

**Verbesserungen der
Simulation von
Siedevorgängen in AC²
bei lokalem Eintrag von
Wärme in Wasserpoools
(SIWAP)**

Verbesserungen der Simulation von Siedevorgängen in AC² bei lokalem Eintrag von Wärme in Wasserpools (SIWAP)

Abschlussbericht

Ivan Bakalov
Sebastian Buchholz
Dandy Eschricht
Dimitar Iliev
Philipp Schöffel
Claus Spengler
Daniel von der Cron

Juni 2025

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Eigenforschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMUKN) unter dem Förderkennzeichen RS1604 durchgeführt.

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

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

Deskriptoren

AC², ATHLET, COCOSYS, freie Konvektion, Sieden, Wasserpools

Kurzfassung

In den Sicherheitskonzepten vieler fortschrittlicher Reaktoranlagen – insbesondere der Generation III+ und kleiner modularer Reaktoren (SMR) – ist die Abfuhr von Nachzerfallswärme an große Wasserpools, die innerhalb oder außerhalb des Containments angeordnet sind, zur Stör- und Unfallbeherrschung vorgesehen. Damit die Bundesregierung bei Ereignissen in solchen Anlagen aussage- und diskussionsfähig bleibt, müssen belastbare Simulationen zur Sicherheitsbewertung mit der nationalen Rechenkette, welche das Codesystem AC² beinhaltet, durchgeführt werden können. Das Forschungsvorhaben SIWAP wurde mit dem Ziel durchgeführt, die verfügbaren Modelle in AC², mit denen relevante Phänomene in Wasserpools mit lokalem Wärmeeintrag simuliert werden, zu vereinheitlichen und zu verbessern.

Um dieses Ziel zu erreichen, fand zunächst eine Harmonisierung und Erweiterung der Wärmeübergangmodellierung in AC² bei freier Konvektion und Sieden statt. Insbesondere die Modellbasis des AC²-Programms COCOSYS konnte durch die Einführung von Wärmeübergangskorrelationen zum Filmsieden und zur Wärmeübertragung an der Außenseite von Rohrbündeln deutlich erweitert werden. Des Weiteren wurde eine Verbesserung der numerischen Stabilität beim Regimewechsel zwischen verschiedenen Wärmeübergangsmo-
dellen erreicht.

Da bei der realistischen Wasserpoolsimulation mit den AC²-Codes immer auch ein sogenanntes Gemischspiegelmodell zur Anwendung kommt, welches in der Vergangenheit bei Siedebedingungen und verfeinerter Unterteilung des Wasserpools zu numerischen Problemen geführt hat, wurden diesbezüglich Modellverbesserungen in ATHLET und COCOSYS implementiert, um das numerische Verhalten zu stabilisieren. Beide Programme wurden im Laufe des Projektes signifikant verbessert, allerdings konnten nicht alle Probleme mit dem in ATHLET enthaltenen Gemischspiegelmodell gelöst werden. Da die Ursache hierfür modellinhärent zu sein scheint, wird die Entwicklung eines alternativen Gemischspiegelmodells empfohlen.

Um Siedevorgänge in Wasserpools berechnen zu können, muss der eingesetzte Simulationscode in der Lage sein, die Produktion von Dampf unterhalb der Wasseroberfläche sowie den Transport dieses Dampfes an die Oberfläche abzubilden. Vor Projektbeginn war dies in COCOSYS ausschließlich bei Anwendung einer Ein-Zonen-Nodalisierung möglich. Da für eine realistische Wasserpoolsimulation – insbesondere zum Auflösen thermischer Schichtungen – jedoch eine feine Nodalisierung erforderlich ist, wurde

COCOSYS um Modelle zum Wärme- und Dampftransport erweitert und somit zur Mehr-Zonen-Simulation eines siedenden Wasserpools ertüchtigt.

Die Entwicklungsarbeiten wurden durch Verifizierungs- und Validierungsrechnungen begleitet – einerseits, um die neuen Implementierungen zu testen, und andererseits, um Anwendungsrückflüsse zeitnah in die Entwicklung einbeziehen zu können. Im Zuge dieser Rechnungen wurden außerdem bis dato unbekannte Probleme in den AC²-Programmen aufgedeckt, welche im vorliegenden Bericht ebenfalls beschrieben sind und als Ausgangspunkte für zukünftige Entwicklungen dienen können.

Abstract

The safety concepts of various advanced nuclear power plants – in particular Generation III+ and small modular reactors (SMR) – include the decay heat removal to large water pools located inside or outside the containment to mitigate incidents and accidents. To ensure that the Federal Government of Germany remains able to make statements and engage in discussions in the event of incidents or accidents in such plants, the national computational chain, which includes the AC² code system, must be capable of performing reliable simulations for safety assessment. The research project SIWAP was carried out with the aim of improving and harmonizing the available models in AC² which are used to simulate relevant physical phenomena in water pools with local heat sources.

To achieve this goal, the heat transfer modelling in the AC² codes ATHLET and COCOSYS was unified and extended, with a focus on free convection and boiling. Particularly the model basis of COCOSYS was significantly expanded by the introduction of correlations for film boiling and heat transfer on the outside of tube bundles. Furthermore, an improvement in numerical stability was achieved when switching between different heat transfer models during a transient.

Since a realistic water pool simulation with the AC² codes always includes the usage of a so-called mixture level model, which in the past has led to numerical problems under boiling conditions and with a refined subdivision of the water pool, model improvements were implemented in ATHLET and COCOSYS in order to stabilize the numerical behavior. Both programs were significantly improved in the course of the project, but not all problems could be solved with the mixture level model contained in ATHLET. Since the underlying causes seem to be inherent in the model, the development of an alternative ATHLET mixture level model is recommended.

In order to adequately calculate boiling processes in water pools, the used simulation code must be able to model the production of vapor below the water surface as well as the transport of this vapor to the surface. Before the start of the project, COCOSYS could meet these requirements only when using a single-zone nodalization of the pool. However, for a realistic water pool simulation, a finer nodalization is needed – especially to resolve thermal stratification. Therefore, COCOSYS was expanded to include models for the transport of vapor and thermal energy and was thus enabled for multi-zone simulations of boiling water pools.

The program developments were accompanied by verification and validation calculations – both to test the new implementations and to provide feedback to the development regarding potential for improvement. In the calculations, also previously unknown problems in the AC² programs were detected. These problems are described in the report at hand, too, and may serve as starting points for future developments.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	III
1	Einleitung	1
2	Wissenschaftlich-technische Arbeitsziele und Arbeitsprogramm	3
2.1	AP1: Überprüfung und Verbesserung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln.....	3
2.2	AP2: Modellverbesserungen für die Simulation eines veränderlichen Gemischspiegels im Wasserpool	3
2.3	AP3: Erweiterung der COCOSYS-Modelle zum Wärme- und Dampftransport in Wasserpools.....	4
2.4	AP4: Validierung und CI-Integration.....	4
3	Arbeitspaket 1: Überprüfung und Verbesserung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln.....	5
3.1	Vereinheitlichung der Modellbasis in AC ² und Erweiterung um alternative Wärmeübergangsmodelle.....	5
3.2	Bewertung des Modellstands in AC ²	8
3.2.1	Freie Konvektion.....	8
3.2.2	Blasensieden	12
3.3	Einbau von Korrelationen zum Filmsieden und Übergangssieden in COCOSYS.....	16
3.4	Verbesserung der Numerik bei Regimewechsel zwischen den Wärmeübergangsmodellen.....	21
3.5	Wärmeübertragung an Rohren und Rohrbündeln	23
4	Arbeitspaket 2: Modellverbesserungen für die Simulation eines veränderlichen Gemischspiegels im Wasserpool	27
4.1	COCOSYS.....	28

4.1.1	Gemischspiegelübersetzen zwischen zwei COCOSYS-Zonen	28
4.1.2	Horizontale Verbindungen mit vorbeiwanderndem Gemischspiegel: Gemeinsamer Gas- und Wassertransport.....	33
4.2	ATHLET	34
4.2.1	Vorbereitende Arbeiten	34
4.2.2	Begrenzung der Kondensationsrate bei niedrigem Dampfvolumenanteil .	36
4.2.3	Begrenzung der Verdampfungsrate bei geringem Wasseranteil	39
4.2.4	Behebung von Inkonsistenzen in der Programmierung	40
4.2.5	Verbesserung von Wasserspiegelkraft und hydrostatischem Druckterm ..	40
4.2.6	Impulstransport und Beschleunigungsdruckverlust am Gemischspiegel ..	45
4.2.7	Verteilung der Phasenmassenströme bei benachbarten Gemischspiegeln	47
4.2.8	Ausblick	53
5	Arbeitspaket 3: Erweiterung der COCOSYS-Modelle zum Wärme- und Dampftransport in Wasserpools	57
5.1	Plume-Ansatz	57
5.1.1	Konzept	57
5.1.2	Umsetzung	61
5.1.3	Verifikation.....	62
5.1.4	Fazit.....	64
5.2	Dynamischer Ansatz.....	65
5.2.1	Konzept und Arbeitsplan.....	65
5.2.2	Umsetzung und Verifikation	67
5.2.3	Fazit.....	79
6	Arbeitspaket 4: Validierung und CI-Integration	81
6.1	Auswahl geeigneter Experimente	81
6.2	THAI+-Versuchsanlage, Experiment THAI SMR-2.....	82
6.2.1	Anlagen und Versuchsbeschreibung.....	83
6.2.2	ATHLET-Simulationen	86
6.2.3	COCOSYS-Simulationen	92
6.2.4	Fazit.....	99

6.3	PKL-Versuchsstand, Experiment PKL SACO P1.1	99
6.3.1	Anlagen- und Versuchsbeschreibung	99
6.3.2	COCOSYS-Simulationen	102
6.3.3	ATHLET-Simulation	114
6.3.4	Fazit.....	120
6.4	CI-Integration.....	121
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	123
	Literaturverzeichnis.....	127
	Abbildungsverzeichnis.....	135
	Tabellenverzeichnis.....	143
A	Abkürzungen.....	145
B	Formelzeichen	147

1 Einleitung

In den Sicherheitskonzepten vieler fortschrittlicher Reaktoranlagen ist die (langfristige) Abfuhr von Nachwärme an große Wasserpools, die innerhalb oder außerhalb des Containments angeordnet sind, zur Stör- und Unfallbeherrschung vorgesehen. Beispiele sind u. a. die Einbindung von passiven Wärmetauschern in einem Flutbecken wie der Notkondensator bei KERENA, die Außenkühlung von Containments bei SMR, Konzepte für die Kernschmelzerückhaltung im RDB (In-Vessel Melt Retention, IVMR) wie beim AP1000 oder die Kühlung der Kernschmelze in einem Ex-Vessel-Kernfänger wie z. B. beim EPR oder WWER-1200.

Zur Sicherheitsanalyse von Stör- und Unfällen in Kernkraftwerken und kerntechnischen Anlagen werden Best-Estimate-Computerprogramme wie das Codesystem AC² angewendet /WEY 19/, /GRS 20/, /WAN 20/. Die Freigabeversion für diesen Bericht ist AC² 2023 /WEY 24/. AC² wird in der GRS seit mehr als 40 Jahren kontinuierlich entwickelt und ermöglicht Analysen zu einem breiten Spektrum von Fragestellungen für Kernkraftwerkstechnologien im In- und Ausland mit folgenden Einzelcodes:

1. ATHLET (**A**nalysis of **T**hermal-**H**ydraulics of **L**eaks and **T**ransients) für die Simulation der Thermohydraulik in Kühlsystemen.
2. ATHLET-CD (**C**ore **D**egradation) für die Phänomene bzw. für den Verlauf der Kernzerstörung im Reaktorkern bis hin zum Versagen des RDB und dem nachfolgenden Schmelzeaustrag ins Containment.
3. COCOSYS (**C**ontainment **C**ode **S**ystem) als detailliertes Analysewerkzeug für die Vorgänge und Zustände in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters (Containment) und zur Simulation von möglichen Spaltproduktfreisetzungen an die Umgebung.

Im vorliegenden Bericht zum Vorhaben RS1604 werden Arbeiten dargestellt, welche mit dem Ziel durchgeführt wurden, die verfügbaren Modelle in AC², mit denen relevante Phänomene in Wasserpools mit lokalem Wärmeeintrag simuliert werden, zu vereinheitlichen und zu verbessern. Diese Arbeiten stehen im Einklang mit dem geltenden Förderkonzept des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit für die Forschung auf dem Gebiet der nuklearen Sicherheit /BMUV 23/.

Der Aufbau des Berichts ist wie folgt: In Abschnitt 2 wird die übergeordnete Zielsetzung in wissenschaftlich-technische Einzelziele und Arbeitspakete gegliedert. Die im Laufe des Vorhabens tatsächlich erreichten Ziele und dafür durchgeführten Arbeiten sind in den Abschnitten 3 bis 6 beschrieben. In Abschnitt 7 werden die wichtigsten Ergebnisse zusammengefasst und ein Ausblick auf notwendige weiterführende Entwicklungsarbeiten gegeben.

2 Wissenschaftlich-technische Arbeitsziele und Arbeitsprogramm

Gesamtziel des Vorhabens war es, Verbesserungen in den beiden AC²-Rechenprogrammen ATHLET und COCOSYS für die Simulation von Konvektions- und Siedevorgängen in Wasserpools sowie die Dampffreisetzung an Pooloberflächen zu erreichen und die in den Codes verwendeten Modelle zu vereinheitlichen. Die zum Erreichen dieses Ziels notwendigen wissenschaftlich-technischen Arbeiten wurden thematisch zu Arbeitspaketen (AP) mit Einzelzielsetzungen zusammengefasst, welche in den folgenden Unterabschnitten beschrieben sind.

2.1 AP1: Überprüfung und Verbesserung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln

Zielsetzung von AP1 war die Überprüfung, Verbesserung und Vereinheitlichung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln in AC². Dies beinhaltete auch eine Verbesserung und Vereinheitlichung des Übergangs zwischen verschiedenen Wärmeübergangsbedingungen und deren Behandlung in den numerischen Verfahren zur Lösung des Wärmetransportes. Falls notwendig, sollten weitere Korrelationen in den Rechenprogrammen ergänzt werden.

Repräsentative kerntechnische Anwendungen, für welche eine verbesserte Wärmeübergangsmodellierung relevant ist, sind der NuScale VOYGR-Reaktor /COL 13/ als Beispiel für einen Pool-Type-SMR mit Containmentaußenkühlung und der KERENA-Notkondensator /ARE 14/ sowie der PRHR HX des AP1000 /WEC 17/ als Beispiele für passive Nachzerfallswärmeabfuhrsysteme mit Rohrbündelwärmetauschern.

2.2 AP2: Modellverbesserungen für die Simulation eines veränderlichen Gemischspiegels im Wasserpool

Der Wärmeeintrag in Wasserpools führt aufgrund abnehmender Flüssigkeitsdichte und Dampfblasenbildung an der Wand zunächst zu einem Ansteigen des Füllstandes – in den NOKO-Experimenten am Forschungszentrum Jülich /SCH 96/ wurde z. B. bei Betrieb des Notkondensatorbündels ein Wasseraufwurf im Bereich von mehreren Dezimern beobachtet. Im weiteren Verlauf der Aufheizung fällt der Füllstand schließlich durch

die Dampffreisetzung in die Atmosphäre. Aufgrund der erheblichen Wärmemengen, welche mit passiven Systemen lokal in einen Pool eingebracht werden können, handelt es sich hierbei um hochtransiente Vorgänge, welche erhebliche numerische Anforderungen an einen Reencode stellen, insbesondere wenn der Gemischspiegel beim Steigen oder Sinken in höher bzw. tiefer liegende Kontrollvolumina übersetzt. Zielsetzung dieses Arbeitspakets war es, in den beiden AC²-Codes ATHLET und COCOSYS das Simulationsverhalten beim Übersetzen des Gemischspiegels in benachbarte Zonen unter den für Wasserpools relevanten Bedingungen zu verbessern und das numerische Verhalten zu stabilisieren.

2.3 AP3: Erweiterung der COCOSYS-Modelle zum Wärme- und Dampftransport in Wasserpools

Treten Siedebedingungen an einer überhitzten Wandoberfläche ein, entstehen dort kleine Dampfblasen. Wenn die Kernströmung der Flüssigkeit (nahezu) Sättigungstemperatur besitzt und die Dampfblasen nicht mehr vollständig kondensieren, steigen diese im Pool auf, gelangen an die Oberfläche und werden hier in die Umgebung freigesetzt, was zu einem Druckaufbau im Containment führt. Zusätzliche Blasen entstehen aufgrund des vom Behälterboden bis zur Oberfläche hin abnehmenden Druckes. COCOSYS war zu Projektbeginn nicht in der Lage, in Zonen unterhalb des Wasserspiegels Dampf zu erzeugen und einen Aufwärtstransport des Dampfes im Pool mit einer Zonenunterteilung zu simulieren. Im Rahmen dieses Arbeitspaketes war geplant, in COCOSYS Modellverbesserungen zum Dampf- bzw. Wärmetransport zu implementieren, um diese Effekte hinreichend genau zu erfassen und den Anwendungsbereich des Simulationsprogramms zu erweitern.

2.4 AP4: Validierung und CI-Integration

Die in AP1 bis AP3 durchgeführten Modellverbesserungen sollten im Rahmen von AP4 begleitend zur Entwicklung an geeigneten Experimenten validiert werden. Außerdem war in diesem Arbeitspaket die Integration ausgewählter Testfälle in die Continuous-Integration-Prozesse (CI-Prozesse) auf der Softwareentwicklungsplattform GitLab vorgesehen. Arbeitspaket 1: Überprüfung und Verbesserung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln

3 Arbeitspaket 1: Überprüfung und Verbesserung der Modellierung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion und Sieden an Containmentstrukturen sowie der Außenseite von Rohrbündeln

In der Vergangenheit wurde bei Einzelrechnungen mit den AC²-Programmen ATHLET und COCOSYS beobachtet, dass sich die von ATHLET und COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten teilweise deutlich unterscheiden. In AP1 wurde daher zunächst der diesbezügliche Modellstand in AC² überprüft und vereinheitlicht. Darüber hinaus wurde speziell für COCOSYS das Umschalten zwischen verschiedenen Wärmeübergangsregimes hinsichtlich seiner numerischen Stabilität verbessert. Da Notkondensatoren mit Rohrbündeln ein wichtiges Anwendungskonzept zur Nachwärmeabfuhr darstellen, wurde COCOSYS außerdem um Modelle zur Simulation der Wärmeübertragung an Rohren und Rohrbündeln erweitert.

3.1 Vereinheitlichung der Modellbasis in AC² und Erweiterung um alternative Wärmeübergangsmodelle

Zur Vereinheitlichung der Modellbasis wurden die in den Einzelcodes verwendeten Wärmeübergangskorrelationen für freie Konvektion und Blasensieden zunächst von der übrigen, ATHLET- bzw. COCOSYS-spezifischen Programmstruktur getrennt, in separaten FORTRAN-Unterprogrammen gekapselt und nach Überprüfung der Implementierung in Form einer statischen Programmbibliothek zusammengefasst. Anschließend wurde die Programmbibliothek um zahlreiche Wärmeübertragungsmodelle für freie Konvektion und Blasensieden aus der Fachliteratur ergänzt.

Um die Wärmeübertragung bei Siedevorgängen mit COCOSYS umfassend simulieren zu können, wurden zudem zwei Wärmeübergangsmodelle zum Filmsieden aus ATHLET extrahiert und in die statische Programmbibliothek übernommen. Im Gegensatz zu ATHLET wird bei der Berechnung des Übergangs vom Blasen- zum Filmsieden in der aktuellen COCOSYS-Version mit festen Interpolationsgrenzen gerechnet. Tatsächlich sind diese Grenzen, wie z. B. der DNB-Punkt (DNB = **D**eparture from **N**ucleate **B**oiling), jedoch von verschiedenen physikalischen Parametern abhängig; eine zentrale Rolle nimmt die sogenannte kritische Heizflächenbelastung ein. Um die Grundlage für eine physikalisch realistischere Berechnung in COCOSYS zu schaffen und die Modellierungen in ATHLET und COCOSYS weiter zu vereinheitlichen, wurden drei Korrelationen zur

Berechnung der kritischen Heizflächenbelastung bei niedrigen Drücken aus ATHLET extrahiert und in die Programmbibliothek verschoben.

Derzeit sind folgende Korrelationen in der statischen Programmbibliothek implementiert:

- Freie Konvektion
 - Laminare Strömung
 - Churchill&Chu-Korrelation (laminar) /MER 87/
 - Ostrach&Le Fevre-Korrelation /MER 87/
 - Sparrow&Gregg-Korrelation /SPA 56/
 - Sucker-Korrelation /MER 87/
 - Turbulente Strömung
 - Churchill&Chu-Korrelation (turbulent) /CHU 75/
 - Fujii&Uehara-Korrelation /VDI 13/
 - Hüttermann-Korrelation /HÜT 90/
 - McAdams-Korrelation /MCA 54/
 - RUB-Korrelation /SON 22/
- Blasensieden
 - Borishanski&Mostinski-Korrelation /BOR 69/, /MOS 63/
 - Cooper-Korrelation /COO 84/
 - Forster-Zuber-Korrelation /COL 72/
 - Rohsenow-Korrelation /ROH 52/
 - Stephan&Abdelsalam-Korrelation /STE 80/
- Filmsieden
 - Berenson-Korrelation /BER 61/
 - Bromley-Korrelation /BRO 53/

- Kritische Heizflächenbelastung
 - Groeneveld Look-up Tables /GRO 07/
 - Mirshak-Korrelation /MIR 59/
 - Zuber&Griffith-Korrelation /ZUB 61/

Eine detaillierte Beschreibung der Korrelationen ist in den genannten Literaturquellen sowie – was den Einsatz in AC^2 betrifft – in /ILI 23a/ und /ILI 23b/ zu finden.

Die Vorteile der Kapselung der Korrelationen in einer Programmbibliothek sind:

- Verwendung einer AC^2 -weiten einheitlichen und damit konsistenten Modellbasis in gekoppelten Rechnungen
- Verringerter Aufwand bei der Codepflege durch Vermeidung redundanter Implementierungen in ATHLET und COCOSYS
- COCOSYS- bzw. ATHLET-unabhängige Programmierung und somit einfache Testbarkeit der Unterprogramme durch Treiberprogramme und in Unit-Tests (vgl. die Abschnitte 3.2 und 3.3)

Die Routinen wurden so implementiert, dass sie neben dem Wärmeübergangskoeffizienten auch Parameter zur Fehlerbehandlung sowie Informationen darüber, ob eine Korrelation inner- oder außerhalb ihres Gültigkeitsbereichs aufgerufen wurde, an das aufrufende Programm zurückgeben.

Um die in der statischen Programmbibliothek zusammengefassten Korrelationen in ATHLET und COCOSYS nutzen zu können, wurde der Quellcode der beiden Simulationscodes entsprechend angepasst. Alle Anpassungen wurden in die Hauptentwicklungslinien beider Codes integriert. Für COCOSYS wurde die Nutzereingabe um für das Filmsieden relevante Parameter erweitert; die erweiterte Eingabe ist im COCOSYS-Nutzerhandbuch /ARN 23/ beschrieben.

3.2 Bewertung des Modellstands in AC²

Sämtliche im vorigen Abschnitt aufgelisteten Korrelationen wurden anhand einfacher Testdatensätze erfolgreich geprüft. Für die Wärmeübergangsmechanismen freie Konvektion und Blasensieden wurde darüber hinaus der Modellstand in AC² bewertet. Dazu wurden mit Hilfe eines Treiberprogramms Stand-alone-Vergleichsrechnungen der Korrelationen unter verschiedenen Randbedingungen (Rayleigh-Zahlen, Prandtl-Zahlen und Drücke) durchgeführt. Die Vergleiche wurden stand-alone durchgeführt, um äußere Einflüsse durch das aufrufende Programm (COCOSYS oder ATHLET) auszuschließen. Die Modellstandsbewertung ist ausführlich in /ILI 23b/ dokumentiert. Die wesentlichen Erkenntnisse sind in den folgenden Unterkapiteln zusammengefasst.

3.2.1 Freie Konvektion

Für freie Konvektion wurde festgestellt, dass die von den o. g. Korrelationen berechneten Wärmeübergangskoeffizienten sehr gut miteinander übereinstimmen, solange sie im Rahmen ihrer Gültigkeitsbereiche ausgewertet werden. Der Gültigkeitsbereich für die Korrelationen für laminare Strömung endet i. d. R. bei $Ra \approx 10^9$, für die Korrelationen für turbulente Strömung endet er typischerweise bei $Ra \approx 10^{12}$. Eine Ausnahme stellt lediglich die RUB-Korrelation dar, welche als einzige für eher große Rayleigh-Zahlen ($10^{10} \leq Ra \leq 10^{14}$) entwickelt wurde.

Abb. 3.1 bis Abb. 3.3 zeigen exemplarisch für verschiedene Ra-Bereiche die mit ausgewählten Korrelationen berechneten Nußelt-Zahlen bei einer gegebenen Prandtl-Zahl von $Pr = 7,85$, was flüssigem Wasser bei einer Temperatur zwischen 10 °C und 20 °C und atmosphärischem Druck entspricht. Im Gültigkeitsbereich der Korrelationen sind die jeweiligen Kurven durchgezogen, außerhalb des Gültigkeitsbereiches gestrichelt dargestellt. In den Diagrammen werden folgende Korrelationen gezeigt:

- Hüttermann-Korrelation: Dies ist die Standard-Option für die Berechnung freier Konvektion mit COCOSYS
- McAdams-Korrelation: Dies ist die Standard-Option für die Berechnung freier Konvektion mit ATHLET
- Churchill&Chu-Korrelation (laminar und turbulent) als verbreitete Korrelation für freie Konvektion (z. B. /INL 12/ oder /KAE 04/)

- RUB-Korrelation – die an der Ruhr-Universität Bochum entwickelte Korrelation für große Rayleigh-Zahlen, welche auf einer Auswertung von CFD-Analysen beruht. Man beachte, dass die Korrelation bisher nur für eine spezielle Referenzgeometrie und für Wasser bei einer Prandtl-Zahl von $Pr \approx 3,1$ angewendet wurde und daher auch nur für diese speziellen Randbedingungen empfohlen ist. Streng genommen liegt die RUB-Kurve aufgrund der gewählten Prandtl-Zahl $Pr = 7,85$ in den Abbildungen also immer außerhalb ihres Anwendungsbereichs. Allerdings ist die Korrelation an sich unabhängig von der Prandtl-Zahl – es wird $Nu = f(Ra)$ bestimmt. Zudem haben Untersuchungen mit niedrigeren Pr -Zahlen gezeigt, dass sich am relativen Verhältnis der Korrelationen untereinander keine qualitativen Unterschiede ergeben und die zu den folgenden Abbildungen getroffenen Aussagen trotz der Überschreitung des empfohlenen Anwendungsbereichs gültig sind.

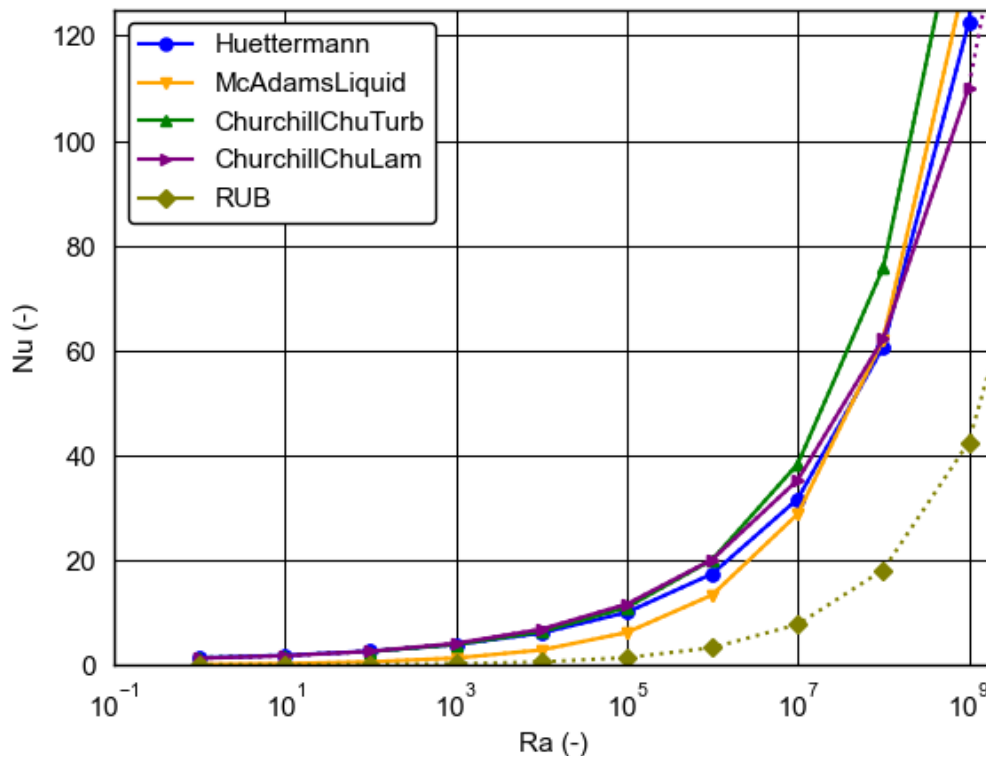


Abb. 3.1 Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra klein

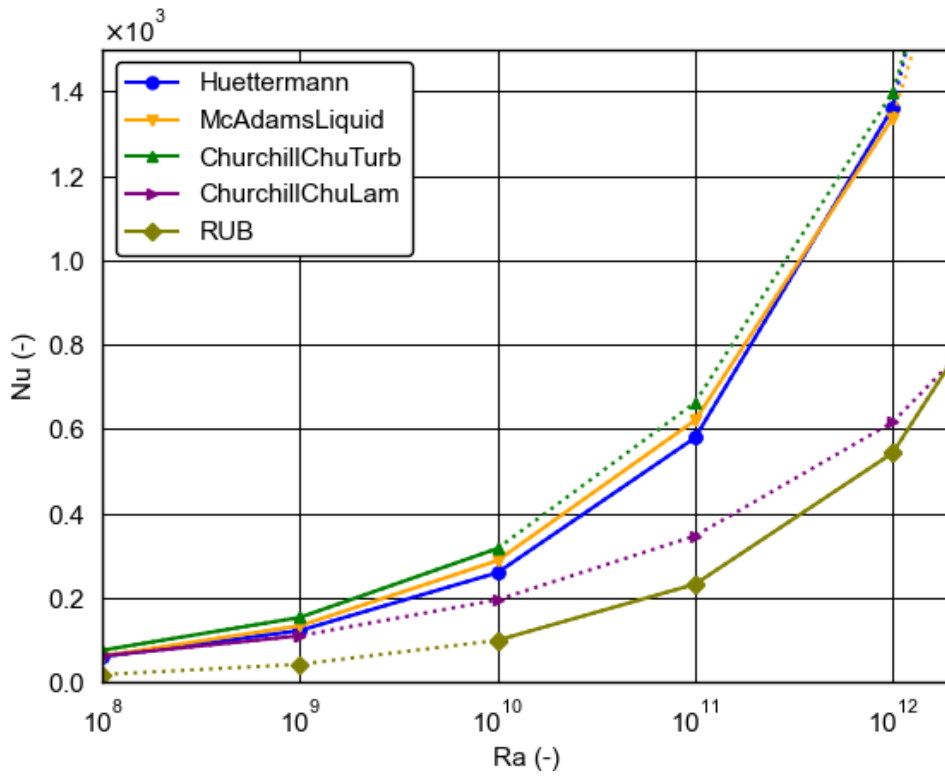


Abb. 3.2 Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra mittelgroß

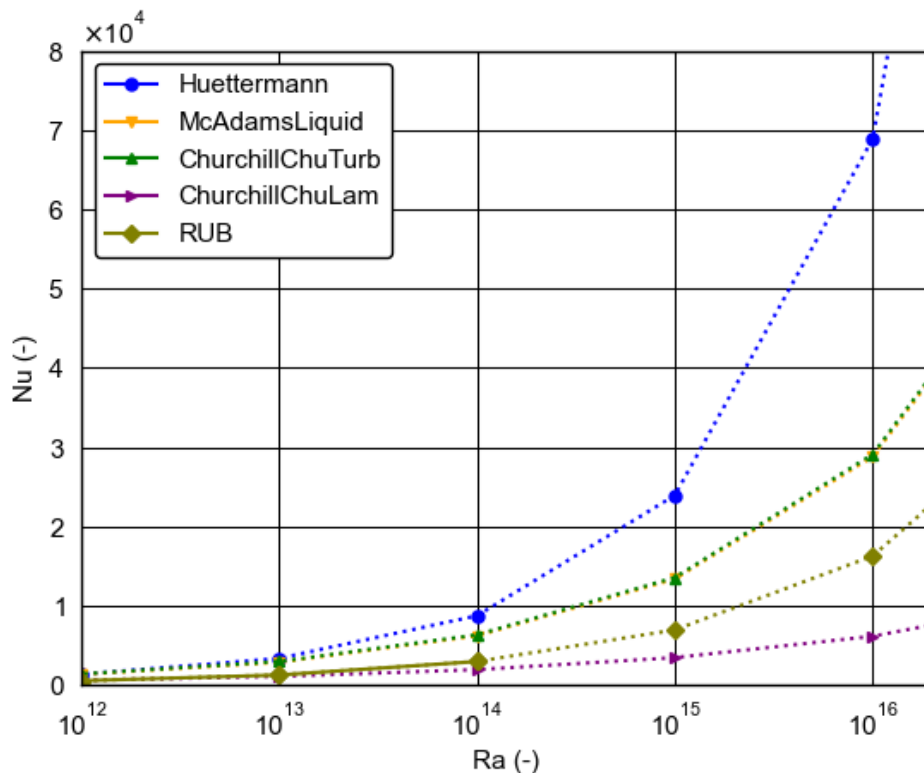


Abb. 3.3 Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra groß (gelbe und grüne Kurve überlagernd)

Für kleine Rayleigh-Zahlen $Ra \leq 10^9$ stimmen die von den verschiedenen in ihrem Gültigkeitsbereich angewendeten Korrelationen berechneten Nußelt-Zahlen gut überein; eine Ausnahme ist die RUB-Korrelation, welche allerdings deutlich außerhalb ihres Ra -Gültigkeitsbereichs angewendet wurde.

Für $10^9 < Ra \leq 10^{12}$ liegen die Kurven von Churchill&Chu (turbulent), McAdams und Hüttermann dicht beieinander; die Churchill&Chu-Korrelation für laminare Strömung berechnet deutlich niedrigere Nußelt-Zahlen, wurde jedoch außerhalb ihres Gültigkeitsbereiches angewendet. Interessanterweise sind auch die von der RUB-Korrelation berechneten Nußelt-Zahlen deutlich niedriger als z. B. die von McAdams vorhergesagten, obwohl beide Korrelationen in ihrem Ra -Gültigkeitsbereich angewendet wurden. Dies liegt *nicht* daran, dass die RUB-Korrelation bisher nur für $Pr \approx 3,1$ empfohlen ist, die anderen Kurven hingegen mit $Pr = 7,85$ bestimmt wurden, denn auch Berechnungen mit kleineren Prandtl-Zahlen haben für die RUB- und McAdams-Korrelation einen signifikanten Unterschied in den Nu -Zahlen ergeben. Diese Beobachtung ist in Einklang mit /SON 22/ – dort wird ebenfalls festgestellt, dass die mit der RUB-Korrelation berechneten Nußelt-Zahlen deutlich unter den Vorhersagen der Churchill&Chu (turbulent)-Korrelation liegen.

Für sehr große Rayleigh-Zahlen, wie sie beispielsweise für das NuScale-Containment erwartet werden können, divergieren die von den verschiedenen Korrelationen berechneten Wärmeübergangskoeffizienten stärker, vgl. Abb. 3.3. Insbesondere die mit der Hüttermann- und der RUB-Korrelation berechneten Nußelt-Zahlen unterscheiden sich stark (die Churchill&Chu-Korrelation für laminare Strömung kann in diesem hohen Ra -Bereich getrost ignoriert werden). Entscheidend für die Vorhersagefähigkeit der untersuchten Korrelationen bei Anwendungen mit großen Rayleigh-Zahlen ist die Frage, wie realistisch der Kurvenverlauf bei Extrapolation über den aktuellen Gültigkeitsbereich hinaus ist.

Die Hüttermann-Korrelation ist eine Gleichung der Form

$$Nu = e^{a \cdot \ln^2(Ra) + b \cdot \ln(Ra) + c} \quad (3.1)$$

a , b und c sind Koeffizienten, deren Zahlenwerte aus einer Ausgleichsrechnung verschiedener Stützwerte $Nu(Ra)$ aus dem Intervall $10^{-4} < Ra < 10^{12}$ stammen. Für Werte $Ra > 10^{12}$ wurde die Korrelation nicht validiert und steigt wegen des Terms $e^{a \cdot \ln^2(Ra)}$ für

große Rayleigh-Zahlen steiler an als alle anderen Korrelationen, welche typischerweise einem Potenzgesetz der Art

$$Nu \sim Ra^n \quad (3.2)$$

mit konstantem Exponenten n folgen. Aus diesem Grund sollten die mit Hüttermann berechneten großen Nußelt-Zahlen kritisch betrachtet werden.

Die RUB-Korrelation andererseits erhebt in ihrer in /SON 22/ präsentierten Form zwar keinen Anspruch auf Korrektheit, soll den Autoren zufolge jedoch zumindest als erste Orientierung zur Wärmeübergangsberechnung bei großen Rayleigh-Zahlen dienen. Überdies folgt die Korrelation – wie fast alle anderen – einem Potenzgesetz wie in Gl. (3.2), was im Umkehrschluss ein Hinweis darauf sein kann, dass die Hüttermann-Korrelation für sehr große Ra -Zahlen, wie sie z. B. beim NuScale-Containment auftreten, nicht zu empfehlen ist. In die gleiche Richtung weisen vorläufige Ergebnisse aus dem Vorhaben RS1579 /STE 23/: Dort wurde das Experiment THAI-SMR7 mit dem CFD-Programm ANSYS-CFX nachgerechnet und auf Basis der CFD-Daten eine Funktion $Nu = (Ra)$ gebildet. Wenn man den Graphen dieser Funktion in Abb. 3.2 und Abb. 3.3 eintrüge, läge er zwischen der RUB-Korrelation und Churchill&Chu, also ebenfalls bei eher niedrigen Nußelt-Zahlen. Im Gegensatz dazu haben jüngste COCOSYS-Nachrechnungen von THAI-SMR7 überraschenderweise eine sehr gute Übereinstimmung der Hüttermann-Korrelation mit den Experimentalwerten (mit Ra bis zu 10^{15}) ergeben, siehe /SPE 25/. Die Ergebnisse in dem Paper stehen den zuvor diskutierten diametral gegenüber und sollten geprüft werden. Gewissheit müssen letztendlich weitere Validierungsexperimente bringen.

3.2.2 Blasensieden

Für den Vergleich der Korrelationen zum Blasensieden wurden für verschiedene konstant gehaltene Drücke im Bereich 1 bar bis 70 bar die Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Wandüberhitzung¹ ermittelt. Mit diesem Druckbereich sind sowohl relevante Anwendungsfälle bezüglich der Nachwärmeabfuhr an große Wasserpoools abgedeckt als auch der typische Zustand auf der Sekundärseite eines Dampferzeugers im

¹ Wandüberhitzung = Oberflächentemperatur – Sättigungstemperatur des Fluids

Normalbetrieb.² In Abb. 3.4 sind die Ergebnisse für einen Druck von 1 bar gezeigt. Die Kurven der einzelnen Korrelationen sind im Bereich des Blasensiedens (d. h. im Rahmen ihres Gültigkeitsbereiches) mit einer durchgezogenen Linie gezeichnet. Oberhalb dieses Bereiches (d. h. bei Überschreiten der DNB-Punkte) werden die Kurven gestrichelt fortgesetzt. Die DNB-Punkte wurden mit Hilfe der Groeneveld'schen Look-up Table /GRO 07/ zur kritischen Heizflächenbelastung überschlagsmäßig bestimmt.

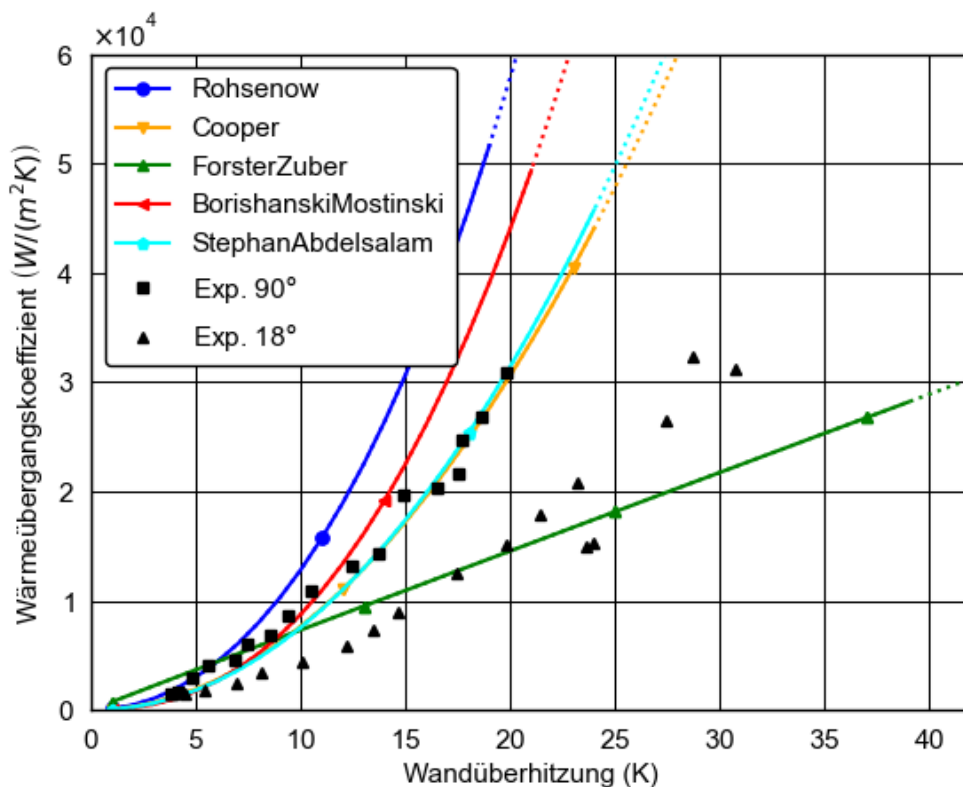


Abb. 3.4 Vergleich der untersuchten Siede-Korrelationen bei 1 bar

Schwarze Vierecke bzw. Dreiecke entsprechen Experimentaldaten; die Werte 90° und 18° beziehen sich auf den statischen Kontaktwinkel.

Zusätzlich zu den mit den Korrelationen berechneten Kurven sind Experimentalwerte als Datenpunkte (schwarze Vierecke und Dreiecke) im Diagramm eingetragen. Die Experimentalwerte wurden aus /KOL 05/ (dort Fig. 16.5.) extrahiert und von der Wärmestromdichte auf den Wärmeübergangskoeffizienten als abhängige Variable umgerechnet. Dabei wurden nicht sämtliche Datenpunkte der Originalquelle verwendet,

² Die Wasserpoools zur Nachwärmeabfuhr befinden sich bei den Reaktorkonzepten KERENA und AP1000 innerhalb des Containments, bei NuScale im Reaktorgebäude. Der relevante Druckbereich liegt also in der Größenordnung 1 bar bis 10 bar. Der sekundärseitige Dampferzeugerdruck eines Druckwasserreaktors oder WWER liegt unter normalen Betriebsbedingungen typischerweise bei ca. 60 bar bis 70 bar.

sondern nur diejenigen, welche eindeutig im Bereich des Blasensiedens (also unterhalb des DNB-Punktes) liegen. Bei einem statischen Kontaktwinkel von 90° (schwarze Vierecke in Abb. 3.4) tritt DNB demnach bei knapp 20 K Wandüberhitzung auf, wobei ein Wärmeübergangskoeffizient von ca. $30\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht wird. Bei einem statischen Kontaktwinkel von 18° (schwarze Dreiecke in Abb. 3.4) tritt DNB bei ca. 30 K Wandüberhitzung auf, wobei ebenfalls ein Wärmeübergangskoeffizient von ca. $30\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht wird. Der statische Kontaktwinkel hängt u. a. vom Wandmaterial und der Oberflächenbehandlung ab (für eine anschauliche Darstellung des Kontaktwinkels siehe Abb. 3.5). In /KOL 05/ (dort Table 12.1.) ist der statische Kontaktwinkel für destilliertes Wasser auf polierter Stahloberfläche mit ca. $38^\circ - 48^\circ$ angegeben. Typische in der Literatur zu findende Nukiyama-Diagramme mit bemaßten Achsen verorten den DNB-Punkt bei einer Wandüberhitzung von 30 K und kritischer Wärmestromdichte von 10^6 W/m^2 , was im Diagramm ungefähr dem Wertepaar $(30\text{ K}, 3 \cdot 10^4\text{ W/(m}^2\text{K)})$ und damit den beiden letzten schwarzen Dreiecken (= „Exp. 18° “) entspricht.

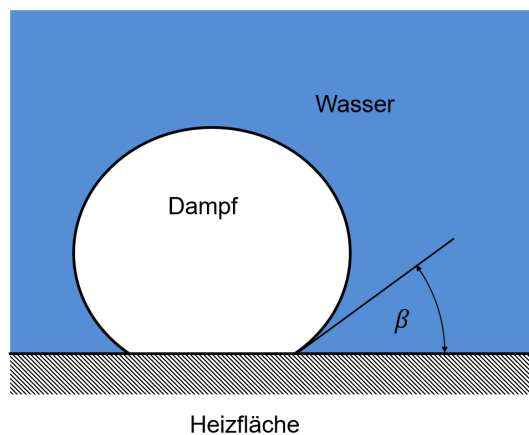


Abb. 3.5 Kontaktwinkel β an einer Dampfblase, Abbildung nach /ROH 51/

Bei Betrachtung der Kurven in Abb. 3.4 fällt sofort auf, dass lediglich die Forster-Zuber-Korrelation eine nahezu lineare Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wandüberhitzung berechnet, während sich alle übrigen Kurven bezüglich ihrer Form mit Potenzfunktionen $htc \sim \Delta T_{WUE}^n$ mit Exponenten $n > 1$ vergleichen lassen. Die kritische Wärmestromdichte wird bei Anwendung der Forster-Zuber-Korrelation wie in den Experimenten bei ca. $30\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht, während sich mit den übrigen Korrelationen größere Werte von ca. $45\,000$ bis $50\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ ergeben. Allerdings wurden die kritischen Wärmestromdichten – wie im Hinweis weiter oben betont – überschlagsmäßig bestimmt und sind daher nur als grobe Anhaltspunkte zu verstehen. Aufgrund des flachen Verlaufs der grünen Kurve (Forster-Zuber) stimmt diese mit den

Experimentalwerten für kleine statische Kontaktwinkel (18°) am besten überein. Wenn man jedoch eine gedankliche Ausgleichskurve durch die Experimentalwerte legt, so scheint der nahezu lineare Verlauf der grünen Kurve am ungeeignetsten zu sein, um die qualitative Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wandüberhitzung richtig abzubilden. Die übrigen Korrelationen berechnen untereinander ähnliche Kurvenverläufe, wobei die Korrelationen von Cooper und Stephan&Abdelsalam die Experimentalwerte für 1 bar quantitativ am besten approximieren. Wie in der Abbildung zu sehen ist, werden die größten Wärmeübergangskoeffizienten mit der Rohsenow-Korrelation berechnet; diese Beobachtung wurde im Rahmen der Modelluntersuchungen generell für niedrige Drücke (< 10 bar) gemacht. In der Rohsenow-Korrelation gibt es einen werkstoffspezifischen Einfluss mit dem sogenannten Strukturoberfläche-Flüssigkeit-Faktor. Dieser hängt vom Material der Wand, von dessen Oberflächenbeschaffenheit und vom Fluid ab. In Abhängigkeit von diesem Wert sind auch steilere oder flachere Verläufe als die in Abb. 3.4 gezeigte dunkelblaue Kurve möglich. Für Stahl und Wasser gibt es in der verfügbaren Literatur allerdings keine Hinweise auf möglicherweise flachere Verläufe – bedingt durch einen größeren Strukturoberfläche-Flüssigkeit-Faktor – als den hier gezeigten.

Um zu einer klaren Bewertung aller Korrelationen zum Blasensieden zu kommen, sind weitere Arbeiten, bevorzugt mit Berücksichtigung von Experimentalwerten, durchzuführen. Von Bedeutung für die (Weiter-)Entwicklung von AC^2 ist die Beobachtung, dass die standardmäßig in ATHLET angewendete Forster-Zuber-Korrelation den Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Wandüberhitzung vermutlich qualitativ nicht richtig wiedergibt, und dass die in COCOSYS ebenfalls standardmäßig aktive Rohsenow-Korrelation insbesondere bei niedrigen Drücken (bis 10 bar) deutlich größere (und damit möglicherweise zu große) Wärmeübergangskoeffizienten als die anderen betrachteten Korrelationen berechnet. Durch die in Abschnitt 3.1 beschriebene Auslagerung der Wärmeübergangsroutinen in eine statische Programmbibliothek können die Standardkorrelationen z. B. für Validierungsrechnungen leicht ausgetauscht werden.

3.3 Einbau von Korrelationen zum Filmsieden und Übergangssieden in COCOSYS

COCOSYS war bisher in der Lage, den Wärmeübergang von heißen Strukturen an flüssiges Wasser für die Wärmetransportmechanismen freie Konvektion und Blasensieden zu berechnen. Im Rahmen von RS1604 wurde die Wärmeübergangsberechnung in COCOSYS um das Phänomen des Filmsiedens erweitert. Hierzu wurden die Korrelationen von Berenson /BER 61/ und Bromley /BRO 53/ aus ATHLET extrahiert und in die o. g. Programmbibliothek implementiert. COCOSYS (und auch ATHLET) wurde um entsprechende Schnittstellen zur Nutzung der Korrelationen aus der Bibliothek erweitert. Bei der Berechnung der Übergänge zwischen freier Konvektion und Blasensieden sowie zwischen Blasen- und Filmsieden werden Interpolationsfunktionen angewendet.

Zum Verifizieren der neuen Implementierungen wurde ein Unit-Test angelegt, bei welchem die Nukiyama-Siedekurve (Abb. 3.6) nachgefahren wird, d. h. für vorgegebene Wandüberhitzungen ($T_{Wand} - T_{Sättigung}$) werden die Korrelationen hinsichtlich der berechneten Wärmestromdichte ausgewertet. Dabei werden die FORTRAN-Routinen mit den Korrelationen wie bei der im vorigen Abschnitt beschriebenen Modellstandsbewertung durch ein Treiberprogramm aufgerufen. In Abb. 3.7 ist die im Rahmen des Unit-Tests erzeugte Siedekurve gezeigt. Detaillierte Informationen zum Filmsieden in COCOSYS und zur Verifikation mittels Unit-Test sind in /ILI 23a/ dokumentiert.

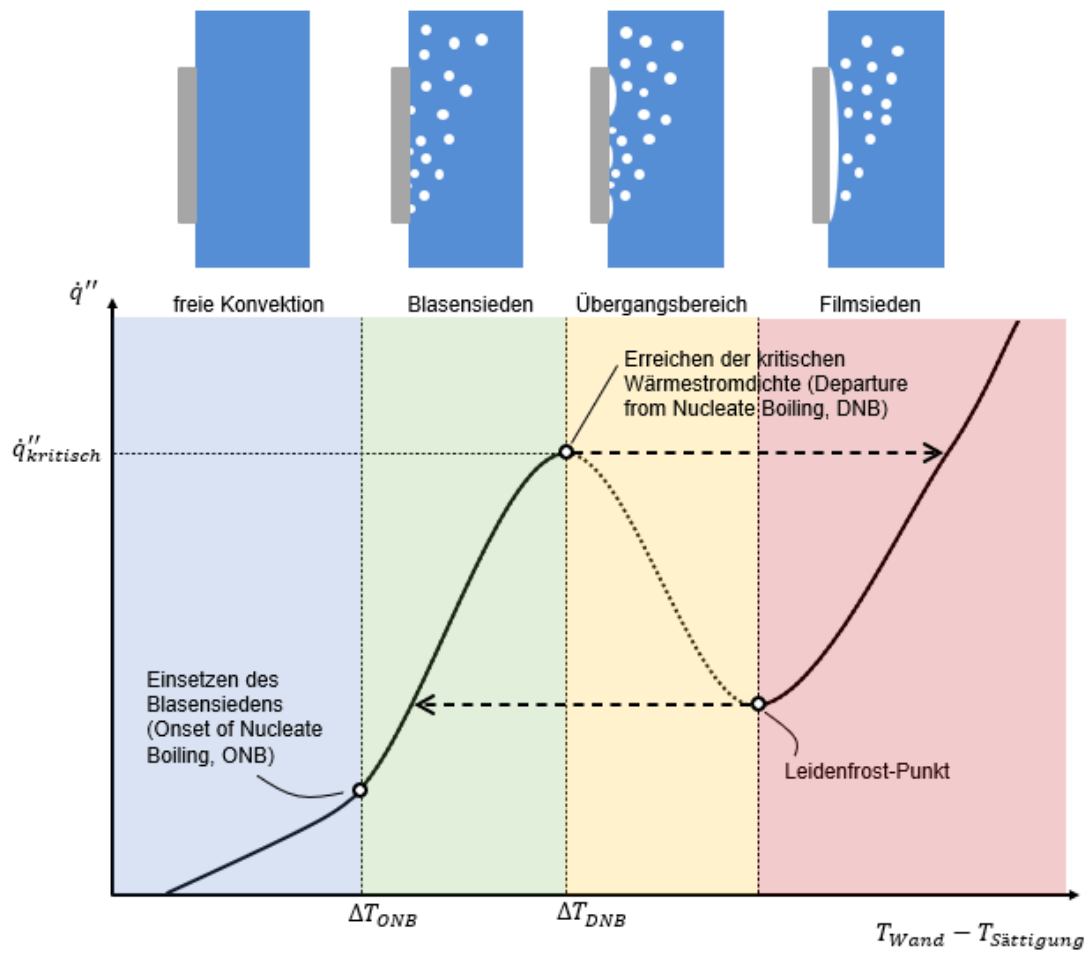


Abb. 3.6 Skizze des Nukiyama-Diagramms

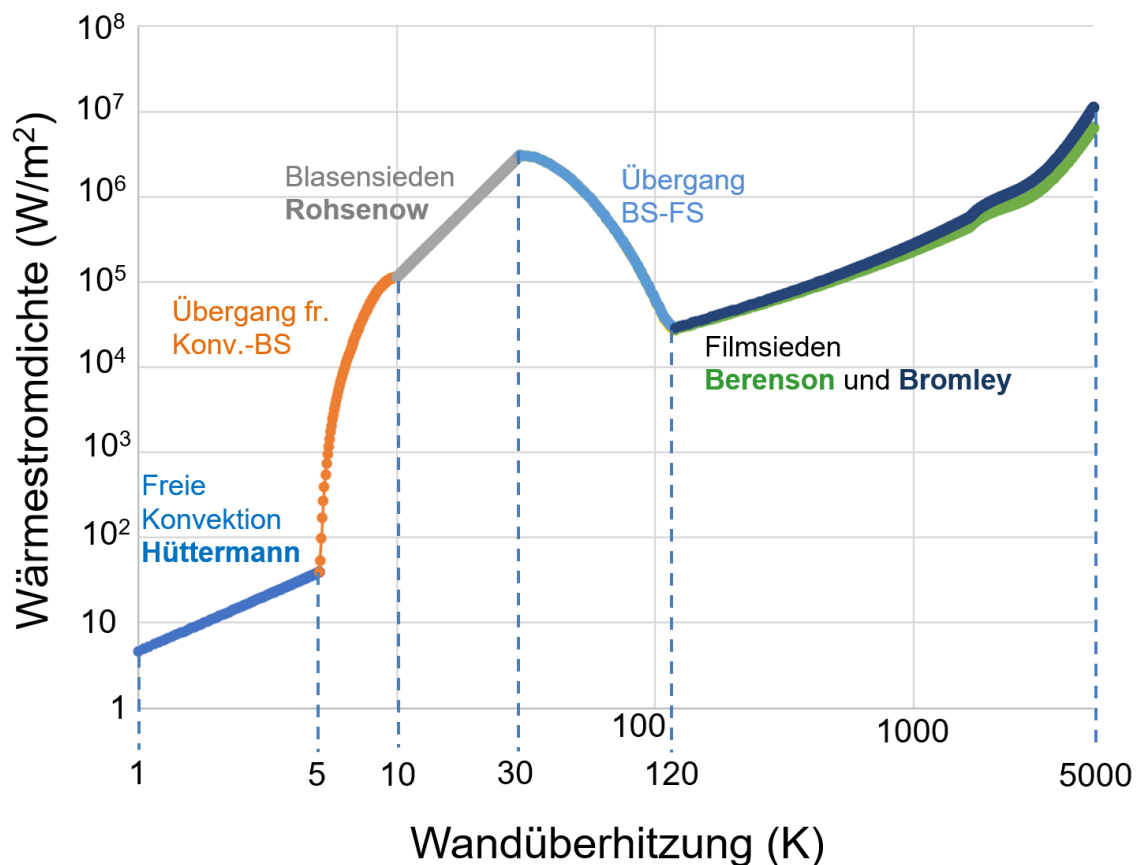


Abb. 3.7 Siedekurve, generiert im Unit-Test mittels Treiberprogramm und statischer AC²-Programmbibliothek

In einem weiteren Verifikationsschritt wurde die Performance der Wärmeübergangsmodelle im Rahmen einer einfachen COCOSYS-Simulation untersucht. Im Gegensatz zur oben beschriebenen Verifikation mittels Treiberprogramm sind hierbei Wechselwirkungen zwischen der berechneten Größe (der Wärmestromdichte) und der Randbedingung (der Wandüberhitzung) möglich. Auch in der COCOSYS-Simulation wurde die Nukiyama-Kurve nachgefahren. Dabei wurde ein großer Wasserpool betrachtet, der in der Größenordnung der Abmessungen (mit einer Pooltiefe von 26 m) vergleichbar mit der Größe des Pools in Konzepten zur SMR-Außenkühlung ist. Dieser Pool ist in der COCOSYS-Nodalisierung mit einer einzigen Schicht von Zonen in vertikaler Richtung unterteilt. In horizontaler Richtung besteht die Schicht aus 4 Zonen. An eine der 4 Zonen ist unter dem Wasserspiegel eine Platte gekoppelt, die auf der dem Wasserpool abgewandten Seite durch Aufprägung einer Temperaturrandbedingung beheizt wird. Die Platte ist 12 m hoch, 2,5 m breit und 0,01 m dick. Die Anfangstemperatur auf der heißen Seite der Platte beträgt anfangs 80 °C und wird als Randbedingung linear innerhalb von 2000 s auf 1000 °C erhöht. Die Anordnung von Wasserpool, Heizplatte und Randbedingung ist in Abb. 3.8 schematisch dargestellt.

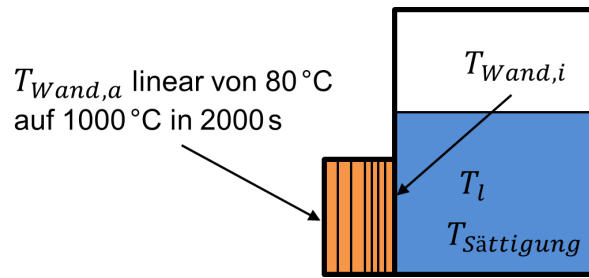


Abb. 3.8 Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS: Schematische Darstellung von Wasserpool und Heizplatte

Bezüglich der Simulationsergebnisse wurde eine Kurve ähnlich der in Abb. 3.7 abgebildeten erwartet. Tatsächlich zeigte das Ergebnisdiagramm einen anderen, insbesondere für Wandüberhitzungen < 10 K zunächst unverständlichen Verlauf, vgl. Abb. 3.9.

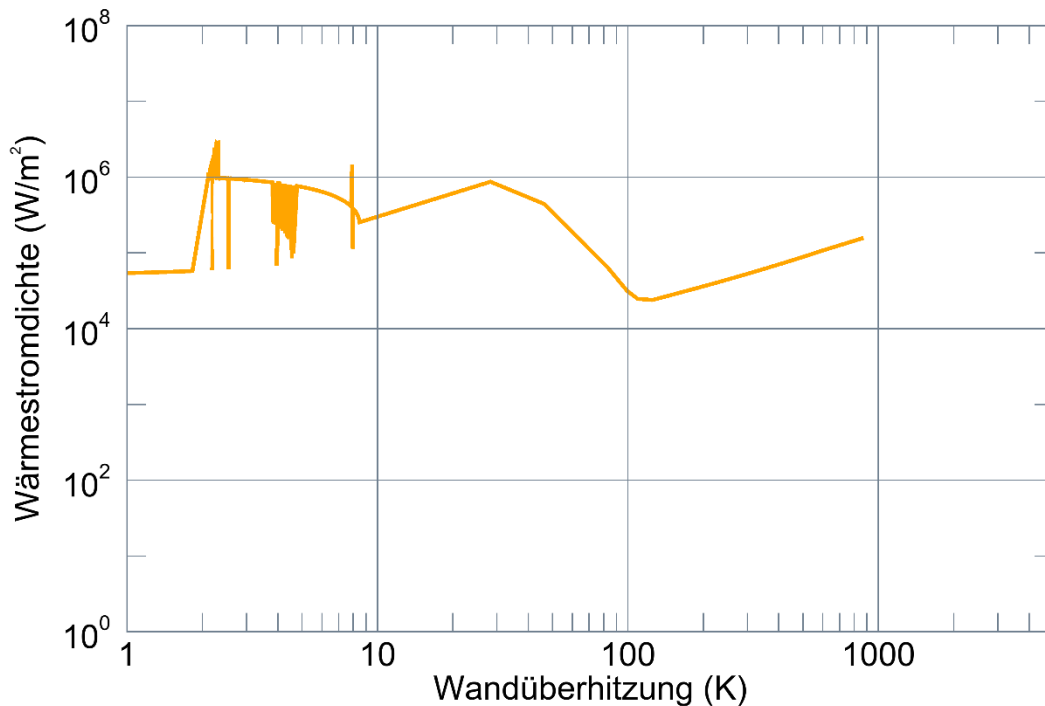


Abb. 3.9 Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS: Berechnete Siedekurve

In einer anschließenden Analyse wurde der Grund für das ungewöhnliche Verhalten der Kurve darin identifiziert, dass die vom Code ausgegebene Oberflächentemperatur der inneren Seite der Heizplatte, $T_{Wand,i}$, nicht zum berechneten Wärmeübertrag konsistent ist. Dies konnte auf die Berechnungsvorschrift für die Strukturoberflächentemperatur in COCOSYS zurückgeführt werden, gemäß welcher die Temperatur im Nachgang der Wärmestromberechnung an der Schnittstelle Platte/Wasser aus der Temperatur der ersten Wärmeleitschicht extrapoliert wird. Dieser Erkenntnis zufolge konnte die Nukiyama-

Kurve nach einer lokalen Verfeinerung des Rechengitters (konkret: nach verfeinerter Auflösung der beheizten Platte an der wassergekühlten Seite) besser reproduziert werden, vgl. Abb. 3.10.³

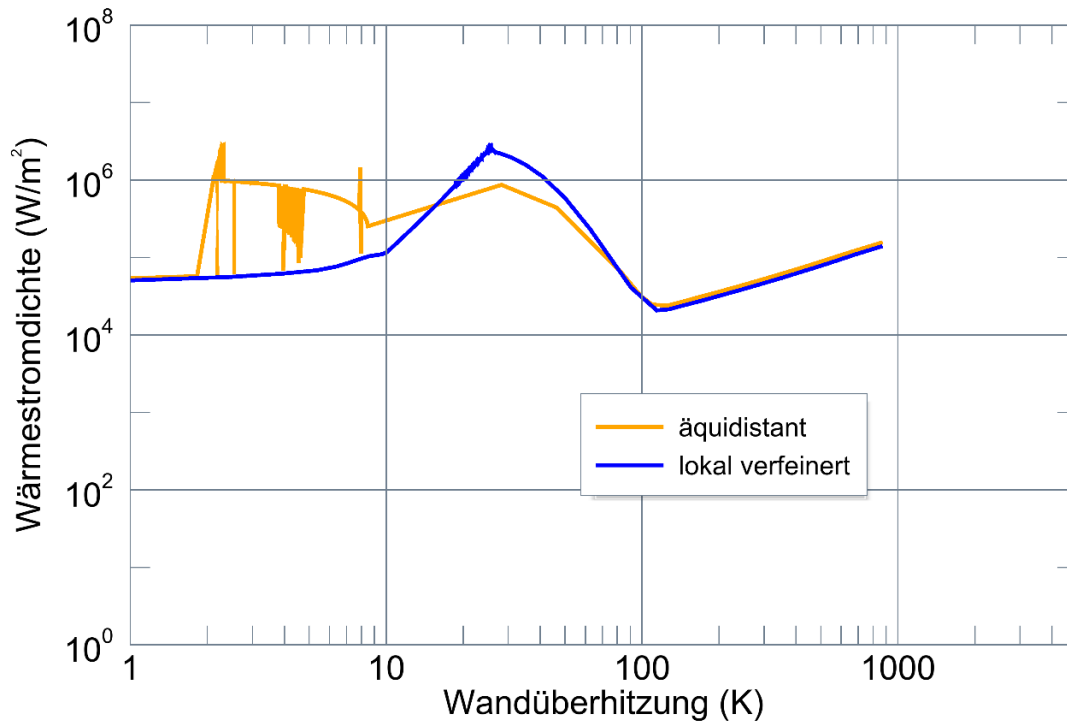


Abb. 3.10 Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS mit progressiver Gitterverfeinerung auf der wassergekühlten Seite (blau) gegenüber einem äquidistanten Gitter (orange)

Die Verfeinerung des Rechengitters führte zwar im beschriebenen Fall zu einer Verbesserung der Simulationsergebnisse, stellt jedoch keine „echte“ Lösung dar, da die notwendige Gitterauflösung vom berechneten Wärmestrom und damit fallabhängig ist und der Programmanwender im Vorfeld seiner Analysen keine Kenntnis über die benötigte Auflösung hat. Da das Problem der Inkonsistenz zwischen ausgegebener Oberflächentemperatur und berechneter Wärmestromdichte vermutlich auch auf andere Wärmeübergangsmodelle übertragbar ist und darüber hinaus ggf. einen Einfluss auf andere

³ In Abb. 3.10 liegt die blaue Kurve im Bereich kleiner Überhitzungen $\Delta T_{WUE} < 5 K$ ganz links im Diagramm deutlich höher als in Abb. 3.7, weil die Wasserpooltemperatur mit 80 °C im COCOSYS-Rechenfall niedriger angesetzt war als im Unit-Test (dort wurde sie nahe der Sättigungstemperatur angenommen). Damit ergeben sich in der COCOSYS-Rechnung größere treibende Temperaturdifferenzen für die freie Konvektion. Die blaue Kurve weist sonst, im Bereich der Siederegime für $\Delta T_{WUE} > 10 K$, eine gute Übereinstimmung zu Abb. 3.7 auf.

COCOSYS-Module hat, soll es im Rahmen eines geplanten Nachfolgevorhabens umfassend gelöst werden.

3.4 Verbesserung der Numerik bei Regimewechsel zwischen den Wärmeübergangsmodellen

Wie im vorigen Abschnitt am Beispiel der Nukiyama-Siedekurve gesehen, werden bei der Simulation des Wärmeübergangs von einer beheizten Struktur an einen Wasserpool ggf. mehrere Wärmeübertragungsregimes durchlaufen. Daher besteht die Anforderung an ein Simulationsprogramm, nicht nur bei Anwendung der einzelnen Wärmeübergangskorrelationen, sondern auch beim Wechsel von einem Wärmeübertragungsregime in ein anderes physikalisch sinnvolles Wertes zu berechnen und zudem numerisch stabil zu laufen.

Im Rahmen der oben beschriebenen Verifizierungsrechnungen sowie während der Validierungsarbeiten wurden daher immer wieder auch die Regimewechsel zwischen den Wärmeübergangsmodellen kritisch betrachtet und, wenn nötig, modifiziert. Verbesserungspotenzial bestand häufig bezüglich der angewendeten Interpolationsfunktionen; z. B. konnten durch Anwendung von Cosinus- statt linearer Interpolationen nicht nur stetige, sondern darüber hinaus auch hinreichend glatte – und damit numerisch gutmütigere – Übergänge zwischen den Korrelationen realisiert werden.

Ein Beispiel für die Verbesserung der numerischen Stabilität beim Umschalten zwischen verschiedenen Wärmeübertragungsregimes ist in Abb. 3.11 und Abb. 3.12 gegeben. Die Farben der Kurven stehen dabei für die verschiedenen Regimes freie Konvektion (schwarz), Blasensieden (rot), Übergangssieden (grün) und Filmsieden (blau).

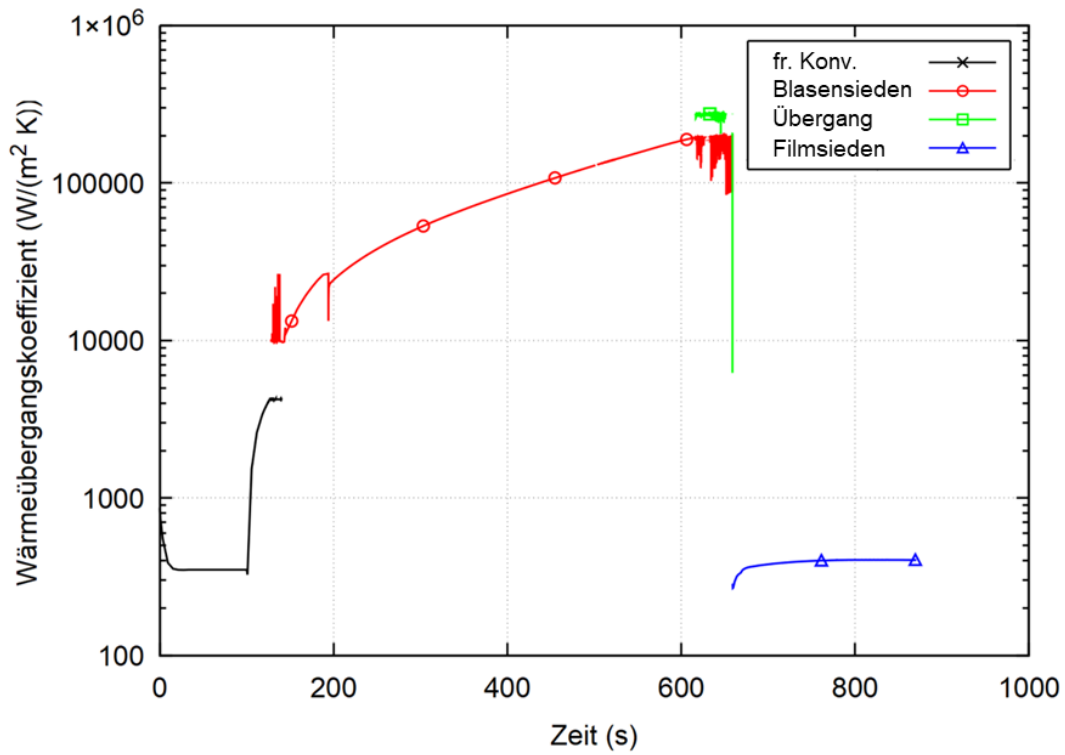


Abb. 3.11 Wärmeübergangskoeffizient beim Durchlaufen verschiedener Regimes, ursprüngliche Übergänge mit Oszillationen

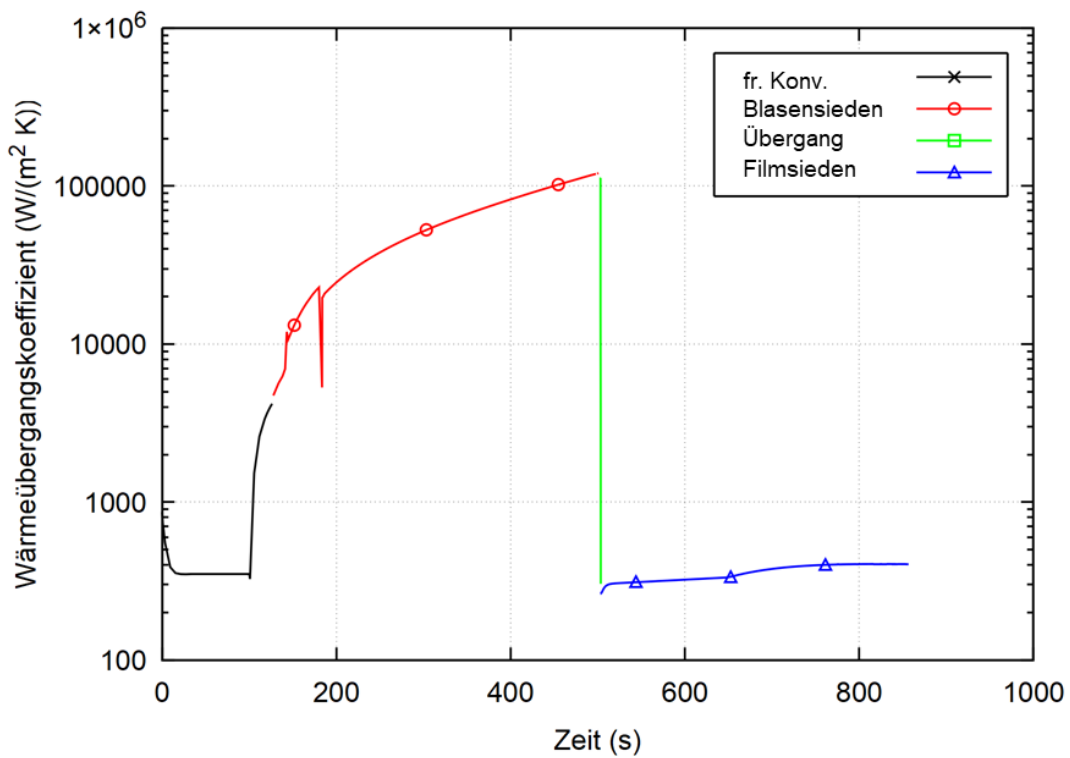


Abb. 3.12 Wärmeübergangskoeffizient beim Durchlaufen verschiedener Regimes, verbesserte Übergänge

Ein Beispiel für die Verbesserung einer Interpolation hinsichtlich der Berechnung physikalisch sinnvoller Werte ist in Abb. 3.13 gezeigt: Beim Nachfahren der Nukiyama-Kurve mit COCOSYS wurde bei einer Wandüberhitzung von knapp 10 K zunächst ein unphysikalischer Peak der Wärmestromdichte beim Übergang von freier Konvektion zum Blasensieden beobachtet, welcher durch Anwendung eines geeigneteren Interpolationsverfahrens beseitigt werden konnte.

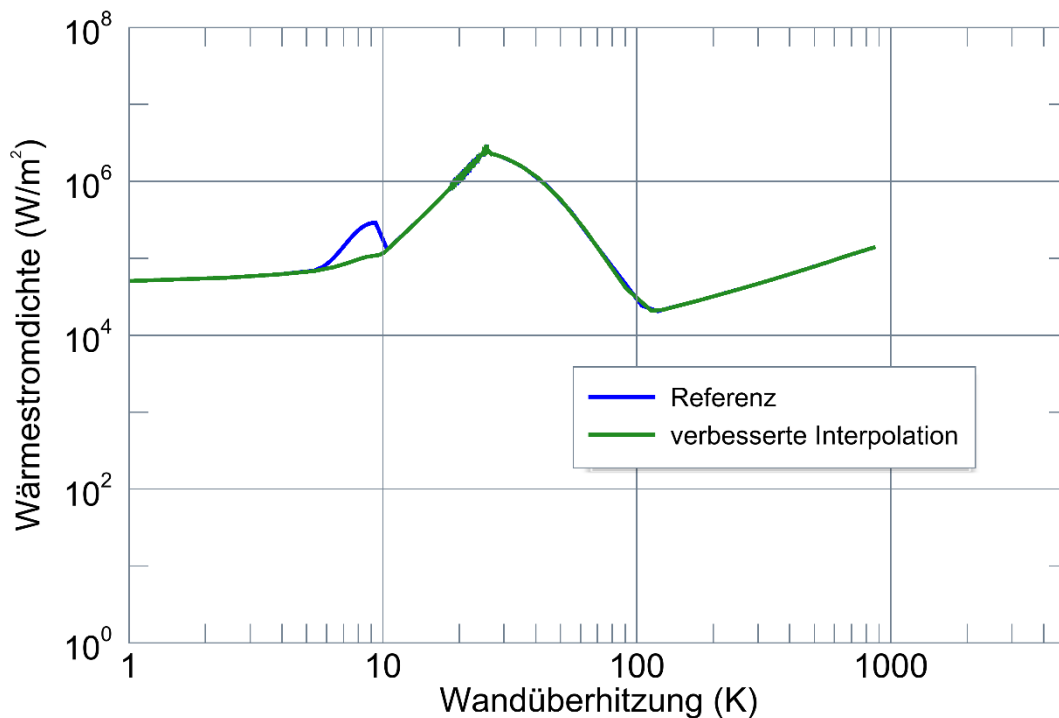


Abb. 3.13 Verbesserte Interpolation beim Übergang zwischen freier Konvektion und Blasensieden (grün) gegenüber der bisherigen Implementierung (Referenz, blau)

Ein anschauliches Beispiel zur Verbesserung der Numerik in einer Anwendungsrechnung ist in den Beschreibungen zu AP4 (dort Abb. 6.22 und Abb. 6.23) zu finden. Weitere Informationen zu den Regimewechseln sind in /ILI 23a/ dokumentiert.

3.5 Wärmeübertragung an Rohren und Rohrbündeln

COCOSYS wurde für die Berechnung der Wärmeübertragung an der Außenseite von Rohren und Rohrbündeln ertüchtigt. Während im Rahmen des Vorhabens RS1598 mit Fokus auf die Gebäudekondensatorsimulation bereits Rohrbündeleffekte für den Wärmeübergang bei *erzwungener Konvektion* und *Kondensation* implementiert wurden, lag

in RS1604 der Schwerpunkt auf den in Wasserpoools relevanten Wärmeübertragungsmechanismen *freie Konvektion* und *Sieden*. Die neu implementierten Modelle und Modellerweiterungen sind in Abb. 3.14 und Abb. 3.15 strukturiert aufgelistet.

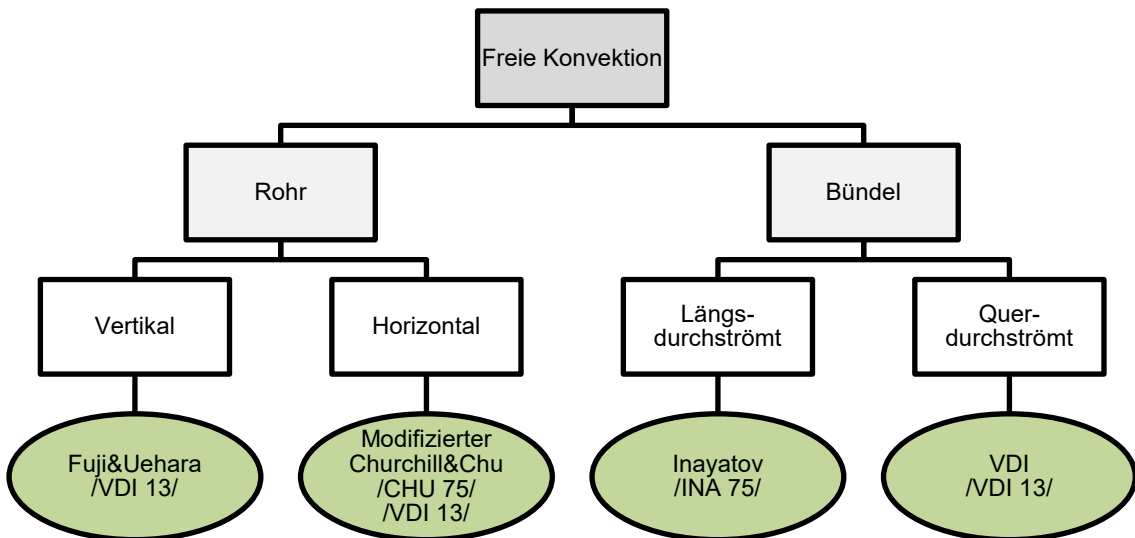


Abb. 3.14 COCOSYS-Modellerweiterungen (grüne Ovale) für den Wärmeübergang bei freier Konvektion an der Außenseite von Rohren und Bündeln

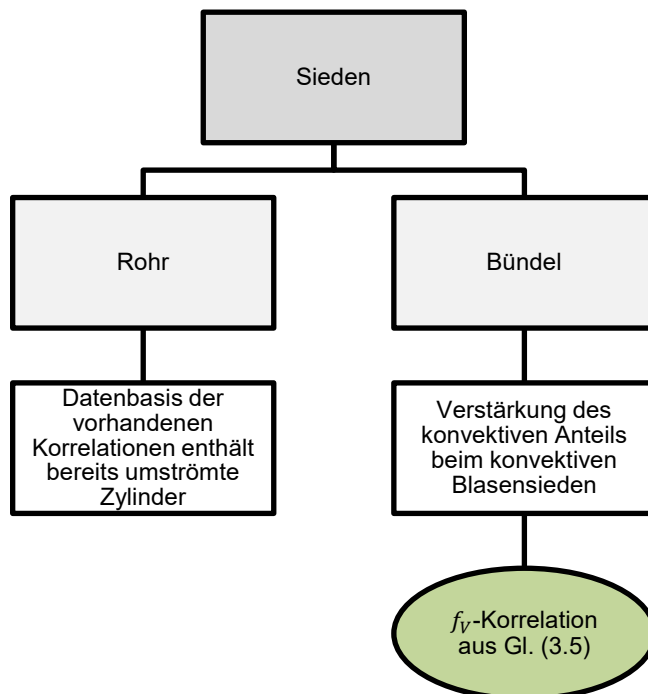


Abb. 3.15 COCOSYS-Modellerweiterung (grünes Oval) für den Wärmeübergang bei Blasensieden an der Außenseite von Rohren und Bündeln

Für den Wärmeübergang bei **freier Konvektion** an der Außenseite horizontaler und vertikaler Einzelrohre wurden dedizierte Korrelationen (Fuji&Uehara /VDI 13/ sowie modifizierter Churchill&Chu /VDI 13/ (dort Abschnitt F2, Gl. (11))) in die statische Programm-bibliothek implementiert, vgl. Abschnitt 3.1. Für freie Konvektion in Rohrbündeln wurden diese Korrelationen um Geometrie-abhängige Bündelfaktoren erweitert, welche dem Effekt Rechnung tragen, dass die Nußelt-Zahl eines Rohrbündels aufgrund erhöhter Turbulenz größer ist als die eines frei angeströmten Einzelrohres:

$$Nu_{Bündel} = Nu_{Einzelrohr} \cdot f_{Bündel} \quad (3.3)$$

Im Zuge einer kurzen Recherche zu verschiedenen Berechnungsmethoden für Bündelfaktoren wurde entschieden, für längsdurchströmte Bündel die Berechnungsvorschrift nach Inayatov /INA 75/ und für querangeströmte Bündel einen Ansatz aus dem VDI-Wärmeatlas /VDI 13/ zu verwenden. Beide Methoden wurden im Rahmen des Vorhabens RS1598 zur Berechnung des Wärmeübergangs bei erzwungener Konvektion in Rohrbündeln in COCOSYS implementiert und werden nun darüber hinaus auch auf die Korrelationen für freie Konvektion angewendet.⁴

Bezüglich des Wärmeübergangs beim **Sieden** waren für Einzelrohre keine Arbeiten notwendig, da die in AC² vorhandenen Korrelationen in ihrer Datenbasis bereits Experimente zum Sieden an der Außenseite von Zylindern berücksichtigen. Für Rohrbündel hingegen wurde eine Korrelation zur Berücksichtigung der Verstärkung des Wärmeübergangs durch die Dampfblasenbewegung im Bündel implementiert. Dieser Effekt wurde in der Vergangenheit mehrfach experimentell bestätigt und beschrieben, siehe z. B. /COR 81/. Die neue Implementierung in COCOSYS berücksichtigt den Effekt in folgendem Ansatz, welcher den erprobten Ansätzen in ATHLET /SCH 24a/ und RELAP5-3D /INL 12/ entspricht:

$$htc_{Sieden,Bündel} = htc_{Behältersieden} + htc_{Konvektion} \cdot f_V \quad (3.4)$$

⁴ Während der Bündelfaktor nach Inayatov gemäß /INA 75/ explizit auch auf Korrelationen für freie Konvektion anwendbar ist, wird der Faktor für querangeströmte Bündel in /VDI 13/ nur im Kapitel zur erzwungenen Konvektion aufgeführt. Da sich das grundsätzliche physikalische Phänomen (erhöhte Turbulenz bei Bündeldurchströmung gegenüber der Umströmung eines Einzelrohres und infolgedessen ein verbesserter Wärmeübergang) für freie und erzwungene Konvektion nicht unterscheidet, wird der VDI-Bündelfaktor in COCOSYS auch bei freier Konvektion angewendet.

Der gesamte Wärmeübergang im Bündel wird also zerlegt in einen Anteil für das reine Behältersieden ($htc_{Behältersieden}$) und einen Anteil für die konvektive Strömung durch das Bündel ($htc_{Konvektion}$). Letzterer wird mit dem Faktor $f_V \geq 1$ multipliziert, welcher den verstärkenden Einfluss der aufsteigenden Dampfblasen berücksichtigt. Um die AC²-Modellbasis einheitlich zu halten, wird f_V wie in ATHLET mit der Approximation aus /HÖL 88/ bestimmt:⁵

$$f_V = 1 + 1,6 \cdot \left[\left(\frac{\mu_v}{\mu_l} \right)^{0,1} \cdot \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{x_h}{1 - x_h} \right)^{0,9} \right]^{0,8174} \quad (3.5)$$

$htc_{Behältersieden}$ und $htc_{Konvektion}$ werden mit den in Abschnitt 3.1 genannten Korrelationen bestimmt.

Die verschiedenen genannten Korrelationen und Korrekturfaktoren werden von COCOSYS automatisch aktiviert, wenn Rohr- und/oder Bündelgeometrien im Datensatz vorgegeben sind. Die Eingabe der Bündelgeometrie erfolgt wie in /SPE 24a/ beschrieben und wird erst nach abschließender Validierung für die Anwender freigegeben. Einfache Verifizierungsfälle sind stabil durchlaufen und haben den Erwartungen entsprechende Ergebnisse geliefert. Sämtliche Regressionstests sind ebenfalls erfolgreich durchlaufen.

⁵ Vergleichsrechnungen, bei denen f_V abweichend davon mit der in /INL 12/ beschriebenen Gleichung bestimmt wird (dort Gleichung (4.2-83)), haben nur geringe Unterschiede in den Simulationsergebnissen gezeigt.

4 **Arbeitspaket 2: Modellverbesserungen für die Simulation eines veränderlichen Gemischspiegels im Wasserpool**

Um lokale thermohydraulische Phänomene in einem Wasserpool – wie etwa thermische Stratifizierung – in ATHLET oder COCOSYS abbilden zu können, ist sowohl eine hinreichend feine Nodalisierung des Pools im Simulationsmodell als auch die Anwendung eines sogenannten Gemischspiegelmodells notwendig. Die feine Nodalisierung ermöglicht grundsätzlich die lokale Berechnung verschiedener Temperaturen sowie die Abbildung der daraus resultierenden einphasigen Konvektionsströmungen. Das Gemischspiegelmodell führt zu einer realistischen Separation dieser Konvektionsströmungen im Flüssigkeits- und Gas/Dampf-Bereich. Ein typisches Nodalisierungsschema eines Wasserpools ist in Abb. 4.1 gezeigt; häufig wird der Pool auch in mehr als zwei parallele Kanäle unterteilt.

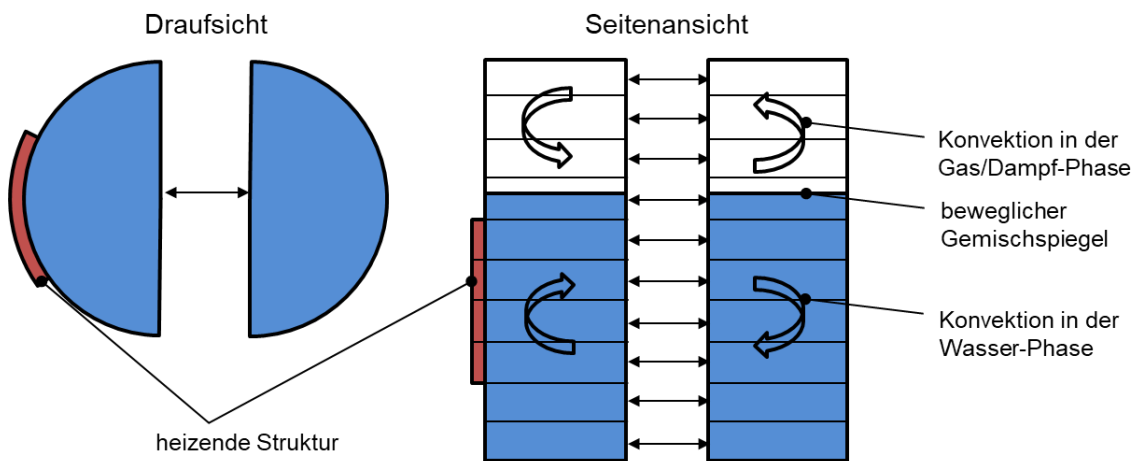


Abb. 4.1 Parallelkanal-(Zweikanal-)Nodalisierung eines Wasserpools mit Separation der Konvektionsströmungen am Gemischspiegel

Im Gegensatz zu den üblichen Bilanzvolumen in ATHLET und COCOSYS (dort *Kontrollvolumen* bzw. *Zonen* genannt), welche ein ortsfestes Gitter bilden, stellt der Gemischspiegel eine bewegliche Grenze dar – er kann aufgrund verschiedener Phänomene (z. B. Verdampfung im Pool) steigen oder fallen. Bei der Simulation eines Wasserpools mit Gemischspiegel treffen somit zwei grundsätzlich unterschiedliche Ansätze (ortsfestes vs. bewegliches Gitter) aufeinander, was zu numerischen Schwierigkeiten führen kann – insbesondere, wenn der Gemischspiegel die Grenze eines ortsfesten Bilanzvolumens überschreitet. Tatsächlich wurden im Rahmen einer Untersuchung im Vorfeld des Vorhabens RS1604 in ATHLET und COCOSYS numerische Probleme beim Verfolgen der zeitlichen Änderung des Gemischspiegels unter gesättigten bzw. siedenden

Bedingungen und verfeinerter Unterteilung des Wasserpools in mehrere Kontrollvolumina beobachtet. Im Rahmen von Arbeitspaket 2 sollten ebendiese Probleme behoben werden.

4.1 COCOSYS

In COCOSYS wurden in der Vergangenheit numerische Instabilitäten beim Übersetzen des Gemischspiegels von einer Zone in eine andere sowie beim Vorbeiwandern des Gemischspiegels an einer horizontalen Verbindung beobachtet. Die in RS1604 durchgeführten Gegenmaßnahmen sind im Folgenden beschrieben.

4.1.1 Gemischspiegelübersetzen zwischen zwei COCOSYS-Zonen

Wie oben beschrieben, werden Wasserpools in der Modellierung häufig in verschiedene Bilanzvolumen (Zonen) aufgeteilt. Steigt oder fällt der Wasserspiegel über eine Zonen-grenze, führt das im numerischen Modell zu komplexen Vorgängen: Einige Differentialgleichungen müssen programmintern an- und abgeschaltet werden. Bei sinkendem Wasserspiegel beispielsweise entfallen Gleichungen der Wasserphase in der oberen Zone, während in der untenliegenden Zone Gleichungen für die Gasphase hinzukommen. In anderen Differentialgleichungen kommt es zu un stetigen Änderungen – zum Beispiel springt der Wassermassenstrom aus dem obersten Bilanzvolumen schlagartig auf null.

Um den Durchgang des Wasserspiegels über eine Bilanzvolumengrenze herbeizuführen, wurde das in Abb. 4.2 skizzierte Szenario erstellt. Es besteht aus drei übereinander angeordneten Zonen R1, R2 und R3, von denen die mittlere zu Beginn der Rechnung vollständig mit Wasser gefüllt ist, also keinen Gaszonenteil besitzt. Die Zonen sind durch die ATM_FULLL-Verbindungen J12 und J23 miteinander verbunden. Das sich anfänglich in R1 befindende Wasser strömt im Laufe der Rechnung komplett in die Zone R2 und von dort weiter nach R3. Wenn alles Wasser aus R1 gelaufen ist, wechselt die Position des Gemischspiegels von R1 nach R2.

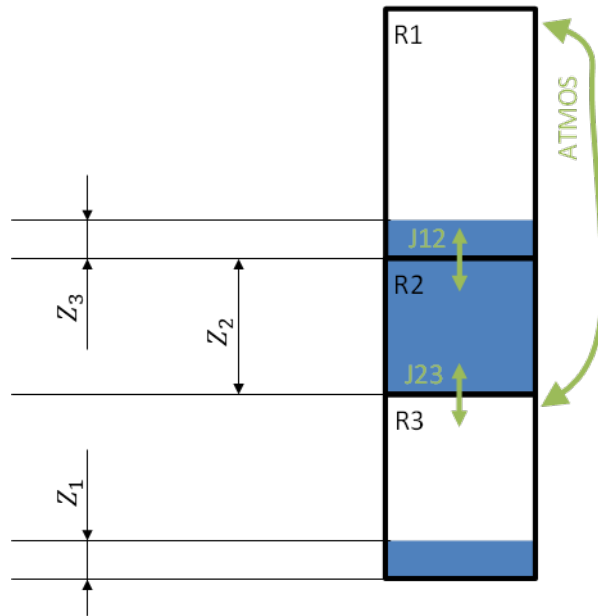


Abb. 4.2 Skizze des Szenarios

R1, R2, R3 sind Zonen. J12, J23 sind ATM_FULL-Verbindungen. ATMOS ist eine atmosphärische Verbindung. Z_1 , Z_2 , Z_3 bezeichnen die relativen Wasserspiegelhöhen.

Die Zone R3 ist groß genug definiert, um alles ankommende Wasser aufzunehmen. Das einströmende Wasser würde jedoch das in der Zone vorhandene Gas komprimieren und dadurch zu einem Druckaufbau in der Zone R3 führen. Die rein atmosphärische Verbindung ATMOS verhindert diesen Druckaufbau, indem sie einen Druckausgleich zwischen den Zonen R1 und R3 ermöglicht. Um bewusst numerisch anspruchsvolle Fälle zu generieren, wurde die Fläche A_{12} der Verbindung J12 im Rahmen der Untersuchungen variiert. Einzige Randbedingung war dabei, dass A_{12} stets größer als die Fläche der Verbindung J23 sein musste, um ein problemloses Nachströmen des Wassers aus Zone R1 zu ermöglichen.

Der qualitativ beschriebene Ablauf der Rechnung lässt sich mit Abb. 4.3 nachvollziehen, in welcher der zeitliche Verlauf der relativen Wasserspiegelhöhe in den Zonen gezeigt wird (zur Definition der relativen Wasserspiegelhöhen siehe Abb. 4.2): Zu Beginn der Rechnung bis etwa 10 Sekunden fällt der Wasserspiegel in Zone R1 und steigt in der untersten Zone R3 an. Die Zone R2 bleibt in dieser Phase komplett mit Wasser gefüllt. Zwischen 10 und 11 Sekunden erreicht der Wasserspiegel in R1 den Wert 0 m, also den Boden der Zone. Hier setzt die Wasseroberfläche von R1 in die Zone R2 über und fällt im weiteren Verlauf der Rechnung auch dort (erkennbar am Knick in der Kurve für R2).

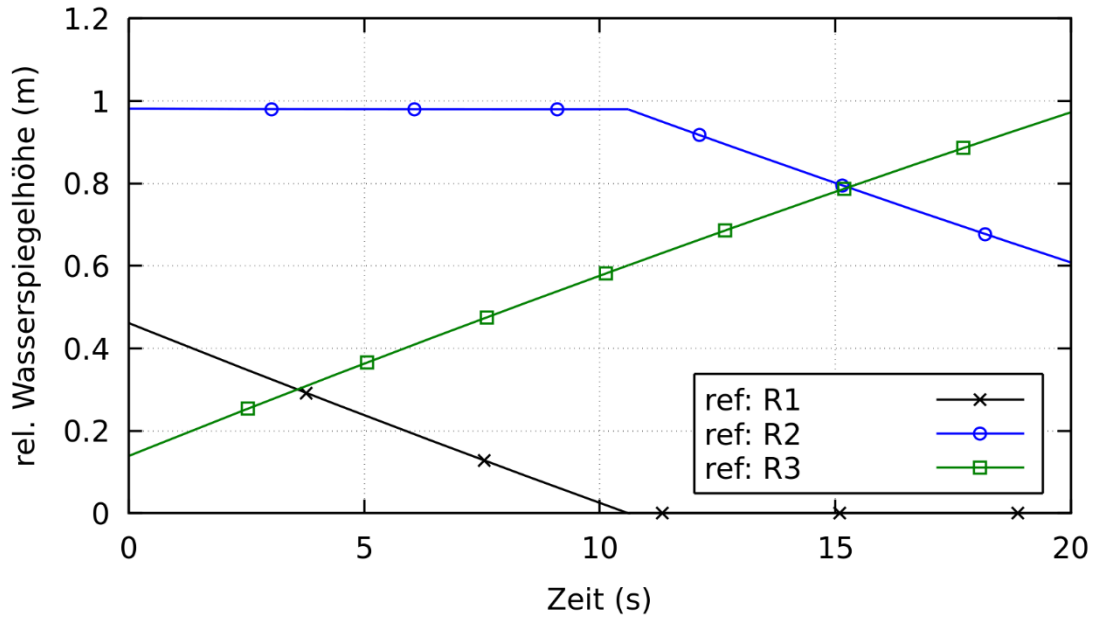


Abb. 4.3 Zeitlicher Verlauf der Wasserspiegel in der Referenzrechnung

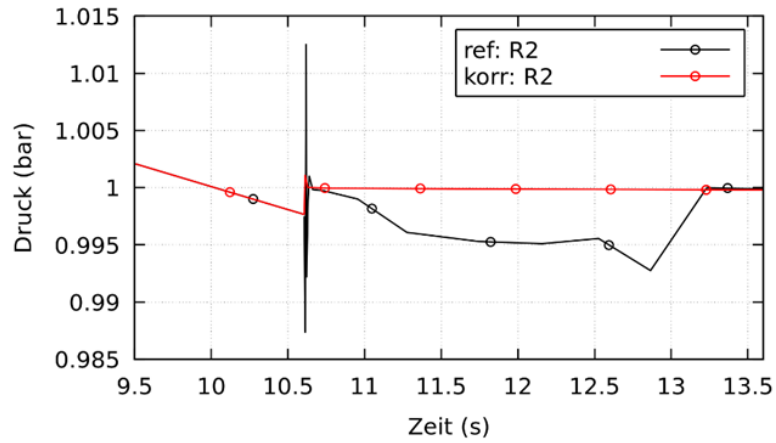
Obwohl der Wasserspiegelverlauf in der Abbildung hinreichend glatt aussieht, zeigen andere Zustandsgrößen in der Rechnung deutliche Instabilitäten im Moment des Übersetzens der Wasseroberfläche. So sieht man zum Beispiel im Verlauf des Drucks in der Zone R2 (Abb. 4.4 a) starke Schwankungen, die sich folgerichtig auch in dem gerade einsetzenden Gasmassenstrom von Zone R1 nach R2 zeigen (Abb. 4.4 b). Zwar gelingt es dem Code, durch diese Phase hindurchzurechnen, jedoch geht das mit einer Reduktion der Zeitschrittweite einher (Abb. 4.4 d). Im Hinblick auf die Anwendung in umfangreicheren Datensätzen, in denen ein solches Übersetzen des Gemischspiegels nur ein winziges Detail darstellt, ist eine Reduktion der Zeitschrittweite unerwünscht, weil sie das Fortschreiten der Gesamtsimulation deutlich verlangsamt.

Die Ursachen für diese Instabilitäten liegen sowohl in den Eigenschaften des verwendeten numerischen Löser FEBE/FTRIX als auch in Details der physikalischen Modellierung. So erlaubt der Löser ein An- bzw. Abschalten von Differentialgleichungen nur vor Beginn eines neuen Zeitschritts. Signale aus der Auswertung der Differentialgleichungen sorgen mit Heuristiken dabei in der Regel für eine Reduktion der Zeitschrittweite, um die numerischen Fehler zu begrenzen. In der physikalischen Modellierung werden Gleichungen aus Effizienzgründen abgeschaltet, wenn sie nicht benötigt werden oder ihre Auswertung nicht sinnvoll möglich ist. Direkt vor dem Übergang der Wasseroberfläche von R1 nach R2 sind sowohl die Gleichung des Gasmassenstroms von R1 nach R2 (Verbindung J12), als auch die Gleichungen für den Gaszonenteil der Zone R2 abgeschaltet, da wegen des Fluidzonenteils in R1, welcher die Verbindung bedeckt, keine

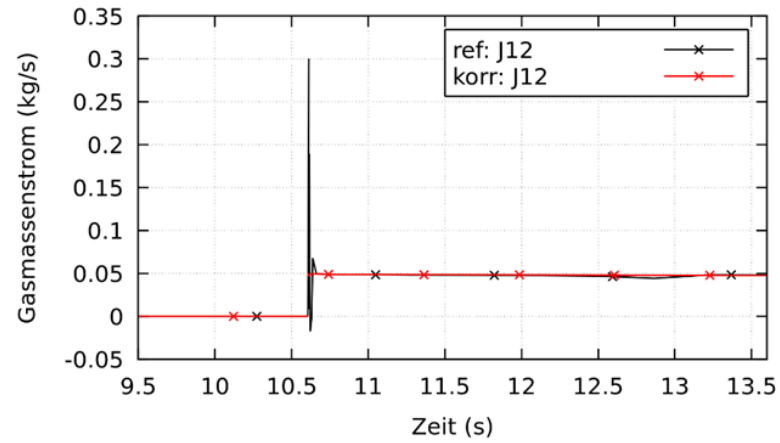
Gasströmung möglich ist, und die Zone R2 auch kein Gas enthält, also keinen Gaszonenanteil besitzt.

Beim Verschwinden des Fluidzonenanteils der obersten Zone R1 wird der Wassermassenstrom von R1 nach R2 (Verbindung J12) zu null gesetzt, da eine Wasserströmung aus einer wasserlosen Zone nicht sinnvoll ist. Dadurch kommt es zu einer sprunghaften Änderung der Wassermassenbilanz in Zone R2, die in Abb. 4.4 c im zeitlichen Verlauf gezeigt ist (dargestellt ist die Differenz der ein- bzw. austretenden Massenströme auf den Verbindungen J12 und J23). Der allgemeinen thermodynamischen Zustandsgleichung entsprechend muss infolge dieser Änderung in der Massenbilanz der Druck in R2 sinken. Durch den sinkenden Druck wiederum wird zwar die Aktivierung der Gasströmung von R1 nach R2 signalisiert, mindestens der erste Zeitschritt wird aber ohne aktive Gasströmung durchgeführt. Frühestens im nachfolgenden, zweiten Zeitschritt nach Übersetzen des Gemischspiegels kann dann die Aktivierung des Gaszonenanteils in R2 signalisiert werden, was wiederum nur bei einem positiven Zustrom an Gas sinnvoll ist.

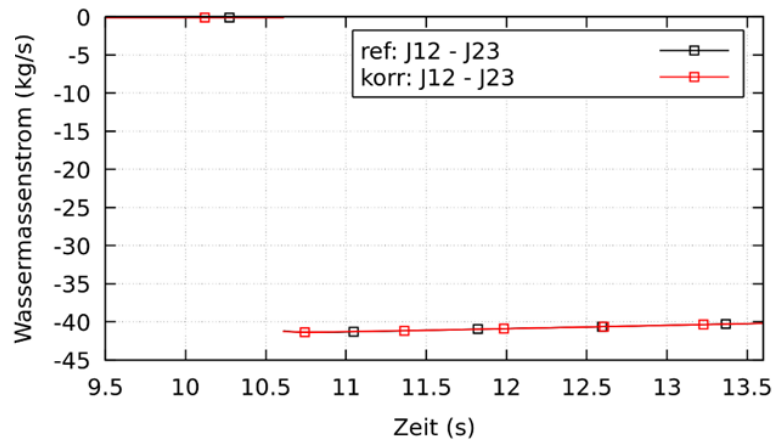
Die deutliche Absenkung des Drucks in der Zone R2 in diesen wenigen Zeitschritten führt zu einem Ungleichgewichtszustand mit einer starken Druckdifferenz zwischen R1 und R2. Ein ausgleichender Gasmassenstrom setzt zwar ein, im Wesentlichen wird damit jedoch eine Schwingung angeregt. Um diese zu vermeiden, wurde der Programmcode im Rahmen des beschriebenen Arbeitspaketes so geändert, dass beim Löschen eines Fluidzonenanteils und dem damit verbundenen Zu-Null-Setzen eines Wassermassenstroms die programminternen Aktionen, welche bisher über mehrere Zeitschritte verteilt erfolgten, nun zeitgleich durchgeführt werden. Das bedeutet, für jede der betroffenen Verbindungen wird geprüft, ob der Zustand der Zielzone für das Bestehen eines Gaszonenanteils günstig ist. Sind alle Bedingungen erfüllt, wird sofort ein Gaszonenanteil erzeugt und der Gasmassenstrom aktiviert. Der Startwert für den Gasmassenstrom wird so bestimmt, dass er dem Volumenstrom des soeben deaktivierten Wassermassenstroms entspricht. So ersetzt das einströmende Gas den weggefallenen Wasservolumenstrom.



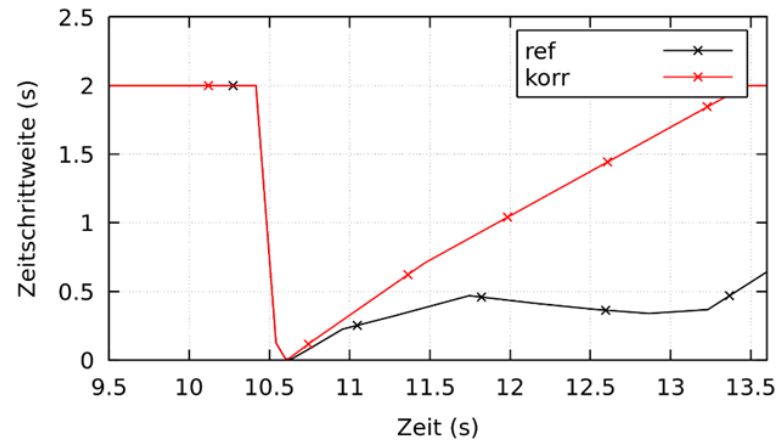
a)



b)



c)



d)

Abb. 4.4 Zeitlicher Verlauf verschiedener Zustandsgrößen im Moment des Zonenübergangs der Wasseroberfläche für die Referenzrechnung (*ref*, in Schwarz) und nach erfolgter Modifikation des Programmcodes (*korr*, in Rot)

a) Druck in Zone R2. b) Gasmassenstrom von Zone R1 nach R2. c) Wassermassenbilanz der Zone R2. d) Zeitschrittweite

Vergleicht man die Ergebnisse der mit diesen Korrekturmaßnahmen durchgeführten Rechnung mit dem bisherigen Verhalten, sieht man einen deutlichen positiven Effekt. Die übermäßige Absenkung des Drucks in Zone R2 wird vermieden (Abb. 4.4 a), da das einströmende Gas das ausströmende Wasservolumen ersetzt. Die Zeitschrittweite erholt sich schnell von der genauigkeitsbedingten Reduktion vor dem Löschen der Gasphase und steigt wieder auf den eingestellten Maximalwert (Abb. 4.4 d).

4.1.2 Horizontale Verbindungen mit vorbeiwanderndem Gemischspiegel: Gemeinsamer Gas- und Wassertransport

Zur Beschreibung des Zustandes von Verbindungen des Junctionmodells ATM_FULL wurden bisher nur die beiden Zustände F (frei von Wasser) und U (wasserbedeckt) unterschieden. Während diese bei vertikalen Verbindungen die einzig möglichen Zustände sind, kann es bei horizontalen Verbindungen auch einen Zustand geben, in welchem ein Leitungsende (oder beide) Kontakt mit beiden Phasen hat (Zustand M in Abb. 4.5). Der Zustand einer Leitung entscheidet in einer transienten Rechnung darüber, ob diese Gas (inkl. Dampf) oder flüssiges Wasser transportiert. Eine Veränderung des Zustands sorgt unter anderem dafür, dass die entsprechenden Transportgleichungen in COCOSYS ein- oder ausgeschaltet werden.

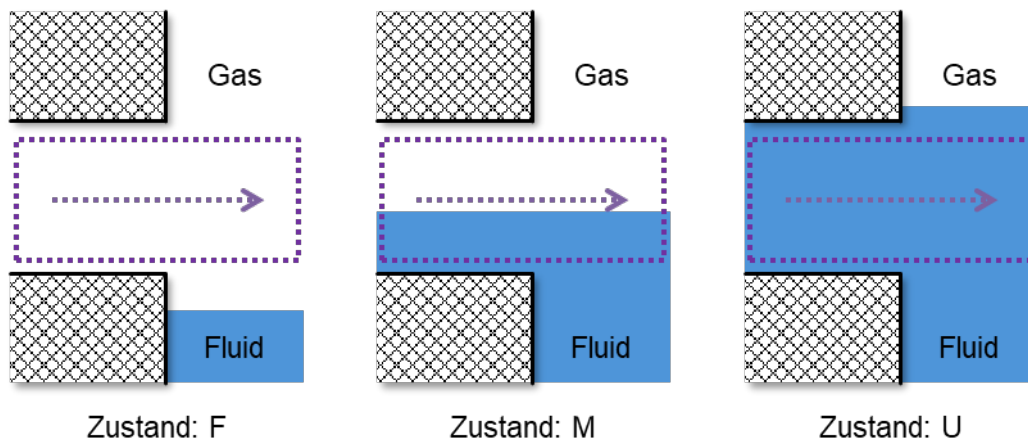


Abb. 4.5 Skizze des neu eingeführten Zustands M von Verbindungen des Typs ATM_FULL. Im Zustand M können Gas *und* Wasser transportiert werden

Während die bisherige Implementierung mit nur zwei Zuständen (F und U) für vertikale Leitungen hinreichend ist, konnte es bei horizontalen Leitungen mit vorbeiwanderndem Gemischspiegel zu einem nicht eindeutig definierten Zustand und damit zu widersprüchlichen Schaltvorgängen der Differentialgleichungen kommen. Dieses Problem pflanzte sich in anderen COCOSYS-Modulen, welche mit den Daten des THY-Modules arbeiten,

fort. Zur Behebung wurde der oben beschriebene Zustand M eingeführt, der vorliegt, wenn mindestens eine Verbindungsöffnung sowohl Kontakt zum Gas- also auch zum Fluidzonenteil hat.

Im Zuge der Einführung des neuen Zustandes ist die gesamte Auswertung der Leitungszustände in ein eigenes Unterprogramm übertragen worden, um den Quellcode modular zu gestalten und somit mögliche Fehlerquellen einzugrenzen. Das Programm läuft folgendermaßen ab: Während der Bestimmung der Lösung in einem Zeitschritt werden die Zeitableitungen der Lösungsvariablen mehrfach ausgewertet. Dabei wird der neue Zustand der Verbindungsöffnungen laufend bestimmt. Liegt am Ende der Zeitschrittberechnung eine Veränderung zwischen altem und neuem Zustand vor, werden die entsprechenden internen Schaltvorgänge durchgeführt. Erfolgt jedoch das Löschen oder Erzeugen eines Zonenteils bereits vor dem Beginn des nachfolgenden Zeitschritts, muss der Zustand der betroffenen Verbindungsöffnungen neu ausgewertet werden, da Gas- oder Fluidzonenteil neu hinzugekommen oder entfernt worden sein können. Diese Neubewertung kann nun über das eingeführte Unterprogramm leicht und konsistent durchgeführt werden. Die Quellcodemodifikationen wurden erfolgreich getestet und in die Hauptentwicklungslinie von COCOSYS übernommen.

4.2 ATHLET

Im Rahmen früherer Rechnungen mit ATHLET waren verschiedene Programmschwächen, wie Massenfehler während der Zeitintegration und kleine Integrationszeitschrittweiten, aufgefallen, deren Ursachen identifiziert und soweit möglich behoben werden sollten. Die zu diesem Zweck durchgeführten Arbeiten sind im Folgenden beschrieben.

4.2.1 Vorbereitende Arbeiten

Für eine Bestandsaufnahme der Programmschwächen und -fehler wurden minimalistische Testdatensätze erstellt. Diese Datensätze wurden mit unterschiedlichen Modelloptionen (5- oder 6-Gleichungsmodell, mit/ohne dediziertem Gemischspiegelmodell, mit/ohne Querverbindungen zwischen den Parallelkanälen) gerechnet und die Ergebnisse analysiert. Im Vorfeld der Analysen wurde die ATHLET-Massenbilanzierung erweitert und die programminterne Handhabung nicht-integrierter Leitungen verbessert.

4.2.1.1 Erweiterte Massenbilanzierung

Zunächst wurde die ATHLET-Implementierung bezüglich der Massenbilanzierung erweitert. Bisher hatte ATHLET lediglich eine globale Massenbilanz (Gesamtfluidmasse und Massenfehler der Zeitintegration) pro Thermofluidsystem ausgewiesen. Mit der neuen Implementierung steht diese Massenbilanz nun separat für jedes Kontrollvolumen (kurz: CV) zur Verfügung. Die Massenbilanz wird getrennt für die Wasser- und Dampfphase sowie die gegebenenfalls simulierten Gaskomponenten erstellt. Hierbei wird für jedes Kontrollvolumen pro Zeitschritt die Änderung der Masse ΔM bestimmt:

$$\Delta M = TMCV - MI + \frac{1}{2}(GJ_{in} + GJ_{out}) \cdot \Delta t \quad (4.1)$$

Dabei bedeuten:

- $TMCV$: Fluidmasse im CV zu Beginn des gerade abgeschlossenen (Sub-)Zeitschritts
- MI : Aktuelle Fluidmasse im CV
- $GJ_{in} + GJ_{out}$: Die Summe aller in das CV einströmenden bzw. ausströmenden Massen; diese werden als arithmetisches Mittel der Massenströme zu Beginn und Ende des jeweiligen Zeitschritts berechnet und mit der Zeitschrittweite Δt multipliziert.

Integriert ergibt sich hieraus der gesamte Massenfehler $DMSUM$ bzw. der gesamte absolute Massenfehler $DMABS$ in einem CV:

$$DMSUM = \sum \Delta M \quad (4.2)$$

$$DMABS = \sum |\Delta M| \quad (4.3)$$

Analoge Bilanzgrößen werden für die Wasser- und Dampfphase sowie für die nichtkondensierbaren Gaskomponenten separat berechnet und als Ausgabegrößen zur Verfügung gestellt.

Ist ein Kontrollvolumen durch einen Gemischspiegel in zwei Volumina unterteilt, so erfolgt die Bilanzierung zum einen für das gesamte CV und zum zweiten für das CV oberhalb des Gemischspiegels. Hierbei werden die Massenströme über den Gemischspiegel hinweg (Verdampfung, Kondensation, aufsteigende Blasen mit Entrainment, fallende Tropfen) sowie die Querströmungen zwischen Parallelkanälen im Bereich eines Gemischspiegels berücksichtigt.

4.2.1.2 Behandlung nicht-integrierter Leitungen

Eine verbesserte programminterne Behandlung nicht-integrierter Leitungen war notwendig, um alle Testfälle stabil durchlaufen zu lassen.

Auf den die Kontrollvolumen verbindenden *Leitungen* werden die Impulsgleichungen für die Phasengeschwindigkeiten (6-Gleichungsmodell) bzw. den Gesamtmassenstrom (5-Gleichungsmodell) gelöst. Die Integration der Impulsgleichung kann programmintern abgeschaltet werden, falls beispielsweise ein Ventil im Strömungspfad geschlossen oder kritische Strömung erreicht wird. Das bisherige Gemischspiegelmodell konnte nicht-integrierte Leitungen nicht handhaben, was in der Vergangenheit in seltenen Fällen zu einem Programmabsturz führte, wenn der Gemischspiegel die Höhe der entsprechenden Leitung erreichte. Die Implementierung wurde nun derart erweitert, dass die Gemischspiegelsimulation in einem solchen Fall geordnet beendet wird, indem der Gemischspiegel an der Position der Leitung aufgelöst wird. Eine erneute Bildung des Gemischspiegels zu einem späteren Zeitpunkt der Simulation ist möglich, falls der Gemischspiegel im obersten oder untersten CV eines Gemischspiegelpfades aufgelöst wurde. Insgesamt wird mit dieser Modelländerung die Robustheit des Gemischspiegelmodells gesteigert und ATHLET-Rechnungen können zuverlässig ohne Abbruch bis zum Ende durchgeführt werden.

4.2.2 Begrenzung der Kondensationsrate bei niedrigem Dampfvolumenteil

Bei den Testrechnungen fiel zunächst ein Massenfehler während der Phase des unterkühlten Poolsiedens auf. Der Massenfehler trat in denjenigen Kontrollvolumen auf, in denen es zu unterkühltem Wandsieden und anschließendem Kondensieren der Dampfblasen in der Wasservorlage kam. Es stellte sich heraus, dass die berechnete Kondensationsrate (genauer: das Kondensationspotenzial der unterkühlten Wasserphase) nicht auf die tatsächlich vorhandene Dampfmasse limitiert wurde. Dies resultierte in zu hohen

berechneten Kondensationsraten und damit in einer fehlerhaften Erzeugung zusätzlicher Wassermasse. Die Modellierung wurde verbessert, sodass dieser Integrationsfehler nun weitestgehend vermieden wird.

Abb. 4.6 veranschaulicht die Situation. Im linken Kanal wird über eine gekoppelte Struktur kontinuierlich Energie zugeführt, sodass es schließlich im sechsten CV von unten zum unterkühlten Sieden kommt (dies ist erkennbar an der hellblauen Färbung des CVs in der Abbildung – in dem betreffenden CV liegt ein Wasser-Dampf-Gemisch vor, während die dunkelblau gefärbten CVs nur flüssiges Wasser enthalten). Es entsteht phasenweise Dampf, der durch das unterkühlte Liquid regelmäßig wieder kondensiert wird (Abb. 4.7). Erst nach Erreichen des Sättigungszustands verbleibt ein höherer Dampfvolumenteil im CV. Bis zu diesem Zeitpunkt kommt es aber zu einem signifikanten Massenfehler, der mit einer modifizierten Implementierung vermieden werden kann (Abb. 4.8). Hierfür wird die Kondensationsrate $GELI$ limitiert, sodass sie – unter Berücksichtigung der zu- und abfließenden Dampfmassenströme – die kondensierbare Dampfmasse im CV, MVI , nicht überschreitet:

$$GELI \geq -(GVJ_{in} + GVJ_{out}) - \frac{MVI}{\Delta t} \quad (4.4)$$

Die Operatoren \geq , $+$ und $-$ in Gl. (4.4) sind korrekt, da $GELI$ in ATHLET für Kondensation als negativer Wert definiert ist.

Die Implementierung zur Reduktion der Kondensationsrate wurde sowohl für homogene Kontrollvolumina, Teilvolumina unterhalb eines Gemischspiegels wie auch für Teilvolumina oberhalb eines Gemischspiegels implementiert. Letzteres hat in der Praxis in der Regel nur eine geringe Bedeutung, da der Dampfvolumenteil oberhalb eines Gemischspiegels typischerweise nahe eins ist. Bei Vorhandensein von nichtkondensierbaren Gasen kann bei sehr niedrigem Dampfpartialdruck der Dampfmassenanteil jedoch gering werden und somit die Limitierung der Kondensationsrate erforderlich sein.

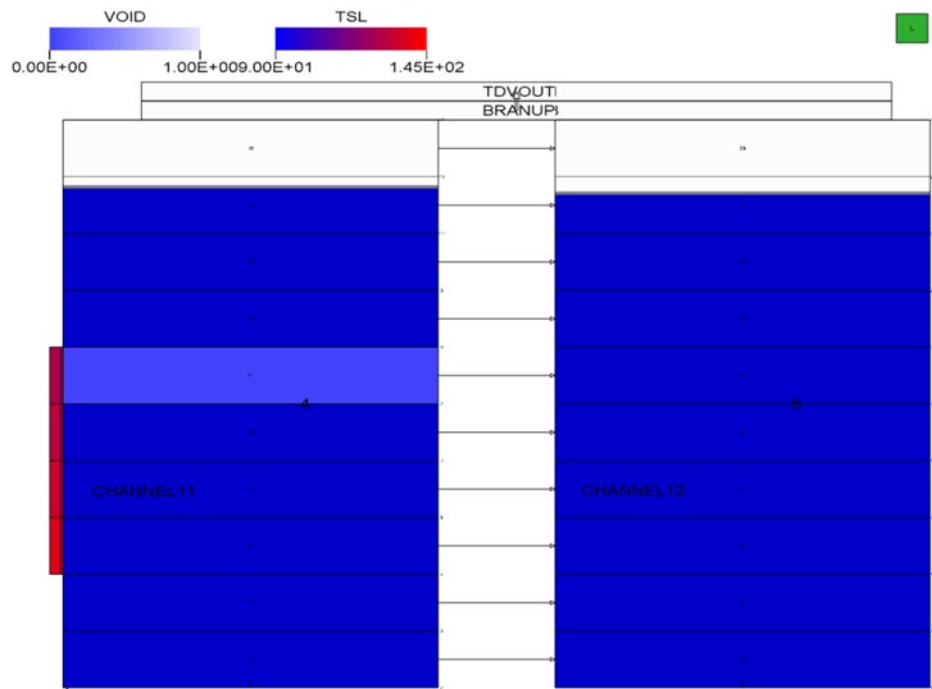


Abb. 4.6 Beheizter Pool mit unterkühltem Blasensieden

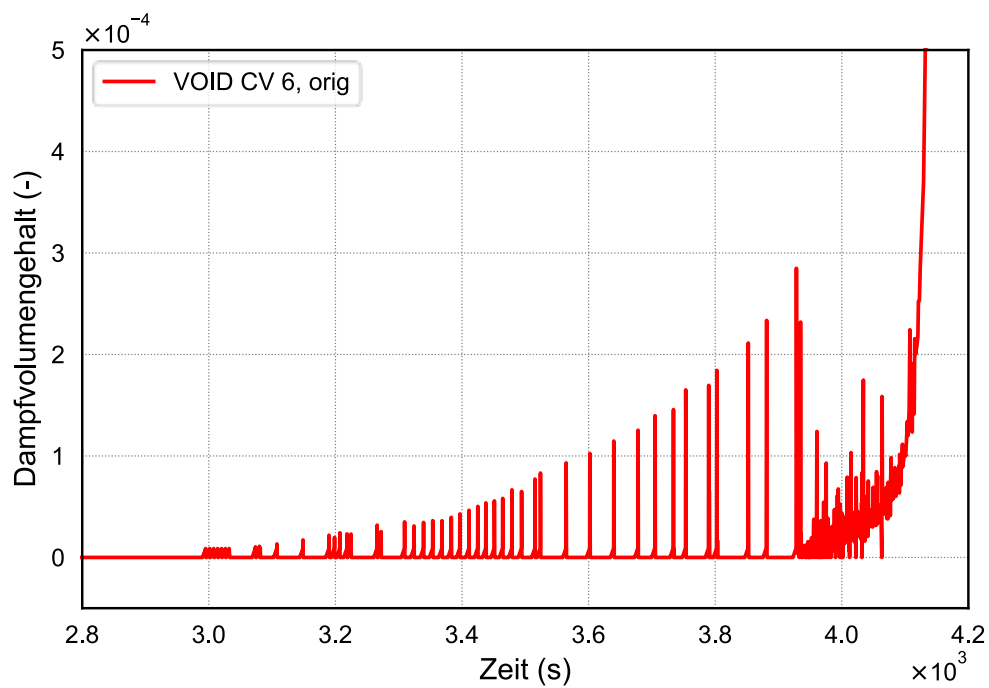


Abb. 4.7 Intermittierender, stetig wachsender Dampfvolumenanteil beim unterkühlten Blasensieden in CV 6

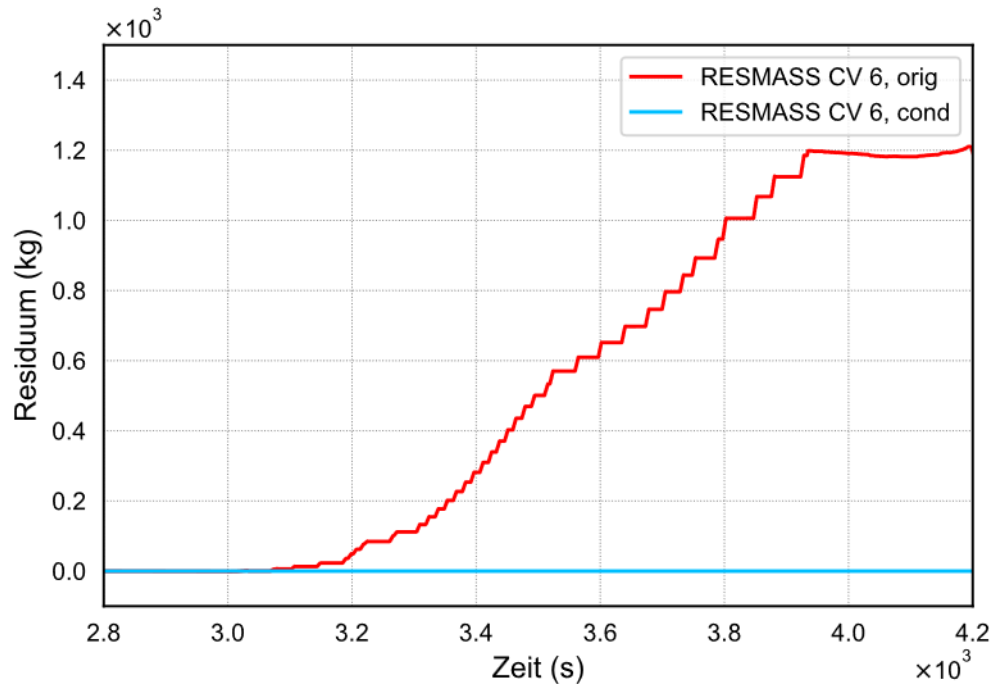


Abb. 4.8 Massenfehler (Residuum) des Modells zum unterkühlten Blasensieden (rot) und verbessertes Modell (blau)

4.2.3 Begrenzung der Verdampfungsrate bei geringem Wasseranteil

Eine weitere Programmschwäche bei der Massenbilanzierung des Kontrollvolumens oberhalb des Gemischspiegels konnte abgemildert werden: Bei geringfügigen Massenanteilen von Wasser oberhalb eines Gemischspiegels (Tropfen) und einer gleichzeitig hohen Verdampfungsrate konnte es passieren, dass mehr Wasser als eigentlich im Kontrollvolumen vorhanden verdampft und dementsprechend zu viel Dampf erzeugt wurde. Der hierdurch entstandene Massenfehler wird nun durch eine verbesserte Implementierung reduziert. Analog zur Kondensationsrate im vorigen Abschnitt wird die Verdampfungsrate $GEVI$ entsprechend der im Kontrollvolumen vorhandenen Wassermasse MLI (unter Berücksichtigung der zu-/abfließenden Wassermassenströme) limitiert:

$$GEVI \leq (GLJ_{in} + GLJ_{out}) + \frac{MLI}{\Delta t} \quad (4.5)$$

4.2.4 Behebung von Inkonsistenzen in der Programmierung

Im Zuge einer Analyse des Quellcodes wurde eine Inkonsistenz zwischen verschiedenen Modellroutinen aufgedeckt, die die Berechnung der horizontalen Massen- und Enthalpieströme im Bereich eines Gemischspiegels betrifft und Fehler bei der Massenbilanzierung hervorrufen kann. Das Programm wurde korrigiert, allerdings hat sich der Einfluss der Programmänderung auf bestehende Simulationen in bisherigen Testrechnungen als eher gering erwiesen.

Außerdem wurde die Berechnung der Phasenmassenströme zwischen den Kontrollvolumina für das 6-Gleichungsmodell vereinheitlicht. Bisher erfolgte diese an zwei verschiedenen Stellen im Programm: Neben der eigentlichen Bestimmung der Massenströme auf Basis der Phasengeschwindigkeiten (diese sind Lösungsvariablen des 6-Gleichungsmodells) wurden die Massenströme ein zweites Mal bei der Bildung der Massenbilanz für die einzelnen Kontrollvolumina berechnet. Dies hatte bereits in der Vergangenheit insbesondere für Kontrollvolumen mit einem Gemischspiegel gelegentlich zu Inkonsistenzen geführt. Durch die nun nur noch einmalig erfolgende Berechnung der Massenströme können derartige Probleme für die Zukunft ausgeschlossen werden, was auch die Lesbarkeit und die zukünftige Erweiterbarkeit von ATHLET vereinfacht. Die derart bestimmten Massenströme werden ebenfalls zur Massenbilanzierung der Kontrollvolumina genutzt (siehe Abschnitt 4.2.1.1).

4.2.5 Verbesserung von Wasserspiegelkraft und hydrostatischem Druckterm

Im Rahmen der Untersuchungen mit Testdatensätzen wurden unphysikalische Strömungsverteilungen beim Durchgang des Gemischspiegels durch eine Kontrollvolumenmitte beobachtet, vgl. Abb. 4.9.

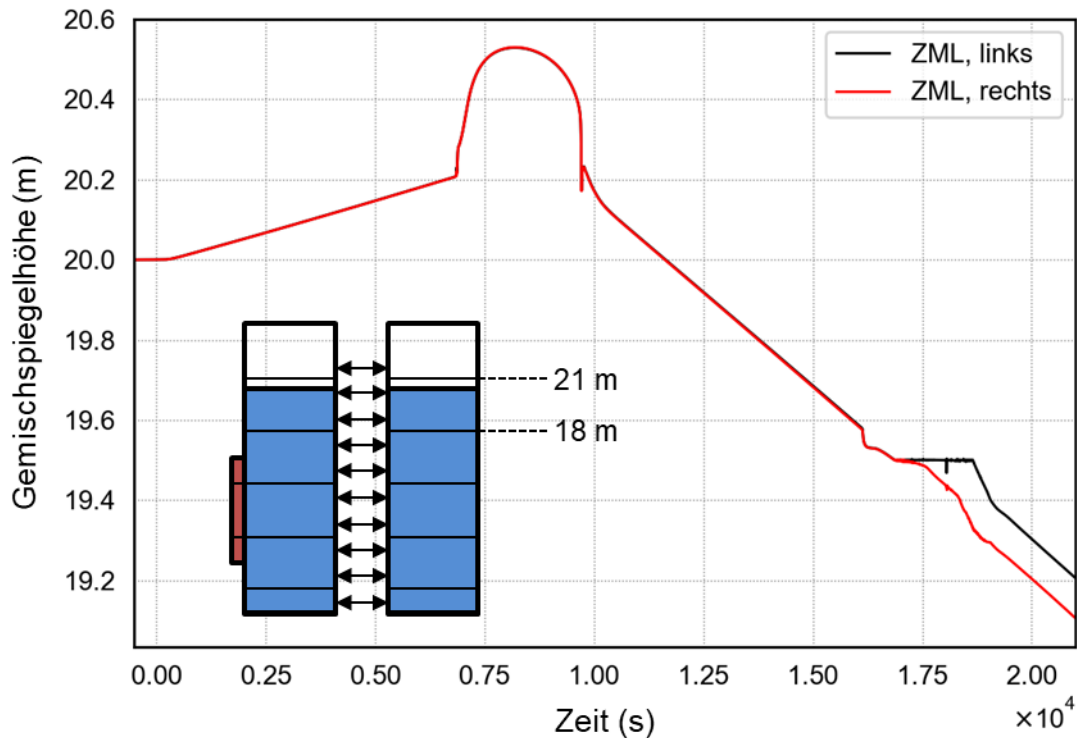


Abb. 4.9 Zeitlicher Verlauf der Gemischspiegelhöhe ZML in den Parallelkanälen vor der Programmmodifikation

Das Diagramm stellt den zeitlichen Verlauf der Gemischspiegelhöhe in einem Simulationsmodell wie in Abb. 4.1 gezeigt dar. Zu Beginn der Simulation befindet sich der Gemischspiegel in beiden Poolhälften auf einer Höhe von 20 m. Aufgrund der heizenden Struktur im unteren Bereich der linken Poolhälfte nimmt die Wasserdichte stetig ab und der Gemischspiegel steigt bis ca. 7000 s linear an. Hiernach kommt es zur Dampfblasenbildung an der Struktur und damit einhergehend zu einem rapiden Anstieg des Gemischspiegels, da die Dampfblasen eine deutlich geringere Dichte als das Wasser haben und dieses verdrängen. Dieser Anstieg des Gemischspiegels nimmt jedoch ebenso schnell ab, sobald die Dampfblasen die Wasseroberfläche durchbrechen und der Dampf in die Atmosphäre freigesetzt wird (Zeitbereich zwischen ca. 8000 s und knapp 10000 s). Im weiteren Verlauf der Rechnung ab 10000 s hat sich ein stabiles Gleichgewicht zwischen Dampfproduktion und -freisetzung eingestellt und der Gemischspiegel fällt linear. Unphysikalisch wird die Simulation ab ca. 16000 s, wenn der Gemischspiegel unter eine Höhe von 19,6 m fällt: Anstatt weiter linear zu sinken, bricht der Gemischspiegel in beiden Parallelkanälen zunächst plötzlich ein, bevor sich in der linken und rechten Poolhälfte ein unterschiedliches Höhenlevel einstellt. Während des gesamten betrachteten Zeitbereiches überschreitet der Gemischspiegel keine CV-Grenzen (diese liegen

auf einer Höhe von 18 m bzw. 21 m). Das unphysikalische Verhalten tritt bei Durchlaufen der Kontrollvolumenmitte bei 19,5 m Höhe auf.

Im Rahmen einer Ursachenanalyse wurden zwei Modellterme der Phasenimpulsgleichungen als kritisch identifiziert: Die sogenannte Wasserspiegelkraft sowie der hydrostatische Druckterm für ein Zweiphasengemisch. Grundsätzlich sind beide Terme physikalisch begründbar und für die korrekte Berechnung der Querströmung am Gemischspiegel erforderlich und dürfen daher in der Impulsbilanz nicht ignoriert werden. Allerdings änderten die Modellterme ihre Größenordnung beim Gemischspiegeldurchgang durch die Kontrollvolumenmitte trotz stetiger Implementierung erheblich, was unter anderem durch ein Überblenden von der Wasser- auf die Dampfdichte verursacht wurde. Die Implementierung der Terme wurde infolge dieser Erkenntnis modifiziert. Nachrechnungen mit der modifizierten Implementierung haben eine signifikante Verbesserung des Gemischspiegelverhaltens beim Durchgang durch eine Zonenmitte gezeigt, vgl. Abb. 4.10. Damit einhergehend wurde eine ebenso signifikante Beschleunigung der Rechenzeit (Abb. 4.11) und eine Reduktion des Massenfehlers (Abb. 4.12) beobachtet.

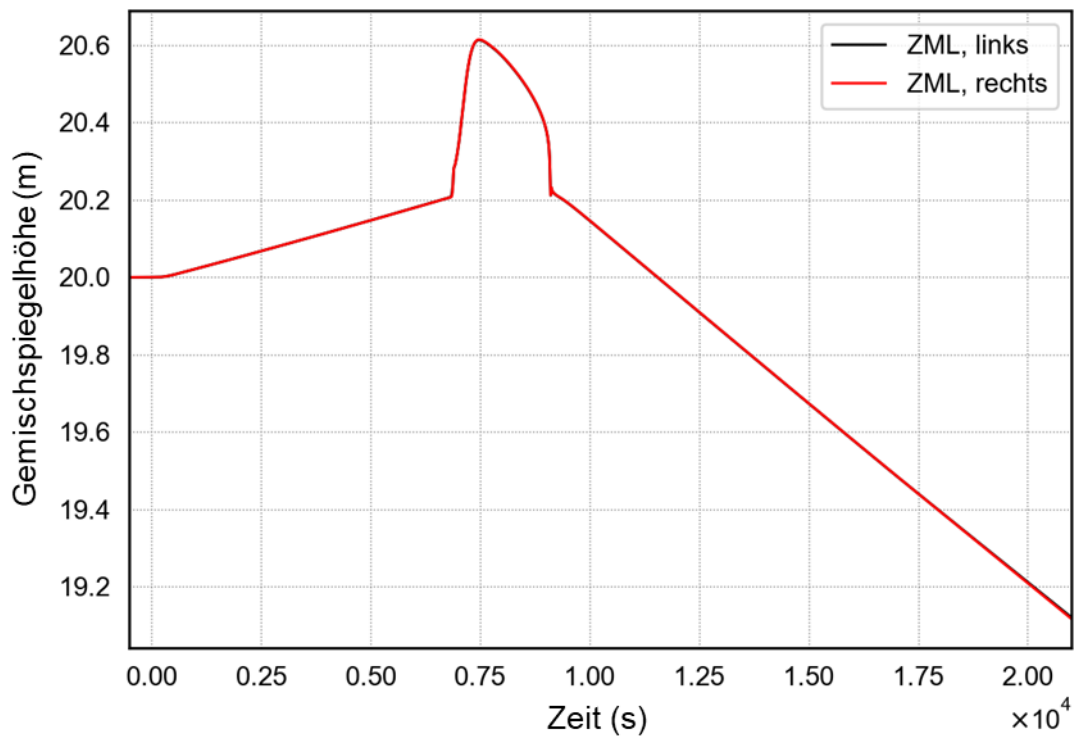


Abb. 4.10 Zeitlicher Verlauf der Gemischspiegelhöhe ZML in den Parallelkanälen nach der Programmmodifikation

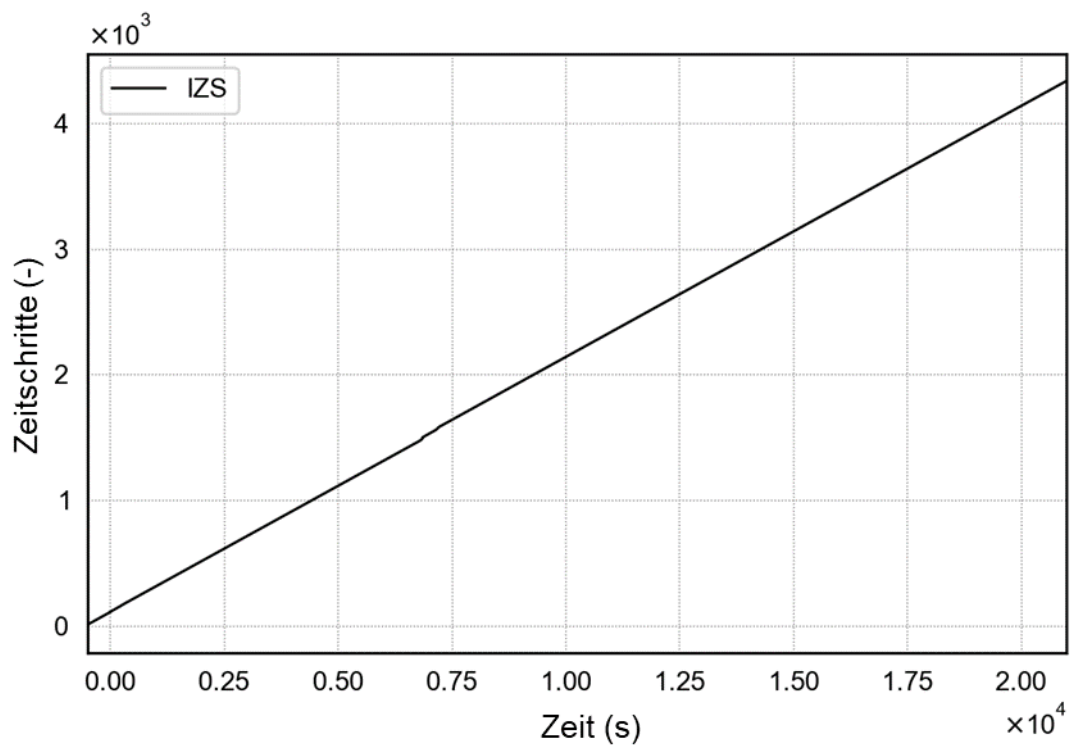
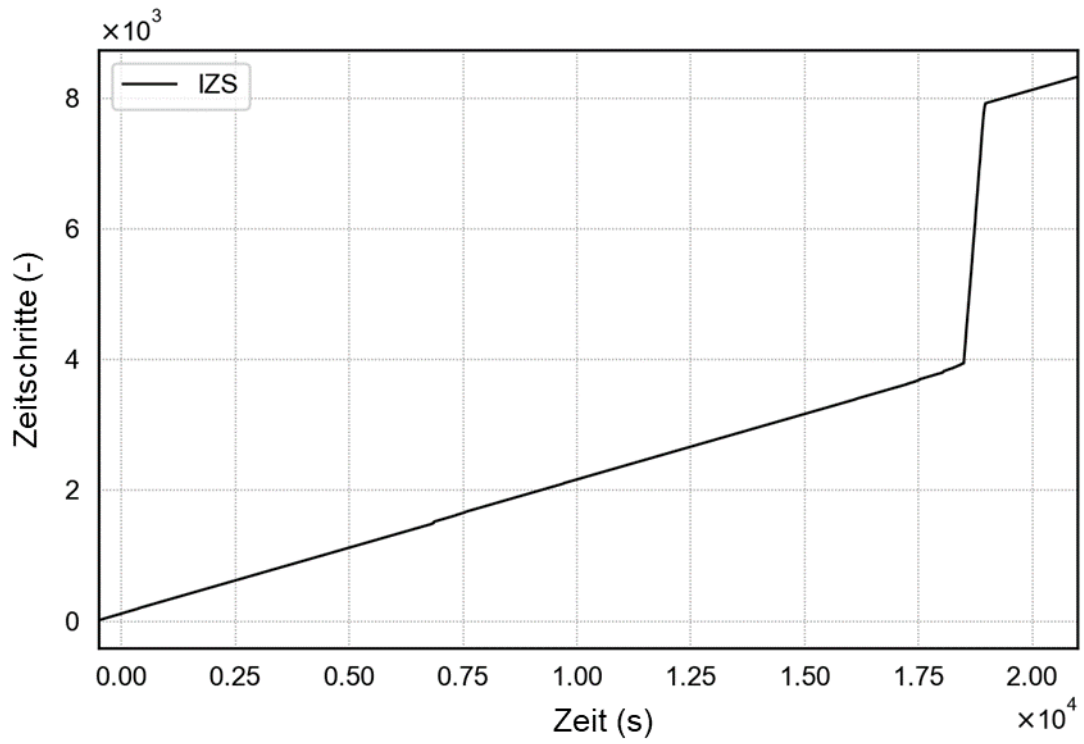


Abb. 4.11 Anzahl der für die Simulation benötigten Zeitschritte vor (oben) und nach (unten) der Programmmodifikation

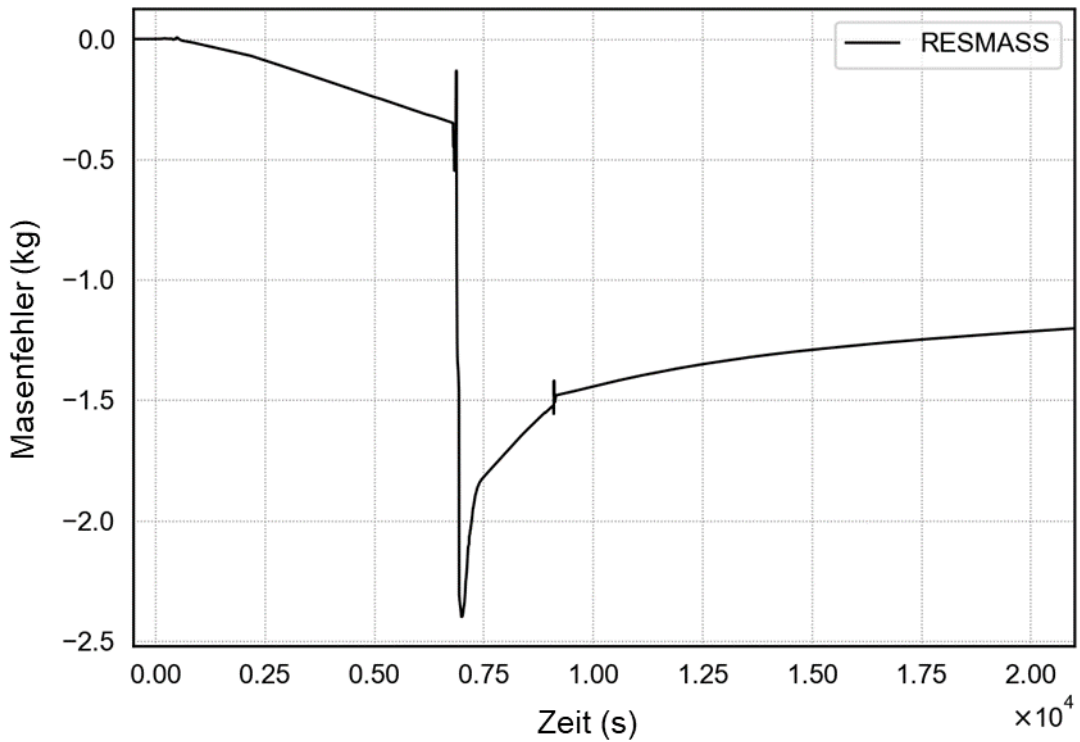
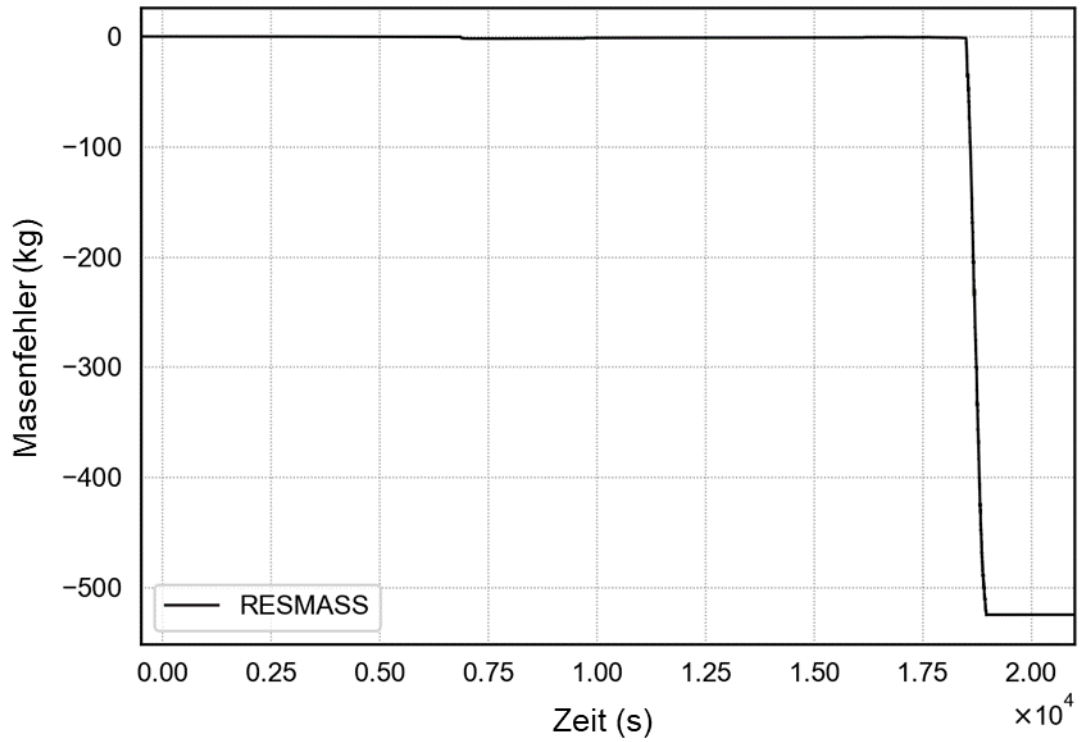


Abb. 4.12 Zeitlicher Verlauf des Massenfehlers vor (oben) und nach (unten) der Programmmodifikation

4.2.6 Impulstransport und Beschleunigungsdruckverlust am Gemischspiegel

Ein weiteres auffälliges Phänomen in den Testrechnungen waren unrealistisch große Zirkulationsströmungen nahe der Pooloberfläche. Analysen ergaben, dass sich diese Strömungen infolge der Nicht-Berücksichtigung des Impulstransports und Beschleunigungsdruckverlustes am Gemischspiegel einstellen.

Befindet sich in einem oder in beiden der durch eine horizontale Leitung verbundenen CVs ein Gemischspiegel, so müssen die Terme der Zweiphasenströmung oberhalb und unterhalb des Gemischspiegels geeignet modelliert werden. Bei Verwendung des üblichen 6-Gleichungsmodells wird der sogenannte Momentum-Flux (MF, der konvektive Term innerhalb der Impulsgleichung) in Strömungsrichtung mittels eines Upwind-Verfahrens berechnet. Dies bedeutet für die Integration der Geschwindigkeit in einer Leitung j , dass der Impulseintrag aus Richtung der stromaufwärts gelegenen Leitung ($j1$) berücksichtigt wird. Dies ergibt, stark vereinfacht, folgenden Beitrag zur Impulsbilanz:

$$\Delta p_{MF} = \frac{\rho}{2} (w_{j1}^2 - w_j^2) \quad (4.6)$$

Für die Simulation des horizontalen Impulstransports im Bereich eines Gemischspiegelpfades muss zusätzlich geprüft werden, ob zwischen den benachbarten Leitungen j und $j1$ aktuell ein Gemischspiegel vorhanden ist. Da unmittelbar unterhalb und oberhalb des Gemischspiegels unterschiedliche Strömungsbilder vorherrschen – flüssiges Wasser mit aufsteigenden Blasen bzw. Dampf mit fallenden Tropfen – ist der Impulstransport im Bereich eines Gemischspiegels physikalisch schwierig zu beschreiben. Weiterhin erschwert wird die Modellierung durch die Tatsache, dass in ATHLET für jede Phase nur eine einzige horizontale Geschwindigkeit (ohne Unterscheidung der Bereiche ober- und unterhalb des Gemischspiegels) bestimmt wird.

Aufgrund dieser Schwierigkeiten wurde für horizontale Strömungen im Bereich eines Gemischspiegels bisher kein Impulstransport gerechnet und zudem der Beschleunigungsdruckverlust vollständig abgeschaltet. Soweit keine zusätzlichen Formverluste durch den Anwender definiert waren, konnte die horizontale Strömung am Gemischspiegel somit nahezu reibungsfrei erfolgen. Kleinste Druckunterschiede konnten ohne bremsende Wirkung zu signifikanten Strömungen und Instabilitäten führen. Die Modellierung wurde daher so modifiziert, dass am Gemischspiegel immer ein Beschleunigungsdruck-

verlust berechnet wird. Hierdurch weist die Implementierung nun eine bessere Stabilität auf. Physikalisch begründet werden kann der Druckverlust durch Störungen, die die Strömung in horizontaler Richtung im Bereich einer Gemischspiegeloberfläche ausgesetzt ist. Hierzu zählen beispielsweise orthogonal zur Strömung aufsteigende Blasen bzw. fallende Tropfen sowie Wellenbewegung, Reibung und Phasenwechselforgänge an der Gemischspiegeloberfläche.

Um die Neuimplementierung sprungfrei in das bestehende Rechenverfahren einzubinden, wurde unter Berücksichtigung der Füllstände Z_{ML} in den benachbarten Kontrollvolumen und mittels eines Übergangsbereichs zwischen den Grenzen Z_{top} und Z_{low} , in dem die Querströmung erfolgt, ein stetiger Übergang zwischen der standardmäßigen MF-Berechnung und einem vollen Beschleunigungsdruckverlust auf Gemischspiegelhöhe genutzt. Dies veranschaulicht Abb. 4.13 anhand eines Ausschnitts aus einem mehrdimensionalen Pool, dessen parallele Kanäle leicht unterschiedliche Gemischspiegelhöhen aufweisen. Unterstellt wird eine Querströmung von links nach rechts.

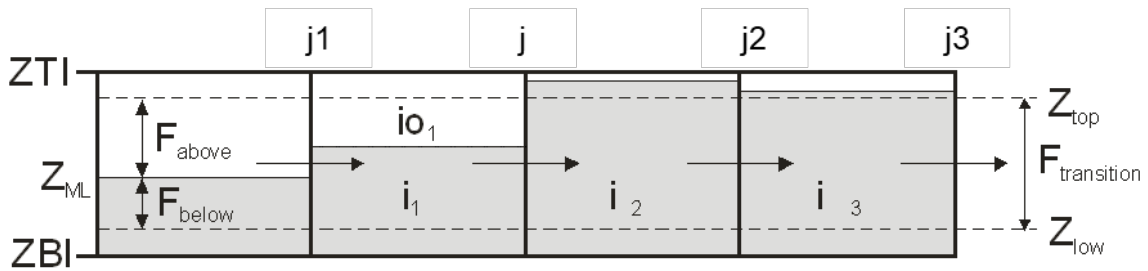


Abb. 4.13 Horizontale Strömung bei unterschiedlichen Gemischspiegelhöhen innerhalb und außerhalb des Übergangsbereichs $F_{transition}$

Da sich beispielsweise für Leitung j der stromaufwärts gelegene Gemischspiegel innerhalb des Übergangsbereichs befindet, wird hier kein Impulstransport aus Richtung $j1$ berücksichtigt. Dies ergibt als Beitrag zur Impulsbilanz:

$$\Delta p_{MF}(j) = -\frac{\rho}{2} w_j^2 \quad (4.7)$$

Anders für Leitung j3, deren Nachbarzone einen Gemischspiegel im oberen Zonenbereich oberhalb Z_{top} aufweist. Hier wird ein Impulstransport aus Richtung j2 bestimmt, der mit fallendem Gemischspiegel bis zur Grenze Z_{top} kontinuierlich gegen null geht:

$$\Delta p_{MF}(j_3) = \frac{\rho}{2} \left(\frac{Z_{ML}(i_2) - Z_{top}(i_2)}{Z_{TI}(i_2) - Z_{top}(i_2)} \cdot w_{j_2}^2 - w_{j_3}^2 \right) \quad (4.8)$$

4.2.7 Verteilung der Phasenmassenströme bei benachbarten Gemischspiegeln

Bei Parallelkanalsimulationen konnten in der Vergangenheit Gemischspiegeloszillationen beobachtet werden, sobald sich einer oder mehrere benachbarte Gemischspiegel der oberen oder unteren Zonengrenze annäherten. Als ursächlich wurden nun programminterne Maßnahmen identifiziert, die das stetige Übersetzen eines Gemischspiegels in das Kontrollvolumen ober- oder unterhalb vorbereiten. Die Maßnahmen haben die Berechnung und Verteilung der horizontalen Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der benachbarten Gemischspiegel zum Inhalt. Dies veranschaulicht Abb. 4.14 für den Fall, dass sich zwei benachbarte Gemischspiegel den beiden unteren Zonengrenzen annähern. Mit Pfeilen dargestellt sind Wasser- und Dampfmassenströme zwischen den beiden Zonen, sowohl oberhalb als auch unterhalb der Gemischspiegels. So bezeichnet bspw. „GLO“ den Tropfenmassenstrom oberhalb des Gemischspiegels.

Grundsätzlich umfassen die Querleitungen am unteren (oberen) CV-Ende einen Bereich, in dem eine Querströmung unterhalb (oberhalb) des Gemischspiegels blockiert wird ($A_{blocked}$ in Abb. 4.14). Dies stabilisiert den Vorgang des Übersetzens des Gemischspiegels in das angrenzende CV. Um vor dem Übersetzen stetig von einem endlichen Quermassenstrom auf Nullmassenstrom unterhalb (oder oberhalb) des Gemischspiegels überzugehen, gibt es innerhalb des sogenannten Übergangsbereichs A_{trans} einen Überblendbereich (A_{blend}) unten (oben) im CV.

Die überblendeten Massenströme hatten in der bisherigen Implementierung lediglich das Gemischspiegelniveau des CVs berücksichtigt, aus dem der jeweilige Phasenmassenstrom austrat. Beim Erreichen des unteren Überblendbereichs des in Abb. 4.14 links dargestellten Gemischspiegels wurde also der Wassermassenstrom unterhalb des Gemischspiegels demgemäß reduziert. Nicht berücksichtigt bei der Bestimmung des

Massenstroms wurde jedoch die Höhe des Gemischspiegels innerhalb des CVs, in das der Wasserstrom *einströmt* (rechtes CV in Abb. 4.14). Befindet sich der dortige Gemischspiegel ebenfalls im Überblendbereich, so wurde bisher ein Teil des Massenstroms, der aus dem Bereich unterhalb des Gemischspiegels links stammte, über den Gemischspiegel in den Dampfbereich rechts transportiert. Dies ist durch den roten Pfeil in Abb. 4.14 gekennzeichnet.

Somit wurde unterhalb eines Gemischspiegels vorhandenes Wasser nach der Querströmung in das Nachbar-CV zu Tropfen oberhalb des dortigen Gemischspiegels. Neben dem offensichtlich unphysikalischen Prozess hatte dies einen Anstieg des geodätischen Drucks am Gemischspiegel, nachfolgend einen Anstieg der horizontalen Dampfgeschwindigkeit bis hin zum Entrainment, und schließlich numerische Oszillationen zufolge. Der erhöhte geodätische Druck, herbeigeführt durch das zusätzliche Liquid oberhalb des Gemischspiegels, induzierte außerdem ein weiteres Absinken des rechten Gemischspiegels, was den gesamten Prozess weiter antrieb.

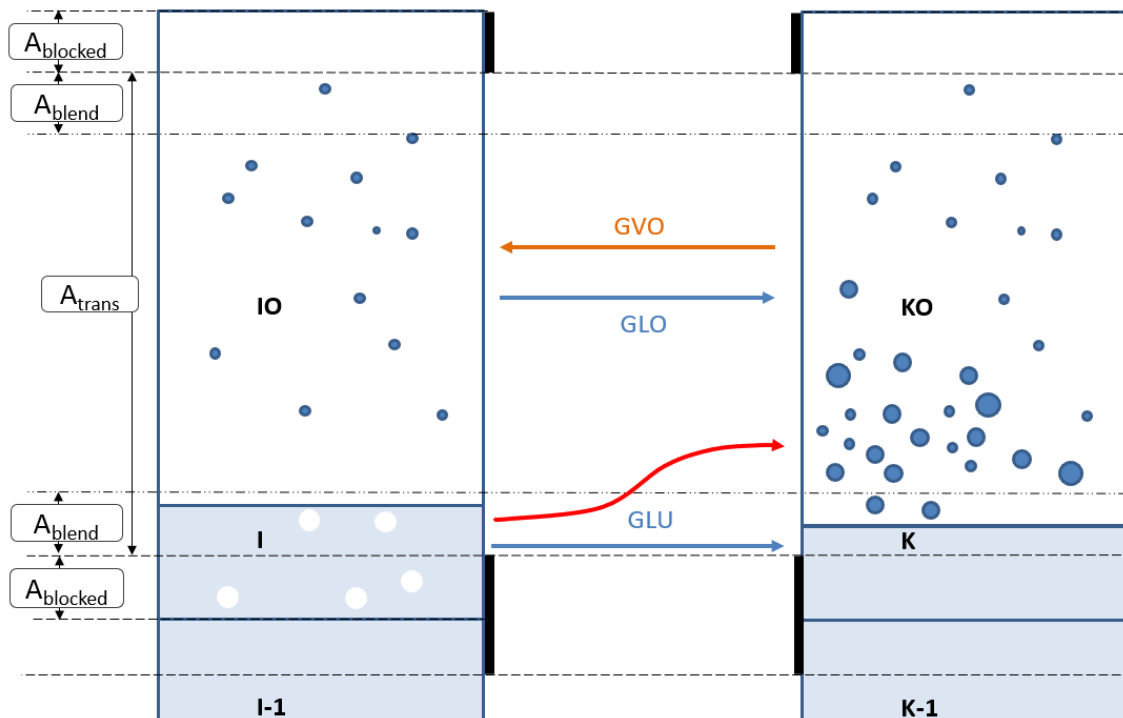


Abb. 4.14 Verteilung der horizontalen Phasenmassenströme am Gemischspiegel (bisherige Modellierung)

Die Modellierung wurde nun derart angepasst, dass für die Berechnung der Massenströme im Überblendbereich nicht nur die Gemischspiegelhöhe des CV, aus dem ein Phasenmassenstrom austritt, Berücksichtigung findet, sondern auch die Gemischspiegelhöhe im Eintrittsvolumen. Nähert sich Letztere dem geblockten Bereich, so wird der betreffende Massenstrom, oberhalb oder unterhalb des Gemischspiegels, ebenfalls entsprechend reduziert. Darüber hinaus wurde die Verteilung der horizontalen Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der benachbarten Gemischspiegel derart verbessert, dass es durch die Querströmung zu keinem Transport über einen Gemischspiegel hinwegkommt.

Betrachtet man zwei parallele Pfade mit Gemischspiegeln, so unterscheidet die neue Implementierung bei der Bestimmung der Phasenmassenströme, die aus einem Kontrollvolumen (dem Austrittsvolumen) in Richtung des Nachbarkontrollvolumens (dem Eintrittsvolumen) fließen, folgende Fälle:

- Der Gemischspiegel im Austrittsvolumen befindet sich im Übergangsbereich, und der Gemischspiegel im Eintrittsvolumen ist (a) im Übergangsbereich, (b) unterhalb des Übergangsbereichs, (c) oberhalb des Übergangsbereichs. Abb. 4.15 veranschaulicht die Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der Gemischspiegel sowie die verblockten Massenströme in Abhängigkeit der Gemischspiegelhöhe im Eintritts-CV.
- Der Gemischspiegel im Austrittsvolumen befindet sich unterhalb des Übergangsbereichs, und der Gemischspiegel im Eintrittsvolumen ist (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs. Abb. 4.16 veranschaulicht die Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der Gemischspiegel sowie die verblockten Massenströme in Abhängigkeit der Gemischspiegelhöhe im Eintritts-CV.
- Der Gemischspiegel im Austrittsvolumen befindet sich oberhalb des Übergangsbereichs, und der Gemischspiegel im Eintrittsvolumen ist (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs. Abb. 4.17 veranschaulicht die Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der Gemischspiegel sowie die verblockten Massenströme in Abhängigkeit der Gemischspiegelhöhe im Eintritts-CV.

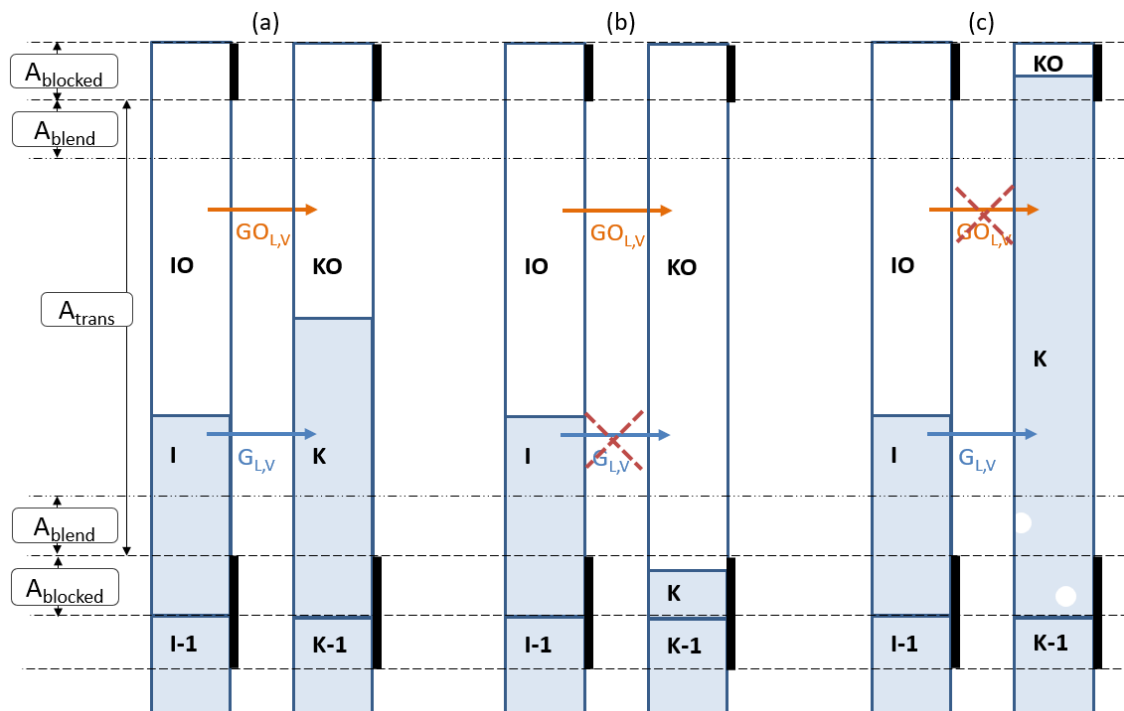


Abb. 4.15 Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb eines Gemischspiegels mit Gemischspiegel im Nachbarvolumen (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs

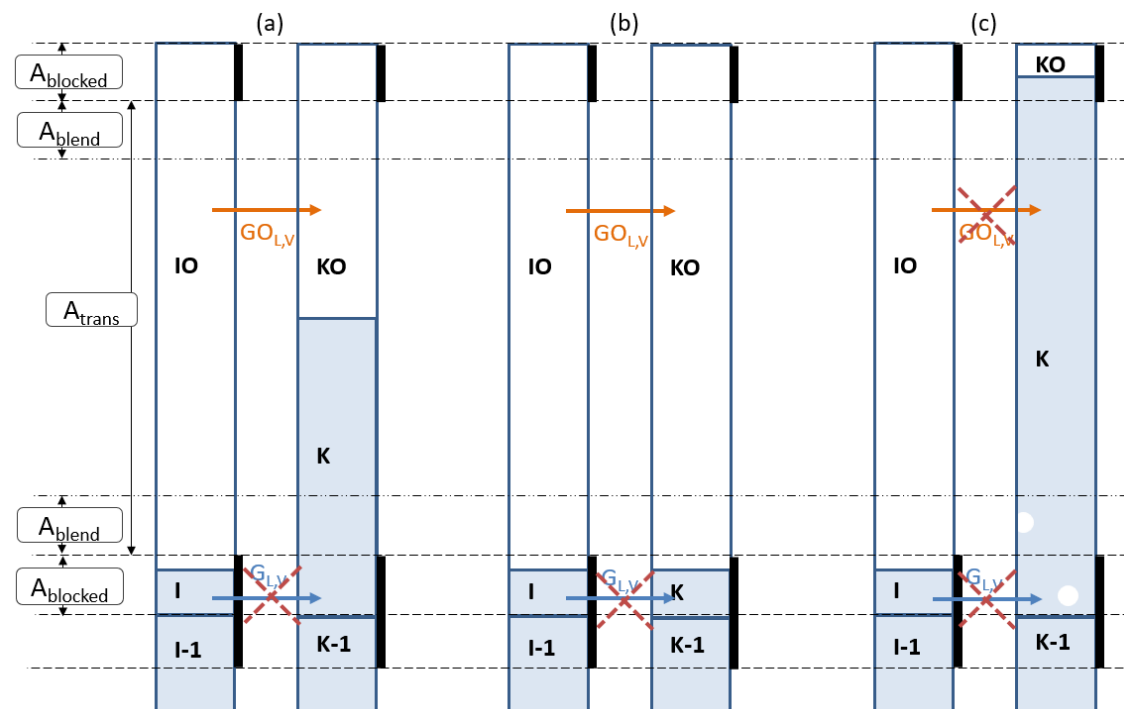


Abb. 4.16 Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb eines Gemischspiegels im unteren Verblockungsbereich mit Gemischspiegel im Nachbarvolumen (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs

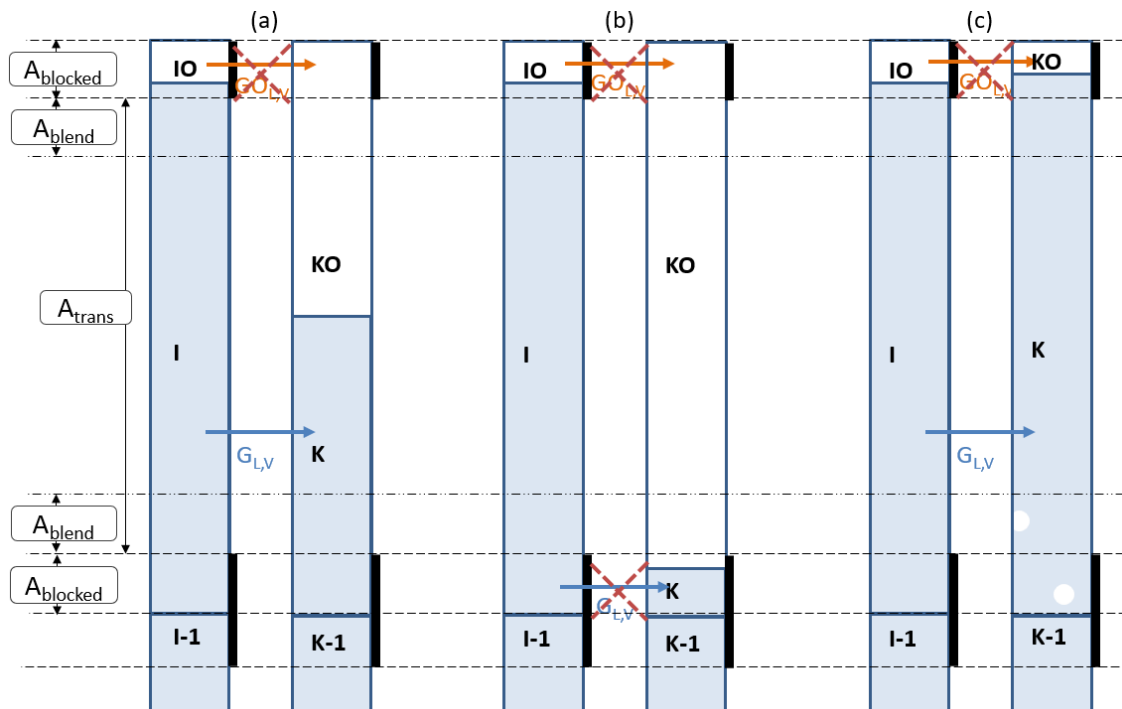


Abb. 4.17 Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme unterhalb eines Gemischspiegels im oberen Verblockungsbereich mit Gemischspiegel im Nachbarmittel (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs

Die neue Implementierung berücksichtigt auch Fälle, in denen zwei benachbarte Gemischspiegel in CVs unterschiedlicher Höhe vorliegen. Außerdem darf die Situation auftreten, dass ein paralleler Kanal überhaupt keinen Gemischspiegel simuliert. Auch dieser Fall wird von der Implementierung abgedeckt.

Die geänderte Implementierung wirkt sich insgesamt positiv auf das numerische Verhalten der Simulation aus. Dies wurde mit Blick auf die Anzahl der Zeitschritte wie auch den Massenfehler beobachtet. Abb. 4.18 und Abb. 4.19 verdeutlichen dies anhand einer Simulation mit zwei Parallelkanälen, bei der sich die beiden Gemischspiegel vom Übergangsbereich in den Überblendbereich bewegen. Mit der ursprünglichen Implementierung wird mit der Querströmung Wasser über den Gemischspiegel transportiert, sodass der Dampfvolumentgehalt sinkt. Dies führt letztlich zur Reduktion der Zeitschrittweite als Folge kleiner Druck- und Gemischspiegeloszillationen.

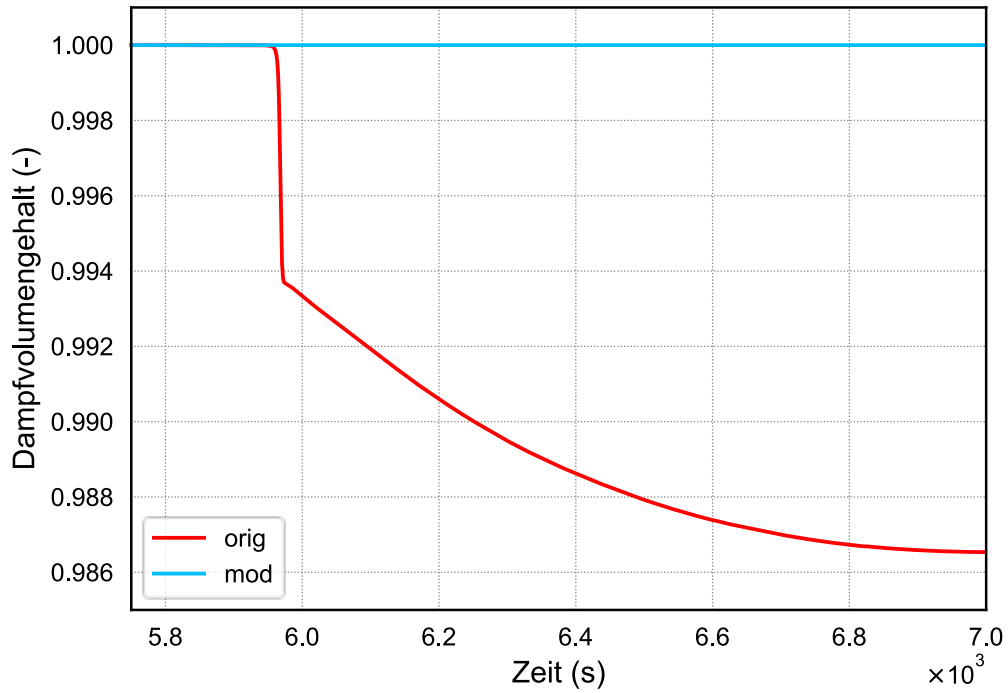


Abb. 4.18 Dampfvolumengehalt im Kontrollvolumen oberhalb eines Gemischspiegels mit der ursprünglichen und der modifizierten Implementierung der horizontalen Massenströme am Gemischspiegel

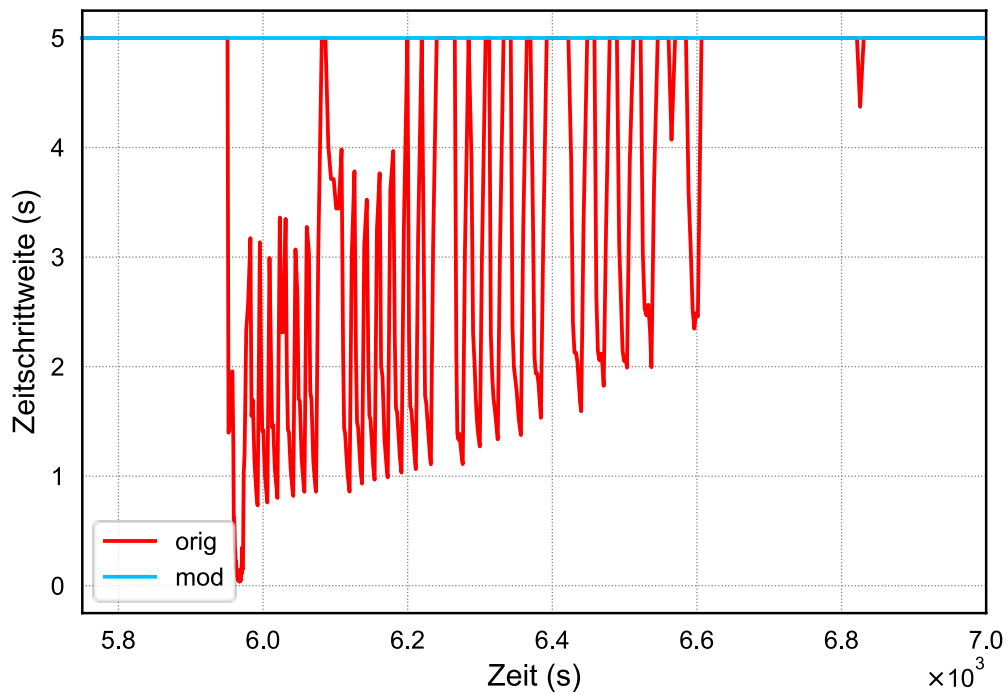


Abb. 4.19 Zeitschrittweite mit der ursprünglichen und der modifizierten Implementierung der horizontalen Massenströme am Gemischspiegel

Mit der neuen Implementierung wird für Parallelkanalsimulationen die Verteilung der horizontalen Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb der benachbarten Gemischspiegel verbessert. Insgesamt wird der unphysikalische Vorgang vermieden, dass einzelne Phasenanteile im Zuge einer Querströmung über die Gemischspiegelgrenze transportiert werden. Dies umfasst auch die Querströmung von nichtkondensierbaren Gaskomponenten.

4.2.8 Ausblick

Mit den in den vorigen Abschnitten beschriebenen Arbeiten konnten Fehler in der Massen- und Energiebilanz sowie numerische Instabilitäten und damit einhergehend Performance-Einbußen zwar verringert, jedoch nicht vollständig beseitigt werden. Tatsächlich reifte im Laufe des Vorhabens die Erkenntnis, dass das eingangs beschriebene Problem – das Aufeinandertreffen zweier grundsätzlich unterschiedlicher Ansätze (ortsfestes vs. bewegliches Gitter) – modellinhärent ist und sich das bestehende ATHLET-Gemischspiegelmodell wahrscheinlich nicht abschließend für die Mehrkanalsimulation von siedenden Wasserpools bei niedrigen Drücken ertüchtigen lässt.

So ist ein integraler Massenverlust beim Oszillieren des Gemischspiegels an einer CV-Grenze aufgrund einer Hysterese beim Übersetzen und wegen der Druck- und Temperaturabhängigkeit der Fluidichte unvermeidbar. Abb. 4.20 illustriert, dass ein steigender Gemischspiegel nicht stetig von CV 1 nach CV 2 übersetzt, sondern bei Erreichen der Höhe δ_u instantan auf ε_o springt. Um ein wiederholtes Umspringen des Gemischspiegels zwischen CV 1 und CV 2 zu vermeiden (bei jedem Umspringen werden CPU-zeitaufwändige Iterationen durchgeführt), setzt der fallende Gemischspiegel mit einer Hysterese erst bei Erreichen der Höhe δ_o um, und zwar auf ε_u .

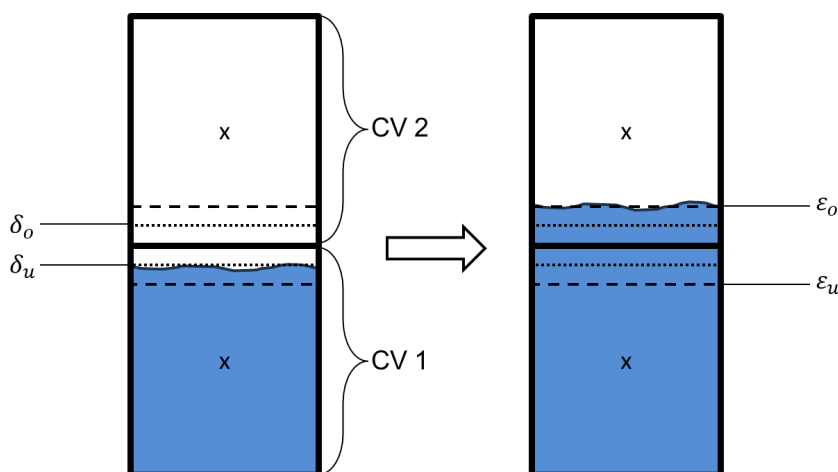


Abb. 4.20 Hysterese bei steigendem Gemischspiegel

Da ATHLET ein Lumped-Parameter-Code ist, wird in den CVs mit mittleren Stoffeigenschaften – so auch mit mittleren Dichten – gerechnet. Dies führt in Zusammenhang mit der gerade beschriebenen Hysterese zu unterschiedlichen Massenzu- und -abnahmen bei steigendem und fallendem Gemischspiegel, vgl. Abb. 4.21. Diese Asymmetrie in der Massenerzeugung und -vernichtung ist zwar bei einmaligem Übersetzen i. d. R. gering, kann aber beträchtlich werden, wenn ein Gemischspiegel an einer CV-Grenze oszilliert.

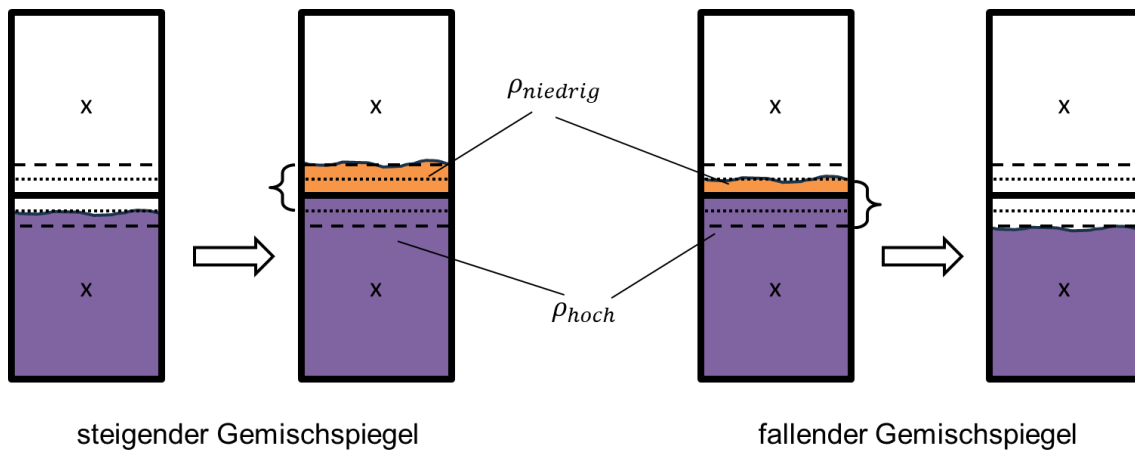


Abb. 4.21 Unterschiedliche Massenzu- und -abnahmen bei steigendem und fallendem Gemischspiegel

Insbesondere bei Simulationen mit zwei oder mehr parallelen Kanälen werden durch das sprungartige Übersetzen des Gemischspiegels und die damit eingeführten Änderungen der hydrostatischen Druckterme Gemischspiegeloszillationen begünstigt, wie in Abb. 4.22 skizziert (in der Abbildung ist das grundsätzliche Verhalten vereinfacht dargestellt; tatsächlich wirkt die oben besprochenen Hysterese abmildernd).

Weitere Faktoren, die einen Massenfehler begünstigen, sind niedrige Drücke (und damit zusammenhängend große Dichteunterschiede zwischen flüssiger und gasförmiger Phase), Sieden (dies hat einen Einfluss auf die Gemischdichte in den CVs) und die Abwesenheit einer Drainage/Befüllung des Wasserpools (bei einer zügigen Befüllung wäre das „Hängenbleiben“ des Gemischspiegels an einer CV-Grenze nicht so ausgeprägt wie bei einem ruhenden Pool). Die genannten Faktoren spielen insbesondere bei der Simulation von Nachwärmeabfuhrkonzepten wie geodätische Flutbecken und Containment-Außenkühlung eine Rolle.

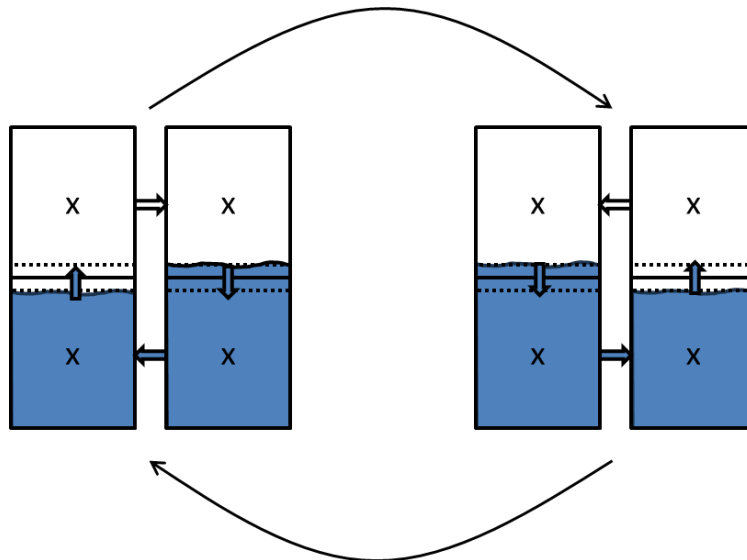


Abb. 4.22 Oszillationen des Gemischspiegels bei zwei parallelen Kanälen (Prinzipskizze)

Eine Änderung des Übergangsbereiches (δ bzw. ε in Abb. 4.20) stellt keine echte Lösung für das Problem dar, da ein „geeigneter“ Übergangsbereich rechenfallabhängig ist und sowohl eine Verkleinerung als auch eine Vergrößerung des aktuell implementierten Übergangsbereichs negative Konsequenzen hätte: Ein großer Übergangsbereich bedeutete offensichtlich einen großen Massenfehler sowie eine signifikante Unstetigkeit im geodätischen Druck beim Springen des Gemischspiegels über eine CV-Grenze; ein kleiner Übergangsbereich hätte schlechte numerische Dämpfungseigenschaften und kleine Integrationszeitschritte zur Folge (denn ein sehr kleines Volumen reagiert empfindlich auf Änderungen – z. B. genügt die Verdampfung einer geringen Menge Wasser, um große Zeitableitungen des Massendampfgehaltes hervorzurufen). Zur Lösung des Problems und damit zur realistischen Simulation siedender Wasserpools bei niedrigem Druck mit ATHLET muss also ein neuer Ansatz für ein adaptives Gitterverfahren verfolgt werden, der die parallele Behandlung von 3D-Nodalisation einerseits und beweglichen Zonengrenzen, bedingt durch transiente Gemischspiegelbewegungen, andererseits erlaubt. Die Ausarbeitung und Realisierung dieses Ansatzes soll in einem Nachfolgevorhaben bearbeitet werden. Erste Ideen/Konzeptvorschläge wurden im Rahmen von RS1604 diskutiert und schriftlich festgehalten.

5 Arbeitspaket 3: Erweiterung der COCOSYS-Modelle zum Wärme- und Dampftransport in Wasserpools

Bisher konnte der Einfluss einer lokalen Wärmeeinspeisung nicht adäquat in COCOSYS wiedergegeben werden, d. h. mit COCOSYS konnte in unmittelbarer Umgebung einer beheizten Struktur keine Erzeugung von Dampf simuliert werden. Dies führte in Poolsimulationen immer zur Berechnung einer globalen Aufheizung des gesamten Wasserpools auf Sättigungstemperatur, bzw. wenige Grade darüber, bevor Sieden in den Zonen an der Wasseroberfläche einsetzte. Mit den in Arbeitspaket 3 durchgeführten Arbeiten sollte COCOSYS dazu ertüchtigt werden, das Phänomen des Wärmetransports durch lokale Erzeugung von Dampf unter Wasser und dessen aufwärts gerichteten Transport adäquat zu berücksichtigen.

Zum Erreichen dieses Ziels wurde zunächst der sogenannte *Plume*-Ansatz umgesetzt, gemäß welchem der Dampfblasenaufstieg durch eine sukzessive nach oben gerichtete Energiebilanz abgebildet wird. Dieser Ansatz und seine Realisierung in COCOSYS sind in Abschnitt 5.1 beschrieben.

Nach der Implementierung des Plume-Ansatzes wurde mit Arbeiten zum *dynamischen* Ansatz begonnen, bei welchem im Gegensatz zum Plume-Ansatz nicht bloß Energie transportiert, sondern tatsächlich Dampf in gefluteten Zonen gebildet und transportiert wird. Die zu diesem Ansatz durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnisse sind in Abschnitt 5.2 beschrieben.

5.1 Plume-Ansatz

Ein Wärmeintrag in Zonen, die komplett mit Wasser gefüllt sind, wird in COCOSYS stabil simuliert, solange das Wasser in der entsprechenden Zone eine niedrigere Temperatur als die Siedetemperatur hat. Bei Überhitzung jedoch kam es in der Vergangenheit zu numerischen Schwierigkeiten bis hin zum Programmabbruch. Um dieses Problem zu beheben, wurde der im Folgenden skizzierte sogenannte Plume-Ansatz im Rahmen von RS1604 in COCOSYS implementiert.

5.1.1 Konzept

Das Konzept des Plume-Ansatzes ist wie folgt: Wenn der lokale Wärmeintrag (z. B. an der Platte eines Wärmetauschers) in eine komplett mit Wasser gefüllte Zone zu einer

Überhitzung führen würde, wird diese überschüssige Wärme effizient nach oben transportiert. Dies soll die Erzeugung und den Aufstieg kleiner Wasserdampfblasen sowie deren Kondensation in höher liegenden Wasserschichten emulieren, ohne die beteiligten zweiphasigen Vorgänge im Detail zu berechnen, vgl. Abb. 5.1. Wenn die so transportierte Wärme weiter oben im senkrechten Aufstiegsfad eine Zone mit freier Oberfläche erreicht und dies zu einer Aufheizung des Wassers bis auf Sättigung führt, kann diese Wärme schließlich über das bereits existierende Siede-Modell in COCOSYS in Verdampfung konvertiert werden. Dieser Phasenübergang ist nur in Zonen mit Atmosphäre erlaubt.

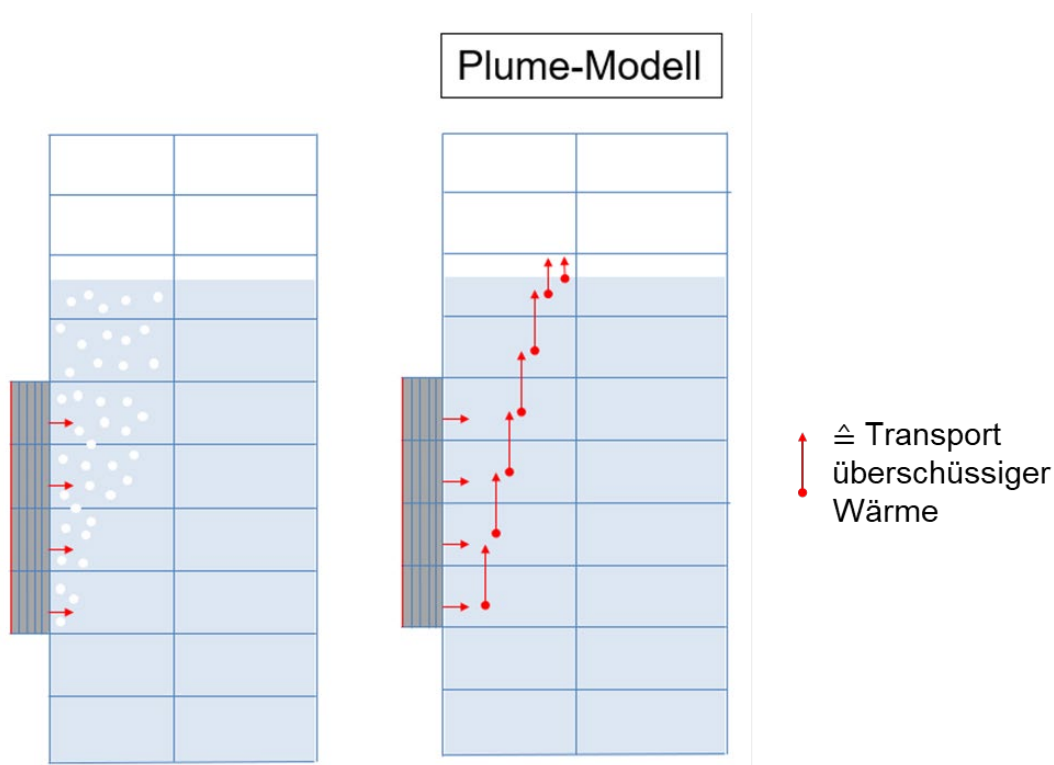


Abb. 5.1 Skizze des Plume-Ansatzes

Um eine Zone komplett mit Wasser zu füllen, sind ATM_FULL-Verbindungen zu anderen Zonen notwendig. Die im Eingabedatensatz hinterlegten Informationen über ATM_FULL-Verbindungen sowie die Definitionen von Zonen erlauben eine automatisierte Erkennung von Plume-Pfaden, vgl. Abb. 5.2: Für jede Zone werden alle ATM_FULL-Verbindungen mit Start oder Ende in dieser Zone untersucht. Ausgehend von dieser Zone wird dann für jede Zone am anderen Ende der jeweiligen ATM_FULL-Verbindung der Zonenmittelpunkt mit dem Zonenmittelpunkt der Ausgangs-Zone verglichen. Wenn die betrachtete Zone höher liegt, wird diese ATM_FULL-Verbindung zu den Plume-Pfaden hinzugefügt. Wenn mehrere mit der Ausgangszone verbundene Zonen höher als die Ausgangszone liegen, wird eine anteilige Verbindungsfläche zu dieser

berechnet, was als Grundlage für die Verteilung der Wärmeströme über die Plume-Pfade dient. Man beachte, dass dieser Ansatz für typische Poolzustände mit freier Konvektion und niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten geeignet ist, nicht jedoch für zwangsdurchströmte Zonen-Netzwerke (insbesondere nicht, wenn die Zwangsdurchströmung entgegen der Aufstiegs geschwindigkeit der Blasen gerichtet ist).

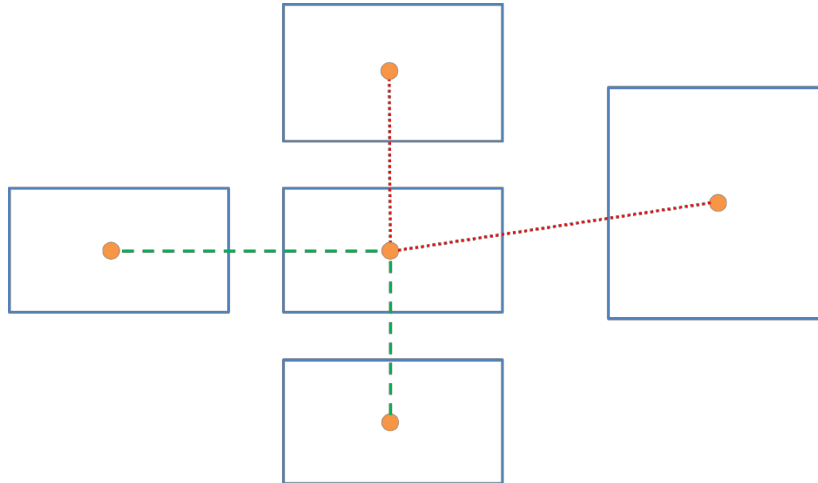


Abb. 5.2 Skizze zur automatischen Plume-Pfad-Erkennung

Ausgehend von der zentralen Zone gehören die roten punktierten Linien zum Plume-Pfad, die grünen gestrichelten Linien jedoch nicht.

Im Fall lokaler Überhitzung des Wassers oberhalb der Sättigungstemperatur wird aus dem lokalen Zustand des Wassers und dem maximalen Wasservolumen für vollgefüllte COCOSYS-Zonen ein Wärmeleistungsübertrag ausgerechnet und entsprechend der detektierten Plume-Pfade an höher gelegene, mit der Ausgangszone verbundene COCOSYS-Zonen sukzessiv übertragen. Zur Ermittlung der für den Transport mittels Plume-Pfade zur Verfügung stehenden Wärme wird für komplett geflutete Zonen eine Überschuss-Energie berechnet. Die Berechnung der Überschuss-Energie und einer entsprechenden Transportrate \dot{Q}_{excess} (J/s) in einer solchen gefluteten (komplett gefüllten) Nicht-Gleichgewichts-Zone (Zonenmodell NONEQUILIB) ist konform mit dem bereits in COCOSYS existierenden Modell für das Sieden im Wasservolumen einer Zone (dem Bulk-Verdampfungsmodell) implementiert:

$$\dot{Q}_{excess} = m_l \frac{(T_l - T_{Sättigung}) \frac{\partial h_l}{\partial T}}{\tau(h'' - h_l)} h'' \quad (5.1)$$

Die gesamte Wassermasse in der Zone ist mit m_l bezeichnet. h_l ist die spezifische Enthalpie von Wasser und h'' die Enthalpie von Satttdampf. T_l ist die aktuelle Wassertemperatur der Zone und $T_{Sättigung}$ die Sättigungstemperatur. Die Berechnung der daraus hervorgehenden Rate erfolgt ebenso wie für das Bulk-Verdampfungsmodell in COCOSYS mittels einer angenommenen charakteristischen Zeitspanne von $\tau = 0,001 \dots 1$ s.

Die charakteristische Zeitspanne τ modifiziert die übertragene Energierate in Abhängigkeit der Überhitzung $\Delta T_{LUE} = (T_l - T_{Sättigung})$ der flüssigen Phase in NONEQUILIB-Zonen; dabei werden die Regimes $0 < \Delta T_{LUE} \leq 1$ K, 1 K $< \Delta T_{LUE} < 3$ K und $\Delta T_{LUE} \geq 3$ K unterschieden:

$$\tau = \begin{cases} 0.0126 & \Delta T_{LUE} \geq 3 \text{ K} \\ \frac{A1 - A2}{1 + e^{\frac{\Delta T - X0}{\Delta x}}} + A2 & 1 \text{ K} < \Delta T_{LUE} < 3 \text{ K} \\ 1 & 0 < \Delta T_{LUE} \leq 1 \text{ K} \end{cases} \quad (5.2)$$

$$\begin{aligned} A1 &= 1.0264 \\ A2 &= 0.0012 \\ X0 &= 1.5032 \\ \Delta x &= 0.1526 \end{aligned} \quad (5.3)$$

Die Zahlenwerte der Modellparameter $A1, A2, X0$ und Δx sowie die Übergangstemperaturen stammen aus Untersuchungen zur Stabilität der Numerik von Simulationen mit gefluteten MCCI-Situationen, bei denen die Wasservorlage sehr stark durch die Kernschmelze beheizt wird /KLE 16/.

Die ermittelte Überschuss-Energie wird rechnerisch der überhitzten Zone als Energiestrom entnommen (im Sinne einer Wärmesenke) und in den weiter oben liegenden Zonen verteilt (wie eine Wärmequelle). Die Verteilung auf mehrere höher liegende und mittels ATM_FULL-Verbindungen mit der Ausgangszone verbundene Zonen erfolgt flächengewichtet (bezogen auf die Querschnittsfläche der Verbindungen) von der unten liegenden Startzone zu den höher liegenden Ziel-Zonen. Gegebenenfalls stellen sich in den höher liegenden Zonen auch überhitzte Bedingungen ein. Die Berechnung wird in diesem Fall sukzessiv für alle Zonen in dem betrachteten Plume-Pfad wiederholt.

5.1.2 Umsetzung

Das oben beschriebene Konzept wurde im COCOSYS-Quelltext entsprechend umgesetzt. Dabei wurden ferner Ergänzungen an Ein- und Ausgabedateien vorgenommen sowie eine Verifikation durchgeführt, die nachfolgend erläutert ist.

Neue Eingaben und Ausgaben

Die Eingaben für das NONEQUILIB-Zonenmodell wurden um den optionalen Parameter BOILTYPE erweitert, um eine Aktivierung des Plume-Modells durch den Anwender zu ermöglichen, siehe Tab. 5.1. Erlaubte Eingabewerte für BOILTYPE sind „PLUME“ und „DEFAULT“. Eine Beispieleingabe ist in Tab. 5.2 gegeben.

Tab. 5.1 NONEQUILIB Moduleingaben

```
C---- MODULES
if the equilibrium zone model is used
K---- NONEQUILIB
      EPSREL CLITMP CLIMAS CLIFOG [ZTLIM] [BOILTYPE]
      [SUHT SU_RESFAC SU_BOILDEP SU_ALPHA]
```

Tab. 5.2 Beispieleingabe für NONEQUILIB Moduleingaben

```
C---- MODULES
@
K---- NONEQUILIB
@    EPSREL CLITMP CLIMAS CLIFOG BOILTYPE
     1.E-3   1.E-3   1.E-3   1.E-6 PLUME
```

Neue Ausgaben für das NONEQUILIB Modul

Wenn der Eingabeparameter BOILTYPE auf „PLUME“ gesetzt wird, wird dieser Wert in der *.prt.thy-Ausgabedatei dokumentiert (Abb. 5.3). Die Plume-Pfade werden automatisch erkannt und ebenfalls in die *.prt.thy-Datei geschrieben (Abb. 5.4).

```

606 .MODULE DATA:
607 .*****
608
609
610 .MODULE: NONEQUILIB
611 .-----
612
613 .EPSREL = .0.1000000D-02 . . . CLITMP = .0.1000000D-01 . . . CLIMAS = .0.1000000D-02 . . .
614
615 .USED HT MODEL ON SUMP SURFACE: COC
616
617 .BOILING: RES_FACTOR: .0.1000000D-03
618
619 .BOILING: DEPTH: . . . . .0.1000000D+00 (M)
620
621 .ALPHA: CONST HT . . . . .0.0000000D+00 (W/M**2K)
622
623 .GAS-LESS BOILING: . . . . F
624
625 .BOILING TYPE IN WATER POOL: PLUME
626

```

Abb. 5.3 Beispielausgabe für NONEQUILIB-Modulparameter

```

795 .PLUME PATHS DATA:
796 .*****
797
798
799 THE ZONES ABOVE THE ZONE Z1 . . . . . ARE (WITH INITIAL SURFACE FACTOR) :
800 .Z3.1 . . . . .0.497512437810945 . . . .
801 .Z3.2 . . . . .0.497512437810945 . . . .
802 .Z5 . . . . .4.975124378109453E-003
803
804
805 THE ZONES ABOVE THE ZONE Z3.1 . . . . . ARE (WITH INITIAL SURFACE FACTOR) :
806 .Z5 . . . . .1.000000000000000 . . . .
807
808
809 THE ZONES ABOVE THE ZONE Z3.2 . . . . . ARE (WITH INITIAL SURFACE FACTOR) :
810 .Z5 . . . . .1.000000000000000 . . . .
811

```

Abb. 5.4 Beispielausgabe für Plume-Pfade

5.1.3 Verifikation

Die automatisierte Erkennung von Plume-Pfaden wurde für einen einfachen Datensatz mit 5 Zonen überprüft, siehe Abb. 5.5. In der Abbildung sind die Grenzen der simulierten Zonen mit durchgezogenen blauen Linien dargestellt. Die Zonenmittelpunkte sind mit orangefarbenen Kreisen abgebildet. Die fünfte Zone (die Umgebung) ist in der Abbildung nicht eingezeichnet. Die gepunkteten roten Linien zeigen die im Datensatz gegebenen ATM_FULLL-Verbindungen. Die Plume-Pfade wurden wie erwartet korrekt erkannt. Die zugehörige Text-Ausgabe des Tests ist in Abb. 5.4 wiedergegeben.

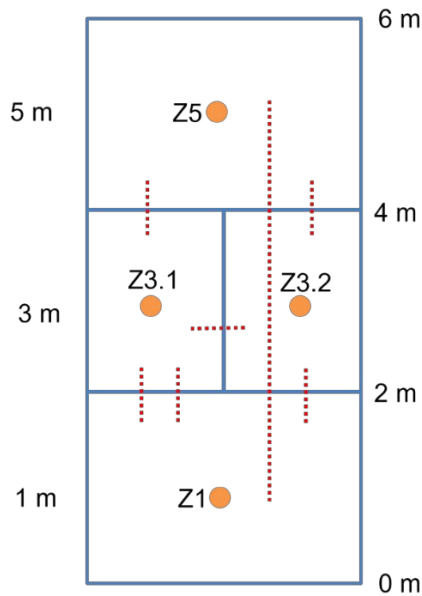


Abb. 5.5 Nodalisierung zum Testen der Plume-Pfad-Erkennung

Der berechnete Temperaturverlauf in der Zone Z1 bei einem anfänglichen Wasserspiegel von 2,5 m und mit Aufheizung in der Zone Z1 ist in Abb. 5.6 dargestellt. In dieser Abbildung ist eine Referenzsimulation ohne Einsatz des Plume-Modells mit einer Rechnung mit dem Plume-Ansatz verglichen. Die Rechnung mit Plume-Ansatz zeigt einen deutlich realistischeren Temperaturverlauf. Details zur Verifikation und weitere Informationen zur Implementierung des Plume-Ansatzes sind in /ILI 23c/ dokumentiert.

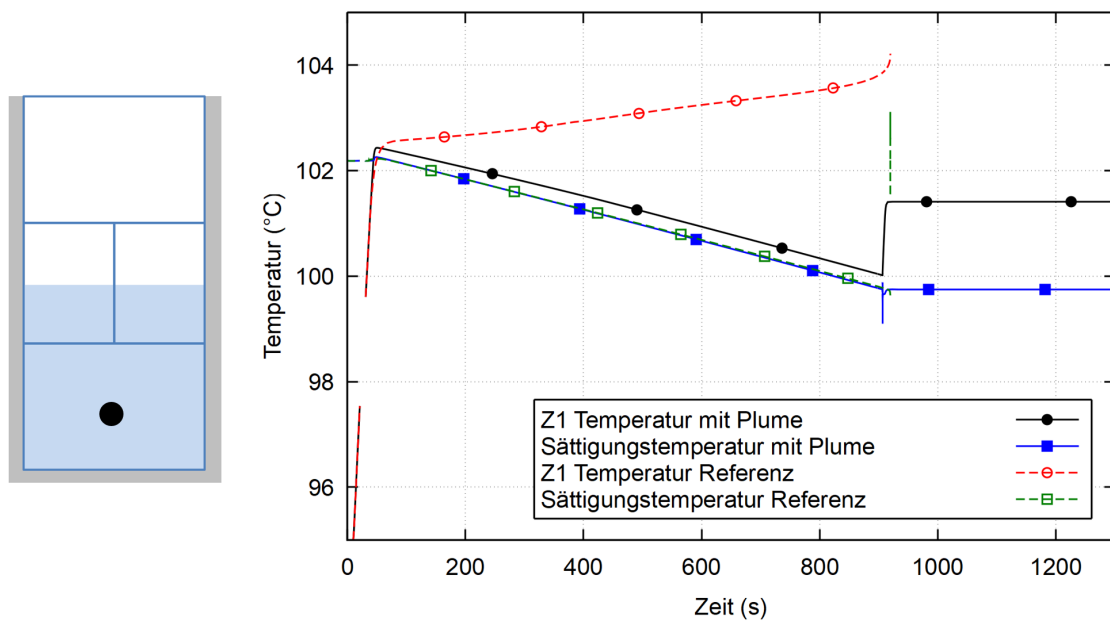


Abb. 5.6 Temperaturverlauf in der flüssigen Phase in der untersten Zone

5.1.4 Fazit

Der implementierte Plume-Ansatz trägt zu einem deutlichen Modellfortschritt im Hinblick auf das mögliche Anwendungsspektrum von COCOSYS bei. Zwar wurde beim entwicklungsnahe Testen beobachtet, dass in Übereinstimmung mit den Modellgleichungen weiterhin noch eine leichte Überhitzung des Wasserinventars einer Zone gegenüber der lokalen Sättigungstemperatur errechnet werden kann (vgl. in Abb. 5.6 die Temperatur in Z1 im Vergleich zur Sättigungstemperatur). In vollständig gefluteten Zonen führt dies jetzt jedoch nicht mehr zu Bedingungen, die zuvor – ohne Verwendung des Plume-Modells – einen Absturz der Rechnung provoziert hatten. Somit ist es nun erstmals möglich, das Aussieden einer großen Wasservorlage, wie beispielsweise in einem für einen kleinen modularen Reaktor (SMR) unterstellten Unfallszenario denkbar, mit COCOSYS auf der Basis einer Unterteilung des Wasserpools in mehrere Zonen robust zu rechnen.

Da der Plume-Ansatz zur vereinfachten Simulation von Dampftransport und -freisetzung mit einem Lumped-Parameter-Code nach Kenntnisstand der Autoren derzeit einzigartig ist, wurde er auf der Konferenz ERMSAR 2024 zusammen mit anderen COCOSYS-Entwicklungen zur Simulation siedender Wasserpools einem Fachpublikum vorgestellt /SPE 24b/. Der Ansatz ist auch in einem zur Veröffentlichung in der Fachzeitschrift *Nuclear Engineering and Design* eingereichten Beitrag beschrieben /SPE 25/.

Eine offene Fragestellung betrifft den in Gl. (5.2) beschriebenen Ansatz für die charakteristischen Zeitspannen, welche in COCOSYS für die Berechnung der in Verdampfung bzw. Plume-Transport abgeführten Wärmeströme (= Überhitzung des jeweiligen Volumens geteilt durch charakteristische Zeitspanne) zugrunde gelegt werden. Diese Zeitspannen sind momentan unabhängig von der in COCOSYS gewählten Integrationszeitschrittweite und können das Entstehen unrealistischer Temperaturpeaks bei beheizten Wasservorlagen provozieren. Dies ist insbesondere bei komplett aussiedender Wasservorlage nicht unproblematisch. Die Problematik ist allerdings nicht Plume-Modell-spezifisch, sondern betrifft auch das in COCOSYS allgemein angewendete Bulk-Verdampfungsmodell, aus welchem der Ansatz für die charakteristischen Zeitspannen stammt. Sie soll im Rahmen eines Nachfolgevorhabens bearbeitet werden.

5.2 Dynamischer Ansatz

Während der Plume-Ansatz das Problem der Dampfblasenbildung und des Dampftransportes letztlich durch verkettete Energiebilanzen emuliert, zielt der dynamische Ansatz auf eine tatsächliche lokale Erzeugung von Dampf in gefüllten Zonen und den Abtransport des Dampfes über COCOSYS-Verbindungen ab. Dampferzeugung, -transport und -freisetzung werden durch die Differentialgleichungen der COCOSYS-Zonen und -Verbindungen beschrieben und unterliegen der Zeitintegration – es handelt sich also um eine *dynamische* Modellierung (daher der Name des Ansatzes) mit deutlich höherer Komplexität und höheren Anforderungen an die numerische Robustheit als das Plume-Modell.

5.2.1 Konzept und Arbeitsplan

Für die Modellentwicklungen zum sogenannten dynamischen Ansatz für die Simulation von Dampf in der flüssigen Phase wurde zunächst ein Konzept mit Arbeitsplan aufgestellt /SPE 24c/.

Entsprechend dem Konzept wurde der vorgesehene Anwendungsbereich des dynamischen Ansatzes auf Bedingungen eingegrenzt, in denen keine Notwendigkeit zur Auswertung von Strömungsbildkarten indiziert ist; qualitativ sind damit Bedingungen gemeint, in denen der lokale Volumendampfgehalt niedrig ist. Das Verhalten der flüssigen Phase inklusive des Dampfes sollte – auch im Hinblick auf Kontaktflächen zu Strukturen – durch einen Lumped-Parameter-Ansatz (homogene mittlere Dichte im Zonenvolumen) beschrieben werden können. Des Weiteren wurde die Entwicklung auf das generische Zonenmodell NONEQUILIB und das Verbindungsmodell ATM_FULL beschränkt, da dies die geeignetsten Modelle für die Wasserpoolsimulation sind.

Gemäß Arbeitsplan wurden thermische und mechanische Wechselwirkungen zwischen Dampf- und Wasserphase bei der Implementierung zunächst vernachlässigt sowie eine konstante Blasengröße und druckunabhängige Stoffwerte angenommen. Es war vorgesehen, diese Vereinfachungen im Laufe der Entwicklung schrittweise durch realistische Modelle zu ersetzen.

Der Arbeitsplan zur Konzeptumsetzung sieht die im Folgenden aufgelisteten Schritte vor. Das Erreichen wichtiger Zwischenziele wird durch Meilensteine markiert; beim Erreichen eines Meilensteins soll der Modellfortschritt überprüft werden.

- Schritt 1 Simulation des Transports einer skalaren Größe „Dampfmasse“ im flüssigen Zonenteil. Dazu ist eine Erweiterung des Verbindungsmodells ATM_FULL für den Transport der zusätzlichen Komponente „Dampf“ nötig.
- Schritt 2 Simulation einer Aufwärtsbewegung von Dampf unabhängig von der Wasserbewegung. Die Aufwärtsbewegung von Blasen in der flüssigen Phase soll mit einem Auftriebsmodell berechnet werden.

Meilenstein 1

- Schritt 3 Erzeugung der skalaren Größe Dampf an heißen Strukturen. Für die Komponente Dampf im flüssigen Zonenteil sind entsprechende Quellterme in der Massenbilanz anzulegen.

Meilenstein 2

- Schritt 4 Berücksichtigung der Komponente Dampf bei der Berechnung der Gemischdichte im FLUID-Zonenteil. Die Dichte des flüssigen Zonenteils soll unter Einbezug des Dampfgehaltes an zentraler Stelle im Code berechnet und als zentrale Größe bereitgestellt werden. Diese Größe soll in den Modellen für die Massenstromberechnung in ATM_FULL-Verbindungen sowie auch für Vorgänge an Strukturen, insbesondere Wärmeübergänge, verwendet werden.
- Schritt 5 Einführung eines Temperaturfeldes für den Dampf. In diesem Schritt soll die Temperatur des Dampfes im Wasser eingeführt werden. In der Gleichung für die Energiebilanz dieses Dampfes müssen Quellen in den Zonen modelliert werden, in denen Verdampfung stattfindet, sowie Quellen bei zugeführtem Dampfmassenstrom von Nachbarzonen berücksichtigt werden. Es ergeben sich Senken für abgeführte Dampfmassenströme.
- Schritt 6 Volumen Kondensation von Dampf innerhalb des flüssigen Zonenteils. Hier soll die Berechnung der Kondensation von Dampf (Übertragung eines Kondensationsmassenstroms und der damit verbundenen Enthalpie) in die Wasserkomponente des Zonenteils berechnet werden. Die Dichte der flüssigen Phase nimmt dort zu, und das Wasser ändert seine Temperatur.

Meilenstein 3

- Schritt 7 Kondensation von Dampf an kalten Strukturen im Wasser.

Meilenstein 4

Schritt 8 Weitere Arbeitsschritte: Anbindung an andere technische Vorgänge von Einspeisungen in bzw. Entnahmen aus Wasservorlagen, Modellierung eines Phasenschlupfes zwischen Dampf und Wasser u. a.

5.2.2 Umsetzung und Verifikation

Mit der Umsetzung des Konzeptes wurde gemäß o. g. Arbeitsplan schrittweise verfahren, um eventuell damit aufgeworfene technische Fragestellungen, auch im Hinblick auf mögliche Seiteneffekte, einzugrenzen und um jeweils konkrete Fortschritte in der Simulationstechnik zu erzielen, die klar bewertet werden können. Die Schritte wurden bis zum Erreichen des Meilensteins 2 erfolgreich durchgeführt.

5.2.2.1 Schritt 1: Erweiterungen im ATM_FULL-Verbindungsmodell für den Transport von im Wasser gelösten Gasen und Wasserdampf

Die Implementierung von ATM_FULL-Verbindungen wurde erweitert, sodass mit dem flüssigen Wasser auch gelöste Gase und Dampf, welcher sich in der flüssigen Phase einer Zone befindet, mittransportiert werden. Die Berechnung von Massenstromdichten innerhalb der ATM_FULL-Verbindungen wurde entsprechend erweitert. Ferner wurden Berechnungsvorschriften so modifiziert, dass die Variablen für Gasmassen im flüssigen Teil einer Nicht-Gleichgewichts-Zone von einem auf den nächsten Zeitschritt aktualisiert werden. Um die numerische Stabilität zu verbessern, wurde die Reihenfolge der Berechnung der Differentialgleichungen für Nicht-Gleichgewichts-Zonen optimiert. Relevante Ausgaben wurden erweitert.

Die neue Implementierung wurde anhand eines einfachen Beispiel-Datensatzes mit zwei Zonen verifiziert, vgl. Abb. 5.7. Die Verifikation zeigt, dass Wasserdampf mit der Strömung von flüssigem Wasser mittransportiert wird. Weitere Informationen zur Implementierung sowie deren Verifikation wurden in /ILI 24a/ dokumentiert.

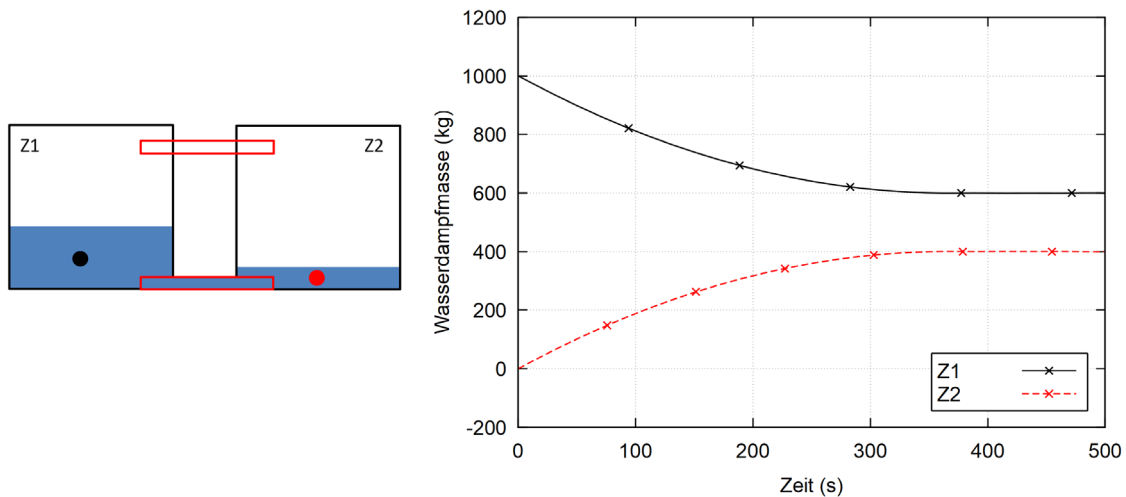


Abb. 5.7 Zeitverlauf der Wasserdampfmassen in den flüssigen Phasen der Zonen Z1 und Z2

5.2.2.2 Schritt 2: Aufwärtsbewegung von Wasserdampfblasen

Auch in einem ruhenden Wasserpool können Dampfblasen aufgrund von Dichteunterschieden aufwärts strömen. Für die Aufwärtsbewegung von Wasserdampfblasen wurde das folgende Berechnungsverfahren in COCOSYS implementiert:

1. Basierend auf der Masse des Wasserdampfs im flüssigen Wasser einer Nicht-Gleichgewichts-Zone wird das gesamte Volumen der Wasserdampfblasen berechnet.
2. Aus diesem Dampfvolmen wird die durchschnittliche Blasengröße bzw. der durchschnittliche Blasendurchmesser berechnet (Beschreibung der dieser Berechnung zugrundeliegenden Annahmen untenstehend).
3. Basierend auf dem durchschnittlichen Blasendurchmesser in einer Zone wird gemäß einer Korrelation aus /PAR 17/ die mittlere Endgeschwindigkeit der aufsteigenden Blasen berechnet.
4. Für diese Blasen-Endgeschwindigkeit wird eine zugehörige Massenstromdichte des Wasserdampfes berechnet.

Bei voll gefluteten Zonen wird dieses Verfahren verwendet, um die Massenstromdichte durch senkrechte ATM_FULL-Verbindungen zu berechnen. Bei Zonen, in denen eine Gas-Phase präsent ist (und ein freier Wasserspiegel existiert), wird dieses Verfahren verwendet, um die Wasserdampffreisetzung in die Atmosphäre zu berechnen.

Bei der Berechnung des durchschnittlichen Blasendurchmessers werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Der im Wasser gelöste Wasserdampf befindet sich auf Sättigungsdruck.
- Es befinden sich zu jeder Zeit $5 \cdot 10^9$ Wasserdampfblasen in 1 m^3 flüssigem Wasser. Diese Annahme wurde aus dem in ATHLET verwendeten Verdampfungsmodell, welches auf den Arbeiten von Sideman, Plesset und Zwick basiert, übernommen (vgl. den Default-Wert für die Variable ZB unter CW EVAPORATE in /SCH 24b/).
- Für die Berechnung des durchschnittlichen Blasendurchmessers ist die Anzahl von Wasserdampfblasen eine reelle Zahl. Für diese Berechnung ist es also z. B. möglich, dass in einer Zone 5,8 Blasen existieren.
- Es existiert mindestens eine Wasserdampfblase pro Zone.
- Der durchschnittliche Blasendurchmesser ist nicht kleiner als 10^{-4} m .
- Die Wasserdampfblasen sind zu jeder Zeit in jeder Zone homogen verteilt.
- Alle Blasen strömen mit der Blasen-Endgeschwindigkeit.
- Der Massentransport von Wasserdampfblasen erfolgt ohne Energietransport.
- Reibung zwischen Wasserdampfblasen und flüssigem Wasser wurde vernachlässigt.

Es sind weitere Entwicklungsschritte notwendig, um die Modellierung zu verfeinern und das Verhalten von Wasserdampfblasen realistisch zu simulieren. Die im Rahmen von RS1604 geschaffene Implementierung dient dazu, ein erstes Modell in COCOSYS für das dynamische Verhalten von Wasserdampf unterhalb der Wasseroberfläche zu schaffen.

Die durchgeführten Entwicklungsschritte zur Aufwärtsbewegung von Wasserdampfblasen wurden anhand eines kleinen Beispiels mit zwei Zonen verifiziert, vgl. Abb. 5.8. Weitere Informationen zur Modellierung, Implementierung und Verifikation stehen in /ILI 24a/ zur Verfügung.

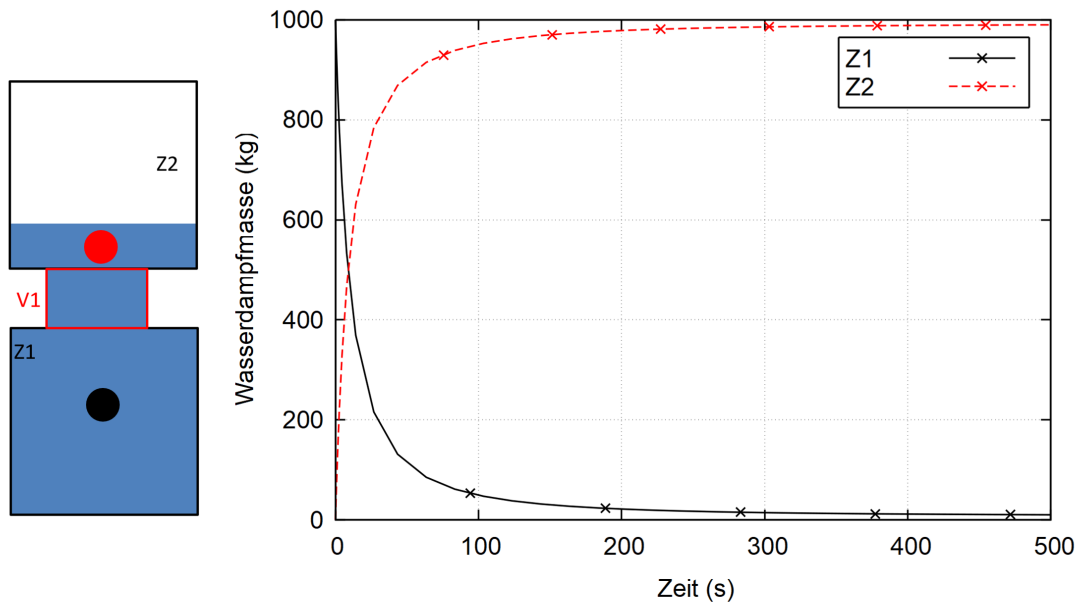


Abb. 5.8 Zeitverlauf der Wasserdampfmassen in den flüssigen Phasen der Zonen Z1 und Z2

Man beachte: Während der Dampf in Abb. 5.7 mit der Wasserströmung transportiert wird, bewegen sich die Dampfblasen hier durch eine ruhende Wasservorlage.

Zusätzlich zu der beschriebenen Implementierung wurden Untersuchungen zu Modellen für die effektive Blasengröße durchgeführt. Da die Bedingungen für die Modellbildung aufgrund der Beteiligung möglicher verschiedenster Kräfte auf die Blasen komplex sind und die beteiligten Unsicherheiten entsprechend groß, wurde als mögliche Grundlage für ein Modell zur Bestimmung der Blasengröße eine Kennzahl betrachtet, die den Auftrieb in Relation zu der Oberflächenspannung setzt. Dies ist in der Literatur eine erste beste Näherung an die Blasengröße in einem ruhenden Pool (siehe z. B. die Diskussion zur charakteristischen Blasengröße in einer Schmelze unter MCC1-Bedingungen /FOI 95/). Es wurden entsprechende Untersuchungen zum Einfluss dieses Ansatzes in einer Variationsrechnung durchgeführt. Die Variationsrechnung zeigte zu Beginn bei größerem Dampfgehalt zunächst ein langsames Ausgasen und bei kleinerem Dampfgehalt ein schnelleres Ausgasen als die durchgeführte Implementierung. Dabei ergaben sich aber allgemein nur geringe Unterschiede im Vergleich zu dem ersten, hier implementierten Ansatz, der eine fixe Blasenzahl annimmt.

5.2.2.3 Meilenstein 1

Mit den in Abschnitt 5.2.2.1 und 5.2.2.2 beschriebenen Implementierungen wurde ein signifikanter Fortschritt erzielt und Meilenstein 1 im Arbeitskonzept /SPE 24c/ erreicht.

Der Modellfortschritt wurde anhand von Testfällen in zwei Geometrien untersucht: Test a) zu Meilenstein 1 mit zwei nebeneinanderstehenden Zonen, Abb. 5.9, und Test b) zu Meilenstein 1 mit zwei aufeinander stehenden Zonen, Abb. 5.10. Ausgewählte Simulationsergebnisse für diese zwei Test-Geometrien sind in den Abb. 5.11 und Abb. 5.12 dargestellt. Dort sind die Wasserdampfmassen innerhalb der flüssigen Teile der Zonen Z1 und Z2 visualisiert. Die Wasserdampfblasen im flüssigen Wasser verhalten sich wie erwartet: Sie werden mit dem flüssigen Wasser mittransportiert, erfahren einen aufwärts gerichteten Transport und werden am Gemischspiegel in die Atmosphäre freigesetzt. Weitere Information zum Erreichen des Meilensteins 1 sind in /ILI 24a/ dokumentiert.

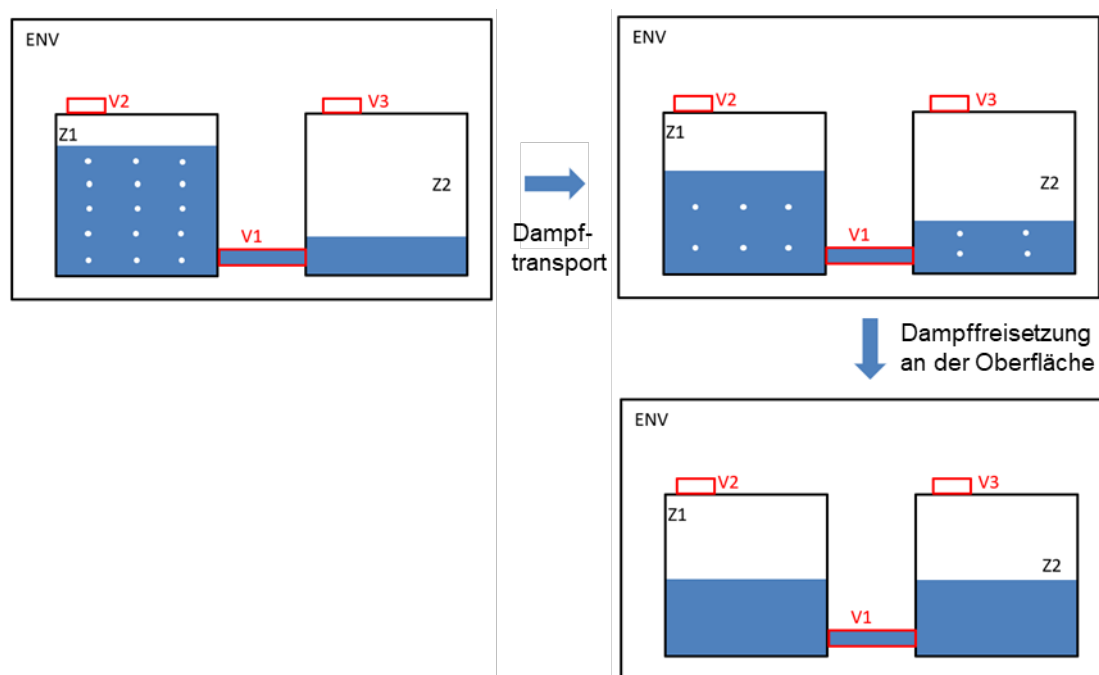


Abb. 5.9 Geometrie für Test a) zu Meilenstein 1

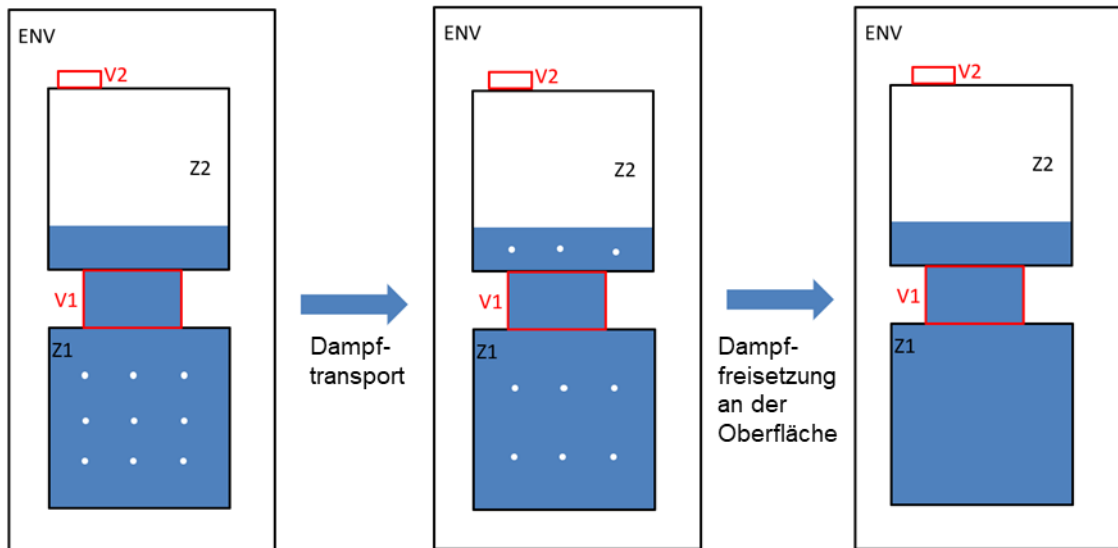


Abb. 5.10 Geometrie für Test b) zu Meilenstein 1

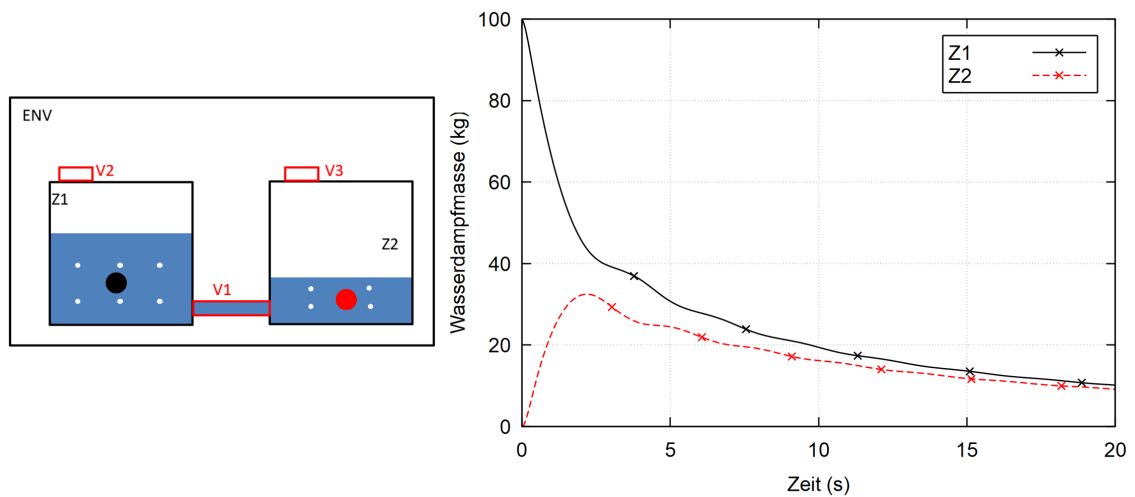


Abb. 5.11 Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen Z1 und Z2.
Test a) zu Meilenstein 1

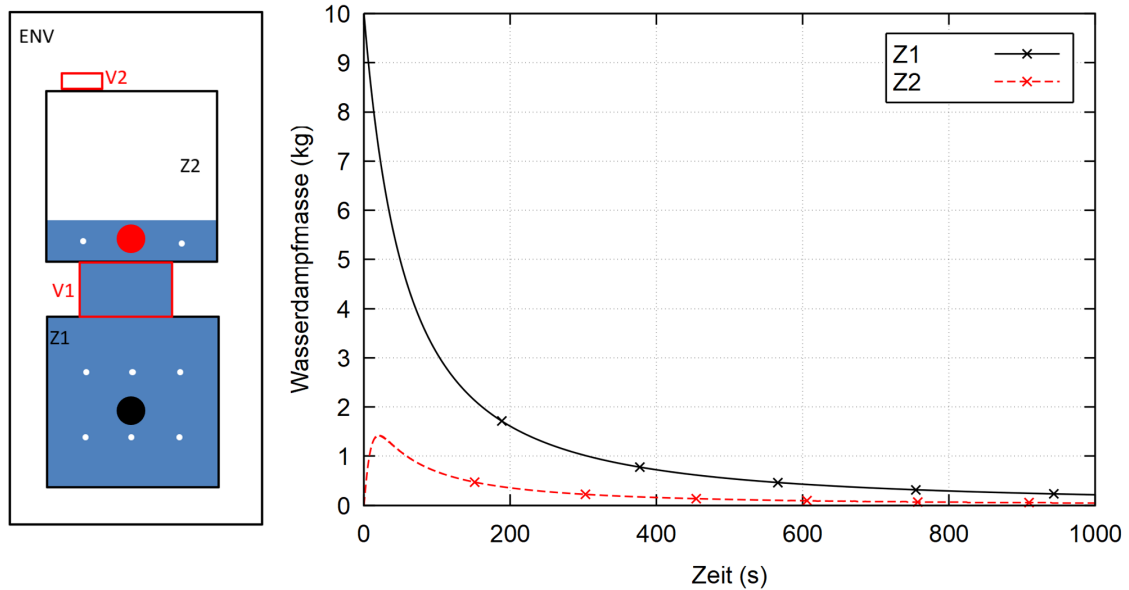


Abb. 5.12 Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen Z1 und Z2.
Test b) zu Meilenstein 1

5.2.2.4 Schritt 3: Lokale Dampferzeugung an heißen Strukturen

Beim Wärmeübergang von einer heißen Struktur an Wasser wird in COCOSYS zwischen fünf Modi unterschieden: Freie Konvektion, Blasensieden, Filmsieden und zwei Übergangsmodi, vgl. Abb. 3.7. Bei drei dieser Modi kann flüssiges Wasser direkt an der Oberfläche der Struktur verdampfen, siehe Abb. 5.13.

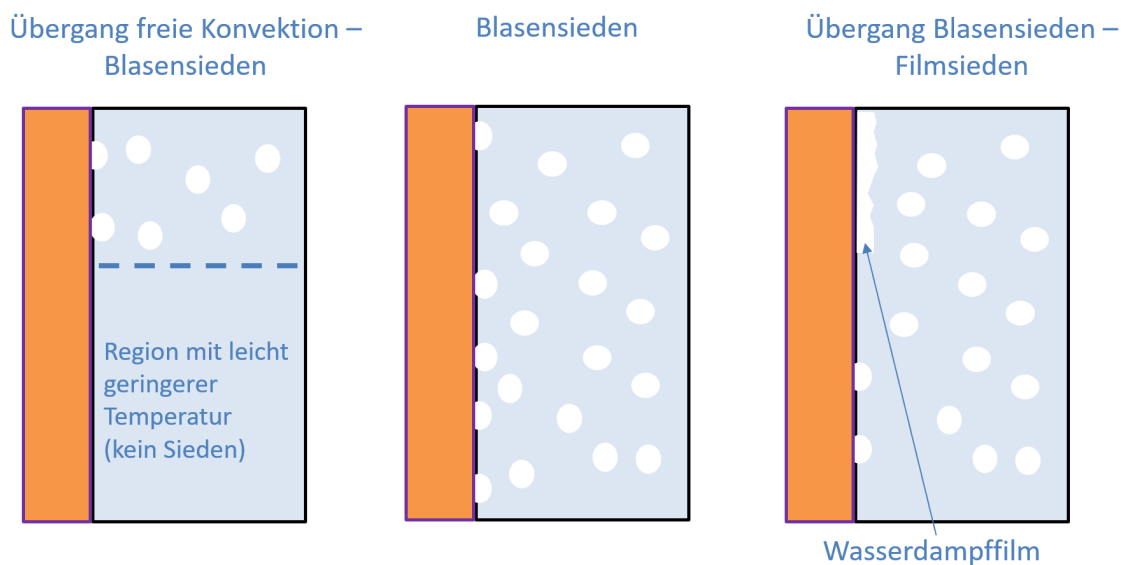


Abb. 5.13 Verschiedene Wärmeübergangsmodi in COCOSYS mit Sieden. Heiße Struktur (orange) und geflutete Zone (hellblau)

Für diese drei Siede-Modi wurde in COCOSYS ein Modell zur direkten Dampferzeugung an heißen Strukturen implementiert. Der Anteil des Wärmestroms, welcher zur Direktverdampfung führt (und nicht zur Aufheizung des Wassers in der angrenzenden Zone) wird programmintern durch einen sogenannten Wärmestrom-Koeffizienten F_{boil} festgelegt. Zur Ermittlung dieses Wärmestrom-Koeffizienten wird eine stückweise lineare Funktion so angesetzt, dass bei steigender überschüssiger Wärme der angenommene Anteil für Verdampfung während des Übergangs zwischen freier Konvektion und Blasen-sieden ($\Delta T_{ONB} \leq \Delta T_{WUE} < \Delta T_{BS}$) von 0 auf den maximalen Wert F_{boil}^{max} steigt, vgl. Abb. 5.14. Während des Blasensiedens ($\Delta T_{BS} \leq \Delta T_{WUE} < \Delta T_{DNB}$) wird ein konstanter Wert für den Wärmestrom-Koeffizienten angenommen. Mit noch weiter steigender überschüssiger Wärme $\Delta T_{DNB} \leq \Delta T_{WUE} \leq \Delta T_{Leidenfrost}$ sinkt der Koeffizient linear bis auf 0 am Leidenfrost-Punkt.

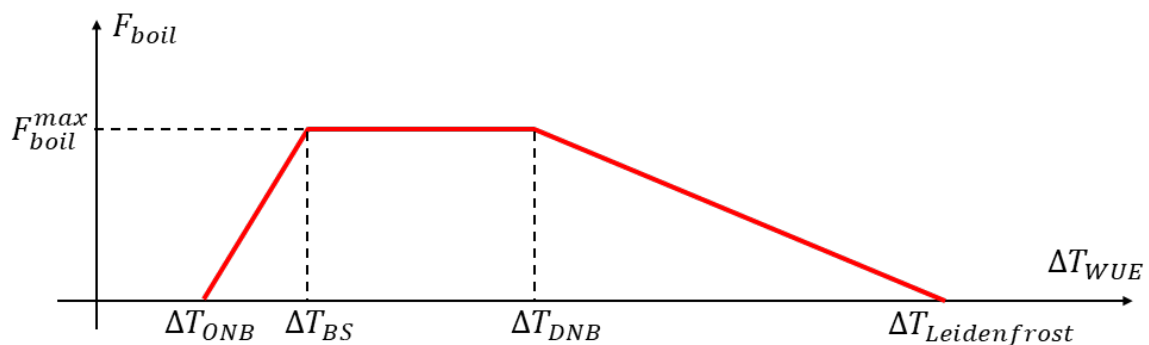


Abb. 5.14 Abhängigkeit des Wärmestrom-Koeffizienten F_{boil} von der Wandüberhitzung ΔT_{WUE}

Dieses neue Modell für direkte Dampferzeugung an heißen Strukturen ist optional und kann im COCOSYS-Eingabedatensatz ein- bzw. ausgeschaltet werden. Der Maximalwert des Wärmestrom-Koeffizienten, F_{boil}^{max} , wird vom Anwender ebenfalls im COCOSYS-Eingabedatensatz definiert. Details zur Modellimplementierung sind in /ILI 25/ dokumentiert.

Die durchgeführten Änderungen berücksichtigen nicht eine mögliche Direktverdampfung während des Filmsiedens an der Kontaktstelle zwischen Wasserdampffilm und flüssigem Wasser. Falls zukünftig der dynamische Ansatz für eine Verbesserung aufgegriffen werden sollte, ist eine Erweiterung der direkten Dampferzeugung für das Filmsieden zu ergänzen.

5.2.2.5 Meilenstein 2

Mit Abschluss des gerade beschriebenen Arbeitsschrittes wurde Meilenstein 2 gemäß /SPE 24c/ erreicht. Der Modellfortschritt wurde anhand eines Rechenfalls mit Wasserpool und heizender Struktur untersucht, vgl. Abb. 5.15. Der Wasserpool in dieser Geometrie wurde in vier COCOSYS-Zonen unterteilt, vgl. Abb. 5.16. Für eine vollständige Simulation wurde zusätzlich eine Umgebungszone (ENV in der Abbildung) sowie eine Zone für das Setzen der Randbedingungen an der Struktur S1 (TMP_Z) verwendet. Die Struktur S1 wurde auf der linken Seite aufgeheizt.

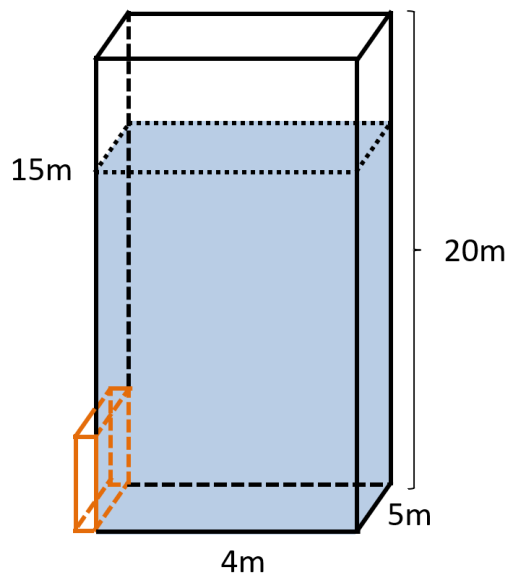


Abb. 5.15 Geometrie des Rechenfalls zu Meilenstein 2: Wasserpool und heizende Struktur

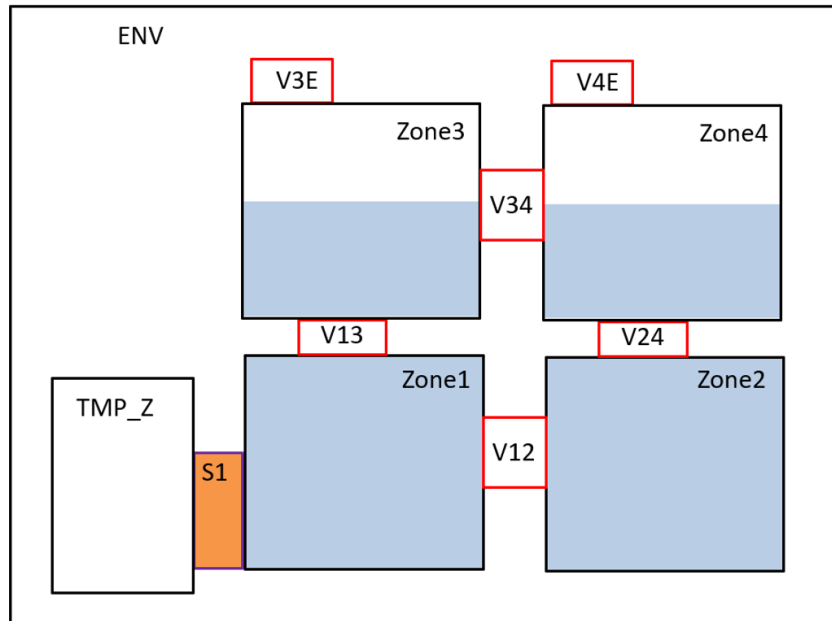


Abb. 5.16 Meilenstein 2: Nodalisierung von Wasserpool und Umgebung. V12 etc. sind ATM_FULL-Verbindungen

Ausgewählte Ergebnisse der COCOSYS-Simulation mit dieser Nodalisierung sind in Abb. 5.17 dargestellt. Zu Beginn der Simulation ist der Wasserpool kalt und es befindet sich kein Wasserdampf im Pool. Mit steigender Strukturtemperatur heizt sich der Pool auf und es wird Wasserdampf in Zone 1 erzeugt. Dieser Wasserdampf verteilt sich über die ATM_FULL-Verbindungen in alle Zonen, die eine flüssige Phase aufweisen. Die Konzentration von Wasserdampf ist am höchsten in Zone 1, geringer in der darüberstehenden Zone 3 und noch kleiner in den zwei nebenstehenden Zonen 2 und 4. Die Wasserdampferzeugung lässt nach, sobald die Struktur ab ca. 900 s nicht mehr signifikant aufgeheizt wird. Der gesamte produzierte Wasserdampf wird im weiteren Simulationsverlauf in die Atmosphäre freigesetzt. Dieses Verhalten entspricht den Erwartungen an die Implementierung.

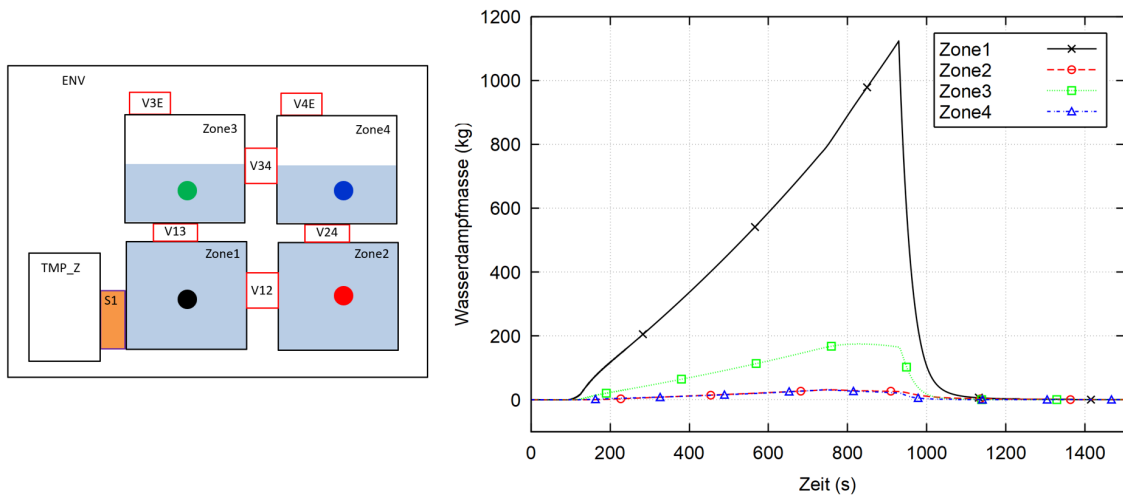


Abb. 5.17 Meilenstein 2: Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen 1 bis 4 mit dem neuen Modell für Dampferzeugung an heißen Strukturen

5.2.2.6 Weitere Arbeiten und Erkenntnisse

Der in Abschnitt 5.2.1 beschriebene Arbeitsplan beinhaltet weitere Arbeitsschritte (Schritt 4 bis Schritt 8), welche im Rahmen des Vorhabens RS1604 mit den verfügbaren Ressourcen nicht mehr durchgeführt werden konnten. Bereits für den Abschluss der Schritte 1 bis 3 war ein erheblicher Arbeitsaufwand notwendig, da grundlegende Modifikationen in den COCOSYS-Bilanzgleichungen und Netzwerkmodellen vorgenommen werden mussten, um den Code grundsätzlich zur dynamischen Berechnung von Dampferzeugung und -transport unter Wasser zu ertüchtigen. Dabei können die hier vorgenommenen Verbesserungen auch unabhängig von einem dynamischen Transportmodell verwendet werden.

Zur Umsetzung der weiteren Arbeitsschritte bis hin zum funktionstüchtigen, stabilen Modell wird aufgrund der gemachten Erfahrungen ein vielfach größerer Arbeits- und Zeitaufwand erwartet, da auch hierfür grundlegende Modellüberarbeitungen notwendig wären – zusammen mit einer Vielzahl an Regressionstests, mit welchen geprüft werden müsste, dass die Modellüberarbeitungen keine unbeabsichtigte Verschlechterung des bestehenden Codes zur Folge haben.

Auf der anderen Seite scheint das in Abschnitt 5.1 beschriebene Plume-Modell den Dampftransport hinreichend genau abzubilden; außerdem passt es konzeptionell besser in die bestehende COCOSYS-Modelllandschaft (z. B. mussten für seine Einführung keine grundlegenden Änderungen an den Bilanzgleichungen vorgenommen werden). Aus diesem Grund sollen sich die weiteren Entwicklungsarbeiten zum Dampftransport in

COCOSYS auf eine Erweiterung des Plume-Modells konzentrieren. Für den Fall, dass die Arbeiten zum dynamischen Modell in der Zukunft wieder aufgenommen werden sollen, wurden Konzept, Arbeitsplan sowie Stand der Arbeiten in Form einer Technischen Notiz dokumentiert /SPE 24c/.

5.2.3 Fazit

Mit den durchgeführten Arbeiten zum dynamischen Ansatz wurde COCOSYS grundsätzlich dazu ertüchtigt, die direkte Erzeugung von Dampf in gefluteten Zonen, den Auftrieb und Abtransport des Dampfes über ATM_FULL-Verbindungen und die Freisetzung der Dampfblasen an der Wasseroberfläche zu berechnen. Zu einer *realistischen* Simulation der Phänomene in einem lokal siedenden Wasserpool eignet sich das Modell im derzeitigen Stand jedoch nicht, da die im Arbeitsplan aufgelisteten Entwicklungsschritte nicht vollständig umgesetzt wurden und somit viele Phänomene nicht oder nur stark vereinfacht modelliert sind – beispielsweise berücksichtigt die in Abschnitt 5.2.2.5 beschriebene Simulation keine Kondensation der Dampfblasen in der Wasservorlage.

Da für die Weiterentwicklung des dynamischen Ansatzes bis zum Erreichen einer echten Einsatzfähigkeit des Modells mit erheblichem Aufwand zu rechnen ist und gleichzeitig das deutlich simplere Plume-Modell in der Lage zu sein scheint, den Dampfblasenaufstieg hinreichend gut abzubilden, sollen sich weitere Entwicklungsarbeiten – zumindest kurz- und mittelfristig – auf eine Erweiterung des Plume-Modells konzentrieren; eine Weiterverfolgung des dynamischen Ansatzes hat derzeit keine Priorität.

6 **Arbeitspaket 4: Validierung und CI-Integration**

Den GRS-internen Prozessen entsprechend /GRS 24/ ist die Zielsetzung der Validierungsarbeiten, die Leistungsfähigkeit der im Rahmen von AP1 bis AP3 implementierten und verifizierten Modellverbesserungen im Kontext von Anwendungsrechnungen zu überprüfen, um diese schließlich in Release-Versionen von AC² zur Verfügung zu stellen. Die Validierungsrechnungen wurden begleitend zur Entwicklung und Verifizierung durchgeführt, um Rückflüsse zeitnah verwerten zu können.

6.1 **Auswahl geeigneter Experimente**

Der Hintergrund des Vorhabens ist es, das Anwendungsspektrum von AC² neuen Sicherheitskonzepten zur Nachzerfallswärmeabfuhr entsprechend für die Wärmeübertragung an Wasserpools zu erweitern. Die Wärmeübertragung von einer heißen Containmentwand oder einem passiven Wärmetauscher erfolgt im Einsatzfall zunächst durch freie Konvektion. Sobald eine gewisse Überhitzung der Strukturoberfläche gegenüber Siedetemperatur erreicht ist, findet ein Wechsel des Wärmeübertragungsregimes zum Blasensieden statt. Charakteristisch insbesondere für die Containmentaußenkühlung ist die große vertikale Dimension der wärmeübertragenden Strukturen (Größenordnung ca. 10 m). Nur wenn alle verfügbaren Modelle beim Durchgang durch die verschiedenen Wärmeübertragungsregimes für diese Charakteristik geeignet sind, kann die Nachwärmeabfuhr realistisch beschrieben werden.

Vor diesem Hintergrund wurden folgende Experimente für die Validierung des erweiterten Modellstands in AC² ausgewählt:

- THAI SMR-2 in der THAI+-Versuchsanlage /FRE 23/
Dieser Versuch ist dem Konzept der Containmentaußenkühlung gewidmet; das untersuchte Phänomen ist der Wärmeübergang bei freier Konvektion.
- PKL SACO P1.1 im PKL-Versuchsstand /FRA 20/
In diesem Versuch wird die passive Nachzerfallswärmeabfuhr durch einen Notkondensator untersucht. Der poolseitige Wärmetransport erfolgt überwiegend durch Blasensieden.

Die beiden Versuche erwiesen sich als grundsätzlich geeignet für die in RS1604 durchzuführenden Validierungsarbeiten, da sie sowohl wichtige Nachwärmeabfuhrkonzepte als auch die eingangs genannten zentralen Wärmetransportmechanismen behandeln.

Zudem weisen die eingesetzten Wärmetauscher große vertikale Dimensionen auf: Der Containmentsimulator (CS) in den SMR-Versuchen in der THAI+-Anlage ist 9 m hoch und das Wärmetauscherrohrbündel in den SACO-Versuchen hat eine Höhe von ca. 5,5 m. Ein weiterer bei der Versuchsauswahl zu berücksichtigender Aspekt war die Verfügbarkeit von Daten für die Definition der nötigen Simulationsrandbedingungen sowie die Verwertbarkeit der Messergebnisse für den Vergleich Experiment vs. Simulation. In beiden Fällen (THAI SMR und PKL SACO) gab es in der GRS schon vorlaufende Erfahrungen mit ATHLET-Rechnungen, einerseits zum Versuch SMR-2 im Projekt VASiL (RS1585A), sodass dieser Versuch sich für eine COCOSYS-Nachrechnung anbot, andererseits zu den Versuchen P1.1 und P1.2 in der PKL-SACO-Anlage. Im Versuch P1.1 wurden gewisse Parameter wie der Füllstand des Wassers im SACO-Pool zeitweilig konstant gehalten, was als wünschenswert für eine Nachrechnung angesehen wurde, da störende Effekte durch transiente Bedingungen ausgeschlossen werden können. Im Versuch P1.2 gab es zwar ebenfalls Abschnitte während der Versuchszeit, in denen der Wasserstand im SACO-Pool zeitweilig konstant war, allerdings wurde in diesen Abschnitten die Poolaufheizung durch den Wärmetauscher nicht kontinuierlich bis zur Sättigungstemperatur betrieben. Aus diesem Grund wurde der Versuch P1.1 ausgewählt.

6.2 THAI+-Versuchsanlage, Experiment THAI SMR-2

In manchen SMR-Konzepten ist vorgesehen, dass sich das Containment untergetaucht in einem Wasserpool befindet. Der Wasserpool dient hierbei als ultimative Wärmesenke für die passive Nachzerfallswärmeabfuhr. Ein Teil der Wärmeabfuhr erfolgt durch freie Konvektion. Der Wasserpool kann eine Tiefe von bis zu ca. 20 m aufweisen. Dabei findet freie Konvektion an hohen senkrechten Strukturen bei sehr großen Rayleigh-Zahlen bis zu ca. 10^{16} statt. Die im AC²-Rechenprogramm verwendeten Korrelationen für freie Konvektion wurden bisher nur für Rayleigh-Zahlen bis zu 10^{12} validiert. Die Versuchsreihe THAI SMR im Projekt THAI-VII (Förderkennzeichen 1501630) zielte darauf ab, Rayleigh-Zahlen bis zu ca. $5 \cdot 10^{14}$ zu erreichen /DIE 24/. Anhand eines Vergleichs mit dem ausgewählten Versuch SMR-2 aus der Serie THAI SMR sollte die Übertragbarkeit, der bisher in ATHLET und COCOSYS verwendeten Korrelationen für freie Konvektion auf höhere Rayleigh-Zahlen untersucht werden.

6.2.1 Anlagen und Versuchsbeschreibung

6.2.1.1 THAI+-Anlage

Die THAI+-Anlage /FRE 20/ wird von Becker Technologies GmbH zur Studie der Thermo- und Fluidhydraulik, des Spaltprodukt- und Wasserstoffverhaltens sowie der (Iod-)Chemie in Reaktorcontainments betrieben. Die in den Experimenten gewonnenen Erkenntnisse und Daten werden zur Validierung von Lumped-Parameter- und CFD-Codes genutzt und unterstützen somit die Sicherheitsbewertung kerntechnischer Anlagen. Im Rahmen eines derzeit laufenden Vorhabens mit dem Förderkennzeichen 1501680 findet ein Umzug (mit anschließender Erweiterung und Wiederinbetriebnahme) der THAI+-Anlage von Eschborn nach Hochheim statt. Bei der im Folgenden kurz beschriebenen Versuchseinrichtung handelt es sich um die „alte“ Anlage vom Standort Eschborn.

Die THAI+-Anlage besteht aus dem TTV-Behälter (engl. **THAI Test Vessel**) und dem PAD-Behälter (engl. **Parallel Attachable Drum**), Abb. 6.1 THAI+-Versuchsanlage. TTV-Behälter (in der Abbildung links) und PAD-Behälter (in der Abbildung rechts). Modifikation einer Abbildung aus /FRE 23/. Für den Versuch THAI SMR-2 wurde nur der PAD-Behälter verwendet; die unteren und oberen Verbindungsrohre zwischen den Behältern wurden demontiert /FRE 23/.

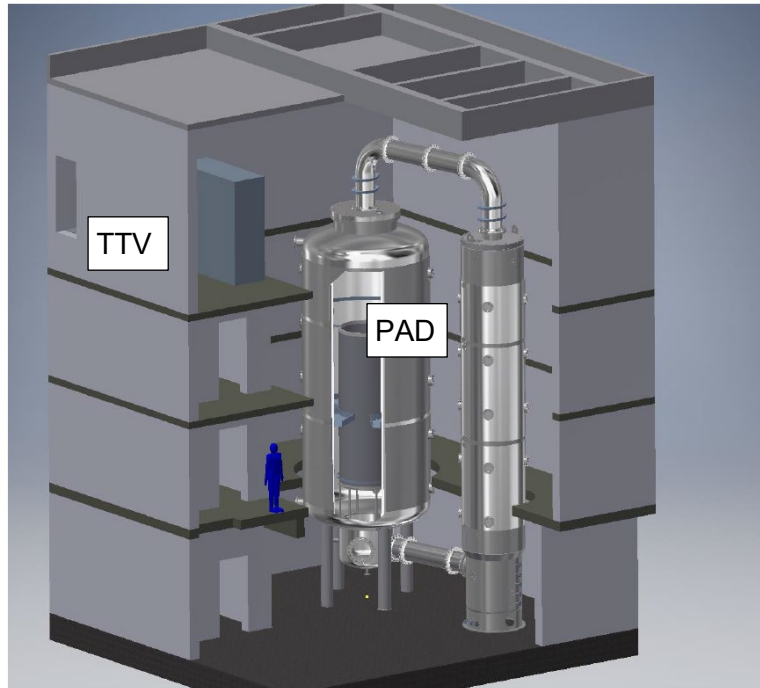


Abb. 6.1 THAI+-Versuchsanlage. TTV-Behälter (in der Abbildung links) und PAD-Behälter (in der Abbildung rechts). Modifikation einer Abbildung aus /FRE 23/

Innerhalb des PAD-Behälters wurde ein kleinerer Behälter installiert, der das Containment eines SMR mit Außenkühlung simuliert – der **Containment-Simulator (CS)**, siehe Abb. 6.2 Mit Wasser gefüllter PAD-Behälter mit dem installierten Containment-Simulator (grau markiert) (links). Seitenansicht des CS (mittig) und Querschnittsansicht des CS (rechts). Abbildung aus /FRE 23/. Der CS ist von oben mit einer Rohrleitung an einen Dampferzeuger angeschlossen, sodass Wasserdampf in den Innenraum des CS eingespeist werden kann. Über Wärmeleitung werden hohe Temperaturen an der Außenfläche des CS im Kontakt mit Wasser erreicht und eine freie Konvektion kann stattfinden. Die detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus, der Messinstrumentierung und der Analyse der gemessenen experimentelle Werte sind in /FRE 23/ dokumentiert.

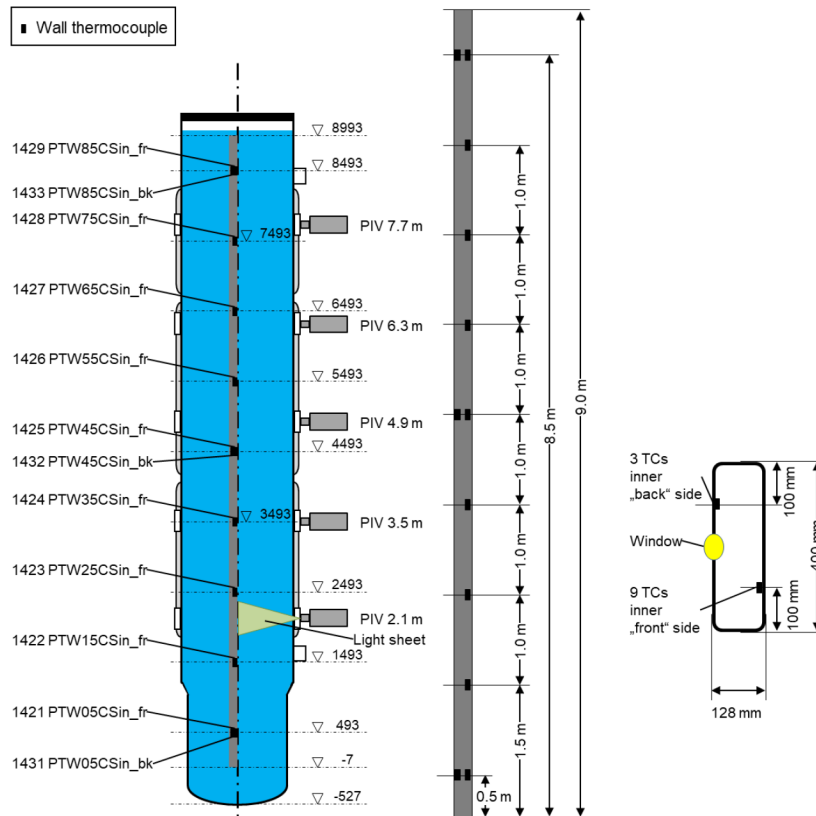


Abb. 6.2 Mit Wasser gefüllter PAD-Behälter mit dem installierten Containment-Simulator (grau markiert) (links). Seitenansicht des CS (mittig) und Querschnittsansicht des CS (rechts). Abbildung aus /FRE 23/

6.2.1.2 Experiment THAI SMR-2

Die Durchführung des THAI-SMR-2-Experiments /FRE 23/ gliederte sich in zwei Phasen – einer Konditionierungsphase, in welcher die Anfangsbedingungen des Versuchs so eingestellt wurden, dass im PAD ein Zustand vorlag, der demjenigen im Wasserpool des NuScale-Konzepts möglichst gut entspricht, und der daran anschließenden eigentlichen Versuchsphase. In der Konditionierungsphase wurde der PAD vollständig mit Wasser gefüllt und auf 28 °C aufgeheizt. Der CS wurde bis auf einen Druck von 45 mbar evakuiert. Während der Versuchsphase von 0 s bis 2500 s wurde Wasserdampf im Sättigungszustand in den CS eingespeist; der Massenstrom betrug ca. 140 kg/h. Der eingespeiste Dampf kondensierte an den CS-Innenwänden und heizte diese auf. Der aufgeheizte CS übertrug die Wärme an den Wasserpool, was zu einer lokalen Aufheizung (bis zu 37 °C zu Versuchsende) und damit zum Einsetzen von Konvektionsströmungen führte. Außerdem führte die Dampfeinspeisung zu einem Druckanstieg im CS bis auf ca. 0,2 bar zu Versuchsende.

6.2.2 ATHLET-Simulationen

Bereits im VASiL-Vorhaben (RS1585A) wurden Vorausrechnungen des Versuchs THAI SMR-2 mit ATHLET durchgeführt /BUC 23/. Dort sollte die Qualität einer im selben Projekt erstellten Korrelation zur Berechnung des Wärmeübergangs bei freier Konvektion an hohen Wänden im Vergleich zur standardmäßig in ATHLET verwendeten McAdams-Korrelation bewertet werden. Dabei wurden gerechnete und gemessene Temperaturverteilungen im Wasserpool über die Poolhöhe zu verschiedenen Zeiten verglichen. Mit beiden erstellten ATHLET-Varianten (Standard-ATHLET mit McAdams und Entwicklerversion mit der neuen Korrelation) konnte eine im Vergleich zum Experiment nur gering ausgeprägte Temperaturschichtung simuliert werden, da die im ATHLET-Datensatz verwendete Zweikanal-Nodalisation (Abb. 6.3) zu einer zu starken Vermischung des Poolinventars führte.

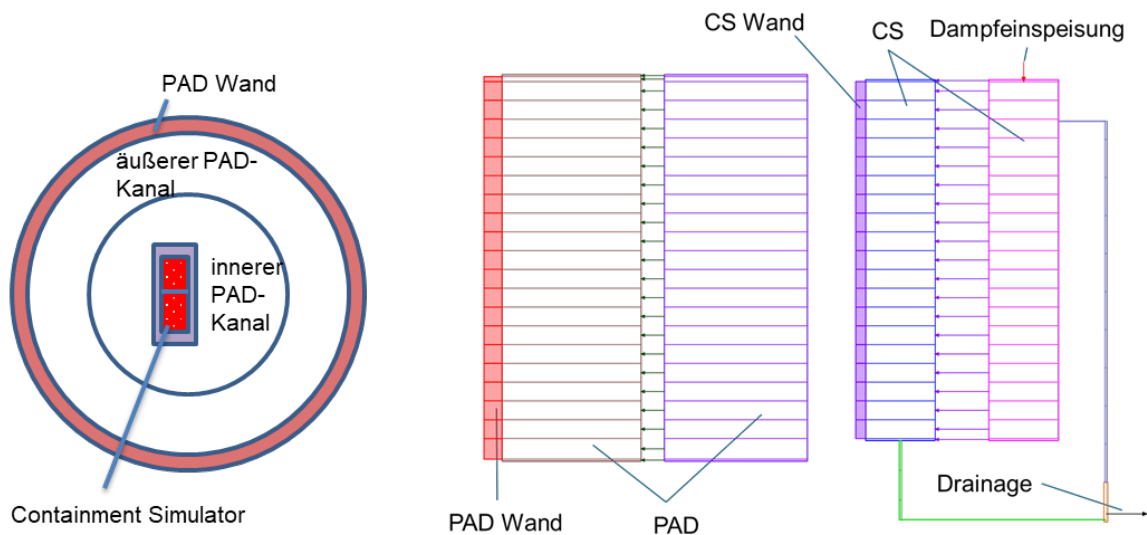


Abb. 6.3 Draufsicht (links) und Seitenansicht (rechts) der ATHLET-Zweikanal-Nodalisation zum THAI-SMR-2-Versuch

Im Rahmen des SIWAP-Vorhabens wurde der Versuch THAI SMR-2 mit einem aktualisierten Datensatz nachgerechnet, in dem der PAD-Behälter mittels 34 paralleler Kanäle abgebildet wurde; eine Draufsicht ist in Abb. 6.4 dargestellt. Obwohl der PAD-Behälter eine zylindrische Geometrie hat, musste aufgrund des rechteckigen Querschnitts des Containment-Simulators ein kartesisches Gitter verwendet werden. Die Querschnittsflächen der Kanäle entsprechen den umrandeten Flächen des PAD, sodass die Summe der einzelnen Kanalquerschnitte gleich dem PAD-Querschnitt ist. In dieser ATHLET-Rechnung wurden auch die thermohydraulischen Vorgänge im Inneren des CS mit

ATHLET simuliert. Der Containment-Simulator wurde durch drei parallele Kanäle modelliert.

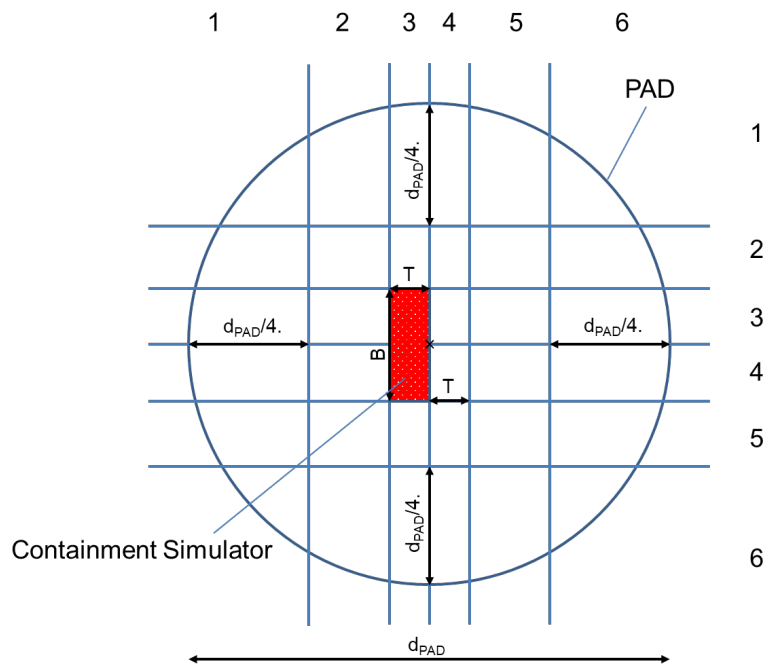


Abb. 6.4 Draufsicht der Mehrkanalnodalisation

Mit dem beschriebenen Mehrkanal-Datensatz wurden zwei Simulationsläufe durchgeführt – jeweils ein Lauf mit aktiviertem und mit deaktiviertem 3D-Modul. Ziel war es, die Einflüsse der verfeinerten Nodalisation (Verfeinerung von Zweikanal- auf 34-Kanal-Modell) auf die Rechenergebnisse klar von den durch das 3D-Modell bewirkten Effekten zu trennen.

In VASiL wurde festgestellt, dass ATHLET die Temperaturschichtung im PAD bei Simulationen mit dem Zweikanalmodell unterschätzt /BUC 23/. Bei Nutzung der Nodalisation mit 34 Kanälen hingegen wird die thermische Schichtung und deren zeitliche Entwicklung (zunehmende Temperaturspreizung bei fortschreitender Erwärmung des Behälters) gut wiedergegeben, wie in Abb. 6.5 und Abb. 6.6 anhand der gezeigten Fluid- und Wandtemperaturen erkennbar ist. Dabei ist unerheblich, ob das 3D-Modul von ATHLET aktiv ist oder nicht, die Simulationsergebnisse sind nahezu gleich.

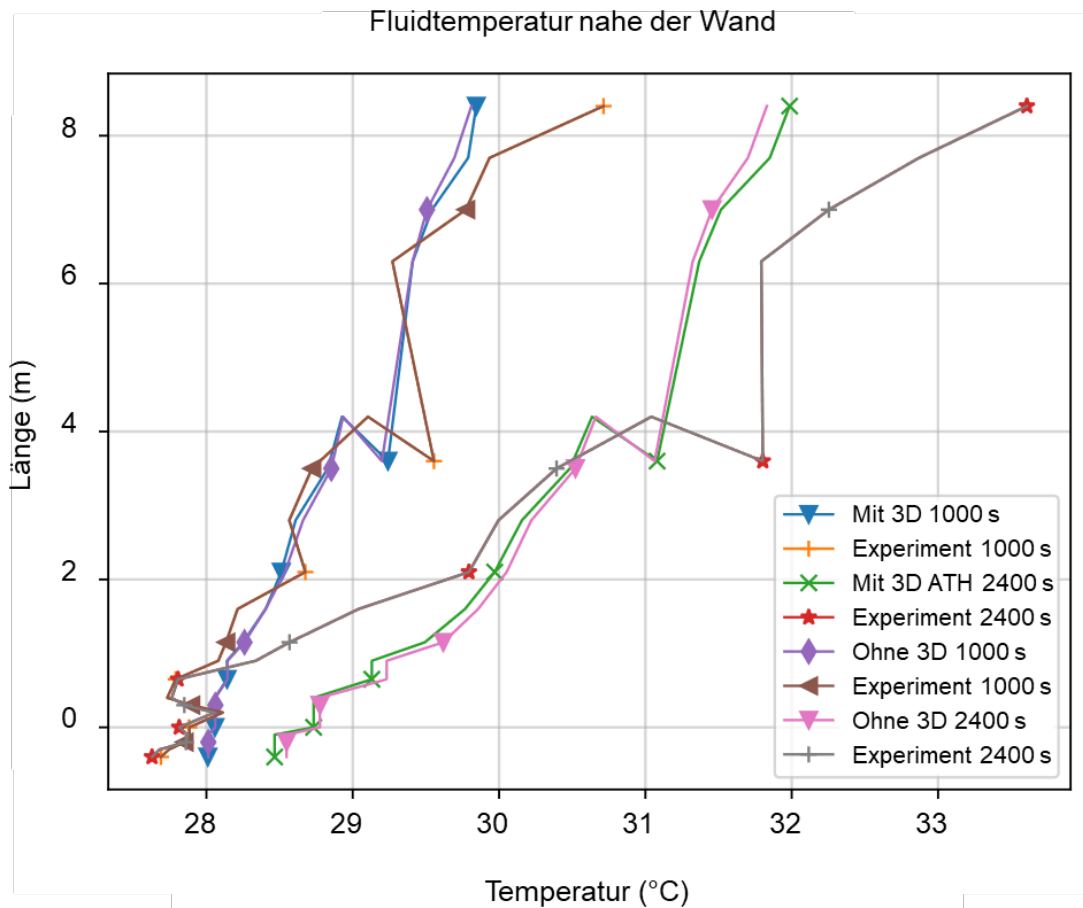


Abb. 6.5 Temperaturschichtung im Experiment und in den ATHLET-Simulationen mit und ohne 3D-Modul bei Nutzung der Mehrkanalnodalisierung: Fluidtemperaturen im PAD

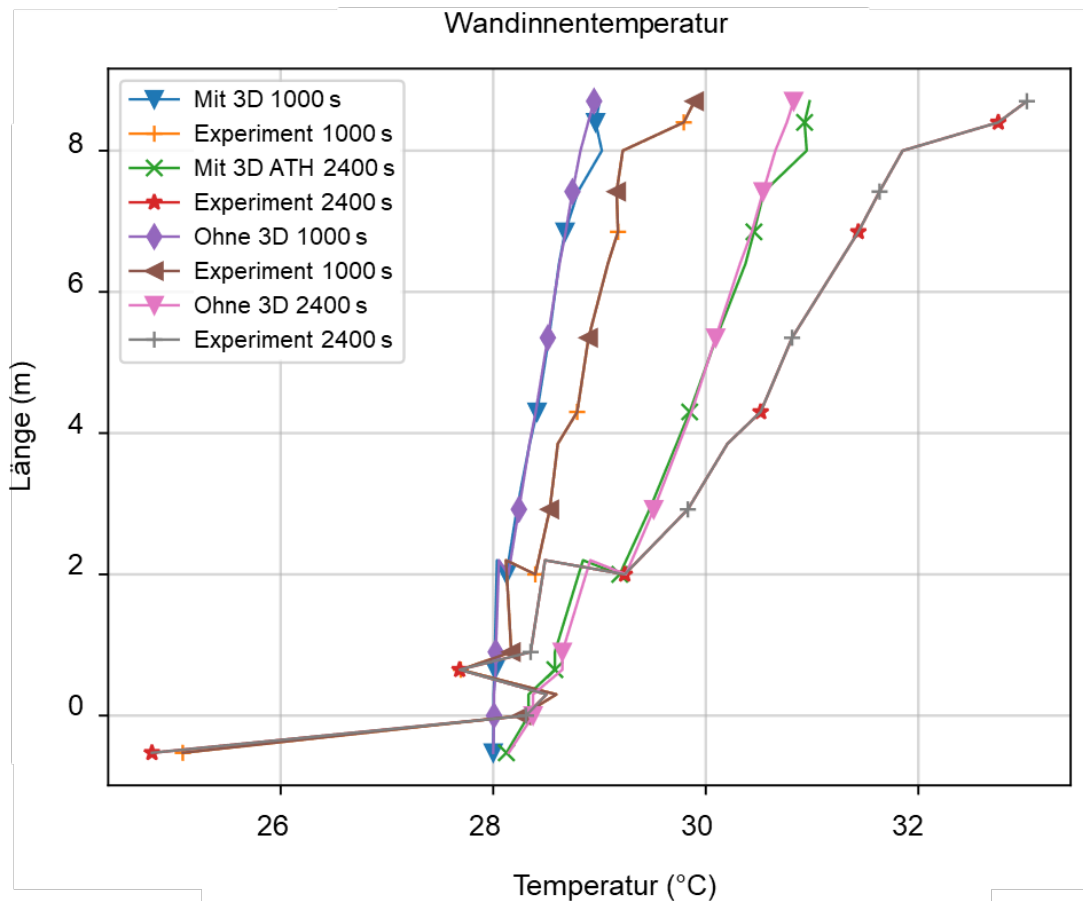


Abb. 6.6 Temperaturschichtung im Experiment und in den ATHLET-Simulationen mit und ohne 3D-Modul bei Nutzung der Mehrkanalnodalisierung: Innenwandtemperaturen des PAD

Auch bezüglich der übertragenen Wärmeströme (sowohl aus dem Containment an den Pool als auch aus dem Pool an die Umgebung) sowie des Druckaufbaus im Containmentsimulator sind keine Unterschiede in den Simulationen mit und ohne 3D-Modul sichtbar, vgl. Abb. 6.7. Der Druck im CS wird in den Rechnungen gegenüber dem Experiment allerdings sichtlich überschätzt (Abb. 6.7 unten links).

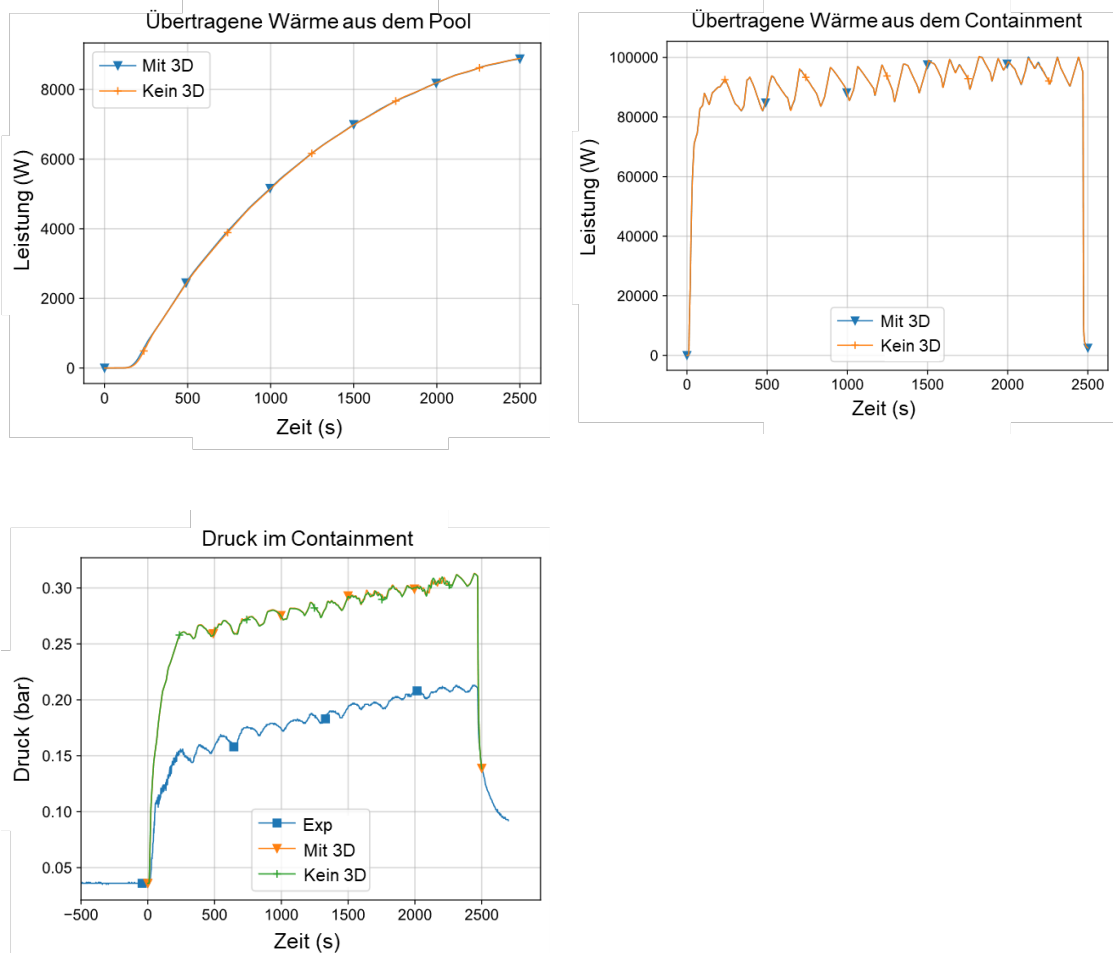


Abb. 6.7 Vergleich der Simulationen mit und ohne aktiviertem 3D-Modell bzgl. übertragener Wärme aus dem Containment und dem Pool sowie Druck im Containment

Unterschiede in der Rechnung mit und ohne 3D-Modul sind bei Betrachtung der Strömungsgeschwindigkeiten im Pool sichtbar. Abb. 6.8 zeigt die qualitative Geschwindigkeitsverteilung in ausgewählten Kanälen des Mehrkanalmodells über deren Höhe für beide Rechenläufe. Die Pfeile zeigen die Vektorsummen der Geschwindigkeiten in den vertikalen und deren benachbarten horizontalen Verbindungen in den eingezeichneten Ebenen. Global gesehen steigt das Fluid in beiden Simulationen an der beheizten Containmentsimulatorwand nach oben und in den äußeren Kanälen nach unten. Darüber hinaus können im oberen Bereich des PAD-Behälters eine oder möglicherweise mehrere lokale Zirkulationszonen beobachtet werden. Diese scheinen bei Nutzung des 3D-Modells ausgeprägter zu sein. Welches berechnete Zirkulationsmuster realistischer ist, kann nicht sicher gesagt werden, da keine Messdaten zur Geschwindigkeitsverteilung im PAD vorliegen. Insgesamt lässt sich festhalten, dass für die THAI-SMR-2-

Nachrechnungen der Schritt von der Zweikanal- zur Mehrkanal-Nodalisierung – und nicht die Anwendung des 3D-Moduls – entscheidend zu den Verbesserungen der Simulationsergebnisse beigetragen hat.

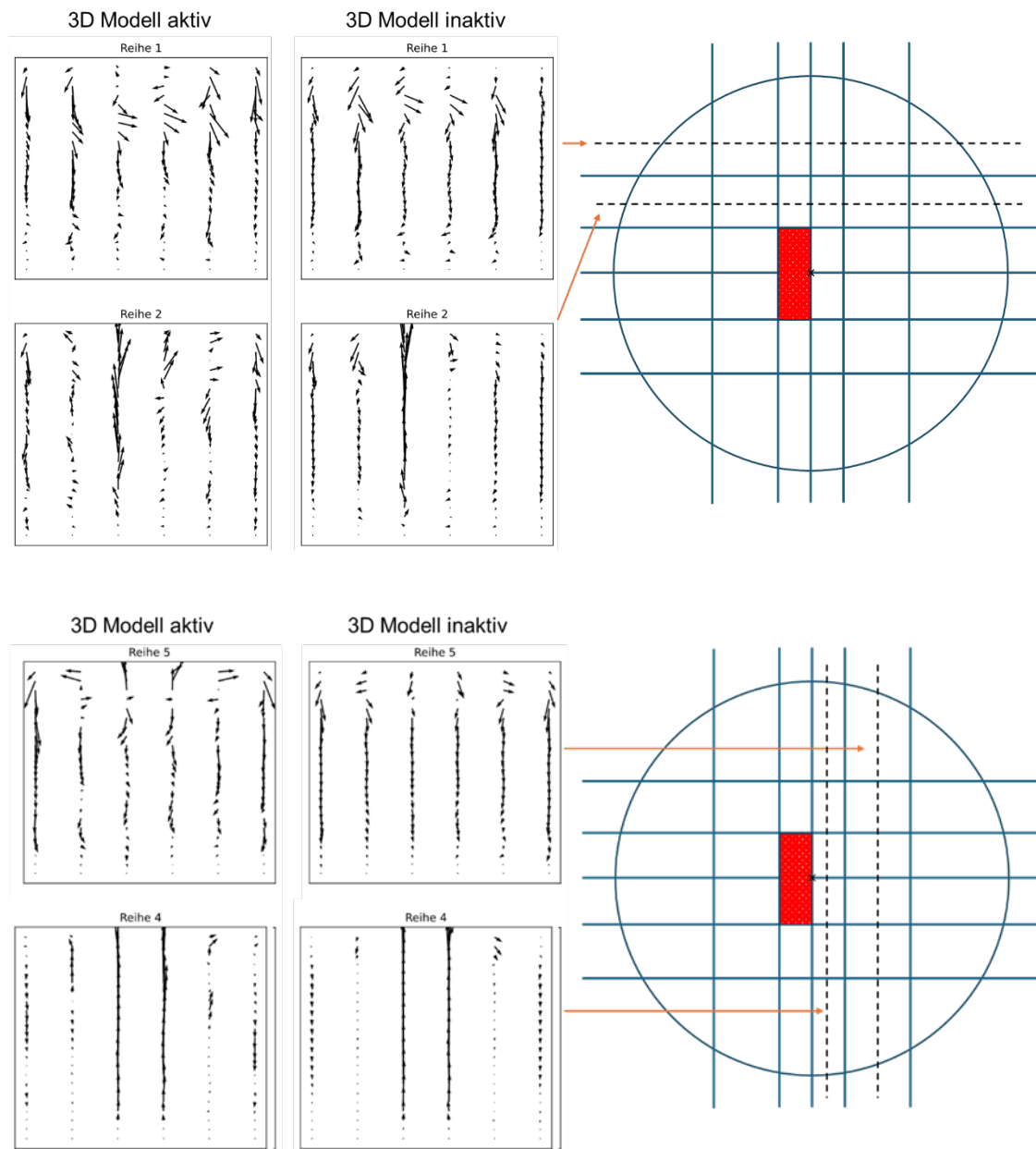


Abb. 6.8 Geschwindigkeitsverteilung in ausgewählten Kanälen der Mehrkanalnodalisation mit und ohne aktiviertem 3D-Modell

6.2.3 COCOSYS-Simulationen

Es wurden Versuchsnachrechnungen mit verschiedenen COCOSYS-Datensätzen durchgeführt. Da sich die Untersuchungen auf den Wärmeübergang zwischen der heißen CS-Struktur und dem umgebenden Wasserpool sowie die Simulation der Wärmeverteilung im Wasserpool fokussierten, wurde nur die CS-Außenseite thermohydraulisch modelliert und die Zustände auf der Innenseite des Containmentsimulators als Randbedingungen aufgeprägt.

6.2.3.1 Übliche Nodalisierungsschemata

Für die Rechnungen wurden zunächst drei verschiedene COCOSYS-Datensätze erstellt, um Nodalisierungs-bedingte Effekte zu analysieren. In Abb. 6.9 (links) ist eine Einzonen-Nodalisierung des Wasserpools dargestellt (für die Modellierung der Randbedingungen sind weitere COCOSYS-Zonen notwendig). In der Untersuchung wurden alle Modellparameter mit den im COCOSYS-Benutzerhandbuch /ARN 24/ empfohlenen Werten vorgegeben. In Abb. 6.9 (rechts) ist der Vergleich zwischen dem im Wasser gemessenen durchschnittlichen Temperaturverlauf und dem Temperaturverlauf in der COCOSYS-Zone gezeigt. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung für diese grobe Einzonen-Nodalisierung mit einer leichten Überschätzung der Aufheizung durch COCOSYS.

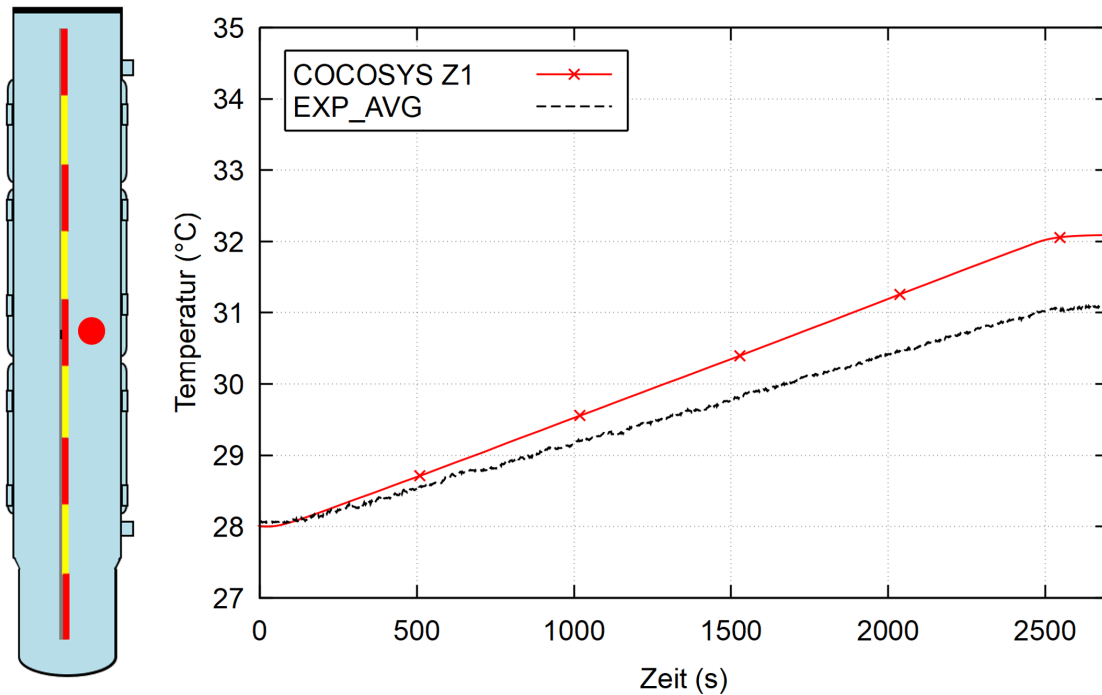


Abb. 6.9 COCOSYS-Nodalisierung mit einer Zone für den Wasserpool (links). Vergleich von simuliertem Temperaturverlauf mit mittlerem experimentellen Temperaturverlauf (rechts)

In Abb. 6.10 ist eine COCOSYS-Nodalisierung des Wasserpools mit neun aufeinander-gestapelten Zonen dargestellt. Außerdem sind Diagramme mit den simulierten und gemessenen (gemittelten) Temperaturverläufen abgebildet. Obwohl diese Nodalisierung verschiedene Temperaturverläufe auf unterschiedlichen Höhen erlaubt, kann der Effekt von Konvektionsschleifen nur bedingt mittels einer vereinfachten Korrelation in den Strömungsverbindungen (Junctions) vom Typ ATM_FULL modelliert werden. Makroskopische Konvektionsschleifen können mit einer eindimensionalen Repräsentation des PAD-Behälters als einzigem Strömungskanal (Einkanal-Modell) nicht simuliert werden. Zwar zeigen die simulierten Temperaturverläufe eine thermische Schichtung, allerdings ist diese deutlich geringer ausgeprägt als im Experiment beobachtet.

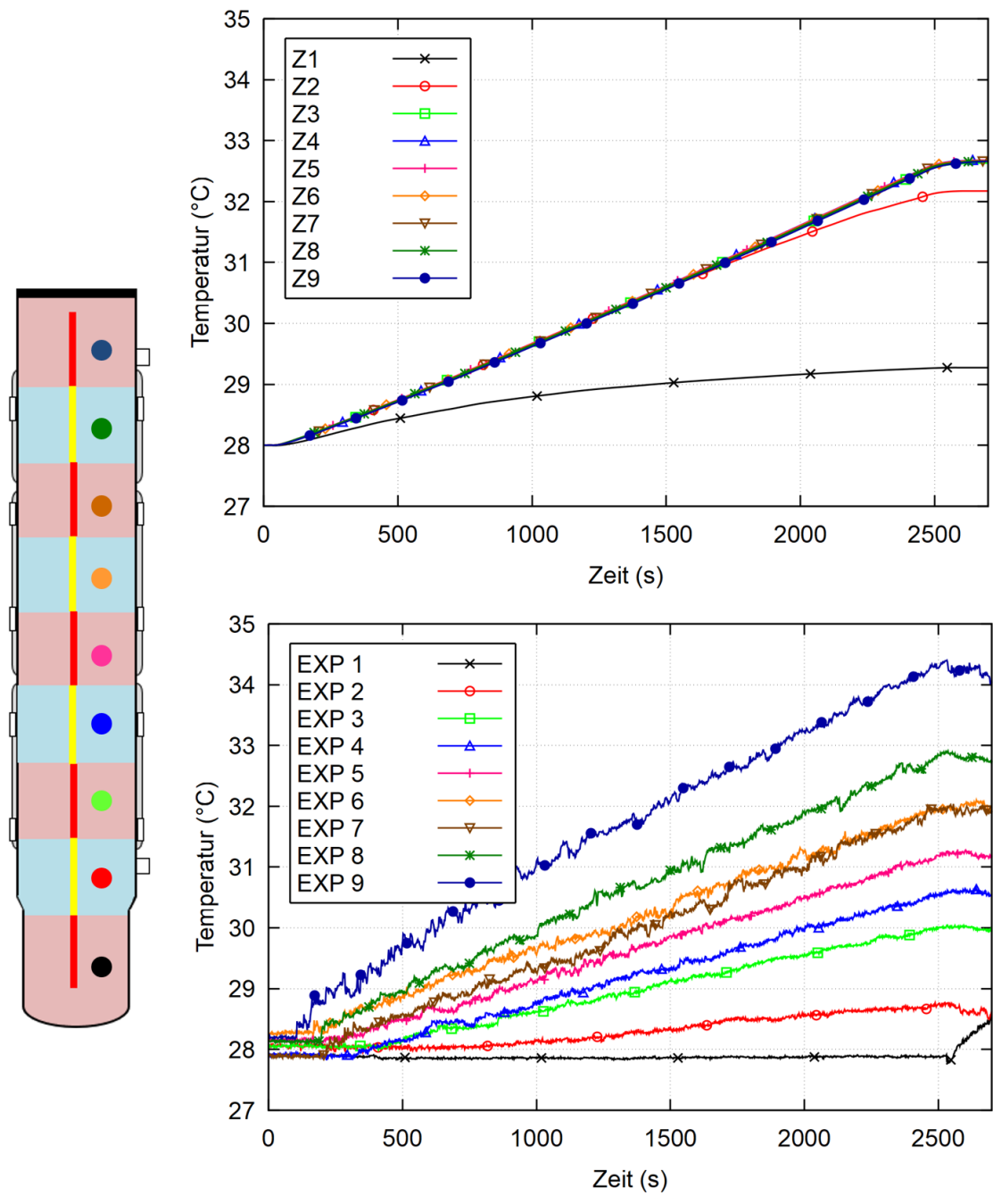


Abb. 6.10 COCOSYS-Nodalisierung mit neun Zonen (links), simulierter Temperaturverlauf (oben rechts) und experimenteller Temperaturverlauf (Messwerte gemittelt pro 1 m Höhe, unten rechts)

Eine stärker ausgeprägte thermische Schichtung und eine genauere Simulation der Konvektionsschleifen im Wasserpool kann mit einer 18-Zonen-Zweikanal-Nodalisierung für den Wasserpool erreicht werden, vgl. Abb. 6.11. Die berechnete Temperaturspreizung fällt jedoch wiederum geringer aus als die im Experiment beobachtete.

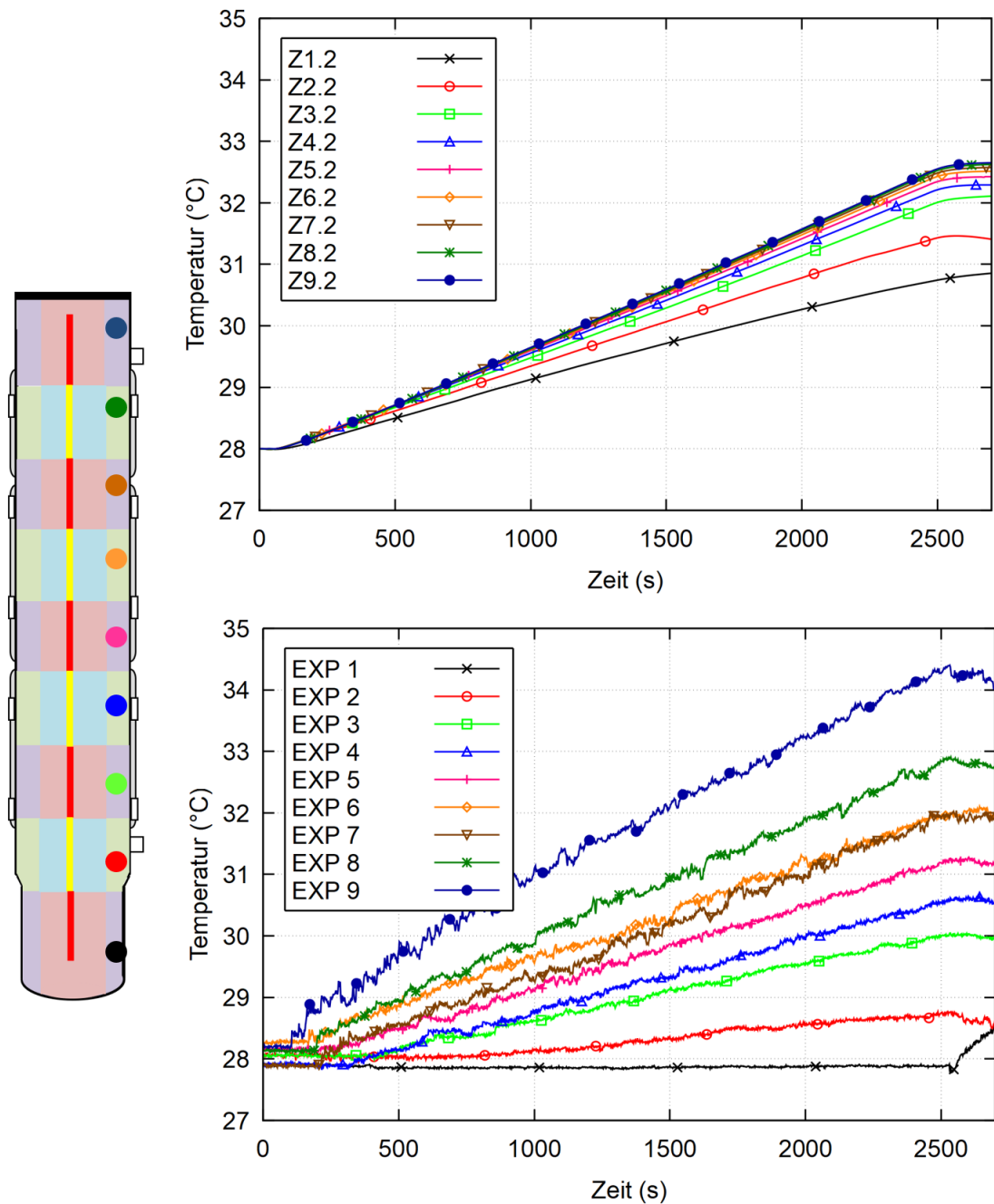


Abb. 6.11 COCOSYS-Nodalisation mit 18 Zonen (links), simulierter Temperaturverlauf (oben rechts) und experimenteller Temperaturverlauf (jeweils gemittelt pro 1 m Poolhöhe, unten rechts)

Alle drei COCOSYS-Simulationen weisen eine gute numerische Stabilität auf und benötigen auf einem üblichen Notebook weniger als eine Minute Rechenzeit für die Simulationsdauer von ca. 45 min. Alle Simulationen zeigen einen ähnlichen durchschnittlichen Temperaturverlauf.

Weitere Informationen zu dieser Studie sind in /ILI 24b/ dokumentiert.⁶

6.2.3.2 Hochauflösende Nodalierungen

Fazit der in Abschnitt 6.2.2 beschriebenen ATHLET-Untersuchungen war, dass vor allem der Schritt von einer Zweikanal- zu einer Mehrkanal-Nodalierung zu entscheidenden Verbesserungen der Simulationsergebnisse geführt hat. Daraus leitete sich die Idee ab, dass für COCOSYS-Verhältnisse bereits fein nodalisierte 18-Zonenmodell ebenfalls weiter zu verfeinern und die Auswirkungen auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen.

Eine hochauflösende Nodalierung wie im ATHLET-Modell geht über die übliche Anwendung von COCOSYS hinaus, unter anderem, weil die Erstellung sehr feiner Nodalierungen für COCOSYS äußerst zeitintensiv ist. Aus diesem Grund wurde zunächst ein Präprozessor für COCOSYS erstellt, der als rudimentärer Gittergenerator für einfache Geometrien (z. B. zylindrische Behälter) die automatisierte Erstellung einer Zonenunterteilung mit variabler vertikaler Schichtenanzahl bei vorgegebener horizontaler Unterteilung ermöglicht. Mit Hilfe dieses Präprozessors wurden in Anlehnung an das ATHLET-Modell zwei Datensätze mit jeweils 34 Zonen pro Schicht erstellt – ein Datensatz mit 9 vertikalen Schichten (Abb. 6.12) und ein weiterer mit 19 vertikalen Schichten (Abb. 6.13). Die oben beschriebenen Simulationen wurden mit diesen Datensätzen wiederholt. Anders als bei ATHLET ist jedoch auch mit einer deutlich feineren Nodalierung die berechnete thermische Schichtung im Wasserpool nicht so deutlich ausgeprägt wie im Experiment. Tatsächlich sind die Simulationsergebnisse nicht besser als mit dem 18-Zonen-Modell, vgl. Abb. 6.11. Einem Vergleich der Differentialgleichungen für die Massenströme auf den Leitungen in ATHLET und COCOSYS zufolge ist es denkbar, dass sich die schwache Temperaturschichtung in den COCOSYS-Simulationen auf eine zu starke Durchmischung des Wassers im Pool mit dem aktuellen Status der COCOSYS-Junction-Modelle zurückführen lässt. Es bietet sich an, dieser Vermutung im Rahmen von Phase B des COCOSYS-Entwicklungsvorhabens (UMRS1626) nachzugehen – in dem genannten Vorhaben sind Untersuchungen und Verbesserungen zur Berechnung

⁶ Einige Abbildungen im vorliegenden Bericht unterscheiden sich leicht von den Abbildungen in /ILI 24b/. Grund dafür ist, dass die Abbildungen im vorliegenden Bericht mit einer neueren Entwicklungsversion von COCOSYS erstellt wurden, welche Modellverbesserungen der ATM_FULLL-Verbindungen enthält, die während der Erstellung von /ILI 24b/ noch nicht implementiert waren.

der Wasserströmung zwischen Zonen und deren Einfluss auf Temperaturschichtungen in Wasserpools geplant.

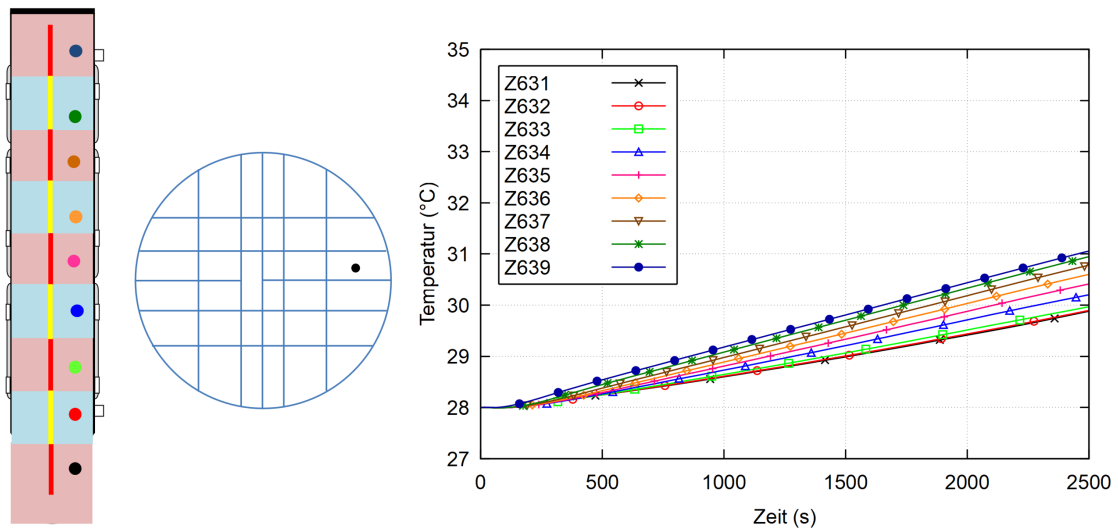


Abb. 6.12 COCOSYS-Nodalisierung mit 9 Schichten von jeweils 34 Zonen. Senkrechte Zonenunterteilung (links), horizontale Zonenunterteilung (mittig) und simulierter Temperaturverlauf in einem senkrechten Zonen-Kanal (rechts)

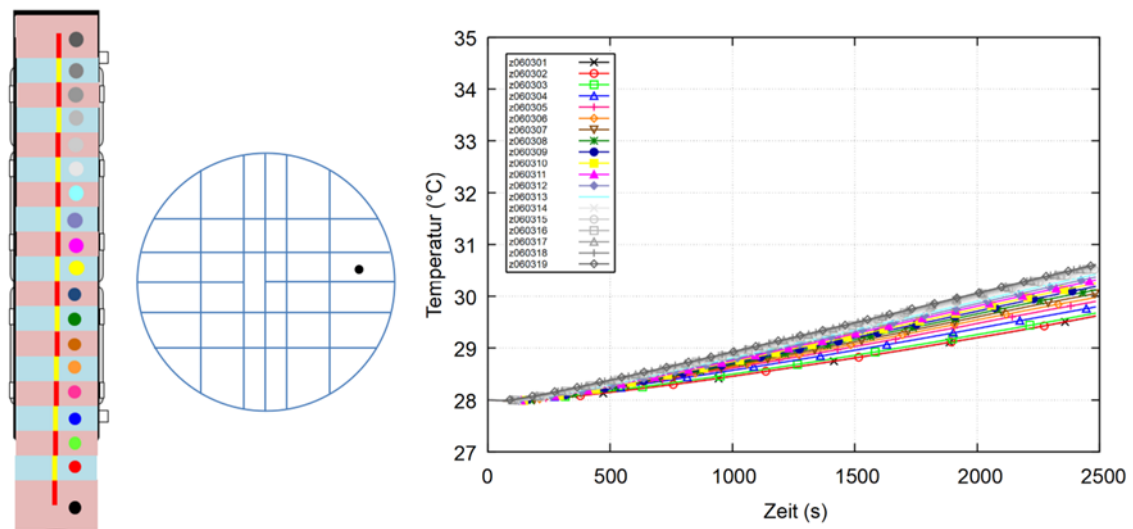


Abb. 6.13 COCOSYS-Nodalisierung mit 19 Schichten von jeweils 34 Zonen. Senkrechte Zonenunterteilung (links), horizontale Zonenunterteilung (mittig) und simulierter Temperaturverlauf in einem senkrechten Zonen-Kanal (rechts)

Weitergehende Entwicklungen und Validierungsstudien sind notwendig, um die Möglichkeiten von COCOSYS für die Simulation von thermischen Schichtungen in großen Wasserpools zu erweitern und die Grenzen der Anwendbarkeit des Codes zu untersuchen.

6.2.3.3 Variation der charakteristischen Länge der Konvektionsschleifen

Neben der Nodalisierung beeinflussen einige durch den Anwender vorgebbare Modellparameter den Wärmeübergang von heißen Strukturen in große Wasserpools signifikant. Für die Simulation in Abb. 6.9 ist im Eingabedatensatz für jede Zone der im Benutzerhandbuch empfohlene Default-Wert von 9 m (d. h. die gesamte Höhe des CS) für die charakteristische Länge, welche vom Programm zur Berechnung der freien Konvektion herangezogen wird, vorgegeben worden. Rechnungen mit Variationen dieses Modellparameters haben ergeben, dass sich die Übereinstimmung der von COCOSYS berechneten Wasserpooltemperaturen mit den experimentellen Werten wesentlich verbessert, wenn dieser Wert auf 1 m herabgesetzt wird, wie Abb. 6.14 im Vergleich zu Abb. 6.9 zeigt (man beachte, dass in beiden Rechnungen dieselbe Wärmeübertragungskorrelation eingesetzt wurde). Ein allgemeingültige Nutzerempfehlung lässt sich auf Basis dieser einzelnen Beobachtung nicht aussprechen; weitergehende Untersuchungen – auch zu anderen Experimenten – sind notwendig, um die Gültigkeit der Wärmeübergangskorrelationen in COCOSYS in Verbindung mit den verschiedenen Modellparametern eingehend zu prüfen.

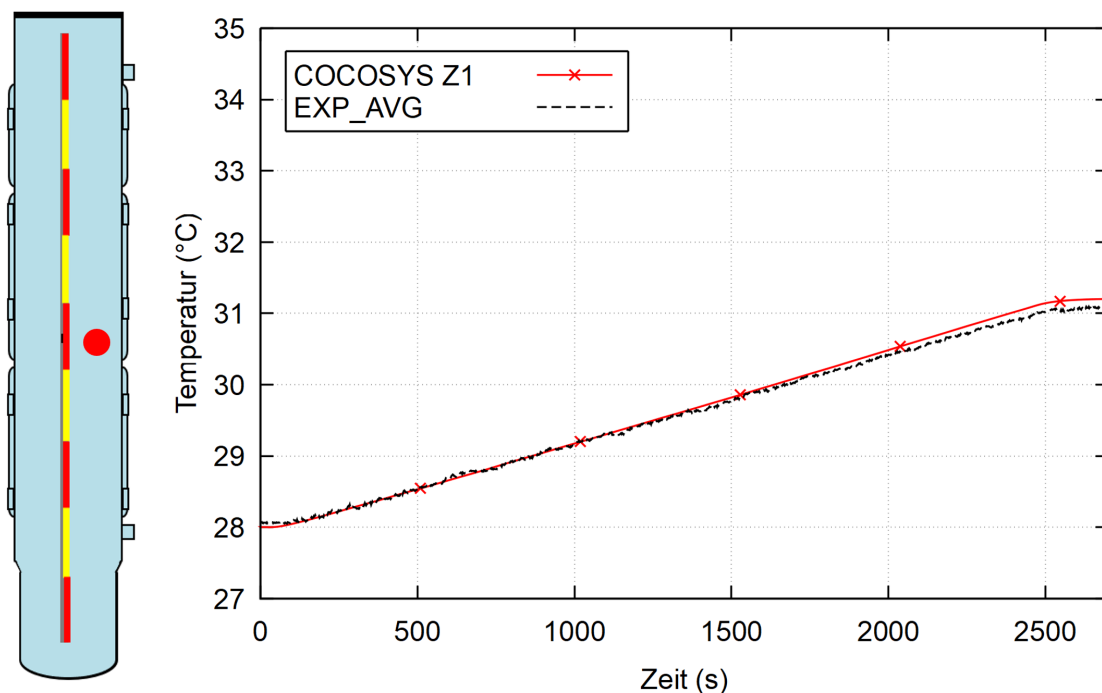


Abb. 6.14 COCOSYS-Nodalisierung mit einer Zone (links), und Vergleich von simuliertem Temperaturverlauf mit mittlerem experimentellem Temperaturverlauf (rechts) unter Verwendung einer modifizierten charakteristischen Länge

6.2.4 Fazit

Die Bewertung der Übertragbarkeit der in ATHLET und COCOSYS standardmäßig verwendeten Korrelationen für freie Konvektion (McAdams bzw. Hüttermann) auf Situationen mit großen Rayleigh-Zahlen ist schwierig. In den ATHLET-Rechnungen hat die verwendete Nodalisierung einen entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisse gehabt. Mit einer sehr feinen Nodalisierung konnten die Messwerte aus dem Versuch besser reproduziert werden als mit einem eher groben Modell – in beiden Fällen kam die gleiche Wärmeübergangskorrelation zum Einsatz. Für COCOSYS ist die Lage noch schwieriger: Vermutlich aufgrund von Einschränkungen in der aktuellen Formulierung der Junction-Modelle konnte die im Experiment beobachtete Temperaturschichtung in keiner Simulation hinreichend gut wiedergegeben werden, unabhängig von der gewählten Nodalisierung (die größte Verbesserung im Hinblick auf die Temperaturschichtung hat sich beim Schritt vom Einkanal- zum Zweikanal-Modell ergeben). Diese Problematik sowie der Einfluss der vom Anwender vorgebbaren Länge der Konvektionsschleife (einer Größe, welche üblicherweise nicht a-priori bekannt ist) überlagern den Einfluss der angewendeten Wärmeübergangskorrelation.

6.3 PKL-Versuchsstand, Experiment PKL SACO P1.1

Zum Testen der Modellentwicklungen bezüglich Dampftransport, Wärmeübergang beim Blasensieden und Gemischspiegelsimulation wurde ein Experiment aus der PKL-Versuchsreihe ausgewählt, in welchem die Wärmeabfuhrkapazität eines Notkondensators (engl. **S**afety **C**ondenser, SACO) in Abhängigkeit vom Wasserstand im SACO-Behälter untersucht wurde.

6.3.1 Anlagen- und Versuchsbeschreibung

6.3.1.1 PKL-Versuchsanlage

Die PKL-Versuchsanlage bildet den gesamten Primärkreislauf, wesentliche Teile der Sekundärseite und die relevanten Betriebs- und Sicherheitssysteme eines 1300-MW-Druckwasserreaktors der Siemens/KWU-Bauart nach /FRA 20/. Die Versuchsanlage befand sich am Standort der Framatome GmbH (ehemals AREVA GmbH) in Erlangen. Im Rahmen des Horizon-2020-Projekts PASTELS wurde im Jahr 2020 der Notkondensator (SACO) in die PKL-Versuchsanlage implementiert, um hiermit eine Reihe von SACO-Tests durchzuführen.

Der Notkondensator (SACO) besteht aus einem Wärmetauscher (Heat Exchanger, HX), der in einem Wasserpool (dem SACO-Behälter) unterhalb des Wasserspiegels angeordnet ist /FRA 20/, /FRA 22/. Der Wärmetauscher ist an der Sekundärseite der Dampferzeuger der PKL-Anlage angeschlossen und dient zur passiven Nachzerfallswärmeabfuhr aus dem Reaktorkern. Der SACO besitzt 4 senkrechte Wärmetauscherrohre aus Edelstahl mit einer Länge von je 5,4 m (Abb. 6.15, links). Jedes Rohr hat einen Außendurchmesser von 42 mm mit einer Wandstärke von 4 mm. Das Rohrbündel des SACO ist komplett im Wasserpool des Behälters eingetaucht (Abb. 6.15, rechts). Der SACO-Behälter hat eine Höhe von 7,29 m und einen Innendurchmesser von 1,39 m /FRA 20/. Der SACO-Behälter sowie das Rohrbündel sind mit Thermoelementen zur Temperaturmessung ausgestattet, die sich auf 5 unterschiedlichen Höhen entlang der Behälterinnenoberfläche sowie der Wärmetauscherrohrinnenoberfläche befinden (Abb. 6.15, links).

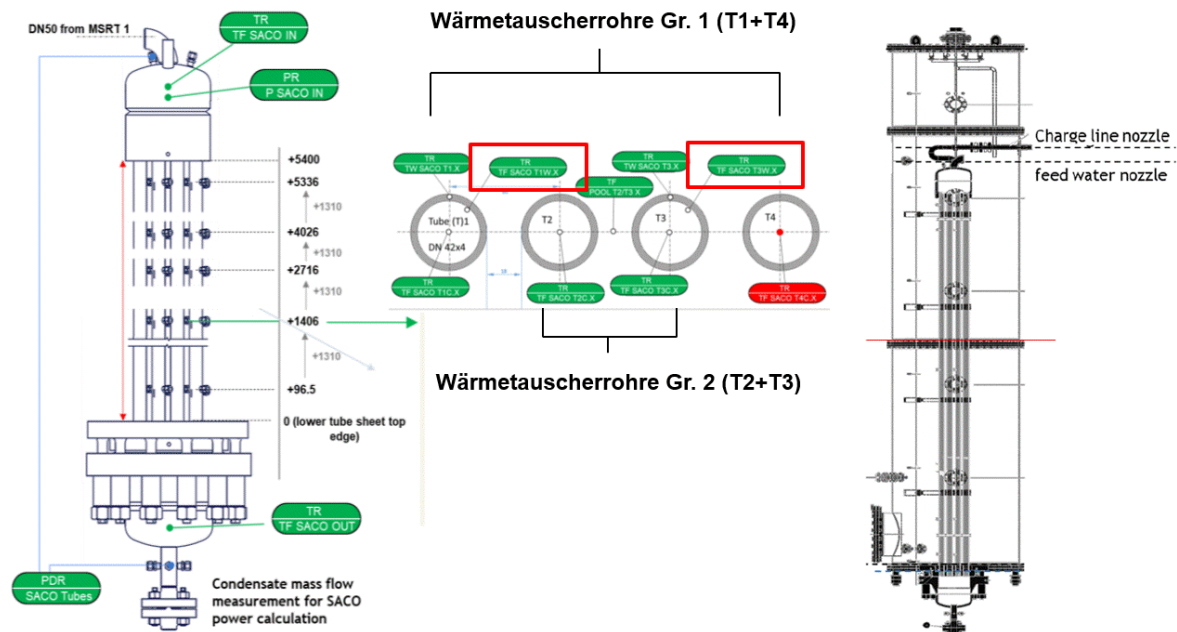


Abb. 6.15 SACO-Rohrbündel mit 5 Messstellen für die Fluidtemperatur entlang der Höhe der Rohrbündelachse (links), 4 SACO-Wärmetauscherrohren (mittleres Bild) und SACO-Behälter (rechts). Einzelbilder aus /FRA 22/

Zur Bespeisung mit Dampf verfügt der SACO über eine sogenannte *Charge Line*, die mit einer Abzweigung am Hauptdampfentlastungsstrang (MSRT) von Dampferzeuger N° 1 direkt hinter der Hauptdampfdüsenöffnung verbunden ist. Wenn die Charge Line unterhalb des Wasserspiegels im SACO-Behälter liegt, kann sie eine Wärmemenge ans Wasservolumen im oberen Bereich übertragen, die in der gleichen Größenordnung ist wie

die Wärmemenge, die von einem der vertikalen SACO-Wärmetauscherrohre abgegeben wird. Der im Dampferzeuger produzierte Dampf wird über die Charge Line in den Notkondensator (SACO) geleitet und kondensiert in den Wärmetauscherrohren. Die Kondensationswärme wird an die Rohraußenseite übertragen und führt dazu, dass sich das Wasser im Behälter aufwärmt. Bedingt durch die anhaltende Kondensation im Wärmetauscher erreicht das Wasser im Behälter schließlich Sättigungstemperatur und beginnt zu sieden. Der dadurch im SACO-Behälter erzeugte Dampf wird über eine Abblaseleitung in die Atmosphäre geleitet. Der Betrieb des SACO – und damit die Nachzerfallswärmeabfuhr – erfolgt im Naturumlauf (zwischen der Dampferzeugersekundärseite und dem Wärmetauscher).

6.3.1.2 Test PKL SACO P1.1

Zielsetzung des SACO-Tests P1.1 war es, die Wärmeabfuhrkapazität des Notkondensators (SACO) in Abhängigkeit vom Wasserstand im SACO-Behälter zu untersuchen /FRA 22/. Zu diesem Zweck wurde der Test als Abfolge von Phasen (A bis E, inklusive Konditionierungsphase) mit konstanten Betriebsbedingungen, d. h. mit quasistationären Werten für den sekundärseitigen Druck und entsprechenden primärseitigen Aufheiz- und Abkühlspannen im RDB bzw. Dampferzeuger, durchgeführt.

Für die in RS1604 durchgeführten Validierungsarbeiten lag der Fokus auf der Konditionierungsphase sowie auf Testphase A, da der Notkondensator in diesen Versuchsphasen vollständig mit Wasser bedeckt war, was gleichbedeutend mit der größtmöglichen Strukturhöhe für die Aufheizung des Pools ist. In der Konditionierungsphase wurde der SACO in Betrieb genommen, d. h. das Wasser im SACO-Pool wurde aufgeheizt, bis es die Sättigungstemperatur erreichte und zu sieden begann (Abb. 6.16). Gleichzeitig wurde Wasser in den Behälter nachgespeist, um den Füllstand aufrechtzuerhalten. Nach der SACO-Aktivierung ($t = 0$ s, **Start-Of-Test**, SOT) wurden die Wärmetauscherrohre schnell entleert und die Dampfkondensation setzte ein. Ein wichtiger Aspekt bei Test P1.1 war die Präsenz nicht-kondensierbarer Gase in den SACO-Rohren und in der Return Line. Diese wurden mit Aktivierung des SACO aus dem Dampferzeuger ausgetragen und beeinflussen den Wärmeübergang und die Temperaturprofile in den SACO-Rohren erheblich /FRA 22/. Zu Beginn der Phase A lag der Füllstand im SACO-Behälter bei ca. 6,27 m und die SACO-Rohre befanden sich komplett unterhalb des Wasserspiegels im SACO-Pool. Weiterhin war auch die Charge Line innerhalb des SACO-Behälters überdeckt. Dem SACO stand in diesem Zustand also die volle Wärmeübertragerfläche zur Verfügung, zudem konnte die Charge Line zum Wärmetransport in etwa wie ein

SACO-Rohr beitragen. Phase A endete bei 29900 s. Zu diesem Zeitpunkt begann die Absenkung des Füllstandes im SACO-Pool auf den Zielwert für Phase B (in welcher effektiv nur 75 % der Wärmeübertragerfläche zur Nachzerfallswärmeabfuhr genutzt werden konnten) durch Öffnen des Drainageventils an der Rücklaufleitung. Außerdem wurde die Speisewasserpumpe zum Pool abgeschaltet.

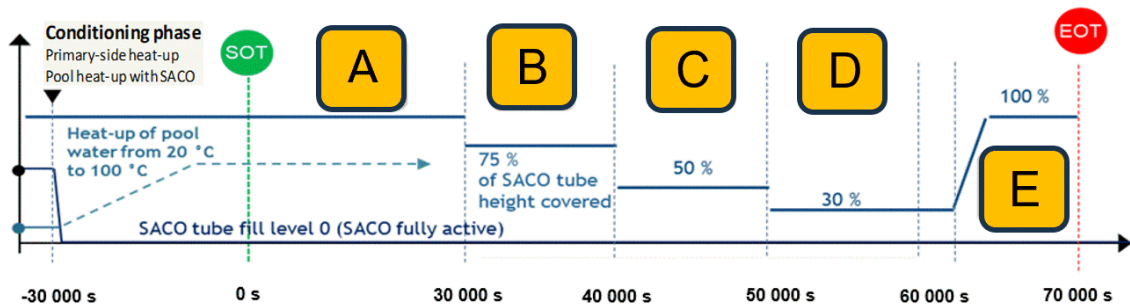


Abb. 6.16 SACO-Test P1.1: Zeitliche Abfolge von Versuchsphasen (A bis E, inklusive Konditionierungsphase). Modifikation einer Abbildung aus /FRA 22/

6.3.2 COCOSYS-Simulationen

6.3.2.1 Datensätze

Für die COCOSYS-Nachrechnungen des ausgewählten SACO-Tests wurde auf Basis der verfügbaren Dokumentation zur PKL-Anlage /FRA 20/ /FRA 22/ sowohl ein Einkanal- als auch ein Zweikanal-Datensatz entwickelt. Beide Datensätze sind im Folgenden beschrieben.

6.3.2.1.1 Einkanal-Modell

Zunächst wurde ein einfacher Einkanal-Datensatz erstellt, in welchem nur die Wände der SACO-Wärmetauscherrohre sowie der SACO-Behälter modelliert sind. In Abb. 6.17 ist das im Datensatz beschriebene Modell skizziert.

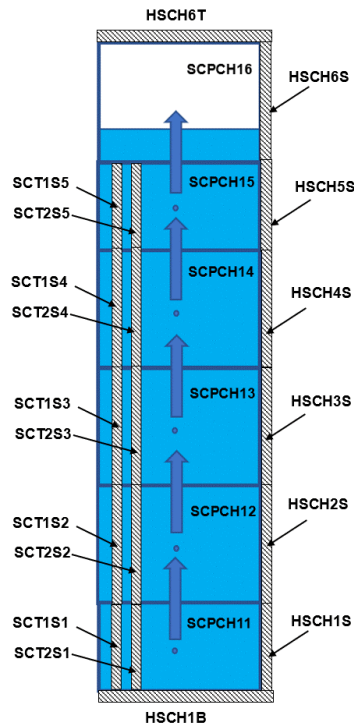


Abb. 6.17 COCOSYS-Nodalisierung mit Einkanal-Modell des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage

Geometrie und Nodalisierung

Der SACO-Behälter ist im Datensatz in mehrere aufeinandergestapelten Zonen unterteilt. Dabei finden die verfügbaren Informationen über die Positionen der im SACO-Wasserpool befindlichen Thermoelemente Berücksichtigung: So ist der SACO-Behälter in 6 aufeinandergestapelte Zonen unterteilt, sodass die Positionen der Thermoelemente entlang der Höhe auf den Mittelpunkten der entsprechenden Zonen liegen. Die Zonen sind durch vertikale Verbindungen vom ATM_FULLL-Typ miteinander verbunden. Die Wärmetauscherrohre des SACO sind in zwei Gruppen aufgeteilt, wobei jede Gruppe aus 2 vertikalen Rohren besteht. Die Rohrgruppen sind jeweils in 5 Sektionen entlang der Höhe unterteilt und mit 5 aufeinanderliegenden HECU-Strukturen (SCT1Sx und SCT2Sx) abgebildet, sodass die Positionen der Thermoelemente entlang der Rohrbündelachse mit den Mittelpunkten der entsprechenden HECU-Strukturen übereinstimmen. Neben den Wärmetauscherrohren werden im Datensatz weitere wärmeleitende HECU-Strukturen wie Decken, Böden und Wände (HSCCHxB, HSCCHxT und HSCCHxS) des SACO-Behälters, die sich aus den geometrischen Daten des Behälters (Länge, Höhe, Durchmesser) ergeben, berücksichtigt.

Materialeigenschaften und Wärmetransportmodelle

Alle modellierten Strukturen bestehen aus Stahl unterschiedlicher Stärke (0,005 m und 0,050 m). Für den Stahl werden typische Werte für Dichte, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit angenommen. Als Wärmeübergangsmodelle sind für alle Strukturen das CO1-Modell (kombinierte freie und erzwungene Konvektion plus Kondensation) sowie das WGR-Modell für den Wärmestrahlungsaustausch definiert, siehe /ARN 24/. Für die HECU-Strukturen, welche die SACO-Wärmetauscherrohre modellieren (SCTxSx), sind zusätzlich Korrelationen zur Berechnung des Wärmeübergangs bei Blasensieden (Korrelation von Rohsenow), Übergangssieden und Filmsieden (Korrelationen von Bromley und Berenson) spezifiziert. Dazu wird die neue Modelloption für segmentierte Wärmeleitstrukturen verwendet, bei welcher in Abhängigkeit vom zeitlich veränderlichen Wasserstand automatisch der Wärmeübergang der Teiloberflächen mit der Atmosphäre bzw. dem Wasser berücksichtigt wird. Zur Modellierung des Dampf- und Wärmetransports im SACO-Wasserpool ist, das im Rahmen von AP3 implementierte Plume-Modell aktiviert.

Randbedingungen

Da mit den Rechnungen Modellentwicklungen für den Wasserpool, also auf der Wärmetauscherrohraußenseite, untersucht werden sollten, wurde beschlossen, die Thermohydraulik innerhalb der Rohre nicht zu simulieren, um Einflüsse auf den Simulationsverlauf zu vermeiden, welche durch das Kondensationsmodell und die nicht-kondensierbaren Gase in den SACO-Rohren hervorgerufen werden können. Stattdessen wurden im COCOSYS-Datensatz Randbedingungen für die innere Oberflächentemperatur der Rohre vorgegeben. Bei der Festlegung dieser Randbedingungen wurden die 4 Wärmetauscherrohre in zwei Gruppen mit jeweils 2 Rohren (Gruppe 1: T1+T4 und Gruppe 2: T2+T3, vgl. Abb. 6.15, Bildmitte) aufgeteilt, da die Wandtemperaturen (T1W.x und T3W.x) an der inneren Oberfläche nur für zwei Wärmetauscherrohre (nämlich T1 und T3) gemessen wurden. Bei der COCOSYS-Simulation wurde angenommen, dass die anderen zwei Wärmetauscherrohre (T2 und T4), für die keine Temperaturmessung durchgeführt wurde, ein ähnliches Temperaturverhalten wie T1 bzw. T3 aufweisen. Abb. 6.18 zeigt die Übereinstimmung der im Experiment gemessenen Temperaturen an der inneren Wärmetauscherrohr-

oberfläche (T1W.x) entlang der Höhe des Rohrbündels mit den im COCOSYS-Datensatz als Randbedingungen vorgegebenen⁷ Werten für die Rohre der Gruppe 1.

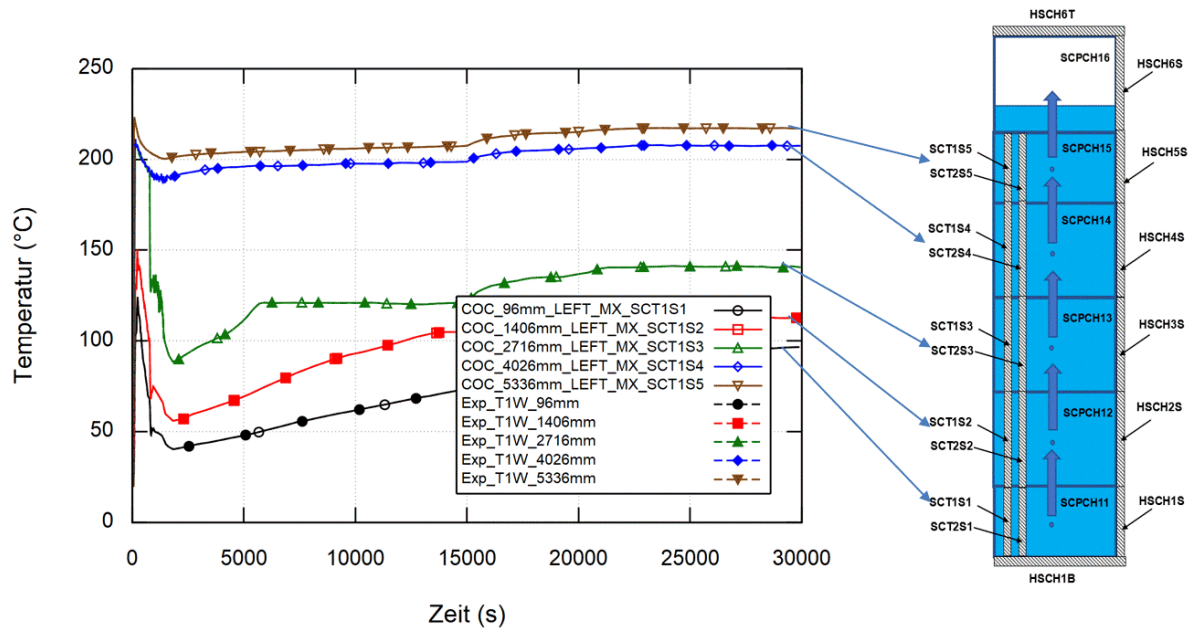


Abb. 6.18 Vergleich der im Experiment gemessenen Temperaturen an der inneren Wärmetauscherrohroberfläche (T1W.x) entlang der Höhe des Rohrbündels mit den Temperaturen an der inneren Seite der jeweiligen HECU-Strukturen in der COCOSYS-Rechnung

Während der Konditionierungsphase des ausgewählten SACO-Tests wurde Wasser im oberen Bereich des SACO-Behälters (auf Höhe 6,34 m) mit Hilfe von Speisewasserpumpen nachgespeist, um den Füllstand im SACO-Behälter auf ca. 6,27 m aufrechtzuerhalten. Abb. 6.19 zeigt einen Vergleich des in COCOSYS vorgegebenen Massenstroms der Speisewasserpumpen mit den Experimentalwerten. Bei 13 080 s fand eine Umschaltung der Speisewasserpumpen statt. Kurz vor Beginn der Phase-A (bei ca. 27 400 s) wurde der Speisewasserdurchfluss zum Wasserpool im SACO-Behälter auf ca. 0,194 kg/s eingestellt. Die Speisewasserpumpe wurde zum Ende der Phase A (bei 29 900 s) ausgeschaltet.

⁷ Tatsächlich ist die Vorgabe von Strukturoberflächentemperaturen in COCOSYS nicht trivial und die als Randbedingungen „vorgegebenen“ Temperaturen sind ihrerseits bereits Simulationsergebnisse und nicht bloß Eingabewerte. Daher ist die gute Übereinstimmung der Kurven in Abb. 6.18 nicht selbstverständlich.

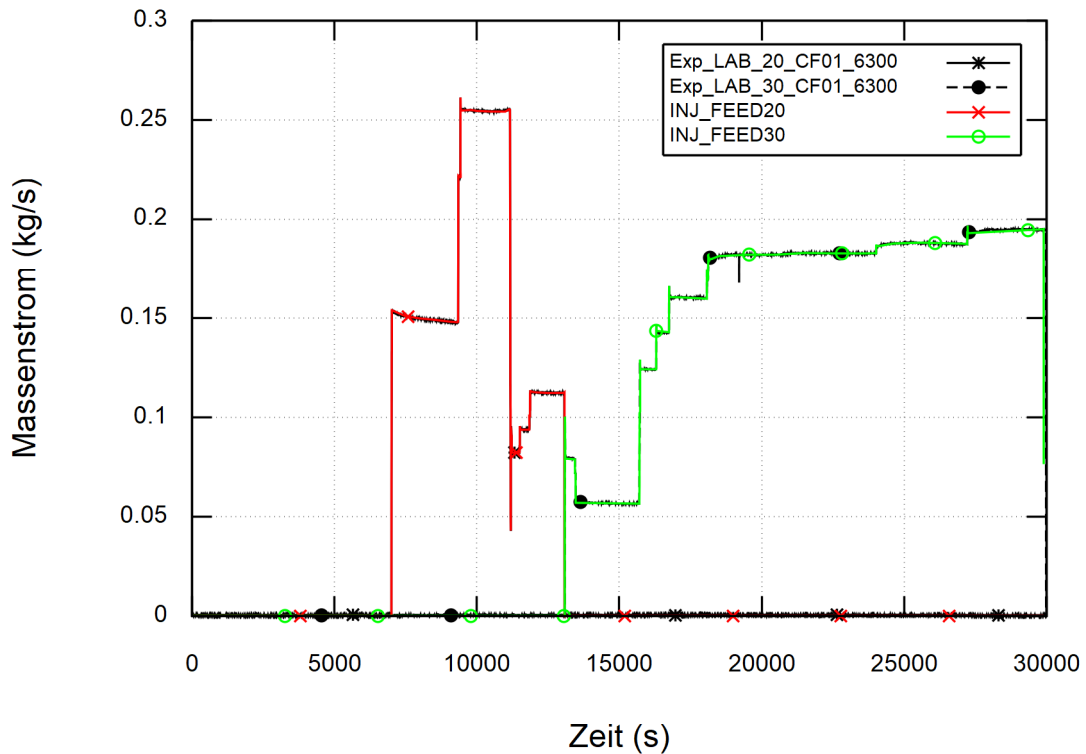


Abb. 6.19 Zeitlicher Verlauf des in COCOSYS vorgegebenen Massenstroms im Vergleich mit dem im Experiment gemessenen Massenstrom der Speisewasserpumpen

Bei der Festlegung der Randbedingungen wurde des Weiteren auch die Wärmeleistung der Charge Line im oberen Bereich des SACO-Pools berücksichtigt. Laut /GOM 22/ beträgt die maximale Leistung zu Beginn der Konditionierungsphase des SACO-Tests P1.1 ca. 110 kW.

6.3.2.1.2 Zweikanal-Modell

Um einphasige Konvektionsströmungen im Wasserpool berechnen zu können, wurde der oben beschriebene Datensatz zu einem Zweikanal-Modell erweitert, in welchem der SACO-Behälter durch zwei parallele Kanäle abgebildet ist. Der erste Kanal umfasst den Innenbereich des Behälters in unmittelbarer Nähe des SACO-Rohrbündels. Der zweite Kanal berücksichtigt den Außenbereich des Behälters. Jeder Kanal wurde in 6 aufeinandergestapelte Zonen (SCPCH1x und SCPCH2x) unterteilt, die sowohl durch vertikale als auch durch horizontale Verbindungen vom ATM-FULL-Typ miteinander verbunden sind. Für die Modellierung der Wärmetauscherrohre des SACO wurde derselbe Ansatz verwendet wie für das Einkanal-Modell. Im Zweikanal-Modell sind die wärmeleitenden

HECU-Strukturen wie Decken, Böden und Wände den einzelnen Zonen des zweiten Kanals (Außenbereich des Behälters) zugeordnet.

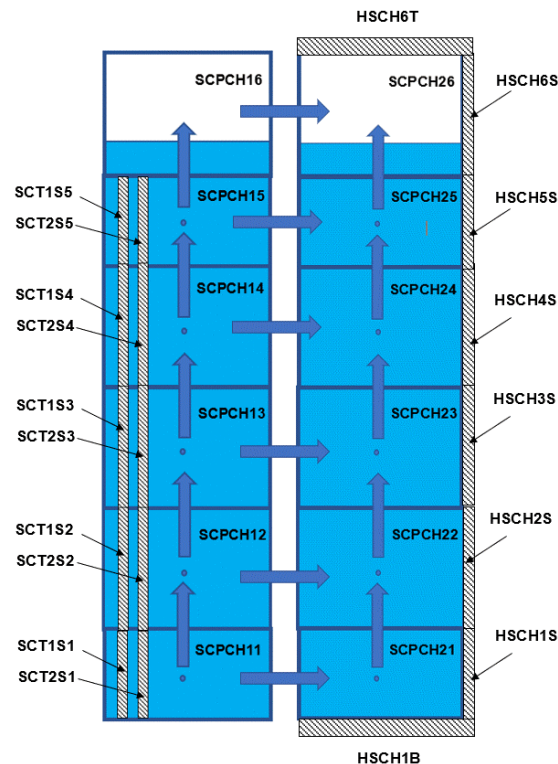


Abb. 6.20 COCOSYS-Nodalisierung mit Zweikanal-Modell des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage

Die Randbedingungen für die HECU-Strukturen sowie der Massenstrom der Speisewasserpumpen wurden wie im Einkanal-Modell vorgegeben. Die Wärmeleistung der Charge Line wurde im oberen Bereich des ersten Kanals definiert, in dem sich auch die Wärmetauscherrohre des SACO befinden.

6.3.2.2 Simulationsergebnisse

6.3.2.2.1 Ergebnisse mit Einkanal-Modell

Zunächst wurden COCOSYS-Nachrechnungen mit dem Einkanal-Modell durchgeführt. In Abb. 6.21 sind die im Test gemessenen Fluidtemperaturen den von COCOSYS berechneten Simulationsergebnissen in den Zonen des SACO-Behälters gegenübergestellt.

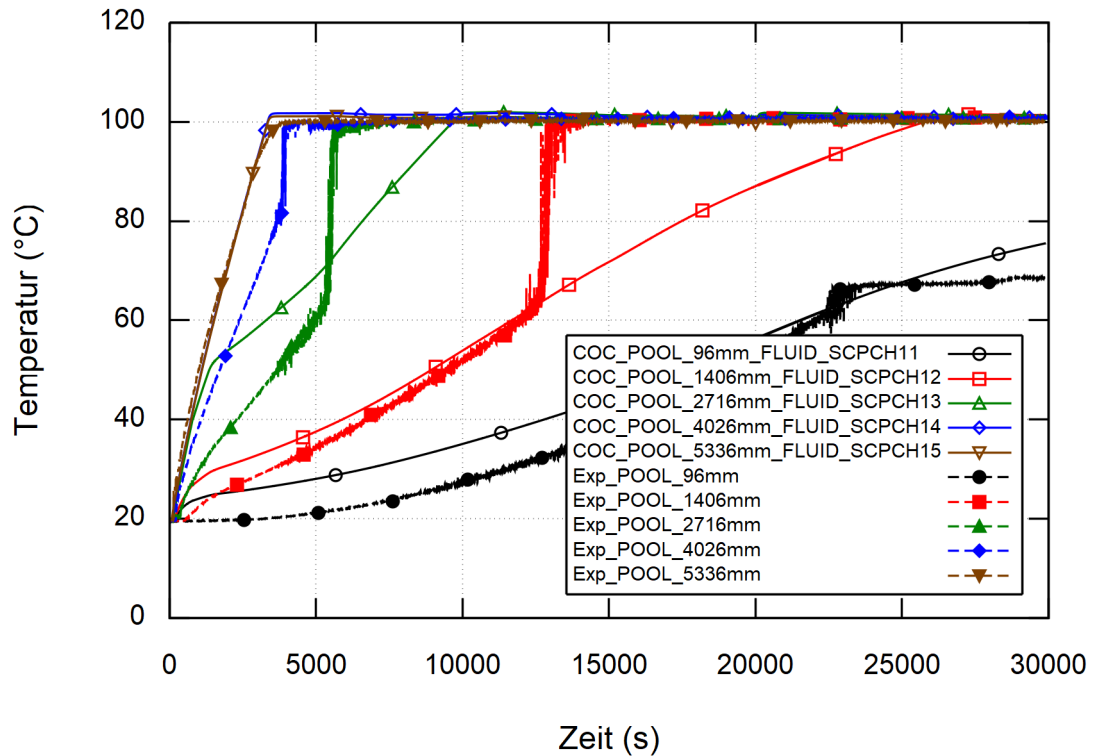


Abb. 6.21 Vergleich der von COCOSYS berechneten Fluidtemperaturen mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters

In der Abbildung sieht man, dass sich in der COCOSYS-Rechnung im SACO-Behälter eine Temperaturschichtung mit nach oben zunehmenden Fluidtemperaturen ausbildet, welche in Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen steht. Bei ca. 3500 s erreicht die Wassertemperatur in den obersten Zonen (SCPCH14 und 15, blaue und braune Kurven) die Sättigungstemperatur zum entsprechenden Gesamtdruck (100 °C bei 1 bar) und es stellt sich gesättigtes Blasensieden ein. Im Gegensatz zu den oberliegenden Zonen erwärmt sich das Wasser in den unteren Zonen deutlich langsamer. In der untersten Zone wird der Siedepunkt bis zum Ende der Simulation überhaupt nicht erreicht (schwarze Kurven); die Fluidtemperatur erreicht bei 30 000 s einen maximalen Wert von nur 74 °C, welcher quantitativ in guter Übereinstimmung mit dem Experiment steht. Im Experiment wurde allerdings beobachtet, dass auf bestimmten Ebenen des SACO-Pools Sprünge in den gemessenen Fluidtemperaturen aufgetreten sind, welche mit dem COCOSYS-Einkanal-Modell nicht wiedergegeben werden. Die Temperatursprünge finden auf der gleichen Ebene des SACO-Pools jeweils an allen drei Messstellen statt; Messfehler sind also mit hoher Wahrscheinlichkeit auszuschließen. Es wird vermutet, dass sich der anfangs nahe der Wasseroberfläche befindliche Bereich mit

gesättigtem Fluid (heißes Wasser und Dampfblasen) ausdehnt und somit eine heiße Temperaturfront den Pool von oben nach unten durchquert. Die gemessenen Temperatursprünge ereignen sich dieser Vermutung zufolge, sobald die Temperaturfront die Messstellen erreicht.

Ein Vergleich der von COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für die Außenseite der obersten (SCT1S5), mittleren (SCT2S3) und untersten (SCT1S1) HECU-Strukturen auf drei verschiedenen Ebenen ist in Abb. 6.22 dargestellt.

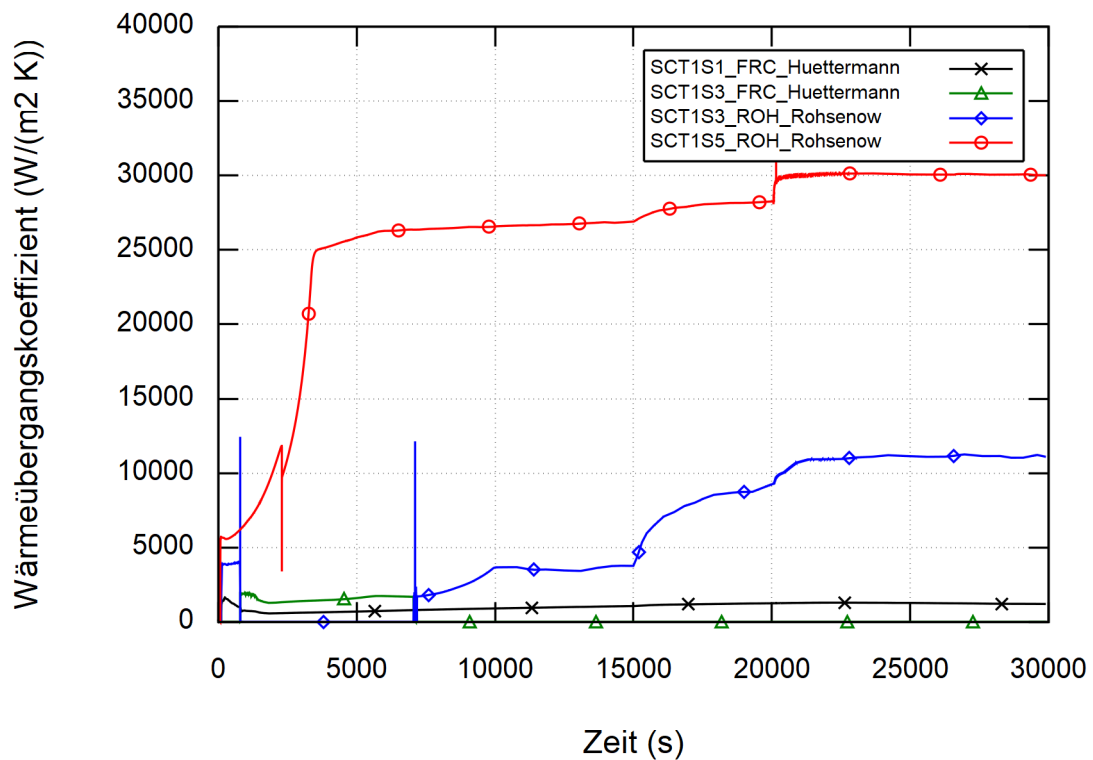


Abb. 6.22 Vergleich der von COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für die Außenseite der obersten (SCT1S5), mittleren (SCT1S3) und untersten (SCT1S1) HECU-Strukturen auf drei verschiedenen Ebenen

Die Abbildung zeigt, dass die Wärmeübertragung über die obersten HECU-Strukturen (SCT1S5) ausschließlich durch Blasensieden erfolgt und die Wärmeübergangskoeffizienten nach der Rohsenow-Korrelation berechnet werden (rote Kurve). Hier wird von COCOSYS ein Wärmeübergangskoeffizient von ca. 30 000 W/m²/K bei einer Wandüberhitzung von 15 K berechnet, was im Einklang mit den Ergebnissen der Stand-alone-Überprüfungen der Korrelationen in AP1 steht, vgl. Abb. 3.4. Dagegen erfolgt die Wärmeübertragung in den untersten HECU-Strukturen (SCT1S1) während der gesamten Simulation nur durch freie Konvektion und der Wärmeübergangskoeffizient wird nach der

Hüttermann-Korrelation berechnet (schwarze Kurve). Für die HECU-Strukturen auf den mittleren Ebenen (SCT1S3) wird zu Beginn der Simulation die Wärmeübertragung durch freie Konvektion berechnet und bei ca. 7000 s kommt es zum Übergang von freier Konvektion auf Blasensieden (grüne und blaue Kurve); der resultierende Wärmeübergangskoeffizient wird programmintern durch Interpolation der Wärmeübergangskoeffizienten für die beiden Wärmetransportmechanismen berechnet. Wie am Peak der blauen Kurve bei 7000 s zu erkennen ist, besteht offensichtlich noch Verbesserungspotenzial bezüglich dieser Interpolation, auch wenn die in Abschnitt 3.4 genannten Arbeiten zu Wärmeübergangsregimewechseln sich bereits positiv auf die Numerik auswirken, wie Abb. 6.23 zeigt: Die Rechnung mit der zu Projektbeginn vorliegenden COCOSYS-Version weist über einen längeren Zeitraum numerisch ungünstige Oszillationen des Wärmeübergangskoeffizienten auf, welche im Projektverlauf auf den einzelnen Peak in Abb. 6.22 reduziert werden konnten.

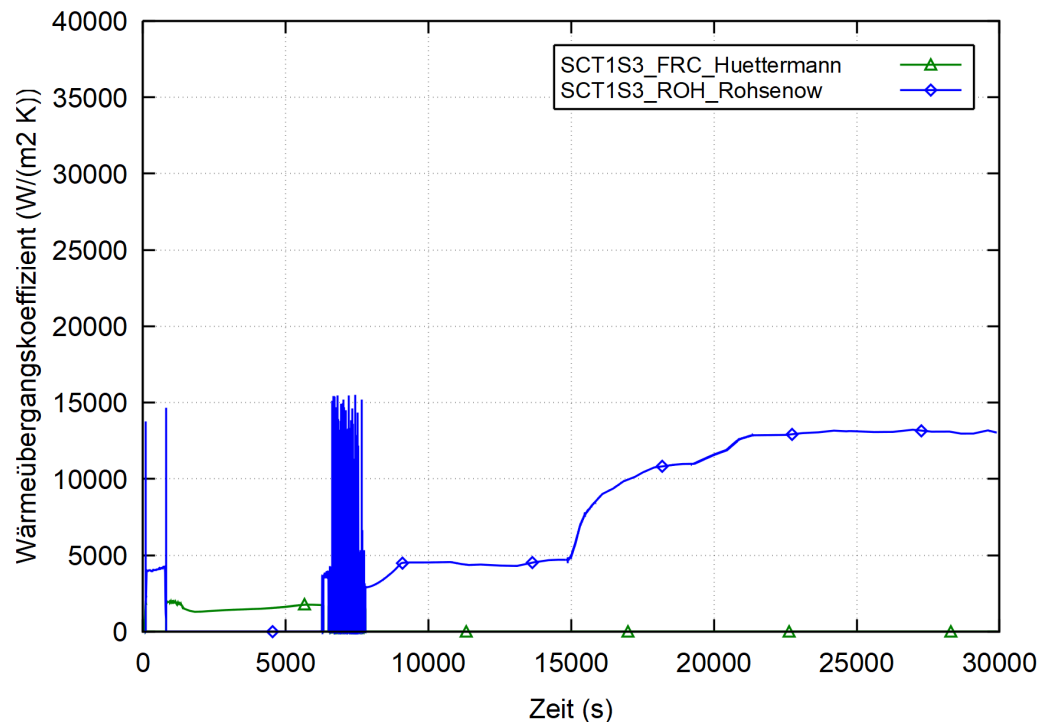


Abb. 6.23 Mit zu Projektbeginn vorliegender COCOSYS-Version berechneter Wärmeübergangskoeffizient für die Außenseite der mittleren (SCT1S3) HECU-Struktur mit deutlichen Oszillationen beim Regimewechsel

Bezüglich des Füllstands im SACO-Behälter stellte sich heraus, dass dieser in der COCOSYS-Simulation abfällt, obwohl der Behälter kontinuierlich mit Wasser bespeist wird (im Experiment wird der Füllstand durch die Bespeisung konstant gehalten, vgl. Abb. 6.24). Dies deutet darauf hin, dass der von COCOSYS berechnete

Energieeintrag ins Wasser zu hoch ausfällt, was auf die Berechnung eines sehr hohen Wärmeübergangskoeffizienten auf der Außenseite der HECU-Struktur im Kontakt mit Wasser zurückzuführen ist, wie im folgenden Abschnitt gezeigt wird.

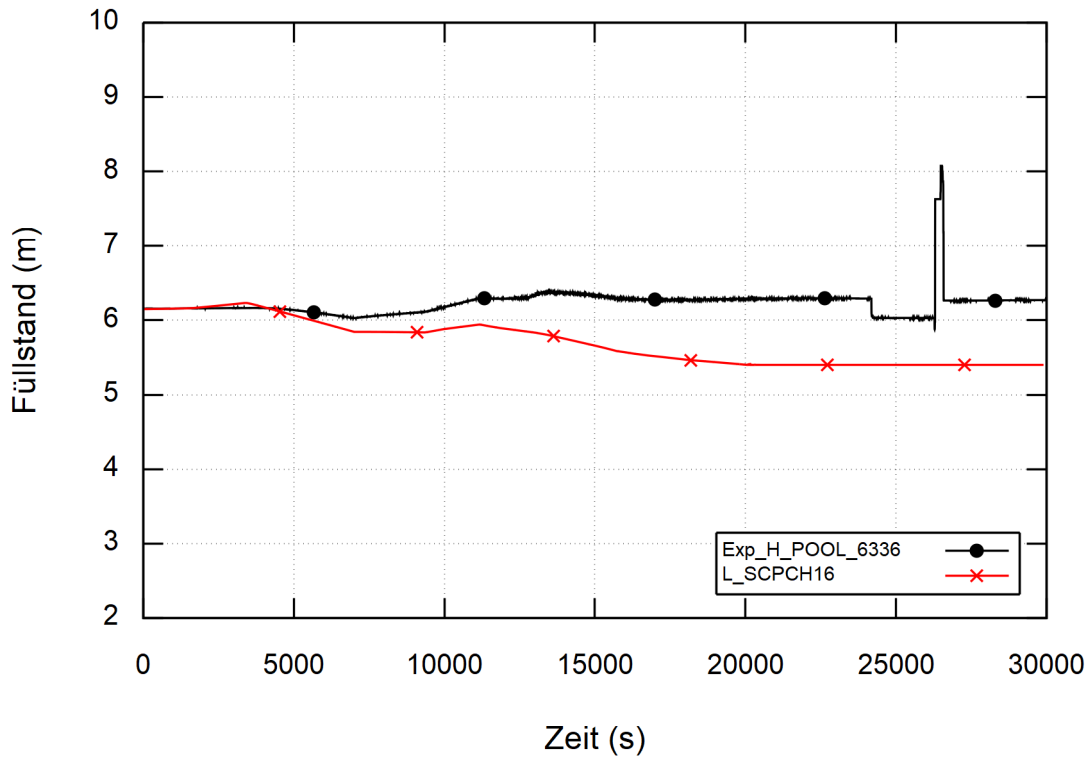


Abb. 6.24 Vergleich des von COCOSYS berechneten Füllstandes im SACO-Behälter (rot) mit dem im Experiment gemessenen Werten (schwarz)

6.3.2.2.2 Ergebnisse mit Zweikanal-Modell

Die Zweikanal-Modellierung erlaubt im Gegensatz zum Einkanal-Modell die Berechnung einer einphasigen Konvektionsströmung im Wasserpool. In der Nachrechnung des SACO-Tests P1.1 führt dies zu einer stärkeren Durchmischung der Wassermassen im oberen und unteren Bereich des SACO-Behälters. Das hat zur Folge, dass das Wasser im mittleren und unteren Bereich signifikant aufgeheizt wird und die Wassertemperatur dort schneller ansteigt als im Experiment, vgl. Abb. 6.25. Die im Experiment gemessenen Temperatursprünge können auch mit dem Zweikanal-Modell nicht wiedergegeben werden.

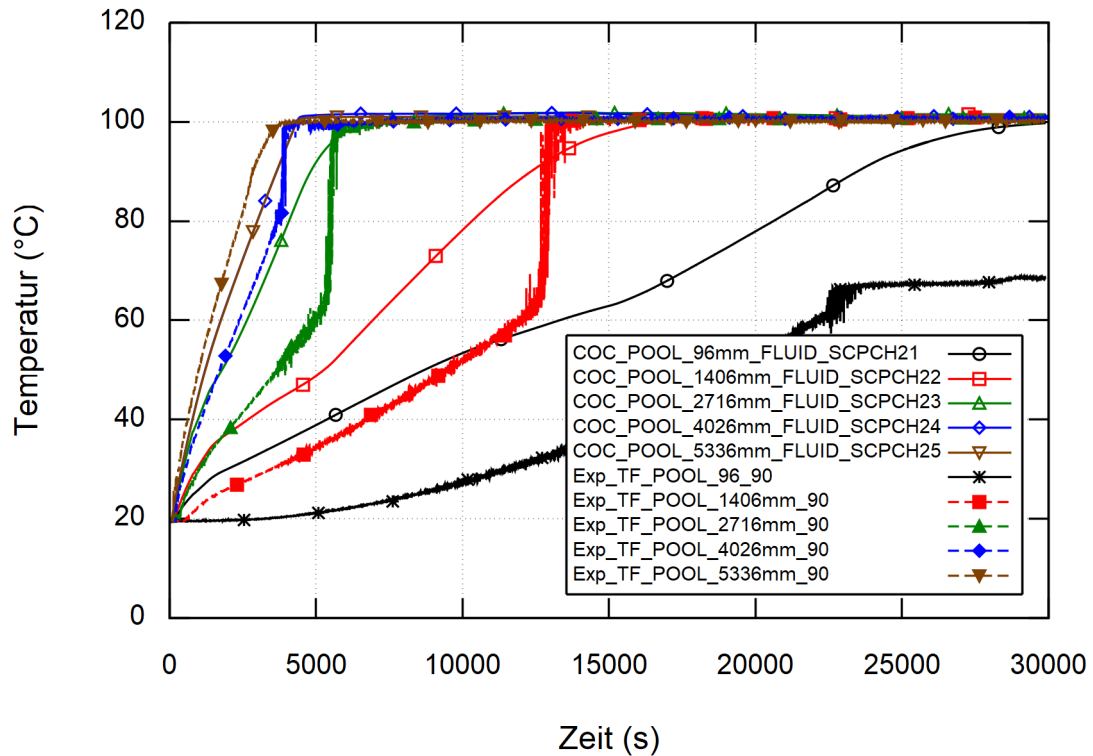


Abb. 6.25 Vergleich der von COCOSYS berechneten Wassertemperaturen mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters

In der Simulation mit dem Zweikanal-Modell verhält sich der Füllstand im SACO-Behälter ähnlich wie in der Rechnung mit dem Einkanal-Modell: Trotz kontinuierlicher Wassereinspeisung fällt der Füllstand zunehmend ab und liegt am Ende der Simulation deutlich unter den Messwerten. Als Ursache für dieses Verhalten wurde ein übermäßig großer Wärmeübergangskoeffizient auf der Außenseite der HECU-Strukturen im Kontakt mit Wasser vermutet, der in COCOSYS zu einem höheren Energieeintrag ins Wasser führt, was im Vergleich zum Experiment eine größere Verdampfungsrate und damit einen niedrigeren Füllstand zur Folge hat. Um diese Vermutung zu prüfen, wurden die Simulationsrechnungen unter Anwendung verschiedener Korrelationen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten auf der Außenseite der HECU-Strukturen wiederholt. Neben der standardmäßig in COCOSYS verwendeten Rohsenow-Korrelation für Blasensieden wurden die Korrelationen von Stephan&Abdelsalam sowie von Forster&Zuber eingesetzt, da diese im Rahmen der Modellstandsbewertung in AP1 eine gute quantitative Übereinstimmung mit Messwerten bei 1 bar aufwiesen, vgl. Abschnitt 3.2.2. Die Simulationsergebnisse für den Füllstand im SACO-Behälter und die Wärmeübergangskoeffizienten an der SACO-Außenseite sind in Abb. 6.26 und Abb. 6.27 gezeigt. Während der

Einsatz der Korrelation von Stephan&Abdelsalam trotz niedrigerem Wärmeübergangskoeffizienten als Rohsenow nur einen geringen Einfluss auf den berechneten Füllstand hat, verbessert die Anwendung der Forster-Zuber-Korrelation die Übereinstimmung des Füllstands in Experiment und Rechnung sichtlich. Dieses Ergebnis bestätigt die Beobachtung aus der Modellstandsbewertung in AP1, dass die in COCOSYS standardmäßig verwendete Rohsenow-Korrelation in ihrer aktuellen Implementierung bei niedrigem Druck deutlich größere (möglicherweise zu große) Wärmeübergangskoeffizienten als die anderen betrachteten Korrelationen berechnet.

Durchführung und Ergebnisse der Vergleichsrechnungen mit COCOSYS zum ausgewählten SACO-Experiment sind in einer technischen Notiz detailliert beschrieben /BAK 24/.

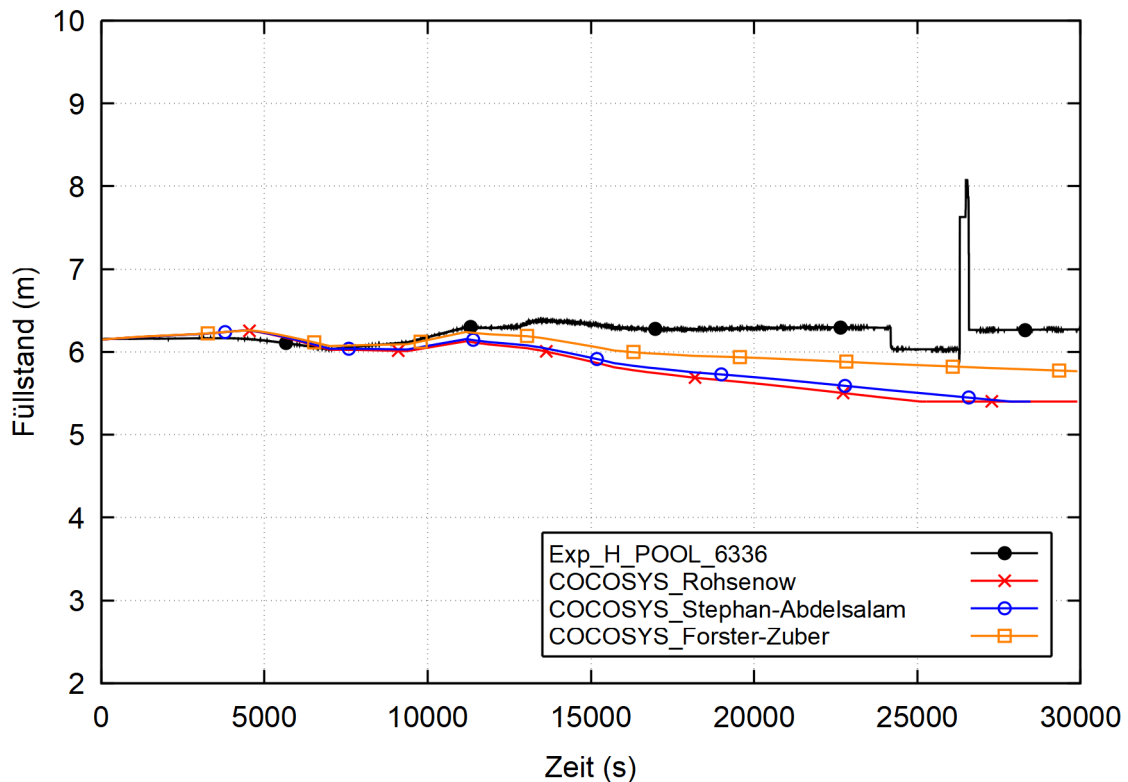


Abb. 6.26 Vergleich des von COCOSYS mit verschiedenen Wärmeübergangskorrelationen berechneten Füllstandes im SACO-Behälter mit dem Experiment

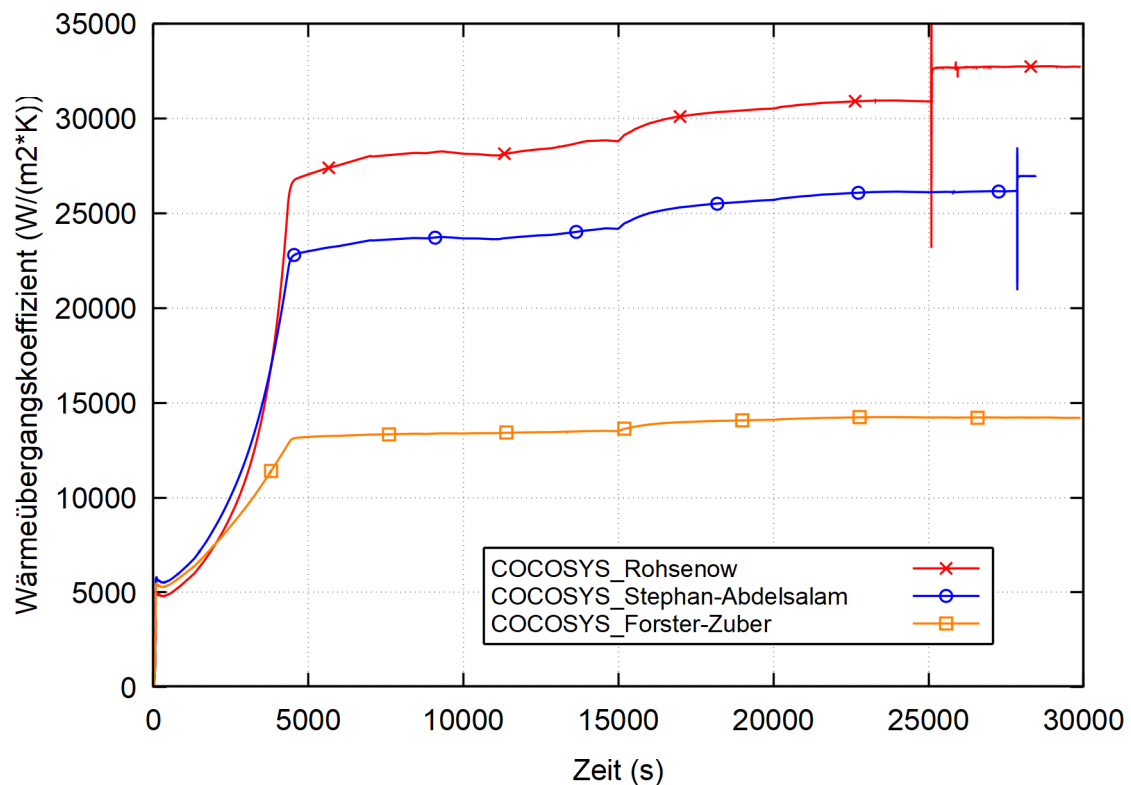


Abb. 6.27 Vergleich der von COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten an der Außenseite der HECU-Strukturen im Kontakt mit Wasser unter Anwendung verschiedener Korrelationen

6.3.3 ATHLET-Simulation

6.3.3.1 Datensatz

Zur Durchführung der ATHLET-Nachrechnungen des ausgewählten SACO-P1.1-Tests wurde im Rahmen der Validierungsarbeiten ein vorhandener Datensatz⁸ modifiziert, um eine gute Vergleichbarkeit mit den COCOSYS-Simulationen zu erreichen. Wie beim COCOSYS-Datensatz sind nur das Rohrbündel sowie der Stahlbehälter des Notkondensators (SACO) modelliert. Der SACO-Behälter ist in einen inneren (SCP-CH00) und vier äußere Kanäle (SCP-CH11 bis -CH41) unterteilt, vgl. Abb. 6.28. Die Kanäle sind durch sogenannte Cross Connection Objects (CCOs) horizontal miteinander verbunden,

⁸ Der vorhandene Datensatz wurde von der GRS im Rahmen des PASTELS-Projekts für Nachrechnungen von Tests aus der PKL-Versuchsreihe (Phase 1 (P1)) in einer 1-Loop-Konfiguration entwickelt /WIE 21/.

wodurch der Queraustausch zwischen den Kanälen berücksichtigt ist. Jeder Kanal ist axial in 10 Kontrollvolumen eingeteilt, davon befinden sich 5 Kontrollvolumen im Bereich der Wärmetauscherrohre und 5 Kontrollvolumen im Bereich oberhalb des SACO-Rohrbündels. Das SACO-Rohrbündel befindet sich in einem separaten Innenkanal (SCP-CH41T). Abgesehen von SCP-CH41T werden die SACO-Kanäle mit dem 3D-Modul gerechnet. Im Gegensatz zur COCOSYS-Rechnung sind im ATHLET-Datensatz die Wärmetauscherrohre des SACO einzeln modelliert; die geometrischen Daten für die Rohre wurden aus der verfügbaren Dokumentation zur PKL-Versuchsanlage /FRA 20/ entnommen.

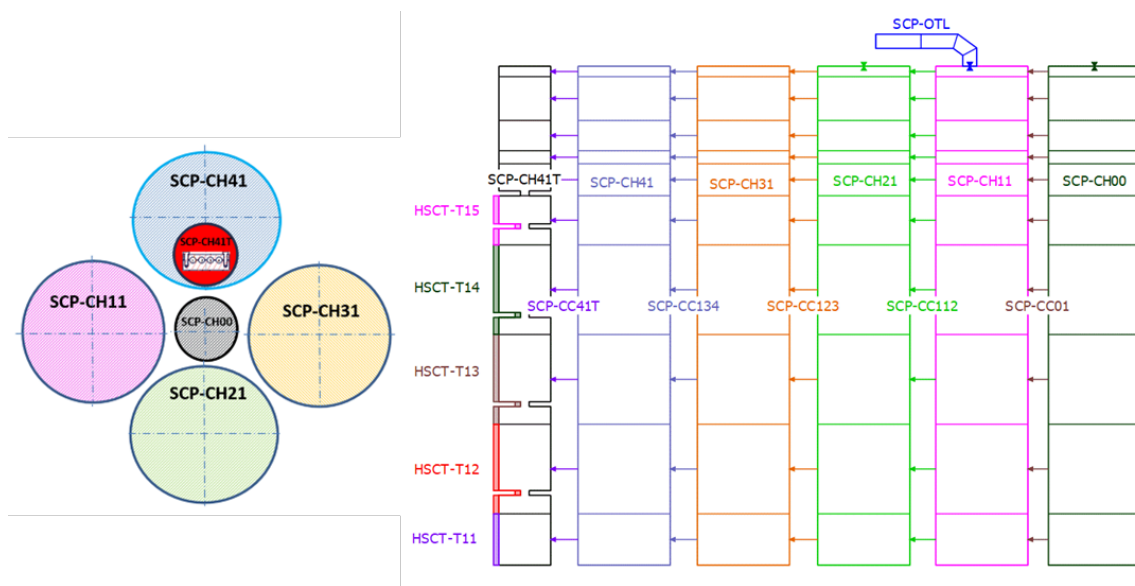


Abb. 6.28 ATHLET-Modellierung des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage: Draufsicht (links) und Nodalisierungsschema (rechts)

Um die Vergleichbarkeit der ATHLET-Ergebnisse zu den COCOSYS-Ergebnissen gewährleisten zu können, sind die SACO-Wärmetauscherrohre ebenfalls mit 5 aufeinander gestapelten HECU-Strukturen entlang der Höhe abgebildet, sodass die Positionen der Thermolemente entlang der Rohrbündelachse mit den Mittelpunkten der entsprechenden HECU-Strukturen übereinstimmen. Da die Wandtemperaturen an der inneren Oberfläche nur für zwei Wärmetauscherrohre (T1 und T3) gemessen wurden, sind die 4 Rohre in zwei Gruppen mit jeweils 2 Rohren (T1+T4 sowie T2+T3) aufgeteilt. Für diese HECU-Strukturen werden die zeitlichen Verläufe der im Experiment gemessenen Innenwandtemperaturen wie bei der COCOSYS-Rechnung vorgegeben. Abb. 6.29 zeigt exemplarisch den zeitlichen Verlauf der im Experiment gemessenen Temperaturen (T1W.x), die für die HECU-Strukturen (HSCT-T1x) als Randbedingungen in ATHLET

definiert sind. Die Vorgabe der Randbedingungen für jede HECU-Struktur erfolgt über Kontrollsignale und Tabellen.

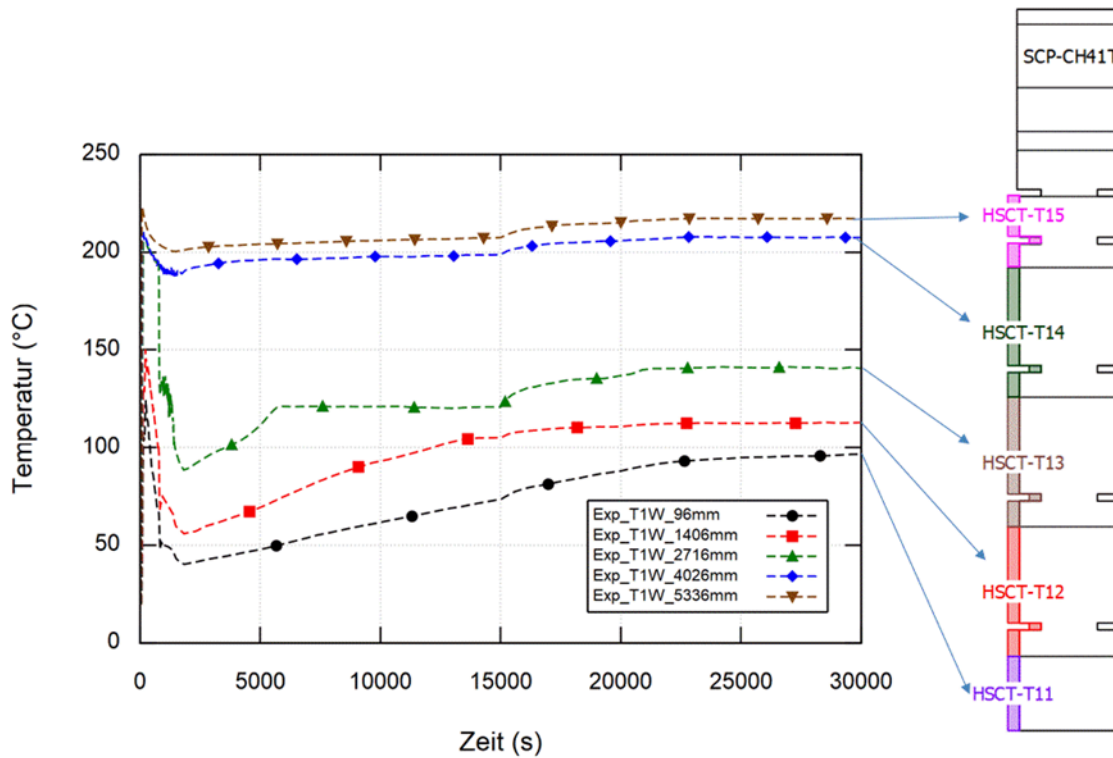


Abb. 6.29 Zeitlicher Verlauf der im Experiment gemessenen Temperaturen an der inneren Wärmetauscherrohroberfläche (T1W.x) entlang der Höhe des Rohrbündels als Randbedingungen für die HECU-Strukturen HSC-T1x in ATHLET

Im ATHLET-Datensatz sind außerdem Decken, Böden und Wände des SACO-Behälters durch wärmeleitende HECU-Strukturen (HSCHxB, HSCHxT und HSCHxS) abgebildet. Für diese Stahlstrukturen sind typische Materialeigenschaften wie Dichte, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit definiert.

6.3.3.2 Simulationsergebnisse

Nach der Erstellung des modifizierten ATHLET-Datensatzes wurde die erste Nachrechnung des ausgewählten SACO-Test P1.1 durchgeführt, um zu prüfen, inwieweit die experimentellen Daten, insbesondere in Bezug auf die Wassertemperatur sowie den Füllstand im SACO-Behälter wiedergegeben werden können. Die Ergebnisse der Simulation mit ATHLET zeigen, dass wie beim COCOSYS-Zweikanal-Modell eine starke Durchmischung der Fluidmassen im SACO-Behälter berechnet wird. Dies führt dazu, dass die

Fluidtemperaturen im unteren Bereich des SACO-Behälters über- und im oberen Behälterbereich unterschätzt werden, wie in Abb. 6.30 erkennbar ist.

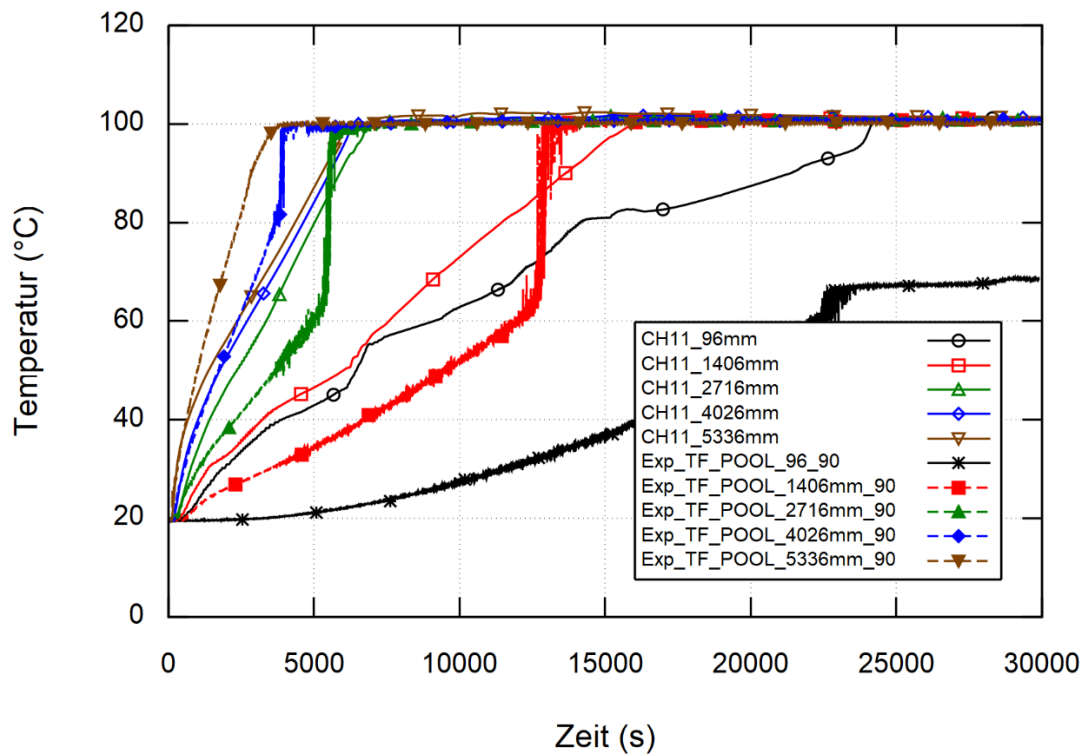


Abb. 6.30 Vergleich der von ATHLET berechneten Fluidtemperaturen im peripheren Kanal (SCP-CH11) mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters

Nachfolgend sind Vergleiche der Simulationsergebnisse von COCOSYS und ATHLET dargestellt. Bezüglich der berechneten Fluidtemperaturen lässt sich beobachten, dass die Temperaturverteilung und damit die thermische Stratifikation im SACO-Behälter mit dem COCOSYS-Zweikanalmodell etwas besser abgebildet wird (Abb. 6.31).

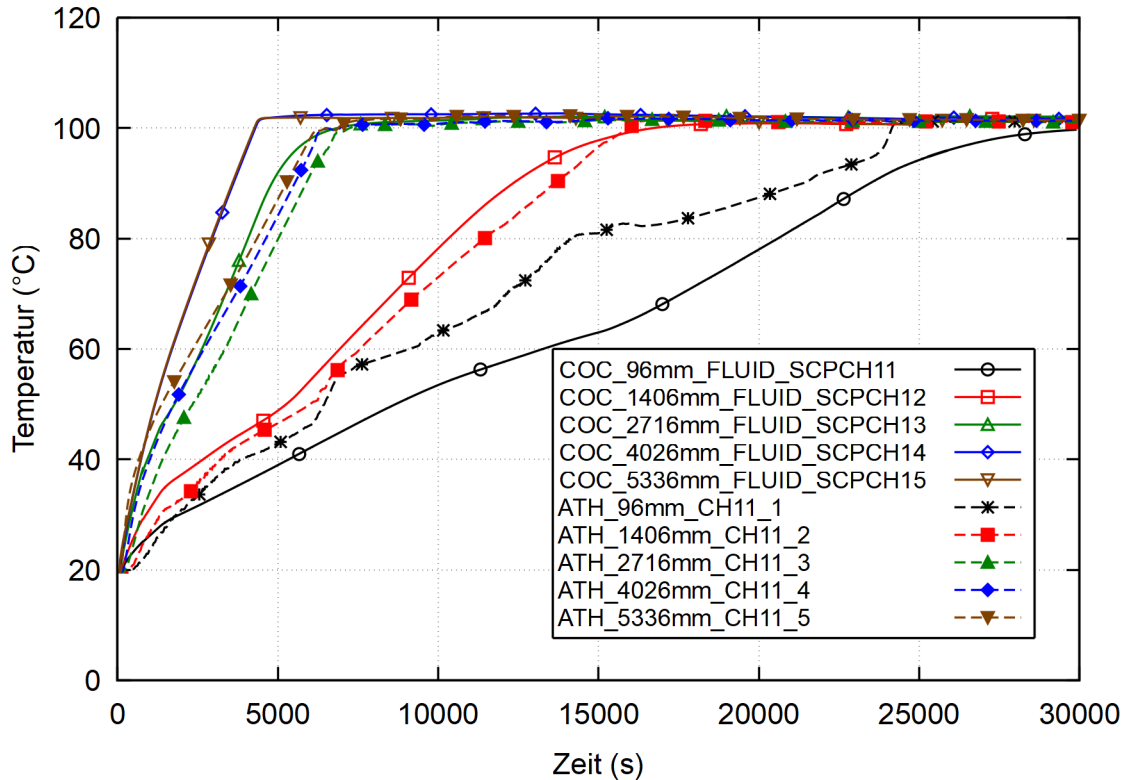


Abb. 6.31 Vergleich der von ATHLET berechneten Fluidtemperaturen mit den Simulationsergebnisse von COCOSYS (Zweikanal-Modell)

Bezüglich des Füllstands im SACO-Behälter wurde festgestellt, dass die Ergebnisse der ATHLET-Simulation im Vergleich zu COCOSYS in besserer Übereinstimmung mit den experimentellen Werten stehen. Dies kann auf die geringere Verdampfungsrate in der ATHLET-Rechnung, verursacht durch kleinere Wärmeübergangskoeffizienten beim Blasensieden, zurückgeführt werden. Abb. 6.32 und Abb. 6.33 zeigen die von ATHLET und COCOSYS berechneten Füllstände und Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich; ATHLET rechnet Blasensieden standardmäßig mit der Forster-Zuber-Korrelation (gelbe Kurven in den Abbildungen), COCOSYS mit der Rohsenow-Korrelation (blaue Kurven). Wie bereits in Abschnitt 6.3.2.2.2 beschrieben, führt die Nutzung der Forster-Zuber-Korrelation in COCOSYS (grüne Kurven) zu besseren Ergebnissen.

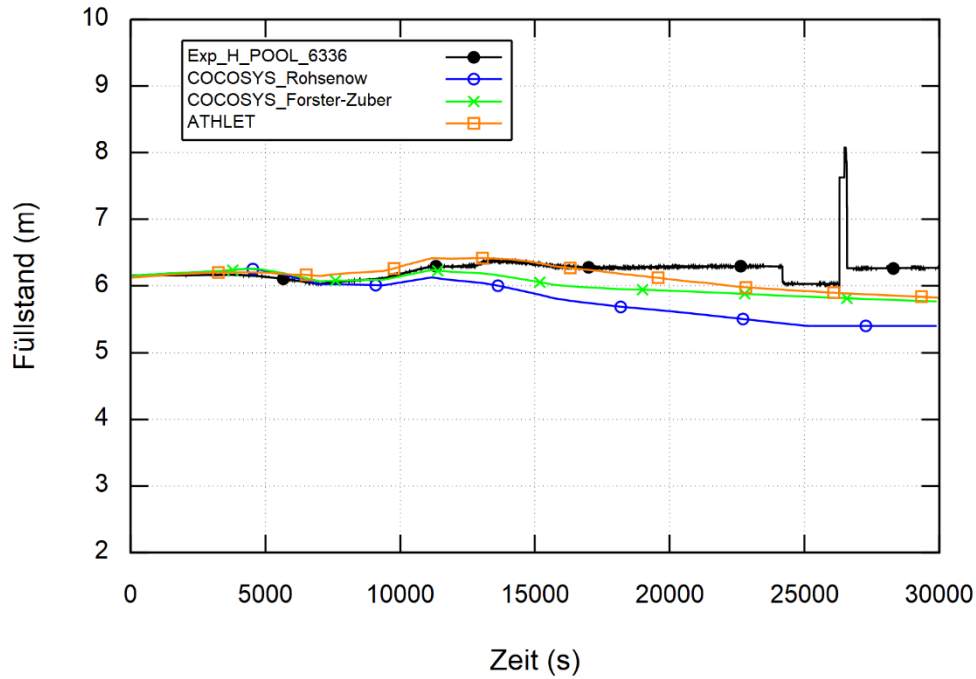


Abb. 6.32 Zeitlicher Verlauf des Füllstandes im SACO-Behälter für die ATHLET-Nachrechnung sowie für die COCOSYS-Variantenrechnungen unter Anwendung der Rohsenow- und der Forster-Zuber-Korrelation im Vergleich zum Experiment

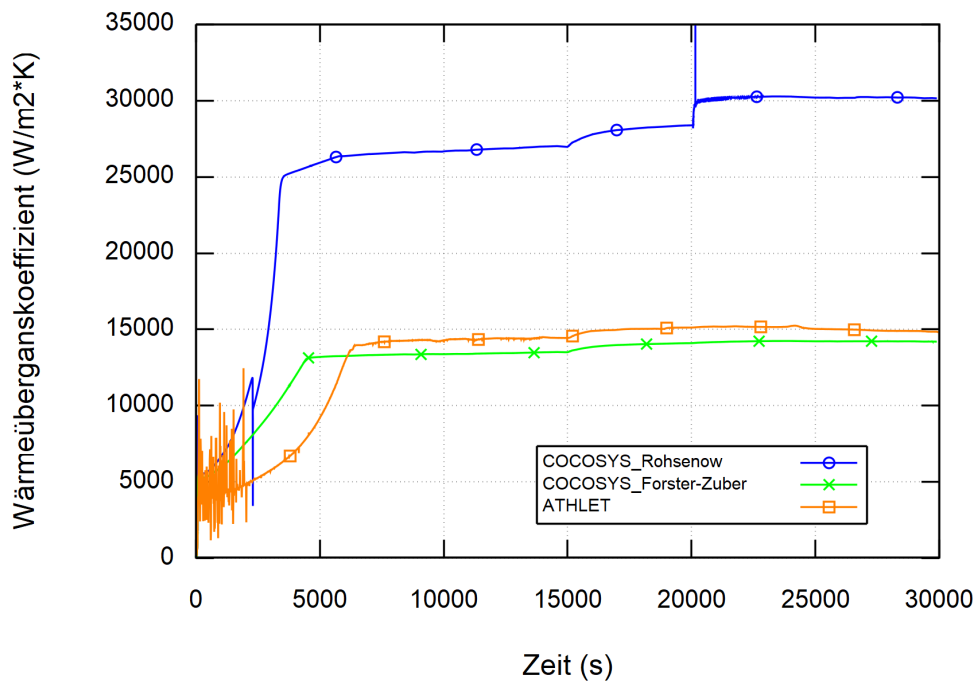


Abb. 6.33 Vergleich des von ATHLET berechneten Wärmeübergangskoeffizienten mit den von COCOSYS berechneten Werten unter Anwendung verschiedener Korrelationen

6.3.4 Fazit

In den Nachrechnungen des PKL-SACO-Versuchs wurden einige Programmentwicklungen erfolgreich angewendet – das Plume-Modell, verschiedene Wärmeübergangskorrelationen aus der statischen Programmbibliothek und die Modifikationen bei Regimewechseln zwischen den Wärmeübergangsmodellen. Allerdings hat sich auch gezeigt, dass nicht alle Aufgaben durch die Entwicklungsarbeiten vollständig gelöst werden konnten; zudem wurden neue Problemfelder aufgedeckt, welche zu Vorhabensbeginn nicht bekannt waren. Die im Folgenden genannten offenen bzw. neu entdeckten Fragestellungen aus den PKL-SACO-Rechnungen sollen in einem Nachfolgevorhaben bearbeitet werden:

Im Rahmen der Untersuchungen zur Frage, warum COCOSYS den Energieeintrag in den Wasserpool überschätzt, wurde festgestellt, dass unter Verwendung der im Nutzerhandbuch empfohlenen Option *FIRST_LAYER_TEMP* zur Approximation der Oberflächentemperatur Inkonsistenzen hinsichtlich der berechneten Wärmeströme und Oberflächentemperaturen bestehen – so wurde beispielsweise Blasensieden berechnet, während gleichzeitig eine Wandtemperatur ausgegeben wurde, welche um gute 20 K unterhalb der lokalen Sättigungstemperatur lag. Dies hängt vermutlich mit dem in Abschnitt 3.3 (dort Abb. 3.9) beschriebenen Problem bei grobem Rechengitter zusammen.

Ein weiteres Problem ist beim Ausdampfen der Wasserphase in einer COCOSYS-Zone beobachtet worden: Aufgrund der bereits in den Schlussfolgerungen zum Plume-Ansatz (Abschnitt 5.1.4) beschriebenen ungünstigen Berechnung der Verdampfungswärmeströme über sogenannte charakteristische Zeitspannen kam es zu einer unphysikalischen Überhitzung des Restwassers in der Zone (auf über 380 °C, d. h. über die kritische Temperatur hinaus – bei einem Druck von ca. 1 bar!) und darauffolgenden numerischen Instabilitäten.

Im Gegensatz zu den COCOSYS-Rechnungen wurden bei der ATHLET-Simulation keine neuen Problemfelder aufgedeckt, jedoch bestehen weiterhin Schwierigkeiten bei der Gemischspiegelsimulation: Um die in AP2 durchgeführten Modellverbesserungen zum ATHLET-Gemischspiegelmodell zu testen, wurde eine Rechnung mit Füllstandsabsenkung im SACO-Behälter durchgeführt. Während die Simulation bei Verwendung der zu Projektbeginn aktuellen ATHLET-Version abstürzte, lief die Rechnung mit der modifizierten Programmversion zwar weiter, allerdings mit Gemischspiegeloszillationen und

erheblich reduzierter Zeitschrittweite. Eine stabile Rechnung mit sinkendem Füllstand konnte nicht durchgeführt werden.

6.4 CI-Integration

Die **C**ontinuous Integration (CI) dient der begleitenden Qualitätssicherung zu Entwicklungsarbeiten an ATHLET und COCOSYS. Durchgeführte Änderungen am Programmcode werden durch die automatische Ausführung hinterlegter Testfälle laufend überprüft. Dadurch wird die Ausführbarkeit verschiedenster Modelle sichergestellt und die unbeabsichtigte Einführung von Fehlern in den Bestandscode (sogenannte *Regressionen*) vermieden. Die hinterlegten Testfälle dienen häufig auch als Ausgangspunkt weiterer Untersuchungen, weil sie unterschiedlichste Eingabeoptionen und Szenarien beinhalten.

Zur sinnvollen Erweiterung der bestehenden CI-Testmatrix kommen solche Datensätze infrage, in denen Modelle angesprochen werden, welche durch die bisherigen CI-Tests noch nicht abgedeckt sind. Für das Vorhaben RS1604 beinhaltet dies COCOSYS-Datensätze zum neu implementierten Plume-Ansatz, zum dynamischen Ansatz sowie zum Filmsieden.

Plume-Ansatz

Zu dem in Abschnitt 5.1 beschriebenen Plume-Ansatz, der den Aufwärtstransport überschüssiger Wärme ermöglicht, wurde ein Testfall in die CI integriert, in dem zwei Simulationen mit und ohne Verwendung des Plume-Ansatzes miteinander verglichen werden. Der Testfall basiert auf dem in Abschnitt 5.1.3 beschriebenen Datensatz mit 5 Zonen.

Dynamischer Ansatz

Zum Testen des in Abschnitt 5.2 beschriebenen dynamischen Ansatzes zum Dampftransport wurde ein Testfall in die CI übernommen, welcher den vertikalen Transport von Wasserdampf in der flüssigen Phase über Verbindungen vom Typ ATM_FULL beinhaltet. Der prinzipielle Aufbau des Falls folgt dem Test b) zu Meilenstein 1, siehe Abb. 5.12. Zusätzlich zu dem in der Abbildung gezeigten Diagramm werden in der CI weitere Kerndaten, die der Fehlererkennung dienen, generiert, wie zum Beispiel Bilanzgrößen des flüssigen und gasförmigen Wassers.

Filmsieden

Zur Kontrolle der Filmsiede-Korrelationen und des glatten Wechsels zwischen verschiedenen Wärmeübertragungsregimes (Abschnitte 3.3 und 3.4) wurde der in Abb. 3.8 skizzierte COCOSYS-Rechenfall in die CI übernommen, in welchem die Nukiyama-Siedekurve nachgefahren wird.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die GRS entwickelt, validiert und verteilt zur Bearbeitung aktueller Fragestellungen der Reaktorsicherheit das Programmpaket AC² mit den Systemrechenprogrammen ATHLET, ATHLET-CD und COCOSYS. Das Programmpaket dient der Analyse des Normalbetriebs und anomalen Betriebs sowie von Stör- und Unfällen in Reaktoranlagen und anderen kerntechnischen Einrichtungen.

Mit der Durchführung des Vorhabens RS1604 wurde der Modellstand von AC² hinsichtlich der Simulation relevanter Phänomene in Wasserpools mit lokalem Wärmeeintrag (Konvektions- und Siedevorgänge, Dampffreisetzung an der Pooloberfläche, Wasserspiegelbewegung) signifikant verbessert:

Die Modelle zum poolseitigen **Wärmeübergang bei freier Konvektion und beim Sieden** an Strukturen betreffend wurden folgende Ergebnisse erzielt: COCOSYS wurde um Modelle zur Berechnung des Wärmeübergangs beim Filmsieden sowie für Rohrbündelgeometrien erweitert; zudem konnte die Numerik beim Wechsel zwischen verschiedenen Wärmeübergangsregimes verbessert werden. Durch die Auslagerung verschiedener Korrelationen aus ATHLET und COCOSYS in eine neu geschaffene, AC²-weite statische Programmbibliothek konnte die Modellbasis vereinheitlicht und gleichzeitig für das separate Testen mittels Unit-Tests vorbereitet werden. Im Rahmen von Vergleichsrechnungen wurde festgestellt, dass die in AC² standardmäßig angewandten Wärmeübergangskorrelationen nach Rohsenow (Blasensieden in COCOSYS), Forster&Zuber (Blasensieden in ATHLET) und Hüttermann (freie Konvektion in COCOSYS) in ihrer implementierten Form in bestimmten Parameterbereichen Ergebnisse liefern, welche deutlich von denen anderer Korrelationen abweichen.

Bezüglich der **Simulation veränderlicher Gemischspiegel** konnten für COCOSYS und ATHLET sowohl das physikalische als auch das numerische Verhalten beim Verfolgen der zeitlichen Änderung des Wasserspiegels bei verfeinerter Unterteilung eines Pools in mehrere Bilanzvolumen verbessert werden. In beiden Codes waren hierfür Modelländerungen auf tiefster Programmebene notwendig. Für die Gemischspiegelsimulation mit ATHLET musste trotz signifikanter Verbesserungen festgestellt werden, dass Fehler in der Massen- und Energiebilanz sowie numerische Instabilitäten vermutlich modellinhärent sind und nicht vollständig behoben werden können. Aus diesem Grund ist die Entwicklung und Umsetzung eines alternativen Gemischspiegelmodells für ATHLET als wichtiges Arbeitspaket in einem Nachfolgevorhaben geplant.

COCOSYS wurde zur Simulation des **Wärme- und Dampftransports** in Wasserpools ertüchtigt. Mit dem Plume-Modell wurde ein innovativer Ansatz realisiert, in welchem der Dampftransport durch sukzessive Energiebilanzen emuliert wird, ohne den Dampfblasenaufstieg detailliert zu modellieren. In COCOSYS-Simulationen mit diesem Modell wurde nachgewiesen, dass es in der Lage ist, den Wärme- und Dampftransport einerseits plausibel und andererseits effizient und numerisch robust zu rechnen. Der im Rahmen des Vorhabens ebenfalls verfolgte dynamische Ansatz konnte nur in Teilen umgesetzt werden; zwar verspricht er eine wesentlich genauere Abbildung der natürlichen Prozesse im Simulationsmodell, allerdings ist seine Umsetzung ungleich komplizierter als die des Plume-Ansatzes.

Die Programmentwicklungen wurden zunächst anhand einfacher Verifizierungsrechnungen getestet. Ausgewählte Rechenfälle wurden für Regressionstests in die **Continuous-Integration**-Prozesse auf der Softwareplattform GitLab integriert. Darüber hinaus wurden einige der zuvor verifizierten Modellentwicklungen in entwicklungsnahe **Validierungsrechnungen** erfolgreich angewendet. Insbesondere konnte für COCOSYS durch die Bereitstellung der Wärmeübergangskorrelationen in einer AC²-weiten Programmbibliothek und durch das Plume-Modell das Anwendungsspektrum nachweislich erweitert werden.

Insgesamt wurden die meisten Vorhabensziele erfüllt, wenngleich die Arbeiten zur Verbesserung des ATHLET-Gemischspiegelmodells und zur Berechnung des Dampftransports in COCOSYS nach dem dynamischen Ansatz nicht abgeschlossen werden konnten. Aus den nicht abgeschlossenen Arbeiten sowie aus einigen im Rahmen der Verifizierungs- und Validierungsrechnungen aufgedeckten neuen Problemfeldern leitet sich weiterer Entwicklungsbedarf ab:

- Da sich das bestehende ATHLET-Gemischspiegelmodell wahrscheinlich nicht abschließend für die Mehrkanalsimulation von siedenden Wasserpools bei niedrigen Drücken ertüchtigen lässt, ist die Entwicklung und Umsetzung eines alternativen Gemischspiegelmodells für ATHLET in einem Nachfolgevorhaben geplant.
- Für die Weiterentwicklung des dynamischen Ansatzes in COCOSYS ist bis zum Erreichen einer vernünftigen Einsatzfähigkeit des Modells mit erheblichem Aufwand zu rechnen; gleichzeitig scheint das deutlich simplere Plume-Modell in der Lage zu sein, den Dampftransport hinreichend gut und numerisch robust abzubilden. Daher sollen sich die weiteren Entwicklungsarbeiten im Rahmen eines Nachfolgevorhabens auf eine Erweiterung des Plume-Modells konzentrieren.

- In Verifizierungsrechnungen zum Plume-Modell hat sich gezeigt, dass der Ansatz für die charakteristischen Zeitspannen, welche in COCOSYS für die Berechnung der Verdampfungsrate zugrunde gelegt werden, das Entstehen unrealistischer Temperaturpeaks bei beheizten Wasservorlagen begünstigt. Diese Problematik ist nicht Plume-Modell-spezifisch, sondern betrifft auch das in COCOSYS allgemein angewendete Bulk-Verdampfungsmodell. Unrealistische Temperaturpeaks und damit verbundene numerische Instabilitäten bei Anwendung des Bulk-Verdampfungsmodells wurden auch in Validierungsrechnungen zum Versuch PKL SACO P1.1 beobachtet. Daher ist die Überarbeitung des Bulk-Verdampfungsmodells eine weitere geplante Entwicklungsaufgabe für ein Nachfolgevorhaben.
- Ebenfalls im Rahmen von Verifizierungs- und Validierungsrechnungen aufgefallen ist eine von der Feinheit des Rechengitters abhängige Inkonsistenz zwischen ausgegebener Oberflächentemperatur und berechneter Wärmestromdichte in COCOSYS. Auch die Behebung dieser Inkonsistenz ist eine Aufgabe für ein Nachfolgevorhaben.
- Nachrechnungen des Versuchs THAI SMR-2 haben ergeben, dass die im Experiment beobachtete thermische Schichtung im Wasserpool mit COCOSYS nur ansatzweise wiedergegeben wird. Es wird vermutet, dass sich die schwache Temperaturschichtung in den COCOSYS-Simulationen auf eine zu starke Durchmischung des Wassers im Pool aufgrund von Einschränkungen in der aktuellen Formulierung der COCOSYS-Junction-Modelle zurückführen lässt. Zu diesem Punkt sind bereits Arbeiten im COCOSYS-Entwicklungsvorhaben UMRS1626, Phase B, vorgesehen.
- Wie oben erwähnt, wurde festgestellt, dass die in AC² standardmäßig angewandten Wärmeübergangskorrelationen für Blasensieden und freie Konvektion in ihrer implementierten Form in bestimmten Parameterbereichen Ergebnisse liefern, die deutlich von denen anderer Korrelationen abweichen. Es wird empfohlen, die Korrelationen mittels breiter angelegter Validierungsrechnungen gezielt zu überprüfen.
- Im Rahmen der Vereinheitlichung der AC²-Modellbasis zum Wärmetransport beim Sieden wurden Korrelationen zur Berechnung der kritischen Heizflächenbelastung in die statische Programmbibliothek ausgelagert. Es bietet sich an, diese Korrelationen zukünftig in COCOSYS zur Berechnung der Interpolationsgrenzen beim Übergang vom Blasen- zum Filmsieden zu nutzen.

Literaturverzeichnis

- /ARE 14/ AREVA NP GmbH (AREVA): Emergency Condenser, Passive heat removal from a pressure vessel. 2014.
- /ARN 24/ Arndt, S., Band, S., Beck, S., Eschricht, D., Iliev, D., Nowack, H., Reinke, N., Spengler, C., Klein-Heßling, W., Sonnenkalb, M., Weber, G.: COCOSYS 3.2.1 User Manual. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-3 / Vol. 1, 2024.
- /BAK 24/ Bakalov, I.: Nachrechnungen ausgewählter PKL-Experimente mit COCOSYS und ATHLET, Technische Notiz. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-V-Bericht, GRS-V-BAK - x/2024: Köln, 2024.
- /BER 61/ Berenson, P. J.: Film-Boiling Heat Transfer From a Horizontal Surface. Journal of Heat Transfer, Bd. 83, Nr. 3, S. 351–356, DOI 10.1115/1.3682280, 1961.
- /BMUV 23/ Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Reaktorsicherheit und Verbraucherschutz (BMUV): Bekanntmachung der Forschungsförderung zur nuklearen Sicherheit, vom 14. November 2023. Hrsg.: Bundesministerium der Justiz und für Verbraucherschutz (BMJ), BAnz AT 22.11.2023 B6, 22. November 2023.
- /BRO 53/ Bromley, L. A., LeRoy, N. R., Robbers, J. A.: Heat Transfer in Forced Convection Film Boiling. Industrial & Engineering Chemistry, Bd. 45, Nr. 12, S. 2639–2646, DOI 10.1021/ie50528a027, 1953.
- /BUC 23/ Buchholz, S., Dünne, N., Fuchs, P., Krieger, J., Koch, M. K., Rincón-Soto, N.-F., Cevikalp Usta, S.: VASiL Erweiterung und Validierung von AC² für die Simulation innovativer LW-SMR. GRS-Bericht, GRS-744, ISBN 978-3-910548-35-0, 2023.
- /COL 13/ Colbert, C.: Overview of NuScale Design. Präsentation, Technical Meeting on Technology Assessment of SMRs for Near-Term Deployment: Chengdu, China, 2. - 4. September 2013.

- /COR 81/ Cornwell, K., Schüller, R. B.: A Study of Boiling outside a Tube Bundle using High Speed Photography. International Journal of Heat and Mass Transfer, Bd. 25, Nr. 5, 1981.
- /DIE 24/ Dieter, K., Freitag, M., Laufenberg, B. von, Colombet, M., Schmidt, E.: Free convection heat transfer at large Rayleigh numbers, Tests SMR-7-12, Versuchsprogramm zu sicherheitsrelevanten Fragestellungen im Containment bestehender und neuer Reaktorkonzepte - THAI Phase VII-a. Becker Technologies GmbH, 1501630-FB/TR-SMR-7-12, Juni 2024.
- /FOI 95/ Foit, J.-J., Reimann, M., Adroguer, B., Cenerino, G., Stiefel, S.: The WECHSL-Mod3 Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete Including the Long Term Behavior. Hrsg.: Forschungszentrum Karlsruhe (FZK), FZKA, Nr. 5522, 1995.
- /FRA 20/ Framatome GmbH, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS): Deliverable 3.1: PKL & SACO Technical Description & Design Review Report, PASTELS. Dezember 2020.
- /FRA 22/ Framatome GmbH, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS): Deliverable 3.2: PKL SACO Phase 1 Experiments, PASTELS Deliverable. Framatome GmbH, 8. Juli 2022.
- /FRE 20/ Freitag, M., Kühnel, A., Schmidt, E.: Technische Beschreibung der THAI+-Versuchsanlage, Fachbericht. Hrsg.: Becker Technologies GmbH, Dezember 2020.
- /FRE 23/ Freitag, M., Laufenberg, B. von, Colombet, M., Schmidt, E., Dieter, K.: Free convection heat transfer at large Rayleigh numbers, Tests SMR-1-6. Becker Technologies GmbH, 1501630-FB/TR-SMR-1-6, 2023.
- /GOM 22/ Gomez-García-Toraño, I.: Deliverable 3.3: Summary of P1 pre and post-test calculations, PASTELS. Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives (CEA), 21. Dezember 2022.

- /GRO 07/ Groeneveld, D. C., Shan, J. Q., Vasić, A. Z., Leung, L., Durmayaz, A., Yang, J., Cheng, S. C., Tanase, A.: The 2006 CHF Look-up Table. Nuclear Engineering and Design, Bd. 237, Nr. 15-17, S. 1909–1922, DOI 10.1016/j.nucengdes.2007.02.014, 2007.
- /GRS 20/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS): AC² - Overview. Erreichbar unter "<https://user-codes.grs.de/AC2>", Stand von 2020.
- /GRS 24/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Managementhandbuch Kap. 2-2-3-5: Softwareentwicklung (Teilkernprozess TKP 03-05). 35 S., 18. November 2024.
- /HÖL 88/ Höld, A.: HETRAC: A Heat Transfer Coefficients Package for Nuclear Power Plants at Normal and Abnormal Conditions. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-Bericht, GRS-A-1446, Mai 1988.
- /ILI 23a/ Iliev, D., Spengler, C.: Neue Modelle für Übergangssieden und Filmsieden in COCOSYS, Technische Notiz. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 2023.
- /ILI 23b/ Iliev, D., von der Cron, D., Spengler, C.: Bewertung des Modellstandes der Wärmeübergangskorrelationen für freie Konvektion und Behältersieden in AC2, ATHLET und COCOSYS, Technische Notiz. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, 18. August 2023.
- /ILI 23c/ Iliev, D., Bakalov, I., Spengler, C.: Plume-Ansatz zum Wärmetransport in Wasserpools beim Sieden, Technische Notiz. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 2023.

- /ILI 24a/ Iliev, D.: Erweiterung von COCOSYS zur Simulation von Vorgängen im Zusammenhang mit dem Transport von Wasserdampf in Wasserpools., Meilenstein 1: Erweiterung des Verbindungsmodells ATM_FULL für den Transport der weiteren Komponente Dampf im Flüssigteil und Berücksichtigung einer Aufwärtsbewegung der Komponente Dampf im flüssigen Zonenteil unabhängig vom Wasser. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 2024.
- /ILI 24b/ Iliev, D.: Simulationen der THAI SMR2 Versuch mit COCOSYS, Technische Notiz. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 2024.
- /ILI 25/ Iliev, D.: Erweiterung von COCOSYS zur Simulation von Vorgängen im Zusammenhang mit dem Transport von Wasserdampf in Wasserpools, Meilenstein 2: Lokale Dampferzeugung an heißen Strukturen. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Mai 2025.
- /INA 75/ Inayatov, A.: Correlation of Data on Heat Transfer. Flow Parallel to Tube Bundles at Relative Tube Pitches of $1.1 < s/d < 1.6$. Heat Transfer - Soviet Research, Vol. 7, No. 3, S. 84–88, 1975.
- /INL 12/ Idaho National Laboratory (INL): RELAP5-3D Code Manual Volume IV: Models and Correlations. INEEL-EXT-98-00834, 2012.
- /KLE 16/ Klein-Heßling, W., Arndt, S., Bakalov, I., Beck, S., Krönung, D., Nowack, H., Reinke, N., Schwarz, S., Spengler, C., Sonnenkalb, M., Weber, G.: Gezielte Validierung von COCOSYS und ASTEC sowie Durchführung von Anwendungsrechnungen. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-Bericht, GRS-407, ISBN 978-3-944161-89-1: Köln, 2016.
- /KOL 05/ Kolev, N. I.: Multiphase Flow Dynamics 2, Thermal and Mechanical Interactions. ISBN 3-540-22107-7, Springer: Berlin Heidelberg New York, 2005.
- /MCA 54/ McAdams, W. H.: Heat transmission. McGraw-Hill series in chemical engineering, McGraw-Hill, 1954.

- /MER 87/ Merker, G. P.: Konvektive Wärmeübertragung. Wärme- und Stoffübertragung, ISBN 978-3-540-16995-6, DOI 10.1007/978-3-642-82890-4, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 1987.
- /MOS 63/ Mostinski, I. L.: Calculation of heat transfer and critical heat flux in boiling liquids based on the law of corresponding states. Teploenergetika, vol. 4, Nr. 10, S. 66, 1963.
- /PAR 17/ Park, S. H., Park, C., Lee, J., Lee, B.: A Simple Parameterization for the Rising Velocity of Bubbles in a Liquid Pool. Nuclear Engineering and Technology, Bd. 49, Nr. 4, S. 692–699, DOI 10.1016/j.net.2016.12.006, 2017.
- /ROH 51/ Rohsenow, W. M.: A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids, Technical Report No. 5. Massachusetts Institute of Technology (MIT), 1951.
- /ROH 52/ Rohsenow, W. M.: A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Nr. 74, S. 969–976, 1952.
- /SCH 96/ Schaffrath, A.: Experimental and analytical studies on the effectiveness of the emergency capacitor of the SWR600 / 1000. Forschungszentrum Jülich GmbH, FZJ-2019-01757, 1996.
- /SCH 24a/ Schöffel, P. J., Di Nora, V. A., Eckert, D., Junk, M., Cron, D. von der, Weyermann, F., Wielenberg, A.: ATHLET 3.4.1 Models and Methods. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P-1/Vol. 4 Rev. 9, Mai 2024.
- /SCH 24b/ Schöffel, P. J., Di Nora, V. A., Eckert, D., Junk, M., Cron, D. von der, Weyermann, F., Wielenberg, A.: ATHLET 3.4.1 User's Manual. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P-1/Vol 1 Rev. 12, Mai 2024.

- /SON 22/ Sonntag, D., Bratfisch, C., Koch, M. K.: Development of a heat transfer correlation for high Rayleigh-number free convection at vertical, heated SMR containment surfaces in water filled pools. In: American Nuclear Society (ANS), SCK-CEN (Hrsg.): 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics. NURETH 19, virtual, 6. - 11. März 2022, Bd. 35358, 2022.
- /SPE 24a/ Spengler, C., Arndt, S., Bakalov, I., Beck, S., von der Cron, D., Eschricht, D., Iliev, D., Nowack, H.: Verbesserungen von Modellen zur Simulation von Containmentphänomenen mit dem AC2-Programm COCOSYS, Abschlussbericht. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-Bericht, GRS-777: Köln, November 2024.
- /SPE 24b/ Spengler, C., Iliev, D., Bakalov, I., Eschricht, D., von der Cron, D.: Heat Removal To Large Water Pools – Macroscopic Modelling Of Microscopic Phenomena In The Simulation Code AC2/COCOSYS. In: KTH Royal Institute of Technology (Hrsg.): The 11th European Review Meeting on Severe Accident Research - ERMSAR 2024. ERMSAR 2024, Stockholm, 2024.
- /SPE 24c/ Spengler, C., Eschricht, D.: Konzept und Arbeitsplan für die Erweiterung von COCOSYS zur Simulation von Vorgängen im Zusammenhang mit dem Transport von Wasserdampf in Wasserpools, Technische Notiz. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 2024.
- /SPE 25/ Spengler, C., Iliev, D., Bakalov, I., Eschricht, D., von der Cron, D.: Macroscopic modelling of heat removal to large water pools in the code AC2/COCOSYS and its application to experimental facilities simulations, submitted on May 21, 2025. Nuclear Engineering and Design, 2025.
- /STE 80/ Stephan, K., Abdelsalam, M.: Heat-transfer correlations for natural convection boiling. International Journal of Heat and Mass Transfer, Bd. 23, S. 73–87, 1980.
- /STE 23/ Stewering, J.: CFD simulation of a THAI VII SMR experiment. Präsentation, CFD network meeting, CFD network, 14. März 2023.

- /VDI 13/ Verein Deutscher Ingenieure (VDI), VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC): VDI-Wärmeatlas, Mit 320 Tabellen. VDI-Buch, 11. Aufl., 1760 S., ISBN 978-3-642-19981-3, DOI 10.1007/978-3-642-19981-3, Springer Vieweg: Berlin, 2013.
- /WAN 20/ Wang, J., Li, X., Allison, C., Hohorst, J. (Hrsg.): Nuclear power plant design and analysis codes, Development, validation, and application. Woodhead Publishing series in energy, 1 volume, ISBN 9780128181904, Woodhead Publishing: Oxford, 2020.
- /WEC 17/ Westinghouse Electric Company LLC (WEC): AP1000 Pre-Construction Safety Report. UKP-GW-GL-793NP, 17. März 2017.
- /WEY 19/ Weyermann, F., Spengler, C., Schöffel, P. J., Buchholz, S., Steinhoff, T., Sonnenkalb, M., Wielenberg, A., Schaffrath, A.: Development of AC² for the simulation of advanced reactor design of Generation 3/3+ and light water cooled SMRs. Kerntechnik, Bd. 84, Nr. 5, S. 357–366, DOI 10.3139/124.190068, 2019.
- /WEY 24/ Weyermann, F., Eschricht, D., Wielenberg, A., Steinhoff, T., Schöffel, P. J., Spengler, C., Lovasz, L.: AC² 2023.2 User Manual. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P-15/Vol. 1 Rev. 2, 80 S., Mai 2024.
- /WIE 21/ Wielenberg, A.: ATHLET Input Deck Description for PKL III facility, Technical Note TN-WIB-01-21. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), April 2021.
- /ZUB 61/ Zuber, N., Tribus, M., Westwater, J. W.: The Hydrodynamic Crisis in the Pool Boiling of Saturated and Subcooled Liquids. In: American Society of Mechanical Engineers (ASME) (Hrsg.): Proceedings of Second International Heat Transfer Conference. International Heat Transfer Conference, Boulder, Colorado, 28. August - 1. September 1961, Bd. 2, S. 224–229, 1961.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra klein.....	9
Abb. 3.2	Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra mittelgroß	10
Abb. 3.3	Vergleich ausgewählter Korrelationen für freie Konvektion, Ra groß (gelbe und grüne Kurve überlagernd)	10
Abb. 3.4	Vergleich der untersuchten Siede-Korrelationen bei 1 bar	13
Abb. 3.5	Kontaktwinkel β an einer Dampfblase, Abbildung nach /ROH 51/.....	14
Abb. 3.6	Skizze des Nukiyama-Diagramms	17
Abb. 3.7	Siedekurve, generiert im Unit-Test mittels Treiberprogramm und statischer AC ² -Programmbibliothek	18
Abb. 3.8	Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS: Schematische Darstellung von Wasserpool und Heizplatte.....	19
Abb. 3.9	Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS: Berechnete Siedekurve.....	19
Abb. 3.10	Nachfahren der Nukiyama-Kurve in COCOSYS mit progressiver Gitterverfeinerung auf der wassergekühlten Seite (blau) gegenüber einem äquidistanten Gitter (orange).....	20
Abb. 3.11	Wärmeübergangskoeffizient beim Durchlaufen verschiedener Regimes, ursprüngliche Übergänge mit Oszillationen.....	22
Abb. 3.12	Wärmeübergangskoeffizient beim Durchlaufen verschiedener Regimes, verbesserte Übergänge	22
Abb. 3.13	Verbesserte Interpolation beim Übergang zwischen freier Konvektion und Blasensieden (grün) gegenüber der bisherigen Implementierung (Referenz, blau).....	23
Abb. 3.14	COCOSYS-Modellerweiterungen (grüne Ovale) für den Wärmeübergang bei freier Konvektion an der Außenseite von Rohren und Bündeln.....	24
Abb. 3.15	COCOSYS-Modellerweiterung (grünes Oval) für den Wärmeübergang bei Blasensieden an der Außenseite von Rohren und Bündeln	24
Abb. 4.1	Parallelkanal-(Zweikanal-)Nodalisierung eines Wasserpools mit Separation der Konvektionsströmungen am Gemischspiegel	27

Abb. 4.2	Skizze des Szenarios	29
Abb. 4.3	Zeitlicher Verlauf der Wasserspiegel in der Referenzrechnung.....	30
Abb. 4.4	Zeitlicher Verlauf verschiedener Zustandsgrößen im Moment des Zonenübergangs der Wasseroberfläche für die Referenzrechnung (<i>ref</i> , in Schwarz) und nach erfolgter Modifikation des Programmcodes (<i>korr</i> , in Rot).....	32
Abb. 4.5	Skizze des neu eingeführten Zustands M von Verbindungen des Typs ATM_FULL. Im Zustand M können Gas <i>und</i> Wasser transportiert werden.....	33
Abb. 4.6	Beheizter Pool mit unterkühltem Blasensieden	38
Abb. 4.7	Intermittierender, stetig wachsender Dampfvolumenanteil beim unterkühlten Blasensieden in CV 6	38
Abb. 4.8	Massenfehler (Residuum) des Modells zum unterkühlten Blasensieden (rot) und verbessertes Modell (blau)	39
Abb. 4.9	Zeitlicher Verlauf der Gemischspiegelhöhe ZML in den Parallelkanälen vor der Programmmodifikation	41
Abb. 4.10	Zeitlicher Verlauf der Gemischspiegelhöhe ZML in den Parallelkanälen nach der Programmmodifikation	42
Abb. 4.11	Anzahl der für die Simulation benötigten Zeitschritte vor (oben) und nach (unten) der Programmmodifikation	43
Abb. 4.12	Zeitlicher Verlauf des Massenfehlers vor (oben) und nach (unten) der Programmmodifikation.....	44
Abb. 4.13	Horizontale Strömung bei unterschiedlichen Gemischspiegelhöhen innerhalb und außerhalb des Übergangsbereichs <i>Ftransition</i>	46
Abb. 4.14	Verteilung der horizontalen Phasenmassenströme am Gemischspiegel (bisherige Modellierung)	48
Abb. 4.15	Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb und unterhalb eines Gemischspiegels mit Gemischspiegel im Nachbarvolumen (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs.....	50
Abb. 4.16	Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme oberhalb eines Gemischspiegels im unteren Verblockungsbereich mit Gemischspiegel im Nachbarvolumen (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs	50

Abb. 4.17	Horizontale Wasser- und Dampfmassenströme unterhalb eines Gemischspiegels im oberen Verblockungsbereich mit Gemischspiegel im Nachbarvolumen (a) innerhalb, (b) unterhalb und (c) oberhalb des Übergangsbereichs	51
Abb. 4.18	Dampfvolumengehalt im Kontrollvolumen oberhalb eines Gemischspiegels mit der ursprünglichen und der modifizierten Implementierung der horizontalen Massenströme am Gemischspiegel	52
Abb. 4.19	Zeitschrittweite mit der ursprünglichen und der modifizierten Implementierung der horizontalen Massenströme am Gemischspiegel	52
Abb. 4.20	Hysterese bei steigendem Gemischspiegel	53
Abb. 4.21	Unterschiedliche Massenzu- und -abnahmen bei steigendem und fallendem Gemischspiegel.....	54
Abb. 4.22	Oszillationen des Gemischspiegels bei zwei parallelen Kanälen (Prinzipskizze)	55
Abb. 5.1	Skizze des Plume-Ansatzes	58
Abb. 5.2	Skizze zur automatischen Plume-Pfad-Erkennung	59
Abb. 5.3	Beispielausgabe für NONEQUILIB-Modulparameter.....	62
Abb. 5.4	Beispielausgabe für Plume-Pfade.....	62
Abb. 5.5	Nodalisierung zum Testen der Plume-Pfad-Erkennung.....	63
Abb. 5.6	Temperaturverlauf in der flüssigen Phase in der untersten Zone	63
Abb. 5.7	Zeitverlauf der Wasserdampfmassen in den flüssigen Phasen der Zonen Z1 und Z2	68
Abb. 5.8	Zeitverlauf der Wasserdampfmassen in den flüssigen Phasen der Zonen Z1 und Z2	70
Abb. 5.9	Geometrie für Test a) zu Meilenstein 1	71
Abb. 5.10	Geometrie für Test b) zu Meilenstein 1	72
Abb. 5.11	Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen Z1 und Z2. Test a) zu Meilenstein 1.....	72
Abb. 5.12	Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen Z1 und Z2. Test b) zu Meilenstein 1.....	73

Abb. 5.13	Verschiedene Wärmeübergangsmodi in COCOSYS mit Sieden. Heiße Struktur (orange) und geflutete Zone (hellblau)	73
Abb. 5.14	Abhängigkeit des Wärmestrom-Koeffizienten F_{boil} von der Wandüberhitzung $\Delta TWUE$	74
Abb. 5.15	Geometrie des Rechenfalls zu Meilenstein 2: Wasserpool und heizende Struktur.....	75
Abb. 5.16	Meilenstein 2: Nodalisierung von Wasserpool und Umgebung. V12 etc. sind ATM_FULL-Verbindungen	76
Abb. 5.17	Meilenstein 2: Wasserdampfmasse in den flüssigen Teilen der Zonen 1 bis 4 mit dem neuen Modell für Dampferzeugung an heißen Strukturen.....	77
Abb. 6.1	THAI+-Versuchsanlage. TTV-Behälter (in der Abbildung links) und PAD-Behälter (in der Abbildung rechts). Modifikation einer Abbildung aus /FRE 23/.....	84
Abb. 6.2	Mit Wasser gefüllter PAD-Behälter mit dem installierten Containment-Simulator (grau markiert) (links). Seitenansicht des CS (mittig) und Querschnittsansicht des CS (rechts). Abbildung aus /FRE 23/	85
Abb. 6.3	Draufsicht (links) und Seitenansicht (rechts) der ATHLET-Zweikanal- Nodalisierung zum THAI-SMR-2-Versuch.....	86
Abb. 6.4	Draufsicht der Mehrkanalnodalisierung.....	87
Abb. 6.5	Temperaturschichtung im Experiment und in den ATHLET- Simulationen mit und ohne 3D-Modul bei Nutzung der Mehrkanalnodalisierung: Fluidtemperaturen im PAD	88
Abb. 6.6	Temperaturschichtung im Experiment und in den ATHLET- Simulationen mit und ohne 3D-Modul bei Nutzung der Mehrkanalnodalisierung: Innenwandtemperaturen des PAD.....	89
Abb. 6.7	Vergleich der Simulationen mit und ohne aktiviertem 3D-Modell bzgl. übertragener Wärme aus dem Containment und dem Pool sowie Druck im Containment	90
Abb. 6.8	Geschwindigkeitsverteilung in ausgewählten Kanälen der Mehrkanalnodalisierung mit und ohne aktiviertem 3D-Modell	91
Abb. 6.9	COCOSYS-Nodalisierung mit einer Zone für den Wasserpool (links). Vergleich von simuliertem Temperaturverlauf mit mittlerem experimentellen Temperaturverlauf (rechts).....	93

Abb. 6.10	COCOSYS-Nodalisation mit neun Zonen (links), simulierter Temperaturverlauf (oben rechts) und experimenteller Temperaturverlauf (Messwerte gemittelt pro 1 m Höhe, unten rechts).....	94
Abb. 6.11	COCOSYS-Nodalisation mit 18 Zonen (links), simulierter Temperaturverlauf (oben rechts) und experimenteller Temperaturverlauf (jeweils gemittelt pro 1 m Poolhöhe, unten rechts).....	95
Abb. 6.12	COCOSYS-Nodalisation mit 9 Schichten von jeweils 34 Zonen. Senkrechte Zonenunterteilung (links), horizontale Zonenunterteilung (mittig) und simulierter Temperaturverlauf in einem senkrechten Zonen-Kanal (rechts).....	97
Abb. 6.13	COCOSYS-Nodalisation mit 19 Schichten von jeweils 34 Zonen. Senkrechte Zonenunterteilung (links), horizontale Zonenunterteilung (mittig) und simulierter Temperaturverlauf in einem senkrechten Zonen-Kanal (rechts).....	97
Abb. 6.14	COCOSYS-Nodalisation mit einer Zone (links), und Vergleich von simuliertem Temperaturverlauf mit mittlerem experimentellem Temperaturverlauf (rechts) unter Verwendung einer modifizierten charakteristischen Länge.....	98
Abb. 6.15	SACO-Rohrbündel mit 5 Messstellen für die Fluidtemperatur entlang der Höhe der Rohrbündelachse (links), 4 SACO-Wärmetauscherrohre (mittleres Bild) und SACO-Behälter (rechts). Einzelbilder aus /FRA 22/	100
Abb. 6.16	SACO-Test P1.1: Zeitliche Abfolge von Versuchsphasen (A bis E, inklusive Konditionierungsphase). Modifikation einer Abbildung aus /FRA 22/	102
Abb. 6.17	COCOSYS-Nodalisation mit Einkanal-Modell des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage.....	103
Abb. 6.18	Vergleich der im Experiment gemessenen Temperaturen an der inneren Wärmetauscherrohroberfläche (T1W.x) entlang der Höhe des Rohrbündels mit den Temperaturen an der inneren Seite der jeweiligen HECU-Strukturen in der COCOSYS-Rechnung.....	105
Abb. 6.19	Zeitlicher Verlauf des in COCOSYS vorgegebenen Massenstroms im Vergleich mit dem im Experiment gemessenen Massenstrom der Speisewasserpumpen	106
Abb. 6.20	COCOSYS-Nodalisation mit Zweikanal-Modell des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage	107

Abb. 6.21	Vergleich der von COCOSYS berechneten Fluidtemperaturen mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters	108
Abb. 6.22	Vergleich der von COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für die Außenseite der obersten (SCT1S5), mittleren (SCT1S3) und untersten (SCT1S1) HECU-Strukturen auf drei verschiedenen Ebenen	109
Abb. 6.23	Mit zu Projektbeginn vorliegender COCOSYS-Version berechneter Wärmeübergangskoeffizient für die Außenseite der mittleren (SCT1S3) HECU-Struktur mit deutlichen Oszillationen beim Regimewechsel	110
Abb. 6.24	Vergleich des von COCOSYS berechneten Füllstandes im SACO-Behälter (rot) mit dem im Experiment gemessenen Werten (schwarz)...	111
Abb. 6.25	Vergleich der von COCOSYS berechneten Wassertemperaturen mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters	112
Abb. 6.26	Vergleich des von COCOSYS mit verschiedenen Wärmeübergangskorrelationen berechneten Füllstandes im SACO-Behälter mit dem Experiment.....	113
Abb. 6.27	Vergleich der von COCOSYS berechneten Wärmeübergangskoeffizienten an der Außenseite der HECU-Strukturen im Kontakt mit Wasser unter Anwendung verschiedener Korrelationen	114
Abb. 6.28	ATHLET-Modellierung des SACO-Behälters der PKL-Versuchsanlage: Draufsicht (links) und Nodalisierungsschema (rechts)	115
Abb. 6.29	Zeitlicher Verlauf der im Experiment gemessenen Temperaturen an der inneren Wärmetauscherrohroberfläche (T1W.x) entlang der Höhe des Rohrbündels als Randbedingungen für die HECU-Strukturen HSC-T1x in ATHLET	116
Abb. 6.30	Vergleich der von ATHLET berechneten Fluidtemperaturen im peripheren Kanal (SCP-CH11) mit den im Experiment gemessenen Temperaturen entlang der Höhe des SACO-Behälters	117
Abb. 6.31	Vergleich der von ATHLET berechneten Fluidtemperaturen mit den Simulationsergebnisse von COCOSYS (Zweikanal-Modell).....	118

Abb. 6.32	Zeitlicher Verlauf des Füllstandes im SACO-Behälter für die ATHLET-Nachrechnung sowie für die COCOSYS-Variantenrechnungen unter Anwendung der Rohsenow- und der Forster-Zuber-Korrelation im Vergleich zum Experiment.....	119
Abb. 6.33	Vergleich des von ATHLET berechneten Wärmeübergangskoeffizienten mit den von COCOSYS berechneten Werten unter Anwendung verschiedener Korrelationen	119

Tabellenverzeichnis

Tab. 5.1	NONEQUILIB Moduleingaben	61
Tab. 5.2	Beispieleingabe für NONEQUILIB Moduleingaben	61

A Abkürzungen

AC ²	Softwarepaket bestehend aus den Einzelprogrammen ATHLET, ATHLET-CD und COCOSYS
AP	Arbeitspaket
AP1000	Advanced Passive PWR mit ca. 1000 MW _{el}
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten
ATHLET-CD	ATHLET mit Core Degradation
BS	Blasensieden
CFD	Computational Fluid Dynamics
CI	Continuous Integration
COCOSYS	Containment Code System
CS	Containment Simulator
CV	Control Volume
DNB	Departure from Nucleate Boiling
EPR	European Pressurised Reactor
FS	Filmsieden
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
HECU	Heat Conduction Modul in ATHLET und COCOSYS

IVMR	In-Vessel Melt Retention
KKW	Kernkraftwerk
MF	Momentum Flux (= Impulsflussdichte)
NOKO	Notkondensator
ONB	Onset of Nucleate Boiling
PAD	Parallel Attachable Drum
PKL	Primärkreislauf
PRHR HX	Passive Residual Heat Removal Heat Exchanger
RDB	Reaktordruckbehälter
RUB	Ruhr-Universität Bochum
SACO	Safety Condenser
SMR	Small Modular Reactor
THAI	Thermal-hydraulics, Hydrogen, Aerosols and Iodine
THY	Thermohydraulikmodul von COCOSYS
TTV	THAI Test Vessel
WWER	Water-Water Energetic Reactor

B Formelzeichen

Dimensionslose Kennzahlen

Gr	Grashof-Zahl	Verhältnis zwischen Auftriebskraft und viskoser Kraft eines Fluids (genauer: Verhältnis zwischen hydrostatischer Auftriebskraft und viskoser Kraft eines Fluids multipliziert mit dem Verhältnis zwischen Trägheitskraft und viskoser Kraft)
Nu	Nußelt-Zahl	Verhältnis von konvektivem Wärmeübergang zwischen einer festen Oberfläche und einem strömenden Fluid und reiner Wärmeleitung im Fluid
Pr	Prandtl-Zahl	Verhältnis zwischen der kinematischen Viskosität und der Temperaturleitfähigkeit eines Fluids (= Verhältnis zwischen Impulsdiffusion zu thermischer Diffusion)
Ra	Rayleigh-Zahl	$Ra = Gr \cdot Pr$ Unterhalb eines kritischen Wertes wird der Wärmetransport durch Wärmeleitung dominiert, oberhalb dieses kritischen Wertes wird der Wärmetransport durch Konvektion dominiert.

Lateinische Buchstaben

$f_{Bündel}$	Bündelfaktor für den konvektiven Wärmeübergang, $f_{Bündel} \geq 1$	–
f_V	Verstärkungsfaktor des konvektiven Anteils beim Strömungssieden durch Dampfblasenbewegung, $f_V \geq 1$	–
F_{boil}	Wärmestrom-Koeffizient für lokale Dampferzeugung	–
h	spezifische Enthalpie	$\frac{J}{kg}$

h''	spezifische Enthalpie der Dampfphase im Sättigungszustand	$\frac{\text{J}}{\text{kg}}$
htc	Wärmeübergangskoeffizient	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$
m	Masse	kg
p	Druck	Pa oder bar
\dot{q}''	Wärmestromdichte	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2}$
$\dot{q}''_{kritisch}$	kritische Wärmestromdichte bei DNB	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2}$
\dot{Q}	Wärmestrom	$\frac{\text{J}}{\text{s}}$
Δt	Zeitintervall	s
T	Temperatur	°C
ΔT_{LUE}	Differenz zwischen Flüssigkeitstemperatur und Siedetemperatur von Wasser	K
ΔT_{WUE}	Differenz zwischen Oberflächentemperatur und Siedetemperatur von Wasser (= Wandüberhitzung)	K
w	Geschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
x_h	Enthalpiedampfgehalt	—

Z Höhenkoordinate m

Griechische Buchstaben

β Kontaktwinkel °

δ innere Übergangsbereichsgrenze für das ATHLET-Gemischspiegelmodell m

ε äußere Übergangsbereichsgrenze für das ATHLET-Gemischspiegelmodell m

μ dynamische Viskosität $\frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}}$

ρ Dichte $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

τ charakteristische Zeitspanne der Verdampfung in COCOSYS s

Subskripte

a außen

BS Blasensieden

DNB Departure from Nucleate Boiling

i innen

in einströmend

j Leitungsindex

l flüssige Phase

MF Momentum Flux (= Impulsflussdichte)

ML Gemischspiegel

o oben

out ausströmend

ONB Onset of Nucleate Boiling

u unten

v Dampfphase

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14

85748 Garching b. München

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

10719 Berlin

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

38122 Braunschweig

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de