umstand, weil damit nicht direkt die Behauptungen in dem Abschnitt zur Diskussion der Wassererwärmung im Flutbehälter - durch die ADE-Schiene - überprüft werden können. Es kann aber indirekt dieser Sachverhalt überprüft werden, indem der Massenstrom durch die obere Störfallleitung untersucht wird. In der Simulation wird ja offensichtlich im Zeitraum von 30 bis 120 Minuten zu viel Wärmeenergie durch den NOKO übertragen, was vermutlich im Experiment nicht erfolgt, geschlussfolgert aus den Temperaturmessungen. Es müsste also im Experiment die Wärmeenergie nach 30 Minuten signifikant über die obere Störfallleitung abgeführt werden, wenn der NOKO und die ADE offensichtlich ab 30 Minuten kaum noch Wärmeenergie aus dem GAP abführen.



**Abb. 5.98** Massenstrom in der Druckentlastungsleitung (S/E-Line)

## Massenstrom in der oberen Störfallleitung (nur SpW-LB)

Der Massenstrom in der oberen Störfallleitung kann nur für den SpW-LB ausgewertet werden, weil beim RDB-Bodenleck diese Leitung geschlossen blieb. Der Massenstrom stimmt bis 15 Minuten überein, anschließend wird dieser mit der Simulation überschätzt. Die Massenstrommessung der ADE beim SpW-LB ist ab 30 Minuten bis ca. 150 Minuten nicht zuverlässig belastbar. Das Messsignal der ADE scheint auch ab 45 Minuten ausgefallen zu sein und arbeitet erst wieder ab 150 Minuten. Das Messsignal des Massenstroms für den NOKO ist ebenfalls nicht belastbar, aber wie die Temperaturmessung im Flutbehälter zeigt, sollte der Massenstrom im NOKO praktisch auch in der Größenordnung von 0 kg/s von 30 bis 120 Minuten liegen. In dieser Zeitspanne findet in der Simulationsrechnung der Prozess der W&D über die obere Störfallleitung und dem NOKO

(bis 120 Minuten) sowie über die ADE (wieder ab ca. 60 Minuten) statt, was so im Experiment offensichtlich nicht beobachtet wurde.

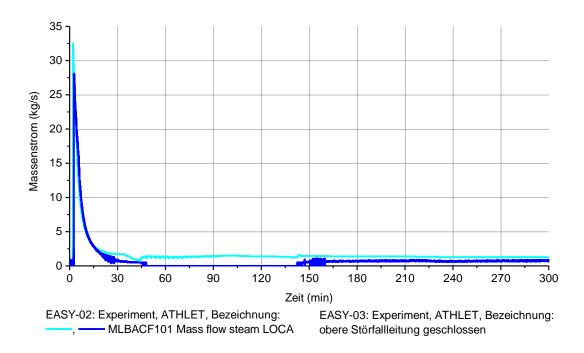
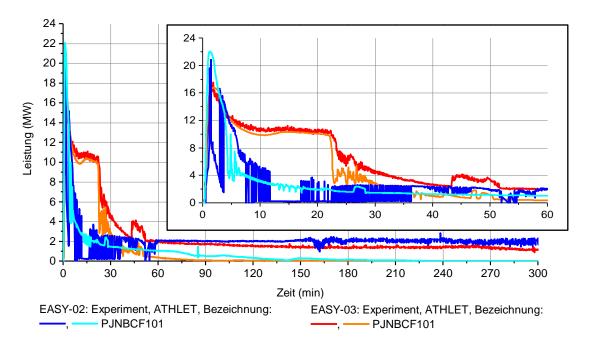


Abb. 5.99 Massenstrom in der oberen Störfallleitung

# Wärmeleistung des Notkondensators



**Abb. 5.100** Abgeführte Wärmeleistung aus dem GAP in die Wasservorlage des Flutbehälters

Aufgrund der anhaltenden Entwicklung des Teilmodells zum Notkondensator wurde mit

beiden Nachrechnungen ein Skalierungsfaktor eingeführt, der die Wärmeübertragerflä-

che im Vergleich zum experimentellen Setup um 30 % vergrößert. (Bei den Nachrech-

nungen der anderen Störfälle ist dies ebenfalls durchgeführt worden.) Die experimentel-

len Daten sind für Werte größer 2 MW aufgrund der verwendeten Messtechnik belastbar.

Werden diese Randbedingungen berücksichtigt, wird geschlussfolgert, dass in beiden

Fällen der Nachrechnung die NOKO-Leistungen hinreichend genau nachgerechnet wer-

den.

Die integrierte Energieabfuhr mittels NOKO beim RDB-Bodenleck von 0 bis 60 Minuten

beträgt:

Experiment: 23.008,3 MJ und

Nachrechnung: 18.270,7 MJ.

Die relative Abweichung zum Experiment beträgt damit -20,6 %.

Beim SpW-LB beträgt die integrierte Energieabfuhr von 0 bis 60 Minuten:

Experiment: 8.047,7 MJ und

Nachrechnung: 9.962,9 MJ.

Die relative Abweichung zum Experiment beträgt damit +23,8 %.

Wärmeleistung des Gebäudekondensators

Die experimentelle GEKO-Leistung wird aus den Messwerten der Temperatur, Druck,

sowie Massenstrom berechnet. Daher gelten die bereits diskutierten Aspekte bei diesen

Unterpunkten. Die integrierte Energieabfuhr mittels GEKO beim RDB-Bodenleck von 0

bis 300 Minuten beträgt:

Experiment: 12.779,5 MJ und

Nachrechnung: 13.964,7 MJ.

Die relative Abweichung zum Experiment beträgt damit +9,3 %.

336

Beim SpW-LB beträgt die integrierte Energieabfuhr von 0 bis 300 Minuten:

Experiment: 18.213,0 MJ undNachrechnung: 47.205,2 MJ.

Die relative Abweichung zum Experiment beträgt damit +159,2 %.

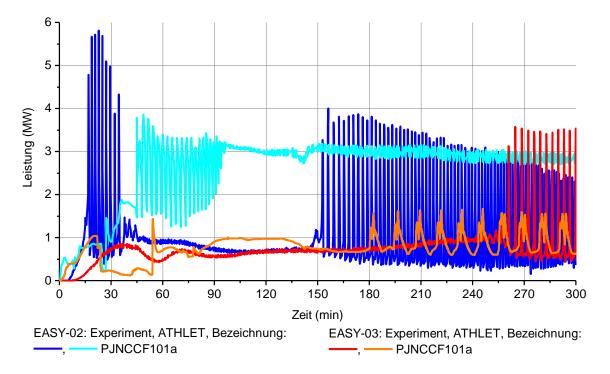


Abb. 5.101 Abgeführte Wärmeleistung aus dem Flutbehälter zum Absetzbecken

## 5.2.3.4 Nachrechnungen AC<sup>2</sup> RDB-Bodenleck

Es wurde zunächst der verbesserte Datensatz zum RDB-Bodenleck durch die GRS mit dem 3D-Flutbehältermodell erweitert. Die ersten Analysen zeigten, dass durch die Ereignisabfolge der ADE beim RDB-Bodenleck die Zeitschrittweite der Simulationsrechnung sehr niedrig ausfiel. Daher ist die Rechenzeit um ein Vielfaches größer als beim Ausgangsdatensatz. Darüber hinaus sind alle durchgeführten Nachrechnungen während der ADE abgestürzt (Fehlermeldung: Zeitschrittweite ist zu klein beim Lösungsverfahren: "Forward Euler, Backward Euler"). Manche Rechnungen stürzten direkt, nachdem die ADE auslöste, ab und andere während der Berechnung der Druckentlastung, wobei der Druck im GAP bis auf 8 bar reduziert werden konnte. Die Rechenzeit mit dem 3D-Modell bis zu den Abstürzen beträgt 1 – 2 Wochen. Aus diesen Gründen heraus war es außerordentlich schwierig in dem verfügbaren Zeitrahmen die Fehlerursache für die Abstürze

der Simulation festzustellen. Es wird vermutet, dass diese Probleme ebenfalls beim SpW-LB auftreten würden, da hier ebenfalls das Ereignis der ADE eintritt und darüber hinaus noch die obere Störfallleitung geöffnet wird. Es kann davon ausgegangen werden, dass ein 3D-Flutbehältermodell beim SpW-LB zu noch längeren Rechenzeiten führen wird. Daher wurde kein Datensatz für den SpW-LB mit 3D-Flutbehälter entwickelt. Diese Modellierung wurde zunächst eingestellt. Für die Nachrechnung mit AC² wurde eine andere Lösung favorisiert.

Es wurde für die gekoppelte Systemcodeanalyse mit ATHLET und COCOSYS aufgrund der oben genannten Probleme beschlossen, einen AC2-Datensatz, basierend auf dem durch die TUD weiterentwickelten Datensatz (siehe Abb. 5.51) zu entwickeln. Da bereits dieser Datensatz nicht in der Lage ist ordnungsgemäß den SpW-LB nachzurechnen, würde auch eine Anbindung an den Systemcode COCOSYS die Situation nicht zwangsläufig verbessern. Dies liegt daran, weil mit COCOSYS die Kondensationskammer und der Atmosphärenbereich vom Flutbehälter sowie Sicherheitsbehälter simuliert werden. Die dargestellten Probleme aufgrund von verschiedenen Strömungseffekten im Atmosphärenbereich GAP-Ringspalt-NOKO und bei der Rückströmung, sowie Flutung werden weiterhin mit ATHLET berechnet. Daher ist eine Nachrechnung für den SpW-LB mit AC<sup>2</sup> derzeitig nicht sinnvoll. Hingegen werden mit dem bestehenden Datensatz zum RDB-Bodenleck die thermohydraulischen Phänomene der ADE, Rückströmung und Flutung sehr gut berechnet. Daher wurde zunächst das Ziel einer verbesserten Temperaturverteilung in der Flutbehälteratmosphäre mit der AC2-Simulation verfolgt, um somit das GEKO-Verhalten zu verbessern. Speziell sollte der Zeitpunkt der 2-Phasen-Instabilitäten, die Amplitude und die Frequenz mit einer AC2-Simulation besser vorhergesagt werden. Die Entwicklung des Datensatzes für COCOSYS erfolgte durch die GRS basierend auf dem Basisdatensatz zum Frischdampfleitungsbruch.

Die Ergebnisdarstellung für relevante Daten erfolgt daher nur für das RDB-Bodenleck im Vergleich mit Experiment und der vorherigen Rechnung.

## **Temperaturen im GAP**

Es wurde untersucht, ob mit der AC<sup>2</sup>-Nachrechnung eine Verbesserung des Temperaturverlaufes im oberen GAP-Bereich erzielt werden kann. Insgesamt kann keine wesentliche Verbesserung erreicht werden.

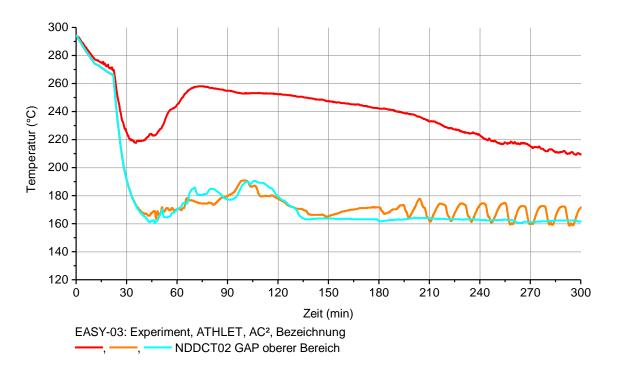


Abb. 5.102 AC2 Temperaturverlauf im oberen Bereich des GAP-Behälters

# Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters

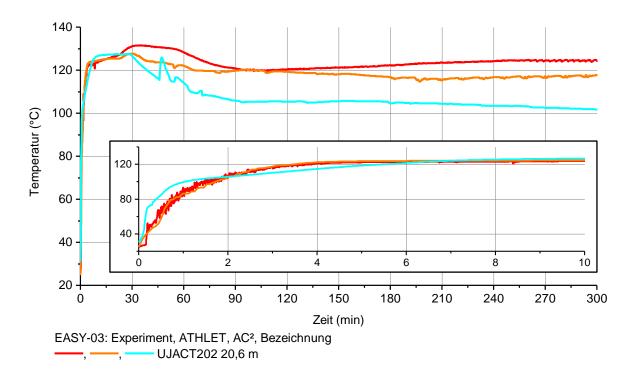


Abb. 5.103 AC<sup>2</sup> Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters

Insgesamt wird die Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters unterschätzt. Zu Beginn der Nachrechnung zeigt sich ein verändertes Erwärmungsverhalten des Sicherheitsbehälters. Es wird vermutet, dass dies eine Wirkung von unterschiedlichen Materialkenngrößen in ATHLET und der COCOSYS-Datenbank ist, wie z. B. der Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität der Behälterwandung des Sicherheitsbehälters und der Isolierung.

## Temperatur in der oberen Wasservorlage des Flutbehälters

Es wurde untersucht, ob mit der AC<sup>2</sup>-Nachrechnung eine Verbesserung des Temperaturverlaufes im oberen Bereich der Wasservorlage des Flutbehälters erzielt werden kann. Insgesamt ist eine Verschlechterung festzustellen, weil beide berechneten Werte noch niedrigere Temperaturen als die herkömmliche ATHLET-Berechnung nach der Flutung aufzeigen.

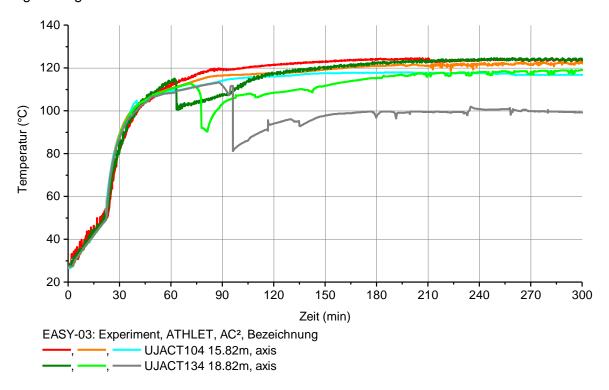
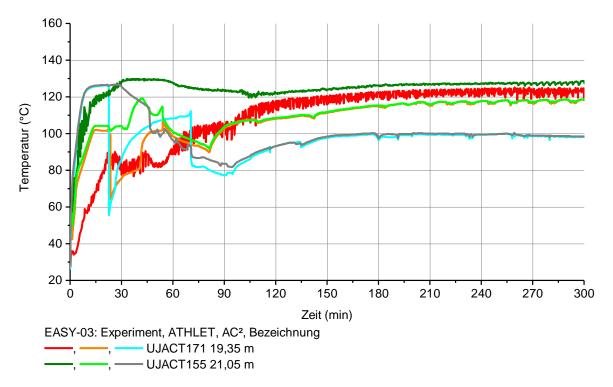


Abb. 5.104 AC2 Temperatur oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT104, UJACT134

## Temperatur in der Flutbehälteratmosphäre

Es zeigt sich eine Verbesserung der Atmosphärentemperatur oberhalb des GEKOs zu Beginn der Nachrechnung, wobei gleichzeitig eine Verschlechterung der berechneten Temperatur unterhalb des GEKOs auftritt. Es werden beide Temperaturen bis zum Zeitpunkt der ADE mit der AC²-Nachrechnung überschätzt. Anschließend springt die Temperatur in der unteren Messposition bei beiden Nachrechnungen auf ca. 60 °C. Im Experiment wird ein geringer Temperaturrückgang beobachtet. Nach hinreichend langer Zeit zeigt sich auch mit der AC² Rechnung keine essentielle Verbesserung bei der

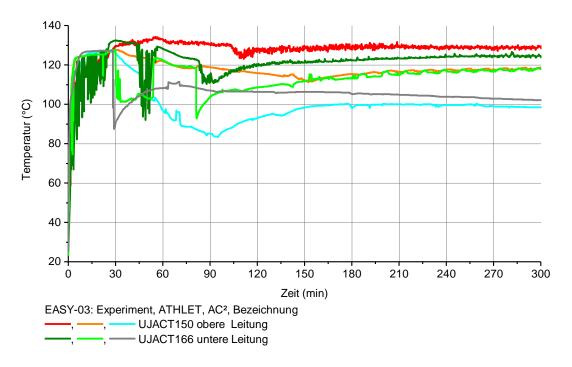
Berechnung der Temperaturspreizung über den GEKO. Die Temperaturen ober- sowie unterhalb des GEKOs sind gegen Ende der Nachrechnung identisch. Das Ziel, dass sich eine Temperaturdifferenz über den GEKO einstellt wird mit dem AC²-Modell auch nicht erreicht. In beiden Experimenten, und dies ist auch physikalisch richtig, stellt sich eine Temperaturdifferenz über der Höhe des GEKOs in der Flutbehälteratmosphäre ein, weil stets kälteres Wasser als die Temperatur der Flutbehälteratmosphäre aus dem Absetzbecken nachströmen kann. Solange keine Temperaturspreizung mit dem Systemcode oder mit der Kopplung berechnet werden kann, können keine Verbesserungen erwartet werden.



**Abb. 5.105** AC² Temperatur unter- und oberhalb GEKO im Flutbehälter, UJACT171, UJACT155

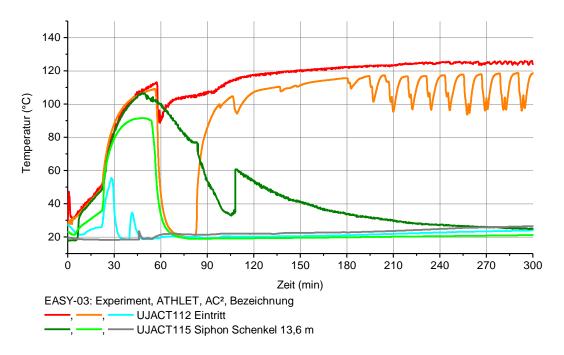
# Temperatur in den Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Gasraum im Sicherheitsbehälter

Es kann keine Verbesserung der Temperaturverläufe mit AC<sup>2</sup> erreicht werden. Die stark unterschätzte Temperatur in der oberen Verbindungsleitung ist auf den falschen Sättigungsdruck in diesem Zeitraum zurückzuführen.

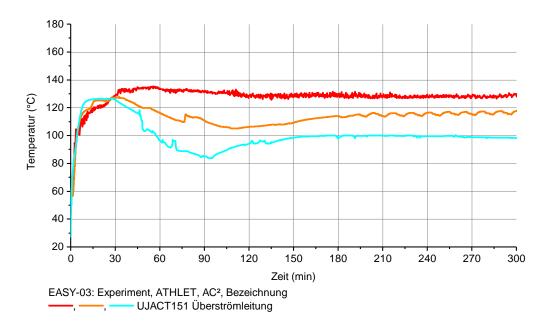


**Abb. 5.106** AC<sup>2</sup> Temperaturen in der unteren und oberen Verbindungsleitung zwischen Flutbehälter und Sicherheitsbehälter, UJACT150, UJACT166

# Temperaturen in den Verbindungsleitungen zwischen Flutbehälter und Kondensationskammer



**Abb. 5.107** AC² Temperaturen in den Verbindungsleitungen vom Flutbehälter zur Kondensationskammer



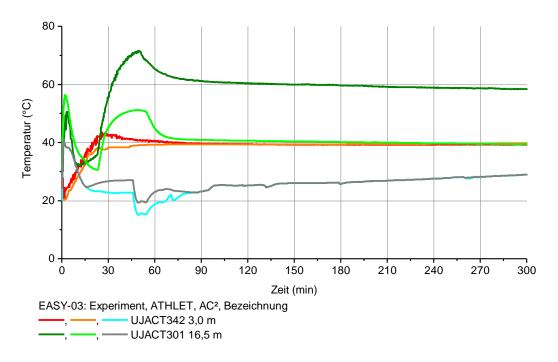
**Abb. 5.108** AC<sup>2</sup> Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer

In der unteren Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer ist festzustellen, dass der überdimensionierte Wärmeübergangskoeffizient – der gleich ist wie in der ATHLET-Berechnung – eine noch stärkere Abkühlung verursacht, sodass beide Temperaturen in der Siphonleitung total unterschätzt werden. Eine Korrektur ist erforderlich.

Die AC<sup>2</sup>-Nachrechnung zeigt auch bei der Temperatur in der Überströmleitung keine Verbesserung. Selbst zu Beginn der Nachrechnung wird der Verlauf der Temperatur nicht verbessert.

## Temperaturen in der Kondensationskammer

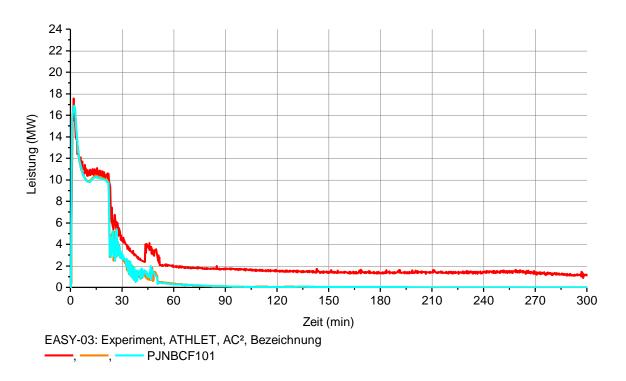
Mit der gewählten Nodalisierung der Kondensationskammer für die AC²-Nachrechnung können die Temperaturen der Kondensationskammer größtenteils nicht unterschieden werden. Ab 15 Minuten bis 90 Minuten wird eine Temperaturdifferenz von bis 5 K berechnet, was nicht dem Experiment entspricht. Ein ähnlicher Sachverhalt wurde mit dem Basisdatensatz für die ATHLET-Rechnung vor Beginn der Weiterentwicklung beobachtet. Daher kann an dieser Stelle geschlussfolgert werden, dass ebenfalls der Datensatz für den COCOSYS Teil aufwendig und entsprechend der zu erwartenden thermohydraulischen Phänomene nodalisiert werden sollte. Eine Vereinfachung bei der Abbildung der thermohydraulischen Zustandsgrößen durch einfache Gitterstrukturen des Datensatzes führt an dieser Stelle zu keinen Erfolgen.



**Abb. 5.109** AC<sup>2</sup> Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer

Es ist zu erkennen, dass die Behälterdrücke durch die Lecköffnung schlagartig ansteigen. Der Druck steigt mit der Nachrechnung zu stark an, wie schon bei der ATHLET stand alone Variante. Allerdings wird nun in allen drei Behältern außer dem GAP der Druck mit der AC²-Nachrechnung noch weiter überschätzt. Bei diesen drei Drücken ist der Einfluss der ADE fast nicht zu erkennen. Ein viel zu geringer Druckanstieg wird ausschließlich am Signal JNGCP104 registriert. Aufgrund der Kopplungsschnittstelle zwischen ATHLET und COCOSYS wird entweder vermutet, dass der Druckimpuls und Füllstandsanstieg durch die ADE nicht in ihrer Wirkung an COCOSYS weitergegeben werden, sodass der Druckanstieg mit AC² sehr gering ausfällt. Möglich ist auch, dass der Masseneintrag der ADE sofort über die Siphonleitung an die Kondensationskammer abgeführt wird, weil hier auch schon sehr stark abweichende Temperaturverläufe festgestellt wurden.

## Wärmeleistung des Notkondensators



**Abb. 5.110** AC² Abgeführte Wärmeleistung aus dem GAP in die Wasservorlage des Flutbehälters

Die abgeführte Wärmeleistung vom NOKO an die Wasservorlage des Flutbehälters wird mit der AC<sup>2</sup> Rechnung genauso gut vorhergesagt wie bereits mit der stand-alone Rechnung.

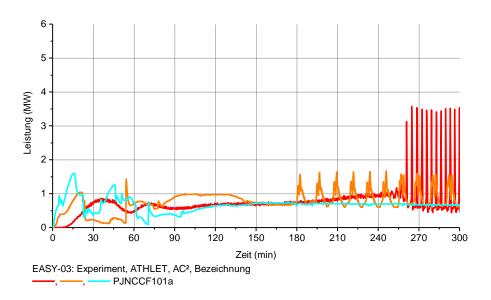
## Wärmeleistung des Gebäudekondensators

Der experimentelle Kurvenverlauf wird mit der AC<sup>2</sup>-Nachrechnung ebenfalls nicht vorhergesagt. Die im Experiment einsetzenden 2-Phasen-Instabilitäten werden mit AC<sup>2</sup> nicht ermittelt. Die integrale abgeführte Wärmeenergie bis 300 Minuten beträgt:

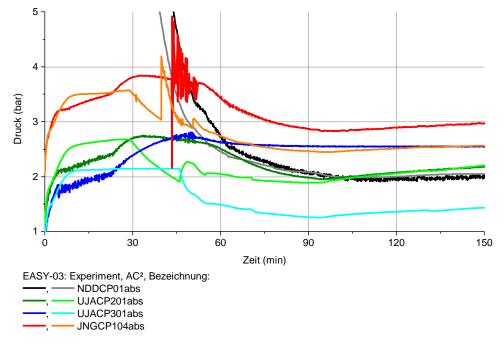
AC<sup>2</sup>-Nachrechnung: 11.968,0 MJ

Die relative Abweichung zum Experiment beträgt damit nur -6,3 % und ist somit um 3 % näher an dem experimentellen Wert als die stand alone Nachrechnung, die eine Abweichung von -9,3 % aufweist. Trotzdem wird angezweifelt, dass das Verhalten des GEKO nun mit der AC²-Nachrechnung verbessert wurde, wenn zugleich die Verläufe der Behälterdrücke sowie die Verläufe der Temperaturen sich verschlechtern. Damit wird die

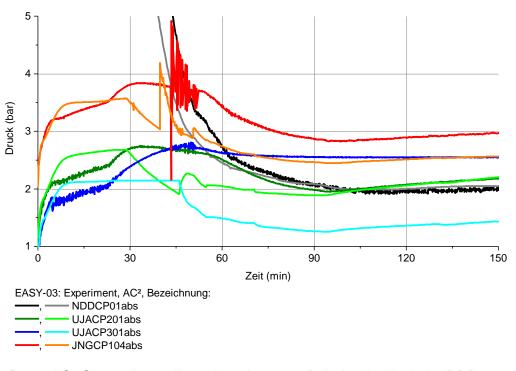
Herausforderung einer Validierung offensichtlich, dass nicht nur integral der W&D Prozess stimmen muss, sondern auch die Temperaturverläufe sowie Drücke korrekt vorhergesagt werden müssen. Es scheint als benötige der Datensatzteil von COCOSYS ebenfalls genauso viel Entwicklungsarbeit, bevor damit hinreichend gute Ergebnisse erzielt werden können. Aufgrund der bisherigen Verschlechterung der Ergebnisse beim RDB-Bodenleck mit der Systemcodekopplung wird auf die Darstellung weiterer Ergebnisse verzichtet.



**Abb. 5.111** AC<sup>2</sup> Abgeführte Wärmeleistung aus dem Flutbehälter zum Absetzbecken



**Abb. 5.112** AC² Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB-Bodenleck bis 150 Minuten



**Abb. 5.113** AC² Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB-Bodenleck bis 150 Minuten

# 5.2.3.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Beim Experiment zum RDB-Bodenleck erfolgt die Wärmeabfuhr zunächst über den NOKO und anschließend durch die ADE. Fast die gesamte Wasservorlage im Flutbehälter heizt sich vor der Flutung somit auf 110 °C auf. Die Sättigungstemperatur im Flutbehälter beträgt ca. 130 °C, wegen dem Druckanstieg im Flutbehälter. Anschließend wird der GAP geflutet. Der geringe Unterkühlungsgrad des Flutwassers bewirkt, dass die Dampfeinspeisung weiterhin zu einem Druckanstieg und zu weiterem Dampf in der GAP-Behälteratmosphäre führt. Der Druck im GAP ist stets größer als im Containment. Der Dampf im GAP wird weiterhin über die ADE abgeführt und übernimmt die W&D. Der GEKO beginnt ab 180 Minuten verstärkt Leistung abzuführen, weil die Kapazitäten von GAP, Flutbehälter und Kondensationskammer erschöpft sind und keine Wärmeenergie mehr aufnehmen können. Die erhöhte Leistungsabfuhr am GEKO ist mit 2-Phasen-Strömungsinstabilitäten auf der Wasserseite verbunden. Ab dieser Zeit unterschreitet der Füllstand im Flutbehälter die 16 m und nähert sich der Lochrohrdüse (Höhenlevel auf 15 m) an. Bis zum Ende des Experiments bleiben die Strömungsinstabilitäten auf der Wasserseite des GEKOs bestehen. Mit der Nachrechnung kann dieser Sachverhalt der W&D ermittelt werden und stimmt bei der übertragenen integralen Wärmenergie im Rahmen einer Simulationsrechnung überein. Der relevante phänomenologische Ablauf wird

mit dem ATHLET Datensatz berechnet. Die Abweichungen betragen für die Komponente des NOKOs -20,6 % und für den GEKO -9,3 %. Beide Energiemengen werden unterschätzt.

Beim Experiment zum SpW-LB erfolgt zunächst die Aufheizung der Containment-Strukturen durch die kurzfristige Wasserausströmung bei der unteren Störfallleitung. Anschließend strömt der heiße Dampf aus dem GAP über die obere Störfallleitung in das Containment. Dabei fängt der GEKO frühzeitig an viel Wärmeenergie an das Absetzbecken abzuführen, die innerhalb der ersten 30 Minuten Spitzenwerte von bis zu 5,5 MW erreicht. Daher tropft entsprechend viel heißes Kondensat (Sättigungstemperatur ca. 120 °C) in den Flutbehälter. Der NOKO sowie die ADE arbeiten innerhalb der ersten 30 Minuten, wobei entsprechend wenig Wärmeenergie an die kalte Wasservorlage des Flutbehälters abgegeben wird, weil die Messwerte der unteren Wasserschichten noch stark unterkühlte Temperaturen anzeigen bevor die Flutung einsetzt. Auch bis ca. 150 Minuten wird nur eine Temperatur von < 70 °C auf 15 m Höhe festgestellt. Der Füllstand im Flutbehälter sinkt aufgrund der Flutung ab ca. 25 Minuten. Aufgrund des unterkühlten Flutwassers wird während der Flutung der Druck im GAP soweit reduziert, dass dieser ab ca. 45 Minuten geringer ist als der Dampfdruck in der Flutbehälteratmosphäre und im Gasraum des Sicherheitsbehälters. Das hat eine Strömungsumkehr des Dampfes in der oberen Störfallleitung zur Folge. In dieser Zeit wird der Dampf aus der Dampfeinspeisung durch die Wasservorlage im GAP kondensiert, weil der Druck im GAP nicht weiter ansteigt und niedriger ist als der Containmentdruck. Das Druckverhältnis kehrt sich erst nach 150 Minuten wieder um, wenn die Wasservorlage im GAP soweit aufgeheizt wurde, dass sich Sättigungsbedingungen einstellen. Der GEKO führt weiterhin Leistung ab, die nun geringer ist als vor der Flutung. Es kommt zu einer erneuten Rückströmung der Wassermassen zwischen GAP und Flutbehälter bei ca. 140 Minuten (die diesmal auch signifikant am Massenstromsignal MJNGCF101 erkennbar ist). Die W&D größer 150 Minuten erfolgt dann nur noch über den Pfad GAP, obere Störfallleitung und GEKO. Die Kondensationskammer nimmt auch keine Wärmeenergie mehr auf. Mit der Nachrechnung kann die W&D nur bis zum Zeitpunkt der 1. Rückströmung ordnungsgemäß berechnet werden, anschließend laufen in der Simulationsrechnung andere Prozesse ab, dies zeigt auch der enorme Unterschied von +159,2 % mehr abgeführter Wärmeenergie über den GEKO bis 300 Minuten. Die Schlussfolgerung liegt auf der Hand, dass das Teilmodell des GEKOs oder die Wärmeübertragungsmodelle in ATHLET, die für die Berechnung der Kondensation an der Außenseite des GEKOs verwendet werden, nicht mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. Es ist so, dass im Experiment der GEKO zu Beginn des Störfalles sehr viel Leistung abführt, was in der Nachrechnung

nicht erfolgt. Damit bleibt im Experiment die untere Wasservorlage des Flutbehälters viel kälter als in der Nachrechnung, weil die Wärmeenergie nicht über den NOKO und nicht über die ADE abgeführt wird, sondern über den GEKO bevor die Flutung einsetzen konnte. Im Experiment wird also der GAP mit starkem Unterkühlungsgrad geflutet, hingegen wird der GAP in der Nachrechnung mit Wasser nahe dem Sättigungsbereich geflutet.

Diese komplexe Ereignisabfolge der gleichzeitigen Wärmeübertragung und Druckreduzierung (W&D) tritt nur beim SpW-LB auf. Darüber hinaus wird sich temporär auch nur beim SpW-LB zwischen GAP und Flutbehälter ein umgekehrtes Druckverhältnis einstellen, welches Werte erreicht die bis zu 0,4 bar betragen. Bei allen anderen Experimenten sind andere kombinierte Strömungspfade und Ereignisse vorhanden, sodass die W&D beim RDB-Bodenleck über NOKO und ADE erfolgt, beim Frischdampfleitungsbruch über NOKO und die obere Störfallleitung (signifikantes umgekehrtes Druckverhältnis liegt nicht vor) und beim SBO agiert nur der NOKO. Daher stellt die Modellierung des SpW-LB eine größere Herausforderung dar im Vergleich zu den anderen Störfällen.

Der Vergleich mit der Nachrechnung zum SpW-LB gibt Auskunft über die Größenordnung der Druckverluste  $\Delta p_V$  im Experiment. Diese sind wie folgt:  $\Delta p_{V\_NOKO} > \Delta p_{V\_ADE} \ge \Delta p_{V\_ObereSt\"{o}rfallleitung}$ . Im Experiment wird zumindest ein geringer Teil des Dampfes aus dem GAP über die ADE abgeführt bei gleichzeitigem Offenhalten der oberen Störfallleitung, daher müssen über beide Strömungspfade die Druckverluste annähernd gleich sein.

# 5.2.4 Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalysen (GRS, RWTH, THD)

Für die Versuche Frischdampfleitungsleck und Station Blackout wurden Sensitivitätsund Unsicherheitsanalysen durch die THD und RWTH (Frischdampfleitungsleck) sowie
die GRS (Station Blackout) mit dem ATHLET mit Hilfe des Programms SUSA durchgeführt, um die Aussagesicherheit der Ergebnisse weiter abzusichern. Im speziellen wurde
der Einfluss der unsicheren Parameter auf die im Rahmen einer Nachweisführung maßgebenden Kriterien untersucht. Diese Kriterien leiten sich aus den Schutzzielen ab:

- Kühlung der Brennelemente (Füllstand GAP ≥ 6 m (Kernoberkante KERENA))
- Einschluss radioaktiver Stoffe (Druck GAP ≤ 88,3 bar, Druck Drywell ≤ 3,5 bar (Auslegungsdrücke RDB und Druckkammer))

Das Schutzziel "Unterkritikalität" konnte aufgrund der Gegebenheiten in INKA nicht betrachtet werden. Die Liste unsicherer Parameter ist im Anhang D dargestellt. Sie beinhaltet 26 ATHLET-Modellparameter (Driftmodell, Zwischenphasenreibung, Wandreibung, Wärmeübergang) und 24 versuchsbedingten Parameter (Anfangsbedingungen Füllstände, Temperaturen, Drücke und Schichtungshöhe sowie Randbedingungen Kühlung Absetzbecken, Nachzerfallsleistung und Wärmeübergang an die Umgebung). Die Unsicherheiten der physikalischen Parameter sind die normalverteilten, von FRAMATOME ausgewiesenen Messunsicherheiten.

#### 5.2.4.1 Methodologie

Nachfolgend ist Methodologie der hier angewendeten Sensitivitäts- und Unsicherheitanalyse beschrieben. Sie ist aus /AUH 13/ S. 32 ff. entnommen: "Die von der GRS eingeführte Methode zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen (Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse) /KRZ 88/ /KRZ 90a/ /KRZ 90b/ /HOF 93/ /KRZ 94/ /GLA 97/ /GLA 01/ /GLA 08/ wird national und international zunehmend angewendet. Sie basiert auf der Methode der Monte-Carlo-Simulation, d. h. es wird eine Anzahl von Rechenläufen mit diesem Rechenprogramm durchgeführt, wobei in jedem dieser Rechenläufe die Werte der unsicheren Parameter variiert werden. Unsichere Parameter sind z. B. unsichere Eingabegrößen für den Rechenlauf, Unsicherheiten in den Modellformulierungen, ausgedrückt durch unsichere additive oder multiplikative Korrekturkonstanten in den Modellgleichungen (Korrelationen) oder durch alternative Sätze von Korrelationen, unsichere Anfangs- und Randbedingungen im zu

rechnenden Experiment oder in der zu rechnenden Reaktoranlage, unsichere Materialeigenschaften und Stoffwerte, unterschiedliche Nodalisierungen der Anlage und numerische Integrationsparameter wie Genauigkeitsschranken oder maximale Zeitschrittweite.

Der Stand der Kenntnis eines jeden unsicheren Parameters wird dabei durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen quantifiziert. Diese drücken hier nicht zufällige Variabilität aus, sondern den Kenntnisstand der Analysten, d. h. einen "Grad an Sicherheit" (epistemische Unsicherheit).

Ein wesentliches Merkmal der GRS-Methode ist, dass der Rechenaufwand für die Analyse unabhängig ist von der Anzahl der beteiligten unsicheren Parameter und der zu untersuchenden Ergebnisgrößen. Der Stichprobeumfang N, das ist die Anzahl der durchzuführenden Rechenläufe, ist lediglich abhängig von der geforderten statistischen Schärfe der Unsicherheitsaussage, ausgedrückt durch zwei statistische Parameter  $\beta$  (= zu erfassende Unsicherheit) und  $\gamma$  (= gewünschtes Vertrauensniveau aufgrund der Beschränktheit des Stichprobenumfangs N).

Für gängige Werte dieser statistischen Parameter  $\beta$  und  $\gamma$ , in der Regel  $\beta$  = 95 % und  $\gamma$  = 95 %, ergibt sich ein Mindeststichprobenumfang Nmin, nämlich Nmin = 59 für einseitige und Nmin = 93 für zweiseitige Unsicherheitsgrenzen.

Die GRS-Methode ist universell anwendbar ohne jede Einschränkung hinsichtlich des zugrunde liegenden Rechenprogramms wie auch der zu analysierenden epistemischen Unsicherheiten, so z. B. auch im Falle unstetiger Rechenmodelle, diskreter, nicht unabhängiger Parameter, usw. Das Rechenprogramm kann dabei unverändert bleiben, wenn die zu variierenden Parameter über den Eingabedatensatz übergeben werden.

Mit Hilfe der Wahrscheinlichkeitsverteilungen kann man quantitativ ausdrücken, ob auf Grund von Erkenntnissen aus der Validierung oder aus experimentellen Ergebnissen der für die Rechenprogrammanwendung zutreffende Parameterwert eher in bestimmten Unterbereichen des Wertebereichs liegt als in anderen. Sind z. B. innerhalb eines Bereichs keine Präferenzen ersichtlich, d. h. jeder Wert innerhalb eines durch Minimum und Maximum gekennzeichneten Bereichs ist in gleichem Maße als zutreffend anzusehen, so wird eine Gleichverteilung als Ausdruck des Kenntnisstandes spezifiziert. Nach dem Prinzip der "Maximalen Entropie" drückt diese Verteilung am besten aus, dass in diesem Fall keine weiteren Kenntnisse als Minimum und Maximum des Bereichs vorhanden

sind. Wird der Kenntnisstand durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen ausgedrückt, so hat die mit dem Rechenprogramm ermittelte Ergebnisgröße ebenfalls eine Wahrscheinlichkeitsverteilung. Die Verteilung des Ergebnisses wird in der Regel keine Gleichverteilung sein, selbst wenn für die unsicheren Parameter nur Gleichverteilungen verwendet werden.

Gleichzeitig mit der Unsicherheitsanalyse kann man mit der GRS-Methode auch eine Sensitivitätsanalyse durchführen, wobei Sensitivität im Sinne von "uncertainty importance" zu verstehen ist. D. h. man erhält auf der Basis derselben Modellrechnungen Angaben darüber, welche der berücksichtigten Unsicherheiten am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen. Diese Form der Sensitivitätsinformation gibt die Rangfolge der individuellen Unsicherheitsbeiträge der Parameter zur Unsicherheit des Rechenergebnisses an. Damit ist ein zusätzliches Bewertungskriterium für eine effiziente Verbesserung eines Rechenprogramms und somit zur Verbesserung der Aussagesicherheit von Rechenergebnissen gegeben.

Die Rangfolge unter den unsicheren Parametern gemäß ihrem Beitrag zur Ergebnisunsicherheit erhält man mit Hilfe geeigneter Sensitivitätsmaße oder -indizes. Es gibt viele verschiedene Sensitivitätsmaße. Es gibt zwei wichtige Arten von Sensitivitätsmaßen, die korrelationsbasierten und die varianzbasierten. Zu den korrelationsbasierten Sensitivitätsmaßen gehören die verschiedenen Formen der Korrelations- und Regressionskoeffizienten. Die varianzbasierten Sensitivitätsmaße sind die verschiedenen Formen der Sobol'schen Sensitivitätsindizes bzw. Korrelationsverhältnisse /HOF 99//SAL 00/.

In der vorliegenden Untersuchung wurde als Sensitivitätsmaß für Einzelparameter bei allen Ergebnisgrößen der sog. Rang-Korrelationskoeffizient nach Spearman (Spearman's rank correlation coefficient /SAL 00/, abgekürzt RCC) gewählt. Der RCC kann bekanntlich als ein Maß für den Grad der monotonen Abhängigkeit der Ergebnisgröße Y vom Eingabeparameter X betrachtet werden, im Unterschied zum sog. gewöhnlichen Korrelationskoeffizienten (nach Pearson), der nur den Grad der linearen Abhängigkeit wiedergibt. Je größer der RCC seinem Betrage nach ist, desto größer ist der Grad dieser Abhängigkeit und damit auch der Einfluss des betreffenden Parameters auf die Unsicherheit der Ergebnisgröße. Ein positives Vorzeichen von RCC bedeutet, dass mit zunehmenden Werten des betreffenden Parameters die betrachtete Ergebnisgröße ebenfalls zu größeren Werten tendiert. Entsprechend bedeutet ein negatives Vorzeichen die Umkehrung dieser Tendenz. Diese Eigenschaft ist hilfreich bei der Interpretation der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. [...]

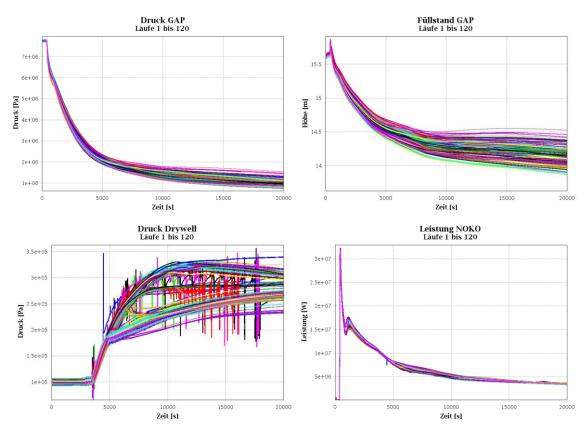
Die Anwendung der GRS-Methode bei der Durchführung einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wird durch das Programmsystem SUSA unterstützt /KRZ 94/, /KLO 99/. Das in der GRS entwickelte Programmsystem SUSA ermöglicht eine vollständige und weitgehend automatisierte Durchführung einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Einzelergebnissen (skalaren) sowie von zeit- und ortsabhängigen Modellergebnissen. Mit SUSA wird die Aufgabe des Experten im Rahmen dieser Analyse im Wesentlichen reduziert auf die Identifizierung der unsicheren Eingabeparameter und auf die Quantifizierung des Kenntnisstandes zu diesen Parametern.

SUSA bietet eine große Auswahl von Verteilungstypen für unsichere Eingabeparameter zur Quantifizierung der Unsicherheit von Parametern. Zur Quantifizierung der Abhängigkeiten zwischen unsicheren Parametern können sowohl unterschiedliche Abhängigkeitsmaße als auch bedingte Verteilungen (Verwendung einer unterschiedlichen Verteilung für unterschiedliche Modell-Korrelationen im Rechenprogramm) sowie auch funktionale Beziehungen eingegeben werden. Zur Generierung von Parameterstichprobenwerten steht sowohl die einfache Zufallsauswahl ("simple random sampling") als auch das sog. "Latin-Hypercube" – Auswahlverfahren zur Verfügung.

Nachdem mit jedem der ausgewählten Parametervektoren eine ATHLET-Rechnung durchgeführt wurde, die zu jeder der interessierenden Ergebnisgrößen ein Resultat geliefert hat, ermittelt SUSA daraus quantitative Unsicherheitsaussagen zu diesen Ergebnissen, z. B. in Form von statistischen Toleranzgrenzen. Für die Sensitivitätsanalyse steht eine Auswahl verschiedener Sensitivitätsmaße zur Verfügung. Sämtliche Unsicherheits- und Sensitivitätsaussagen können sowohl für Einzelwerte (Skalare) als auch für den zeitlichen Ablauf der Ergebnisgrößen bestimmt werden. Die Darstellung der Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse erfolgt vorzugsweise in grafischer Form."

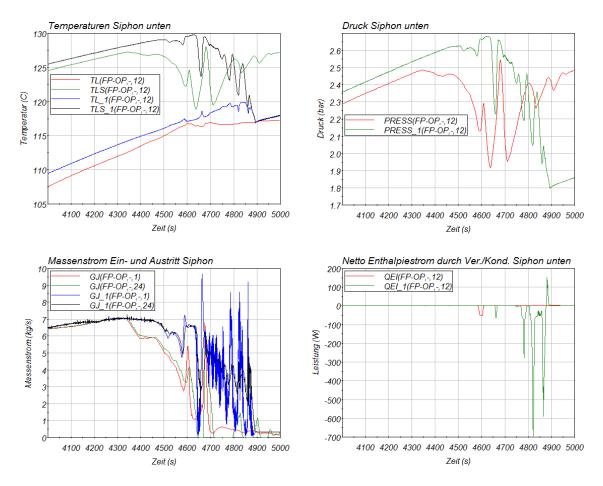
#### 5.2.4.2 Station Blackout

Die SUSA zum Station Blackout wurde mit dem Datensatz aus Abschnitt 5.2.1.2 (1D-ATHLET-Datensatz) durchgeführt. Es wurden 120 Datensätze mit der kombinierten Variation der unsicheren Parameter erstellt und entsprechend viele Rechnungen durchgeführt. Die durch die unsicheren Parameter entstandenen Verläufe des Drucks und Füllstands im GAP, des Drucks im Drywell und die Notkondensatorleistung sind in Abb. 5.114 dargestellt.



**Abb. 5.114** Verläufe Druck, Füllstand GAP, Druck Drywell und Leistung NOKO beim SBO für alle 120 Rechnungen

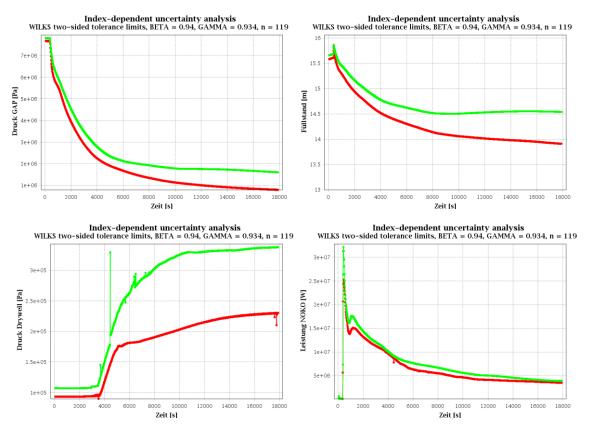
Die Druckverläufe aus Abb. 5.114 zeigen deutlich eine Bifurkation des Drucks bei ca. 4.700 – 5.000 s. In der Best-Estimate-Rechnung (Abschnitt 5.2.1.2) ist das der Zeitpunkt, zu dem der Druckverlauf im Drywell eine Änderung des Anstiegs erfährt. Ab diesem Zeitpunkt strömen nahezu keine nichtkondensierbaren Gase mehr durch das Kondensationsrohr aus dem Drywell in das Wetwell. Der Druck steigt dadurch schwächer an, da nun der im Flutbehälter produzierte Dampf durch das Kondensationsrohr in die Wasservorlage des Wetwell gelangt und dort kondensiert. Verschiedene Rechnungen zeigen dieses Verhalten allerdings nicht. Der Grund dafür ist eine Freilegung der Überströmleitung (Siphonleitung) und damit ein Bypass des Kondensationsrohres. Der Siphon der Überströmleitung ist im Normalfall mit Wasser gefüllt. Diese 10 m Wassersäule verhindern ein Durchströmen der Leitung mit Dampf oder Gas, wenn der Druckunterschied zwischen Dry- und Wetwell unter 1 bar liegt. Wird sie freigelegt, sind die beiden Gasräume des Drywell und Wetwell direkt miteinander verbunden und das Kondensationsrohr verliert seine Funktion, da der Dampf hier eine Druckdifferenz von ca. 0,3 bar durch die Eintauchtiefe des Kondensationsrohres im Wetwell überwinden müsste. Das Kondensationsrohr wird damit umgangen.



**Abb. 5.115** Vergleich zwischen Simulation ohne und mit (Index \_1) Freilegung der Siphonleitung

Der Grund für die Freilegung der Siphonleitung ist in Abb. 5.115 dargestellt. In der Abbildung sind jeweils der Best-Estimate-Lauf ohne Freilegung (ohne Index) und der Lauf 114 von 120 der SUSA (Index \_1) aufgetragen. In Abb. 5.115 oben links sind die Wassertemperaturen und die Wassersättigungstemperaturen im untersten Kontrollvolumen der Leitung dargestellt. Zu erkennen ist, dass die Wassertemperatur in beiden Fällen stetig ansteigt, da auch stetig heißes Wasser aus dem Flutbehälter durch die Siphonleitung in das Wetwell strömt (Abb. 5.115 unten links). Da der Druck im Drywell ansteigt, steigt auch zunächst der Druck im untersten Kontrollvolumen der Siphonleitung an (Abb. 5.115 oben rechts) und damit auch die Sättigungstemperatur. Ab ca. 4.350 s beginnt der Massenstrom in der Best-Estimate-Rechnung abzufallen, in Rechnung 114 etwas später. Dabei entstehende Druckschwankungen wirken sich auch auf die Sättigungstemperatur aus. Ab ca. 4.650 s schwanken der Massenstrom und der Druck in Rechnung 114 deutlich stärker. Der Druck fällt bei ca. 4.900 s auf ungefähr 1,8 bar ab und die Sättigungstemperatur auf die Wassertemperatur. Das Wasser verdampft, der Nettoenthalpiestrom QEI der Phasenumwandlung ist positiv. Das passiert analog auch

in den anderen Kontrollvolumen des Siphons, sodass die Leitung freigelegt wird. Die Schwingungen im Druck und Massenstrom treten in der Best-Estimate-Rechnung so nicht auf und die Leitung bleibt geschlossen.



**Abb. 5.116** Zweiseitige Toleranzgrenzen (94 %, 93,4 %) der Drücke im GAP und Drywell, des Füllstandes im GAP sowie der NOKO-Leistung für 119 Rechnungen

In der Abb. 5.116 sind die zweiseitigen Toleranzintervalle nach Wilks für  $\beta$  = 0,94 und  $\gamma$  = 0,934 für die Drücke im GAP und Drywell, Füllstand im GAP und Leistung des NO-KOs für die 119 Rechnungen dargestellt. Durch die Reduktion der 120 Rechnungen auf 119 Rechnungen verringerten sich die zu erfassende Unsicherheit  $\beta$  von 0,95 auf 0,94 und das Vertrauensniveau  $\gamma$  von 0,95 auf 0,934, da konservativ davon ausgegangen werden muss, dass die eliminierte Rechnung entweder die obere oder die untere Grenze der betrachteten Rechenergebnisse repräsentiert. Für die Unsicherheits- und anschließende Sensitivitätsanalyse wurde eine Anzahl von 1.000 äquidistanten Indexwerten verwendet.

Im Anhang E sind die Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter für die in Abb. 5.116 dargestellten Ergebniswerte abgebildet.

Anhand der in Abb. 5.116 zu findenden Darstellungen sieht man, dass der Druck im GAP bis 18.000 s nicht unzulässig hoch wird (d. h. Druck im GAP  $\leq$  88,3 bar) und der Füllstand deutlich über der Kernoberkante liegt (d. h. Füllstand im GAP  $\geq$  6m). Auch der Druck liegt unter dem Designdruck von 3,5 bar (KERENA) und 4 bar (INKA). Diese Aussagen gelten für  $\beta$  = 0,94 und  $\gamma$  = 0,934. In Abb. 5.114 erkennt man allerdings einen Druckpeak im Drywell, der über 3,5 bar (aber unter 4 bar) liegt. Da die Kurven in Abb. 5.116 gleichzeitig die minimalen und maximalen Werte abbilden, kann davon ausgegangen werden, dass die gewählte Abtastrate von 1.000 äquidistanten Indexwerten nicht ausreichend hoch ist, um die Peaks der Druckverläufe auflösen zu können. Ein Test mit 5.000 äquidistanten Indexwerten zeigte zwar mehr Peaks in den Verläufen des Drucks auf, allerdings noch immer nicht alle.

#### **Druck im GAP**

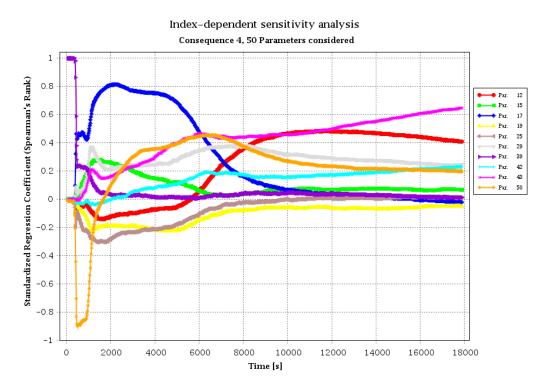


Abb. 5.117 Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im GAP

In der Abb. 5.117 sind die für den Druck im GAP identifizierten bedeutenden Parameter dargestellt. Der Betrag des standardisierten Regressionskoeffizienten (Spearman) ist für diese Parameter zu einigen Zeitpunkten größer 0,2. Eine Auflistung dieser Parameter findet sich in Tab. 5.6.

Tab. 5.6 Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Druck im GAP

Nummer	Bezeichnung	eichnung Bemerkung			
	Modellparameter				
12	OIVPI	Zwischenphasenreibung – Vertikale Strömung			
15	OFRIC	Wandreibung – Verteilung auf Gas und Wasserphase			
17	OFI2H	Wandreibung – Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Leitungen			
19	OHWNB	HTC – Blasensieden			
25	OMCON	OMCON Kondensationsrate			
	Anfangs- und Randbedingungen				
29	dML_GAP	Startabweichung vom GAP Füllstand			
39	dNDDCP01	Startabweichung vom GAP Druck			
42	dNABCF01	Abweichung vom Einspeisemassenstrom Dampf in den GAP (Nachzerfallsleistung)			
43	dNAACF01	Abweichung vom ausgespeisten Wassermassenstrom aus dem GAP (Nachzerfallsleistung)			
50	SOGAPTGR	Höhe der thermischen Schichtung im GAP bis Sättigung			

Die oben genannten Parameter haben nicht über den gesamten betrachteten Zeitraum einen signifikanten Einfluss auf den Druck. So hat beispielsweise OFI2H zu Beginn der Transiente den größten Einfluss der Modellparameter, der im Verlauf der Rechnungen aber zurückgeht. Der Einfluss von Parameter OIVPI ist zunächst klein, wird ab 7.000 s aber signifikant.

Die Abweichung vom Startwert des Füllstandes hat über die gesamte Transiente einen Einfluss auf den Druck im GAP, wobei er mit zunehmender Zeit absinkt. Ein höherer Füllstand führt zu einer geringeren NOKO-Leistung, wodurch der Druck im GAP weniger stark absinkt. Die Startabweichung vom Druck im GAP hat nur zu Beginn der Transiente einen Einfluss auf den Druck im GAP selbst. Auch die Simulation der Nachzerfallsleistung hat einen Einfluss auf den Druck im GAP (in der Tab. 5.6 durch die Parameter dNABCF01 und dNAACF01 repräsentiert). Man erkennt, dass je größer der Einspeisemassenstrom des Dampfes in den GAP ist, desto größer wird auch der Druck im GAP selbst. Dieser Einfluss wird über die Zeit immer signifikanter. Bei der Ausspeisung ist es anders herum: Je weniger ausgespeist wird, desto größer ist der Druck im GAP (ein positiver Wert von dNABCF01 bewirkt einen kleineren Drainagemassenstrom). Dieser Parameter wird aber erst ab ca. 15.000 s signifikant.

In EASY-4 hat sich herausgestellt, dass zwischen dem GAP-Boden und einer nicht bekannten Höhe im GAP das Wasser vermutlich unterkühlt vorliegt. Im ATHLET-Datensatz ist dieser Umstand durch eine thermische Stratifizierung gelöst, die bis zu einer bestimmten Höhe vorgesehen ist. Danach ist das Wasser auf Sättigungstemperatur. Der Parameter S0GAPTGR gibt nun die Abweichung von der Stratifizierungshöhe an. Bis ca. 1.750 s führt eine große stratifizierte Wassersäule zu einem geringeren Druck im GAP. Diese Wassersäule muss zunächst durch die Dampfeinspeisung aufgewärmt werden, sodass mit Beginn der Transiente der Druck nicht durch die Dampfeinspeisung gestützt werden kann. Nach 1.500 s führt eine anfänglich hohe stratifizierte Wassersäule eher zu einem höheren Druck.

#### Füllstand im GAP

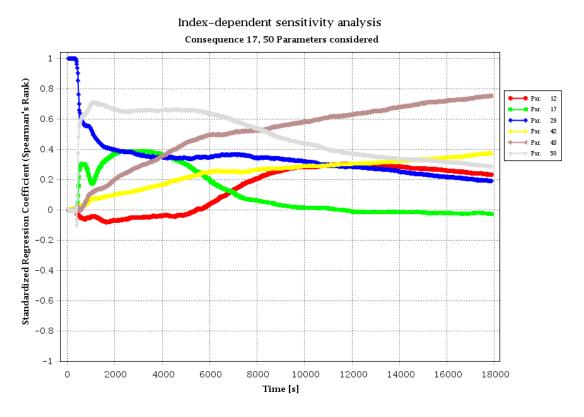


Abb. 5.118 Bedeutende unsichere Parameter für den Füllstand im GAP

Die Liste der signifikanten Parameter, die den Füllstand im GAP beeinflussen sind im Wesentlichen die gleichen, wie auch für den Druck im GAP. Die Abb. 5.118 zeigt die identifizierten Parameter, deren standardisierter Regressionskoeffizient (Spearman) zu einigen Zeitpunkten größer als 0,2 ist. Eine Auflistung ist in Tab. 5.7 zu finden.

Die Startabweichung des Füllstandes beeinflusst maßgeblich den Wert selbst. Sie sinkt bis ca. 17.000 s auf 0,2. Die Einspeisung von Dampf und Drainage von Wasser beeinflusst ebenfalls den Füllstand (je mehr eingespeist oder weniger abgeführt wird, desto größer wird der Füllstand). Eine hohe Stratifizierungshöhe führt auch zu einem höheren Füllstand. Durch die größere Unterkühlung bei großem Parameter SOGAPTGR ist die Dichte im unteren GAP-Bereich zunächst groß. Die Dampfeinspeisung heizt das unterkühlte Wasser auf, wodurch die Dichte abnimmt und der Füllstand steigt.

Tab. 5.7 Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Füllstand im GAP

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung			
	Modellparamete	Modellparameter			
12	OIVPI	Zwischenphasenreibung – Vertikale Strömung			
17	OFI2H	Wandreibung – Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Leitungen			
19	OHWNB	OHWNB HTC – Blasensieden			
	Anfangs- und Randbedingungen				
29	dML_GAP	dML_GAP Startabweichung vom GAP Füllstand			
42	dNABCF01	Abweichung vom Einspeisemassenstrom Dampf in den GAP (Nachzerfallsleistung)			
43	dNAACF01	Abweichung vom ausgespeisten Wassermassenstrom aus dem GAP (Nachzerfallsleistung)			
50	SOGAPTGR	Höhe der thermischen Schichtung im GAP bis Sättigung			

## **Druck im Drywell**

Der Einfluss der in Abb. 5.119 dargestellten und in Tab. 5.8 aufgelisteten Parameter beginnt erst mit dem Einsetzen des ersten Siedens im Flutbehälter nach ca. 3.500 s (Ausnahme: Startabweichung des Drywelldrucks). Der Startwert hat nach dem Einsetzen des Siedens allerdings keinen Einfluss mehr auf den Druck selbst. Die anderen in Tab. 5.8 aufgelisteten Modellparameter des Driftmodells, der Zwischenphasenreibung, Wandreibung und des Wärmeübergangs durch Blasensieden gewinnen an Bedeutung, wobei der Parameter OIVPI auch bis zum Ende der Transiente bedeutend bleibt. Alle anderen Parameter (bis auch SOGAPTGR) sind im weiteren Verlauf der Transiente nicht mehr signifikant (Betrag des Regressionskoeffizienten kleiner 0,2).

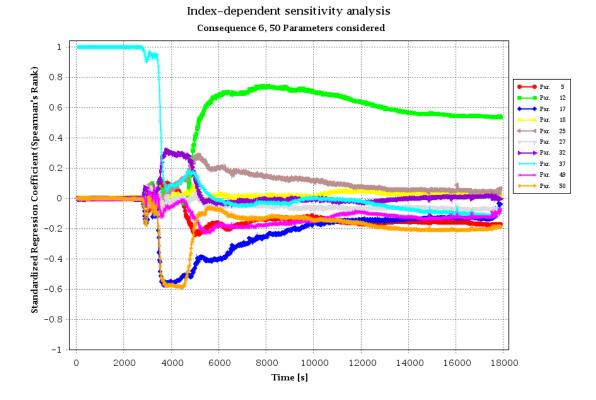


Abb. 5.119 Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im Drywell

Tab. 5.8 Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Druck im Drywell

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
5	ODHPI	Drift Modell – Relativgeschwindigkeit in horizontalen Leitungen		
12	OIVPI	Zwischenphasenreibung – Vertikale Strömung		
17	OFI2H	Wandreibung – Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Leitungen		
19	OHWNB	HTC – Blasensieden		
25	OMCON	OMCON Kondensationsrate		
27	FLCC Formverluste Cross Connections			
	Anfangs- und Randbedingungen			
32	dTFPV Startabweichung von der Flutbehältertemperatur			
37	dUJACP201	Startabweichung vom Drywelldruck		
50	SOGAPTGR	Höhe der thermischen Schichtung im GAP bis Sättigung		

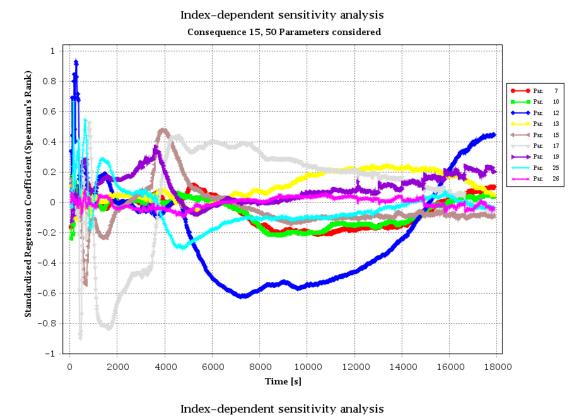
#### Leistung des Notkondensators

Jeweils neun Modellparameter und Parameter für Anfangs- und Randbedingungen haben einen Einfluss auf die Notkondensatorleistung. Sie sind in Abb. 5.120 dargestellt und in Tab. 5.9 aufgelistet. Der Faktor bzgl. der Notkondensatorfläche bzw. des Wärmedurchgangskoeffizienten wurde hingegen nicht variiert.

Zwischen 3.000 s bis ca. 7.500 s zeigt sich, dass je kleiner die Anfangstemperatur im Flutbehälter, der Startdruck im Drywell und der Anfangsfüllstand im GAP ist, desto größer ist die Leistung des NOKO. Die Starttemperatur im GAP ist nur in den ersten Sekunden von Bedeutung. Beide Temperaturen (GAP und Flutbehälter) bestimmen die Temperaturdifferenz des NOKO. Je größer sie ist, desto größer ist im Allgemeinen auch die Leistung. Ein niedriger Füllstand im GAP führt zu einer größeren freigelegten Fläche des NOKO. Der Anfangsdruck im Drywell ist nur kurzzeitig signifikant. Je höher er angenommen wird, desto später beginnt der Flutbehälter zu sieden und wodurch der Wärmeübergang an der Bündelaußenseite verstärkt wird.

Auch die anfängliche Stratifizierungshöhe hat bis ca. 6.500 s eine große Bedeutung für die Leistung. Je höher sie ausfällt, desto länger muss das Wasser im GAP zu Beginn der Transiente durch die Dampfeinspeisung erwärmt werden, bis der Druck im GAP durch die Einspeisung gestützt wird. Der NOKO führt in dieser Zeit schon Leistung ab, der Druck fällt schneller ab (siehe auch Abb. 5.117 zum Druck des GAP) und damit auch die Temperaturdifferenz über den NOKO, wodurch schließlich die Leistung des NOKO negativ beeinflusst wird.

Die Simulation der Nachzerfallsleistung beeinflusst ebenfalls die Leistung des NOKO. Dies geschieht kurzzeitig knapp vor 5.000 s (Einspeisung und Drainage) und dann ab 10.000 s bis 18.000 s (nur Drainage).



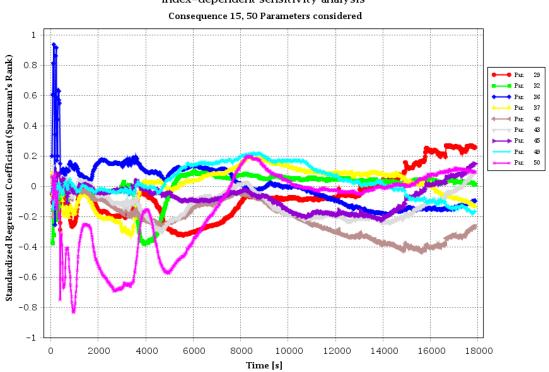


Abb. 5.120 Bedeutende unsichere Parameter für die Notkondensatorleistung

**Tab. 5.9** Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für die Notkondensatorleistung

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
7	OIHST	Zwischenphasenreibung – Stratifizierte Strömung		
10	OIHT1	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche stratifizierte Strömung		
12	OIVPI	Zwischenphasenreibung – Vertikale Strömung		
13	OIVDI	Zwischenphasenreibung – Vertikale Tröpfchenströmung		
15	OFRIC	Wandreibung – Verteilung auf Gas- und Flüssigphase		
17	OFI2H	Wandreibung – Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Leitungen		
19	OHWNB	HTC – Blasensieden		
25	OMCON	Kondensationsrate		
26	FLCC	Formverluste Cross Connections		
	Anfangs- und Randbedingungen			
29	dML_GAP	Startabweichung vom Füllstand im GAP		
32	dTFPV	Startabweichung von der Flutbehältertemperatur		
36	dTGAP	Startabweichung von der Temperatur im GAP		
37	dUJACP201	Startabweichung vom Drywelldruck		
42	dNABCF01	Abweichung vom Einspeisemassenstrom Dampf in den GAP (Nachzerfallsleistung)		
43	dNAACF01	Abweichung vom ausgespeisten Wassermassenstrom aus dem GAP (Nachzerfallsleistung)		
45	dTPCB	Abweichung der Temperatur der Wassereinspeisung in das Absetzbecken		
49	HTCAMB_	Abweichung vom Wärmeübergangskoeffizienten an die Umgebung		
50	SOGAPTGR	Höhe der thermischen Schichtung im GAP bis Sättigung		

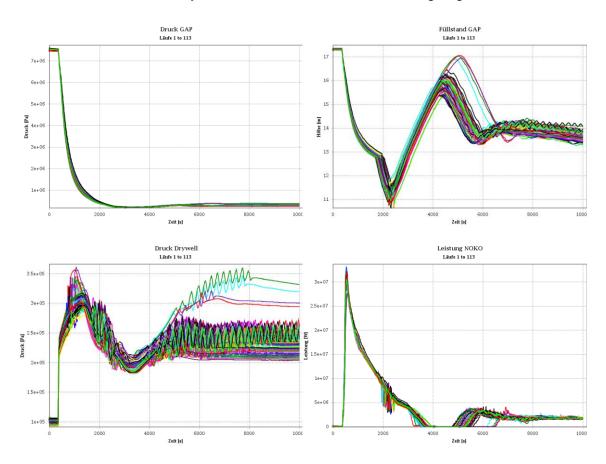
# Zusammenfassung

Es fällt auf, dass von den insgesamt 50 gewählten unsicheren Parametern im Wesentlichen nur ungefähr 17 für die betrachteten Größen signifikant waren. Die Parameter, die spezifisch für Leckausströmungen sind (z. B. TURB, FD und FCONTR) zeigen natürlich keine Signifikanz für den Station Blackout. Sehr wichtig sind vor allem der Startfüllstand im GAP, die Simulation der Nachzerfallsleistung sowie die Startdrücke im GAP und

Drywell. Eine sehr große Signifikanz zeigt die Höhe der thermischen Stratifizierung. Sie ist ein Maß für die Unterkühlung des Kühlmittels im GAP und beeinflusst maßgeblich den Beginn der Transiente, da sie zunächst abgebaut werden muss, bevor der eingespeiste Dampf der Nachzerfallsleistungssimulation den Druck im GAP beeinflussen kann. Daher wäre es für zukünftige Versuche sinnvoll, die Instrumentierung bezüglich der Temperatur im Wasserbereich des GAP deutlich zu verbessern. Es sollten über die GAP-Höhe mehr Thermoelemente eingesetzt werden, um thermische Schichtungen besser auflösen zu können.

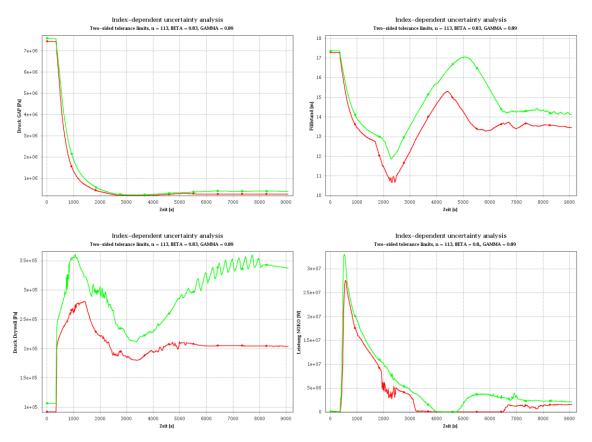
# 5.2.4.3 Frischdampfleitungsleck ATHLET

Die SUSA zum Frischdampfleitungsleck wurde mit dem Datensatz aus Abschnitt 5.2.2.1 (1D-ATHLET-Datensatz) durchgeführt. Es wurden 120 Datensätze mit der kombinierten Variation der unsicheren Parameter erstellt und entsprechend viele Rechnungen durchgeführt. Bis zum Abschluss des Projekts haben 113 Simulationen die Problemenlaufzeit erreicht und werden für die folgende Analyse verwendet. Die Streuung der Ergebnisgrößen ist in Abb. 5.121 dargestellt. Es ist der zeitliche Verlauf des Drucks und Füllstands im GAP, des Drucks im Drywell und der Notkondensatorleistung abgebildet.



# **Abb. 5.121** Verläufe Druck, Füllstand GAP, Druck Drywell und Leistung NOKO beim FDL für alle 113 Rechnungen

Der Druckverlauf im Drywell sowie der Füllstandsverlauf im GAP zeigen bei etwa 4.500 s eine Bifurkation. Der Druckunterschied zwischen der Druck- und Kondensationskammer liegt in der Best-Estimate-Rechnung geringfügig unterhalb von 1 bar, sodass sich keine Freilegung der Überströmleitung ereignet. In den Rechnungen, bei denen der Druck bei etwa 4.500 s weiter ansteigt, findet etwa 1.000 s vorher ein Druckausgleich zwischen der Druck- und Kondensationskammer statt. Nicht-kondensierbare Gase strömen zurück in den Flutbeckenbehälter und verzögern die Wärmeübertragung am Gebäudekondensator. In der nachfolgenden Phase bleibt eine geringere, wärmere Wasserphase im Siphon zurück.



**Abb. 5.122** Zweiseitige Toleranzgrenzen (83 %, 89 %) der Drücke im GAP und Drywell, des Füllstandes im GAP sowie der NOKO-Leistung für 113 Rechnungen

Die Toleranzgrenzen für die bisher gelaufenen Parametervariationen sind in Abb. 5.122 dargestellt. Durch die Reduktion der 120 Rechnungen auf 113 Rechnungen verringerten sich die zu erfassende Unsicherheit  $\beta$  von 0,95 auf 0,83 und das Vertrauensniveau  $\gamma$  von 0,95 auf ca. 0,89, da konservativ davon ausgegangen werden muss, dass die

eliminierten Rechnungen entweder die oberen oder die unteren Grenzen der betrachteten Rechenergebnisse repräsentieren. Der Druck im GAP zeigt über den gesamten Problemzeitraum keine große Streuung und verläuft unterhalb des zulässigen Maximaldrucks (Druck im GAP  $\leq$  88,3 bar). Der Füllstand dahingegen weist ein breiteres Toleranzband auf. Das Minimum liegt zwischen 10,7 m und 12 m und somit deutlich oberhalb der Kernoberkante (Füllstand im GAP  $\leq$  8 m). Auch der Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters von 4 bar (INKA) wird nicht überschritten. Der Druck von 3,5 bar (KERENA) wäre überschritten worden. Durch den zum Teil auftretenden Druckausgleich sind nach 9.000 s zwischen 2 bar und 3,4 bar zu erwarten.

#### **Druck im GAP**

In der folgenden Abb. 5.123 ist der Einfluss ausgewählter Parameter auf den Druck im GAP dargestellt. Die Auswahl der sensitiven Parameter erfolgte basierend auf dem standardisierten Regressionskoeffizienten nach Spearman, bei zeitweisem Überschreiten eines Werts von 0,3. Eine Liste mit kurzer Beschreibung findet sich in Tab. 5.10.

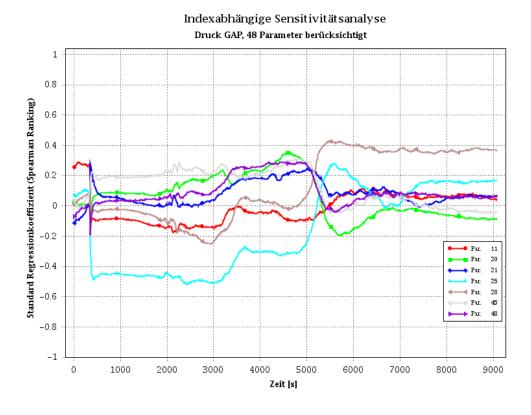


Abb. 5.123 Sensitive Parameter bzgl. des Drucks im GAP

**Tab. 5.10** Auflistung der sensitiven Parameter bzgl. des Drucks im GAP

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
25	FCONTR	Kontraktionsfaktor		
28	ODVPI	Relative Geschwindigkeit – vertikale Rohre		
45	OMCON	Kondensationsrate		
48	plossCC	Druckverlust in den Cross Connections		
	Anfangs- und Randbedingungen			
11	dNDDCP01	Startabweichung vom GAP Druck		
20	dFLvalveFR	Abweichung des Flutventil-Öffnungszeitpunkts		
21	dLEAK_V0	Abweichung des Leckventil-Öffnungszeitpunkts		

Der Einfluss der oben genannten Parameter auf den Druck ist nicht über den gesamten betrachteten Zeitraum signifikant. Zu Beginn beeinflusst die vorgegebene Abweichung des Anfangsdrucks im GAP den Wert, aber es ist zu erkennen, dass auch andere Parameter einen Einfluss haben. Dies ist damit zu begründen, dass sich zu Beginn die offenen Systeme ausgleichen. Sobald das Leckageventil bei etwa 300 s öffnet, dominiert der Kontraktionsfaktor den Verlauf bis etwa 3.500 s. Da der Füllstand in EASY-1 so hoch liegt, dass das SE-Ventil zur beschleunigten Druckentlastung nicht öffnet, wird der Druckabfall primär durch das Ausströmen des Dampfs beeinflusst.

#### Füllstand im GAP

Der zeitliche Verlauf der sensitiven Parameter bzgl. des Füllstands im GAP ist in Abb. 5.124 gezeigt. Die Auswahl der sensitiven Parameter erfolgt anhand des standardisierten Regressionskoeffizienten, der zu einigen Zeitpunkten oberhalb von 0,4 liegt. Eine Zusammenfassung ist in Tab. 5.11 wiedergeben.

Die Abweichung des Anfangsfüllstands verändert zu Beginn signifikant den Wert selbst und sinkt sofort nach Öffnen des Leckventils ab. Analog zum Druckabfall beeinflusst der Kontraktionsfaktor die Leckausströmung und somit den Füllstand im GAP. Anschließend ist der Einfluss der relativen Geschwindigkeit in vertikalen Rohren zu erkennen. Dieser tritt in dieser Phase im Fallrohr des passiven Kernflutsystems auf und begünstigt bzw. beeinträchtigt die Strömung aus dem Kernflutbeckenbehälter zum GAP.



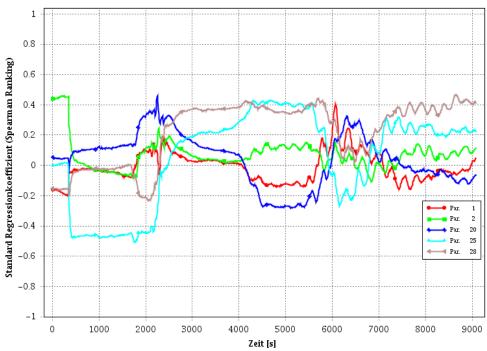


Abb. 5.124 Sensitive Parameter bzgl. des Füllstands im GAP

Interessanterweise wechselt das Vorzeichen dieses Regressionskoeffizienten zwischen der Phase mit Rückströmung vom GAP zum FPV (1.800 s < t < 2.200 s) und den darauffolgenden Phasen der Flutung (2.200 s < t < 4.000 s) und des Rückflusses von Masse vom RPV zum FPV (t > 4.000 s). Zwischen diesen Phasen des Störfalls ändert sich nicht nur die Richtung der Strömung in der Flutleitung, sondern auch der Dampfgehalt des jeweiligen Massenstroms. Unterschiede im Einfluss der Modellierung der relativen Geschwindigkeit in vertikalen Rohren unter so unterschiedlichen Bedingungen ist durchaus vorstellbar.

Tab. 5.11 Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Füllstand im GAP

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung			
	Modellparameter				
25	FCONTR	Kontraktionsfaktor			
28	ODVPI	Relative Geschwindigkeit –vertikale Rohre			
	Anfangs- und Randbedingungen				
1	dML_FPV	V Startabweichung vom FPV Füllstand			
2	dML_GAP	Startabweichung vom GAP Füllstand			
20	dFLvalveFR	Abweichung des Flutventil-Öffnungszeitpunkts			

# **Druck im Drywell**

Einen signifikanten Einfluss auf den Druck im Drywell über einen längeren Zeitraum zu bestimmten, fällt anhand des standardisierten Regressionskoeffizienten nach Spearman schwer. Parameter mit einem Regressionskoeffizienten größer als 0,3 sind in Abb. 5.125 und Tab. 5.12 dargestellt. Da der Druckanstieg in dem Druckkammerbehälter direkt mit der Leckeinströmung zusammenhängt, ist der Zeitpunkt der Ventilöffnung charakteristisch. Für t > 2.000 s entspricht der oszillierende Verlauf des Regressionskoeffizienten dem oszillierenden Verlauf des Drucks, der durch die schwankende Leistung des Gebäudenkondensators bestimmt wird.

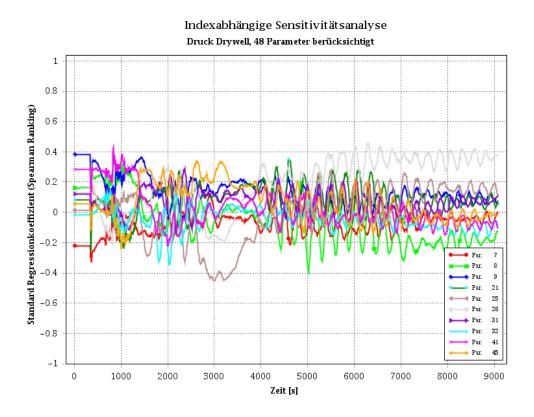


Abb. 5.125 Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im Drywell

 Tab. 5.12
 Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Druck im Drywell

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
25	FCONTR	Kontraktionsfaktor		
28	ODVPI	Relative Geschwindigkeit – vertikale Rohre		
31	OIHT1	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche stratifizierte Strömung		
32	OIHT2	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche disperse Strömung		
41	OHWFB	Wärmeübertragungskoeffizient – Filmsieden		
45	OMCON	Kondensationsrate		
	Anfangs- und Randbedingungen			
7	dTCCC	Startabweichung von der Gebäudekühlertemperatur		
8	dTFPV	Startabweichung von der Flutbehältertemperatur		
9	dUJACP201	Startabweichung vom Drywelldruck		
21	dLEAK_V0	Abweichung des Leckventil-Öffnungszeitpunktes		

## Leistung des Notkondensators

Die acht einflussreichsten Parameter auf die Notkondensatorleistung sind in Abb. 5.126 dargestellt und in Tab. 5.13 aufgelistet. Der standardisierte Regressionskoeffizient liegt oberhalb von 0,4. Es befinden sich Modellparameter wider, die den Kondensationsvorgang beeinflussen (Kondensationsrate, Zwischenphasenreibung, Tropfenanzahl pro Volumen). Die Leistung des Notkondensators wird stark beeinflusst durch die zur Verfügung gestellte thermische Energie der Nachzerfallsleistung, sodass der Massenstrom der Dampfeinspeisung signifikant ist.

# Indexabhängige Sensitivitätsanalyse Leistung NOKO, 48 Parameter berücksichtigt

32

9000

Par. Par.

7000

8000

0.8

0.6

0.4

0.2

0

-0.2

-0.4

-0.6

-0.8

-1

1000

2000

3000

Standard Regressionkoeffizient (Spearman Ranking)

Abb. 5.126 Bedeutende unsichere Parameter für die Notkondensatorleistung

4000

Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für die Notkondensator-Tab. 5.13 leistung

Zeit [s]

5000

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
25	FCONTR	Kontraktionsfaktor		
28	ODVPI	Relative Geschwindigkeit –vertikale Rohre		
32	OIHT2	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche disperse Strömung		
45	OMCON	Kondensationsrate		
46	ZT	Tropfenanzahl pro Volumen		
	Anfangs- und Randbedingungen			
8	dTFPV	/ Startabweichung von der Flutbehältertemperatur		
15	dNAACF01	1 Abweichung der Dampfeinspeisung		
17	dmPCB	ImPCB Abweichung des Kühlmassenstroms im Absetzbecken		

#### Zusammenfassung

Es fällt auf, dass die erste Phase zwischen 300 s und 2.000 s durch das Leck beeinflusst wird. So findet sich in allen Ergebnisgrößen in dieser Phase eine Sensitivität des Kontraktionsfaktors wider. Der Zeitpunkt des Auftretens zeigt lediglich auf die Drücke einen Einfluss. Die Durchströmung des Fallrohrs in der Flutleitung ist für alle Ergebnisgrößen signifikant, abgesehen vom Druck im GAP. Der Öffnungszeitpunkt des Flutventils hat einen Einfluss auf den Verlauf des Drucks und Füllstands in der darauffolgenden Kernflutphase. Im Langzeitverhalten der Komponenten ist die Wärmeübertragung des Gebäudekondensators bestimmend. Die Werte des untersuchten Spearmann Regressionskoeffizienten für den Druck im Drywell und für die Leistung vom Notkondensators bleiben über die gesamte Dauer der Simulation auf einem geringen Niveau und zeigen einen oszillierenden Verlauf, so dass keine ausgeprägte Sensitivität für die genannten Größen identifiziert werden kann. Dies ist vermutlich eine Folge des komplexen nicht-monotonen, teilweise oszillierenden, zeitlichen Verlaufs der beiden Größen, die im Laufe des Versuchsverlaufs mehrfache lokale Maxima und Minima durchlaufen (Abschnitt 5.2.2). Die Abhängigkeit des Werts der Zustandsgrößen von den Unsicherheitsparametern wird von nichtlinearen Effekten, insbesondere durch zeitliche Verschiebungen, überlagert und kann nicht durch die durchgeführte Analyse hervorgehoben werden. Im Anhang F ist der Regressionskoeffizient des Spearman Rankings dargestellt, der ausnahmslos kleiner 0,7 ist. Erst bei einer Größe oberhalb von 0,8 sollte der Zusammenhang angenommen werden.

#### 5.2.4.4 Frischdampfleitungsleck mit AC2

Neben dan Analysen von THD wurde auch an der RWTH das große Frischdampfleitungsleck untersucht. Im Unterschied zur THD wurde hierbei jedoch die gekoppelte Version von ATHLET und COCOSYS verwendet.

Als Eingangsdatensatz für ATHLET wurde das von der THD entwickelte 1D-Model in seiner finalen Fassung verwendet; für den COCOSYS-Teil kam ein Datensatz zum Einsatz, der ursprünglich von der GRS entwickelt wurde und für die Simulation der Best-Estimate-Rechnungen sowie der SUSA etwas feiner nodalisiert wurde. Nachdem in der gekoppelten Version nur der Drywell- und der Wetwell-Behälter (Volumina und Behälterwände inkl. Isolierung) und das Kondensationsrohr abgebildet sind, spielt der COCOSYS-Teil in der Simulation einen untergeordneten Einfluss, da die für den Verlauf des Experiments entscheidenden Prozesse (Dampfeinspeisung) und passiven

Komponenten (NOKO, GEKO) in ATHLET abgebildet sind. Damit haben die Ergebnisse von AC2 keine Verbindung zu den GEKO-Simulationen aus Kapitel 3.4.3.

Mit dem leicht modifizierten COCOSYS-Datensatz und dem ATHLET-Datensatz der THD wurde zu Beginn eine Best-Estimate-Rechnung durchgeführt, wobei sich kleine Unterschiede zwischen ATHLET-stand-alone und gekoppeltem AC<sup>2</sup> ergaben. Der grundsätzliche Verlauf ist identisch, jedoch liegen leichte zeitliche Verschiebungen sowie etwas unterschiedliche Ausprägung von Peaks vor, vgl. Abb. 5.127 für den Druck im Flutbehälter und Abb. 5.128 für den Geko-Massenstrom. Beide Rechnungen sind in völliger Übereinstimmung mit den THD-Rechnungen, bei denen verschiedene Datensatzvarianten getestet wurden (vgl. Kapitel 5.2.2 und da insbesondere Abb. 5.24).

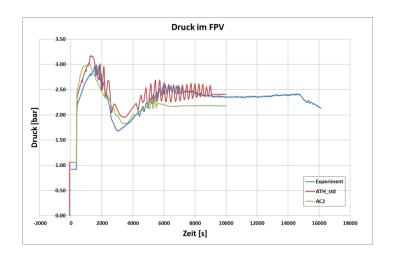


Abb. 5.127 Druckverlauf im Flutbehälter

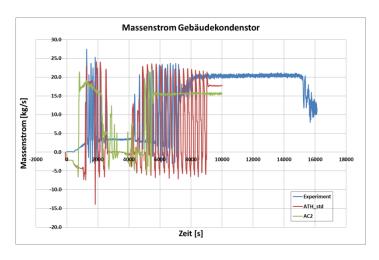


Abb. 5.128 Massenstrom im Gebäudekondensator

Für die SUSA wurde ein Set aus 48 unsicheren Paramtern verwendet, das mit GRS und THD abgestimmt wurde. Nach der Wilks'schen Gleichung sind für ein 95/95-

Unsicherheit/Vertrauensniveau sind 93 Rechnungen notwendig, sodass im SUSA-Programm 120 Eingabedatensätze generiert wurden. Bei den Rechnungen brachen 6 Rechenläufe ab, bzw. wurden manuell abgebrochen, da die Rechenzeiten über 2 Wochen betrugen und in den letzten 3 Tagen der Simulationsrechnung nur noch Fortschritte im Sekundenbruchteil zu beobachten waren. Der bezogen auf die Problemdauer früheste Abbruch lag bei 8.836 s. Durch die Abbrüche reduzieren sich aber die Wahrscheinlichkeit und die zweiseitigen Vertrauensgrenzen auf  $\beta$  = 0,86 und  $\gamma$  = 0,91, da zu Beginn die unsicheren Parameter für 120 Datensätze "ausgewürfelt" wurden und daher diese Kombinationen in den Auswertungen ebenfalls berücksichtigt werden müssen. Mit einem konservativen Ansatz stellen diese abgebrochenen Rechnungen aber die Extremfälle dar.

Nachdem der COCOSYS-Anteil im Eingangsdatensatz nur zwei Behälter umfasst, führt die AC<sup>2</sup>-SUSA primär zu den gleichen Ergebnissen wie die ATHLET-stand-alone-SUSA von THD. Daher soll an dieser Stelle nur detaillierter die mit Rohrleitungen verbundenen Behälter Drywell und Flooding Pool Vessel eingegangen werden. Für den Druckverlauf in Flutbehälter ergeben sich die in Abb. 5.129 dargestellten Drücke und in Abb. 5.130 sind die zugehörigen Grenzkurven abgebildet.

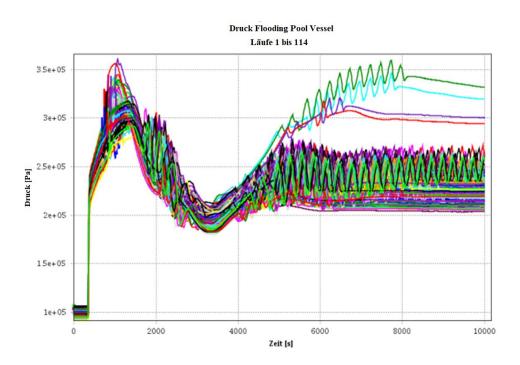


Abb. 5.129 Druckverlauf Flooding Pool Vessel

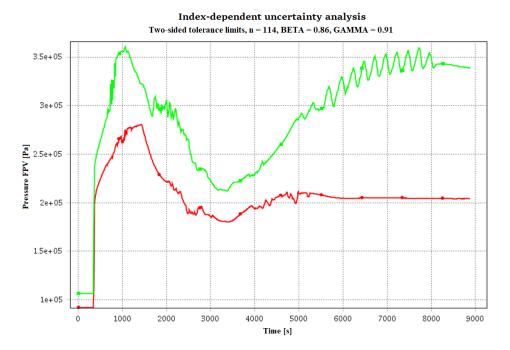


Abb. 5.130 Grenzkurven Flooding Pool Vessel

Aus den Kurven in den oberen zwei Abbildungen zeigt sich, dass zum einen die Druckspitze nach Störfalleintritt und das langfristige Druckniveau mit Unsicherheiten behaftet sind. Wie sich der Störfall in der Simulations langfristig entwickelt, hängt davon ab, ob bei ca. 3.500 s eine Rücksülung aus der Kondensationskammer in die Druckkammer stattfindet, die wiederum mit dem Flutbehälter verbunden ist. In der Best-Estimate-Rechnung trat diese Rücksülung nicht auf, und im Rahmen der SUSA führen nur vier Varianten zu entsprechendem Druckausgleich. Langfristig bestimmen die Wärmeabfuhrprozesse am und im GEKO, ob der Druck im Flutbehälter periodisch-dämpfend schwingt oder sich auf einem Plateau im Bereich zwischen ca. 2 bis 2,5 bar stabilisiert.

Die Diagramme zu den Sensitivitäten des Flutbehälterdrucks befinden sich in Anhang E. Werden beim Spearman's Ranking Parameter mit > 0,3 berücksichtigt, so ergibt sich folgende Tab. 5.14. Dabei sind alle Paramter bis auf Nr. 9, ATHLET-Modellparameter bzw. Startwerte für Ereignisse/Komponenten aus dem ATHLET-Teil. Hinsichtlich COCOSYS ist nur der Startdruck im Drywell relevant.

Tab. 5.14 Relevante unsichere Parameter für den Druck im Flutbehälter

Nummer	Bezeichnung	Bemerkung		
	Modellparameter			
25	FCONTR	Kontraktionsfaktor		
28	ODVPI	Relative Geschwindigkeit – vertikale Rohre		

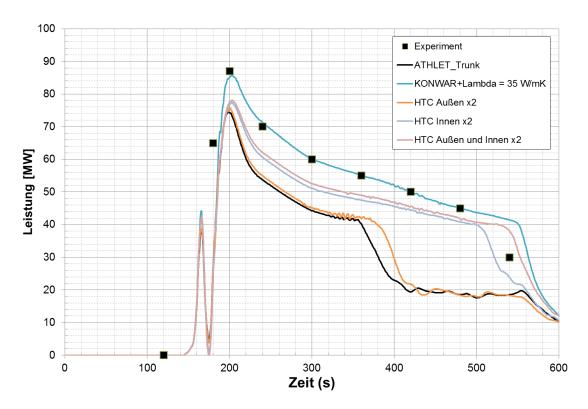
Nummer	Bezeichnung	Bemerkung			
31	OIHT1	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche stratifizierte Strömung			
32	OIHT2	Zwischenphasenreibung – Diskontinuierliche disperse Strömung			
41	OHWFB	Wärmeübertragungskoeffizient – Filmsieden			
45	OMCON	Kondensationsrate			
	Anfangs- und Ra	s- und Randbedingungen			
7	dTCCC	Startabweichung von der Gebäudekühlertemperatur			
8	dTFPV	Startabweichung von der Flutbehältertemperatur			
9	dpDW	Startabweichung vom Drywelldruck (COCOSYS)			
21	dLEAK_V0	Abweichung des Leckventil-Öffnungszeitpunktes			

#### Zusammenfassung

Für die weitere SUSA zum Frischdampfleitungsleck mit gekoppeltem ATHLET-COCOSYS zeigt, dass abgesehen von der für den Drywell-Behälter vorgegebenen Starttemperatur, keine COCOSYS-Parameter einen relevanten Einfluss haben. In der ersten Phase des Frischdampfleitungslecks dominieren alle Parameter des Lecks und nach der Fallunterscheidung, ob es zu einer Rückströmung aus der KOKA in die Druckkammer kommt, sind im weiteren Verlauf die gleichen Parameter wie in der ATHLET-stand-alone-SUSA relevant. Da die ganze Wärmetransportkette mit Flutbehälter inkl. NOKO und GEKO im ATHLET-Teil abgebildet ist, scheinen die Ergebnisse sinnvoll.

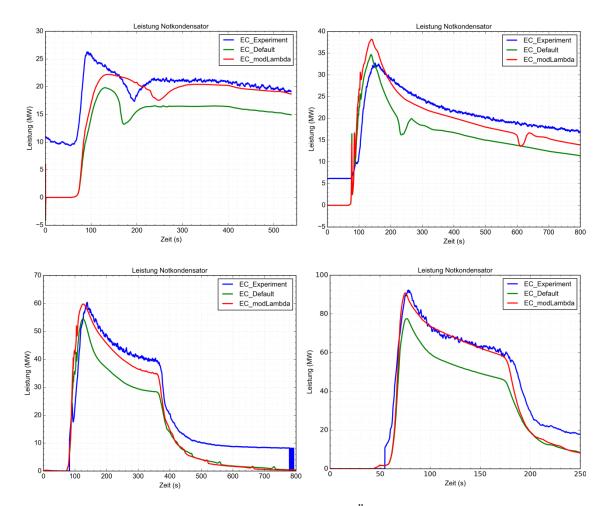
# 5.2.4.5 Zusätzliche Sensitivitätsanalyse den Notkondensator betreffend

In der oben beschriebenen Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse konnte kein Parameter identifiziert werden, der die in den ATHLET-Rechnungen notwendig gewordenen Flächenerhöhungen der Notkondensatorrohre erklärt. Daher wurde eine separate Sensitivitätsanalyse durchgeführt.



**Abb. 5.131** Vergleich Notkondensatorleistung Experiment – ATHLET mit verschiedenen Anpassungen der Wärmeübergangskorrelationen und der Wärmeleitfähigkeit für Versuch NOKO\_1\_10\_85\_13\_1

Zunächst wurde anhand eines Notkondensatoreinzelversuchs untersucht, wie stark sich die Leistung des Notkondensators beeinflussen lässt, wenn die von ATHLET bestimmten Wärmeübergangskoeffizienten an der Innen- und Außenseite der Rohre verändert werden. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.131 dargestellt. Die aktuelle ATHLET-Version (ATHLET\_Trunk) unterschätzt die Leistung zum Zeitpunkt 300 s um ca. 16 MW. Verdoppelt man den Wärmübergangskoeffizienten außen (HTC Außen x2), so erhöht sich die Leistung zu diesem Zeitpunkt um ca. 1 MW. Bei Verdopplung des Wärmeübergangskoeffizienten an der Innenseite, erhöht sie sich um 7 MW. Bei Verdopplung beider Seiten um 8 MW. Man erkennt daher, dass obwohl die Wärmeübergangskoeffizienten an der Innen- und Außenseite stark erhöht werden, sich die übertragene Leistung aber kaum ändert. Wird stattdessen die Wärmeleitfähigkeit von Edelstahl (in diesem Fall ca. 15 – 18 W/mK für 100 – 300 °C) auf Werte von ferritischem Stahl gesetzt, so kann bei einem Wert von 35 W/mK für dieses Experiment (NOKO\_1\_10\_85\_13\_1) die Leistung des Notkondensators gut wiedergeben werden.



**Abb. 5.132** Vergleich Experiment – ATHLET ohne Änderungen (\_Default) und mit angepasster Wärmeleitfähigkeit (\_modLambda); Versuche NOKO\_2\_12\_1 oben links, NOKO\_1\_11\_15\_2 oben rechts, NOKO\_1\_09\_80\_5\_10 unten links und NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1 unten rechts

Weitere Nachrechnungen anderer Einzeleffektversuche und die Nachrechnung der Versuche EASY-1 und EASY-4 führten zu ähnlichen Resultaten. Die Ergebnisse der Nachrechnungen verschiedener Einzeleffektversuche sind in der nachfolgenden Abbildung dargestellt. Man erkennt, dass in allen Fällen die Notkondensatorleistung in den Simulationen vergleichbarer mit den experimentalen Daten ist. Im Falle des Experiments NOKO\_1\_3C\_85\_5\_1 ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation sogar sehr gut.

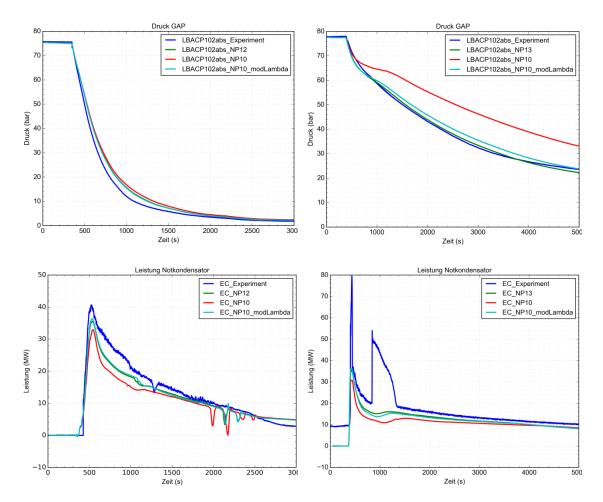


Abb. 5.133 Vergleich Experiment – ATHLET mit Angabe der Flächenänderung (\_NP12 → Fläche wurde mit 1,2 multipliziert; \_NP10 → Originalfläche) und erhöhter Wärmeleitfähigkeit (\_NP10\_modLambda); EASY-1 links, EASY-4 rechts

Ergebnisse der Integralversuche EASY-1 und EASY-4 sind in der Abb. 5.133 dargestellt. Dabei sind der Druck im GAP sowie die Notkondensatorleistung dargestellt. Es werden Simulationen mit angepasster Notkondensatorfläche (NP12 bzw. NP13 → um 1,2 bzw. 1,3 erhöhte Fläche im Vergleich zu NP10), originaler Fläche (NP10) und originaler Fläche aber angepasster Wärmeleitfähigkeit der Rohre von konstant 35 W/mK.

Der EASY-1 Versuch wurde mit einem Flächenmodifikator von 1,2 nachgerechnet. Ohne Multiplikator verläuft der GAP-Druck auf einem etwas höheren Niveau (Abb. 5.133 oben links), da die Leistung des NOKO kleiner ist (Abb. 5.133 unten). Setzt man die Wärmeleitfähigkeit auf 35 W/mK, so steigt die Leistung in etwa auf das Niveau mit Flächenmodifikation und auch der Druck sinkt ab. Ein ähnliches Bild zeigt EASY-4: Der Druckverlauf im GAP wurde von ATHLET nur gut wiedergegeben, wenn die Fläche des Notkondensators um den Faktor 1,3 erhöht wurde. Ohne Anpassung stimmen die Druckkurven des

Experiments und der Simulation nicht mehr gut überein. Nach Anpassung der Wärmeleitfähigkeit verläuft der Druck wieder auf dem Niveau des Experiments und der Simulation mit Flächenanpassung von 1,3.

Die Ergebnisse der Sensitivitätsstudie zeigen, dass eine weitere Erhöhung der Wärmeübergänge an der Innen- und Außenseite des Notkondensatorbündels zu nur kleinen
Verbesserungen in der Simulation der übertragenen Leistung führt. Eine Erhöhung der
Wärmeleitfähigkeit verbessert die simulierte Wärmeübertragung deutlich stärker. Es
lässt sich daraus schließen, dass die Notkondensatorrohre entweder eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit aufweisen oder aber eine geringere Wandstärke besitzen. Möglich wäre auch eine Kombination aus beidem.

Jedoch wurde im Nachgang zu EASY eine Probe des Materials der Notkondensatorrohre mittels Röntgenfluoreszensanalyse (FSA) mit dem Ergebniss analysiert, dass das verbaute Material tatsächlich dem dokumentierten Material entpricht. Weiterhin wurde die Wanddicke an vier Stellen mittels Ultraschallmessung bestimmt. Auch hier bestätigen sich die dokumentierten Werte, wie sie auch in den ATHLET-Datensätzen genutzt werden. Daraus folgt, dass die Abweichungen in der Leistungsübertragung mit hoher Wahrscheinlichkeit durch den Wärmewiderstand in den Rohren verursacht werden. Dies bedeutet jedoch, dass der in den obigen Rechnungen durch die ATHLET-Standardkorrelationen beschriebene Wärmeübergang an der Rohrinnenwand bzw. der Rohraußenwand um mehr als 100 % verändert werden muss, um diese Abweichungen zu erklären. Es konnte damit im Vorhaben nicht geklärt werden, wodurch diese großen Abweichungen in der Bestimmung der Notkondensatorleistung ausgelöst werden. Dies erfordet systematische Unterschungen der beitragenden Einzeleffekte an Rohrinnenwand, Rohraußenwand und ggf. Wärmeleitung im Rohr sowie zusätzliche Untersuchungen an der INKA-Anlage mit geeignet verbesserter Instrumentierung.

# 6 Versuchsanlage INTRAVIT (RWTH)

Das EASY-Projekt ist bezüglich des Gebäudekondensators zweigleisig gestaltet, da die Versuchsdaten aus den INKA-Versuchen sowohl für ein Gebäudekondensatormodul in ATHLET als auch in COCOSYS verwendet wurden. Der Hintergrund dieser Konstellation sind die bei den Partnern GRS und RWTH Aachen vorhandenen Vorkenntnisse zum Gebäudekondensatormodul in den jeweiligen Programmen. Vom Kondensatormodul in COCOSYS "COMO" (Condensor Module) ist bereits aus der Vergangenheit bekannt, dass es Unzulänglichkeiten bei der Berechnung des Wärmeübergangs an der Innenseite der Kondensatorrohre gibt, die die Simulation von waagrechten wie auch senkrechten Rohren (russischer DWR AES-2006 /RUS 14/ wie für Hanhikivi 1 vorgesehen /FEN 18/) betreffen. Die Datenlage an vorhandenen Korrelationen und auch Experimenten, die sämtliche Strömungsformen von rein-flüssig bis rein-gasförmig unter einem Winkel zwischen 0 – 90° berücksichtigen, ist äußerst begrenzt. Weiterhin liegen in der Fachliteratur /VDI 13/, /BAE 13/ nur unvollständige Angaben vor, in wie weit empirisch ermittelte Gleichungen, die unter bestimmten Randbedingungen wie z. B. Rohrneigungswinkeln < 10° ermittelt wurden, für andere Neigungswinkel angewendet werden dürfen.



Abb. 6.1 INTRAVIT während der Inbetriebsetzungsphase

In INKA konnten im Rahmen des EASY-Projekts viele Daten zum Strömungsverhalten und der Wärmeabfuhr bei Gebäudekondensatoren mit einem kleinen Neigungswinkel gemessen werden. Um Fragestellungen hinsichtlich anderer Neigungswinkel beantworten zu können, werden weitere Versuchsdaten mithilfe eines kleinskaligen Versuchsstands gewonnen. Die notwendigen Daten werden im Rahmen eines Unterauftrags der RWTH Aachen an die Universität Luxemburg am sog. Versuchsstand INTRAVIT (Investigation of passive heat transfer at variably inclined tubes) generiert. In Abb. 6.1 ist der Versuchsstand im finalen Zusammenbau mit allen Komponenten und aller angeschlossenen Messtechnik, aber noch ohne die Isoliertung von oberem Absetzbecken sowie allen Rohrleitungen zu sehen.

Bei INTRAVIT wird ein einzelnes Rohr von außen elektrisch beheizt (Abb. 6.2), innenseitig passiv mit Deionat durchströmt und mittels eines Vergleichs zwischen der zugeführten elektrischen Leistung und umfangreicher Temperaturmessung am Versuchsstand werden Wärmebilanzen gebildet. Für das Computerprogramm COCOSYS sollen dann in einem zweiten Schritt (nicht mehr Teil von EASY) auf Basis der gemessen Daten Korrelationen zum Wärmeübergang in Abhängigkeit des Neigungswinkels  $\dot{q}(\alpha)$  entwickelt oder die Verwendung eines Superpositionsprinzip aus Gleichungen für waagrechte und senkrechte Rohre begründet werden.



**Abb. 6.2** Heizrohr während Inbetriebsetzungphase (keine Isolierung)

In Anlehnung an die Versuche an der INKA-Anlage werden zwei grundsätzliche Versuchstypen durchgeführt:

Einerseits die als statisch bezeichneten Versuche, in denen unter einer quasi-konstanten Vorlauftemperatur die elektrische Heizleitung für einen Zeitraum von 600 s konstant gehalten wird.

In Tab. 6.1 sind die vorgesehenen Leistungsniveaus gezeigt. Dabei ist zu beachten, dass die jeweils gleiche Messungsreihe für 8 verschiedene Rohrneigungswinkel ( $\alpha$  = 0° / 5° / 15° / 30° / 45° / 60° / 85° / 90°) durchgeführt wird, sodass am Ende der statischen Versuche zu jedem Neigungswinkel ein Satz von 30 Leistungsniveaus vorliegt.

Andererseits werden auch zwei dynamische Versuche druchgeführt, bei denen eine variable elektrische Heizleistung eingestellt wird, die auf dem INKA-Versuch EASY01 basiert und für ein einzelnes GEKO-Rohr skaliert wurde. Das entsprechende Lastprofil ist in Abb. 6.3 dargestellt und wird sowohl für einen eingestellten Rohrneigungswinkel von 5° als auch für 90°verwendet.

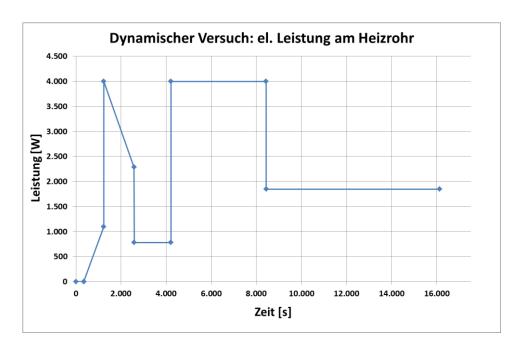


Abb. 6.3 Leistungsprofil für dynamischen Versuch an INTRAVIT

Weitere Beschreibungen der Versuchsanlage, die geplanten sowie durchgeführten Versuche und die experimentellen Ergebnisse werden an dieser Stelle nicht ausgeführt, sonden sind in eine eigenständige technische Notiz ausgelagert

 Tab. 6.1
 Versuchsmatrix statische Versuche INTRAVIT

<b>T_Start (TUP35)</b> [°C]	Heizleistung Rohr [W]	Dauer [s]	T_Becken (mittel)
15	500	600	15,06
15	1000	600	15,17
15	1500	600	15,35
15	2000	600	15,58
15	2500	600	15,87
15	3000	600	16,22
15	3500	600	16,63
15	4000	600	17,10
eckenheizung [mit 20 kW]: A	nheben Vorlauftemperatur auf	30 °C	
30	500	600	30,06
30	1000	600	30,17
30	1500	600	30,35
30	2000	600	30,58
30	2500	600	30,87
30	3000	600	31,22
30	3500	600	31,63
30	4000	600	32,10
eckenheizung [mit 20 kW]: A	nheben Vorlauftemperatur auf	40 °C	
40	500	600	40,06
40	1000	600	40,17
40	1500	600	40,35
40	2000	600	40,58
40	2500	600	40,87
40	3000	600	41,22
40	3500	600	41,63
40	4000	600	42,10
	nheben Vorlauftemperatur auf		
50	500	600	50,06
50	1000	600	50,17
50	1500	600	50,35
50	2000	600	50,58
50	2500	600	50,87
50	3000	600	51,22
50	3500	600	51,63
50	4000	600	52,10
	nheben Vorlauftemperatur auf		32,10
75	500	600	75,06
75	1000	600	75,17
75	1500	600	75,35
75	2000	600	75,58
75	2500	600	75,87
75	3000	600	76,22
75	3500	600	76,63
75 75	4000	600	77,10
	nheben Vorlauftemperatur auf		77,10
100	500	600	100,06
100	1000	600	100,06
			·
100	1500	600	100,35
100	2000	600	100,58
100	2500	600	100,87
100	3000	600	101,22
100	3500	600	101,63
100	4000	600	102,10

## 7 Zusammenarbeit mit PANAS

Im Rahmen des Förderkonzeptes "Grundlagenforschung Energie 2020+" wurde das Verbundprojekt Untersuchungen zu passiven Nachzerfallswärme-Abfuhrsystemen (PANAS) von der Forschungsbetreuung PTKA des BMBF positiv bewertet. In diesem Projekt sollen thermohydraulische Besonderheiten der Wärmeübertragung und Naturumlaufstabilität bei passiven Wärmeabfuhrsystemen experimentell und analytisch untersucht werden.

Der Fokus des Vorhabens ist auf die Detailanalyse der Energieübertragungsprozesse

- Kondensation in geneigten Rohren bei hohem Druck,
- Kondensation an geneigten Rohren bei niedrigem Druck,
- Verdampfung in geneigten Rohren bei niedrigem Druck sowie
- Zweiphasen-Naturumlaufstabilität

gerichtet. Die Untersuchungsmethodik besteht darin, mit Experimenten Daten in hoher Orts- und Zeitauflösung zu generieren, die der Modellbildung für CFD- und Integral-Codes dienen, um die neuen Modelle schließlich am Experiment zu validieren und für die Bewertung von entsprechenden technischen Systemen einzusetzen. Darüber hinaus wird die hohe Zeitauflösung der Messinstrumentierung für die Identifizierung und Beschreibung hoch-dynamischer thermo- und fluiddynamischer Phänomene genutzt. Die Nutzung umfasst sowohl die Klärung von Zweiphasenströmungsinstabilitäten (beispielsweise durch Dichtefluktuationen) als auch allgemeine Untersuchungen der Kriterien für die statische und dynamische thermische Kopplung und die fluiddynamische Modellierung, die zu rechtfertigen oder zu erweitern sind. Die experimentelle Basis bilden dabei Versuche an einem geneigten Einzelrohr in der TOPFLOW Versuchsanlage des HZDR sowie in der Versuchsanlage GENEVA der TUD.

Während in EASY das Gesamtbetriebsverhalten der passiven Systeme und ihre Wechselwirkungen untereinander verstanden werden und mittels des Codesystems AC² möglichst genau beschrieben werden sollte, wurden in PANAS die grundlegenden physikalischen Phänomene der passiven Sicherheitssysteme Notkondensator und Gebäudekondensator betrachtet, um für AC² Verdampfungs- und Kondensationsmodelle zu entwickeln und zu validieren. Die Projektpartner der beiden Projekte waren größtenteils auch im jeweils anderen Projekt aktiv, sodass der Informationsfluss zwischen den Projekten sichergestellt war. Zusätzlich wurden die jährlich zweimal stattfindenden

Projekttreffen größtenteils gemeinsam durchgeführt. Dadurch wurden die Erkenntnisse beider Projekte untereinander ausgetauscht.

Auch ein konkreter Austausch von Arbeitsergebnisse wurde zwischen beiden Projekten durchgeführt: Beispielsweise wurden in PANAS entwickelte spezielle ATHLET-Versionen mit den Modellen KONWAR und Thome für die strömungskartenbasierende Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten durch Kondensation innerhalb horizontaler Rohre auch in EASY angewendet werden. Leider führten sie nicht zu den erhofften Verbesserungen hinsichtlich der Simulation des Notkondensators, da der Hauptwärmewiderstand nicht auf der Innenseite der Rohre zu finden ist.

#### 8 Lessons Learned

#### Ein Datensatz für alle Simulationen

Am Ende des Vorhabens hat sich herausgestellt, dass die verschiedenen Datensätze, die für die unterschiedlichen Störfälle aus dem Basisdatensatz abgeleitet wurden, nicht für die jeweils anderen Störfälle geeignet sind. Dies ist soweit aber eigentlich nicht verwunderlich, da die Anforderungen an die Datensätze bei verschiedenen Störfällen unterschiedlich sind. Beispielsweise reicht eine im Vergleich zum Station Blackout grobe Nodalisierung der Druckkammer im Fall des Frischdampfleitungsbruchs aus. Beim Station Blackout muss sie deutlich detaillierter ausfallen. Da die Projektpartner aber jeweils zugeteilte Störfälle simuliert haben, wurde nicht darauf geachtet, dass Änderungen, die sich in einem Fall günstig auf die Simulation auswirken, aber negative Auswirkungen auf die Rechnungen der anderen Experimente haben können. Verstärkt wurde das Problem noch dadurch, dass die verschiedenen Simulationen der Störfälle an unterschiedlichen Institutionen durchgeführt wurden. Obwohl ein intensiver Austausch zwischen den Partnern während des Projekts stattfand, wurden die Änderungen der einzelnen Partner in den eigenen Datensätzen nicht kontinuierlich mit den anderen Partnern geteilt und auf "Kompatibilität" für den eigenen Störfall getestet.

Als Lösung in zukünftigen Projekten sollte ein Versionsmanagementsystem eingesetzt werden, das von Anfang an von allen Partnern intensiv genutzt werden kann. In EASY wurde zwar anfänglich Git verwendet, um die Datensätze zu versionieren. Da das Repository allerdings verschlüsselt in der GRS-Cloud lag, war die Anwendung unpraktikabel. Erst später wurde ein Git-Repository auf Servern der THD eingerichtet. Zu diesem Zeitpunkt hatten sich die Datensätze allerdings schon weit voneinander weg entwickelt.

Die eingecheckten Datensätze sollten modular aufgebaut sein, sodass z. B. über die ATHLET-Include-Statements nur die jeweiligen spezifischen Anfangs- und Randbedingungen für die einzelnen Rechnungen eingefügt werden können. Anschließend können kontinuierlich die jeweils aktuellen Versionen ausgecheckt und automatisiert gerechnet werden (z. B. durch Jenkins /JEN 18/). Abweichungen durch Änderungen der Partner in den eigenen Simulationen können so zeitnah erfasst werden.

#### Große Entwicklungsarbeiten

Verzögerungen in den Arbeiten zur Kopplung zwischen ATHLET und COCOSYS führten dazu, dass die Nachrechnungen mit der gekoppelten Version in immer weitere Ferne gerückt sind. Der Aufwand der Erzeugung einer Kopplung die den Anforderungen in EASY entsprach wurde zum Zeitpunkt der Antragstellung unterschätzt. Als Resultat musste die schon vorhandene GCSM-Kopplung für die Nachrechnungen der Störfälle genutzt werden, da ansonsten keine gekoppelten Rechnungen durchgeführt werden konnten. Daher sollten solch weitreichende Entwicklungsarbeiten zukünftig in eigenen Projekten oder in den Entwicklungsprojekten der entsprechenden Codes integriert werden, ohne die Notwendigkeit komplexer Nachrechnungen im gleichen Vorhaben. Erst in einem nächsten Vorhaben sollte diese Programmentwicklung dann intensiv validiert werden.

#### Konferenzen

Für die NURETH in Xi'an 2017 und der Jahrestagung Kerntechnik 2018 wurden durch die GRS eigene Sessions für EASY und PANAS organisiert, damit die Ergebnisse der Projekte im Ganzen präsentiert werden konnten. Leider hatte sich herausgestellt, dass nur wenige Zuhörer ihren Weg in diese Sessions gefunden hatten. Die Ursachen dafür sind nicht geklärt. Möglicherweise fehlten den Sessions prominente Wissenschaftlerkollegen um das Interesse der Zuhörer zu wecken. Ein anderer Grund kann die Entwicklung der Konferenzen zu immer mehr parallelen Sessions sein: Verlaufen zu viele Sessions parallel, wird die einzelne Session unattraktiver.

### Messtechnikdichte

Die INKA-Anlage eignet sich in großem Maße, die einzelnen passiven Sicherheitssysteme und ihre Interaktionen miteinander in verschiedenen Experimenten zu beobachten. Dabei steht eine große Anzahl von Messstellen zur Verfügung. Nichtsdestoweniger sind im EASY-Vorhaben Bereiche in der INKA-Anlage identifiziert worden, in denen die Messtechnikdichte größer hätte sein sollen. Dies ist z. B. der GAP-Behälter. Hier sind nur zwei Temperaturmessstellen vorhanden: Zum einen im Dampfraum und zum anderen im unteren Teil des GAP zur Messung der Wassertemperatur. Eine thermische Schichtung des Wassers im GAP kann so nicht aufgelöst werden. Da der Füllstand im GAP über eine Druckdifferenzmessung bestimmt wird, kann auch diese verfälscht sein, da das Wasser nicht immer perfekt durchmischt ist.

Ein weiteres Beispiel ist der Notkondensator: Um diesen näher untersuchen zu können, wäre eine Messtechnik an dessen Außenseite sinnvoll gewesen, die die lokalen Geschwindigkeiten und Temperaturen an der Außenseite bestimmt.

### Entgasungsprozedur

Um die nichtkondensierbaren Gase weitestgehend aus dem GAP-Kreislauf zu eliminieren wurde eine Entgasungsprozedur (siehe Abschnitt 4.3) durchgeführt, die darauf beruhte, dass in den vom GAP getrennten Fallraumsimulator heißes Wasser gepumpt wurde, sodass zunächst Dampf, dann Luft und schließlich Wasser aus einer sich oben befindlichen Armatur in die Umgebung entweicht. Anschließend wurde der GAP wieder mit dem Fallraum verbunden. Der Füllstand im Fallraum verlief in den Vorbereitungen für EASY-1 an einer Temperaturmessstelle vorbei. Anhand der gemessenen Temperatur und der abgeschätzten Sinkgeschwindigkeit des Füllstandes konnte abgeschätzt werden, wie viele nichtkondensierbaren Gase noch im Fallraum vorhanden waren. Nachdem allerdings der Pegelschiefstand als Anfangsbedingung eingeführt wurde, wurde auch mit einem höheren Füllstand im Fallraum gearbeitet. Die Temperaturmessstelle wurde damit dann beim Ablassen des Wassers aus dem Fallraum nicht mehr erreicht und die Güte der Entgasung somit nicht mehr messbar. Hier wäre eine zusätzliche Messstelle nötig, oder eine Anpassung der Entgasungsprozedur auf einen niedrigeren Füllstand im Fallraum.

Durch die Entgasungsprozedur wurde der Notkondensator nicht erfasst. Das unterkühlte Wasser im NOKO enthielt noch einige Mengen gelöster Luft, die während des Experiments in den Dampf geraten kann. Hier sollte eine Möglichkeit entwickelt werden, um die gelöste Luft aus dem Notkondensator eliminieren.

#### Zusammenarbeit der Partner

Die Zusammenarbeit der einzelnen Partner untereinander kann als intensiv und zielführend bezeichnet werden. Beispielsweise führte die gemeinsame Auswertung des ersten Versuchs (EASY-1) und die daraus resultierenden Änderungen an den Anfangs- und Randbedingungen für die nachfolgenden Versuche zu deutlich besseren Experimenten.

#### Auswertung der experimentellen Daten

Aufgrund der Verzögerungen der Experimente innerhalb des Projektzeitraumes musste mit den Nachrechnungen der Experimente schon begonnen werden, obwohl diese von den Experimentatoren noch nicht vollständig ausgewertet wurden. Das führte dazu, dass Projektpartner, die Simulationen der Experimente durchführen sollten, Schwierigkeiten bei der Interpretation des Verhaltens verschiedener Messstellen bekamen. Diese konnten zwar zum größten Teil durch Absprache mit den Experimentatoren geklärt werden, führten aber zu einem größeren Zeitaufwand. Zum Projektende werden die Experimente aber in eigenen Berichten zusammengefasst worden sein.

Werden diese Experimente in der Zukunft noch einmal als Basis für Simulationen in einem Projekt verwendet, so sollten die Experimente in kleinen Projekttreffen noch einmal intensiv besprochen werden.

#### Automatische Druckentlastung (ADE)

In den von der TUD bearbeiteten Experimenten sprach durch den passiven Impulsgeber auch die automatische Druckentlastung (ADE) an. Es stellte sich heraus, dass bei den Nachrechnungen des RDB-Bodenlecks die Simulation der ADE gut gelang, im Falle des Speisewasserleitunglecks jedoch zu viel Energie durch die ADE in den Flutbehälter übertragen wurde. Eine vorhergehende separate Analyse von Einzeleffekttests zur ADE wäre hier sicher sinnvoll gewesen. Daten von ADE-Einzeleffekttests hätten durch FRAMATOME bereitgestellt werden können. Die Bearbeitung der Validierung von ATHLET anhand der Tests war aber in EASY nicht vorgesehen gewesen, da man hier in der Planungsphase des Projekts nicht mit Schwierigkeiten gerechnet hat. Als die Probleme mit der ADE bei der Bearbeitung des AP3 auftraten, war es zeitlich nicht mehr möglich, die Einzeleffektests nachzurechnen.

## 9 Zusammenfassung

Das Ziel des Forschungsvorhabens EASY war es, das Programmsystem AC² hinsichtlich seiner Anwendbarkeit bezüglich passiver Sicherheitssysteme, wie sie verstärkt in neuen Generation III und III+ Reaktoren eingesetzt werden, weiterzuentwickeln und zu validieren. Das in EASY untersuchte, von FRAMATOME entwickelte Referenzkonzept KERENA sieht eine Beherrschung von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen vor, obwohl auch aktive Sicherheitssysteme vorgesehen sind. Durch die Mitarbeit von FRAMATOME in EASY war es den Projektpartnern möglich experimentelle Daten von der INKA Versuchsanlage in Karlstein für die Verfolgung des Projektziels nutzen zu können. Die Durchführung für EASY eigens konzipierter Integraltests und deren Nutzung durch die Partner für die Validierung von AC² stellt ein Alleinstellungsmerkmal von EASY dar. Die Weiterentwicklungs- und Validierungsaufgaben wurden in einzelnen Arbeitsabschnitten in EASY durchgeführt. Diese waren:

- AC<sup>2</sup> Modellentwicklung
- Validierung von AC<sup>2</sup> gegen Einzelkomponententests (diese wurden von FRAMATOME schon vor EASY an INKA durchgeführt)
- Durchführung der integralen Tests an INKA
- Validierung von AC<sup>2</sup> gegen die durchgeführten integralen Tests

Zunächst musste AC² hinsichtlich seiner verfügbaren Modelle weiterentwickelt für die Anwendung in EASY adaptiert werden. So wurde von der Technischen Hochschule Deggendorf ein Modell des passiven Flutventils erstellt. Dieses wurde in der Programmiersprache Python geschrieben und über eine Programmierschnittstelle mit ATHLET verknüpft. Die Validierung des Modells wurde anhand der Tests zum passiven Flutsystem durchgeführt. Das Modell liefert hier eine gute Wiedergabe des Öffnungszeitpunktes und des Ventilhubs. In den Einzeleffektversuchen stimmen die experimentellen Daten des Flutmassenstroms sehr gut mit den Simulationen überein, während in den Versuchen der Störfälle der Massenstrom nicht ganz so gut getroffen wird. Allerdings stimmen die integral vom Flutbehälter in den GAP übertragenen Mengen gut mit den experimentellen Daten überein.

Weiterhin wurde das 3D-Modell von ATHLET auf INKA angewendet. Es wurde ein 3D-Modell des Flutbehälters mit Simulation des Gemischspiegels erstellt und validiert. Mithilfe des Modells war es möglich, die thermische Stratifizierung des Flutbehälters während der Aufheizung durch den Notkondensator zu verfolgen und gut wiederzugeben.

Auch das Umsetzen des Gemischspiegels nach unten durch Fluten oder Sieden funktioniert. Problematisch ist hier die Reduzierung der ATHLET Zeitschrittweite während die Gemischspiegel der verschiedenen parallelen Kanäle umsetzen. Weiterhin ist bei der Simulation des RDB-Bodenlecks aufgefallen, dass die Rechnung mit 3D-Modell des Flutbehälters stark verlangsamt wird, wenn über die ADE Dampf in den Flutbehälter eingespeist wird. Dies sollte noch einmal näher untersucht werden.

Eine letzte Weiterentwicklung in EASY stellte die Kopplung zwischen ATHLET und COCOSYS dar. Die Anforderungen an die Kopplung beinhalteten die Möglichkeit der Kopplung an freien Oberflächen und an Kondensatoren, die von ATHLET simuliert werden. Weiterhin sollte die Kompatibilität zur Python-Schnittstelle bewahrt werden. Die in EASY dahingehend weiterentwickelte Kopplung deckt die oben genannten Punkte prinzipiell ab. Doch obwohl noch die Möglichkeit einer iterativen Kopplung implementiert wurde (semi-implizit) konnten im EASY-Vorhaben noch keine stabilen Ergebnisse mit der neuen Kopplung erzeugt werden. In EASY wurde daher auf die alte GCSM-Kopplung zurückgegriffen, mit der gute und mit reinen ATHLET-Rechnungen vergleichbare Ergebnisse erzielt wurden.

Neben den oben genannten Modellentwicklungen und Validierungen wurden außerdem weitere passive Systeme von KERENA zunächst einzeln betrachtet und AC<sup>2</sup> an Einzelkomponentenversuchen dieser Systeme validiert. Eines dieser Systeme ist der passive Impulsgeber: Es wurden verschiedene Modelle des PIG in ATHLET modelliert und auf ihre Anwendbarkeit untersucht. Das finale Modell des PIG liefert sehr gut Übereinstimmung mit den experimentellen Daten hinsichtlich des Schaltzeitpunktes für die ADE.

Weiterhin wurde die Anwendbarkeit von COCOSYS zur Simulation des Kondensationsrohres getestet. Hier stellte sich der in den Versuchen verwendete hohe Startdruck im GAP als nicht realistisch dar (ca. 13 bar), da die Druckdifferenz zwischen Dry- und Wetwell im Integralversuch wie auch in INKA nur durch die Eintauchtiefe des Kondensationsrohres bestimmt ist und bei maximal 0,3 bar liegt. Mit der Druckdifferenz von ca. 12 bar ist die Ausströmung zunächst kritisch. Dies kann COCOSYS nicht berechnen, sodass die Druckverläufe in den Simulationen nicht mit denen im Experiment übereinstimmen. Nichtsdestoweniger zeigen die gekoppelten Rechnungen, dass das überströmen durch das Kondensationsrohr zuverlässig mit Anwendung des COCOSYS-Insertion-Modells funktioniert.

Mit den Programmen COCOSYS und ATHLET wurden auch Einzelkomponententests zum Gebäudekondensator gerechnet. Die COCOSYS-Rechnungen lieferten gute Ergebnisse für Tests ohne nichtkondensierbare Gase (Druckabweichungen 10 – 25 %). Mit nichtkondensierbaren Gasen lagen die Abweichungen darüber. Die Simulationen mit ATHLET führten zu keiner guten Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Weder ohne noch mit nichtkondensierbaren Gasen konnte die korrekte Leistung des GEKO nachgebildet werden. In den Integraltests zeigte sich hingegen ein gemischtes Bild. Während beim RDB-Bodenleck der GEKO die Wärme in ausreichendem Maße abführte, musste im Falle des Station Blackout ein Faktor von 1,8 (bzw. 1,1 im gekoppelten Fall) auf die Fläche des GEKO multipliziert werden, um die benötigte Leistung zu erreichen. Beim Frischdampfleitungsleck wurden gute Ergebnisse mit festem Wärmeübergangskoeffizienten auf der Außenseite des GEKO erzielt. Mit einer Rechnung mit von ATHLET bestimmtem HTC kann keine Aussage über das Verhalten des GEKO getroffen werden. Er führt zwar die Wärme zunächst zuverlässig ab, die Transiente führt im späteren Verlauf durch das Überströmen nichtkondensierbarer Gase aus dem Wetwell in das Drywell zu einem anderen Verhalten als es im Experiment beobachtbar war. Dementsprechend sollte der GEKO weiter Gegenstand zukünftiger Forschungsprojekte sein.

Parallel zu den oben genannten Validierungs- und Entwicklungsarbeiten wurden die integralen Experimente an INKA durchgeführt. Nach der Durchführung des EASY-1 Versuchs 2016 wurden einige Änderungen der Details in der Versuchsprozedur der weiteren Experimente vorgenommen, da EASY-1 in manchen Gesichtspunkten stark von dem erwarteten Störfallablauf abwich (z. B. nicht-ansprechen des PIG, zu hohe NOKO-Leistung). Änderungen waren der nun eingestellte Pegelschiefstand und die weitere Skalierung des NOKO, GEKO und der Nachzerfallsleistung. Die weiteren Versuche wurden dann erst 2017 durchgeführt. Die Experimente wurden zuvor blind vorausgerechnet.

Abschließend wurden die durchgeführten Integraltests mithilfe von AC<sup>2</sup> simuliert und dabei eine Vielzahl an Rechnungen angefertigt. Dabei wurden die Experimente zunächst mit ATHLET ohne Kopplung und ohne 3D-Modell des Flutbehälters nachgerechnet. Bis auf den Speisewasserleitungsbruch konnten alle Experimente schon mit einem einfachen Modell nachgerechnet werden. Allerdings musste in vielen Rechnungen die Wärmeübertragerfläche des GEKO (wie oben beschrieben) und des NOKO angepasst werden. Anfänglich wurde davon ausgegangen, dass die NOKO-Fläche um einen Faktor von bis zu 1,8 bei großer Unterkühlung im Flutbehälter (z. B. beim Frischdampfleitungsbruch) und ca. 1,3 bei kleinerer Unterkühlung im Flutbehälter (z. B. Station Blackout) vergrößert werden müsste. Am Projektende stellte sich jedoch heraus, dass der Faktor

auch bei großer Unterkühlung eher niedriger anzusetzen ist. Tatsächlich wurde im Frischdampfleitungsleckfall ein Faktor von 1,2 gewählt. Eine am Ende des Projektes durchgeführte Sensitivitätsanalyse bezüglich der Wärmeübergänge an der Innen- und Außenseite sowie der Wärmeleitung im Material des Notkondensators führte zu der Erkenntnis, dass eine Erhöhung der von ATHLET bestimmten Wärmeübergangskoeffizienten nur einen kleinen Einfluss auf die übertragene Leistung hat. Wird hingegen der Wärmeleitkoeffizient erhöht, verbessern sich die Simulationen hinsichtlih der übertragenen Leistung deutlich stärker. Eine Prüfung des Materials und der Wandstärke der Notkondensatorrohre wurde durchgeführt. Im Ergebnis stimmen die dokumentierten Werte für die Wandstärke als auch das verwendete Material mit der Dokumentation überein. Die Abweichungen der simulierten Notkondensatorleistung von den experimentellen Daten sind damit noch nicht verstanden. In einem zukünftigen Vorhaben sollten diese Fragestellung aufgeriffen werden. Dabei sollten die einzelnen Phänomene des Wärmeübergangs voneinander separiert betrachtet werden (d. h. Wärmeübergang an der Rohrinnenseite, Wärmedurchgang durch das Rohr und Wärmeübergang an der Außenseite).

Auch das 3D-Modell des Flutbehälters wurde für die Nachrechnungen angewendet. Hier stellt sich im Wesentlichen heraus, dass auch eine einfache Nodalisierung ohne 3D-Modell zu sehr guten Ergebnissen führt. Die Anwendung des 3D-Modells geht jedoch mit einem höheren Rechenaufwand einher. Dennoch konnte nachgewiesen werden, dass das 3D-Modell zur Simulation großer Wasserpools inklusive Gemischspiegel anwendbar ist. Sein Nutzen konnte sich für den kleinen Flutbehälter in INKA zwar nicht zeigen, in größeren Behältern mit lokalen Wärmeeinträgen könnte sich das 3D-Modell jedoch besser beweisen.

Die Kopplung konnte während des Projekts leider nicht so angewendet werden, wie sie vorgesehen war, da Instabilitäten an den Schnittstellen die neue Kopplung für EASY unbenutzbar machten. Es musste auf die GCSM-Kopplung ausgewichen werden, die allerdings zu guten Ergebnissen führte. Der Grundstein einer neuen Kopplung, die für die Anwendung für Generation III und III+ Konzepten geeignet ist, wurde in EASY jedoch gelegt. Die noch bestehenden Probleme werden im gegenwärtigen COCOSYS-Vorhaben gelöst werden.

Die am Ende durchgeführte Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse zeigte für den Station Blackout, dass die für eine Nachweisführung interessanten Parameter Druck im GAP, Druck im Drywell und Füllstand im GAP vor allem von den Messunsicherheiten der drei Parameter abhängen. Die Simulation der Nachzerfallsleistung aber auch die Höhe der thermischen Stratifizierung im GAP zu Beginn des Experiments hat ebenfalls eine hohe Signifikanz. Gerade letzteres lässt (zumindest für den Station Blackout) eine detailliertere Auflösung der Temperaturmessungen des Wasserbereichs im GAP über dessen Höhe für zukünftige Experimente sinnvoll erscheinen. Das untersuchte Frischdampfleitungsleck-Experiment zeigt, dass die größte Sensitivität von der Modellierung der kritischen Ausströmung ausgeht.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass mit dem Programmsystem AC² prinzipiell Reaktoren simuliert werden können, die in ihrem Sicherheitskonzept passive Sicherheitssysteme einsetzen. Dies wurde in EASY zunächst am Beispiel KERENA gezeigt. Die beiden Wärmeübertrager Notkondensator und Gebäudekondensator mussten jedoch teilweise hinsichtlich ihrer Fläche angepasst werden, um gute Übereinstimmungen zwischen den Simulationen und den experimentellen Daten zu erreichen. Diese Abweichungen liegen vermutlich nicht in der Wärmeleitung im Rohr begründet, sondern werden durch bisher nicht vollständig verstandene Phänomene auf der Rohrinnen- bzw. Rohraußenseite verursacht. Dabei gibt es vermutlich Abweichungen von z.T. mehr als 100 % zu dem mit den Standardkorrelationen in ATHLET berechneten Wärmeübergang. Eine Aufklärung dieser Abweichungen erfordert zusätzliche und vertiefte experimentelle und analytische Unterschungen.

Für den Bereich der Auslegungsstörfälle kann allein ATHLET schon gute Ergebnisse hinsichtlich des Störfallverhaltens erzeugen. Das 3D-Modell für große Wasserpools ist anwendbar, muss aber in Details (z. B. Dampfeinspeisung durch die ADE) noch weiter untersucht werden. Für die Simulation großer Containments kann COCOSYS zurzeit nur über die GCSM-Kopplung mit ATHLET gekoppelt werden. Dies war in INKA möglich, da hier die Verbindungsleitungen zwischen den Komponenten in denen die Schnittstellen gelegt wurden klein waren. Für größere Strömungsquerschnitte wurde die Anwendbarkeit nicht nachgewiesen. Die sogenannte neue Kopplung muss noch weiter verbessert werden.

## Literaturverzeichnis

- /AUH 16/ H. Austregesilo, C. Bals, A. Hora, G. Lerchl, P. Romstedt, P. Schöffel, D. Von der Cron, F. Weyermann, "ATHLET 3.1A Models and Methods", Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit gGmbH, GRS P 1 / Vol. 3, Rev. 4 (2016)
- /AUH 13/ H. Austregesilo, H. Glaeser, Ph. Schöffel, T. Skorek, "Teilnahme am Internationalen Standardproblem ISP-50 mit ATHLET", Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit gGmbH, GRS-A-3685 (2013)
- /ARE 16/ Wagner, T., Dokumentation der Einzeleffektversuche für das Projekt EASY Arbeitsbericht, AREVA GmbH, Karlstein, 2016
- /BAE 13/ Baehr, Hans Dieter; Stephan, Karl (2013): Wärme- und Stoffübertragung. 8., aktual. Aufl., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- /BIE 07/ W. Bierwerth, Tabellenbuch Chemietechnik: Daten, Formeln, Normen, vergleichende Betrachtungen aus den Bereichen: allgemeine und technische Mathematik, Physik, Chemie, Verfahrenstechnik, Werkstoffkunde, Prozessleittechnik/MSR-Technik, Arbeitssicherheit. Europa-Fachbuchreihe für Chemieberufe, Haan-Gruiten: Verl. Europa-Lehrmittel, 6. ed., 2007
- /BOE 07/ A. Böge: "Vieweg Handbuch Maschinenbau Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik 18., überarbeitete u. erweiterte Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, S. C 99, 2007.
- /BRO 13/ Broxtermann, P.

  Simulation passiver Kühlsysteme des Sicherheitsbehälters
  Dissertation, RWTH Aachen, 2013
- /CEU 17/ S.C. Ceuca, J. Herb, P.J. Schoeffel, T. Holland, H. Austregesilo, H.V. Hristov, CFD AND SYSTEM ANALYSIS CODE INVESTIGATIONS OF THE MULTIDIMENSIONAL FLOW MIXING PHENOMENA IN THE REACTOR PRESSURE VESSEL, Proceedings of ICAPP 2017, Fukui and Kyoto (Japan), April 24-28, 2017

- /CRA 13/ CRANE Nuclear: "General Engineering Data", S. 7, www.cranenuclear.com, 2013.
- /FEN 18/ Plant Design VVER-1200, Website: <a href="https://fennovoima.fi/en/">https://fennovoima.fi/en/</a>
  <a href="https://fennovo
- /GLA 97/ H. Glaeser, E. Hofer, M. Kloos, T. Skorek, Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen von Thermohydraulik-Rechenprogrammergebnisse für das Integralexperiment LSTF SB-CL-18, GRS-A-2496, August 1997.
- /GLA 01/ H. Glaeser, E. Hofer, A. Hora, B. Krzykacz-Hausmann, J. Leffer, T. Skorek, Einfluss von Modellparametern auf die Aussagesicherheit des Thermohydraulik-Rechenprogramms ATHLET, GRS-A-2963, September 2001.
- /GLA 08/ H. Glaeser, B. Krzykacz-Hausmann, W. Luther, S. Schwarz, T. Skorek, Methodenentwicklung und exemplarische Anwendungen zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen, GRS-A-3443, November 2008.
- /HOF 93/ E. Hofer, Probabilistische Unsicherheitsanalyse von Ergebnissen umfangreicher Rechenmodelle GRS-A-2002, Januar 1993.
- /HOF 99/ E. Hofer, Sensitivity analysis in the context of uncertainty analysis for computationally intensive models, Computer Physics Communications 117 (1999) 21-34.
- /IAEA 91/ IAEA, IAEA-TECDOC-626 Safety related Terms for Advanced NPP, IAEA, Vienna, Austria, 1991
- /IAEA 09/ IAEA, IAEA-TECDOC-1624 Passive Safety Systems and Natural
  Circulation in Water Cooled Nuclear Power Plants, IAEA, Vienna, Austria,
  2009
- /IDE 08/ Idelchik, I. E.

  Handbook of Hydraulik Resistance, 3rd Edition

  Jaico Publishing House Mumbai, ISBN 81-7992-118-2, 2008

- /JEN 18/ Jenkins, Website: https://jenkins.io/ Letzter Aufruf: 22.08.2018
- /KAC 18/ N. Kaczmarkiewicz, xxx. Dissertation, Université du Luxembourg, Technische Hochschule Deggendorf, 2018.
- /KLH 13/ Klein-Heßling, W.; Arndt, S.; Wolff, H.
  COCOSYS V2.4 Assessment Document, Draft Version, Gesellschaft für
  Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, 19.03.2013
- /KLO 99/ M. Kloos, E. Hofer, SUSA PC, A personal computer version of the program system for uncertainty and sensitivity analysis of results from computer models, Version 3.2. User's Guide and Tutorial Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, Garching, Germany, August 1999.
- /KRZ 88/ B. Krzykacz, MEDUSA 01 Ein Programm zur Generierung von "Simple Random"- und "Latin Hypercube" Stichproben für Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen von Ergebnissen umfangreicher Rechenmodelle GRS-A-1496. 1988.
- /KRZ 90a/ B. Krzykacz, EQUUS, A Computer Program for the Derivation of Empirical Uncertainty Statements on Results from Large Computer Models GRS-A-1720, 1990.
- /KRZ 90b/ B. Krzykacz, SAMOS, A Computer Program for the Derivation of Sensitivity Measures of Results from Large Computer Models GRS-A-1700, 1990.
- /KRZ 94/ B. Krzykacz, E. Hofer, M. Kloos, A software system for probabilistic uncertainty and sensitivity analysis of results from computer models Proceedings of PSAM-II, San Diego, U.S.A., March 20-25, 1994.
- /KLH 16/ Klein-Heßling, W., et.al.

  COCOSYS User's Manual, Revision 1, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, 07.03.2016
- /VDI 13/ Verein Deutscher Ingenieure

  VDI-Wärmeatlas; 11., bearbeitete und erweiterte Auflage

  Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-642-19980-6, 2013

- /PPE 15/ P. Pandazis, S.C. Ceuca, P.J. Schoeffel, H.V. Hristov, INVESTIGATION OF MULTIDIMENSIONAL FLOW MIXING PHENOMENA IN THE REACTOR PRESSURE VESSEL WITH THE SYSTEM CODE ATHLET, NURETH-16, Chicago, IL, August 30 September 4, 2015
- /RUS 14/ Rusatom Overseas JSC (2014): The VVER today. Evolution | Design | Safety. Hg. v. State Atomic Energy Corporation ROSATOM. Moskau/ Russ-land. Online verfügbar unter <a href="http://www.rosatom.ru/en/resources/b6724a80447c36958cfface920d36ab1/brochure\_the\_vver\_today.pdf">http://www.rosatom.ru/en/resources/b6724a80447c36958cfface920d36ab1/brochure\_the\_vver\_today.pdf</a>, Letzter Besuch: 24.09.2015
- /SAL 00/ A. Saltelli, K. Chan, E. M. Scott (eds), Sensitivity Analysis J. Wiley & Sons 2000.
- /SEE 12/ M. Seewald: "Kritische Ausströmung von Flüssigkeiten und Gasen", GfS Gesellschaft für Simulatorschulung mbH, Essen, S. 6, April 2012
- /SFN 18/ Formelsammlung und Berechnungsprogramme Anlagenbau Wärmeübergang, https://www.schweizer-fn.de/waerme/waermeuebergang/waerme\_uebergang.php. Zugriff am 21.08.2018
- /STO 08/ Zoran V. Stosic, Werner Brettschuh, Uwe Stoll
  Boiling water reactor with innovative safety concept: The Generation III+
  SWR-1000
  Nuclear Engineering and Design 238 (2008) 1863–1901
- /WAG 14/ W. Wagner, Rohrleitungstechnik. Kamprath-Reihe, Würzburg: Vogel Buchverlag, 11th ed. ed., 2014
- /WAG 18/ T. Wagner, "Dokumentation der einzeleffektversuche für das projekt easy."
- /WEI XX/ T. Weiland, "Vorversuche mit dem flutventil typ 815 (prototyp conrads)."
- /WFP 13/ F.-P. Weiß, A. Schaffrath, Research Activities and Needs related to the Fukushima NPP Accident, INSAG Forum, Wien, 16. September 2013

# Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1	Darstellung der Funktionsweise passiver Sicherheitssysteme am Beispiel eines Ausfalls der Hauptwärmesenke am KERENA Reaktor	3
Abb. 1.2	Fotos der INKA-Versuchsanlage in Karlstein	7
Abb. 2.1	Abhängigkeiten der Arbeiten im Arbeitspaket AP1	13
Abb. 3.1	Schema des Flutsystems und der benachbarten Komponenten /KAC 18/	16
Abb. 3.2	Schematische Darstellung des Flutventils /KAC 18/	18
Abb. 3.3	Druckdifferenz über dem Ventil bei der Öffnung ( $\Delta p_{V, \"{O}ffnung}$ ) in Abhängigkeit vom Druck $p_{ND}$ auf der Niederdruckseite: Experiment (Symbole) und analytisches Modell für verschiedene Werte der maximalen Reibungskraft $F_{R,Max}$ (Linien) /KAC 18/	28
Abb. 3.4	Schematische Darstellung der Kraft-Weg-Messung oder Druck-Weg-Messung /KAC 18/	30
Abb. 3.5	Zugkraft $F_{Zug}$ , bzw., Druck $p_{ND}$ im Inneren des Ventils für Kraft-Weg-Messungen, bzw. für Druck-Weg-Messungen	31
Abb. 3.6	Aus Kraft-Weg-Messungen (Messreihe Exp. 1706-3) und Druck-Weg-Messungen (Messreihen Exp. 1703-1, Exp. 1703-2 und Exp. 1703-3) ermittelte elastische Konstanten K <sub>FB</sub> für das Feder-Balg-System	32
Abb. 3.7	Aus Druck-Weg-Messungen (Messreihen Exp. 1703-1.5 und Exp. 1703-2) ermittelte elastische Konstante $K_B$ für den Balg	33
Abb. 3.8	Druckverlustkoeffizient $\zeta$ als Funktion des Volumenstroms für die Durchströmung vom FPV zum RPV (Flutung, $V>0$ $m3/s$ ) und vom RPV zum FPV (Rückströmung, $V<0$ $m3/h$ )	35
Abb. 3.9	Änderung des Widerstandsbeiwerts mit dem Öffnungsverhältnis für ein Geradsitzventil aus der Literatur (/VDI 13/, links) und für das Flutventil aus Messungen in der INKA-Anlage /KAC 18/, rechts	36
Abb. 3.10	Gegenüberstellung von experimentellen und analytischen Ergebnissen für die Zugkraft F <sub>Zug</sub> in Kraft-Weg-Messungen (Messreihe Exp. 1704-3)	37
Abb. 3.11	Vergleich zwischen dem vorgeschriebenen zeitlichen Verlauf des Ventilhubs in der ersten schnellen Phase der Öffnung und experimentell aufgenommenen Verläufen aus Druckent-lastungsmessungen mit unterschiedlichen Werten des Drucks pnp auf der Niederdruckseite /KAC 18/	39

Abb. 3.12	Gemischspiegelmodell in zwei parallelen Leitungen	. 42
Abb. 3.13	Einteilung Flutbehälter	. 44
Abb. 3.14	Kartesische Nodalisierung des Flutbehälters	. 45
Abb. 3.15	Kartesische Nodalisierung des Flutbehälters	. 46
Abb. 3.16	Nodalisierung der Sekundärseite im 3D-Fall	. 46
Abb. 3.17	Geplantes Kopplungsschema EASY	. 47
Abb. 3.18	Konzept der ATHLET/COCOSYS-Kopplung	. 48
Abb. 3.19	Nodalisierung des Testfalls für die Kopplung	. 50
Abb. 3.20	Ergebnisse der ATHLET Referenzrechnung und der AC <sup>2</sup> Rechnung des Testfalls für die Kopplung	. 51
Abb. 3.21	Funktionsprinzip PIG	. 52
Abb. 3.22	Versuchsstand Einzeleffektuntersuchung	. 53
Abb. 3.23	Nodalisierung PIG	. 56
Abb. 3.24	Nodalisierung JRA System	. 57
Abb. 3.25	Druckverlauf Sekundärseite bei 75 bar	. 58
Abb. 3.26	Eintrittstemperatur Primärseite PIG bei 75 bar	. 59
Abb. 3.27	Austrittstemperatur Primärseite PIG bei 75 bar	. 59
Abb. 3.28	Druckverlauf Sekundärseite bei 30 bar	. 60
Abb. 3.29	Eintrittstemperatur Primärseite PIG bei 30 bar	. 61
Abb. 3.30	Austrittstemperatur Primärseite PIG bei 30 bar	. 61
Abb. 3.31	Vergleich des Druckes der drei Experimente und bisherigem Modell 1	. 63
Abb. 3.32	Vergleich des Druckes der drei Experimente und verbessertem Modell 1	. 63
Abb. 3.33	Vergleich der Eintrittstemperatur mit dem verbesserten Modell 1	. 64
Abb. 3.34	Vergleich der Austrittstemperatur mit dem verbesserten Modell 1	. 64
Abb. 3.35	Zustandsschema beim Füllstandsabfall im PIG	. 65

Abb. 3.36	Anordnung der Thermoelemente im JRA-System	67
Abb. 3.37	Experimentelle Daten des JRA-Systems beim RDB-Bodenleck	69
Abb. 3.38	Vergleich des Füllstandsabfalls mit und ohne Kondensation bei konstantem abzuführendem Massenstrom	70
Abb. 3.39	Links: JRA-System adiabat, Rechts: Mit Wärmeverlust im JRA-System, PIG mit vertikaler PIPE, Vergleich mit den experimentellen Daten zum RDB-Bodenleck	72
Abb. 3.40	JRA-System entkoppelte Untersuchung der Temperaturen, Links: kleiner Zeitbereich , Rechts: großer Zeitbereich	73
Abb. 3.41	Versuchsanordnung Kondensationsrohrversuche /ARE 16/	76
Abb. 3.42	Eingabeparameter für Kondensationsrohre in COCOSYS /KLH 16/	78
Abb. 3.43	Druckverlauf bei Zetavariation für VPA3	84
Abb. 3.44	Massenstromverlauf bei Zetavariation für VPA3	85
Abb. 3.45	Druckverlauf bei Zetavariation für VPA4	85
Abb. 3.46	Massenstromverlauf bei Zetavariation für VPA4	86
Abb. 3.47	Höhenverhältnisse zwischen Gebäudekondensator und Absetzbecken	91
Abb. 3.48	Flutbehälternodalisierung mit 6 Zonen	92
Abb. 3.49	Flutbehälter mit Plumezonennodalisierung	94
Abb. 3.50	Flutbehälter mit Ersatznotkondensator (schematisch)	94
Abb. 3.51	Schnitt durch FPV auf Höhe des Notkondensators	95
Abb. 3.52	ATHLET-Nodalisierung für GEKO-Versuche mit Zweikanalmodell des Flutbehälters	108
Abb. 3.53	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geschlossenem Druckregelventil (ohne nichtkondensierbare Gase)	110
Abb. 3.54	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (ohne nichtkondensierbare Gase)	112
Abb. 3.55	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (Vergleich 1D und 3D Modell) (ohne nichtkondensierbare Gase)	113

Abb. 3.56	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geschlossenem Druckregelventil (mit nichtkondensierbaren Gasen) 115
Abb. 3.57	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil (mit nichtkondensierbaren Gasen)
Abb. 3.58	Vergleich experimentelle Daten und ATHLET Ergebnisse bei geöffnetem Druckregelventil und vorgegebenem Flutbehälterdruck (Vergleich 1D und 3D Modell) (mit nichtkondensierbaren Gasen)117
Abb. 3.59	Nodalisierung Primärseite und Teil Sekundärseite (3D)120
Abb. 3.60	Nodalisierung für die Notkondensatorversuche (1D-Modellierung des Flutbehälters)
Abb. 3.61	Vergleich experimenteller Daten und ATHLET-Simulation des Versuchs NOKO_1_10_85_13_1122
Abb. 3.62	Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO_1_10_85_13_1124
Abb. 3.63	Gegenüberstellung der Zeitschrittweiten DT, Anzahl der Zeitschritte IZS sowie CPU-Zeit CPU bei grobem und feinem Flutbehältergitter 125
Abb. 3.64	Einfluss der Nodalisierung auf die Temperaturverteilung im Flutbehälter
Abb. 3.65	Vergleich experimenteller Daten und ATHLET-Simulation des Versuchs NOKO_1_09_80_5_1 (3D)128
Abb. 3.66	Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO_1_09_80_5_1 (3D) 129
Abb. 3.67	Leistung NOKO, Ein- und Austrittstemperatur NOKO, Eintrittsdruck NOKO und Füllstände GAP und Standleitung des Versuchs NOKO_1_09_80_5_1 (1D)
Abb. 3.68	Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO_1_09_80_5_1 (1D) 131
Abb. 3.69	Leistung NOKO, Ein- und Austrittstemperatur NOKO, Eintrittsdruck NOKO und Füllstände GAP und Standleitung des Versuchs NOKO_1_3C_85_5_1 (3D)
Abb. 3.70	Temperaturverteilungen im Flutbehälter NOKO_1_3C_85_5_1 (3D) 133
Abb. 3.71	Vergleich Experiment – ATHLET Rechnung PCFS_1_1_02134
Abb. 3.72	Flutleitung mit Messstellen /WAG 18/135
Abb. 3.73	Komponenten und Nodalisierung des ATHLET-Modells für die Einzeleffektversuche

Abb. 3.74	Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS_2_4_0114.	2
Abb. 3.75	Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS_2_3_0114	7
Abb. 3.76	Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS_2_4_01 und PCFS_2_3_01 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102 <sub>abs</sub> ) und FPV (UJACP101 <sub>abs</sub> )	8
Abb. 3.77	Massenbezogener Dampfanteil eines Gemisches nach adiabater und isentroper Expansion um $\Delta p = 1$ bar in Abhängigkeit vom Druck $p_2$ nach der Expansion und vom Dampfanteil $x_1$ vor der Expansion	.9
Abb. 3.78	Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS_2_4_01 und PCFS_2_5_01 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102 <sub>abs</sub> ) und FPV (UJACP101 <sub>abs</sub> )	1
Abb. 3.79	Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS_2_2_02	3
Abb. 3.80	Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS_2_4_01 und PCFS_2_2_02 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102 <sub>abs</sub> ) und FPV (UJACP101 <sub>abs</sub> )	4
Abb. 3.81	Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS_1_6_0215	5
Abb. 3.82	Entwicklung relevanter Messgrößen der Flutleitung für die Fälle PCFS_2_4_01 und PCFS_1_6_02 als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102 <sub>abs</sub> ) und FPV (UJACP101 <sub>abs</sub> )	6
Abb. 3.83	Zeitliche Entwicklung der relevanten Messgrößen für den Versuch PCFS_1_1_0215	8
Abb. 3.84	Druck p <sub>RPV</sub> im Standrohr (links, LABCP102 <sub>abs</sub> ) und p <sub>FPV</sub> im FPV (rechts, UJACP101 <sub>abs</sub> )	2
Abb. 3.85	Druckunterschiede über dem Ventil (links, JNGCP101) und über dem Fallrohr der Flutleitung (rechts, JNGCP103) für Simulation und Versuch	3
Abb. 3.86	Druckunterschiede über dem Ventil (links, JNGCP101) und über dem Fallrohr der Flutleitung (rechts, JNGCP103) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102abs) und FPV (UJACP101abs)	i4
Abb. 3.87	Ventil Hub (links, JNG100CG101) und Massenfluss durch die Flutleitung (rechts, MJNGCF101) für Simulation und Versuch	5

Abb. 3.88	Ventil Hub (links, JNG100CG101) und Massenfluss durch die Flutleitung (rechts, MJNGCF101) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102abs) und FPV (UJACP101abs)	. 166
Abb. 3.89	Temperatur in der Flutleitung (links, JNGCT103) und im unterem Teil der NOKO-Kondensatleitung (rechts, JNBCT104) für Simulation und Versuch	. 167
Abb. 3.90	Temperatur in der Flutleitung (links, JNGCT103) und im im unterem Teil der NOKO-Kondensatleitung (rechts, JNBCT104) für Simulation und Versuch als Funktionen der Druckdifferenz zwischen Standrohr (LBACP102 <sub>abs</sub> ) und FPV (UJACP101 <sub>abs</sub> )	. 168
Abb. 3.91	Druckverluste über Abschnitten der Flutleitung und der NOKO- Leitung als Funktionen des Massenstroms der Flutung für Simulation und Versuch	. 169
Abb. 4.1	Die INKA-Versuchsanlage und ihre Referenzanlage, der KERENA <sup>™</sup> SWR mit 1: RDB; 2: Druckkammer (Drywell), 3: Kernflutbecken, 4: Kondensationskammer (Wetwell), 5: Kondensationsbecken, 6: BE-Absetzbecken, S: Dampfabblasdüsen, M: Frischdampfleitung, C: Gebäudekondensator, V: Kondensationsrohre, E: Notkondensator und F: Speisewasserleitung	. 172
Abb. 4.2	Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-01	. 176
Abb. 4.3	Zugesetzter unterer Teil des Gittersensors im GEKO-Rücklauf durch Farbpartikel der Konservierungsbeschichtung	. 177
Abb. 4.4	Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-02	. 179
Abb. 4.5	Lokaler Gasgehalt zwischen 0 – 100 % für jede Messposition der Thermonadelsonden des Integralversuchs EASY-02	. 180
Abb. 4.6	Zeitgemittelte Gasgehalte, Wasser- und Gastemperaturen der NOKO-Sonde JNB100 CL203 für den Versuch EASY 2 (Speisewasserleck)	. 181
Abb. 4.7	Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-03	. 183
Abb. 4.8	Lokaler Gasgehalt zwischen 0 – 100 % für jede Messposition der Thermonadelsonden des Integralversuchs EASY-03	. 184
Abb. 4.9	Gittersensorrohdaten vor (links), nach (Mitte) Extrapolation der Daten im Bereich fehlerhafter Pixel infolge von Verschmutzung des Sensors und kalibrierter Datenpunkt mit Gasgehalt zwischen 0%-blau und 100%-weiß (rechts), Beispieldatensatz aus Easy 3 (Bodenleck)	. 186

Abb. 4.10	Querschnittsgemittelte Gittersensormessdaten ca. 4 h (links) und 6,5 h nach Versuchsbeginn aus Integralversuch EASY-3	. 186
Abb. 4.11	Gesamtüberblick über die Dampfgehaltsentwicklung im GEKO- Rücklauf für den Integralversuch Easy 3	. 187
Abb. 4.12	Übersicht über die Ergebnisse des Integralversuchs EASY-04	. 189
Abb. 5.1	Vereinfachte schematische Darstellung der INKA-Versuchsanlage und der Wärmeabfuhrkette der Nachzerfallsleistung	. 194
Abb. 5.2	Nodalisierungsschema des Basisdatensatzes für die verschiedenen Nachrechnungen (validiert anhand des Frischdampfleitungsbruches)	. 196
Abb. 5.3	Nodalisierungsschema des gekoppelten Modells	. 197
Abb. 5.4	Nodalisierung für die Vorausrechnung des SBO	. 199
Abb. 5.5	Vergleich Experiment und Vorausrechnung SBO	. 201
Abb. 5.6	Nodalisierung für die Nachrechnung des SBO 1D-Fall	. 203
Abb. 5.7	Kennlinie Absetzbeckenkühlung	. 203
Abb. 5.8	Vergleich Experiment und Nachrechnung SBO mit ATHLET 1D	. 205
Abb. 5.9	Einfluss des NOKO-Parameters auf den Verlauf der Transiente	. 206
Abb. 5.10	Einfluss des GEKO-Parameters auf den Verlauf des Drucks im Dry- und Wetwell (oben links) und auf die GEKO-Leistung (oben rechts) sowie Temperaturen der Absetzbeckenkühlung (unten links)	. 207
Abb. 5.11	Nodalisierungsschema SBO mit ATHLET (3D-Modell des Flutbehälters)	. 208
Abb. 5.12	Vergleich Experiment und Nachrechnung SBO mit ATHLET 1D und 3D	. 209
Abb. 5.13	Unterschied zwischen der vereinfachten Nodalisierung (_Default) und der in Abschnitt 3.2.2 beschriebenen Nodalisierung (_Finer)	. 210
Abb. 5.14	Nodalisierung ATHLET/COCOSYS-Rechnung Station Blackout	. 212
Abb. 5.15	Vergleich Experiment und Nachrechnungen SBO mit ATHLET und AC <sup>2</sup>	. 213
Abb. 5.16	Einfluss des GEKO-Parameters auf den Verlauf der Transiente (AC <sup>2</sup> )	. 214
Abb. 5.17	Relevante Zusammenhänge zwischen Zuständen (Blaue Rechtecke) und Flüssen (Graue Rechtecke mit abgerundeten Ecken) für den Integralversuch EASY1	. 215

Abb. 5.18	Vorgaben für die Nachzerfallswärme	219
Abb. 5.19	Vorgaben für die Kühlung vom SSPV	220
Abb. 5.5.20	Netto-Leistung für die Dampfeinspeisung im RPV und die Kühlung vom SSPV: Vergleich von Vorausrechnung, Nachrechnung und Integralversuche EASY1 und INKA114	220
Abb. 5.21	Vorgaben für die Kühlung vom SSPV: Vergleich von Vorausrechnung, Nachrechnung und Integralversuche EASY1 und INKA114	220
Abb. 5.22	Zustand im RPV. Waagrechte gestrichelte Linien in den Bildern b und c zeigen die Höhen von Unter- und Oberkante des NOKO. Die Waagrechte Linie im Bild d entspricht der Einbauhöhe vom PIG	225
Abb. 5.23	Massen- und Energieflüsse im RPV	226
Abb. 5.24	Zustand im DWV und Druck im RPV zum Vergleich	232
Abb. 5.25	Zustand im FPV	233
Abb. 5.26	Massen- und Energieflüsse DWV	234
Abb. 5.27	Flut System PSPV	236
Abb. 5.28	Zustand im SSPV	238
Abb. 5.29	Temperaturen der NOKO-Leitung	240
Abb. 5.30	Temperaturen im NOKO	241
Abb. 5.31	Temperaturen im GEKO mit Zu- und Rückleitung	244
Abb. 5.32	Zustand und Massenstrom im Flutsystem	247
Abb. 5.33	Zustand im RPV für die Vorausrechnung. Waagrechte gestrichelte Linien in den Bildern (b) und (c) zeigen die Höhen von Unter- und Oberkante des NOKO	250
Abb. 5.34	Massen- und Energieflüsse im RPV für die Vorausrechnung	251
Abb. 5.35	Zustand im DWV für die Vorausrechnung und Druck im RPV	252
Abb. 5.36	Zustand im FPV für die Vorausrechnung	253
Abb. 5.37	Massen- und Energieflüsse für DWV und FPV für die Vorausrechnung	254
Abb. 5.38	Zustand im PSPV für die Vorausrechnung	255

Abb. 5.39	Zustand im SSPV für die Vorausrechnung. Für die Vorausrechnung (Vor) ist in allen Bildern die gleiche Kurve eingetragen, die den Verlauf der Temperatur bei $z \approx 27$ m entspricht	256
Abb. 5.40	Zustand und Massenstrom im Flutsystem für die Vorausrechnung	257
Abb. 5.41	Beginn der unteren Störfallleitung im GAP-Behälter	259
Abb. 5.42	Nodalisierungsschema der unteren Störfallleitung für das RDB- Bodenleck	259
Abb. 5.43	Nodalisierungsschema der unteren Störfallleitung für den SpW-LB	260
Abb. 5.44	Bestimmung des Druckverlustbeiwertes bei Querschnittsänderungen	261
Abb. 5.45	Verlauf des Druckes entlang des Strömungsweges für verschiedene Werte des Austrittsdruckes (/VDI 13/ Kapitel Lbd 2, Berechnung von kritischen Massenströmen)	264
Abb. 5.46	Kritische Geschwindigkeit in einem homogenen Wasser-Dampf- Gemisch /SEE 12/	265
Abb. 5.47	Drosselblende zur Simulation der Leckstörfälle	266
Abb. 5.48	Ausschnitt der unteren Störfallleitung bei der Drosselblende und Modellierung mit ATHLET	266
Abb. 5.49	Anwendung des CDR1D-Modells – Discharge type III /AUH 16/	267
Abb. 5.50	Druckmessung in der unteren Störfallleitung	270
Abb. 5.51	Nodalisierungsschema des verbesserten Eingabedatensatzes zur Nachrechnung des Speisewasserleitungsbruches und des RDB-Bodenlecks	272
Abb. 5.52	Absetzbeckenkühler	275
Abb. 5.53	Charakteristik des Absetzbeckenkühlers	276
Abb. 5.54	Vergleich des Druckes an ausgewählten Positionen innerhalb der Leckageleitung und der Drywell beim SpW-LB mit und ohne Drossel	277
Abb. 5.55	Strömungsumkehr nach dem Bruch einer Speisewasserleitung im KERENA-Design, links: ohne Bruch, rechts mit Bruch der Speisewasserleitung	279
Abb. 5.56	Pegelausgleich zwischen GAP-PV und GAP-DCL mit Notkondensator und ohne Lecköffnung	279
Abb. 5.57	Pegelausgleich zwischen GAP-PV und GAP-DCL mit Notkondensator und ohne Lecköffnung	280

Abb. 5.58	PIG-Verhalten beim SpW-Leck	281
Abb. 5.59	Auszug (relevante) der Temperaturmessstellen an der INKA-Anlage	285
Abb. 5.60	Temperaturverlauf im oberen Bereich des GAP-Behälters	286
Abb. 5.61	Strömungsführung im GAP-NOKO-System bei der Öffnung der oberen Störfallleitung bzw. Auslösen der ADE und anschließender Flutung bei Leckstörfällen	288
Abb. 5.62	Temperaturverlauf für NOKO-Eintritt und Austritt	292
Abb. 5.63	Temperatur im Ringspalt, LBACT103	294
Abb. 5.64	Temperatur in der Verbindungsleitung, NDDCT103	296
Abb. 5.65	Temperatur unter- und oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT101, UJACT124	297
Abb. 5.66	Weitere Temperaturmessstellen im Bereich des NOKOs im Flutbehälter für SpW-LB	298
Abb. 5.67	Skizze der möglichen Strömungspfade in den beiden Experimenten während des Flutprozesses	300
Abb. 5.68	Temperatur oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT104, UJACT134	302
Abb. 5.69	Temperaturen im Gasraum des Sicherheitsbehälters	304
Abb. 5.70	Temperaturen unter- und oberhalb GEKO im Flutbehälter, UJACT171, UJACT155	305
Abb. 5.71	Temperaturen in der unteren und oberen Verbindungsleitung zwischen Flutbehälter und Sicherheitsbehälter, UJACT150, UJACT166	306
Abb. 5.72	Temperaturen in den Verbindungsleitungen vom Flutbehälter zur Kondensationskammer	307
Abb. 5.73	Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer	308
Abb. 5.74	Temperaturen in der Kondensationskammer	309
Abb. 5.75	Gegenüberstellung von Temperaturen an der INKA-Anlage zum Zeitpunkt 270 Minuten	310
Abb. 5.76	Temperaturen in der GEKO-Zulaufleitung und Austrittsleitung	311
Abb. 5.77	Temperaturen im Absetzbecken, JNCCT406 im Dom Abblaserohr	312

Abb. 5.78	Temperaturen am Eintritt PIG und auf der Sekundärseite	. 313
Abb. 5.79	Relevante Druckmessstellen an der INKA-Anlage	. 314
Abb. 5.80	Druck im GAP	. 315
Abb. 5.81	Druck in der Flutbehälteratmosphäre und im Gasraum des Sicherheitsbehälters, UJACP101 und UJACP201	. 316
Abb. 5.82	Druck in der Flutleitung am Flutbehälter	. 317
Abb. 5.83	Druck in der Kondensationskammer	. 318
Abb. 5.84	Gegendruck in der unteren Störfallleitung nach der Drossel	. 320
Abb. 5.85	Druck auf der Sekundärseite des PIGs	. 321
Abb. 5.86	Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB- Bodenleck bis 150 Minuten	. 322
Abb. 5.87	Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim SpW- Leitungsbruch bis 150 Minuten	. 323
Abb. 5.88	Relevante Füllstandsmessungen an der INKA-Anlage	. 324
Abb. 5.89	Füllstand im GAP	. 325
Abb. 5.90	Füllstand im Ringspalt	. 326
Abb. 5.91	Füllstand im Flutbehälter	. 327
Abb. 5.92	Füllstand in der Kondensationskammer	. 327
Abb. 5.93	Gasraum im Sicherheitsbehälter	. 328
Abb. 5.94	Füllstand im Rohrsystem und PIG	. 329
Abb. 5.95	Massenstrom Notkondensator	. 330
Abb. 5.96	Massenstrom Gebäudekondensator	. 331
Abb. 5.97	Massenstrom in der Flutleitung berücksichtigt die mechanische Charakteristik des Flutventils (mit Hilfe von externem PYTHON-Skript)	. 332
Abb. 5.98	Massenstrom in der Druckentlastungsleitung (S/E-Line)	. 334
Abb. 5.99	Massenstrom in der oberen Störfallleitung	. 335
Abb. 5.100	Abgeführte Wärmeleistung aus dem GAP in die Wasservorlage des	335

Abb. 5.101	Abgeführte Wärmeleistung aus dem Flutbehälter zum Absetzbecken	337
Abb. 5.102	AC2: Temperaturverlauf im oberen Bereich des GAP-Behälters	339
Abb. 5.103	AC2: Temperatur im Gasraum des Sicherheitsbehälters	339
Abb. 5.104	AC2: Temperatur oberhalb NOKO im Flutbehälter, UJACT104, UJACT134	340
Abb. 5.105	AC2: Temperatur unter- und oberhalb GEKO im Flutbehälter, UJACT171, UJACT155	341
Abb. 5.106	AC2: Temperaturen in der unteren und oberen Verbindungsleitung zwischen Flutbehälter und Sicherheitsbehälter, UJACT150, UJACT166	342
Abb. 5.107	AC2: Temperaturen in den Verbindungsleitungen vom Flutbehälter zur Kondensationskammer	342
Abb. 5.108	AC2: Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer	343
Abb. 5.109	AC2: Temperatur in der oberen Verbindungsleitung vom Flutbehälter zur Kondensationskammer	344
Abb. 5.110	AC2: Abgeführte Wärmeleistung aus dem GAP in die Wasservorlage des Flutbehälters	345
Abb. 5.111	AC2: Abgeführte Wärmeleistung aus dem Flutbehälter zum Absetzbecken	346
Abb. 5.112	AC2: Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB- Bodenleck bis 150 Minuten	346
Abb. 5.113	AC2: Gegenüberstellung der relevanten Behälterdrücke beim RDB- Bodenleck bis 150 Minuten	347
Abb. 5.114	Verläufe Druck, Füllstand GAP, Druck Drywell und Leistung NOKO beim SBO für alle 120 Rechnungen	354
Abb. 5.115	Vergleich zwischen Simulation ohne und mit (Index _1) Freilegung der Siphonleitung	355
Abb. 5.116	Zweiseitige Toleranzgrenzen (94 %, 93,4 %) der Drücke im GAP und Drywell, des Füllstandes im GAP sowie der NOKO-Leistung für 119 Rechnungen	356
Abb. 5.117	Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im GAP	357
Abb 5 118	Bedeutende unsichere Parameter für den Füllstand im GAP	359

Abb. 5.119	Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im Drywell	. 361
Abb. 5.120	Bedeutende unsichere Parameter für die Notkondensatorleistung	. 363
Abb. 5.121	Verläufe Druck, Füllstand GAP, Druck Drywell und Leistung NOKO beim FDL für alle 113 Rechnungen	. 366
Abb. 5.122	Zweiseitige Toleranzgrenzen (83 %, 89 %) der Drücke im GAP und Drywell, des Füllstandes im GAP sowie der NOKO-Leistung für 113 Rechnungen	. 366
Abb. 5.123	Sensitive Parameter bzgl. des Drucks im GAP	. 367
Abb. 5.124	Sensitive Parameter bzgl. des Füllstands im GAP	. 369
Abb. 5.125	Bedeutende unsichere Parameter für den Druck im Drywell	. 370
Abb. 5.126	Bedeutende unsichere Parameter für die Notkondensatorleistung	. 372
Abb. 5.127	Druckverlauf im Flutbehälter	. 374
Abb. 5.128	Massenstrom im Gebäudekondensator	. 374
Abb. 5.129	Druckverlauf Flooding Pool Vessel	. 375
Abb. 5.130	Grenzkurven Flooding Pool Vessel	. 376
Abb. 5.131	Vergleich Notkondensatorleistung Experiment – ATHLET mit verschiedenen Anpassungen der Wärmeübergangskorrelationen und der Wärmeleitfähigkeit für Versuch NOKO_1_10_85_13_1	. 378
Abb. 5.132	Vergleich Experiment – ATHLET ohne Änderungen (_Default) und mit angepasster Wärmeleitfähigkeit (_modLambda); Versuche NOKO_2_12_1 oben links, NOKO_1_11_15_2 oben rechts, NOKO_1_09_80_5_10 unten links und NOKO_1_3C_85_5_1 unten rechts.	. 379
Abb. 5.133	Vergleich Experiment – ATHLET mit Angabe der Flächenänderung (_NP12 → Fläche wurde mit 1,2 multipliziert; _NP10 → Originalfläche) und erhöhter Wärmeleitfähigkeit (_NP10_modLambda); EASY-1 links, EASY-4 rechts	. 380
Abb. 6.1	INTRAVIT während der Inbetriebsetzungsphase	. 383
Abb. 6.2	Heizrohr während Inbetriebsetzungphase (keine Isolierung)	. 384
Abb. 6.3	Leistungsprofil für dynamischen Versuch an INTRAVIT	. 385
Abb. A.1	Vergleich der Drücke im Flutbehälter für CCC_040_025_100_01 und CCC_050_025_100_01	421

Abb. A.2	Vergleich der Drücke im Flutbehälter für CCC_075_025_100_01 und CCC_100_025_100_01	. 422
Abb. A.3	Vergleich der Gastemperaturen im Flutbehälter für CCC_040_025_100_01 und CCC_050_025_100_01	. 423
Abb. A.4	Vergleich der Gastemperaturen im Flutbehälter für CCC_075_025_100_01 und CCC_100_025_100_01	. 424
Abb. A.5	Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator für CCC_040_025_100_01 und CCC_050_025_100_01	. 425
Abb. A.6	Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator für CCC_075_025_100_01 und CCC_100_025_100_01	. 426
Abb. B.7	Vergleich der Drücke für CCC_040_035_100_01 und CCC_050_035_100_01	. 427
Abb. B.8	Vergleich der Drücke für CCC_075_035_100_01 und CCC_100_035_100_01	. 428
Abb. B.9	Vergleich der Gastemperaturen für CCC_040_035_100_01 und CCC_050_035_100_01	. 429
Abb. B.10	Vergleich der Gastemperaturen für CCC_075_035_100_01 und CCC_100_035_100_01	. 430
Abb. B.11	Vergleich des Massenstromes durch den halben Gebäudekondensator für CCC_040_035_100_01 und CCC_050_035_100_01	. 431
Abb. B.12	Vergleich des Massenstromes durch den halben Gebäudekondensator für CCC_075_035_100_01 und CCC_100_035_100_01	. 432
Abb. B.13	Druckverlauf bei CCC_040_025_100_01 mit korrekter und falscher Atmosphäre in 6-Zonen-Nodalisierung	. 433
Abb. B.14	Druckverlauf bei CCC_040_025_100_01 mit korrekter und falscher Atmosphäre in Nodalisierung mit Notkondensator	. 433
Abb. C.15	Vergleich der Drücke in CCC_050_030_xxx_01	. 434
Abb. C.16	Vergleich der Gastemperaturen in CCC_050_030_xxx_01	. 435
Abb. C.17	Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator in CCC 050 030 xxx 01	. 436

## **Tabellenverzeichnis**

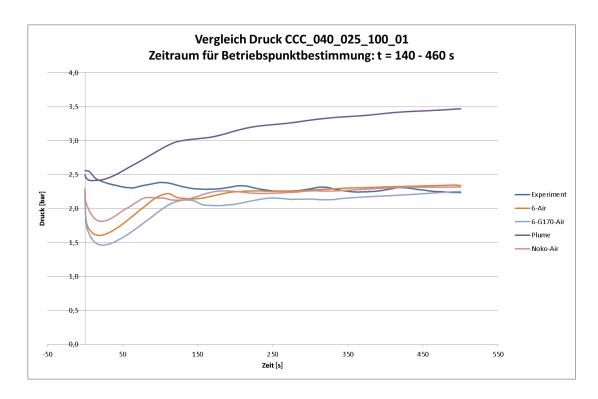
Tab. 1.1	Zusammenstellung der Phänomene und Wirkprinzipien passiver Systeme nach IAEA /IAEA 09/ sowie der Reaktoren bzw. Reaktorkonzepte (s. Tab. 1.2), in denen diese zum Einsatz kommen	8
Tab. 1.2	Auflistung der genannten Reaktoren /IAEA 09/	8
Tab. 3.1	Geometrische Daten zur Bestimmung der Druckkräfte am Ventil	21
Tab. 3.2	Elastische Konstanten und Vorspannung für das Feder-Balg-System und für die Konfiguration ohne Feder	22
Tab. 3.3	Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Werte für die Vorspannungen der elastischen Kräfte in den Konfigurationen mit Feder (s <sub>FB0</sub> ) und ohne Feder (s <sub>B0</sub> )	34
Tab. 3.4	Vergleich der Druckdifferenz $\Delta p_{V, Offnung}$ bei Offnung des Ventils aus dem Versuch ( $\Delta p_{Exp}$ ) und aus dem analytischen Modell mit Reibung ( $\Delta p_{Sim}$ )	38
Tab. 3.5	Zwischen ATHLET und Python ausgetauschte Daten, bzw. davon abhängige relevante Variablen des Ventil-Modells. Die letzten zwei Spalten geben an, welche der beiden Programmteile für die Berechnung der jeweilige Variable zuständig ist (Symbol x in der jeweiligen Spalte)	40
Tab. 3.6	Anfangs- und Randbedingungen für drei Versuche und die daraus resultierenden Zeiten, in denen der Druck P3 0,7 MPa überschreitet	54
Tab. 3.7	Überblick der Entwicklungsschritte für die PIG-Modelle	55
Tab. 3.8	Relative Abweichung bei der Aktivierungszeit	62
Tab. 3.9	Zeit zwischen Anstieg der Temperatur T3.1 bis Anstieg des Druckes P3	65
Tab. 3.10	Unterschiede Kondensationsrohrexperimente VPA3 / VPA4 und INKA	79
Tab. 3.11	Zeta-Variation für Kondensationsrohr-Validierung	80
Tab. 3.12	Rohrlängen-Variation	80
Tab. 3.13	Durchmesservariation	80
Tab. 3.14	Zeta-Variation (kl. Varianzbereich) für Kondensationsrohr- Validierung, Teil 1	81

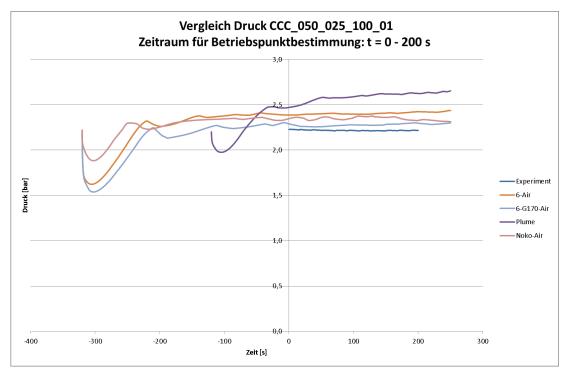
Tab. 3.15	Zeta-Variation (kl. Varianzbereich) für Kondensationsrohr- Validierung, Teil 2	81
Tab. 3.16	Zeta-Variation mit VINSERT als Wassersäule	81
Tab. 3.17	Zeta-Variation mit VINSERT als 5-facher Wassersäule	82
Tab. 3.18	Zeta-Variation für VINSERT als 20 % der Wassersäule	82
Tab. 3.19	Zeta-unabhängige VINSERT-Variation	82
Tab. 3.20	Ausgewählte Versuche zur Simulation	97
Tab. 3.21	Qualitative Übersicht zu nachgerechneten Versuchen mit reiner Dampfatmosphäre	102
Tab. 3.22	Qualitative Übersicht zu Versuchen mit einem Dampf-Luft-Gemisch	105
Tab. 3.23	Benötigte Simulationszeit	106
Tab. 3.24	Start- und Randbedingungen der mit ATHLET simulierten Gebäudekondensatorversuche	109
Tab. 3.25	Anfangs- und Randbedingungen der betrachteten Experimente zur Validierung des Flutbehälters	122
Tab. 3.26	Übersicht der Einzeleffektversuche zum Kernflutsystem	138
Tab. 4.1	Matrix der EASY-Integralversuche mit Szenarien und Randbedingungen	174
Tab. 4.2	TUD-Analyse, Wesentliche Ergebnisse des experimentellen Ablaufs EASY-2	181
Tab. 4.3	TUD Analyse, Wesentliche Ereignisse des experimentellen Ablaufs EASY-3	187
Tab. 5.1	Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 1	262
Tab. 5.2	Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 2, SpW-Leitungsbruch	263
Tab. 5.3	Dimensionsloser Druckverlustbeiwert der unteren Störfallleitung im Abschnitt 2, RDB-Bodenleck	263
Tab. 5.4	Parameter des CDR1D-Modells für die Leck-Störfallsimulation	269
Tab. 5.5	Ablauf der wesentlichen Schalthandlungen beider Experimente im Vergleich	283

1ab. 5.6	GAPGAP	358
Tab. 5.7	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Füllstand im GAP	360
Tab. 5.8	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Druck im Drywell	361
Tab. 5.9	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für die Notkondensatorleistung	364
Tab. 5.10	Auflistung der sensitiven Parameter bzgl. des Drucks im GAP	368
Tab. 5.11	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Füllstand im GAP	369
Tab. 5.12	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für den Druck im Drywell	371
Tab. 5.13	Auflistung der bedeutenden unsicheren Parameter für die Notkondensatorleistung	372
Tab. 5.14	Relevante unsichere Parameter für den Druck im Flutbehälter	376
Tab. 6.1	Versuchsmatrix statische Versuche INTRAVIT	386
Tah D 1	Liste unsicherer Parameter	437

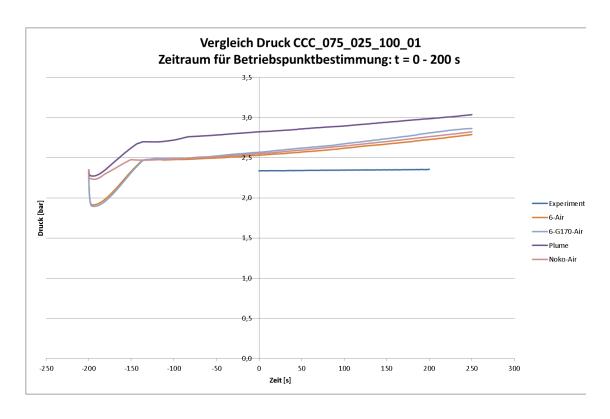
## **Anhang**

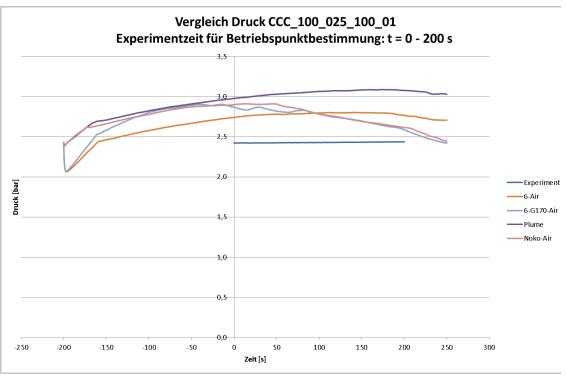
## A Ergebnisse Validierungsrechnungen GEKO mit COCOSYS



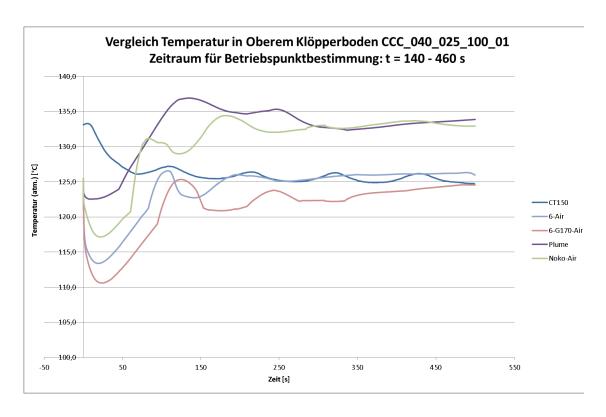


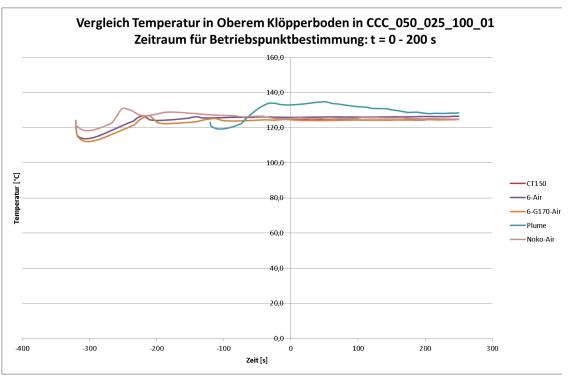
**Abb. A.1** Vergleich der Drücke im Flutbehälter für CCC\_040\_025\_100\_01 und CCC\_050\_025\_100\_01



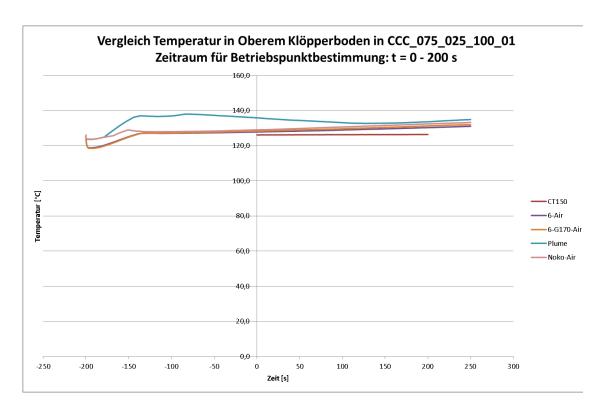


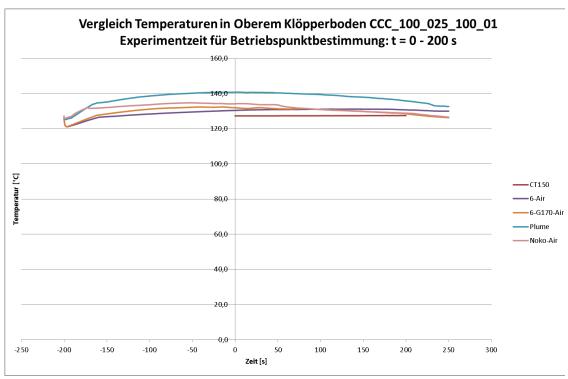
**Abb. A.2** Vergleich der Drücke im Flutbehälter für CCC\_075\_025\_100\_01 und CCC\_100\_025\_100\_01



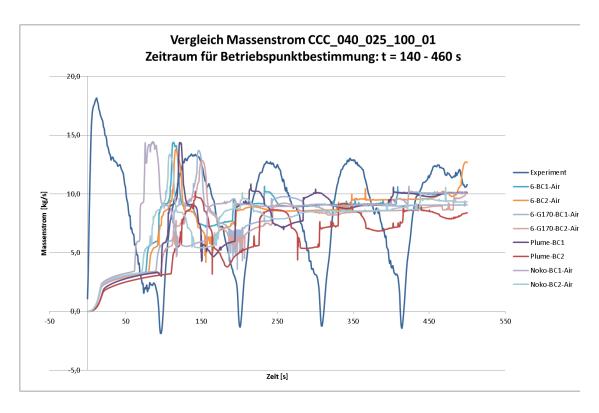


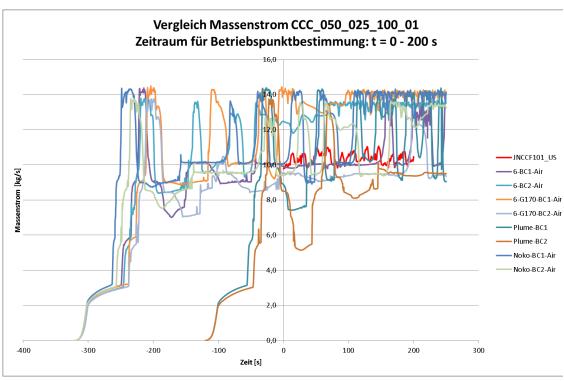
**Abb. A.3** Vergleich der Gastemperaturen im Flutbehälter für CCC\_040\_025\_100\_01 und CCC\_050\_025\_100\_01



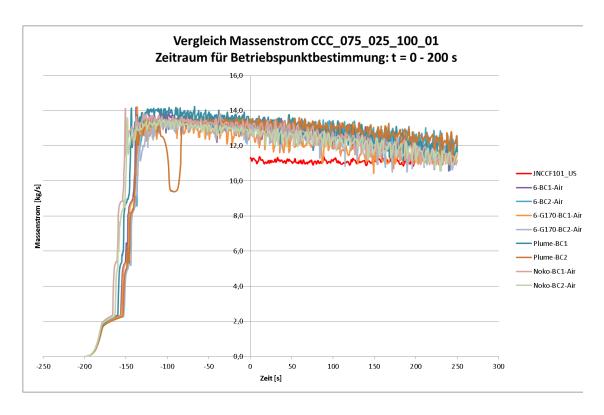


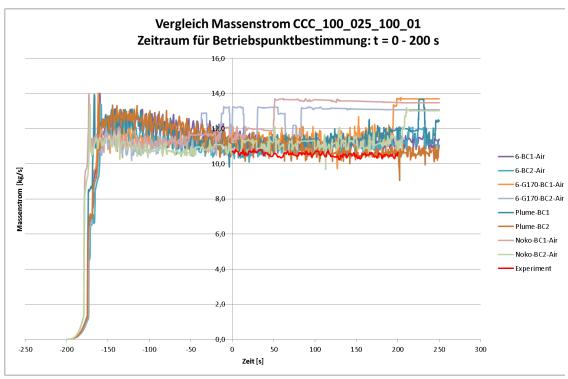
**Abb. A.4** Vergleich der Gastemperaturen im Flutbehälter für CCC\_075\_025\_100\_01 und CCC\_100\_025\_100\_01





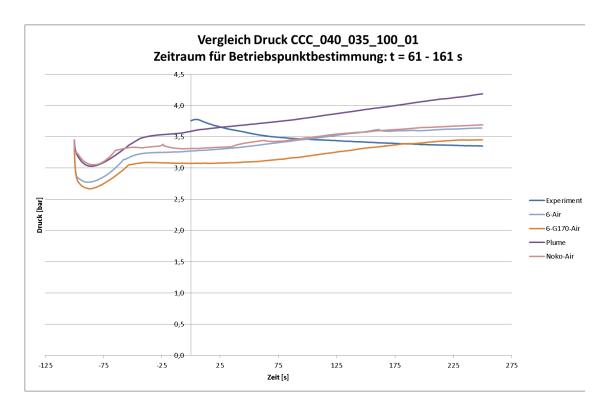
**Abb. A.5** Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator für CCC\_040\_025\_100\_01 und CCC\_050\_025\_100\_01

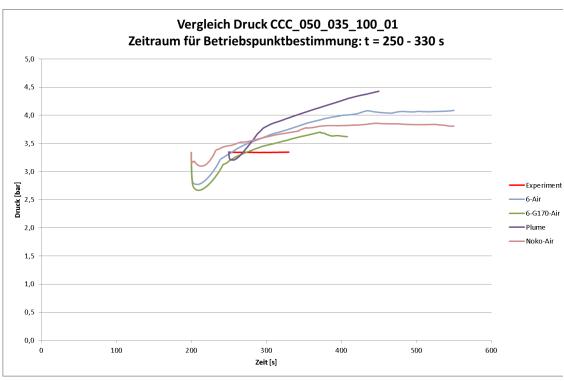




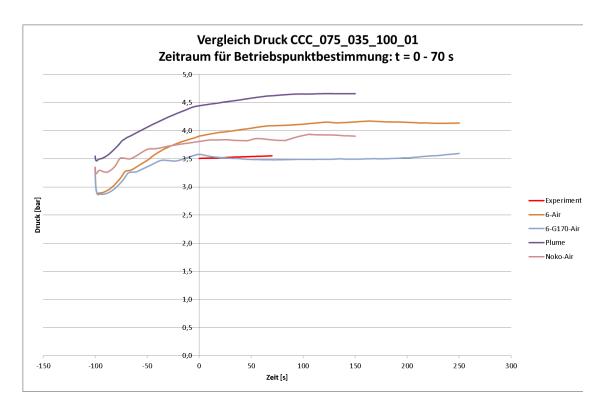
**Abb. A.6** Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator für CCC\_075\_025\_100\_01 und CCC\_100\_025\_100\_01

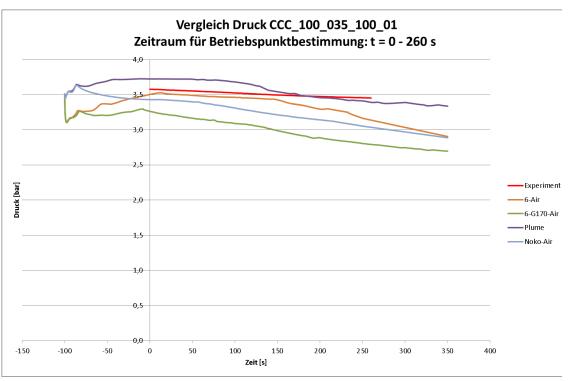
# B Ergebnisse für die Nachrechnung von Experimenten mit 3,5 bar in reiner Dampfatmosphäre



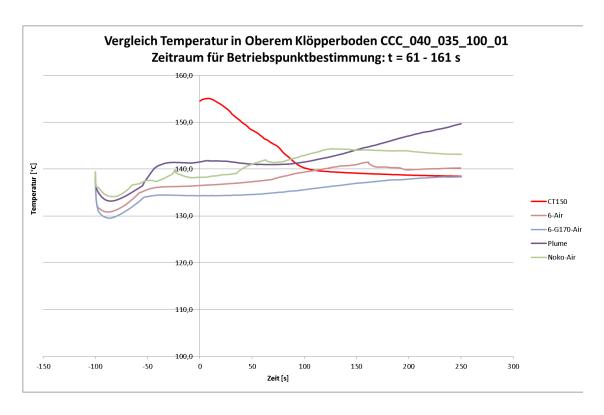


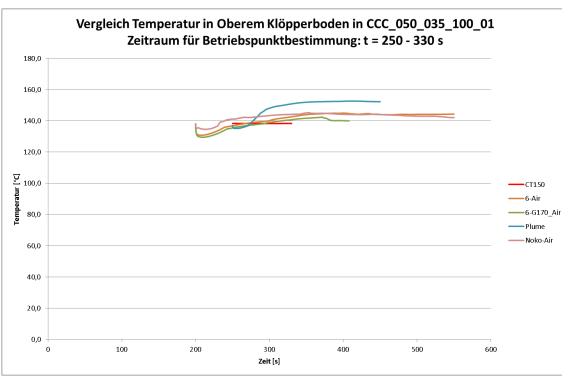
**Abb. B.7** Vergleich der Drücke für CCC\_040\_035\_100\_01 und CCC\_050\_035\_100\_01



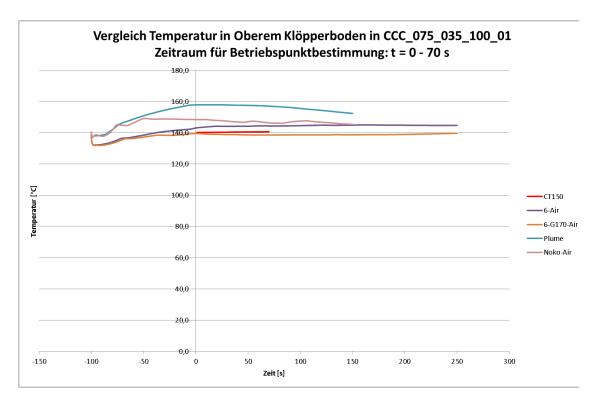


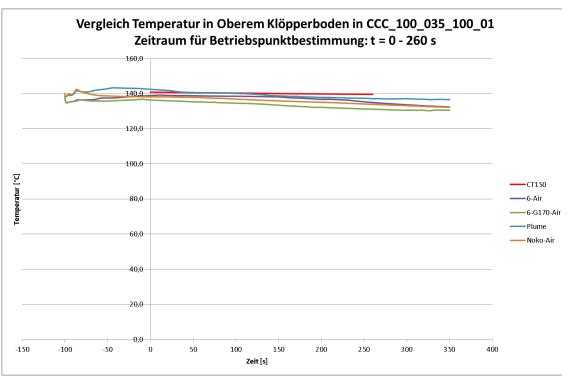
**Abb. B.8** Vergleich der Drücke für CCC\_075\_035\_100\_01 und CCC\_100\_035\_100\_01



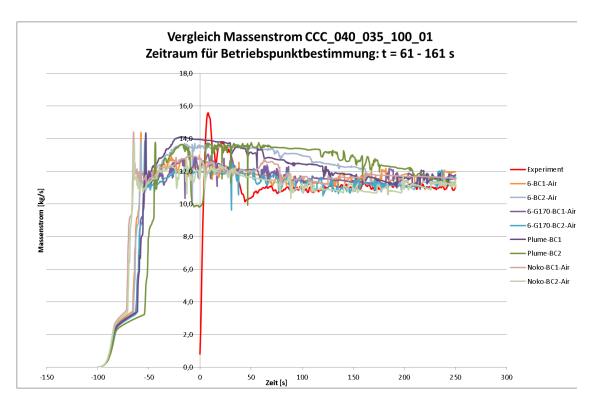


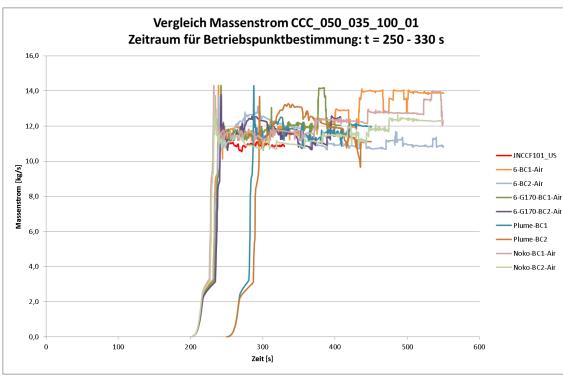
**Abb. B.9** Vergleich der Gastemperaturen für CCC\_040\_035\_100\_01 und CCC\_050\_035\_100\_01



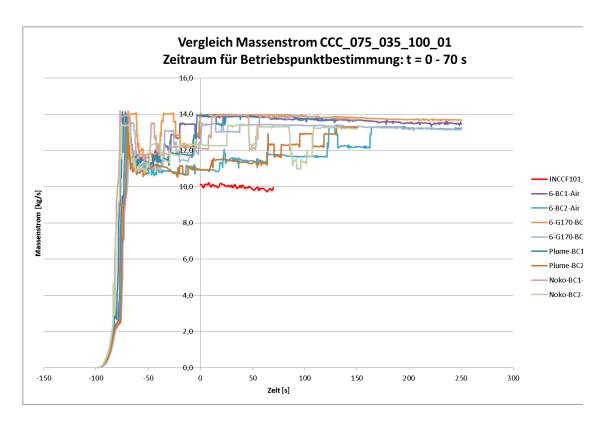


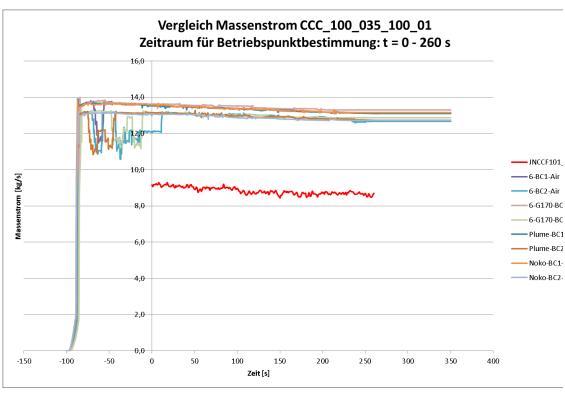
**Abb. B.10** Vergleich der Gastemperaturen für CCC\_075\_035\_100\_01 und CCC\_100\_035\_100\_01



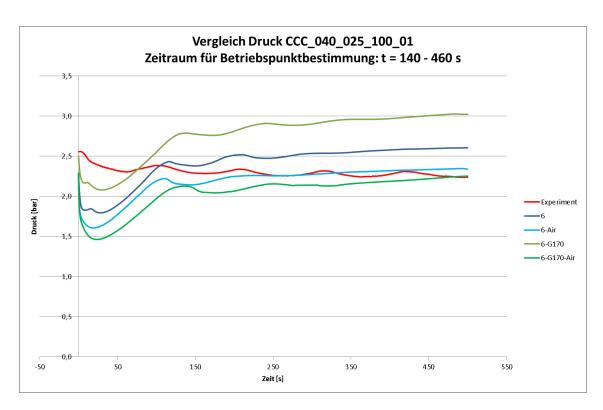


**Abb. B.11** Vergleich des Massenstromes durch den halben Gebäudekondensator für CCC\_040\_035\_100\_01 und CCC\_050\_035\_100\_01

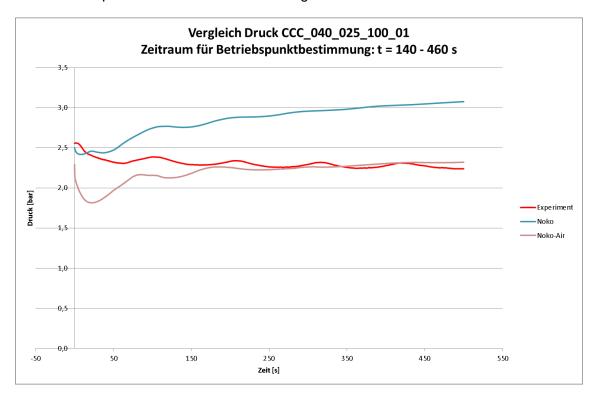




**Abb. B.12** Vergleich des Massenstromes durch den halben Gebäudekondensator für CCC\_075\_035\_100\_01 und CCC\_100\_035\_100\_01

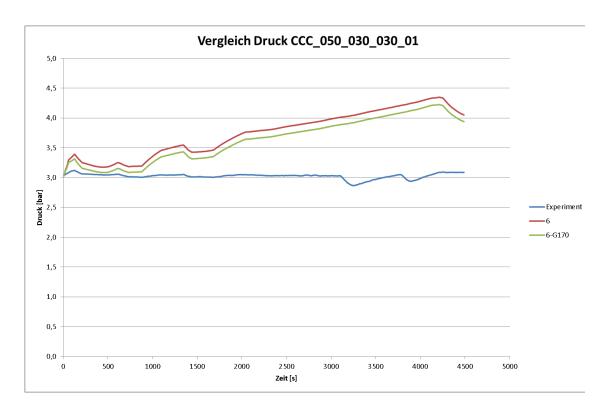


**Abb. B.13** Druckverlauf bei CCC\_040\_025\_100\_01 mit korrekter und falscher Atmosphäre in 6-Zonen-Nodalisierung



**Abb. B.14** Druckverlauf bei CCC\_040\_025\_100\_01 mit korrekter und falscher Atmosphäre in Nodalisierung mit Notkondensator

## C Ergebnisse für die Nachrechnung von Experimenten mit Dampf-Luft-Gemisch



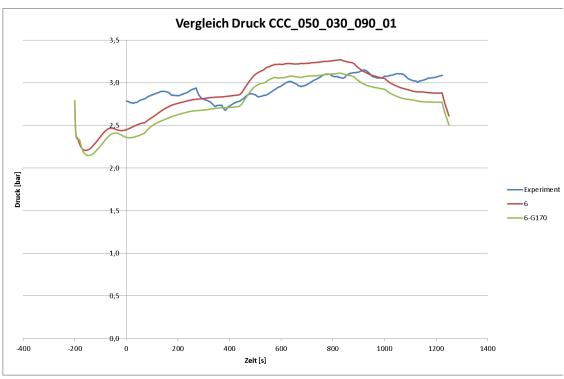
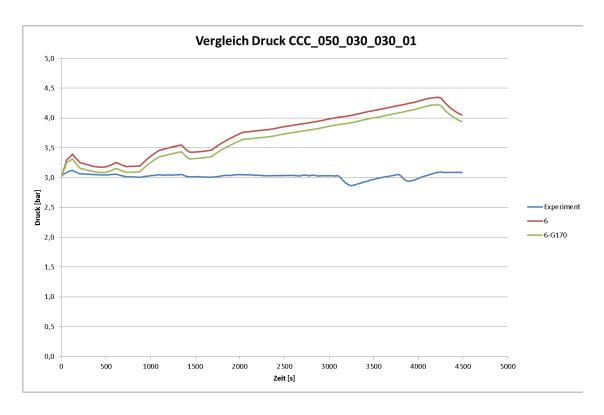
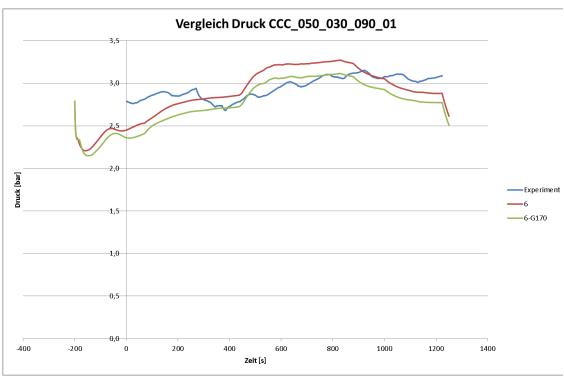
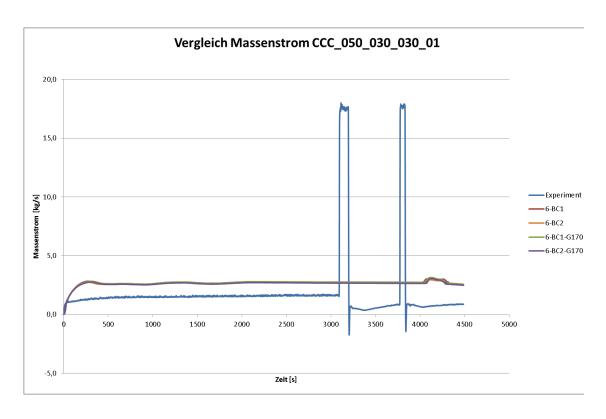


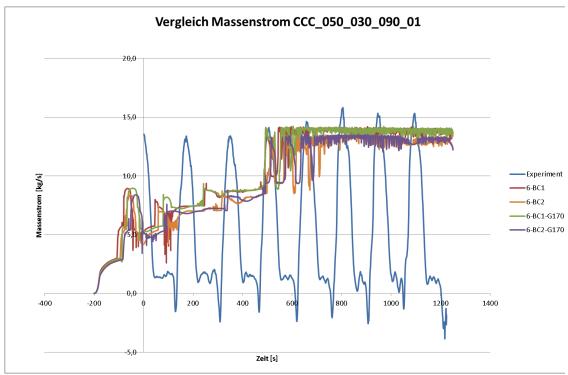
Abb. C.15 Vergleich der Drücke in CCC\_050\_030\_xxx\_01





**Abb. C.16** Vergleich der Gastemperaturen in CCC\_050\_030\_xxx\_01





**Abb. C.17** Vergleich des Massenstroms durch den halben Gebäudekondensator in CCC\_050\_030\_xxx\_01

## D SUSA-Daten

## Tab. D.1 Liste unsicherer Parameter

Nr.	ID	Name	Einheit	Referenz	Best Esti- mate	Bemerkungen	Verteilung
1	FD	Pressure losses in the nozzle (leak and/or S/R pipe)		0.02	0.02	Critical Discharge - CW DISCHARGE	Polygonal Line
2	TURB	Turbulence factor for evaporation (leak and/or S/R pipe)		15	15	Critical Discharge - CW DISCHARGE	Log. Normal
3	FCONTR	Contraction factor at break (leak and/or S/R pipe)		0.8	0.8	Critical Discharge - CW DISCHARGE	Polygonal Line
4	ODVPI	Relative velocity in vertical pipe		1	1	Drift model uncertainties (5 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Polygonal Line
5	ODHPI	Relative velocity in horizontal pipe		1	1	Drift model uncertainties (5 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Polygonal Line
6	ODHCC	Relative velocity in cross-connections		1	1	Drift model uncertainties (5 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Histogram
7	OIHST	Stratified flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Histogram
8	OIHSB	Bubble and intermittend horizontal flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Histogram
9	OIHDI	Horizontal droplet flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
10	OIHT1	Stratified-intermittent transition velocity		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
11	OIHT2	Non dispersed droplet transition velocity horizontal flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
12	OIVPI	Non-dispersed flow in vertical pipe		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Histogram
13	OIVDI	Vertical droplet flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
14	OIVTP	Non-dispersed droplet transition velocity vertical flow		1	1	Interfacial friction (6 equation model related) - Multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform

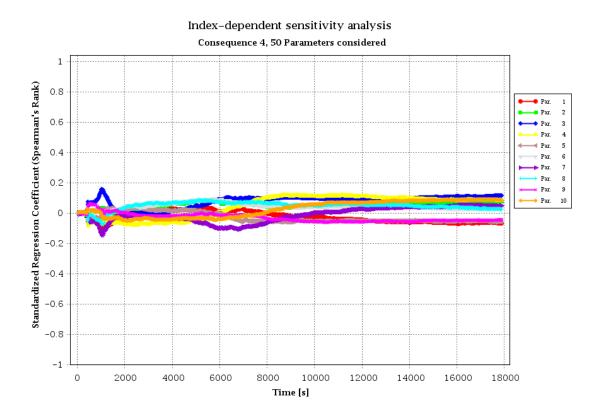
Nr.	ID	Name	Einheit	Referenz	Best Esti- mate	Bemerkungen	Verteilung
15	OFRIC	Distribution between gas and liquid phase		0	0	Wall Friction - CW MODELUNC	Uniform
16	OFI2V	Two phase multiplier vertical lines		1	1	Wall Friction - CW MODELUNC	Log. Normal
17	OFI2H	Two phase multiplier horizontal lines		1	1	Wall Friction - CW MODELUNC	Log. Normal
18	OHWFC	Forced convection to water		1	1	Heat transfer coefficients - multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
19	OHWNB	Nucleate Boiling		1	1	Heat transfer coefficients - multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
20	OHWFB	Film Boiling - Dougall-Rohsenov correlation		1	1	Heat transfer coefficients - multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
21	OTMFB	Minimum film boiling temperature		1	1	Heat transfer coefficients - multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
22	OHVFC	Convection to vapour - McEligot correlation		1	1	Heat transfer coefficients - multiplication factors - CW MODELUNC	Uniform
23	ZT	Number of bubbles per unit volume		5.00E+09	1.00E+09	Evaporation and condensation - CW EVAPORATE	Log. Triangular
24	ZB	Number of droplets per unit volume		5.00E+09	1.00E+09	Evaporation and condensation - CW EVAPORATE	Log. Triangular
25	OMCON	Direct condensation - multiplication factor		1	1	Evaporation and condensation - CW MODELUNC	Histogram
26	FLCC	Formlosses - multiplication factor		1	1	Pressure losses in cross-connections - ATHLET-Input	Histogram
27	dML_FPV	Deviation of FPV liquid level	m	0	0	Liquid Levels	Normal
28	dML_WWV	Deviation of WWV liquid level	m	0	0	Liquid Levels	Normal
29	dML_GAP	Deviation of GAP liquid level	m	0	0	Liquid Levels	Normal
30	dML_DCL	Deviation of DCL liquid level	m	0	0.729	Liquid Levels	Normal
31	dQ100CT	Deviation of ambient temperature	K	0	0	Temperatures	Normal
32	dTFPV	Deviation of FPV temperature	K	0	0	Temperatures	Normal
33	dTDWV	Deviation of FPV and DWV gas temperature	К	0	0	Temperatures	Normal

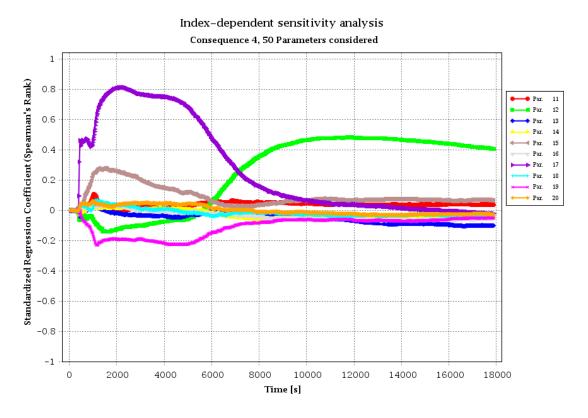
Nr.	ID	Name	Einheit	Referenz	Best Esti- mate	Bemerkungen	Verteilung
34	dTWWV	Deviation of WWV temperature	K	0	0	Temperatures	Normal
35	dTSSPV	Deviation of SSPV temperature	K	0	0	Temperatures	Normal
36	dTGAP	Deviation of primary temperature	K	0	0	Temperatures	Normal
37	dU- JACP201	Deviation of FPV and DWV pressures	bar	0	0	Pressures	Normal
38	dU- JACP301	Deviation of WWV pressure	bar	0	0	Pressures	Normal
39	dNDDCP01	Deviation of primary pressure	bar	0	0	Pressures	Normal
40	dNAACP01	Deviation of steam pressure injected into GAP	bar	0	0	Powers	Normal
41	dNAACT01	Deviation of steam Temperature injected into GAP	К	0	0	Powers	Normal
42	dNABCF01	Deviation of steam mass flow rate drained from GAP	kg/s	0	0	Powers	Normal
43	dNAACF01	Deviation of steam mass flow rate injected into GAP	kg/s	0	0	Powers	Normal
44	dpPCB	Deviation of liquid pressure injected into SSPV	bar	0	0	Powers	Normal
45	dTPCB	Deviation of liquid temperature injected into SSPV	К	0	0	Powers	Normal
46	dmPCB	Deviation of liquid mass flow rate injected into SSPV	kg/s	0	0	Powers	Normal
47	dFLvalveFR	Deviation of friction within the valve seat of the passive flooding valve	m-4	0	0	Miscellaneous	Normal
48	dLEAK_V0	Deviation of time between start of decay heat simulation and start of transient	S	0	0	Miscellaneous	Uniform
49	HTCAMB_	HTC value for free convective heat transfer at the outer structures of INKA	W/m2 K	0	0	Miscellaneous	Uniform

Nr.	ID	Name	Einheit	Referenz	Best Esti- mate	Bemerkungen	Verteilung
50	S0GAPTGR	Deviation of Stratification height inside GAP	Э	0	0	Miscellaneous	Uniform

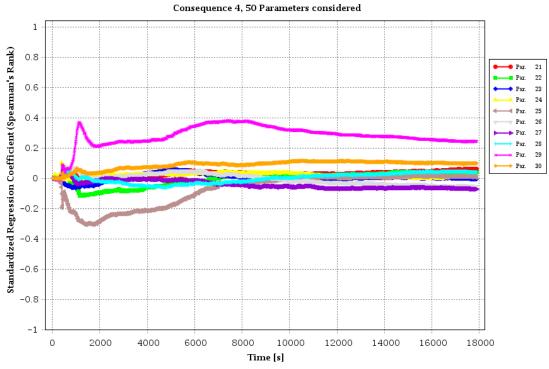
## E Sensitivitätsmaße Station Blackout

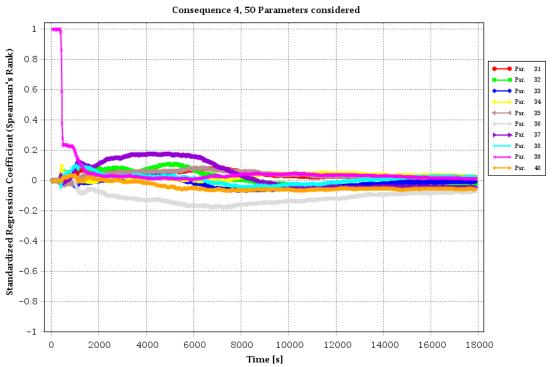
## E.1 Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im GAP

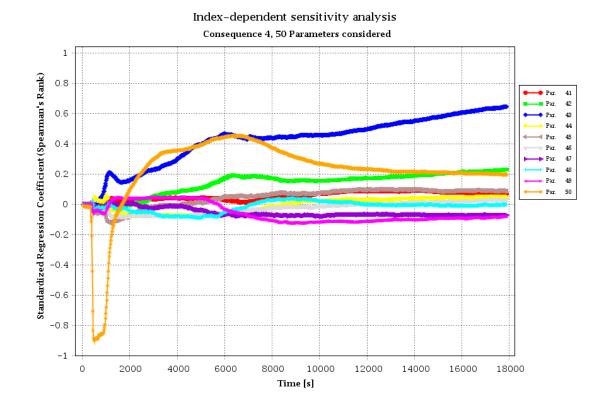




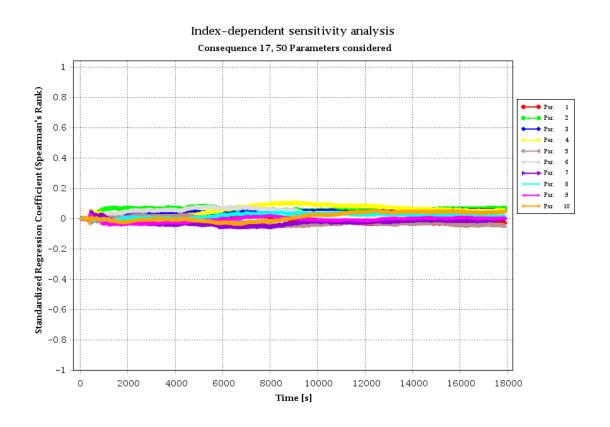
## Index-dependent sensitivity analysis



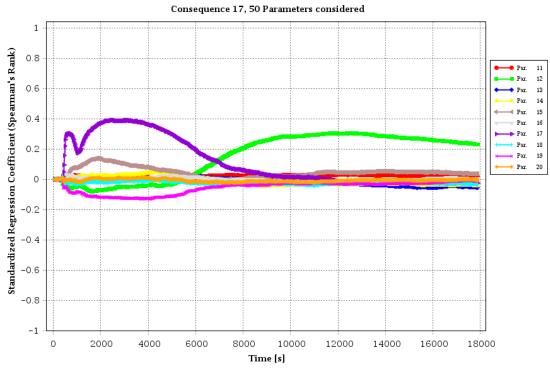


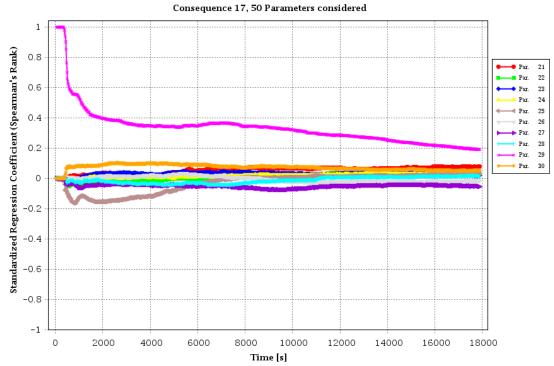


## E.2 Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Füllstands im GAP

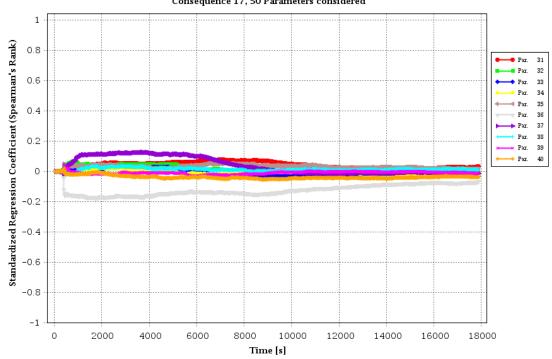


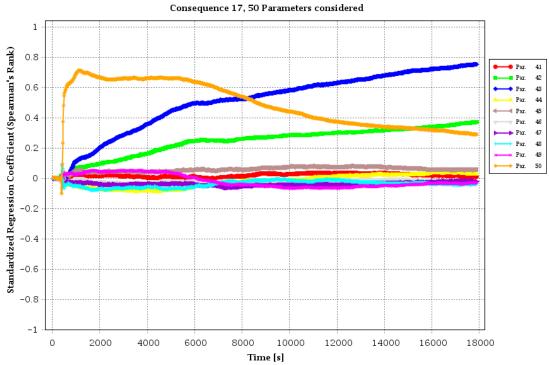
## Index-dependent sensitivity analysis



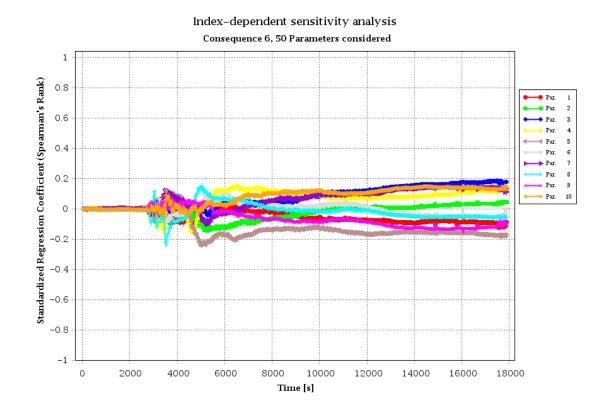


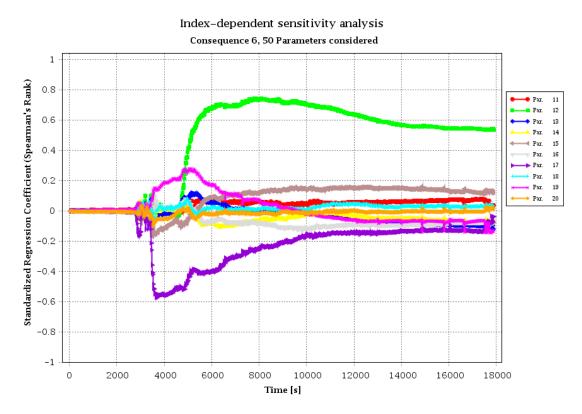
### Index-dependent sensitivity analysis Consequence 17, 50 Parameters considered



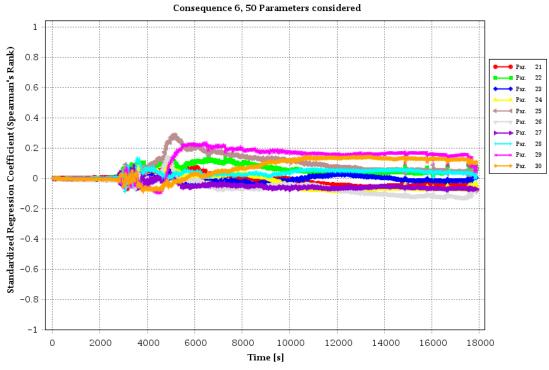


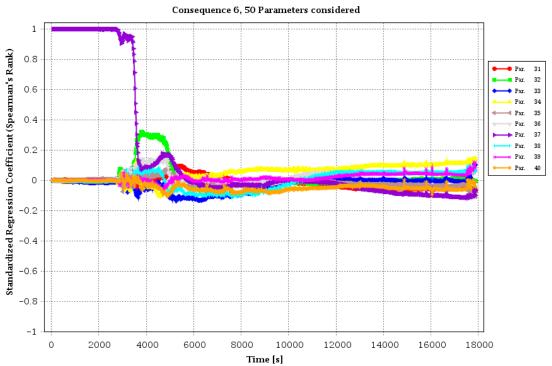
# E.3 Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im Drywell

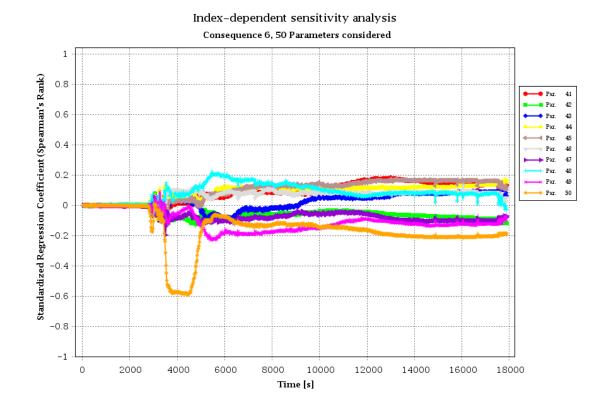




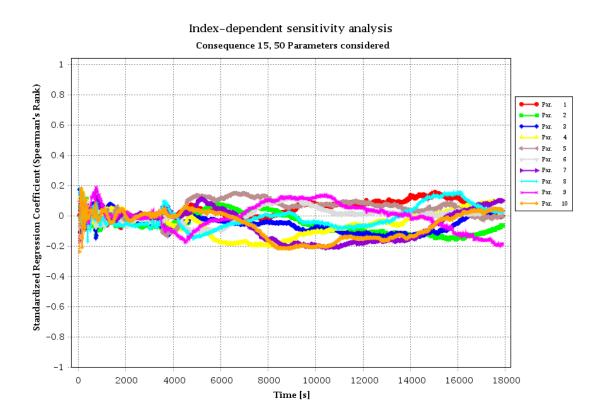
## Index-dependent sensitivity analysis

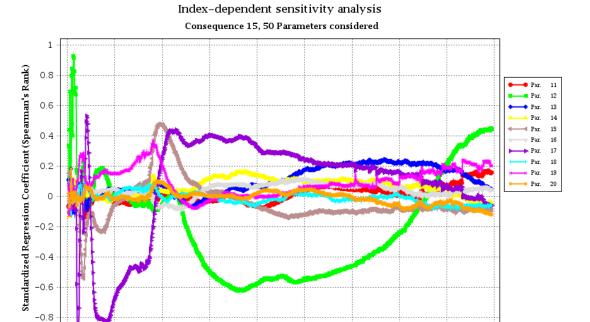






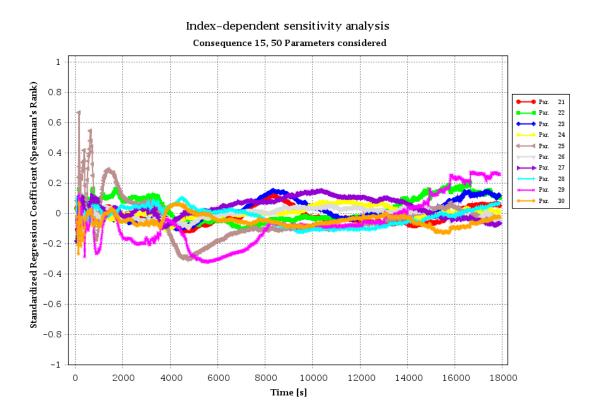
## E.4 Sensitivitätsmaße der 50 unsicheren Parameter bzgl. der NOKO-Leistung



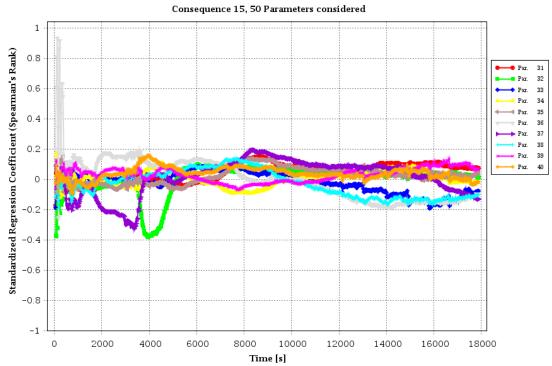


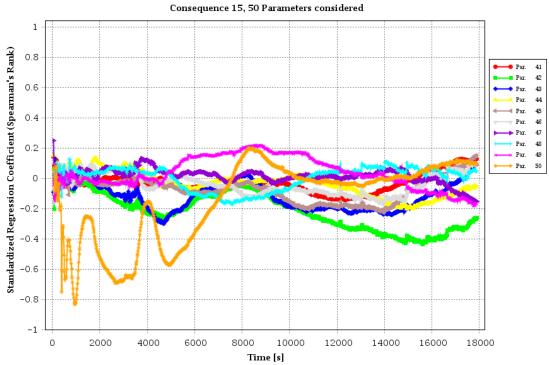
Time [s]

-1



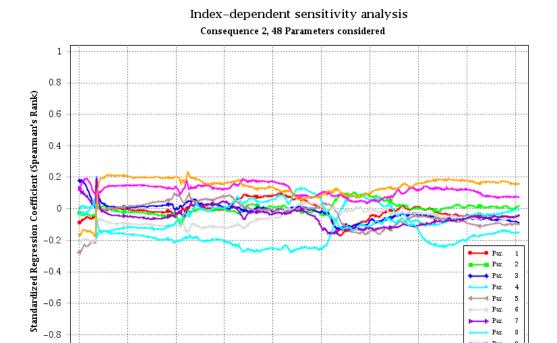
## Index-dependent sensitivity analysis





## F Sensitivitätsmaße Frischdampfleitungsbruch

## F.1 Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im GAP

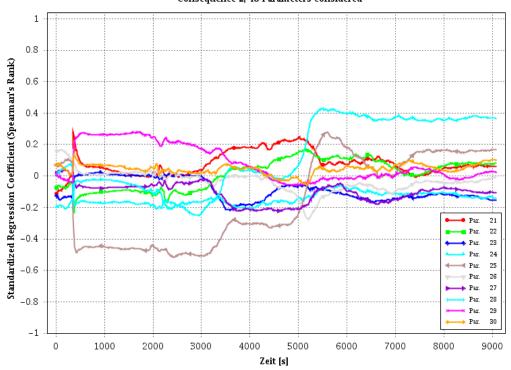


Zeit [s]

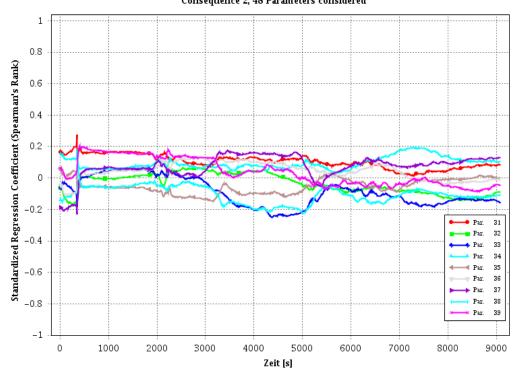
Par. 10

Index-dependent sensitivity analysis Consequence 2, 48 Parameters considered 0.8 Standardized Regression Coefficient (Spearman's Rank) 0.6 0.4 0.2 -0.2 -0.4 -0.6 Par. -0.8 Par. Zeit [s]

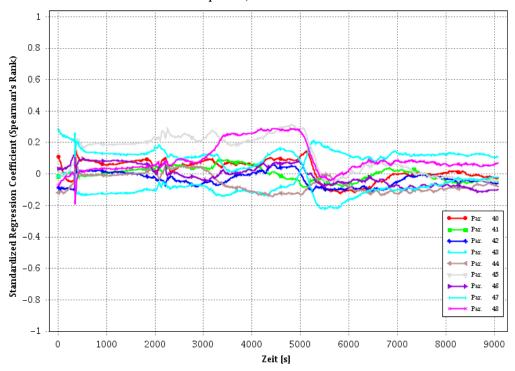
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 2, 48 Parameters considered



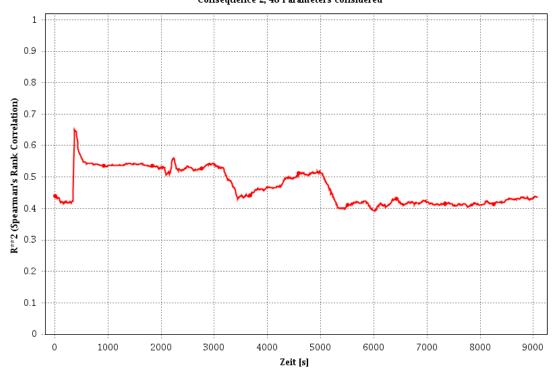
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 2, 48 Parameters considered



## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 2, 48 Parameters considered

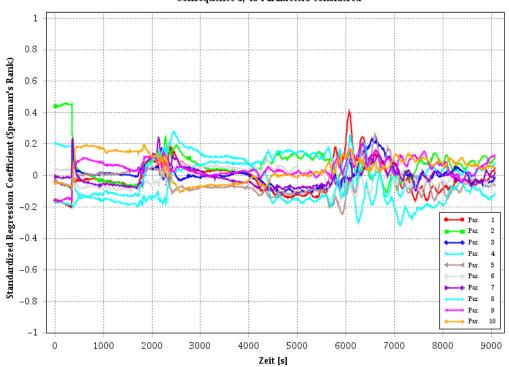


Index-dependent sensitivity analysis Consequence 2, 48 Parameters considered

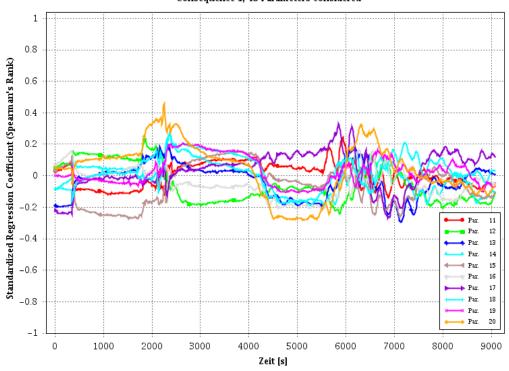


## F.2 Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Füllstands im GAP

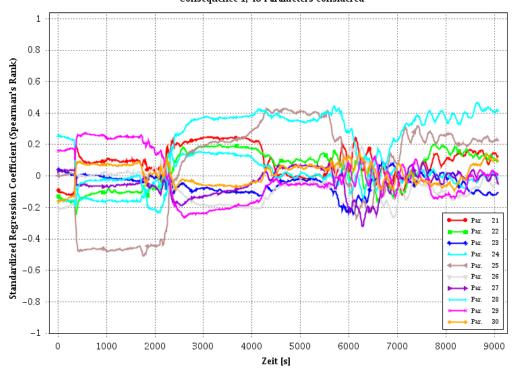
Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered



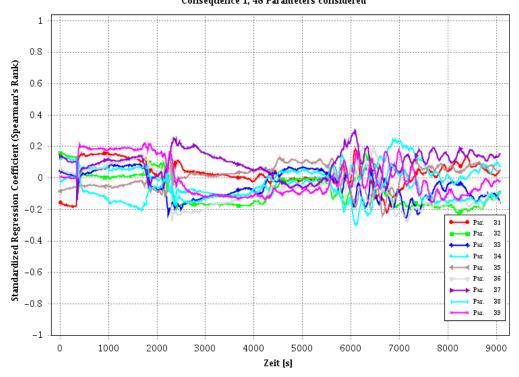
Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered



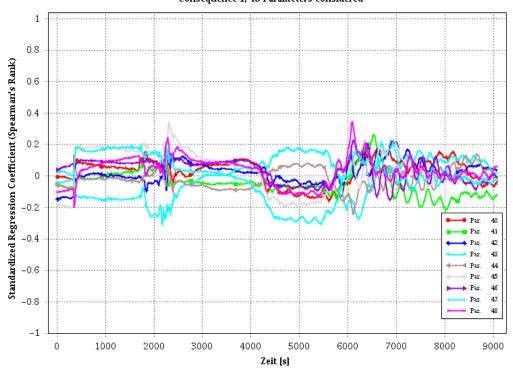
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered



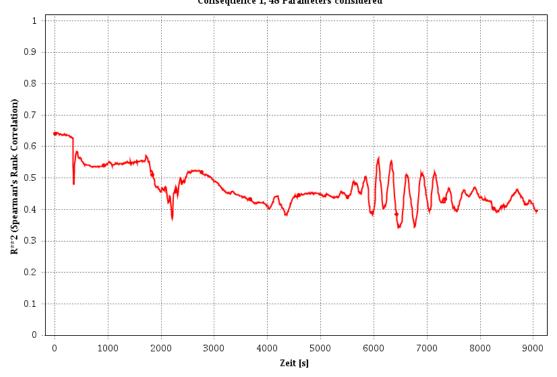
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered



## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered

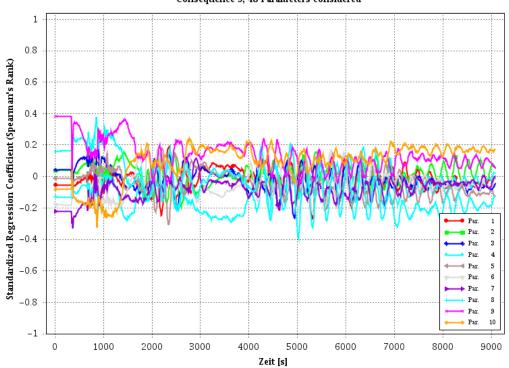


## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 1, 48 Parameters considered

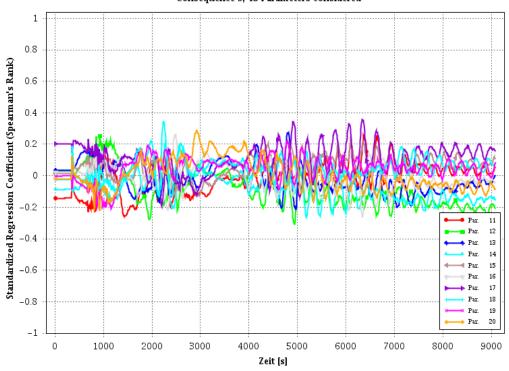


# F.3 Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im Drywell

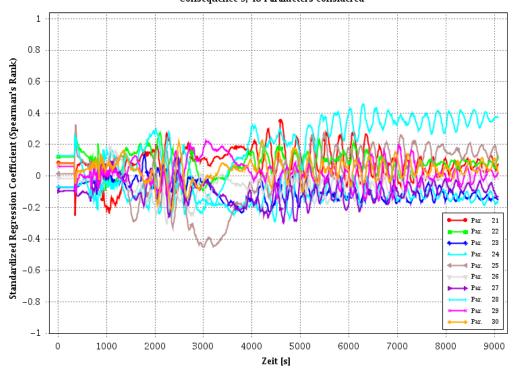
Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

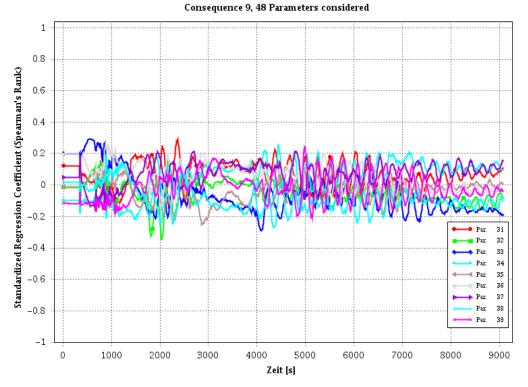


Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

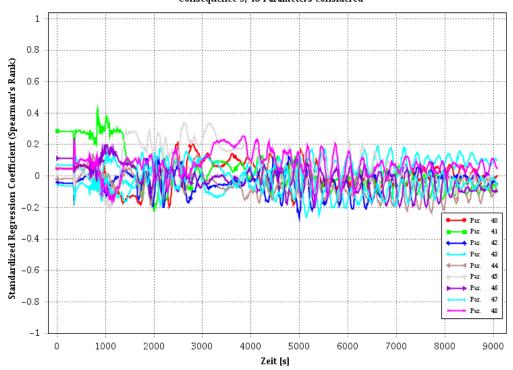


## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

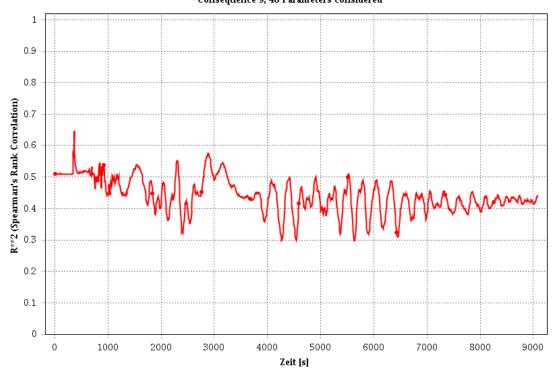




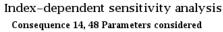
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

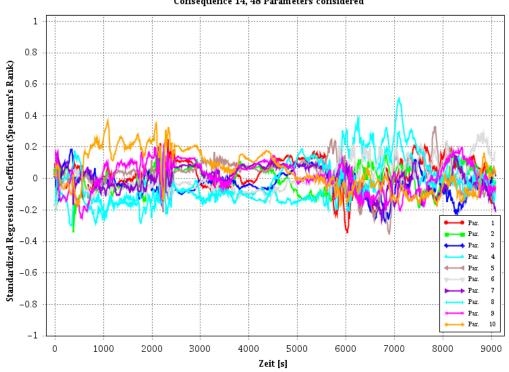


## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

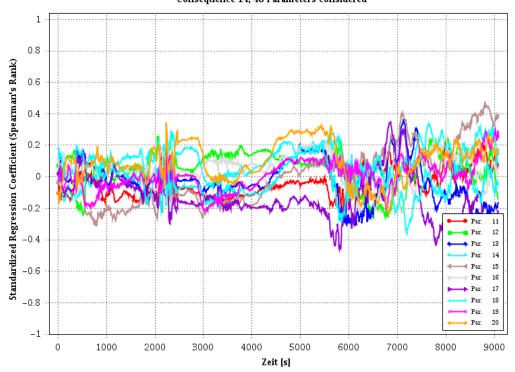


## F.4 Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. der NOKO-Leistung

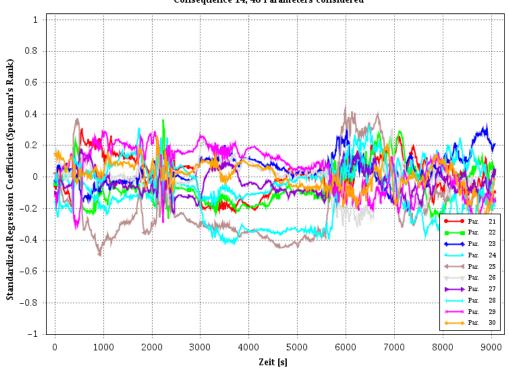




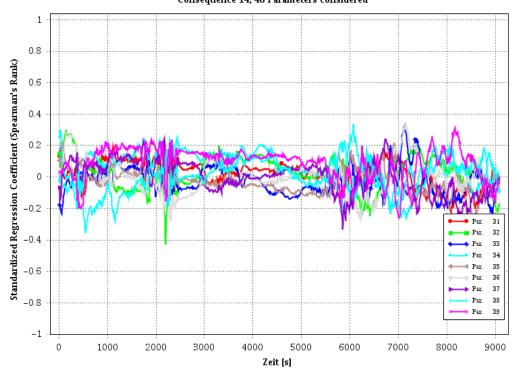
### Index-dependent sensitivity analysis Consequence 14, 48 Parameters considered



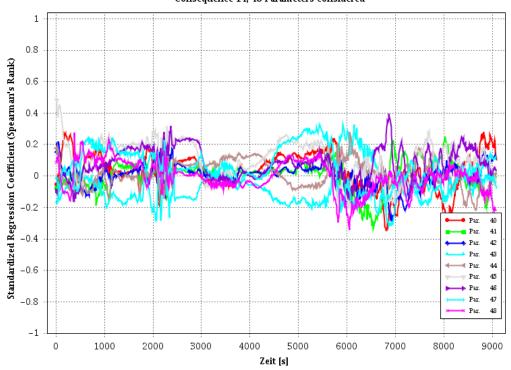
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 14, 48 Parameters considered



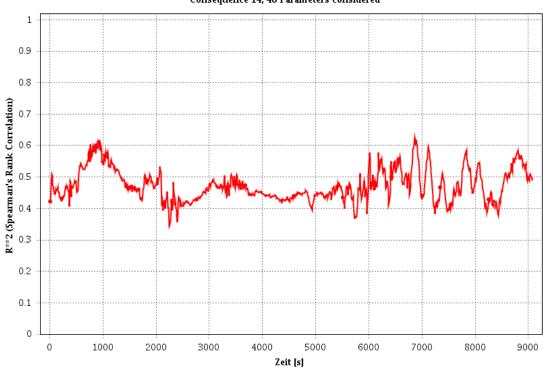
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 14, 48 Parameters considered



## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 14, 48 Parameters considered

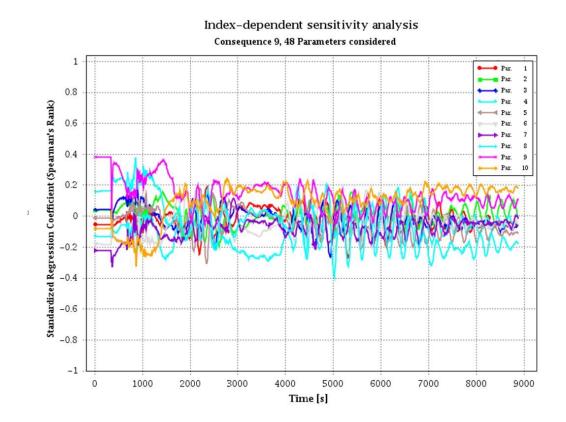


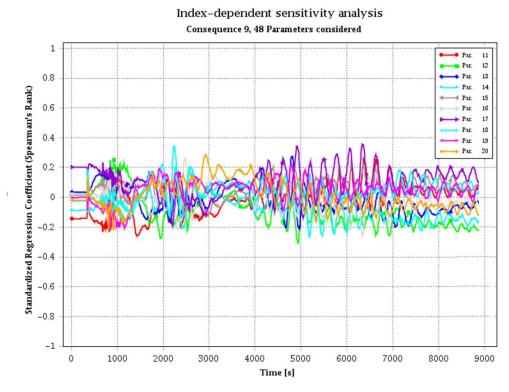
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 14, 48 Parameters considered



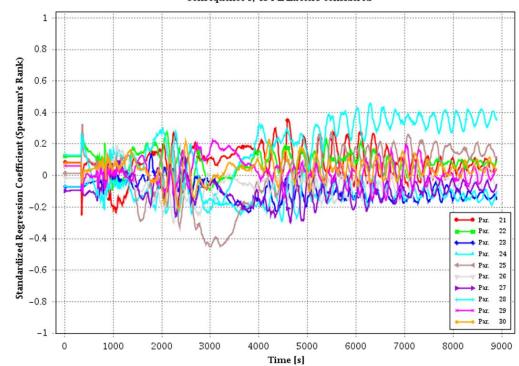
## G Sensitivitätsmaße Frischdampfleitungsleck in AC<sup>2</sup>

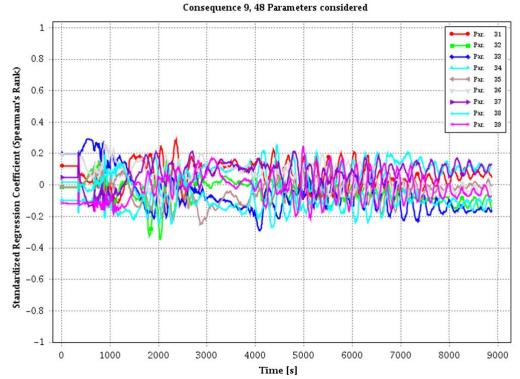
## G.1 Sensitivitätsmaße der 48 unsicheren Parameter bzgl. des Drucks im Drywell bzw. Flooding Pool



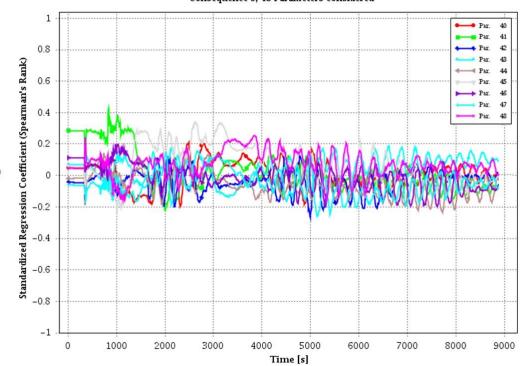


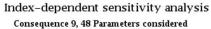
## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered

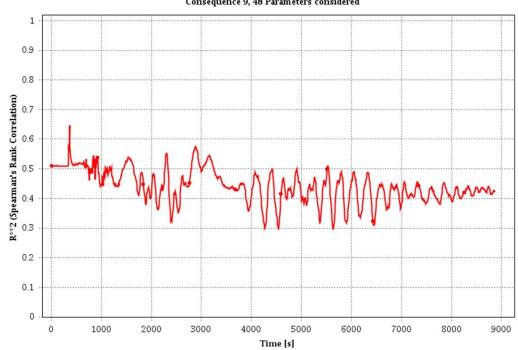




## Index-dependent sensitivity analysis Consequence 9, 48 Parameters considered







#### Gesellschaft für Anlagenund 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

### Technische Hochschule Deggendorf (THD)

Fakultät Maschinenbau u. Mechatronik D. Görlitz Platz 1 94469 Deggendorf

## Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (RWTH)

Lehrstuhl für Reaktorsicherheit u. -technik Templergraben 55

52062 Aachen

#### Technische Universität Dresden (TUD)

Professur für Bildgebende Messverfahren für die Energie- u. Verfahrenstechnik Professur für Wasserstoff- und Kernenergietechnik Helmholtzstraße 10

01062 Dresden

#### FRAMATOME GmbH

Paul-Gossen-Straße 100 91052 Erlangen

ISBN 978-3-947685-12-7